



HAL
open science

De l'apport des mesures de champs de température sous sollicitations cycliques pour la caractérisation et la modélisation des propriétés en fatigue des assemblages soudés

Loic Carteron

► To cite this version:

Loic Carteron. De l'apport des mesures de champs de température sous sollicitations cycliques pour la caractérisation et la modélisation des propriétés en fatigue des assemblages soudés. Matériaux et structures en mécanique [physics.class-ph]. ENSTA Bretagne - École nationale supérieure de techniques avancées Bretagne, 2020. Français. NNT : 2020ENTA0003 . tel-03351591

HAL Id: tel-03351591

<https://theses.hal.science/tel-03351591v1>

Submitted on 22 Sep 2021

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.

THESE DE DOCTORAT DE

L'ÉCOLE NATIONALE SUPÉRIEURE
DE TECHNIQUES AVANCÉES BRETAGNE

ÉCOLE DOCTORALE N° 602

Sciences pour l'Ingénieur

Spécialité : « Mécanique des Solides, des Matériaux, des Structures
et des Surfaces »

Par

Loïc CARTERON

De l'apport des mesures de champs de température sous sollicitations cycliques pour la caractérisation et la modélisation des propriétés en fatigue des assemblages soudés

Thèse présentée et soutenue à Brest, le 17/06/2020

Unité de recherche : Institut de Recherche Dupuy de Lôme (IRD), UMR CNRS 6027, Brest

Rapporteurs avant soutenance :

Nicolas RANC

Habibou MAITOURNAM

Professeur des Universités, PIMM, ENSAM Paris

Professeur des Universités, IMSIA, ENSTA ParisTech

Composition du Jury :

Président :

Damien HALM

Professeur des Universités, Institut Pprime, ISAE-ENSMA

Examineurs :

Sylvie POMMIER

Matteo Luca FACCHINETTI

Professeur des Universités, LMT Cachan, ENS Paris Saclay

Docteur ingénieur, Group PSA Peugeot Citroën

Dir. de thèse :

Cédric DOUDARD

Professeur (HDR), IRDL, ENSTA Bretagne

Co-dir. de thèse :

Sylvain CALLOCH

Professeur des Universités, IRDL, ENSTA Bretagne

Encadrant :

Bruno LEVIEIL

Maitre de conférences, IRDL, ENSTA Bretagne

Invité(s)

Julien BEAUDET

Docteur ingénieur, Naval Group

Florent BRIDIER

Docteur ingénieur, Naval Group

Anthony Ezanno

Docteur ingénieur, DGA

REMERCIEMENTS

Je tiens tout d'abord à remercier les membres du jury pour avoir accepté d'évaluer mes travaux de thèse. Merci aux rapporteurs Nicolas RANC et Habibou MAITOURNAM pour leur rapport détaillé et les questions soulevées. Merci également à Matteo LUCA FACCHINETTI pour sa lecture minutieuse qui a permis de relever les dernières erreurs d'écriture. Merci à Sylvie POMMIER pour ses interventions lors de la soutenance qui m'ont permis de prendre du recul sur certains aspects de mon travail. Enfin, merci à Damien HALM d'avoir présidé la soutenance, et ceux en présentiel, malgré les difficultés liées au contexte post-confinement 2020.

Un grand merci ensuite à Naval Group d'avoir financé ces recherches via une convention CIFRE avec l'ANRT. Merci aux collègues de chez Naval Group qui ont pu suivre mes travaux et avec qui j'ai pu échanger sur certaines problématiques techniques fascinantes. Merci d'avoir partagé certaines idées qui m'ont notamment permis d'obtenir de très beaux résultats d'essais. Je tiens également à remercier chaleureusement mes encadrants Naval Group, Julien BEAUDET et Florent BRIDIER qui ont su me faire confiance pour mener à bien ce sujet de thèse ambitieux. Je suis très heureux d'avoir pu évoluer à leurs côtés pour découvrir grâce à eux un secteur industriel singulier, chargé de sujets scientifiques passionnants.

Merci en particulier à Julien pour ses conseils et ses propositions techniques, merci pour sa disponibilité et également pour ses rappels des priorités du projet du point de vue industriel. Merci également à lui de m'avoir épargné les démarches administratives les plus contraignantes lors de ces années de thèse.

Merci en particulier à Florent pour ses interventions toujours pertinentes. Merci pour ses encouragements et son humour. Merci également de m'avoir organisé une rencontre avec le bureau d'étude du site de Lorient et une visite du chantier naval. Ces événements ont participé à mon immersion dans le sujet de thèse et à une meilleure compréhension des enjeux industriels.

Un très grand merci ensuite à toute l'équipe encadrante du laboratoire (Cédric DOUDARD, Sylvain CALLOCH, Bruno LEVIEIL) pour ces trois superbes années, chargées de moments inoubliables et qui m'auront permis d'évoluer sur de nombreux aspects, autant scientifiques qu'humains. Merci de m'avoir proposé de participer à des conférences enrichissantes telles que celle d'Aussois par exemple. Cette conférence m'a inspiré de belles pistes à explorer sur mon sujet. Merci également de m'avoir fait confiance pour représenter l'équipe lors de conférences internationales, comme Fatigue 2018 à Poitiers ou Fatigue Damage à Hyannis. Merci de m'avoir fait confiance pour évoluer dans ce laboratoire en toute autonomie me permettant la prise en main d'un grand nombre d'équipements de mesures et d'essais pointus et fascinants. Un grand merci pour vos encouragements et votre soutien, et pour tout ce que j'ai pu apprendre pendant ces années.

Un grand merci en particulier à Cédric. Merci pour ta patience, ta pédagogie et ta bonne humeur. Merci pour le temps passé à m'aider à mettre en place les essais, et notamment pour m'avoir transmis le savoir nécessaire à la mise en place de mesures

infrarouges dignes de ce nom. Merci également d'avoir permis au Black Mises de pouvoir se révéler au grand public et ce sur une scène inédite et insolite. Enfin, pour tes innombrables qualités humaines et scientifiques, ton exemple restera pour moi un modèle à suivre.

Merci ensuite à Sylvain. Pour commencer, merci d'avoir décroché ton téléphone en automne 2017 et de m'avoir proposé ce beau projet. Merci d'avoir cru en moi et de m'avoir poussé. Merci pour nos discussions et échanges sur le thème de la mécanique, mais également pour ton ouverture à d'autres sujets scientifiques captivants. Merci enfin pour ton esprit de compétition qui nous a permis de nous retrouver et de nous challenger lors d'évènements sportifs. Ton parcours et l'énergie que tu as mis dans la construction de ce laboratoire sont pour moi une grande source d'inspiration.

Bruno, merci pour ton humour et ta bonne humeur sans limites. Merci pour tes conseils et ton soutien dans les moments de doutes. Ton investissement dans la vie du laboratoire, ton état d'esprit positif et tes initiatives parfois surprenantes sont de très précieux atouts.

Ce fut donc un plaisir et un honneur de travailler parmi vous. J'espère sincèrement garder contact et pourquoi pas collaborer à nouveau sur de futurs projets. Ma gratitude à votre égard ne peut pas se résumer à ces quelques mots.

Je souhaite ensuite remercier toute l'équipe technique de la plateforme MASMECA avec qui j'ai apprécié les moments d'échanges techniques autour de la mise en place de mes essais, ainsi bien sûr que les moments d'échanges plus informels. Je tiens ainsi à remercier en premier lieu Frédéric MONTEL pour m'avoir formé au pilotage des différentes machines d'essais et de m'avoir transmis une partie de son savoir de mécanicien aguerri. Merci à Didier PENCHENAT, pour nos échanges sur des sujets techniques très variés, abordés toujours avec humour. Merci en particulier de m'avoir conçu et fait fabriquer un dispositif de centrage et de maintien de mes éprouvettes dans les mordaches de la machine de traction. Cet outil m'a économisé un temps précieux et m'a permis de réaliser mes essais dans de bien meilleures conditions. Merci à Philippe GODEC, pour m'avoir intégré à sa formation à la soudure. Cela aurait été un comble d'obtenir le grade de docteur sur la fatigue des joints soudés sans jamais avoir soudé à l'arc électrique. Merci à Raphaël PONCIN pour sa disponibilité et son naturel. Je garderai le souvenir de nos échanges sur le choix des cadeaux de Noël ou sur le sport. Merci à Sébastien BOURC'HIS pour sa gentillesse et sa disponibilité. Merci à Éric SALIOU pour sa réactivité remarquable et ses conseils avisés concernant la réalisation de mes éprouvettes. Merci également pour tes astuces en construction rénovation de bâtiments et le prêt de certains de tes outils qui m'ont bien aidé dans les travaux de mon appart. Merci enfin à Bruno MECUCCI-MICUCCI pour nos agréables échanges sur la musique, notre passion commune après la mécanique.

J'aimerais également remercier les membres du laboratoire et toutes les personnes avec qui j'ai pu échanger lors des pauses café, au détour d'un couloir, en séminaire, au self ou lors d'évènements particuliers. Un grand merci en particulier à Vincent LE SAUX pour nos plaisants échanges concernant la mise en place et l'utilisation de techniques de mesures de champs de température via caméra infrarouge. Ton aide sur ce sujet fut je pense un élément clé de la réussite de ma thèse, merci à toi. Un grand merci également à Sylvain MOYNE pour son aide précieuse sur la prise en main d'outils numériques complexes comme

la simulation XFEM. Merci aussi en particulier aux collègues enseignants chercheurs, Yann MARCO, Nicolas CARRERE, Sylvain MOYNE, Julien JUMEL, Vincent LE SAUX, Pierre BIDAUD pour leurs conseils et remarques constructives lors de mes pré-soutenances. J'aimerais aussi remercier Swann G. et Mélanie D. qui, dans le cadre de leur stage, ont bien voulu participer à l'exploration de certaines des pistes de mon sujet de thèse. Enfin, un grand merci aux doctorants, post-doctorants et ingénieurs de recherche (Julien L., Vincent R., Lorenzo B., Celia C., Jérémy L., Thomas G., Cédric B., Vincent D., Yoan C., Jean-Baptiste L.B., Libor N., Prashanth R., Louis L., Jean L., Morgane B., ...et ceux que j'aurais oublié de citer !) avec qui j'ai pu partager cette superbe aventure. Un grand nombre d'entre eux resteront je l'espère des amis sur qui l'on peut compter et que l'on apprécie toujours de retrouver malgré le temps passé ou l'éloignement. De très bons moments me reviennent en mémoire en repensant aux discussions au labo, aux soirées dans les bars de Brest, aux soirées œnologie, aux barbecues, aux tournois sportifs, aux sorties bateau sur la rade, aux sessions musique...

Enfin, je me dois de remercier mes parents et ma famille. En effet, mon parcours académique n'a été rendu possible que par leur amour et leur soutien sans failles.

Pour finir, j'aimerais remercier de tout mon cœur ma chère et tendre Fanny qui m'a suivi jusqu'à Brest pour ma thèse, qui m'a supporté et reboosté lors des périodes difficiles, et qui a été la première à relire le manuscrit pour corriger les fotes d'orthographe. Merci !

TABLE DES MATIERES

Remerciements	3
Table des matières	7
Table des figures	11
Table des tableaux	21
Introduction	23
Chapitre I . État de l'art et positionnement du problème	31
I.1 Fatigue des assemblages soudés.....	31
I.1.1 Principes généraux de la fatigue des matériaux.....	31
I.1.2 Durabilité des assemblages soudés.....	35
I.1.3 Techniques de parachèvement.....	42
I.1.4 Dimensionnement en fatigue des assemblages soudés.....	49
I.1.5 Synthèse et identification des problématiques.....	53
I.2 Mesures thermiques en mécanique.....	54
I.2.1 Approches «actives» basées sur l'utilisation d'une source de chaleur externe	55
I.2.2 Analyses du couplage thermoélastique.....	57
I.2.3 Identification directe de sources dissipatives.....	62
I.2.4 Caractérisation des propriétés en fatigue par l'approche « auto- échauffement »	63
I.3 Conclusions du chapitre.....	72
Chapitre II . Mesures thermométriques sur joints soudés : caractérisation des éprouvettes et protocole expérimental	78
II.1 Caractérisation expérimentale du métal de base	79
II.1.1 L'acier DH36	79
II.1.2 Caractérisation traditionnelle de la tenue en fatigue du matériau.....	82
II.1.3 Caractérisation de la tenue en fatigue du matériau via l'approche auto- échauffement	83
II.2 Fiches d'identité des assemblages soudés étudiés	98
II.2.1 Les configurations d'éprouvettes étudiées.....	98
II.2.2 Observations à l'échelle macroscopique.....	100
II.2.3 Observations à l'échelle microscopique.....	107
II.2.1 Essais de fatigue traditionnels sur joints soudés.....	108
II.2.2 Bilan des caractérisations conventionnelles sur les deux configurations....	111
II.3 Protocole expérimental de mesures thermiques sur joints soudés.....	112
II.3.1 Préparation des éprouvettes en vue des mesures thermiques.....	113
II.3.2 Équipements utilisés.....	115
II.3.3 Chargements	116

II.3.4	Mesure de champ de température à l'aide d'une caméra infrarouge.....	117
II.3.5	Sources d'erreurs expérimentales	119
II.4	Conclusions du chapitre	121

Chapitre III . Résultats et analyse des données expérimentales de température : post-traitement et confrontation de configurations d'éprouvettes **126**

III.1	Approche moyenne 0D	126
III.1.1	Dépouillement et courbes d'auto-échauffement 0D.....	127
III.1.2	Influence de la taille de zone considérée.....	129
III.1.3	Approche empirique pour la caractérisation des propriétés en fatigue sur éprouvettes joints soudés cruciformes.....	129
III.1.4	Bilan d'une approche auto-échauffement 0D.....	131
III.2	Analyses 2D des films infrarouges	132
III.2.1	Prise en compte d'un mouvement de corps rigide.....	132
III.2.2	Cartographies de couplage thermoélastique.....	134
III.2.3	Recherche de sources de dissipation 2D.....	137
III.3	Analyses 1D des films infrarouges	142
III.3.1	Recherche de sources de dissipation via une approche 1D.....	142
III.3.2	Profils 1D de la température associée au couplage thermoélastique	144
III.3.3	Quantification d'une contrainte géométrique	145
III.3.4	Détermination d'une contrainte locale.....	150
III.4	Détection et suivi de propagation de fissures à partir des mesures infrarouges....	156
III.4.1	Évolution du couplage thermoélastique lors d'un essai de fatigue.....	157
III.4.2	Proposition d'un dépouillement permettant le suivi de propagation de fissures.....	159
III.5	Bilan des analyses du couplage thermoélastique	173
III.6	Conclusions du chapitre	175

Chapitre IV . Modèle de durée de vie d'un joint brut de soudage identifié à partir des mesures thermométriques **180**

IV.1	Mise en place d'un modèle basé sur la mécanique linéaire de la rupture.....	180
IV.1.1	Objectifs et cahier des charges du modèle.....	181
IV.1.2	Architecture du modèle.....	182
IV.1.3	Hypothèses et simplifications.....	182
IV.2	Génération d'une population initiale de défauts	183
IV.2.1	Stratégie et outils choisis	183
IV.2.2	Influence des paramètres de génération sur la population de fissures.....	185
IV.3	Propagation et coalescence des fissures.....	187
IV.3.1	Loi de propagation et gestion des coalescences	187
IV.3.2	Facteur d'intensité des contraintes.....	188
IV.4	Critère d'arrêt et résultats du modèle.....	193
IV.4.1	Critère d'arrêt.....	193
IV.4.2	Cinétique de propagation de fissures.....	194
IV.4.3	Propriétés en fatigue	195

<i>IV.4.4 Influence des paramètres d'entrée.....</i>	<i>196</i>
IV.5 Stratégie d'identification des paramètres	197
<i>IV.5.1 Identification des paramètres de propagation</i>	<i>198</i>
<i>IV.5.2 Identification des paramètres de génération de population</i>	<i>199</i>
<i>IV.5.3 Autres stratégies d'identification</i>	<i>202</i>
IV.6 Validation du modèle	204
<i>IV.6.1 Confrontation du modèle aux essais de fatigue</i>	<i>204</i>
<i>IV.6.2 Impact de la coalescence sur la durée de vie</i>	<i>204</i>
IV.7 Conclusions du chapitre	205
<i>IV.7.1 Bilan du modèle développé.....</i>	<i>205</i>
<i>IV.7.2 Points d'amélioration ou de vérification</i>	<i>206</i>
 Conclusion générale	 208
 Annexe 1 . Principaux procédés de parachèvement : description succincte de leur fonctionnement et de leurs effets	 215
V.1 Méthodes de rectification	215
V.2 Méthodes de refusion.....	216
V.3 Méthodes de déformation du pied de cordon.....	217
V.4 Méthodes agissant principalement sur les contraintes résiduelles et les propriétés locales.....	219
V.5 Autres méthodes.....	221
 Annexe 2 . Caractérisation mécanique de l'acier DH36 : campagne d'essais de traction charges-décharges	 222
VI.1 Protocole expérimental.....	222
VI.2 Dépouillement	224
VI.3 Observations	225
VI.4 Modélisation.....	228
VI.5 Conclusions	232
 Bibliographie	 233

TABLE DES FIGURES

Figure 1 : Etapes de vérification de la tenue en fatigue de la structure d'un bâtiment de surface	24
Figure 2 : Transposition de l'échelle NMT (Niveaux de Maturité Technologique [Norme ISO 16290 2013] ou TRL en anglais pour Technological Readiness Level) aux étapes de développement d'une méthode d'essai	27
Figure 3 : Echelles des longueurs de fissures d'un composant soumis à un chargement cyclique. Inspiré de [Tanaka 2003]	32
Figure 4 : Chargement de fatigue à amplitude, Σ_0 , constante. L'étendue du chargement est définie par la différence entre la contrainte max et la contrainte min, soit $2\Sigma_0$.	34
Figure 5 : Résultats expérimentaux d'essais de fatigue et modèle de Stromeyer [Munier 2012]	34
Figure 6 : Classement des techniques de soudage [Le Quilliec et al. 2014]	36
Figure 7 : Principe du soudage à l'arc électrique à l'aide d'une torche MIG ou MAG [Le Quilliec 2011]	36
Figure 8 : Terminologie des éléments d'une soudure d'angle [Muzeau 2015]	37
Figure 9 : Exemples de détails de soudure : de g. à d. : joint bout à bout, joint à clin, joint en T [Le Quilliec 2011]	37
Figure 10 : Limite de fatigue à $2 \cdot 10^6$ cycles de différents détails de soudure [Michel 2006]	38
Figure 11 : Série de paramètres utilisés par [Le Quilliec 2011] pour décrire la géométrie d'un joint cruciforme	38
Figure 12 : (a) Effets d'échelle et (b) influence de la densité de points de mesure ou du post-traitement des données sur la détermination d'un rayon de raccordement en pied de cordon [Zerbst et al. 2014]	39
Figure 13 : Exemple de variation du facteur de concentration des contraintes le long d'un pied de cordon [Zerbst et al. 2014]	39
Figure 14 : Microscopie d'un profil de soudure présentant plusieurs défauts [Le Quilliec 2011]	40
Figure 15 : Défauts de forme du cordon. De g. à d. : surépaisseur, malformation et caniveaux [Le Quilliec et al. 2014]	40
Figure 16 : Défauts géométriques macroscopiques : de g. à d. : défaut d'alignement, défaut angulaire, défaut d'accostage [Le Quilliec et al. 2014]	40
Figure 17 : Forme typique des profils de contraintes résiduelles dans un assemblage soudé bout à bout [Masubuchi et al. 2001; Zerbst et al. 2014]	41
Figure 18 : Classification des procédés de parachèvement	43
Figure 19 : Exemples de profils obtenus. De g. à d.: brut de soudage, pied fraisé, pied martelé à HF, refusion TIG [Pedersen et al. 2010]	43
Figure 20 : Amélioration de la tenue en fatigue en fonction des contraintes résiduelles induites [Bellow, Faulkner, & Wahaw 1986]. ΔSC correspond ici à la valeur absolue de la différence entre l'état de contrainte résiduel initial en pied de	

cordons (150 MPa) et la contrainte de compression introduite par les différentes formes de parachèvement considérées.	44
Figure 21 : Influence du rapport de charge sur le degré d'amélioration de durée de vie d'un joint bout à bout en Al grenailé sollicité en traction [Sonsino 2009].....	45
Figure 22 : Facteurs d'amélioration obtenus par martelage HF de joints soudés en fonction de la limite élastique du matériau [Yildirim 2016]. Les points noirs sont des résultats d'essai obtenus à amplitude constante pour un rapport de charge $R \leq 0.15$ et doivent être comparés à la courbe noire qui correspond aux recommandations de l'IIS. Yildirim propose la prise en compte d'autres courbes de design pour prendre en compte l'effet du rapport de charge.	45
Figure 23 : Effet d'un chargement variable sur les courbes S-N d'un joint soudé en T brut et martelé [Marquis 2010]. La notation VA correspond au chargement à amplitude variable (VA pour Variable Amplitude en anglais).....	46
Figure 24 : Comparaison de l'effet du martelage HF entre joint brut (1), joint traité directement après soudure (2) et joint traité après 50% de la durée de vie initiale (3) [Kudryavtsev & Kleiman 2013]	47
Figure 25 : Amélioration des propriétés en fatigue, obtenue par les procédés de refusion TIG et de martelage HF [Yildirim 2016].....	47
Figure 26 : Degré d'amélioration de la tenue en fatigue obtenu avec différents procédés de parachèvement	48
Figure 27 : Extrait du tableau des valeurs de résistance à la fatigue dressé pour chaque type de joint, évaluées sur la base de l'approche en contraintes nominales [Hobbacher 2018].....	49
Figure 28 : Courbes S-N de résistance à la fatigue pour l'acier : approche contrainte nominale [Hobbacher 2018]	49
Figure 29 : Définition de la contrainte géométrique [Hobbacher 2018].....	50
Figure 30 : Domaines de propagation de fissures en fonction de l'étendue du facteur d'intensité des contraintes [Schijve 2012].....	53
Figure 31 : Montage expérimental pour la détection de défauts par thermographie active [Ibarra-castaneda 2005]. Placements possibles de la source de chaleur externe..	55
Figure 32 : Montage expérimental pour la détection de fissures sur un cordon de soudure [Broberg 2013].....	56
Figure 33 : Détection de fissures sur cordon MAG via caméra infrarouge et source lumineuse externe [Broberg 2013].....	56
Figure 34 : Champ de contrainte (amplitude du 1er invariant) sur triangle de suspension par (a) calcul EF et (b) approche TSA [Florin 2015].....	59
Figure 35 : Eprouvette soudée bout à bout en acier S355 [Ummenhofer & Medgenberg 2008].....	60
Figure 36 : Evolution d'une cartographie d'amplitude du couplage thermoélastique mettant en évidence un amorçage de fissure en pied de cordon [Ummenhofer & Medgenberg 2008].....	60
Figure 37 : Géométrie d'une éprouvette CT utilisée pour l'étude de propagation de fissures [Farahani, Tavares, & Moreira 2016]	61
Figure 38 : Evolution du facteur d'intensité des contraintes par analyse du couplage thermoélastique [Chen et al. 2018].....	61

Figure 39 : Hétérogénéités du champ de terme source dissipatif sur un joint soudé en 316L [Seelan 2018].....	63
Figure 40 : Évolution de la température moyenne pour chacun des paliers de chargement lors d'un essai complet d'auto-échauffement [Munier 2012]	64
Figure 41 : Courbe d'auto-échauffement établie à partir de la température moyenne stabilisée des courbes de la Figure 40 [Munier 2012].....	64
Figure 42 : Application de deux approches empiriques (nommées ici OCM et TCM) et comparaison au résultat d'une campagne de fatigue conventionnelle (SCM) [Curà, Curti, & Sesana 2005]	66
Figure 43 : Identification des paramètres du modèle déterministe sur la courbe d'auto-échauffement [Doudard 2004].....	67
Figure 44 : Courbe S/N moyenne donnée par le modèle déterministe [Doudard 2004].....	67
Figure 45 : Historique des études réalisées sur l'auto-échauffement [Louge 2019].....	69
Figure 46 : Niveau TMRL pour différentes approches thermométriques. La valeur maximale de chaque ligne est à nuancer car des exceptions sont toujours possibles.	69
Figure 47 : Montage expérimental permettant la mesure de champs de température sur une pale d'hélice de patrouilleur [Ezanno 2011]	70
Figure 48 : Logigramme de la démarche adoptée pour caractériser les propriétés en fatigue de mini-structures joints soudés de type naval.....	74
Figure 49 : Position du chapitre II dans le logigramme de la démarche adoptée pour caractériser les propriétés en fatigue de mini-structures joints soudés	77
Figure 50 : Image microscope (x300) du cœur d'une tôle de DH36	80
Figure 51 : Cartographie EBSD (x400) du cœur d'une tôle de DH36. Z0 correspond à la direction de laminage sur la Figure 50	80
Figure 52 : Découpe dans l'épaisseur des barreaux par électroérosion.....	80
Figure 53 : Epreuve de caractérisation du comportement mécanique du matériau montée dans les mors hydrauliques d'une machine de traction Instron.....	81
Figure 54 : Courbe de traction monotone d'une éprouvette en DH36 prélevée dans une tôle de 10 mm selon la direction de laminage.....	81
Figure 55 : Géométrie des éprouvettes de fatigue en DH36 utilisées sur vibrophore	82
Figure 56 : Géométrie des éprouvettes cylindrique en DH36 utilisées pour les essais d'auto-échauffement	84
Figure 57 : Photo du montage avec 3 thermocouples	84
Figure 58 : Représentation du palier de chargement n°10 : bloc de 5000 cycles d'amplitude constante puis un maintien à effort nul.....	84
Figure 59 : Signal de température obtenu par le thermocouple placé sur l'éprouvette lors du palier de chargement n°10.....	84
Figure 60 : Données de mesure brutes issues des trois thermocouples lors d'un essai d'auto-échauffement sur éprouvette matériau	85
Figure 61 : Paliers consécutifs d'auto-échauffement sur éprouvette matériau, i.e. élévation de température moyenne de l'éprouvette, après prise en compte de la dérive thermique des mors	85
Figure 62 : Identification de l'élévation de température moyenne sur les 5 dernières secondes de sollicitation de chaque palier.	86

Figure 63 : Courbe d'auto-échauffement établie en considérant une élévation de température moyenne au bout de 5000 cycles.....	86
Figure 64 : Superposition des courbes d'auto-échauffement obtenues par trois approches différentes.....	87
Figure 65 : Représentation du Volume Élémentaire Représentatif (VER en français ou REV en anglais) du modèle probabiliste à deux échelles, et représentation de l'activation des sites en fonction du chargement [Munier et al. 2014].....	90
Figure 66 : Identification des paramètres du modèle probabiliste.....	93
Figure 67 : Description de la courbe d'auto-échauffement par le modèle identifié	94
Figure 68 : Résultat du modèle probabiliste et validation par confrontation aux résultats des essais de fatigue classiques.....	94
Figure 69 : Effet de la fréquence sur les paliers d'élévation de température.....	96
Figure 70 : Influence de la fréquence sur l'énergie dissipée totale.....	96
Figure 71: Influence du rapport de charge sur les courbes d'auto-échauffement (essais à 10 Hz)	97
Figure 72 : Diagramme de Haigh.....	97
Figure 73 : Influence de la direction de laminage sur les courbes d'auto-échauffement (essais à 10 Hz)	97
Figure 74 : Soudage d'un raidisseur de chaque côté de tôles, perpendiculairement au sens de laminage des tôles, avec passes de soudage croisées	99
Figure 75 : Tronçonnage des plaques raidies et mise à l'écart des extrémités et tronçons avec interruption du cordon.....	99
Figure 76 : Dimensions globales des éprouvettes soudées cruciformes en mm	99
Figure 77 : Schéma de la déformée des éprouvettes cruciformes après soudage.....	100
Figure 78: Positionnement du système GOM® de stéréo-corrélation d'images.....	101
Figure 79 : Résultats des corrélations d'images sur une éprouvette brute de soudage, pour différents états, après réalisation des 3 premières étapes du protocole de dépouillement. Certains pixels bleu foncé correspondent à des effets de bords.	102
Figure 80 : Mesures par stéréo-corrélation d'images du champ de déplacement (côté convexe) d'une éprouvette brute de soudage (à g.) et d'une éprouvette parachevée TIG (à d.) lors de leur mise en place dans les mors. L'abscisse 0 correspond à l'axe référence défini par les mors hydrauliques (axe de dégauchissage).....	103
Figure 81 : Géométrie d'éprouvette selon la configuration	104
Figure 82 : Micrographie d'un joint cruciforme brut de soudage.....	105
Figure 83 : Micrographie d'un joint cruciforme parachevé TIG.....	105
Figure 84 : Moulage des pieds de cordon en résine silicone	106
Figure 85 : Analyse des contraintes résiduelles par diffraction de rayons X dans la profondeur d'une tôle de 10 mm en DH36 (0 mm correspond à la surface libre initiale).....	106
Figure 86 : Montage expérimental permettant l'analyse de contraintes résiduelles par DRX le long d'un profil linéaire tracé en noir	107
Figure 87 : Contraintes résiduelles obtenues par DRX le long d'un profil linéaire dont le zéro correspond au pied de cordon (mesure en surface après électropolissage de 20 μm	107

Figure 88 : Analyse EBSD des zones de transition entre métal fondu, ZAT et métal de base. MF correspond à l'acronyme pour métal fondu et MB à celui de métal de base.....	109
Figure 89 : Types de rupture observés.....	110
Figure 90 : Points de fatigue expérimentaux et courbes de conception déterminées selon la norme NF A03-405 [AFNOR 1991].....	110
Figure 91 : Effet du sablage sur le champ des contraintes dans la profondeur d'une tôle de 10mm en DH36. Enlèvement de matière pris en compte par les formules de Moore et Evans [Moore & Evans 1958].....	114
Figure 92 : Effet du sablage sur la largeur à mi-hauteur des pics de diffraction. Cet indicateur est révélateur des déformations plastiques dans le matériau.....	114
Figure 93 : Positionnement de la caméra devant la machine de traction.....	116
Figure 94 : Système de refroidissement des mors.....	116
Figure 95 : Cadrage de la zone d'intérêt.....	116
Figure 96 : Représentation du sous-échantillonnage (effet stroboscopique) d'un signal de 1,02 Hz par une acquisition à 1 Hz.	118
Figure 97 : Schéma illustrant le principe d'un bilan radiométrique (transmission dans l'air négligée) [Le Saux 2018].....	118
Figure 98 : Image extraite d'un film infrarouge enregistré lors d'un palier d'auto-échauffement sur éprouvette brute de soudage.....	122
Figure 99 : Position du chapitre III dans le logigramme de la démarche adoptée pour caractériser les propriétés en fatigue de mini-structures joints soudés.....	125
Figure 100 : Evolution de la température moyenne sur la zone en pointillés et identification d'une dérive.....	128
Figure 101 : Evolution de l'échauffement θ_{0D} sans dérive thermique.....	128
Figure 102 : Courbes d'auto-échauffement 0D obtenues pour deux éprouvettes brutes de soudage (B6C et B8I) et deux éprouvettes parachevées par refusion TIG (T9D et T11B).....	128
Figure 103 : Taille et position des zones de calcul de la température moyenne.....	129
Figure 104 : Influence de la taille de zone moyenne sur les courbes d'auto-échauffement	129
Figure 105 : Dépouillement empirique de la courbe d'auto-échauffement d'une éprouvette parachevée TIG.....	130
Figure 106 : Résultat de l'approche auto-échauffement 0D empirique sur éprouvettes parachevées TIG.....	131
Figure 107 : Première image du premier film infrarouge.....	133
Figure 108 : Détection du raidisseur sur le profil moyen 1D de la Figure 107.....	133
Figure 109 : Mouvement de corps rigide identifié sur le raidisseur.....	133
Figure 110 : Rappel du cadrage (a) et exemples de cartographies de $\Delta\theta_{the}$ pour trois configurations d'éprouvettes : (b) usinée, (c) brute de soudage et (d) parachevée par refusion TIG.....	136
Figure 111 : Cartographie de $\Delta\theta_{the}$ sur le flan d'une éprouvette usinée.....	136
Figure 112 : Proportionnalité de $\Delta\theta_{the}$ par rapport à la contrainte nominale.....	137
Figure 113 : Moyenne des cartographies de températures sur les 5 dernières images de la phase d'échauffement. Eprouvette brute de soudage.....	140

Figure 114 : Moyenne des cartographies de températures sur les 5 dernières images de la phase d'échauffement. Epreuve parachevée TIG	140
Figure 115 : Différence de cartographies de températures en début d'échauffement. Epreuve brute de soudage	141
Figure 116 : Différence de cartographies de températures en début d'échauffement. Epreuve parachevée TIG	141
Figure 117 : Différence de cartographies de températures au refroidissement. Epreuve brute de soudage	141
Figure 118 : Différence de cartographies de températures au refroidissement. Epreuve parachevée TIG.....	141
Figure 119 : Evolution des profils 1D moyen sur une éprouvette brute de soudage	143
Figure 120 : Evolution des profils 1D moyen sur une éprouvettes parachevée TIG	143
Figure 121 : Zone de calcul du profil moyen. Exemple illustré sur une éprouvette usinée	145
Figure 122 : Superposition d'un profil local au profil moyen excluant les bords de l'éprouvette. Zones de calcul définies sur la Figure 121	145
Figure 123 : Influence du moment de flexion sur les profils moyens de $\Delta\theta_{the}$	146
Figure 124 : Détermination d'une contrainte géométrique à partir d'un profil de $\Delta\theta_{the}$..	147
Figure 125 : Evolution de la contrainte géométrique déterminée à partir du couplage thermoélastique au cours d'un essais d'auto-échauffement.....	147
Figure 126 : Face concave de l'éprouvette préparée pour l'acquisition d'images infrarouges	148
Figure 127 : Mise en place des équipements pour la réalisation d'un essai sur-instrumenté (de g. à d. : caméra IR, machine de traction, système GOM).....	148
Figure 128 : Face convexe de l'éprouvette préparée pour la mesure de champs de déformation	148
Figure 129 : Cartographie de $\Delta\theta_{the}$ de l'essai sur-instrumenté.....	149
Figure 130 : Modèle analytique 1D de la déformation des éprouvettes cruciformes	149
Figure 131 : Superposition des différentes mesures d'un essai sur-instrumenté	150
Figure 132 : Maillage du modèle mécanique	151
Figure 133 : Confrontation du modèle mécanique à la mesure par caméra infra-rouge pour l'éprouvette usinée R1.....	152
Figure 134 : Corrélacion essai-calcul mécanique et thermomécanique sur l'éprouvette usinée R1.....	153
Figure 135 : Influence de la fréquence de sollicitation sur les profils de $\Delta\theta_{the}$	154
Figure 136 : Modification du modèle numérique par l'ajout d'une déformation de l'éprouvette	155
Figure 137 : Confrontation essai-calcul des profils moyens d'amplitude du premier invariant pour une éprouvette brute de soudage	156
Figure 138 : Evolution de la cartographie de $\Delta\theta_{the}$ au cours d'un palier d'auto-échauffement mené jusqu'à rupture sur une éprouvette brute de soudage.....	158
Figure 139 : Evolution de la cartographie de $\Delta\theta_{the}$ au cours d'un essai de fatigue sur une éprouvette parachevée par refusion TIG	159
Figure 140 : 1ère cartographie de $\Delta\theta_{the}$ obtenue sur une éprouvette brute de soudage lors d'un essai de fatigue.....	161
Figure 141 : Histogramme de l'image Figure 140.....	161

Figure 142 : Recadrage de la Figure 140 sur le pied de cordon inférieur à trois instants de l'essai de fatigue.....	161
Figure 143 : Histogrammes superposés des images de la Figure 142 et choix du paramètre de seuillage pour l'éprouvette considérée.....	162
Figure 144 : Segmentations des images de la Figure 142 en considérant le seuil représenté Figure 143.	163
Figure 145 : Résultat du post-traitement des images de la Figure 142.....	164
Figure 146 : Résultat du post-traitement : suivi de l'évolution des tailles de fissure.....	164
Figure 147 : Sensibilité du choix du seuil sur la segmentation des images	165
Figure 148 : Sensibilité du choix du seuil sur le résultat du post-traitement.....	165
Figure 149 : Sensibilité du choix du seuil sur le suivi de fissure. Propagation de la fissure la plus à gauche sur les images de la Figure 148.....	166
Figure 150 : Labélisation de la Figure 142(b) préliminaire à l'application de l'algorithme du Random Walker : les pixels bleus et rouges sont les phases « connues » de l'image.....	167
Figure 151 : Segmentation de la Figure 142(b) par l'algorithme « Random Walker ».....	167
Figure 152 : Confrontation des tailles de fissures obtenues via post-traitement des cartographies de $\Delta\theta_{the}$ aux tailles de fissures observées au microscope sur les fractographies marquées.....	168
Figure 153 : Validation expérimentale du post-traitement proposé.....	168
Figure 154 : Résultats du post-traitement appliqué à 5 éprouvettes brutes de soudage sollicitées à différents niveaux de chargements et à une éprouvette parachevée TIG	170
Figure 155 : Evolution cyclique de la largeur de fissure pour différents niveaux de contrainte.....	171
Figure 156 : Vitesse de propagation en fonction de l'amplitude de la contrainte nominale	172
Figure 157 : Résultats d'essais de fatigue traditionnels traités en considérant un critère d'arrêt en amorçage d'une fissure de 2 mm.....	173
Figure 158 : Ratio de durée de vie selon un critère en amorçage d'une fissure de 2 mm par rapport au nombre de cycles à rupture en fonction de l'amplitude de contrainte nominale.....	173
Figure 159 : Position du chapitre IV dans le logigramme de la démarche adoptée pour caractériser les propriétés en fatigue de mini-structures joints soudés	179
Figure 160 : Schéma de l'architecture du modèle développé.....	182
Figure 161 : Allure de la fonction bêta permettant la génération d'une population de fissures initiales	184
Figure 162 : Champs du premier invariant du tenseur des contraintes dans l'épaisseur d'une éprouvette cruciforme, au niveau du pied de cordon.....	188
Figure 163 : Fissure débouchante semi-elliptique dans un alésage, d'après [Newman & Raju 1984]. Illustration modifiée pour présenter une orientation comparable à la figure précédente.	189
Figure 164 : Evolution de la profondeur de fissure par rapport à sa largeur	190
Figure 165 : Représentation de la fonction de forme considérée dans le modèle.....	191
Figure 166 : Fissure semi-elliptique considérée dans la simulation XFEM.	192

Figure 167 : Modèle avec éléments finis enrichis XFEM avec fissure initiale en pied de cordon.	192
Figure 168 : Evolution de la profondeur de fissures lors d'une simulation XFEM.....	193
Figure 169 : Evolution du rapport c/a lors d'une simulation XFEM	193
Figure 170 : Influence du critère d'arrêt sur la durée de vie en fatigue [Schijve 2012].....	194
Figure 171 : Cartographies de propagation de fissures simulées ($\sigma_{geo} = 90\text{MPa}$).....	195
Figure 172 : Résultats du modèle : nuage de points de fatigue et analyse statistique	195
Figure 173 : Influence du paramètre k sur les courbes de fatigue.....	196
Figure 174 : Influence du paramètre N_{sites} sur les courbes de fatigue	196
Figure 175 : Influence du paramètre C sur les courbes de fatigue	197
Figure 176 : Vitesse de propagation en fonction de l'amplitude de la contrainte géométrique.....	198
Figure 177 : Identification du paramètre C	199
Figure 178 : Identification des tailles de fissures initiales sur quatre éprouvettes sélectionnées.....	200
Figure 179 : Résultats de plusieurs générations de population en faisant varier les paramètres k et N_{sites}	201
Figure 180 : Prédiction de durée de vie du modèle et confrontation aux résultats d'essais traditionnels de fatigue.....	204
Figure 181 : Impact de la prise en compte de la coalescence des fissures dans le modèle. Ces résultats sont issus d'une même population de fissures initiales. Cependant, le résultat orange est obtenu en considérant uniquement la propagation d'une seule fissure par éprouvette (la plus large de chaque éprouvette).....	205
Figure 182 : Diagramme récapitulatif de l'approche développée dans la thèse.....	210
Figure 183 : Illustration du procédé de martelage [Haagensen & Maddox 2010]	217
Figure 184 : Repli observé après martelage [Haagensen & Maddox 2010]	217
Figure 185 : Illustration du type d'embouts utilisés pour le martelage à aiguilles [Haagensen & Maddox 2010].....	218
Figure 186 : Principe de fonctionnement du traitement de choc laser [Gujba & Medraj 2014].....	220
Figure 187 : Comparaison de la profondeur des contraintes résiduelles obtenu par choc laser et par grenailage [Gujba & Medraj 2014].....	220
Figure 188 : Montage expérimental	223
Figure 189 : Déroulement de la charge (à g.) et de la décharge (à d.) [Levieil 2016].....	224
Figure 190 : Données d'essai brutes (contrainte nominale) et passage en contrainte vraie. Identification du centre du domaine élastique (en vert) et de la taille du domaine élastique (en mauve)	225
Figure 191 : Evolution de la taille (R) et du centre (3X/2) du domaine élastique.....	225
Figure 192 : Effet cœur/peau sur les courbes de traction monotone (de G. à D. SL, 45°/SL et 90°/SL)	226
Figure 193 : Effet de la direction de prélèvement sur les éprouvettes "cœur"	227
Figure 194 : Effet de la direction de prélèvement sur les éprouvettes "peau"	227
Figure 195 : Evolution du module d'Young à la décharge par rapport à la déformation plastique.....	227

Figure 196 : Illustration de l'effet d'un écrouissage isotrope et d'un écrouissage cinématique sur la taille et la position du domaine élastique..... 229

Figure 197 : Identification du paramètre $C1$ sur la courbe de traction monotone..... 230

Figure 198 : Résultat de l'identification de $C1$, $Q1$ et $b1$ sur la courbe de traction monotone (partie plastique uniquement) pour l'éprouvette M1A2..... 230

Figure 199 : Confrontation essai-modèle de l'évolution de la taille du domaine élastique pour l'éprouvette M1A2 231

Figure 200 : Confrontation essai-modèle de l'évolution de la position du domaine élastique pour l'éprouvette M1A2 231

TABLE DES TABLEAUX

Tableau 1 : Modèles historiques permettant de décrire les courbes S-N.....	34
Tableau 2 : Spécification de la composition chimique du DH36 (%) [Naval Group].....	79
Tableau 3 : Résultats de l'analyse selon la norme NF A03-405.....	110
Tableau 4 : Différences caractéristiques entre éprouvette brute de soudage et éprouvette parachevée TIG.....	112
Tableau 5 : Etapes de préparation des éprouvettes joint soudé avant mesures de champ de température.....	113
Tableau 6 : Sources d'erreur expérimentales.....	120
Tableau 7 : Méthodes d'identification du couplage thermoélastique.....	135
Tableau 8 : Propriétés thermo-physiques mesurées sur le DH36	146
Tableau 9 : Bilan comparatif des différences entre les 2 configurations d'éprouvettes	175
Tableau 10 : Influence des trois paramètres de générations de population de fissures sur la densité de tailles de fissures et sur la taille maximale de fissure distribuée par éprouvette.....	186
Tableau 11 : Sensibilité du résultat sur les quatre extremas de la zone de confiance à 90%.	202
Tableau 12 : Autres stratégies d'identification des paramètres envisagées.....	203
Tableau 13 : Récapitulatifs des éprouvettes testées.....	223
Tableau 14 : Décharges élastiques réalisées	224
Tableau 15 : Identification du module d'Young et de la limite élastique de chaque éprouvette.....	226
Tableau 16 : Résultats de l'identification des paramètres de la loi de comportement	231
Tableau 17 : Proposition de paramètres de loi de comportement à utiliser pour les travaux de thèse.....	232

INTRODUCTION

Contexte de l'étude

L'objectif de cette thèse est la caractérisation des propriétés en fatigue à grand nombre de cycles (de quelques 10^4 à 2.10^6 cycles) des assemblages soudés à partir de mesures thermiques sous sollicitations cycliques. Ces travaux de recherche s'inscrivent dans la feuille de route du laboratoire commun entre l'ENSTA Bretagne et Naval Group, laboratoire dénommé Gustave Zédé, nom d'un ingénieur maritime du XIXe siècle dont les travaux de recherche ont notamment porté sur les problématiques liées à la durabilité des matériaux utilisés dans le naval militaire. Ce nom matérialise aujourd'hui le partenariat entre l'Institut de Recherche Dupuy De Lôme (IRDLD) et Naval Group visant à créer des synergies entre la recherche fondamentale et la recherche appliquée autour d'une problématique industrielle concrète par le croisement des savoirs et ressources, académiques et industrielles.

Dimensionnement en fatigue des structures soudées

Parmi ses activités, Naval Group gère la conception, la fabrication et l'entretien de bâtiments de surface pour des applications militaires. Le cahier des charges de la conception d'une structure de navire impose le dimensionnement de celle-ci à plusieurs modes de ruines. Sa conception doit par exemple justifier qu'aucun élément de la structure ne sera sollicité de manière à entraîner un flambement. De manière plus spécifique, dans le secteur de l'armement, la structure doit également pouvoir résister et continuer à remplir sa mission à la suite de chocs de vibrations générées par une explosion sous-marine.

La problématique adressée dans ces travaux de thèse concerne le dimensionnement de la structure des bâtiments de surface à la fatigue. Ce type d'endommagement intervient lors de l'application de sollicitations relativement faibles mais répétées un très grand nombre de fois. La ruine par fatigue peut entraîner, dans certaines situations, la propagation de fissures qui peuvent avoir des conséquences graves sur les fonctions premières de la structure. Le dimensionnement vise à garantir les fonctions de la coque sur une durée d'au moins 30 années.

La chaîne de dimensionnement et de vérification de la tenue en fatigue d'une coque de bâtiment de surface est schématisée [Figure 1](#).

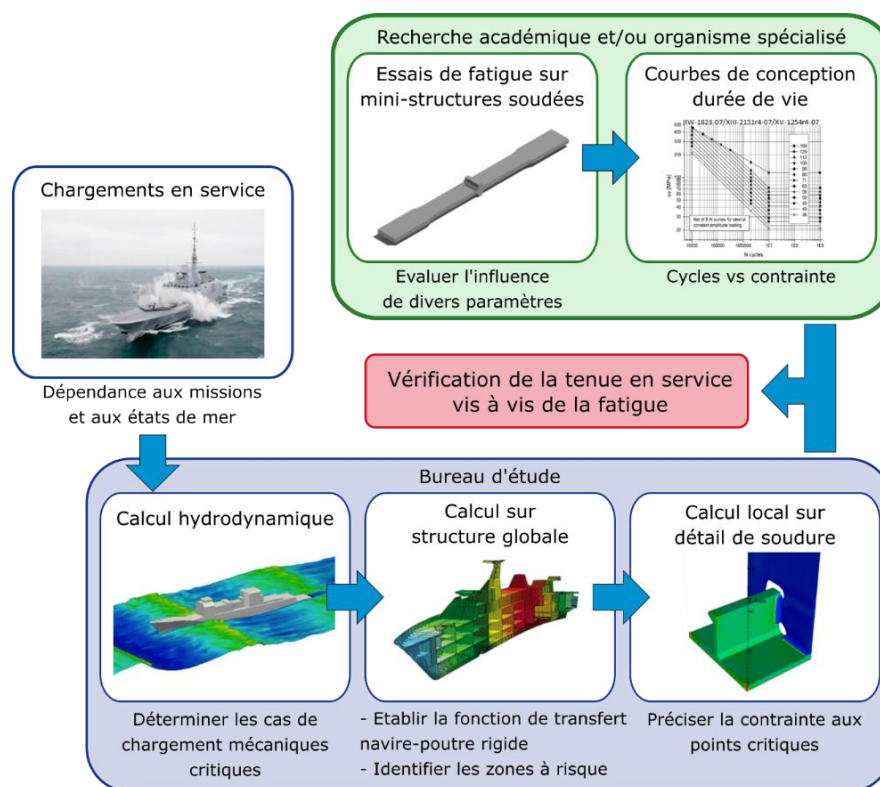


Figure 1 : Etapes de vérification de la tenue en fatigue de la structure d'un bâtiment de surface

La première étape consiste à caractériser le chargement global appliqué au navire. Celui-ci dépend de nombreux paramètres tels que le type de mission ou l'état de la mer. En effet, selon les océans traversés (Atlantique nord, Océan Indien, ...) chaque vitesse du navire dans chaque orientation par rapport à la houle (appelé gisement) entraîne l'application d'un cas de chargement différent. Environ 10 000 cas de chargement peuvent ainsi être considérés.

Un des enjeux clé de la conception réside alors dans la détermination de la fonction de transfert permettant de passer des différentes conditions de service vers les cas de chargement mécanique les plus critiques. Cette étape englobe une problématique complexe. Pour limiter le temps des calculs, le nombre de cas de chargements considérés est réduit. La problématique de premier ordre réside dans l'identification des chargements à amplitude constante qui sont équivalents, du point de vue endommagement en fatigue, à de multiples cas de chargement à amplitude variable. Lors de la phase de prédimensionnement, la progression du navire perpendiculairement à la houle (la vitesse du bâtiment et les paramètres de houle dépendent de la mission visée) est considérée comme la condition de service entraînant les sollicitations les plus critiques du point de vue fatigue de la structure. Un calcul hydrodynamique permet alors de déterminer les chargements mécaniques appliqués à la structure.

L'étape suivante consiste à réaliser un calcul de réponse mécanique sur la structure globale du bâtiment. La modélisation de la structure sur cette étape reste grossière. Le comportement global est observé et les possibles zones à risques vis-à-vis de la fatigue sont identifiées. Des modélisations plus détaillées de sous-ensembles ou même de détails peuvent ensuite être étudiées pour préciser les contraintes aux niveaux de certains potentiels points faibles tel que les cordons de soudure par exemple. Le passage d'une modélisation globale de

la structure vers celle d'un sous-ensemble ou détail particulier représente également une étape subtile nécessitant un savoir-faire avancé.

La détermination des contraintes aux points critiques permet enfin la vérification de la tenue en fatigue des détails identifiés à partir de courbes de conception reliant une étendue de contrainte appliquée à un nombre de cycles, autrement dit à une durée de vie. Ces abaques sont réalisés à partir d'essais de fatigue conventionnels, dont les résultats sont synthétisés par des organismes tel que l'Institut International de la Soudure (IIS). Ils caractérisent la durée de vie de détails de liaisons soudées les plus couramment utilisés.

Les recherches visant à améliorer les méthodes de dimensionnement en fatigue des assemblages soudés intéressent particulièrement Naval Group. L'alimentation des bases de données d'essais ainsi que l'obtention de courbes de conception fiables et optimisées font par conséquent partie des objectifs au long terme.

Enjeux scientifiques et problématiques

Par son caractère progressif, dispersif et masqué, la fatigue est un phénomène complexe à étudier. Un grand nombre de paramètres influence la tenue en service d'une pièce tels que ses dimensions, son procédé de fabrication, les contraintes résiduelles présentes, sa composition chimique ou la microstructure du matériau. L'environnement de la pièce (température, ...) ou les caractéristiques du chargement mécanique appliqué (amplitude, multiaxialité, histoire, ...) représentent également des facteurs influençant la durée de vie. Dans le cas du dimensionnement en fatigue de joints soudés, plusieurs paramètres viennent encore s'ajouter. Ce procédé introduit en effet des modifications locales de microstructures, des contraintes résiduelles, des défauts et des modifications géométriques entraînant des concentrations de contraintes importantes et irrégulières. Malgré les avancées significatives de ces dernières années, en ce qui concerne le calcul des pièces à la fatigue mais aussi la compréhension des mécanismes microstructuraux contrôlant la dégradation des matériaux sous sollicitations répétées, la fatigue à grand nombre de cycles reste un sujet de recherche très actif et dynamique. Le dimensionnement en fatigue des assemblages soudés fait notamment partie des thématiques essentielles au vue du très grand nombre d'applications dans de nombreux secteurs d'activités (transport, énergie, ...). De plus, la compréhension de l'influence des procédés de parachèvement est également un sujet qui intéresse grandement les industriels. Un procédé de parachèvement désigne une opération supplémentaire réalisée généralement après soudage, avec pour objectif d'améliorer la durée de vie en fatigue de l'assemblage. L'utilisation de ces techniques fait l'objet de nombreuses publications dont beaucoup de résultats sont regroupés dans les publications de Yildirim [Yildirim 2015, 2016]. Ces techniques permettent dans certaines situations une amélioration notable de la durée de vie des joints soudés. La compréhension de tous leurs effets et la définition d'un cadre d'utilisation nécessite en conséquence la réalisation de nombreux essais de fatigue.

Les études sur le thème de la fatigue nécessitent des campagnes d'essais très longues et coûteuses, ce qui est un handicap non négligeable autant dans le secteur industriel qu'académique. Historiquement, les essais de fatigue conventionnels consistent à solliciter plus d'une vingtaine d'éprouvettes, jusqu'à rupture. Cela peut représenter plusieurs semaines d'essais. Ces campagnes peuvent encore s'allonger pour caractériser la dispersion associée au phénomène. Au fil des années, plusieurs méthodes d'essai permettant d'accélérer la

caractérisation des propriétés en fatigue ont été développées. Une première famille de solutions consiste à optimiser l'approche traditionnelle par exemple en parallélisant les essais ou en augmentant la fréquence de sollicitation. Une seconde approche, basée sur une idée formulée pour la première fois au début du XX^{ème} siècle [C. E. Stromeyer 1914], consiste à s'intéresser à l'élévation de température de l'éprouvette lors d'une sollicitation cyclique mécanique.

Approches thermiques en mécanique

L'élévation de température d'une pièce soumise à une sollicitation cyclique est une information traduisant l'existence de sources de chaleur. Ces sources de chaleur peuvent correspondre, par exemple, à des phénomènes de couplage mécanique ou à des mécanismes dissipatifs. Ainsi, mesurer les variations de température peut permettre de traduire certains phénomènes mécaniques. Les évolutions récentes de la technologie des caméras infra-rouge ont grandement participé au développement de travaux basés sur les mesures de champs de température. Plusieurs études se sont alors concentrées sur l'identification directe des différents termes sources de chaleur [Louche 1999; Boulanger 2004; Maquin 2006; Berthel 2007; Connesson, Maquin, & Pierron 2010; Chrysochoos 2012; Blanche 2013]. D'autres travaux ont parallèlement développé des approches permettant par exemple la détermination du champ des contraintes locales [Stanley & Chan 1986a; Dulieu-Barton & Stanley 1998; Stanley 2008] ou encore la caractérisation des propriétés en fatigue [Luong 1998; Krapez, Pacou, & Gardette 2000; La Rosa & Risitano 2000; Fargione et al. 2001; Doudard 2004; Fernández-Canteli et al. 2012; Munier 2012]. Cette dernière catégorie de travaux se base sur l'hypothèse que l'information de dissipation peut, dans certaines situations, être reliée aux propriétés en fatigue du matériau.

Cette dernière idée représente un thème de recherche exploré par de plus en plus d'équipes de recherche dans le monde [Stärk 1982; Yang et al. 2001; Marco et al. 2017; Fan, Zhao, & Guo 2018; Meneghetti & Ricotta 2018] et représente notamment un axe important des études réalisées à l'IRDL [Doudard 2004; Poncelet 2007; Ezanno 2011; Jégou 2012; Munier 2012; Puget 2013; Le Saux 2014; Serrano Abello 2015; Florin 2015; Graux 2017; Louge 2019]. Après plusieurs années de recherche et développement, les essais d'auto-échauffement permettent, via la mise en place de modèles, de caractériser les propriétés en fatigue de nombreux matériaux. Il semble aujourd'hui envisageable et intéressant d'étendre l'application de ce type de stratégie au cas des assemblages mécano-soudés pour structures navales.

Pour illustrer le stade de développement des différentes approches thermiques considérées dans ce document, une échelle décrivant le niveau de maturité d'une méthode d'essai est proposée **Figure 2**. Elle s'inspire directement de l'échelle des niveaux de maturité technologique [Norme ISO 16290 2013] correspondant historiquement à un indicateur de l'avancée du développement d'un produit dans le domaine spatial.

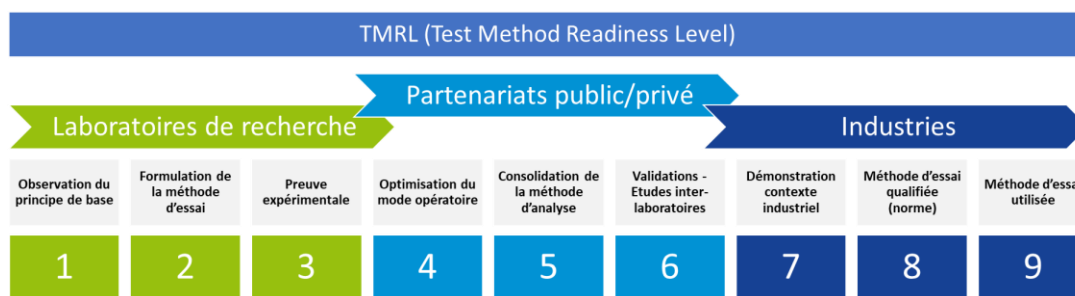


Figure 2 : Transposition de l'échelle NMT (Niveaux de Maturité Technologique [Norme ISO 16290 2013] ou TRL en anglais pour Technological Readiness Level) aux étapes de développement d'une méthode d'essai

Suivant cette échelle, l'approche dite d'auto-échauffement appliquée aux aciers peut par exemple être considérée au niveau 7. En effet, des partenaires industriels de l'IRDL ont déjà pu mettre en place ce type d'approche expérimentale en application dans leur centre de recherche, mais la méthode n'a pas encore été normalisée. Le développement dans le temps d'une méthode d'essai n'est pas pour autant linéaire car des travaux sont régulièrement entrepris pour tenter d'améliorer la prise en compte de certaines influences telles que la multiaxialité des contraintes ou l'impact de procédés d'obtention par exemple.

Concernant l'application d'une approche thermique similaire au cas des assemblages soudés, le niveau de développement pourrait se situer entre les niveaux 2 et 3. Quelques publications ont en effet déjà permis d'explorer certaines pistes et présentent des résultats encourageants [Galietti & Palumbo 2010; Florin 2015; Pierron 2018]. Le développement d'une approche thermique sur joints soudés présente encore de nombreux verrous scientifiques du point de vue expérimental autant que du point de vue modélisation. Cet objectif représente donc un réel défi sur le plan scientifique.

Objectifs de la thèse et démarche retenue

L'objectif principal de la thèse est le développement d'une stratégie expérimentale basée sur la mesure de champs de température sous sollicitations cycliques permettant de caractériser les propriétés en fatigue à grand nombre de cycles (de 10^4 à 2.10^6 cycles) des assemblages soudés. La démarche choisie pour répondre à cet objectif est la réalisation d'une étude en parallèle sur deux configurations de joints soudés, à savoir, une configuration brute de soudage, et une seconde parachevée. L'un des objectifs préliminaires de cette étude vise la caractérisation des joints étudiés par un large spectre de techniques standards afin d'obtenir une compréhension la plus fine possible des différences entre les deux configurations étudiées. La problématique principale est ensuite traitée par l'identification de trois verrous scientifiques principaux permettant la définition de quatre objectifs intermédiaires :

- concevoir un protocole d'essai permettant une mesure fiable de l'évolution du champ de température sur joint soudé soumis à une sollicitation cyclique ;
- réaliser un spectre d'analyses le plus large possible de manière à exploiter le maximum d'informations contenues dans les données expérimentales et ainsi pouvoir identifier les mécanismes prépondérants, à l'origine du mode de ruine par fatigue, sur chaque type de joints étudiés ;

- mettre en place une stratégie *ad hoc* de modélisation basée sur les mécanismes d'endommagement identifiés et permettant in fine de caractériser les propriétés en fatigue des joints soudés.

Présentation du mémoire

Ce manuscrit se compose de 4 chapitres. Ils permettent de présenter les travaux réalisés pour atteindre les différents objectifs énoncés précédemment.

Le premier chapitre expose les notions essentielles permettant la compréhension du sujet et présente l'état de l'art des approches basées sur des mesures thermiques pour des applications en mécanique.

Le second chapitre présente d'une part les essais de caractérisation standards réalisés pour caractériser le matériau de l'étude et les deux configurations d'éprouvettes joint soudé étudiées. Dans un second temps, la mise en place d'une stratégie *ad hoc* basée sur des mesures de champs d'élévation de température sous sollicitations cycliques sur assemblages soudés est introduite. La procédure d'essai basée sur l'utilisation d'une caméra infra-rouge est détaillée et les précautions expérimentales nécessaires à la réalisation de la mesure sont également mises en avant.

Le troisième chapitre développe les analyses des données issues de la caméra infrarouge. L'objet principal de ce troisième chapitre est de proposer une stratégie de dépouillement des résultats des essais précédents. Plusieurs types d'analyses sont effectués de manière à extraire un maximum d'informations contenues dans les films infrarouges.

Le dernier chapitre propose la mise en place d'un modèle permettant de caractériser les propriétés en fatigue d'une configuration de joint brut de soudage. Les paramètres de ce modèle, basés sur la mécanique linéaire de la rupture, sont identifiés uniquement à partir des observations thermiques réalisées.

Chapitre I

État de l'art et positionnement du problème

SOMMAIRE DU CHAPITRE II

Chapitre I . État de l'art et positionnement du problème	31
I.1 Fatigue des assemblages soudés	31
I.1.1 Principes généraux de la fatigue des matériaux	31
I.1.2 Durabilité des assemblages soudés	35
I.1.3 Techniques de parachèvement.....	42
I.1.4 Dimensionnement en fatigue des assemblages soudés.....	49
I.1.5 Synthèse et identification des problématiques.....	53
I.2 Mesures thermiques en mécanique	54
I.2.1 Approches « actives » basées sur l'utilisation d'une source de chaleur externe	55
I.2.2 Analyses du couplage thermoélastique	57
I.2.3 Identification directe de sources dissipatives	62
I.2.4 Caractérisation des propriétés en fatigue par l'approche « auto-échauffement »	63
I.3 Conclusions du chapitre	72

RÉSUMÉ DU CHAPITRE I

Ce chapitre développe le contexte général dans lequel s'inscrit la thèse. Afin de positionner les problématiques et les objectifs de celle-ci, un état de l'art des sujets abordés dans ce manuscrit est réalisé. Les notions de base sur la fatigue des assemblages soudés sont également introduites pour identifier les verrous scientifiques de l'étude. Différentes approches basées sur des mesures thermiques sont enfin présentées pour déterminer des techniques expérimentales prometteuses pour la caractérisation des propriétés en fatigue des assemblages soudés.

CHAPITRE I. ÉTAT DE L'ART ET POSITIONNEMENT DU PROBLEME

Ce premier chapitre permet d'introduire les éléments clés nécessaires à la compréhension des différents axes de l'étude. Il permet également de présenter l'état de l'art des avancées de la recherche sur certains points spécifiques qui seront ensuite utilisés dans les chapitres suivants. La lecture de ce chapitre permettra ainsi d'identifier les verrous scientifiques de l'étude, et de situer ses problématiques par rapport aux travaux de la littérature.

La première section présente les notions essentielles concernant la fatigue des matériaux et des structures. Le cas spécifique des assemblages soudés et des éléments particuliers pilotant leur durée de vie sont ensuite développés. Les approches classiques de dimensionnement en fatigue, ainsi que les principales techniques d'amélioration de la durée de vie des joints soudés sont également présentées.

La seconde section permet d'évaluer différentes applications et utilisations des mesures thermiques dans le domaine mécanique. Différentes approches sont passées en revue avec pour objectif d'identifier les techniques les plus prometteuses et intéressantes pour l'étude des propriétés en fatigue de joints soudés.

I.1 Fatigue des assemblages soudés

I.1.1 Principes généraux de la fatigue des matériaux

I.1.1.1 Notions générales sur la fatigue

La première observation connue de ce phénomène a été réalisée suite à la rupture d'un essieu de locomotive, sur la seconde moitié du XIX^{ème} siècle [Wöhler 1858]. Le comportement sous chargement cyclique d'un matériau ou d'une structure est considérablement différent de son comportement statique [Chaboche et al. 2009]. En effet, un phénomène de ruine, appelé fatigue, intervient sur les pièces ou structures soumises à des sollicitations répétées [Bathias & Baille 1997; Hénaff & Morel 2005]. L'endommagement par fatigue peut également se combiner à d'autres phénomènes tels que la corrosion [Mansor et al. 2014] ou le fluage à haute température [Marchal 2007].

Deux phases principales (**Figure 3**) sont généralement identifiées pour décrire la ruine par fatigue :

- une phase d'amorçage qui représente une durée sur laquelle une ou plusieurs fissures de fatigue s'initient. Différents mécanismes d'amorçage peuvent entrer en jeu selon le matériau ou la structure étudié (Malesys and Pommier 2009). Sur aciers, par exemple, les principaux mécanismes d'amorçage identifiés sont des mécanismes de plasticité au niveau intragranulaire [Sangid 2013];

- une seconde phase de propagation de fissure, à l'échelle macroscopique, jusqu'à rupture complète [Ruiz-Sabariago 2014; Érembert 2015; Zerbst et al. 2018]. Cette phase fait généralement appel à la mécanique linéaire de la rupture.

La frontière entre ces deux phases a longtemps été discutée. Les avancées technologiques en matière de moyens d'observation et de caractérisation de la fin du XXème siècle ont permis d'affiner la compréhension des mécanismes de fatigue associés aux matériaux polycristallins. La vision de la phase d'amorçage a été enrichie et redécoupée (Figure 3) en plusieurs phases [El Malki Alaoui 2008; Zerbst et al. 2018] :

- une phase de nucléation au sens strict du terme, c'est-à-dire la formation d'une fissure par l'accumulation de déformations plastiques irréversibles. Des fissures peuvent également se former à partir de défauts préexistants qui agissent comme concentrateur de contraintes. La définition formelle de la fin de cette phase reste discutée car il est difficile de juger quand un défaut peut être considéré suffisamment grand de par sa taille pour être considéré comme une fissure ;
- une phase de propagation microscopique. Dans cette phase, la taille des fissures est du même ordre de grandeur que la dimension caractéristique de la microstructure du matériau, autrement dit de la taille des grains dans le cas des matériaux polycristallins. La propagation lors de cette phase est discontinue. Plusieurs obstacles, comme les différentes orientations des grains peuvent en effet ralentir ou bloquer la propagation ;
- une phase de propagation de fissures « courtes », à une échelle mésoscopique, englobant plusieurs grains. L'influence de la microstructure locale est moyennée et la propagation est plus régulière mais peut toujours être interrompue à cause d'effets de gradient de contraintes. La taille de la fissure est de l'ordre de grandeur de la zone plastique en pointe de fissure. La théorie de la mécanique linéaire de la rupture ne peut pas encore être appliquée.

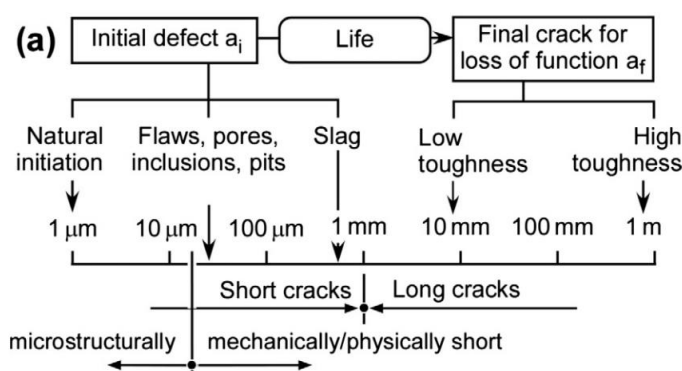


Figure 3 : Echelles des longueurs de fissures d'un composant soumis à un chargement cyclique. Inspiré de [Tanaka 2003]

I.1.1.2 Dimensionnement et essais de fatigue

La partition de durée de vie entre les phases d'amorçage et de propagation dépend de manière évidente du matériau ou du type de structure étudiée mais également du niveau de

chargement appliqué. Les études de durée de vie sont ainsi généralement classées en trois catégories [Chaboche et al. 2009] :

- la fatigue oligocyclique ou fatigue à faible nombre de cycles qui correspond aux sollicitations répétées dont le niveau dépasse la limite élastique du matériau. Les durées de vie se situent généralement entre quelques cycles et 10^4 cycles ;
- la fatigue à grand nombre de cycles qui intervient lors de l'application d'un chargement dont la contrainte maximale appliquée reste inférieure à la limite élastique du matériau. L'intervalle des durées de vie observées est compris entre quelques 10^4 et 10^6 voir 10^7 selon le secteur d'application considéré. Le dimensionnement de structures sur cette plage de durée de vie concerne la majorité des systèmes industriels d'aujourd'hui ;
- la fatigue à très grand nombre de cycles ou fatigue gigacyclique qui correspond aux durées de vie supérieure 10^7 cycles [Bathias & Paris 2005; Ranc, Wagner, & Paris 2008; Stanzl-Tschegg 2014]. Ce domaine peut concerner par exemple le dimensionnement de moteurs ou de turbines fonctionnant à des vitesses de rotation très importantes. Les études sur cet intervalle de durée de vie ont longtemps été bornées par des limites de réalisations expérimentales (durée de l'essai).

L'étude traditionnelle de la tenue en fatigue d'un matériau est réalisée par une approche expérimentale consistant à solliciter de manière cyclique, à différentes amplitudes de contrainte constantes (**Figure 4**), plusieurs dizaines d'éprouvettes jusqu'à rupture. La rupture de chaque éprouvette est ensuite représentée dans un graphique comparable à la **Figure 5**. La fatigue est un phénomène dispersé, autrement dit, pour un niveau de chargement donné, deux éprouvettes différentes peuvent présenter une durée de vie différente. Cet aspect a fait l'objet de nombreuses études et certaines approches probabilistes permettent aujourd'hui de modéliser ce phénomène [Weibull 1939; Yaacoub Agha et al. 1998]. Le nuage de points obtenu à la suite d'une campagne d'essais de fatigue est ensuite analysé sous la forme de faisceaux de courbes, appelées courbes de Wölher ou courbes S-N(-P) (S pour « Stress » signifiant contrainte en anglais, N pour « Number of cycles », le nombre de cycles à rupture et P pour « Probability of failure », la probabilité de rupture).

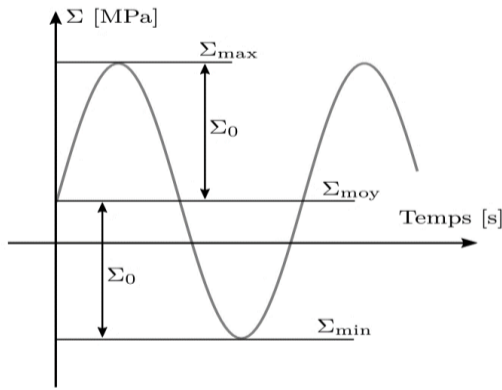


Figure 4 : Chargement de fatigue à amplitude, Σ_0 , constante. L'étendue du chargement est définie par la différence entre la contrainte max et la contrainte min, soit $2\Sigma_0$.

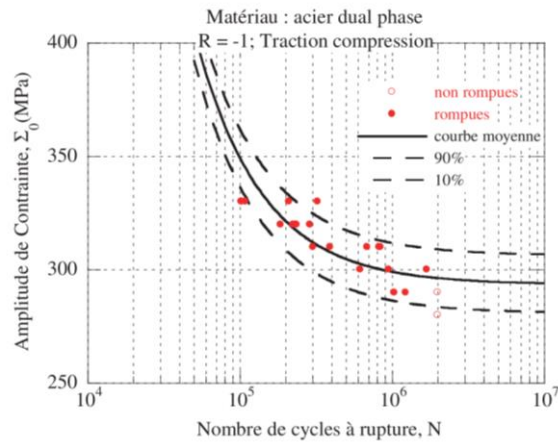


Figure 5 : Résultats expérimentaux d'essais de fatigue et modèle de Stromeyer [Munier 2012]

Plusieurs modèles permettent l'analyse et la construction de ces courbes [Wöhler 1870; Basquin 1910; C. Stromeyer 1914]. Le tableau suivant présente les expressions des premiers modèles développés permettant de décrire les courbes S-N moyennes.

Tableau 1 : Modèles historiques permettant de décrire les courbes S-N

[Wöhler 1870]	[Basquin 1910]	[C. Stromeyer 1914]
$\log(N) = a - b\Sigma_0$	$N = \frac{A}{\Sigma_0^n}$	$N = \frac{A}{(\Sigma_0 - \bar{\Sigma}_\infty)^n}$
avec a, b, n et A des paramètres à identifier, Σ_0 l'amplitude des contraintes, $\bar{\Sigma}_\infty$ la résistance moyenne en fatigue à 10^7 cycles		

I.1.1.3 Influences du chargement

La tenue en fatigue d'un matériau ou d'une structure dépend en pratique de nombreux facteurs [Bathias & Baille 1997; Hénaff & Morel 2005]. Le chargement appliqué représente notamment une influence de premier ordre. La sollicitation appliquée à des éprouvettes de fatigue, souvent à amplitude constante, peut en effet être éloignée des chargements réels observés. Au moins trois caractéristiques principales du chargement impactent directement la tenue en fatigue :

- L'effet de la contrainte moyenne [Nihei et al. 1986; Koh & Stephens 1991], également étudié via le rapport de charge $R = \sigma_{min}/\sigma_{max}$.
- Le caractère multiaxial. De nombreux critères de fatigue ont été développés pour prendre en compte la multiaxialité des contraintes dans le dimensionnement en fatigue [Papadopoulos et al. 1997; Weber 1999].
- L'influence d'un chargement variable. Un chargement réel peut présenter une amplitude différente à chaque cycle. Des techniques de comptage permettent de décomposer un signal réel en une série de chargements à amplitude constante [NF-A03-406 1993]. L'impact sur la fatigue de l'enchaînement de ces différents

chargements est ensuite évalué à partir d'une loi de cumul d'endommagement¹ [Miner 1945; Hashin & Rotem 1978]. L'analyse et la classification d'un grand nombre de ces lois de cumul d'endommagement sont détaillés dans la thèse de [Palin-Luc 1996].

La maîtrise de la ruine par fatigue des matériaux concerne la plupart des secteurs industriels (transports, énergie, ...) avec d'importants enjeux, financiers, environnementaux et humains. Dans le cas particulier de la construction navale, la structure d'un bâtiment de surface est soumise durant ses différentes missions à une grande variété de sollicitations dont les caractéristiques dépendent principalement de l'état de mer. La structure d'une frégate étant constituée d'un assemblage soudé de poutres et de tôles dont les soudures constituent un lieu privilégié d'amorçage de fissure, le dimensionnement en fatigue des assemblages soudés représente une étape nécessaire dans la conception d'un navire. Les principales spécificités de la fatigue des joints soudés sont introduites dans la sous-section suivante.

I.1.2 Durabilité des assemblages soudés

Les retours d'expérience exprimés, tous domaines confondus, concernant des structures soudées sollicitées de manière cyclique font souvent état d'amorçage puis propagation de fissures de fatigue à proximité des cordons de soudures (*e.g.* [Sakagami 2015]).

Afin de mieux appréhender la durabilité des assemblages soudés, les notions de base du soudage sont décrites ici pour introduire le vocabulaire qui sera utilisé couramment dans ce manuscrit. Les éléments particuliers intervenants comme facteurs pilotant la durée de vie des assemblages soudés sont ensuite développés.

I.1.2.1 Notions de base sur les joints soudés

Plusieurs dizaines de techniques de soudage ont été développés et répondent à des objectifs différents de capacité, de coût ou de rendement, nécessaires à certaines industries. Ces techniques peuvent être classées selon la nature de l'énergie utilisée (**Figure 6**).

¹ L'endommagement devant être compris ici au sens de consommation de potentiel de durée de vie.

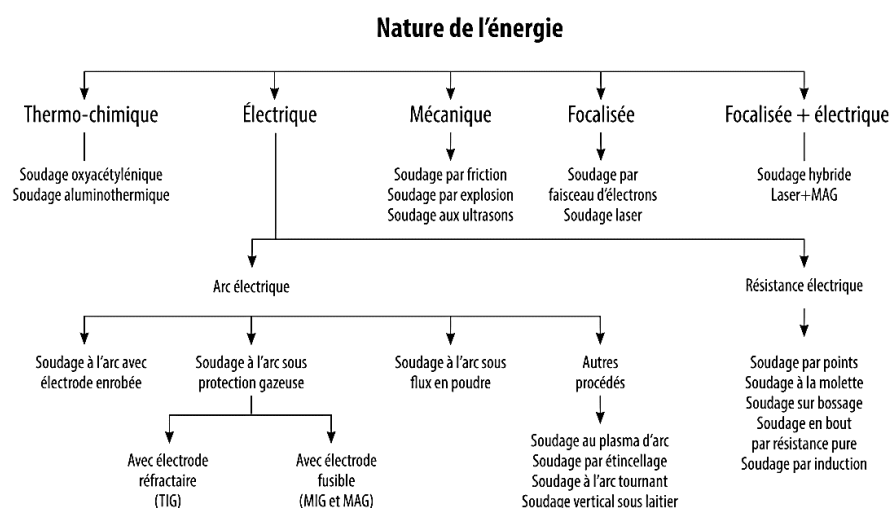


Figure 6 : Classement des techniques de soudage [Le Quilliec et al. 2014]

Dans le contexte de la soudure sur chantier naval, l'utilisation de la technique de soudage à l'arc électrique est la plus répandue. Dans cette famille de procédés de soudage, plusieurs techniques peuvent encore être identifiées, notamment, le soudage par :

- Torche MIG (Métal Inert Gaz) ou MAG (Métal Active Gaz). L'électrode générant l'arc électrique fond et permet la mise en place d'un métal d'apport. Un flux de gaz entourant l'électrode permet de protéger la soudure d'une oxydation par l'air ambiant.
- Electrode enrobée. Le principe est comparable au procédé précédent mais la protection se fait par la fusion de l'enrobage de l'électrode.
- Torche TIG (Tungsten Inert Gas). L'électrode générant l'arc électrique reste ici intègre. La soudure peut se faire avec ou sans métal d'apport. Dans le cas d'une soudure avec métal d'apport, celui-ci est alors amené par l'opérateur par un fil annexe à la torche.

Pour sa vitesse d'avance importante et son utilisation moins contraignante, une grande partie des soudures de tôles de bâtiments de surface est réalisée par MIG ou MAG (Figure 7).

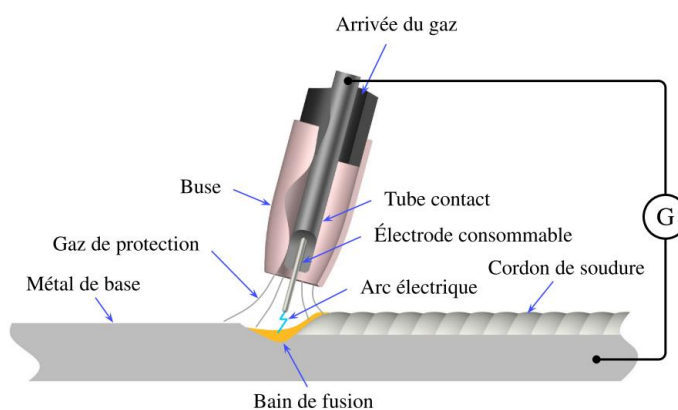


Figure 7 : Principe du soudage à l'arc électrique à l'aide d'une torche MIG ou MAG [Le Quilliec 2011]

Le profil type d'un cordon de soudure réalisé pour assembler deux tôles à angle droit est illustré en **Figure 8**. Cette figure permet de définir le vocabulaire utilisé pour décrire les différentes zones d'un joint soudé. Chacune des trois zones principales, le métal de base, le métal fondu et la zone affectée thermiquement, présente une microstructure différente.

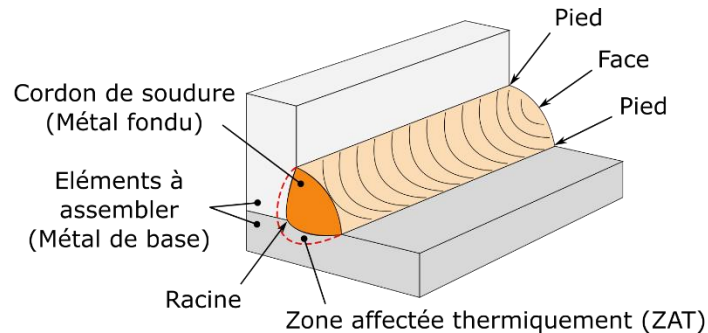


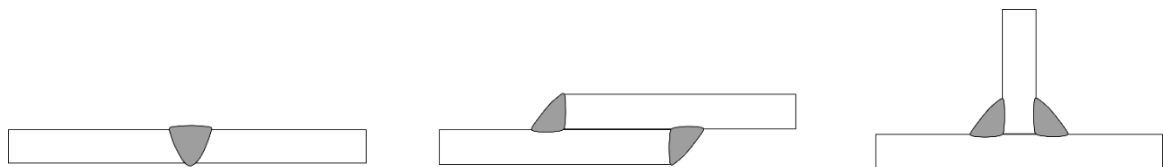
Figure 8 : Terminologie des éléments d'une soudure d'angle [Muzeau 2015]

I.1.2.2 Éléments pilotant la durée de vie d'un joint soudé

Le dimensionnement en fatigue d'un joint soudé soulève de nombreuses problématiques. La réalisation d'un cordon de soudure introduit en effet de nombreux aspects critiques du point de vue fatigue (*e.g.*, [Fricke 2003, 2014; Hobbacher 2018]). Trois éléments principaux pilotent la durée de vie des assemblages soudés et sont alors à prendre en compte lors du dimensionnement, à savoir, les aspects géométriques des joints, les contraintes résiduelles et les imperfections introduites par le procédé.

La géométrie du joint soudé

En premier lieu, la durée de vie d'un assemblage soudé dépend du type d'assemblage réalisé (aussi appelé détail de soudure). La **Figure 9** représente trois exemples de types de joint communément utilisés : l'assemblage de tôles « bout à bout », le « joint à clin » et le « joint en T ». Les joints d'angle tels que le joint en T se retrouvent très régulièrement dans une structure de type coque de navire. Les chapitres suivants se concentreront donc sur la caractérisation en fatigue de ce type d'assemblage.



**Figure 9 : Exemples de détails de soudure :
de g. à d. : joint bout à bout, joint à clin, joint en T [Le Quilliec 2011]**

Chaque détail de soudure présente des propriétés en fatigue différentes. La **Figure 10** représente les différences de résistance en fatigue observées entre certains détails de soudure. Ce graphique permet par exemple de remarquer que les joints à clin sont moins résistants en fatigue que les joints bout à bout ou en T.

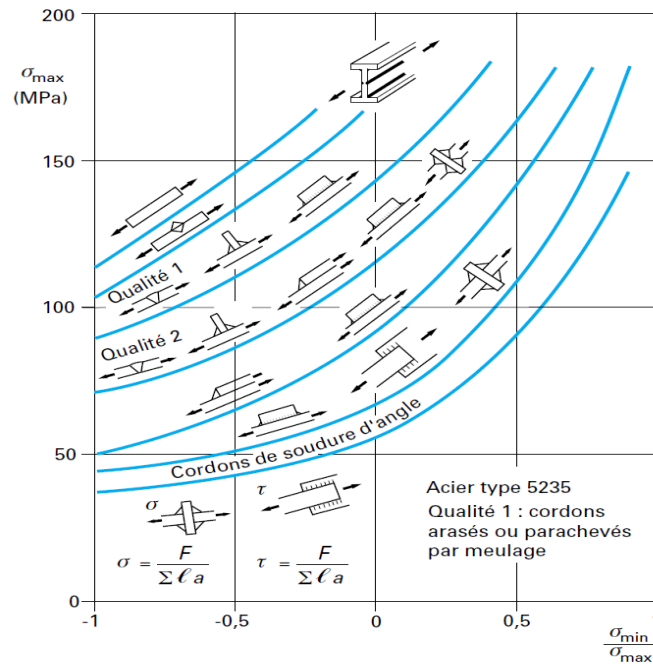


Figure 10 : Limite de fatigue à $2 \cdot 10^6$ cycles de différents détails de soudure [Michel 2006]

L'épaisseur de tôle est également un paramètre qui influe sur la durée de vie d'un assemblage soudé. En effet, à iso-contrainte, plus l'épaisseur augmente, plus la durée de vie diminue. Des guides de conception en fatigue proposent des coefficients permettant de tenir compte de cet effet d'épaisseur [Livieri & Tovo 2017; Hobbacher 2018].

Enfin, des variations géométriques plus locales vont également influencer sur la durée de vie. La zone de transition entre métal de base et métal fondu forme un rayon de raccordement en pied de cordon (Figure 8) qui génère une importante concentration des contraintes. La géométrie du pied de cordon peut alors être identifiée selon plusieurs paramètres. Par exemple, G. Le Quilliec propose la mise en place des mesures représentées en Figure 11 pour permettre une description de la géométrie d'un joint en T [Le Quilliec 2011].

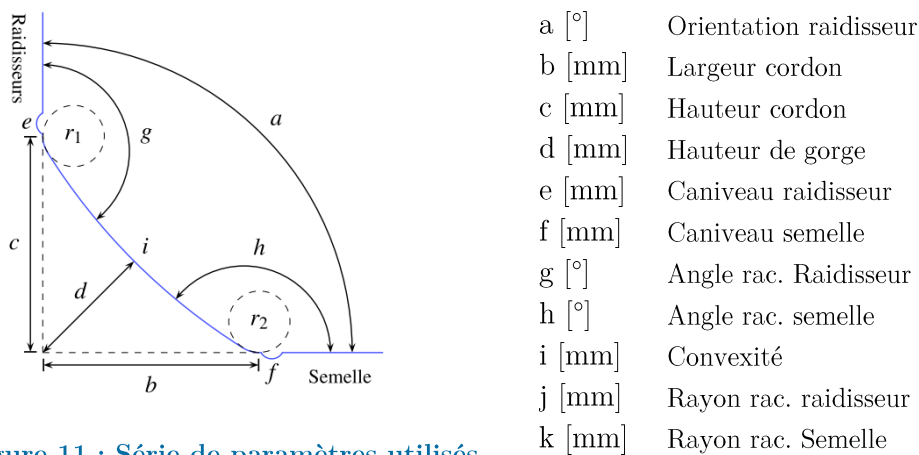


Figure 11 : Série de paramètres utilisés par [Le Quilliec 2011] pour décrire la géométrie d'un joint cruciforme

Une étude réalisée par [Skriko, Ghafouri, & Björk 2016] sur un modèle éléments finis d'un joint en T permet de remarquer que le rayon de raccordement en pied de cordon et la hauteur de caniveau sont les paramètres géométriques ayant le plus d'influence sur la concentration de contrainte locale. En pratique, la caractérisation d'un rayon unique en pied de cordon reste complexe car il dépend à la fois de l'échelle considérée, de la densité de points de mesures réalisée, et du post-traitement des données (Figure 12).

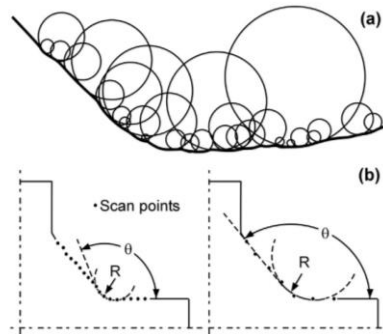


Figure 12 : (a) Effets d'échelle et (b) influence de la densité de points de mesure ou du post-traitement des données sur la détermination d'un rayon de raccordement en pied de cordon [Zerbst et al. 2014]

Par ailleurs, la géométrie locale le long des pieds de cordons n'est pas régulière et dépend du procédé de soudage utilisé. Le rayon de raccordement du pied de cordon varie le long du cordon de soudure. Ces observations expliquent en partie les hétérogénéités de contraintes observables le long des cordons de soudure (Figure 13).

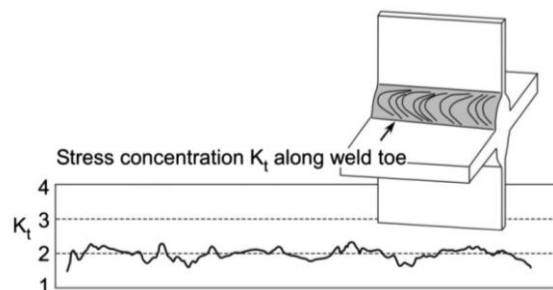


Figure 13 : Exemple de variation du facteur de concentration des contraintes le long d'un pied de cordon [Zerbst et al. 2014]

La géométrie des cordons de soudure, observable à différentes échelles, contribue donc fortement au caractère hétérogène du champ des contraintes, notamment en pied de cordon. La géométrie globale et locale des assemblages soudés représente l'un des éléments principaux pilotant la durée de vie des assemblages soudés. Par ailleurs, ces premières considérations sont exprimées en faisant abstraction des imperfections potentiellement introduites lors de la réalisation des joints soudés. Ces éléments sont détaillés dans le paragraphe suivant.

Les imperfections introduites lors de la réalisation de l'assemblage.

Plusieurs types d'imperfections peuvent être introduites, à différentes échelles, lors de la réalisation d'une soudure.

À l'échelle locale du cordon de soudure, les imperfections peuvent être surfaciques, comme par exemple une crique, une retassure ou un manque de fusion entre le matériau de base et le métal d'apport (Figure 14). Elles peuvent également être volumiques, comme par exemple les soufflures, les cavités ou les inclusions (Figure 14). Plusieurs types de malformations du cordon peuvent également être observées comme par exemple une surépaisseur de métal fondu, une malformation du cordon ou des caniveaux aussi appelés morsures (Figure 15). En outre, les interruptions de cordons sont généralement le lieu d'une combinaison de plusieurs de ces imperfections. Les lieux d'interruption de soudure sont donc un point faible particulier des joints soudés. La position des points de départ et d'arrêt doivent alors être pensés pour se situer dans des zones peu sollicitées.

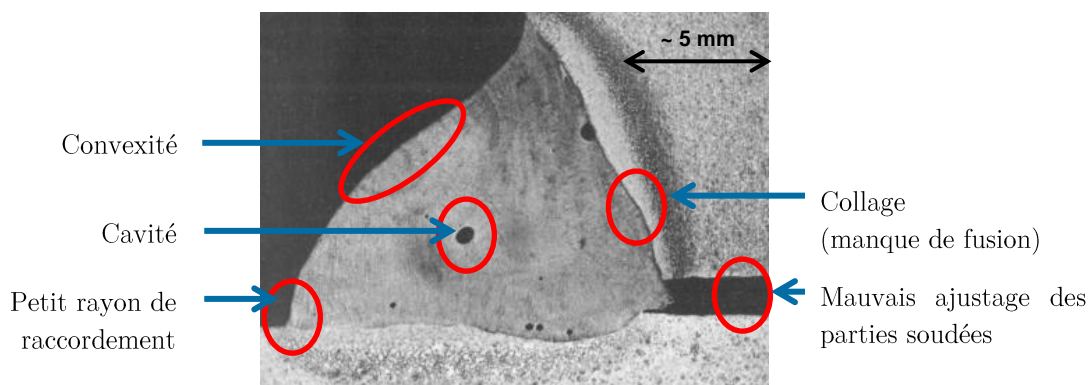


Figure 14 : Microscopie d'un profil de soudure présentant plusieurs défauts [Le Quilliec 2011]



Figure 15 : Défauts de forme du cordon. De g. à d. : surépaisseur, malformation et caniveaux [Le Quilliec et al. 2014]

A une échelle plus macroscopique, d'autres singularités géométriques influencent également les propriétés en fatigue. Les défauts d'alignement, d'accostage ou variations angulaires entre les pièces à assembler par exemple (Figure 16) jouent un rôle important en fatigue.

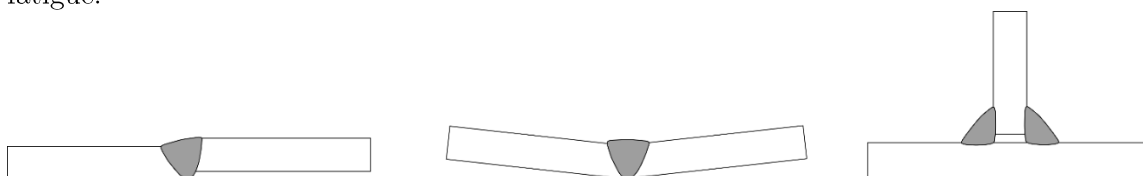


Figure 16 : Défauts géométriques macroscopiques : de g. à d. : défaut d'alignement, défaut angulaire, défaut d'accostage [Le Quilliec et al. 2014]

Les imperfections mentionnées dépendent de nombreux facteurs tels que les paramètres de soudage (tension de soudage, vitesse de dévidage, vitesse d'avance, diamètre du fil, angle d'incidence, la température du bain de fusion, le métal d'apport, le type de soudure, etc...), de la préparation des pièces à assembler, du bridage des pièces, ou encore de l'expérience de l'opérateur. Cette famille d'éléments pilotant la durée de vie des joints soudés peut donc être maîtrisée par la mise en place, avant et pendant la soudure principalement, de méthodes permettant d'assurer une certaine qualité de joint.

Bien que ces imperfections puissent être contrôlées et limitées, elles ne peuvent pas être complètement supprimées. Elles contribuent donc au caractère fortement hétérogène du champ des contraintes aux alentours d'un joint soudé et représentent ainsi des éléments pouvant influencer la durée de vie des assemblages soudés.

Certaines de ces imperfections, comme par exemple la déformation des éprouvettes comme sur le schéma central de la **Figure 16**, sont également le signe de la présence de contraintes résiduelles dans l'assemblage. Celles-ci représentent un troisième élément pilotant la durée de vie des joints soudés.

Les contraintes résiduelles introduites lors de l'opération de soudage.

Lors du soudage, en aval de la torche et du bain de fusion, le métal se dilate localement sous l'effet de l'apport d'énergie et de la forte augmentation de température. Après le passage de la torche, le métal en refroidissant, se rétracte et génère des contraintes résiduelles de traction néfastes à la tenue en fatigue. La forme des profils de contraintes résiduelles obtenus typiquement sur assemblages soudés bout à bout est illustrée en **Figure 17**.

En outre, l'opération de soudage implique également une modification locale de la microstructure des matériaux assemblés, ajoutant des comportements mécaniques différents et introduisant des contraintes résiduelles.

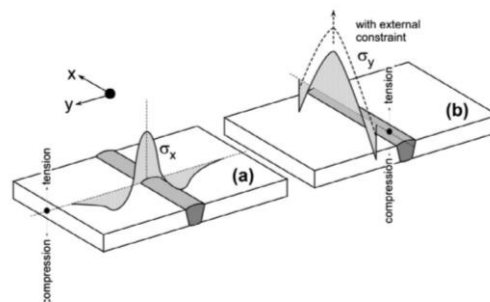


Fig. 7. Schematic welding residual stress distributions in a butt joint; (a) longitudinal, σ_x ; (b) transverse, σ_y (according to [45], p. 308, modified). Note that the stress profile would be different for external restraint during welding.

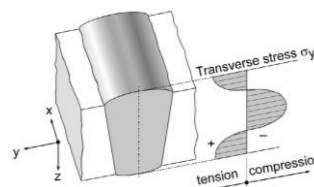


Fig. 8. Idealised schematic through-thickness profile of transverse welding residual stresses in a butt joint.

Figure 17 : Forme typique des profils de contraintes résiduelles dans un assemblage soudé bout à bout [Masubuchi et al. 2001; Zerbst et al. 2014]

Synthèse des spécificités liées aux assemblages soudés.

La caractérisation en fatigue d'un joint soudé est donc dépendante de nombreux facteurs pouvant être regroupés en trois familles : les effets de la géométrie, les imperfections liées à l'opération de soudage et les contraintes résiduelles. Certaines de ces influences peuvent être limitées par le contrôle du procédé de soudage par exemple tandis que d'autres restent inhérentes au type de joint ou aux matériaux assemblés.

Par ailleurs, l'observation et la caractérisation de ces aspects influant sur la tenue en fatigue permet également la compréhension et l'identification des leviers pouvant permettre des améliorations de la durée de vie des assemblages soudés. La sous-section suivante développe des techniques permettant d'améliorer les propriétés en fatigue des joints soudés en activant certains des leviers identifiés.

I.1.3 Techniques de parachèvement

Plusieurs méthodes peuvent être mises en place pour améliorer la durée de vie d'un assemblage soudé [Hobbacher 2018]. La première approche consiste à optimiser la conception en prenant en compte les sollicitations. La conception d'un détail de soudure spécifique peut alors être réalisée.

Des protocoles de soudage particuliers peuvent ensuite être déployés pour maîtriser la résistance en fatigue des assemblages. Certaines de ces techniques sont appliquées lors de l'étape de préparation des pièces à assembler, d'autres pendant la soudure. Certains organismes tel que l'Institut International de la Soudure (IIS, ou IIW en anglais pour International Institute of Welding) ont publié des recommandations de bonnes pratiques et de contrôle qualité pour obtenir une durée de vie optimale des soudures réalisées [Hobbacher 2018]. Ces travaux mettent notamment en avant le profil optimal d'un cordon de soudure et les moyens de contrôle associés pour limiter au maximum la concentration de contraintes en pied de cordon [Le Quilliec et al. 2014]. Une étude réalisée par [Kirkhope et al. 1999] montre qu'il est possible d'obtenir jusqu'à 30% d'amélioration de la tenue en fatigue (en niveau de contrainte) en suivant ces recommandations. En outre, le développement d'autres techniques de soudage spécifiques, basées par exemple sur l'utilisation d'électrodes spéciales [Kirkhope et al. 1999], permet d'obtenir des durées de vie plus importantes par l'amélioration de la géométrie en pied de cordon.

Enfin, une dernière catégorie de techniques, appelées parachèvements, peut être également utilisée pour améliorer la durée de vie des assemblages soudés [Haagensen & Maddox 2001]. Ces procédés sont appliqués après soudure dans le but d'améliorer les propriétés en fatigue de l'assemblage. Ces opérations agissent directement sur les leviers présentés précédemment (§I.1.2.2).

I.1.3.1 Classification des procédés

Une classification des procédés de parachèvement en deux catégories est communément reprise dans la littérature : les procédés de parachèvement agissant sur les contraintes résiduelles et ceux agissant sur la géométrie du pied de cordon [Kirkhope et al. 1999; Le

Quilliec 2011]. La **Figure 18** reprend avec quelques modifications cette classification des traitements de parachèvement en deux groupes principaux. Ce classement n'est pas invariable car la majorité de ces procédés ont un effet multiple sur les facteurs influençant les propriétés en fatigue. Par exemple, modifier la géométrie locale du joint amènera également une redistribution des contraintes résiduelles en pied de cordon. Cette classification est donc réalisée en considérant l'action principale de ces traitements, à l'échelle mésoscopique. Le principe de fonctionnement et les principales caractéristiques des procédés mentionnés **Figure 18** sont présentés en annexe 1.

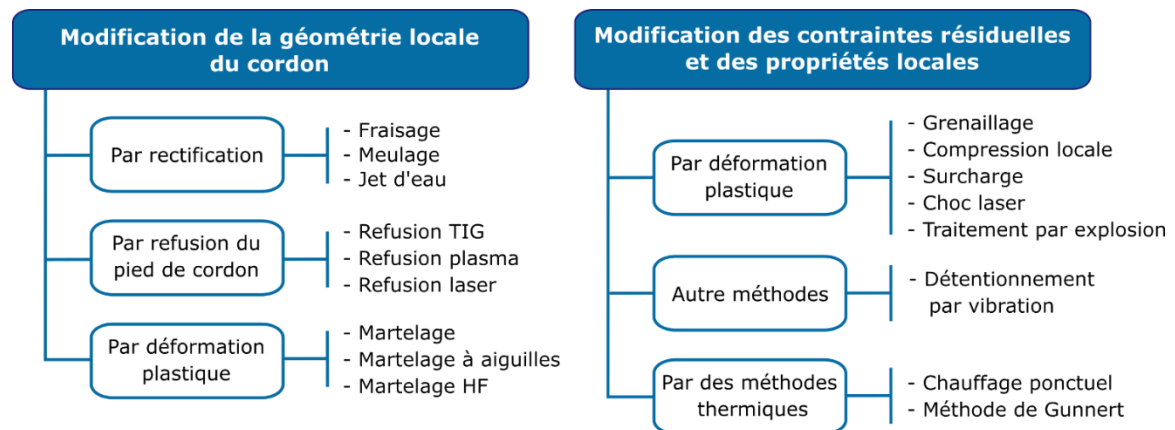


Figure 18 : Classification des procédés de parachèvement

Les travaux de [Pedersen et al. 2010] permettent d'évaluer l'impact conséquent de certains procédés de parachèvement sur la géométrie du pied de cordon (**Figure 19**). Par exemple, le rayon de raccordement en pied de cordon d'un joint brut de soudage est généralement inférieur à 2 millimètres [Skriko, Ghafouri, & Björk 2016] tandis que après refusion TIG, il mesure entre 3 et 5 millimètres [Pedersen et al. 2010].

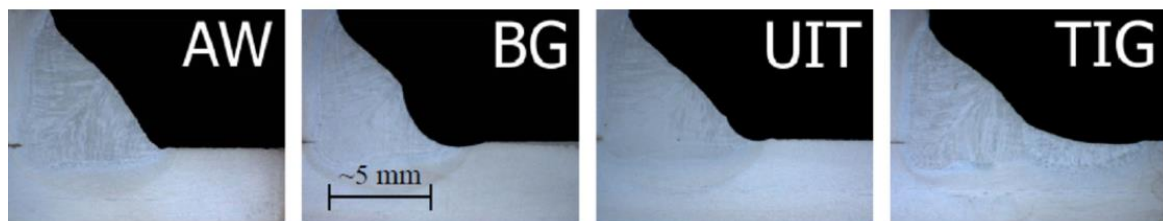


Figure 19 : Exemples de profils obtenus. De g. à d.: brut de soudage, pied fraisé, pied martelé à HF, refusion TIG [Pedersen et al. 2010]

L'observation de modifications de contraintes résiduelles apportées par des parachèvements est réalisée dès 1986 par [Bellow, Faulkner, & Wahaw 1986]. Ils montrent, en étudiant les contraintes résiduelles par diffraction de rayons X, qu'il existe une relation quasi linéaire entre l'amélioration de la tenue en fatigue obtenue grâce à certains procédés de parachèvement et le niveau de contraintes résiduelles que ces traitements font apparaître au niveau du pied de cordon (**Figure 20**). D'autres études plus récentes (Sonsino, 2008; Suominen, Khurshid, & Parantainen, 2013; Skriko et al. 2016) évaluent également l'influence

des contraintes résiduelles introduites par des traitements de parachèvement et leurs effets sur la durée de vie des joints soudés.

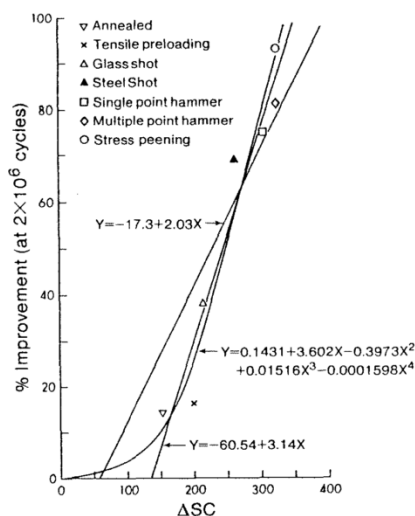


Figure 20 : Amélioration de la tenue en fatigue en fonction des contraintes résiduelles induites [Bellow, Faulkner, & Wahaw 1986]. ΔSC correspond ici à la valeur absolue de la différence entre l'état de contrainte résiduel initial en pied de cordon (150 MPa) et la contrainte de compression introduite par les différentes formes de parachèvement considérées.

I.1.3.2 Variabilités de l'effet d'un parachèvement

La réalisation d'un traitement de parachèvement entraîne donc directement des modifications de géométrie de cordon et de contraintes résiduelles qui sont parmi les éléments principaux pilotant la durée de vie des joints soudés (§I.1.2.2). Néanmoins, d'autres facteurs sont également à prendre en compte car pouvant impacter l'effet d'un parachèvement.

Influence de la limite d'élasticité

Les travaux de [Yildirim 2016] ont montré que l'utilisation de traitement de parachèvement sur des aciers à haute limite d'élasticité permet d'obtenir de très bonnes améliorations de tenue en fatigue. A l'opposé, l'utilisation de procédés de parachèvement sur des aciers dont la limite d'élasticité est inférieure à environ 350 MPa est limitée [Yildirim 2016].

Influence du rapport de charge

De nombreux travaux mettent en évidence que le rapport de charge, défini comme le quotient de la contrainte minimale par la contrainte maximale, va modifier considérablement l'intérêt de la mise en place d'un traitement de parachèvement [Sonsino 2009; Haagensen & Maddox 2010; Yildirim 2016]. Par exemple, la Figure 21 met en évidence que le grenailage d'une éprouvette ne permet que 18% d'amélioration par rapport à un joint brut si le rapport de charge est nul, tandis que pour un rapport de charge de -1, le gain peut être de 80% (amélioration de la contrainte à 5.10^6 cycles d'après la Figure 21). Ce résultat s'explique par le fait que la relaxation des contraintes de compression est bien plus importante dans le

cas d'un chargement à rapport de charge nul. L'effet du grenailage est donc beaucoup plus faible.

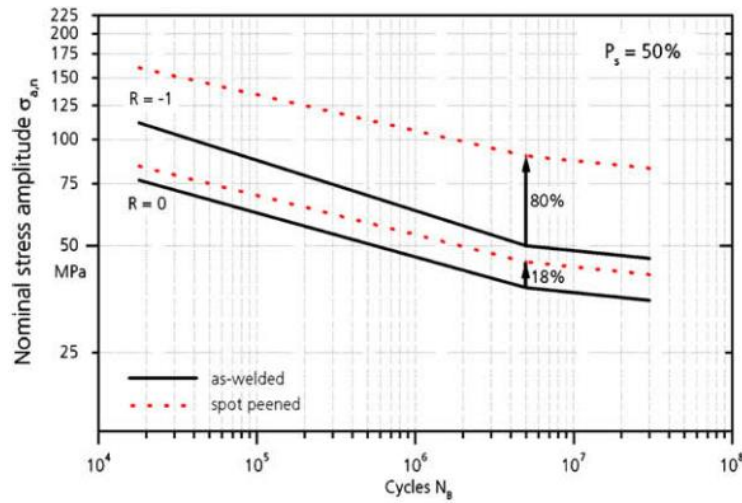


Figure 21 : Influence du rapport de charge sur le degré d'amélioration de durée de vie d'un joint bout à bout en Al grenailé sollicité en traction [Sonsino 2009]

Ainsi, plusieurs auteurs présentent les gains potentiels sur la tenue en fatigue des procédés de parachèvement sous la forme de tableaux dans lesquels l'amélioration en fatigue est fonction du rapport de charge [Haagensen & Maddox 2010; Yildirim 2016]. La Figure 22 met en évidence qu'un traitement de parachèvement sur un acier avec une limite d'élasticité inférieure à 350 MPa, soumis à un rapport de charge de plus de 0,52 n'apporte pas d'amélioration en fatigue. La Figure 22 permet également d'observer que la dispersion obtenue, sur l'amélioration des propriétés en fatigue apportée grâce à un traitement de parachèvement, peut être importante. Cette dispersion peut toutefois s'expliquer en partie par le fait que le graphique est obtenu par une synthèse de plusieurs résultats d'essais issus de différentes sources de la littérature.

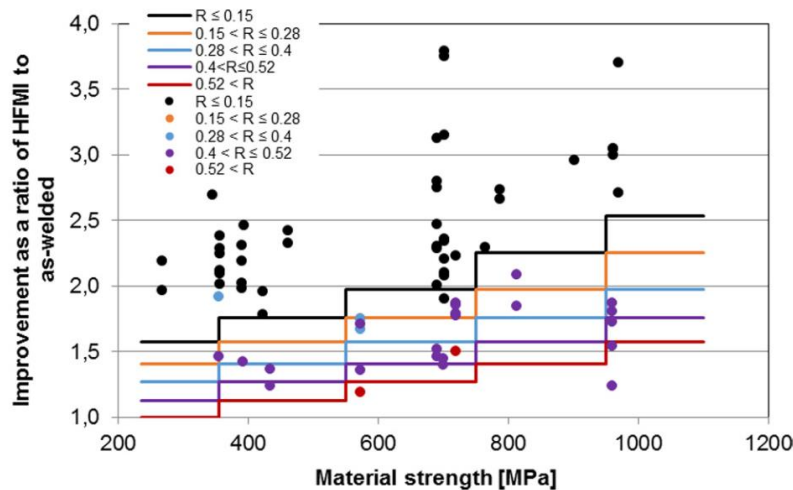


Figure 22 : Facteurs d'amélioration obtenus par martelage HF de joints soudés en fonction de la limite élastique du matériau [Yildirim 2016]. Les points noirs sont des résultats d'essai obtenus à amplitude constante pour un rapport de charge $R \leq 0.15$ et doivent être comparés à la courbe noire qui correspond aux recommandations de l'IIS.

Yildirim propose la prise en compte d'autres courbes de design pour prendre en compte l'effet du rapport de charge.

Influence d'un chargement variable

Les chargements appliqués aux assemblages dans les situations d'utilisation réelles sont généralement éloignés des profils de sollicitation appliqués lors d'essais traditionnels de fatigue. Plusieurs équipes de recherche s'intéressent donc à l'étude des effets d'un chargement variable sur l'amélioration en fatigue atteignable par les procédés de parachèvement [Pinhoda-Cruz et al. 2003; Huo, Wang, & Zhang 2004; Marquis 2010; Mikkola, Doré, & Khurshid 2013]. Dans la majorité des cas, l'application d'un chargement variable entraîne une diminution de l'amélioration apportée par le procédé de parachèvement. En effet, l'application d'un chargement variable avec certaines occurrences de forte amplitude provoque une redistribution des contraintes résiduelles dans la zone de concentration de contrainte en pied de cordon. La **Figure 23** illustre par exemple que la durée de vie moyenne d'un joint sollicité par un chargement variable se situe entre celle d'un chargement à amplitude constante avec un rapport de charge de -1 et celle avec un rapport de charge de 0,1.

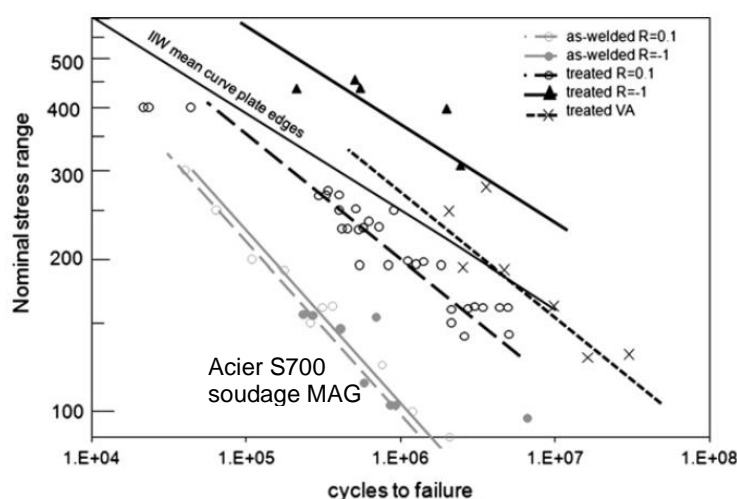


Figure 23 : Effet d'un chargement variable sur les courbes S-N d'un joint soudé en T brut et martelé [Marquis 2010]. La notation VA correspond au chargement à amplitude variable (VA pour Variable Amplitude en anglais)

Quand parachever un joint soudé ?

L'utilisation d'un parachèvement n'est pas préconisée dans toutes les situations de conception. Mettre en place un traitement supplémentaire lors d'une fabrication représente un coût souvent non négligeable. Un traitement de parachèvement peut être envisagé aujourd'hui, lors de la phase de conception, si aucune modification de design ne permet de valider la tenue en fatigue d'un détail ou si un gain de masse global est recherché par la réduction d'épaisseur de tôles.

La question de parachever lors de la fabrication ou plus tard en maintenance s'est également posée. Les travaux de [Kudryavtsev & Kleiman 2013] mettent en avant (**Figure 24**) que la réalisation d'un parachèvement par martelage à haute fréquence sur un joint soudé en service, permet une amélioration de tenue en fatigue plus importante que si l'opération est réalisée juste après assemblage. L'influence de surcharges lors du service ainsi que la

redistribution des contraintes résiduelles sont des éléments qui permettent d'expliquer ces observations.

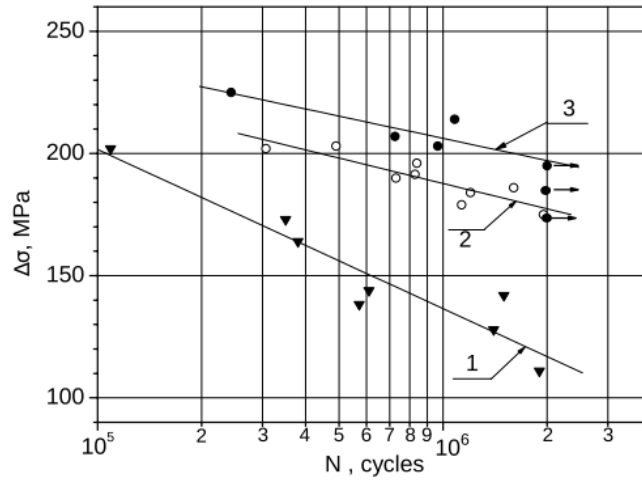


Figure 24 : Comparaison de l'effet du martelage HF entre joint brut (1), joint traité directement après soudure (2) et joint traité après 50% de la durée de vie initiale (3) [Kudryavtsev & Kleiman 2013]

I.1.3.3 Quel procédé de parachèvement choisir ?

Le critère évident de choix de l'un de ces traitements est le degré d'amélioration de la tenue en fatigue que le procédé peut apporter. De nombreux travaux mettent en évidence l'intérêt considérable que peuvent avoir certains traitements (Figure 25). Yildirim a publié plusieurs articles compilant les résultats d'essais de fatigue de la plupart des articles de la littérature ouverte [Yildirim & Marquis 2012; Yildirim, Marquis, & Barsoum 2013; Yildirim 2015, 2016].

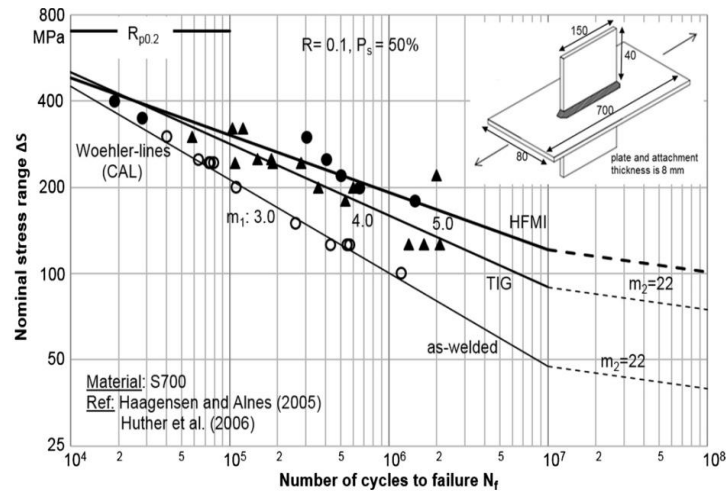


Figure 25 : Amélioration des propriétés en fatigue, obtenue par les procédés de refusion TIG et de martelage HF [Yildirim 2016]

Les études réalisées mettent en évidence que les procédés de parachèvement ayant une action sur les contraintes résiduelles ont un meilleur effet d'amélioration de la tenue en fatigue dans le domaine polycyclique. A l'inverse, les méthodes de parachèvement modifiant

la géométrie locale en pied de cordon, permettent de meilleurs résultats dans le cas de la fatigue oligocyclique.

La **Figure 26**, construite à partir des résultats de différents travaux cités par [Yildirim 2016], permet de donner une idée qualitative d'un classement entre procédés de parachèvement, en considérant l'amélioration possible des propriétés à grand nombre de cycles. Il reste néanmoins complexe en pratique de réaliser une comparaison quantitative d'un procédé par rapport à un autre, tant les paramètres pouvant influencer le résultat sont nombreux. Un plus grand nombre de résultats d'essais de fatigue sur une même configuration d'éprouvette est nécessaire pour pouvoir réaliser une étude paramétrique poussée.

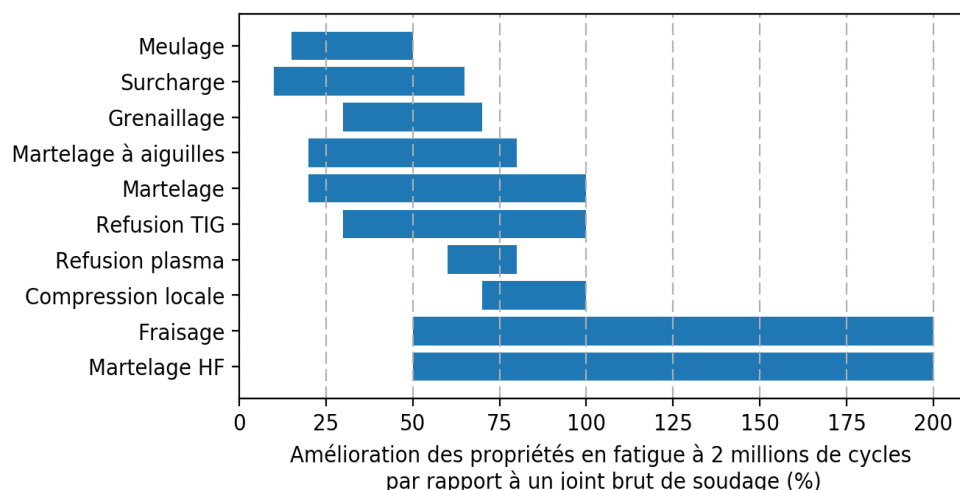


Figure 26 : Degré d'amélioration de la tenue en fatigue obtenu avec différents procédés de parachèvement

Le degré d'amélioration sur la tenue en fatigue n'est pas l'unique critère de choix d'un procédé de parachèvement. La vitesse d'application, le coût, la facilité de mise en œuvre, la disponibilité de l'équipement ou encore la spécialisation nécessaire vont inévitablement influencer le choix d'un procédé.

Le procédé de refusion TIG se présente par exemple comme un bon candidat pour une utilisation sur chantier naval. Cette technologie consiste à réaliser, après soudage, une nouvelle passe de torche TIG, sans apport de matière, pour refondre le pied de cordon. La modification du rayon de raccordement a pour effet principal de réduire la concentration de contrainte en pied de cordon. D'autres effets peuvent être observés comme un durcissement de la ZAT ou une modification des contraintes résiduelles aux alentours du pied de cordon [Van Es et al. 2013]. Ce traitement présente donc un bon compromis entre coût, vitesse de passe et amélioration potentielle. L'équipement et l'opérateur formé peuvent également être déjà disponibles sur site. Le procédé de parachèvement par refusion TIG est, pour ces différentes raisons, le procédé retenu pour évaluer l'influence d'un parachèvement dans les chapitres suivants.

I.1.4 Dimensionnement en fatigue des assemblages soudés

Dans cette sous-section, les méthodes de dimensionnement en fatigue de joints soudés les plus couramment utilisées sont présentées. Celles-ci sont introduites dans un ordre croissant de complexité de mise en œuvre mais aussi selon le degré de prise en compte des paramètres influant les propriétés en fatigue. Les principaux avantages et inconvénients de chacune de ces méthodes sont également discutés.

I.1.4.1 Approche en contrainte nominale

Cette première approche est basée sur la prise en compte d'une contrainte nominale au loin du cordon de soudure. Le dimensionnement est réalisé via l'utilisation d'abaques définissant la résistance de détails de soudure standardisés appelés détails de construction. Les paramètres influents la tenue en fatigue sont donc résumés en une seule composante globale associée au type d'assemblage considéré. Les abaques sont établies par des organismes tels que l'IIS [Hobbacher 2018] et reportés dans des normes [Eurocode 3 2005]. Ils définissent, selon la sollicitation (normale ou de cisaillement), pour chaque détail de construction, une ou plusieurs classes FAT (**Figure 27**). Ces classes FAT sont différentes selon le module du matériau soudé (acier ou aluminium). Elles correspondent à la contrainte nominale admissible pour une durée de vie de 2.10^6 cycles avec une probabilité de survie de 97.7%. Une courbe de conception (courbe de Wöhler) établie pour chacune des classes FAT permet ensuite de vérifier la tenue en fatigue du joint soudé (**Figure 28**). L'IIS recommande, dans la situation où aucune donnée expérimentale n'est disponible, de considérer une pente de 3 selon Basquin (**Figure 28**) sur le domaine de la fatigue à grand nombre de cycles (de quelques 10^4 à 10^7 cycles) pour les joints soudés sollicités en traction [Hobbacher 2018].

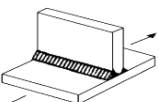
No.	Détails constructifs	Description (Ac.=acier; Al.= aluminium)	FAT Ac.	FAT Al.
500	Attaches fixées par soudures ne transmettant pas d'efforts.			
511		Attache transversale fixée, pas plus épaisse que la tôle chargée.	100	36
		Soudure préparation en K, pied de cordon meulé	100	36
		Soudure d'angle des deux cotés, pied de cordon meulé	80	28
		Soudure d'angle, brut de soudage	71	25

Figure 27 : Extrait du tableau des valeurs de résistance à la fatigue dressé pour chaque type de joint, évaluées sur la base de l'approche en contraintes nominales [Hobbacher 2018]

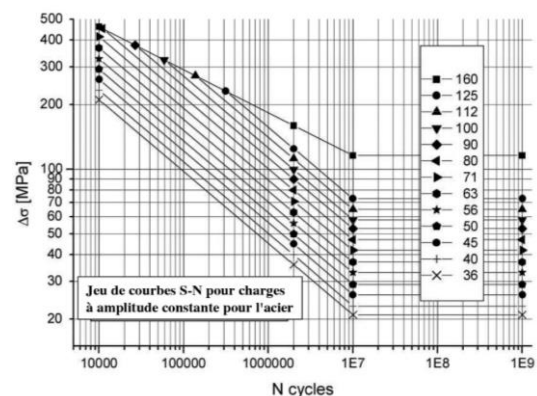


Figure 28 : Courbes S-N de résistance à la fatigue pour l'acier : approche contrainte nominale [Hobbacher 2018]

Le principal avantage de cette approche est indéniablement sa simplicité de mise en œuvre. Néanmoins, l'application de cette méthode présente aussi plusieurs limites. Le dimensionnement de structures complexes est fastidieux car la contrainte nominale n'est pas toujours clairement déterminable ou calculable. En outre, cette approche ne permet pas le dimensionnement de détails de soudure non répertoriés. Le sens physique de cette approche

peut également se discuter étant donné que plusieurs des paramètres influant de manière significative la tenue en fatigue (contraintes résiduelles, géométrie locale, ...) ne sont pas considérés de manière directe. Ce dernier point génère inévitablement un certain conservatisme sur la durée de vie estimée.

Enfin, cette approche n'est aujourd'hui pas utilisable en l'état pour dimensionner les joints parachevés sans reconstruire les courbes de conception des abaques à partir de détails de construction parachevés. Compte tenu du nombre important de procédés de parachevement existants, réévaluer chaque classe FAT pour chaque détail de construction nécessiterait alors un investissement en temps d'essai et un coût conséquent.

I.1.4.2 Approche en contrainte géométrique

Les approches basées sur la contrainte géométrique, encore appelée contrainte structurelle ou contrainte au point chaud, sont apparues dans les années 80 pour répondre initialement à des problématiques rencontrées dans le domaine offshore [Radenkovic 1981]. Elles permettent de prendre en compte l'effet de structure d'un type de joint donné.

La contrainte géométrique est une contrainte de conception définie par la somme des contraintes de membrane et de flexion en pied de cordon. Elle peut être approchée numériquement par l'interpolation au pied de cordon des contraintes déterminées aux points représentés en **Figure 29** [Hobbacher 2018]. Le nombre de ces points d'interpolation et leur position dépendent du type de joint considéré ou de l'épaisseur des tôles [Hobbacher 2018]. Le sens physique de la contrainte géométrique dépend donc d'une convention donnée.

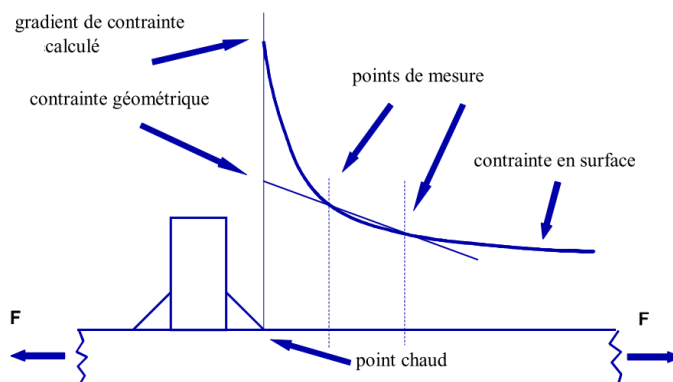


Figure 29 : Définition de la contrainte géométrique [Hobbacher 2018]

La contrainte géométrique permet donc d'estimer le gradient des contraintes à proximité d'un détail de soudure sans prendre en compte la concentration de contrainte créé par l'effet d'entaille en pied de cordon (**Figure 29**). Elle peut être déterminée de plusieurs manières :

- Analytiquement, à l'aide de formules paramétriques,
- Expérimentalement, à l'aide de 2 ou 3 jauges de déformation positionnées à des endroits prédéfinis,
- Numériquement, par la méthode des éléments finis (MEF). Des règles de maillages spécifiques ont été établies pour garantir une évaluation répétable [Hobbacher 2018].

Pour le calcul numérique de la contrainte géométrique, des règles spécifiques de maillage et de post-traitement ont été établies [Hobbacher 2018]. Initialement calculée à partir d'éléments volumiques, les travaux de Fayard ont permis d'établir les règles particulières à suivre pour déterminer la contrainte structurelle à partir d'éléments coques, réduisant ainsi le temps de calcul [Fayard 1996].

Dans l'approche de dimensionnement proposée par l'IIS, les détails constructifs sont également classés dans des FAT qui permettent in fine le calcul de durée de vie via des courbes de Wöhler standardisées. D'autres approches basées sur la contrainte géométrique utilisent des critères de fatigue plus complexes. Fayard utilise par exemple le critère en plans critiques de Dang Van [Dang Van 1973; Dang Van, Griveau, & Message 1989] pour prendre en compte la multiaxialité des contraintes [Dang Van, Bignonnet, & Fayard 2003]. Une autre étude [Dal Cero Coelho 2014] se base sur le critère de Vu [Quooc Huy Vu 2009; Q H Vu, Halm, & Nadot 2010] pour simplifier et réduire le temps des calculs.

Les approches basées sur la contrainte structurelle sont donc des méthodes intermédiaires dans le sens où leur application reste simple tout en permettant une meilleure prise en compte de la géométrie globale de l'assemblage. Le nombre de classes FAT nécessaires est également plus faible permettant de réduire le nombre d'essais de fatigue nécessaire à leur élaboration. Néanmoins, la détermination d'une contrainte géométrique peut également présenter quelques désavantages. Cette approche ne permet pas, sous cette forme, de dimensionner un joint soudé dont l'amorçage se fait en racine. L'amélioration de ce point a été étudié par [Dal Cero Coelho 2014]. De plus, la détermination de la contrainte structurelle se base sur l'hypothèse d'une qualité constante de la géométrie du cordon de soudure. L'effet de la géométrie locale en pied de cordon et les défauts de soudage ne sont ainsi pas pris en compte dans ce dimensionnement. Cette approche nécessite donc des adaptations pour permettre de considérer l'influence de certains procédés de parachèvement.

I.1.4.3 Approches locales

Approche en contrainte locale équivalente

L'IIS propose également une approche basée sur une contrainte locale (ou d'entaille), équivalente, déterminée à partir d'un cordon au contour standardisé [Hobbacher 2018]. Pour les assemblages de tôles de plus de 5 mm d'épaisseur, une géométrie représentative des joints soudés en acier est considérée avec des rayons de raccordement de 1 mm en racine et pied de cordon, ainsi qu'un angle de raccordement particulier (par exemple, 45° pour les soudures d'angle). Cette contrainte locale équivalente peut être déterminée soit à partir de formules analytiques définissant différents coefficients de concentration de contrainte, soit par un calcul numérique linéaire élastique (MEF).

Dans l'approche proposée par l'IIS, la vérification de tenue en fatigue est réalisée à partir d'une classe de fatigue unique, la FAT 225 dans le cas de l'acier [Hobbacher 2018]. D'autres études explorent des stratégies différentes basées sur des critères matériau [Erny 2010].

Les avantages de cette approche résident dans sa prise en compte de l'effet d'entaille en pied ou racine de cordon. La définition d'une géométrie locale équivalente soulève néanmoins des questions liées à la représentativité du rayon choisi. Différentes études déterminent en effet différents rayons équivalents pour des échelles d'observations différentes et pour chaque famille de matériau [Karakas 2017]. En outre, la mise en place de ce type d'approche est plus longue que les approches présentées précédemment. Enfin, les calculs réalisés se limitent à un comportement élastique ce qui peut également être un facteur limitant dans la prise en compte de certains phénomènes.

Approche mécanique linéaire de la rupture

Cette approche est sensiblement différente des autres méthodes de dimensionnement déjà présentées. Elle se base sur la prévision de l'accroissement d'une fissure décrite par la mécanique linéaire de la rupture. Cette méthode de dimensionnement peut être utilisée en phase de conception, en considérant la présence d'une fissure initiale « représentative » de 0,1 mm. Néanmoins, l'approche est plus généralement utilisée dans les phases d'expertises lors de retour d'expériences ou de contrôles réguliers d'entretien signalant des fissures. Une durée de vie résiduelle peut alors être évaluée par cette approche pour décider d'une action. Dans cette situation, une longueur initiale de fissure, a_i est déterminée à partir de techniques de mesures (non destructives) telles que le contrôle visuel, le ressuage, les ultrasons ou la magnétoscopie.

Une longueur finale a_f critique doit ensuite être déterminée selon le cas d'étude et constitue le critère de rupture. L'étendue du facteur d'intensité des contraintes (FIC) en fond d'entaille, ΔK , est ensuite évaluée en fonction de la taille de fissure, a et de l'étendue des contraintes $\Delta\sigma$, par l'expression,

$$\Delta K = F(a) \cdot \Delta\sigma \cdot \sqrt{\pi a}, \quad (\text{Eq. 1})$$

où la fonction de correction, F , permet de prendre en compte les effets de forme et de taille de la fissure. La contrainte considérée est la contrainte nominale locale ou contrainte au point chaud. Une loi de propagation permet alors de relier le facteur d'intensité des contraintes à la vitesse de propagation de la fissure. La loi de propagation de Paris représente une formulation empirique simple et s'exprime de la manière suivante,

$$\frac{da}{dN} = C_0 \Delta K^m, \quad (\text{Eq. 2})$$

avec C_0 et m des constantes matériaux et N le nombre de cycles. Cette loi de propagation n'est valable que sur un certain intervalle de ΔK noté région II sur la [Figure 30](#). D'autres lois de propagation, plus complexes, permettent de prendre en compte et décrire les autres régions [Bathias & Bâillon 1997].

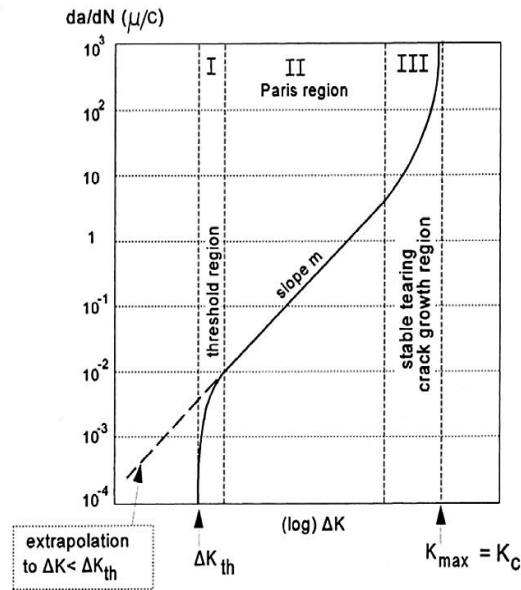


Figure 30 : Domaines de propagation de fissures en fonction de l'étendue du facteur d'intensité des contraintes [Schijve 2012]

L'avantage principal de cette approche réside dans son applicabilité aux matériaux ou structures déjà fissurés. Le second avantage de cette méthode consiste à pouvoir prendre en compte la géométrie locale de l'assemblage. Cependant, cette approche mécanique de la rupture présente également plusieurs inconvénients. Le premier est lié au fait que la phase d'amorçage de fissure est négligée. La prédiction de durée de vie peut donc être faussée. De même, l'hypothèse d'une fissure initiale « représentative » de 0,1 mm peut être remise en question. Enfin, l'approche repose généralement sur une loi de propagation empirique dont l'identification de certains paramètres peut être complexe.

I.1.5 Synthèse et identification des problématiques

Pour conclure, cette section présente les notions de base de la fatigue des assemblages soudés. Les principaux éléments pilotant la durée de vie d'un joint soudé ont ensuite été introduits. Un nombre important de facteurs peuvent avoir une influence sur les propriétés en fatigue d'un assemblage soudé. En plus des bonnes pratiques de conception et de réalisation de soudure, l'utilisation de procédés de parachèvement peut également, sous certaines conditions, permettre d'améliorer la durée de vie des joints soudés. Leur mise en œuvre multiplie néanmoins le nombre de facteurs influençant les propriétés en fatigue. La compréhension fine de tous les facteurs d'influence et l'amélioration des méthodes de dimensionnement en fatigue sont des thèmes de recherche nécessitant la réalisation d'un très grand nombre d'essais de fatigue. Or réaliser un grand nombre de campagnes d'essais de fatigue traditionnels représente un temps d'essai très long et engendre des coûts importants.

Le développement de méthodes d'essai permettant d'accélérer la caractérisation des propriétés en fatigue est en conséquence un thème de recherche en plein essor. Les principales

techniques envisagées pour accélérer les essais de fatigue peuvent être regroupées en trois familles :

- La première solution consiste à réaliser les essais en parallèle sur plusieurs machines. Cela demande évidemment un investissement machine important ainsi qu'un espace de travail d'envergure.
- Une seconde solution réside dans l'utilisation d'une machine à haute fréquence de sollicitation. Cela semble optimal mais la haute fréquence peut en réalité faire intervenir d'autres mécanismes d'endommagement impactant l'endurance du matériau que l'on n'observe pas dans les cas d'usages réels. De plus, le fait de travailler sur des éprouvettes du type mini-structure amène une complexité supplémentaire.
- Une troisième approche est fondée sur l'analyse de la signature thermique de l'éprouvette soumise à une sollicitation répétée. Lorsqu'un matériau est sollicité, sa température augmente. Des outils ont été développés pour identifier la source de l'échauffement, autrement dit les mécanismes dissipatifs. L'écriture d'un modèle permet ensuite de relier la température de l'éprouvette à sa durée de vie. Cette méthode, développée sur éprouvette matériau, est appelée « approche auto-échauffement ». Elle permet de réduire considérablement le nombre d'éprouvettes nécessaires et ainsi le temps des essais.

En se basant sur les compétences et expertises disponibles au sein de l'IRDL, les travaux de thèse s'intéressent à la troisième piste et visent à explorer le potentiel des techniques expérimentales basées sur des observations thermométriques pour étudier la fatigue des assemblages soudés. La mise en place de mesures thermiques permet en effet d'obtenir de nombreuses informations. Les applications possibles dans le domaine de la mécanique sont présentées dans la section suivante. Les travaux de la littérature explorant une piste similaire sur assemblage soudé sont traités avec une attention particulière.

I.2 Mesures thermiques en mécanique

Depuis le début des sciences modernes, la température est reconnue comme un marqueur fondamental de l'état d'un système [Von Helmholtz 1847]. Cette variable intensive est utilisée dans de nombreux domaines très différents comme la physique, la chimie, la biologie, ou encore la médecine. En particulier, le suivi de ce marqueur présente de nombreux avantages pour l'étude d'un système mécanique. Plusieurs informations peuvent en effet être extraites d'un champ de température mesuré à la surface d'un objet. Les évolutions récentes et rapides des technologies de caméra infrarouge ont largement contribué au développement et à l'amélioration des applications en ingénierie [Bagavathiappan et al. 2013]. Plusieurs approches ont depuis été développées et présentent de nombreux intérêts autant lors d'études amonts en recherche académique, que pour les phases de conception ou d'essais en industrie, ainsi que pour des applications en maintenance.

Un champ de température peut être analysé de manière intrinsèque, en tant qu'indicateur d'un procédé de fabrication, pour évaluer par exemple l'impact de certains

paramètres d'un procédé. L'étude de l'évolution du champ de température lors du procédé de soudage en est un bon exemple [Bagavathiappan et al. 2013; Serio et al. 2016]. Cette section s'intéresse plus particulièrement aux approches développées spécifiquement pour étudier des propriétés mécaniques de matériaux.

Une analyse bibliographique de plusieurs approches thermiques est donc réalisée dans cette section avec une vision spécifique sous l'angle des applications potentielles aux assemblages soudés. La première sous-section mentionne l'utilisation de mesures de champ de température en combinaison d'une source de chaleur externe pour permettre la détection de défauts. La seconde sous-section introduit le principe physique de couplage thermoélastique et son exploitation pour différentes applications de caractérisation matériau. La sous-section suivante développe l'état de l'art concernant l'identification de sources dissipatives lors de sollicitations mécaniques. Enfin, les études réalisées autour des essais dits d'auto-échauffement consistant à mesurer l'auto-échauffement sous sollicitations cycliques sont détaillées pour identifier les verrous scientifiques à une adaptation de telles approches aux assemblages soudés.

I.2.1 Approches « actives » basées sur l'utilisation d'une source de chaleur externe

Plusieurs techniques basées sur l'utilisation combinée d'une caméra infrarouge et d'une source de chaleur externe, aussi appelée « thermographie active », permet de détecter des défauts (fissures par exemple) à la surface de matériaux. Dans certaines situations, une détection de défauts ou d'endommagement sous la surface peut également être réalisée [Ibarra-castanedo 2005].

Les différentes techniques se distinguent d'une part par le type de source externe de chaleur utilisé. Les sources de chaleur classiquement employées sont du type lampe infrarouge ou bien laser [Broberg 2013]. Ces sources de chaleur peuvent être placées du même côté que la caméra infrarouge ou du côté opposé [Rodríguez-martín et al. 2016] (**Figure 31**).

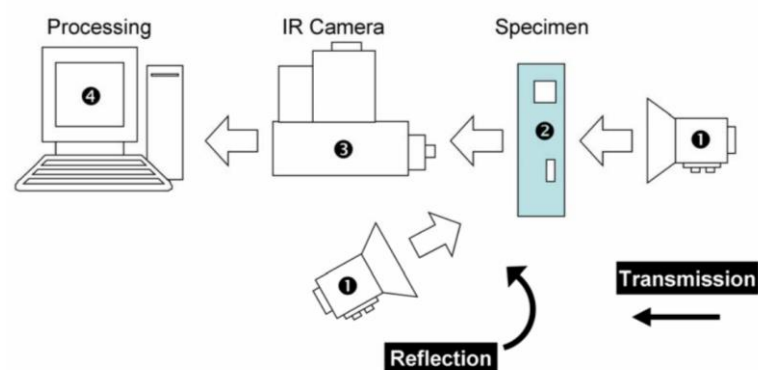


Figure 1.3. Experimental configuration in active thermography in reflection and transmission: ❶ Heat source, ❷ specimen, ❸ IR camera, and ❹ PC for data display, recording and processing.

Figure 31 : Montage expérimental pour la détection de défauts par thermographie active [Ibarra-castanedo 2005]. Placements possibles de la source de chaleur externe.

D'autre part, les techniques se différencient également par la durée d'application de la source externe. Deux familles peuvent se distinguer [Ibarra-castanedo 2005] :

- Une première famille de techniques, appelée « pulse thermography » en anglais, effectue l'acquisition de température juste après le déclenchement d'un flash lumineux (ordre de grandeur d'une dizaine de millisecondes) pour illuminer la pièce à étudier [Cielo et al. 1987]. Un défaut, tel qu'une fissure, agit comme un corps noir en absorbant plus de rayonnement. Il apparaît alors à l'image comme une zone plus chaude.
- Dans la seconde famille de techniques, appelée « lock-in thermography » en anglais, l'énergie est transmise à la surface du matériau de manière cyclique [Busse, Wu, & Karpen 1992]. La précision des mesures est obtenue par un principe de superposition des images. Les défauts sont ensuite détectés par analyse du déphasage du signal de température.

Ces techniques ont été expérimentées dans de nombreuses situations, sur matériaux composites par exemple [Marani et al. 2017], matériaux obtenus par fabrication additive [Accardi et al. 2019] ou différents types d'assemblages [Meola et al. 2004; Palumbo et al. 2016]. Elles ont également été expérimentées sur assemblages soudés. Dans un article, P. Broberg étudie différentes sources de chaleur externes (laser et lampe infrarouge) pour détecter des fissures et des entailles réalisées sur cordon de soudure et en pied de cordon (**Figure 32** et **Figure 33**) [Broberg 2013]. Une bonne correspondance est obtenue entre la taille réelle des entailles et leur taille détectée via caméra infrarouge. Une largeur de fissure minimale de 10 μm peut être détectée par le protocole proposé.

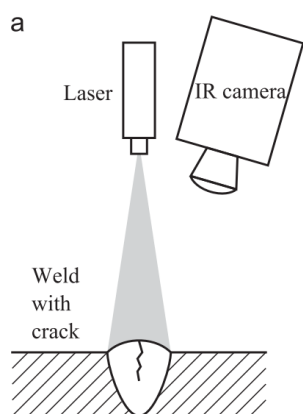


Figure 32 : Montage expérimental pour la détection de fissures sur un cordon de soudure [Broberg 2013]

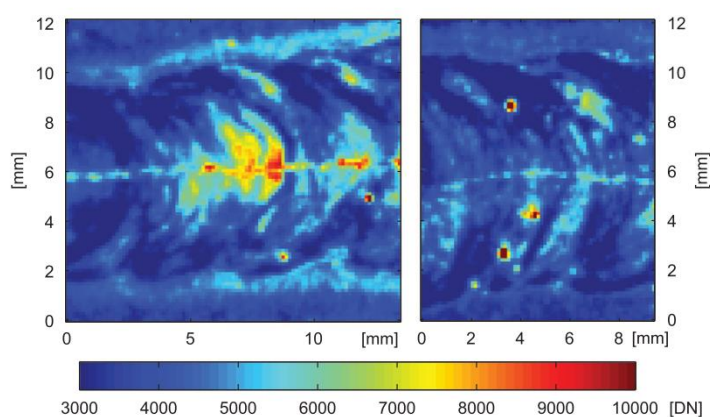


Figure 33 : Détection de fissures sur cordon MAG via caméra infrarouge et source lumineuse externe [Broberg 2013]

Dans un autre article, M. Rodríguez-Martín propose un dépouillement quantitatif de la taille et l'orientation des fissures sur joint soudé, basé sur l'analyse des iso-contours des images infrarouges [Rodríguez-martín et al. 2016].

Ce type d'approche représente donc une piste intéressante pour caractériser la taille de fissures de fatigue sur des assemblages soudés. Par ailleurs, la mise en application concrète sur la structure d'un ouvrage d'art a été démontrée dans une publication de T. Sakagami [Sakagami 2015]. Le caractère non destructif de ces approches actives représente un avantage certain pour plusieurs secteurs industriels, autant pour des applications d'expertise que de contrôle. Autre avantage, la mise en œuvre ne nécessite pas l'application de produits sur la pièce à étudier en comparaison de techniques plus conventionnelles telles que le ressuage ou la magnétoscopie.

D'autres approches thermométriques sont présentées dans les sous-sections suivantes. Celles-ci n'utilisent pas de source de chaleur externe, elles sont basées sur l'observation de sources de chaleur mises en évidence par l'application d'un chargement mécanique.

I.2.2 Analyses du couplage thermoélastique

La température d'un objet dépend de plusieurs facteurs, à savoir, les conditions aux limites, la diffusivité du matériau, et les sources thermiques. Le champ de température n'est donc pas intrinsèque au solide étudié. Le mécanicien peut être principalement intéressé par des informations contenues dans certaines sources de chaleur. Ces sources sont les principales responsables² des variations de température. Dans les approches actives déjà introduites, le rayonnement émis par les sources externes représente la principale source de chaleur. Dans les approches qui suivent, deux autres termes sources sont étudiés : le terme source associé au phénomène de couplage thermoélastique et le terme source associé à des mécanismes dissipatifs. Cette sous-section présente les techniques basées sur l'étude du premier terme source cité, tandis que les sous-sections suivantes traiteront des techniques basées sur l'identification d'un terme source associé à des mécanismes dissipatifs.

Un parallèle avec la thermodynamique des gaz permet de comprendre le principe de couplage thermoélastique. Lorsqu'un gaz est comprimé, sa température moyenne augmente mais à l'inverse, lorsqu'il est détendu, sa température s'abaisse. Lorsqu'un matériau solide (coefficient de Poisson $0 < \nu < 0,5$) est sollicité mécaniquement dans son domaine élastique, sa température varie également et ce, de manière réversible : c'est le principe de couplage thermoélastique. Cette sous-section introduit les utilisations des mesures de champ de température via caméra infrarouge basées sur ce principe physique.

I.2.2.1 Analyse de champs de contrainte

L'équation de Lord Kelvin permet de décrire l'évolution de température associée à une sollicitation mécanique élastique sous conditions d'adiabaticité. Elle représente la base de la théorie de la thermoélasticité et s'exprime de la manière suivante [Thomson 1853],

$$\Delta T(M) = -T_0 \frac{\alpha}{\rho c} \Delta \sigma(M), \quad (\text{Eq. 3})$$

² Connaissant l'influence de la conduction et des conditions aux limites.

avec ΔT l'amplitude de température, T_0 une température de référence, α le coefficient d'expansion thermique, ρ la densité, C la chaleur spécifique et $\Delta\sigma$ l'amplitude de la contrainte appliquée. Cette équation met en évidence la relation linéaire entre élévation de température associée au terme source du couplage thermoélastique et amplitude des contraintes [Pitarresi 2003; Ranc 2003].

Généralisée au cas multiaxial (équations introduites au chapitre III), cette propriété permet donc de caractériser un champ de contrainte à la surface d'une éprouvette sollicitée dans son domaine élastique. Dans la littérature, ce type d'approche est généralement nommée TSA pour « Thermoelastic Stress Analysis » [Stanley & Chan 1986a; Stanley 1997, 2008]. Les résultats obtenus par ce type d'approche sont parfaitement cohérents avec les informations données par des méthodes plus traditionnelles telles que des jauges de déformations [Casavola et al. 2006] ou d'autres techniques de mesures de champs [Rajic et al. 2014].

La théorie de la thermoélasticité fait néanmoins face à certaines limites [Biot 1956]. L'hypothèse d'adiabaticité doit être vérifiée lors des essais réalisés. En pratique, une fréquence de sollicitation suffisamment élevée doit être sélectionnée lors des essais de manière à limiter les effets de conduction thermique. Le matériau de l'étude ainsi que la taille des éprouvettes sont également des paramètres influents. Par ailleurs, pour certains matériaux comme l'aluminium ou le titane, les constantes thermoélastiques peuvent présenter une dépendance à la contrainte moyenne appliquée, qu'il faut alors prendre en compte dans l'analyse [Wong, Jones, & Sparrow 1987; Palumbo & Galietti 2016].

Les utilisations possibles de ce type d'approche sont multiples : de l'analyse rapide pour identifier les zones de plus fortes concentrations de contraintes à une quantification fine du champ des contraintes. Cette technologie peut donc être considérée comme mature, en témoigne les publications sur des systèmes complexes concrets [Rajic, Galea, & Rowlands 2013; Rajic et al. 2014; Wong, Rajic, & Nguyen 2015; Tighe et al. 2016].

L'analyse de la composante thermoélastique du champ de température représente une approche très intéressante pour l'étude des hétérogénéités de champ de contrainte à la surface de structures soudées. Les résultats obtenus par P. Florin sur un triangle de suspension automobile en sont un très bon exemple (**Figure 34**) [Florin 2015]. Par ailleurs, les travaux de [Kitsunai, Sasaki, & Honda 1996] présentent également une idée intéressante consistant à utiliser la thermoélasticité pour caractériser un facteur de concentration de contraintes au niveau de rayons de raccordement sur des géométries d'éprouvettes similaires à des joints soudés en T. Cette approche sera considérée dans la suite du document, sur des assemblages soudés, au chapitre III.

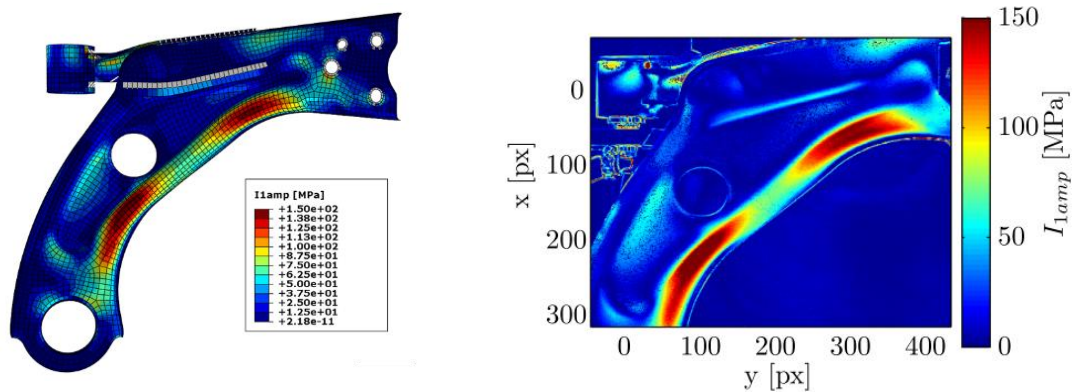


Figure 34 : Champ de contrainte (amplitude du 1^{er} invariant) sur triangle de suspension par
(a) calcul EF et (b) approche TSA [Florin 2015]

I.2.2.2 Détection et suivi de fissures

Plusieurs études de la littérature proposent l'utilisation de mesures de champs de température et une analyse du couplage thermoélastique pour observer la propagation de fissures de fatigue, en surface d'éprouvettes matériau ou de structures [Ancona et al. 2015; Thatcher 2018; Vieira, Gonzáles, & Freire 2018; Middleton et al. 2019].

Deux variantes différentes permettant de suivre la propagation de fissures peuvent être identifiées dans la littérature :

- Les approches basées sur l'observation de l'amplitude de la température associée au couplage thermoélastique. En effet, cette amplitude étant liée directement à l'amplitude du premier invariant des contraintes, la propagation d'une fissure perturbe progressivement l'image, et peut donc être analysée pour détecter et suivre la propagation d'une fissure [Charles, Appl, & Francis 1975; Ummenhofer & Medgenberg 2008].
- Les approches basées sur l'analyse du déphasage existant entre le signal de température lié au couplage thermoélastique et le signal sinusoïdal de la sollicitation appliquée [Ummenhofer & Medgenberg 2008]. Dans des conditions d'adiabaticité parfaites, le déphasage entre le signal du couplage thermoélastique et le signal de référence est constant. Deux phénomènes principaux peuvent remettre en question cette hypothèse, à savoir la chaleur générée par une déformation plastique et la présence de forts gradients de contrainte [Diaz et al. 2004]. Ces deux conditions sont réunies dans les zones en pointe de fissure. L'étude des variations des cartographies de la phase du couplage thermoélastique permet donc également l'analyse de la propagation de fissures. L'étude de cartographies de phase permet de détecter des zones de plasticité locales annonciatrices d'amorçage de fissures [Galietti & Palumbo 2010]. Considérer la phase du couplage thermoélastique pour le suivi de fissures sur des éprouvettes spécifiquement conçues pour une étude de propagation permet de détecter des fissures de plus petite taille par rapport à l'analyse de l'amplitude [Galietti & Palumbo 2010].

Plusieurs publications ont démontré la possibilité de suivre qualitativement des fissures de fatigue sur éprouvettes normalisées [Ancona et al. 2016; Thatcher 2018; Vieira, Gonzáles, & Freire 2018]. Différentes approches permettant un suivi automatique de la taille de fissure ont également été proposées [Ancona et al. 2015, 2016; Rajic & Brooks 2017]. Ces approches restent néanmoins limitées à des éprouvettes dédiées à l'étude de fissuration avec des pré-fissures usinées permettant de connaître la position initiale de la pointe de fissure et d'avoir un champ de contrainte initial avec une forme adaptée au post-traitement. Un faible nombre d'études ont évalué la possibilité de suivi de fissures sur éprouvettes non pré-fissurées. L'article [Middleton et al. 2019] s'y intéresse en réalisant des essais sur plusieurs éprouvettes avec différents alésages. Une détection de l'amorçage de fissures inférieures au millimètre est par ailleurs obtenue avec une précision de la position de la pointe de fissure à ± 1 mm.

L'application de ce type d'analyse sur des joints soudés est un sujet de recherche récent et attractif [Ummenhofer & Medgenberg 2008; Chen et al. 2018]. Néanmoins, les travaux réalisés jusqu'à aujourd'hui se limitent à des études sur des types d'assemblage facilitant les observations thermiques : sur joints soudés de tôles minces [Chen et al. 2018] ou du type bout à bout [Ummenhofer & Medgenberg 2008] (Figure 35 et Figure 36).

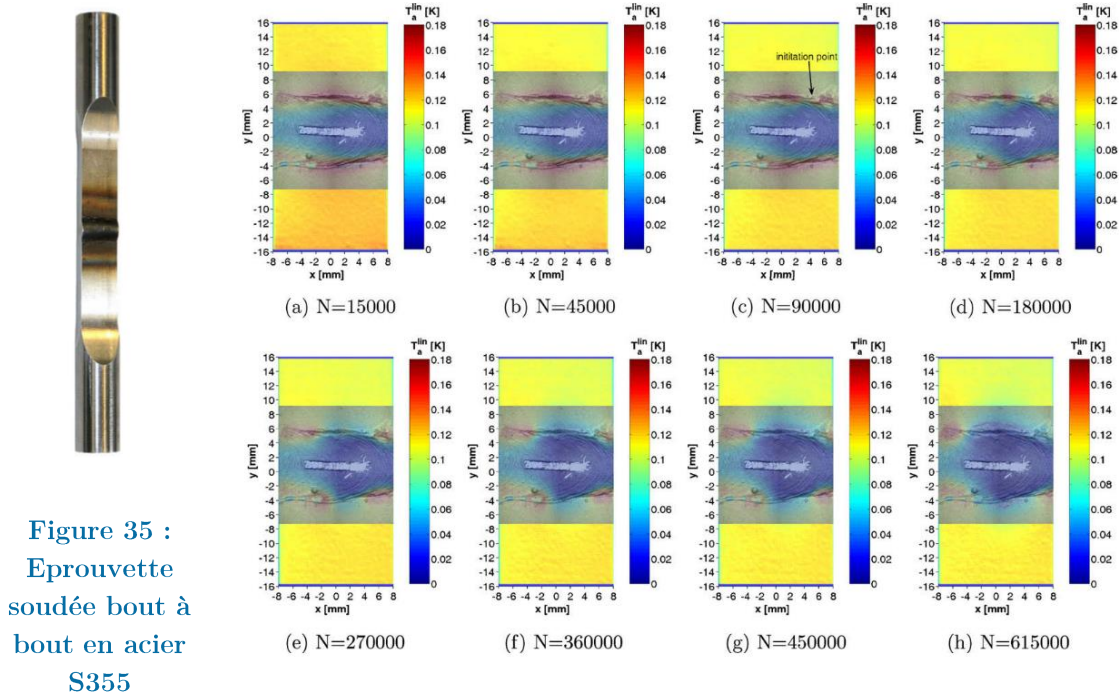


Figure 35 :
Epreuve
soudée bout à
bout en acier
S355

[Ummenhofer &
Medgenberg
2008]

Figure 36 : Evolution d'une cartographie d'amplitude du couplage thermoélastique mettant en évidence un amorçage de fissure en pied de cordon [Ummenhofer & Medgenberg 2008]

I.2.2.3 Détermination d'un facteur d'intensité des contraintes

Partant des analyses du couplage thermoélastique présentées jusqu'ici, plusieurs travaux se sont intéressés à étendre l'utilisation des mesures de champ de température pour caractériser les évolutions du facteur d'intensité des contraintes [Tomlinson & Olden 1999]. Au moins cinq méthodes différentes peuvent être identifiées dans la littérature. Leur mise en œuvre est détaillée dans [Marsavina & Tomlinson 2014]. Le point commun entre ces

différentes méthodes correspond à l'approche hybride mise en place, mixant résultats expérimentaux issus de l'analyse du couplage thermoélastique et approche modélisation. Par exemple, la méthode historique proposée par [Stanley & Chan 1986b] se base sur les équations de Westergaard [Bathias & Bailon 1997] pour décrire le champ des contraintes élastiques aux alentours de la pointe de fissure et venir identifier le facteur d'intensité des contraintes sur le champ de contraintes déterminé par approche TSA. Les résultats fournis par ces approches sont cohérents avec des résultats obtenus par calcul numérique ou par analyse de mesures de champ de déplacement [Farahani, Tavares, & Moreira 2016; Chen et al. 2018] (Figure 38).

Les approches développées représentent donc un outil très prometteur pour la réalisation d'études sur la propagation de fissures. Cependant, ces méthodes se limitent pour le moment à des éprouvettes dédiées à l'étude de propagation de fissures telles que les éprouvettes CT (Figure 37).

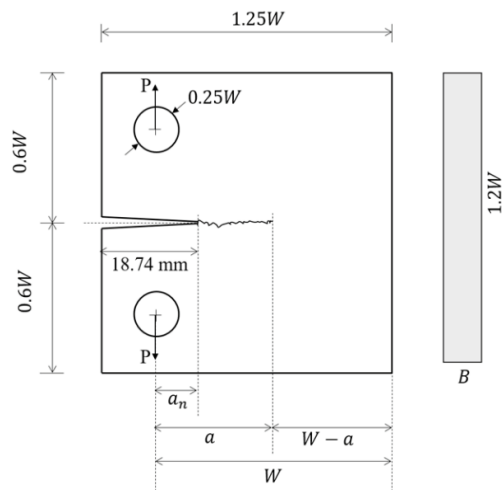


Figure 37 : Géométrie d'une éprouvette CT utilisée pour l'étude de propagation de fissures [Farahani, Tavares, & Moreira 2016]

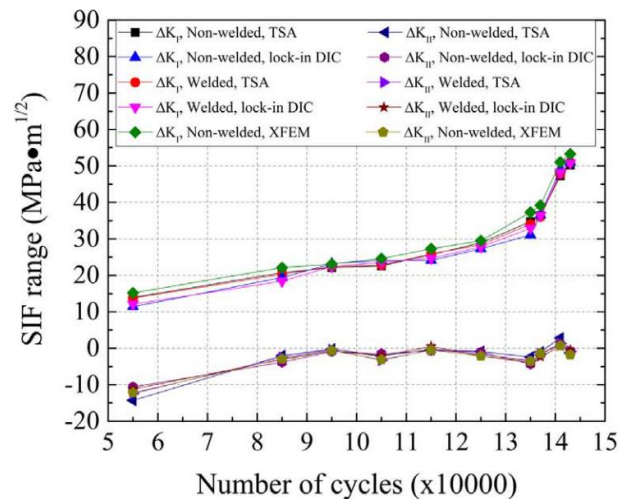


Figure 38 : Evolution du facteur d'intensité des contraintes par analyse du couplage thermoélastique [Chen et al. 2018]

Le champ de contrainte sur ce type d'éprouvette peut s'obtenir via l'analyse du couplage thermoélastique de manière idéale, c'est-à-dire, sur une surface plane. L'adaptation d'une approche permettant de caractériser un facteur d'intensité des contraintes sur une structure plus complexe n'est pas chose aisée. Quelques tentatives peuvent néanmoins être remarquées. Un premier article met en application la première méthode sur une éprouvette prélevée dans un joint soudé multi-passes avec pré-fissure [Diaz et al. 2004]. L'étude est donc réalisée sur une configuration d'éprouvette adaptée à la méthode permettant de déterminer un facteur d'intensité des contraintes mais relativement éloignée d'une configuration joint soudé réelle. Un second article applique également l'approche de [Stanley & Chan 1986b] mais sur un joint soudé en T de tôles fines avec également une pré-fissure [Chen et al. 2018]. Dans cette étude, le type d'assemblage étudié se prête relativement bien à l'approche. Aucun article connu ne s'intéresse à l'utilisation de ce type d'approche pour l'étude d'assemblages soudés de type naval. L'épaisseur importante et la géométrie d'un joint soudé en T utilisé en construction navale ajoutent plusieurs problématiques (*e.g.*, la propagation suivant la

concentration de contraintes en pied de cordon) qui bloquent pour le moment la possibilité de suivre les évolutions du facteur d'intensité des contraintes via l'analyse du couplage thermoélastique.

I.2.3 Identification directe de sources dissipatives

La fatigue est un phénomène multi-échelles complexe. A l'échelle macroscopique, le comportement de l'éprouvette est élastique³, tandis qu'à l'échelle microscopique, des déformations irréversibles peuvent être observées. Ces mécanismes de microplasticité sont des mécanismes dissipatifs qui influencent le champ de température. Une analyse particulière du champ de température, lors d'une sollicitation cyclique, peut donc permettre d'identifier le champ des sources de chaleur associé aux mécanismes dissipatifs reliés aux mécanismes de fatigue. Néanmoins, le passage d'un champ de température à un champ de source de dissipation est un problème « mal posé » [Chrysochoos & Louche 2000]. En effet, les données expérimentales obtenues via caméra infrarouge sont de nature 2D et ne sont donc pas suffisantes pour identifier les termes sources 3D. Deux familles d'approches permettant de résoudre cette problématique se distinguent dans la littérature. La première famille d'approches aussi désignée par « approches directes » consiste à résoudre explicitement l'équation de chaleur, qui relie la température aux termes sources, à partir des données expérimentales issues de la caméra infrarouge. La seconde famille d'approches repose sur la mise en place d'un modèle pour combler le manque d'information. Quelques résultats principaux issus de la première famille sont discutés ici tandis que les approches de la seconde famille sont abordées dans la sous-section suivante.

La résolution directe de l'équation de la chaleur est complexe. En effet, elle prend la forme d'une équation aux dérivées partielles d'ordre 1 en temps et 2 en espace. Le formalisme classique utilisé pour son écriture sera introduit au chapitre suivant. Le principal verrou à la résolution directe de l'équation de la chaleur se situe lors du calcul d'un opérateur laplacien à partir des données expérimentales. Cette opération amplifie en effet de manière considérable le bruit des mesures [Boulangier 2004]. Un traitement préalable des données est donc nécessaire. Développer un traitement fiable et efficient représente alors une problématique majeure. Plusieurs propositions ont été formulées, passant par exemple par l'utilisation de filtres, des opérations de lissage local [Boulangier 2004; Berthel 2007] ou bien la résolution dans des bases spectrales [Chrysochoos & Louche 2000], dont certaines peuvent être exprimées de manière à intégrer des conditions aux limites [Doudard et al. 2009]. Un prétraitement des données infrarouges basé sur la théorie de la réduction de modèles a également été proposé [Ranc et al. 2015]. Pour toutes ces approches, une grande importance doit être donnée à la qualité des mesures thermiques réalisées. Les sources dissipatives des mécanismes de fatigue peuvent être d'intensité relativement faible par rapport à d'autres termes sources (couplage thermoélastique par exemple). La réalisation de mesures infrarouges exploitables représente généralement un vrai défi technique. Différentes techniques expérimentales ont par ailleurs été proposées pour améliorer le seuil de détectabilité d'une

³ Dans le cadre de la fatigue à grand nombre de cycles

source dissipative [Maquin 2006; Maquin & Pierron 2009; Connesson, Maquin, & Pierron 2010].

Cependant, très peu d'études ont été publiées sur des applications d'une approche directe pour identifier des champs de source de dissipation sur assemblages soudés. Les travaux de thèse de Seelan sont une exception [Seelan 2018]. Ils s'inspirent de l'approche de Berthel [Berthel 2007] pour résoudre directement l'équation de la chaleur sur un joint soudé au laser de type bout à bout. Le champ de source obtenu en **Figure 39** présente un net caractère hétérogène, qui peut être corrélé avec les différentes zones de la microstructure du joint soudé.

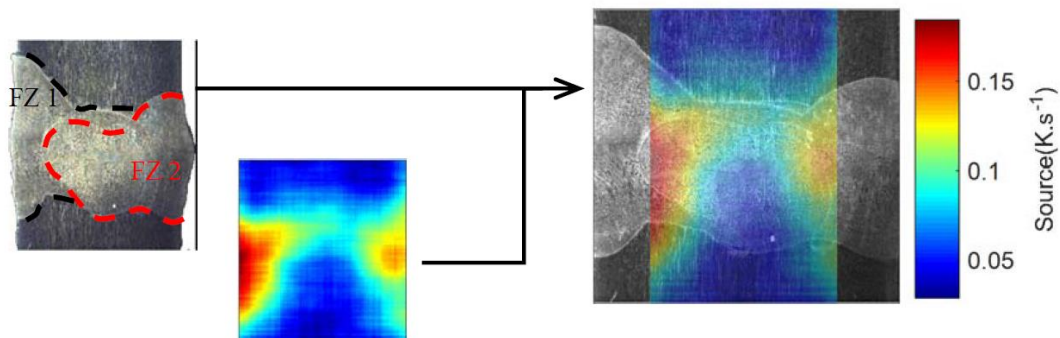


Figure 39 : Hétérogénéités du champ de terme source dissipatif sur un joint soudé en 316L [Seelan 2018]

Pour résumer, les approches directes permettant de passer des mesures de température à un champ de source de dissipation reposent sur une maîtrise parfaite des conditions expérimentales et un protocole de dépouillement complexe. Ces approches peuvent fournir de précieuses informations sur le caractère dissipatif des mécanismes de fatigue rencontrés. Cependant la mise en œuvre de ce type d'approche sur assemblage soudé reste aujourd'hui délicate.

La sous-section suivante présente des approches différentes, qui s'intéressent également à l'identification de sources dissipatives, mais avec pour objectif de caractériser les propriétés en fatigue de l'éprouvette.

I.2.4 Caractérisation des propriétés en fatigue par l'approche « auto-échauffement »

L'expression « approche auto-échauffement » désigne ici la combinaison d'un protocole d'essai particulier basé sur une mesure thermique permettant la construction d'une « courbe d'auto-échauffement », et d'un dépouillement ad hoc de cette courbe pour déterminer les propriétés en fatigue de l'éprouvette testée. Dans le cas d'une étude sur matériau homogène, la différence entre cette approche et l'approche plus conventionnelle des essais en fatigue est considérable. En effet, seulement quelques éprouvettes testées en quelques jours sont nécessaires pour déterminer les propriétés en fatigue, contre plusieurs dizaines de spécimens et un mois de tests, dans le cas d'essais de fatigue traditionnels [Doudard 2004; Munier 2012].

L'approche auto-échauffement a vu d'importantes évolutions depuis les premières observations réalisées par Stromeyer au début du XXème siècle [C. E. Stromeyer 1914]. Des améliorations progressives des protocoles d'essais ont été formulées, et plusieurs analyses des courbes d'auto-échauffement ont été proposées pour permettre la caractérisation de propriétés en fatigue [Munier 2012; Louge 2019].

Cette sous-section introduit en premier lieu le principe des essais d'auto-échauffement. Les différentes familles d'approche développées dans la littérature pour analyser les courbes d'auto-échauffement sont ensuite présentées. Un bilan du niveau de maturité technologique des différentes approches est proposé. Enfin, l'accent est mis sur les études déjà réalisées pour étendre l'approche aux assemblages soudés.

I.2.4.1 Essais d'auto-échauffement

Ce paragraphe présente le principe général des essais d'auto-échauffement. Un protocole détaillé sur éprouvette matériau sera défini dans le chapitre suivant, de manière à caractériser les propriétés en fatigue du matériau de l'étude.

Le principe d'un essai d'auto-échauffement consiste à mesurer les variations de température à la surface d'une éprouvette sollicitée suivant une séquence croissante de chargements cycliques d'amplitude constante. Le moyen de mesure de température employé peut être relativement simple comme un thermocouple ou plus sophistiqué comme une caméra infrarouge. Ce choix est effectué selon le post-traitement des données qui est souhaité (cf. §I.2.4.2).

Les signaux de température observés pour différentes amplitudes de chargement (Figure 40) sont ensuite exploités de manière à construire un graphique appelé « courbe d'auto-échauffement » (Figure 41). Il représente généralement une variation de température par rapport à l'amplitude des contraintes appliquées. Les trois principales approches mises au point pour obtenir ces courbes d'auto-échauffement sont explicitées dans le chapitre II.

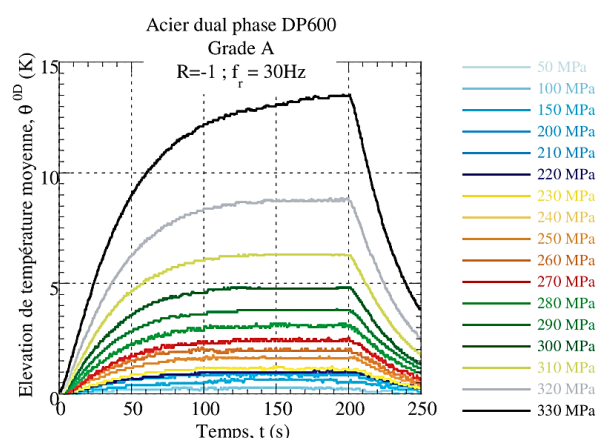


Figure 40 : Évolution de la température moyenne pour chacun des paliers de chargement lors d'un essai complet d'auto-échauffement [Munier 2012]

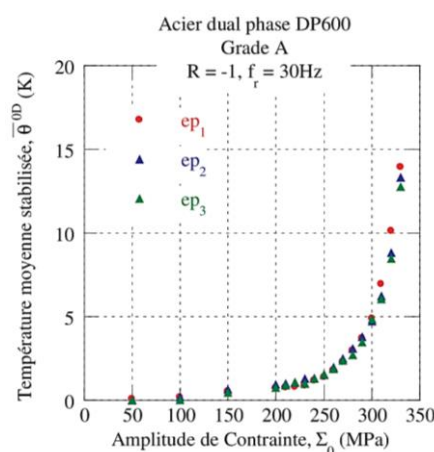


Figure 41 : Courbe d'auto-échauffement établie à partir de la température moyenne stabilisée des courbes de la Figure 40 [Munier 2012]

Dans le cas d'une étude sur matériau métallique, un changement de pente sur la courbe d'auto-échauffement peut généralement être observé à partir d'un certain niveau de contrainte appliqué. Cette abscisse a été de nombreuses fois corrélée à la résistance en fatigue des éprouvettes testées [C. E. Stromeyer 1914; Dillon 1962; Charles, Appl, & Francis 1975]. Cette observation est le point de départ des analyses développées par la suite pour exploiter les informations contenues dans les essais d'auto-échauffement de manière à caractériser les propriétés en fatigue d'un matériau.

I.2.4.2 D'une courbe d'auto-échauffement vers des propriétés en fatigue

Plusieurs approches ont été développées pour déterminer des propriétés en fatigue à partir d'une courbe d'auto-échauffement. Le principe des principales méthodes est explicité ci-dessous, de manière croissante du point de vue complexité mais aussi du point de vue du nombre d'informations obtenues.

Approches empiriques

Un dépouillement empirique de la courbe d'auto-échauffement permet d'obtenir une estimation de la limite⁴ d'endurance moyenne. Plusieurs dépouillements empiriques d'une courbe d'auto-échauffement sont décrits dans la littérature [La Rosa & Risitano 2000; Huang et al. 2017]. Une endurance moyenne est généralement estimée par la localisation d'un changement de pente sur la courbe d'auto-échauffement. La **Figure 42** met en évidence que les différentes techniques donnent généralement des résultats comparables au dépouillement d'essais de fatigue conventionnels [Curà, Curti, & Sesana 2005]. Sur cet exemple de la **Figure 42**, une tangente à la deuxième partie de la courbe est déterminée. La limite d'endurance est identifiée à l'intersection de cette droite avec la tangente à la première partie de courbe (TCM sur la **Figure 42**), ou avec l'axe des abscisses (OCM sur la **Figure 42**). Les valeurs obtenues par ces deux méthodes sont proches de la valeur d'endurance déterminée par une campagne de fatigue traditionnelle (SCM sur la **Figure 42**). Parmi les différentes approches empiriques proposées, une approche unifiée pour la réalisation et le dépouillement des essais d'auto-échauffement est proposé dans la thèse de Rémi Munier [Munier 2012]. Elle sera utilisée dans le chapitre suivant pour caractériser les propriétés en fatigue du matériau de l'étude.

⁴ Au sens résistance en fatigue à grand nombre de cycles (i.e. endurance à 2.10^6 cycles ou 10^7 cycles selon les conventions). Les recherches récentes mettent en défaut la notion d'endurance illimitée.

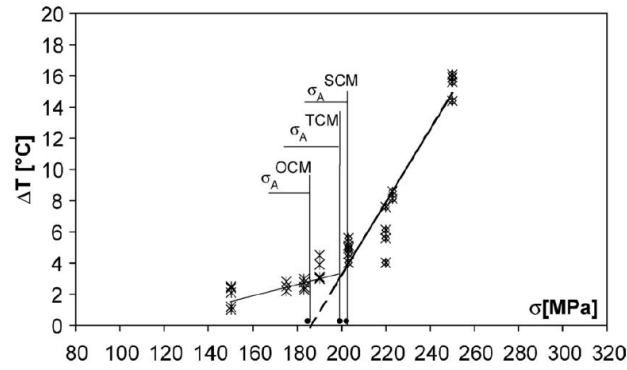


Figure 42 : Application de deux approches empiriques (nommées ici OCM et TCM) et comparaison au résultat d'une campagne de fatigue conventionnelle (SCM) [Curà, Curti, & Sesana 2005]

Les approches empiriques ont été validées sur un grand nombre de matériaux : métaux [Doudard 2004; Munier 2012], polymères [Jégou 2012], élastomères [Le Saux 2010; Marco et al. 2017], composites [Kordatos et al. 2013; Westphal 2014]. Néanmoins, ces méthodes permettent uniquement la détermination de la limite d'endurance seule. Elles restent déterministes, autrement dit, elles ne permettent pas la quantification de la dispersion du phénomène de fatigue. Les approches suivantes permettent d'obtenir plus d'informations sur les propriétés en fatigue.

Approche « Fargione »

Cette méthode, développée par [Fargione et al. 2001], étend l'approche précédente en permettant la détermination d'une courbe de fatigue moyenne. Pour ce faire, une hypothèse est considérée : pour un matériau et une géométrie donnée, quel que soit le niveau de chargement, l'aire sous la courbe de variation de température en fonction du temps est constante et proportionnelle à l'énergie critique à rupture. La valeur de cette aire, notée ici Φ , est estimée par un essai amené à rupture. La courbe d'auto-échauffement donnant l'évolution de la température stabilisée, ΔT , en fonction de l'amplitude de chargement, l'équation suivante,

$$\Phi = \Delta T N_f, \quad (\text{Eq. 4})$$

permet ensuite de déduire le nombre de cycles à rupture, N_f , en fonction du chargement.

Cette méthode permet une identification de la courbe de Wöhler moyenne de manière empirique mais ne met pas en place de modèle décrivant les phénomènes à l'origine de l'auto-échauffement contrairement aux approches modélisation présentées ci-dessous.

Modèle déterministe

En s'inspirant du modèle à deux échelles développé par [Lemaitre & Doghri 1994; Lemaitre, Sermage, & Desmorat 1999], C. Doudard développe un modèle déterministe à deux échelles qui permet de justifier le dépouillement empirique mentionné précédemment et qui permet de faire le lien entre courbes d'auto-échauffement et courbes de fatigue conventionnelles [Doudard 2004]. Il est basé sur l'hypothèse que l'apparition de la

microplasticité dans le matériau génère une dissipation responsable de l'échauffement du matériau. Ce phénomène est représenté par un modèle à deux phases, représenté par un volume élémentaire représentatif (VER) associé à l'échelle mésoscopique du matériau. Ce VER est composé d'une matrice élastique et d'une inclusion à comportement élastoplastique qui correspond à un ensemble de grains où des déformations plastiques apparaissent et génèrent une dissipation. Le passage de l'échelle macroscopique à l'échelle microscopique est géré selon la théorie introduite par Eshelby [Eshelby 1957]. L'expression détaillée du terme source de dissipation du VER est exprimé dans la thèse de C. Doudard [Doudard 2004]. La résolution de l'équation de la chaleur donne alors la température moyenne stabilisée d'un palier de chargement, $\bar{\theta}$, sous la forme,

$$\bar{\theta} = \alpha(\Sigma_0 - \sigma_y^\mu), \quad (\text{Eq. 5})$$

avec α le coefficient à identifier pilotant la pente du régime secondaire, σ_y^μ la limite d'élasticité de l'inclusion (limite d'endurance macro) et Σ_0 l'amplitude des contraintes appliquées [Munier 2012]. L'hypothèse de l'existence d'une énergie dissipée critique permet ensuite de traduire le phénomène d'endurance limitée. En pratique, ce modèle nécessite l'identification de deux paramètres α et σ_y^μ qui s'identifient sur la courbe d'auto-échauffement selon le schéma en **Figure 43**.

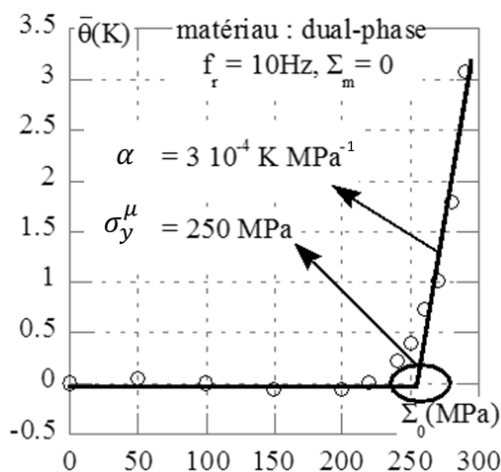


Figure 43 : Identification des paramètres du modèle déterministe sur la courbe d'auto-échauffement [Doudard 2004]

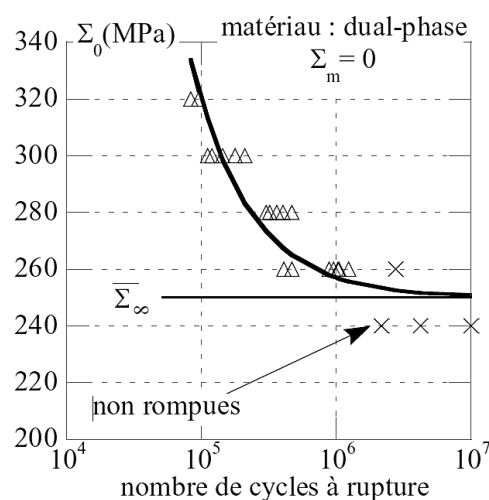


Figure 44 : Courbe S/N moyenne donnée par le modèle déterministe [Doudard 2004]

Ce modèle présente donc plusieurs avantages dont en premier lieu sa simplicité (deux paramètres à identifier). De plus il rend compte de plusieurs observations concernant des effets thermiques (effet de la fréquence par exemple) et est facilement généralisable à d'autres études (chargements multiaxiaux, amplitude variable). Enfin, il justifie le dépouillement empirique des courbes d'auto-échauffement et fait le lien entre ces courbes et les courbes S/N de fatigue.

En revanche, ce modèle est un modèle à seuil, déterministe, qui ne décrit que sommairement les courbes d'auto-échauffement et qui ne permet pas la description du caractère aléatoire du phénomène de fatigue. En effet, seule la courbe moyenne de fatigue

est obtenue (**Figure 44**), ne satisfaisant donc pas toutes les attentes d'une utilisation industrielle.

Modèle probabiliste

Une amélioration du modèle déterministe, le modèle probabiliste, est proposée par C. Doudard pour prendre en compte le caractère aléatoire de la fatigue [Doudard 2004]. La construction de ce modèle probabiliste n'est pas décrite dans ce paragraphe étant donné qu'il est détaillé dans le chapitre suivant dans lequel l'approche auto-échauffement est appliquée au matériau de l'étude pour caractériser ses propriétés en fatigue.

Le modèle probabiliste est repris quelques années plus tard par R. Munier pour ajouter des ingrédients permettant une meilleure description des courbes d'auto-échauffement [Munier 2012]. La modification du modèle proposé par R. Munier permet de prendre en compte une pente sur les premiers points de la courbe d'auto-échauffement, appelée 1^{er} régime, qui peut être observée sur certains matériaux. Les travaux de R. Munier permettent également de valider les résultats de ce modèle probabiliste sur de nombreux grades d'aciers en les comparant aux résultats de campagnes d'essais de fatigue conventionnelles.

Le modèle probabiliste développé par C. Doudard et R. Munier permet l'expression d'un lien fondé entre la mesure de température à la surface d'une éprouvette et les propriétés en fatigue d'une éprouvette matériau. En effet, le choix des éléments du modèle a été réalisé de manière à faire un lien direct avec les travaux de Weibull sur la fatigue des matériaux [Weibull 1939].

Cependant, caractériser les propriétés en fatigue d'un matériau via une approche modélisation des mesures thermiques signifie que l'approche est modèle-dépendante. En effet, le modèle probabiliste mis en place par C. Doudard et R. Munier repose sur une hypothèse spécifique aux matériaux métalliques (dissipation due à des mécanismes de microplasticité). L'application de ce modèle sur un autre type de matériau (élastomères, etc...) pouvant faire intervenir des mécanismes de fatigue différents (viscoplasticité, ...) nécessite alors de repenser le modèle. Étendre ce type d'approche à une structure ou un assemblage soudé n'est donc pas trivial.

I.2.4.3 Développements de l'approche

Une vision globale des développements des recherches menées sur le thème de l'auto-échauffement est esquissée dans ce paragraphe. L'évolution des recherches peut se présenter pour commencer sous une forme chronologique. R. Munier identifie dans sa thèse quatre phases majeures de développement. La **Figure 45** reprend cette idée en la complétant des dernières avancées.

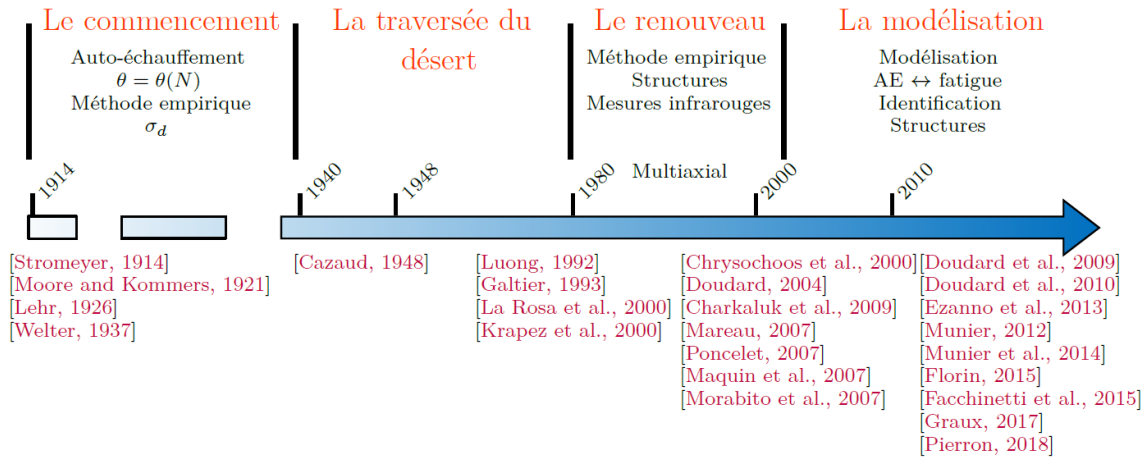


Figure 45 : Historique des études réalisées sur l'auto-échauffement [Louge 2019]

L'état actuel des développements peut également être analysé sous l'angle TMRL, déjà mentionné dans l'introduction. La Figure 46 représente une analyse du niveau de maturité pour différentes approches thermiques et suivant différents axes d'études.

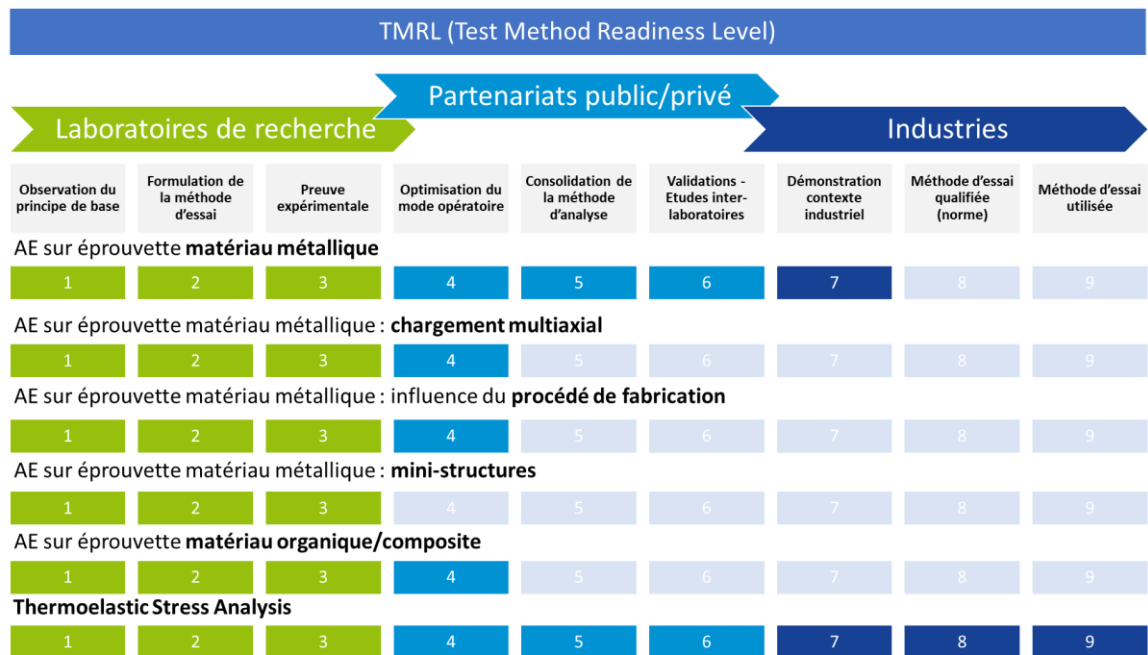


Figure 46 : Niveau TMRL pour différentes approches thermométriques. La valeur maximale de chaque ligne est à nuancer car des exceptions sont toujours possibles.

Depuis les années 2000, le champ d'application des approches par auto-échauffement n'a donc cessé d'être élargi. Par ailleurs, le laboratoire dans lequel ces travaux de thèse ont été réalisés, a développé une certaine expertise sur le thème auto-échauffement en travaillant sur plusieurs axes de recherche :

- prise en compte de la multiaxialité des contraintes [Doudard et al. 2007; Poncelet et al. 2007];
- validation de l'approche à différents matériaux : polymères [Jégou 2012; Leveuf et al. 2018]; élastomères [Le Saux 2010; Marco et al. 2017], composites [Westphal 2014];

- prise en compte d'un procédé de fabrication [Munier 2012; Puget 2013; Graux 2017; Louge 2019];
- extension de l'approche à des structures complexes [Ezanno 2011; Florin 2015].

Les publications réalisées sur le dernier thème cité sont considérées plus en détail dans le paragraphe suivant, en mettant l'accent sur les études traitant de structures soudées.

I.2.4.4 Application aux structures et assemblages soudés

Étendre l'approche auto-échauffement aux structures réelles intéresse à la fois le monde de la recherche académique et de nombreux industriels, comme en atteste le nombre croissant de publications à ce sujet. Celles-ci s'intéressent à des structures allant de l'éprouvette entaillée ou trouée, jusqu'à des pièces ou composants de systèmes réels [Curà, Gallinatti, & Sesana 2012; Ezanno et al. 2012; Li et al. 2012; Florin 2015].

Quelques études sur structure peuvent être citées en exemple :

- M. Luong applique l'approche empirique à une bielle de moteur à combustion en se basant de la mesure de température en un point (thermocouple) au centre de la pièce [Luong 1995]. Il réapplique ensuite la méthode avec cette fois une caméra thermique pour mesurer l'évolution de température en plusieurs points et montre la faible dépendance du point choisi [Luong 1998];
- une autre équipe de recherche applique l'approche empirique en mesurant l'évolution de température moyenne sur la surface d'un soufflet de pressostat [Arnould, Bremond, & Hild 2005];
- une étude s'intéresse à un assemblage riveté de plaques en aluminium [Li et al. 2012]. Cette utilisation de l'approche auto-échauffement permet de mettre en évidence l'influence du niveau des contraintes résiduelles sur la durée de vie de l'assemblage ;
- A. Ezanno développe un protocole d'essai sur une pale d'hélice de patrouilleur (**Figure 47**) [Ezanno 2011];
- P. Florin développe un protocole d'essai pour caractériser les propriétés en fatigue sur un triangle de suspension automobile [Florin 2015].



Figure 47 : Montage expérimental permettant la mesure de champs de température sur une pale d'hélice de patrouilleur [Ezanno 2011]

Par ailleurs, un nombre grandissant d'études s'intéressent également aux avantages d'une approche auto-échauffement pour caractériser la durée de vie d'un joint soudé. La majorité des études sur assemblages soudés considère des joints du type bout à bout [Guglielmino et al. 1993; La Rosa & Risitano 2000; Crupi et al. 2009; Crupi, Chiofalo, & Guglielmino 2010; Galietti & Palumbo 2010; Zhang et al. 2013; Corigliano et al. 2015, 2017]. Ce type de joint présente la géométrie la plus favorable pour les mesures de champ de température. De plus, ces études mettent toutes en application une approche empirique pour déterminer une résistance en fatigue moyenne. Très peu de travaux proposent l'identification d'un modèle sur ce type de joint. En effet, seul un article connu présente un modèle déterministe simple sur joint bout à bout [Florin et al. 2013].

Les travaux sur d'autres types de joints sont plus rares étant donné la complexité ajoutée par certaines géométries de cordon et les conditions thermiques aux limites. Les travaux suivants peuvent néanmoins être cités :

- Une équipe italienne a obtenu des résultats encourageants en appliquant l'approche empirique à un assemblage soudé en T [Crupi et al. 2007],
- Les travaux de thèse de P. Florin ont permis la mise en place d'un modèle déterministe pour caractériser les propriétés en fatigue d'un joint à clin pour l'automobile [Facchinetti et al. 2015; Florin 2015].
- La thèse de Q. Pierron propose également, via une approche modélisation, d'étudier l'influence de chargements variables sur des joints soudés à clin de type automobile [Pierron 2018],

L'approche auto-échauffement pour caractériser les propriétés en fatigue d'assemblages soudés intéresse donc beaucoup le monde académique et le monde industriel. Les résultats obtenus via une approche empirique sont encourageants. Les travaux visant à mettre en place une modélisation sont peu nombreux mais très prometteurs. Néanmoins, seul des modèles déterministes ont été développés jusque-là, et uniquement pour des joints soudés de faible épaisseur ($< 5\text{mm}$). Une courbe de fatigue moyenne peut donc être déterminée via l'approche auto-échauffement, mais sans caractérisation de la dispersion du phénomène. Les études portant sur des joints de type naval sont maigres et aucunes d'entre elles ne proposent la mise en place d'un modèle pour permettre l'obtention de courbes de fatigues complètes.

I.3 Conclusions du chapitre

Ce chapitre a permis tout d'abord d'introduire les notions fondamentales nécessaires à la compréhension des travaux présentés dans ce manuscrit.

Les différents éléments mentionnés mettent ensuite en évidence que la fatigue des assemblages soudés est un thème complexe, impliquant la prise en compte de nombreux facteurs dans un calcul de durée de vie :

- le chargement (amplitude, rapport de charge, multiaxialité, variabilité, ...)
- le matériau (propriétés mécaniques, microstructure, contraintes résiduelles, ...)
- la géométrie du joint soudé (type de joint, géométrie locale, mauvais alignement, ...)
- les imperfections du cordon (caniveaux, inclusions, porosités, ...)
- les procédés de parachèvement si appliqués (qui agissent sur plusieurs des points précités).

Les méthodes de dimensionnement en fatigue de joint soudé sont diverses. Néanmoins, les plus simples à mettre en œuvre et les plus répandues dans les bureaux d'étude en industrie, sont basées sur des abaques conçus à partir de campagnes d'essais de fatigue traditionnelles longues et coûteuses. Développer une méthode expérimentale plus rapide s'inscrit donc dans un objectif à long terme d'amélioration des méthodes de dimensionnement en fatigue des assemblages soudés.

Différentes approches thermométriques sont alors envisagées comme alternative aux campagnes d'essai de fatigue conventionnelles. Les principales techniques sont passées en revue dans la seconde section de ce chapitre. Toutes ont un fort potentiel pour fournir des informations utiles à la caractérisation en fatigue de joints soudés. La mise en application de chacune d'entre elles durant les travaux de thèse est envisagée dans la synthèse suivante :

- les approches actives permettant de détecter des défauts sur différents types de matériaux sont des techniques pouvant fournir des informations potentiellement très intéressantes sur chacun des cordons de soudure testé. Cependant, ces techniques ne seront pas mises en œuvre dans ces travaux de thèse, pour ne pas alourdir le protocole expérimental développé ;
- parmi les trois analyses du couplage thermoélastique mentionnées, la première abordée, l'approche TSA, qui permet d'observer un champ des contraintes à la surface des solides étudiés, est aujourd'hui une technique mature qui a déjà pu être éprouvée sur assemblages soudés. De plus la publication de T. Ummenhofer a montré un potentiel très intéressant de l'analyse du couplage thermoélastique pour suivre la propagation de fissures en pied de cordon de soudure (Ummenhofer & Medgenberg, 2008). Développer un protocole d'essai permettant de capter les évolutions du couplage thermoélastique et de combiner une analyse TSA et un suivi de fissure se révèle donc très intéressant pour obtenir un nombre important d'informations sur le joint soudé étudié. Cet objectif sera alors considéré dans le chapitre III. Enfin, la dernière approche mentionnée (c'est-à-dire l'approche permettant de déterminer un facteur d'intensité des contraintes) semble difficilement adaptable aux éprouvettes

de forte épaisseur et à géométrie complexe. Cette technique ne sera pas expérimentée dans ces travaux ;

- l'identification directe de sources dissipatives sur assemblage soudé est une piste intéressante mais conditionnée en premier lieu par la mise en place d'un protocole d'essai ad hoc permettant la mise en évidence de sources dissipatives sur les assemblages considérés. Cet objectif sera traité dans le chapitre II. Les données expérimentales obtenues via ce protocole d'essai seront alors analysées dans le chapitre III. La nécessité de passer par un pré-traitement des images infrarouges pour permettre le calcul du laplacien représente un frein à l'application de cette approche aux assemblages soudés. Une identification directe des sources dissipatives par résolution de l'équation de la chaleur ne sera donc pas présentée dans ce mémoire. Néanmoins, des stratégies de traitement des données seront employées dans le chapitre III pour chercher à mettre en évidence des sources de dissipation locales ;
- l'approche auto-échauffement semble très prometteuse pour caractériser les propriétés en fatigue de joints soudés. Plusieurs publications montrent des résultats encourageants par l'application d'approches empiriques sur assemblages soudés. Les informations obtenues de manière empirique se limitent à une endurance moyenne. Ce type d'approche sera néanmoins envisagé, comme première piste, dans le chapitre III, pour déterminer une endurance moyenne d'éprouvettes spécifiques au domaine naval. Dans un second temps, mettre en place une approche par modélisation est une idée séduisante. Les études réalisées par P. Florin ou Q. Pierron sont très engageantes [Florin 2015; Pierron 2018]. Néanmoins, les joints à clin de faible épaisseur étudiés dans ces travaux sont considérablement éloignés des configurations d'assemblages soudés pour le domaine naval. Par exemple, la faible épaisseur des tôles et la géométrie régulière des cordons de soudure de type automobile (réalisés de manière automatique par robot) ont permis de considérer une hypothèse 1D facilitant l'écriture du modèle. Le post-traitement des films infrarouges présenté dans le chapitre III permettra d'améliorer la compréhension des mécanismes inhérents aux assemblages soudés de type naval et fournira des éléments pour construire une modélisation.

Les principales approches thermométriques mises en œuvre en mécanique étant analysées, trois verrous de l'étude peuvent être formulés. Ils seront chacun traités dans les chapitres qui suivent :

- **réaliser des mesures de champ de température sur éprouvette mini-structure soudée** de type naval. La résolution de cette problématique représente la première étape de la thèse. Elle fait l'objet du chapitre II qui suit. Une des originalités de l'étude est de considérer l'approche sur deux configurations de joints soudés, l'une brute de soudage et l'autre parachevée par refusion TIG. Cette approche permet d'appréhender de manière plus assurée les interprétations des signaux de température obtenus expérimentalement ;

- **déterminer les mécanismes de ruine de fatigue** prépondérants sur chacune des configurations d'éprouvettes étudiées. Le chapitre III présente l'analyse des données thermiques expérimentales obtenues sur les joints soudés de l'étude. Il permettra d'identifier des mécanismes différents sur chacune des deux configurations d'éprouvettes étudiées ;
- **développer un modèle** pour faire le lien entre les mesures thermiques et les propriétés en fatigue d'un joint soudé. Le chapitre IV propose la mise en place d'un modèle pour prédire les propriétés en fatigue d'un soudé brut de soudage en s'appuyant sur les analyses des films infrarouges présentés dans le chapitre III.

Le logigramme de la **Figure 48** résume la démarche adoptée et les objectifs des prochains chapitres. Le contexte de l'étude étant dressé, le chapitre suivant permet de présenter les éprouvettes étudiées et détailler le travail expérimental réalisé durant la thèse.

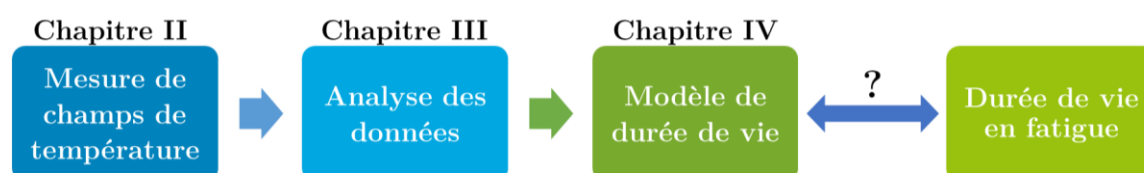


Figure 48 : Logigramme de la démarche adoptée pour caractériser les propriétés en fatigue de mini-structures joints soudés de type naval

Chapitre II

Mesures thermométriques sur joints soudés :
caractérisation et protocole expérimental

SOMMAIRE DU CHAPITRE II

Chapitre II . Mesures thermométriques sur joints soudés : caractérisation des éprouvettes et protocole expérimental	78
II.1 Caractérisation expérimentale du métal de base.....	79
II.1.1 L'acier DH36.....	79
II.1.2 Caractérisation traditionnelle de la tenue en fatigue du matériau.....	82
II.1.3 Caractérisation de la tenue en fatigue du matériau via l'approche auto-échauffement.....	83
II.1.3.1 Essais d'auto-échauffement sur éprouvette matériau.....	83
II.1.3.2 Lien avec les propriétés en fatigue.....	89
II.1.3.3 Étude de paramètres pouvant influencer les courbes d'auto-échauffement et les propriétés en fatigue.....	95
II.2 Fiches d'identité des assemblages soudés étudiés.....	98
II.2.1 Les configurations d'éprouvettes étudiées.....	98
II.2.2 Observations à l'échelle macroscopique.....	100
II.2.2.1 Déformation des éprouvettes due au procédé de soudage.....	100
II.2.2.2 Mesure de la déformation des éprouvettes par stéréo-corrélation d'images.....	101
II.2.2.3 Macrographies des joints soudés étudiés.....	104
II.2.2.4 Rayons de raccordement en pied de cordon.....	106
II.2.2.5 Analyse des contraintes résiduelles.....	106
II.2.3 Observations à l'échelle microscopique.....	107
II.2.3.1 Observations EBSD.....	108
II.2.1 Essais de fatigue traditionnels sur joints soudés.....	108
II.2.2 Bilan des caractérisations conventionnelles sur les deux configurations.....	111
II.3 Protocole expérimental de mesures thermiques sur joints soudés.....	112
II.3.1 Préparation des éprouvettes en vue des mesures thermiques.....	113
II.3.2 Équipements utilisés.....	115
II.3.3 Chargements.....	116
II.3.4 Mesure de champ de température à l'aide d'une caméra infrarouge.....	117
II.3.4.1 Mise en place d'une caméra infrarouge.....	117
II.3.4.2 Bilan radiométrique et précautions thermiques.....	118
II.3.5 Sources d'erreurs expérimentales.....	119
II.4 Conclusions du chapitre.....	121

RÉSUMÉ DU CHAPITRE II

Ce chapitre présente la partie expérimentale des travaux de thèse (Figure 49). La première section introduit le matériau de l'étude ainsi que les essais réalisés pour caractériser son comportement en traction. L'approche par auto-échauffement est ensuite appliquée au matériau pour caractériser ses propriétés en fatigue à grand nombre de cycles. En parallèle, des essais de fatigue traditionnels valident le résultat de l'approche thermique sur ce matériau. La seconde section permet d'introduire les deux configurations d'éprouvette joint soudé considérées dans la suite de l'étude. Des observations à différentes échelles permettent de dresser une carte d'identité des différences entre ces deux configurations. La caractérisation de la tenue en fatigue de ces assemblages soudés est ensuite étudiée par des essais de fatigue traditionnels. Enfin, la dernière section met en lumière le développement d'un protocole d'essai permettant la mesure fiable du champ de température sur joint soudé. Les équipements nécessaires, la préparation et le déroulement des essais ainsi que les précautions thermiques nécessaires y sont détaillées.

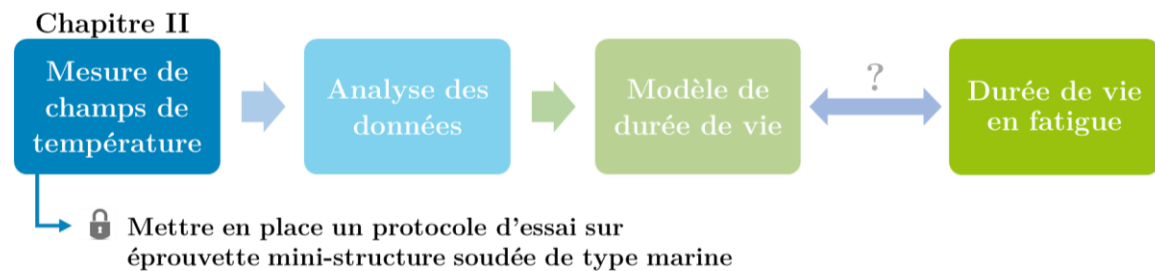


Figure 49 : Position du chapitre II dans le logigramme de la démarche adoptée pour caractériser les propriétés en fatigue de mini-structures joints soudés

CHAPITRE II . MESURES THERMOMÉTRIQUES SUR JOINTS SOUDÉS : CARACTÉRISATION DES ÉPROUVETTES ET PROTOCOLE EXPÉRIMENTAL

Le premier chapitre a permis de présenter le contexte de l'étude et d'expliciter les problématiques principales du sujet traité. Ce second chapitre permet lui d'entrer dans la phase expérimentale du projet de thèse. Dès le lancement du projet, il s'est dégagé une volonté manifeste de réaliser une étude la plus large possible, basée sur de multiples caractérisations expérimentales. Le projet de recherche visait à obtenir une vision la plus exhaustive possible des éléments pouvant intervenir dans le phénomène de fatigue sur les joints soudés considérés. Par ailleurs, cette démarche a été appliquée en parallèle sur deux configurations de joints soudés : la première brute de soudage et une seconde, parachevée par refusion TIG. L'idée maîtresse ici est de permettre l'observation et la confrontation, étape par étape, des différences et points communs entre les deux types d'éprouvette. Par ailleurs, ce chapitre permet également de présenter le protocole d'essai développé sur éprouvette assemblage soudé, pour permettre l'analyse thermométrique des cordons de soudure lors d'une sollicitation cyclique. La mise en place de ce protocole d'essais représente la première étape nécessaire à l'étude thermométrique de joints soudés. Les résultats des essais issus de ce protocole seront analysés dans les chapitres suivants.

Les essais de cette étude seront réalisés à partir de cordons de soudure respectant le référentiel de soudage de Naval Group et réalisés par un soudeur qualifié. Néanmoins, il existe une variabilité entre les différentes soudures réalisées par différents opérateurs-soudeurs. Cette variabilité géométrique augmente le caractère dispersif des résultats d'essais de fatigue sur joints soudés, qu'il s'agisse d'essais de fatigue traditionnels ou par auto-échauffement.

La première section du chapitre permet, d'une part, la caractérisation du matériau de l'étude par des méthodes expérimentales standards, et d'autre part, de détailler la mise en œuvre de l'approche auto-échauffement sur éprouvette matériau. La seconde section permet ensuite d'introduire les deux configurations d'éprouvettes joints soudés de l'étude et de présenter des premiers éléments permettant de caractériser les différences entre les deux types de joint soudé. La caractérisation des propriétés en fatigue via l'approche classique sera notamment exposée pour fournir des points de validation. Enfin, la dernière partie de ce chapitre, détaillera le protocole des essais sur éprouvette joint soudé, basés sur l'acquisition d'un champ de température par caméra infra-rouge lors d'une sollicitation cyclique. L'accent sera notamment mis sur l'importance de la mise en place d'un protocole expérimental soigné pour permettre une mesure de champs de températures fiable et de qualité (faiblement bruitée).

II.1 Caractérisation expérimentale du métal de base

Cette section présente la caractérisation du matériau de l'étude, l'acier DH36, communément utilisé dans la construction navale de bâtiments de surface. Les assemblages soudés étudiés dans ces travaux et présentés dans la section suivante (§II.2), ont été réalisés à partir de tôles laminées à chaud de 10 mm d'épaisseur. Des essais de caractérisations du matériau ont donc été réalisés à partir de ces tôles laminées. La composition de l'acier considéré, des observations de sa microstructure ainsi que la caractérisation de son comportement en traction sont présentées en premier lieu dans cette section. La réalisation d'essais classiques de caractérisation des propriétés en fatigue est ensuite développée. Enfin l'approche auto-échauffement est appliquée pour caractériser les propriétés en fatigue de cet acier de manière rapide. Les essais de fatigue traditionnels serviront à évaluer la pertinence de l'approche auto-échauffement sur le DH36.

II.1.1 L'acier DH36

Le matériau considéré dans toute l'étude est un acier ferrito-perlitique faiblement allié possédant une certification marine par Bureau Veritas. Sa limite d'élasticité conventionnelle est supérieure à 360 MPa. Sa composition chimique est indiquée dans le **Tableau 2**.

Tableau 2 : Spécification de la composition chimique du DH36 (%) [Naval Group]

C	Mn	P	S	Si	Al	Cr	Cu	Ni	Mo	V	Nb	Ti
0,125	1,40	0,02	0,003	0,445	0,035	0,02	0,01	0,02	0,003	0,002	0,02	0,0025

Une observation au microscope numérique (**Figure 50**) réalisée au centre d'une tôle de DH36, permet de remarquer que le procédé de laminage des tôles a une influence sur la microstructure de l'acier. Une analyse plus fine à partir d'une cartographie (**Figure 51**) réalisée par diffraction d'électrons radiodiffusés (ou EBSD, abréviation de l'anglais de « Electron BackScatter Diffraction ») permet d'observer que les grains de la microstructure ne présentent pas d'orientation cristallographique privilégiée.

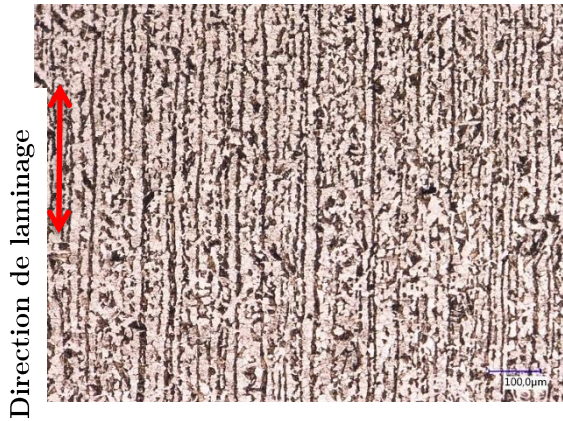


Figure 50 : Image microscope (x300) du cœur d'une tôle de DH36

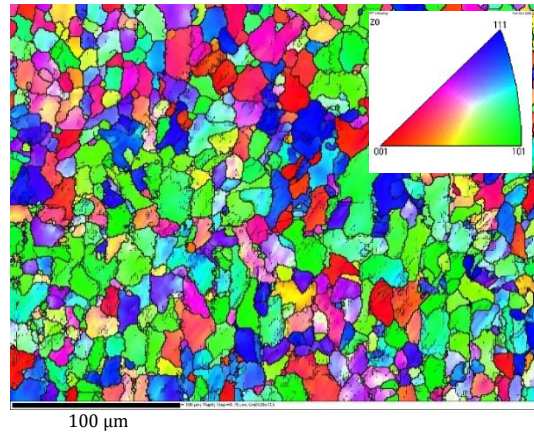


Figure 51 : Cartographie EBSD (x400) du cœur d'une tôle de DH36. Z0 correspond à la direction de laminage sur la Figure 50

Pour permettre une étude de l'influence de la direction de laminage sur le comportement mécanique des tôles laminées, trois lots de barreaux ont été découpés dans une tôle laminée en considérant la direction de prélèvement par rapport à la direction de laminage. Le premier lot de barreaux a été prélevé dans le sens du laminage (SL). Les lots 2 et 3 correspondent respectivement aux barreaux prélevés à 45° et 90° par rapport à la direction de laminage. Les barreaux ont ensuite été usinés pour obtenir un profil d'éprouvette de traction classique. Pour finir, les barreaux ont été découpés par électro-érosion dans l'épaisseur de manière à obtenir 3 éprouvettes d'environ 3 mm d'épaisseur par barreau (Figure 52) afin de pouvoir ensuite évaluer l'influence d'un effet de peau sur le comportement mécanique des tôles. La découpe par électro-érosion a été choisie car considérée comme une technologie d'usinage limitant la création de contraintes résiduelles sur les surfaces usinées.

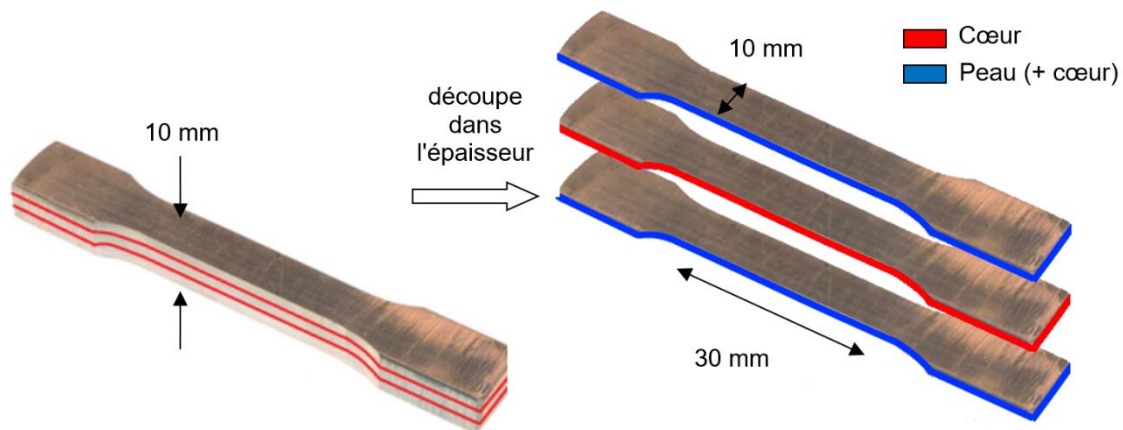


Figure 52 : Découpe dans l'épaisseur des barreaux par électroérosion

Des essais de traction avec plusieurs charges et décharges à différents niveaux de déformation plastique ont été réalisés sur une machine de traction hydraulique Instron® 100 kN équipée de mors hydrauliques (Figure 53). Un extensomètre Instron® (de longueur initiale $l_0 = 12,5 \text{ mm}$) a été utilisé pour le pilotage des essais, à une vitesse de déformation de

$5 \cdot 10^{-5} \text{ s}^{-1}$. Plus de détails sur le protocole suivi pour ces essais sont disponibles en annexe⁵

2. Seule une partie des résultats de ces essais est présentée dans ce paragraphe, les résultats de la campagne complète étant renseignés dans l'annexe 2. L'hypothèse que la variation de volume associée aux déformations est négligeable permet de déterminer la section de l'éprouvette au cours de l'essai. En notant ΔL l'allongement mesuré par l'extensomètre, F l'effort appliqué et S la section de l'éprouvette, la courbe de traction monotone sans décharges est représentée en **Figure 54**, en considérant la déformation logarithmique, $\varepsilon_v = \ln\left(1 + \frac{\Delta L}{l_0}\right)$, et la contrainte vraie, $\sigma_v = \frac{F}{S}$.

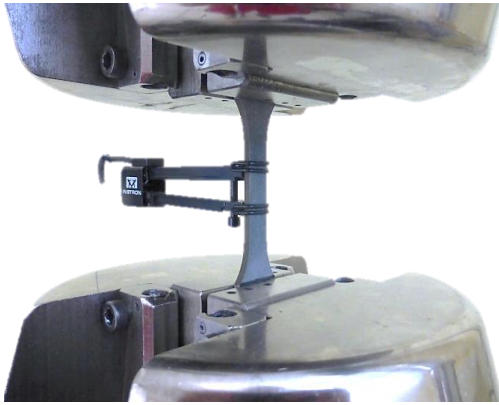


Figure 53 : Eprouvette de caractérisation du comportement mécanique du matériau montée dans les mors hydrauliques d'une machine de traction Instron.

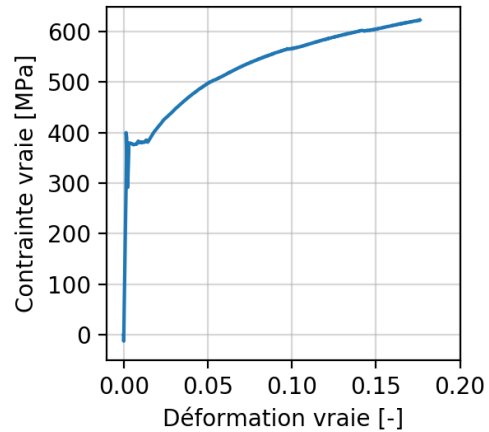


Figure 54 : Courbe de traction monotone d'une éprouvette en DH36 prélevée dans une tôle de 10 mm selon la direction de laminage

Une courte décharge à la fin du domaine élastique peut également être remarquée sur la **Figure 54**. Cet artefact est présent car programmé dans la commande de l'essai et sert à mettre en évidence la largeur de l'offset de 0,1% choisi pour déterminer le passage d'un comportement élastique à un comportement élasto-plastique. Sur la courbe de traction, la présence d'un palier localisé avant l'entrée dans un domaine plastique durcissant peut également être remarquée. Il est attribué à un phénomène de localisation de déformations plastiques, appelées bandes de Piobert-Lüders [Degallaix-Moreuil & Ilschner 2007]. En effet, plusieurs études mettent en évidence que ce palier correspond à la création de multiples bandes de déformations plastiques, inclinées par rapport à l'axe de chargement, qui se multiplient et se déplacent le long de l'éprouvette jusqu'à envahir toute l'éprouvette [Louche 1999; Louche & Chrysochoos 2001].

A partir des différents lots d'éprouvettes réalisés, l'influence de plusieurs facteurs a pu être vérifiée. Les conclusions tirées de ces essais sont résumées de la façon suivante :

- L'anisotropie de comportement mécanique en traction du matériau s'est révélée faible ;

⁵ Ces éléments sont présentés en annexe, car ils ne s'inscrivent pas à proprement parler dans la thématique de la thèse.

- Aucune différence majeure de comportement entre les éprouvettes prélevées dans les différentes strates (cœur ou peau) d'une tôle laminée n'a été observée ;
- La direction de prélèvement des éprouvettes par rapport à la direction de laminage des tôles n'a qu'une faible influence ;
- Le module d'Young mesuré diminue avec l'augmentation de la déformation plastique. Plus d'informations sur cet effet peuvent être trouvés dans la littérature [Yoshida, Uemori, & Fujiwara 2001].

Les résultats et graphiques permettant de synthétiser ces éléments sont classés dans l'annexe 2.

II.1.2 Caractérisation traditionnelle de la tenue en fatigue du matériau

Des essais de fatigue traditionnels ont été réalisés pour caractériser la durée de vie en fatigue du matériau. Ces résultats serviront également de points de validation pour l'application de l'approche auto-échauffement mise en place dans la sous-section suivante (II.1.3). Ces essais ont été réalisés à l'aide d'un vibrophore. Le fonctionnement de ce type de machine de traction est basé sur l'excitation par un électro-aimant à la fréquence de résonance de l'éprouvette testée. Les fréquences de sollicitation réalisables avec cette technologie sont donc généralement plus élevées comparées à celles atteignables sur une machine de traction servo-hydraulique classique. Dans cette étude, les essais ont été réalisés à une fréquence de 130Hz. Les éprouvettes ont été prélevées à partir de la même tôle de départ que les éprouvettes utilisées pour les essais d'auto-échauffement introduits dans la sous-section suivante. La géométrie des éprouvettes (Figure 55) et leur préparation par un polissage miroir de leur surface utile ont été réalisés suivant la norme NF A 03-401 [NF A 03-401 1983]. Au total, 12 éprouvettes ont été sollicitées jusqu'à rupture.

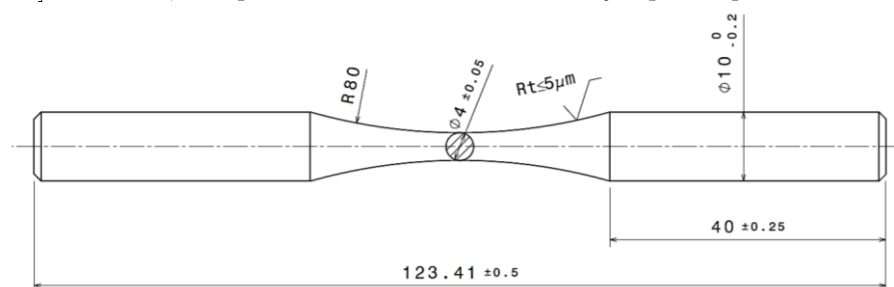


Figure 55 : Géométrie des éprouvettes de fatigue en DH36 utilisées sur vibrophore

Les résultats de ces essais sont représentés à la fin de la sous-section suivante (page 94), pour servir de points de validation de la prédiction de durée de vie donnée par l'approche auto-échauffement présentée ci-dessous.

II.1.3 Caractérisation de la tenue en fatigue du matériau via l'approche auto-échauffement

Cette sous-section détaille la réalisation des essais d'auto-échauffement (principe introduit au chapitre I) sur une éprouvette matériau dans le but de caractériser les propriétés en fatigue du DH36. Ce travail permet à la fois d'observer le comportement dissipatif du matériau et de valider la pertinence du modèle développé par C. Doudard [Doudard 2004; Munier 2012] pour décrire les propriétés en fatigue de ce matériau. Pour rappel, la mise en place d'un modèle est effectivement nécessaire pour permettre de faire le lien entre mesure de température et propriétés en fatigue.

Tout d'abord, le protocole expérimental est présenté ainsi que la stratégie de dépouillement des essais. Les éléments permettant l'analyse et l'interprétation des mesures sont ensuite expliqués. Le principe du modèle probabiliste à deux échelles est alors développé avant de décrire des étapes permettant l'identification des paramètres du modèle. Les résultats du modèle sont finalement confrontés aux points de fatigue obtenus de manière traditionnelle par vibrophore pour valider les résultats du modèle. Pour finir, une dernière partie permet de mettre en évidence l'effet de la fréquence de sollicitation et du rapport de charge, puis d'évaluer l'influence du sens de laminage sur la mesure d'auto-échauffement.

II.1.3.1 Essais d'auto-échauffement sur éprouvette matériau

Protocole expérimental

Une campagne d'essais d'auto-échauffement a été effectuée sur des éprouvettes homogènes en DH36 pour caractériser le comportement du matériau vis-à-vis de ces essais.

La géométrie des éprouvettes cylindriques testées est représentée sur la **Figure 56**. Une machine de traction Instron de 150 kN équipée de mors hydrauliques a été utilisée pour ces essais. Le protocole suivi consiste en la mesure d'une élévation de température moyenne de l'éprouvette lors de paliers de chargement cyclique d'amplitude constante. Cette mesure est réalisée, pour ce protocole, à partir de 3 thermocouples type T. Un premier est placé au milieu de l'éprouvette et les autres sont placés sur chacun des mors (**Figure 57**).

L'élévation de température moyenne de l'éprouvette est recherchée. La géométrie de l'éprouvette est donc conçue de manière à obtenir un champ de contraintes homogène dans la zone où le thermocouple est placé. De plus, des précautions supplémentaires sont prises pour limiter les perturbations thermiques provenant de l'environnement, grâce à une enveloppe en carton fixé sur le mors supérieur confinant l'éprouvette dans une chambre cylindrique de la taille des mors (**Figure 57**).

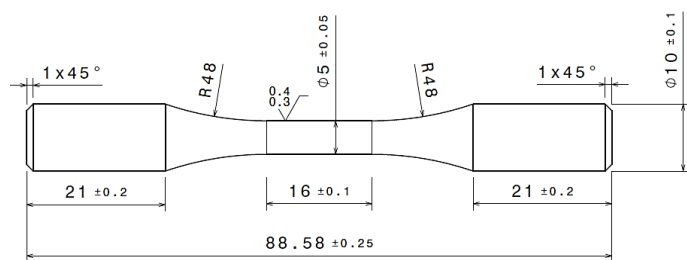


Figure 56 : Géométrie des éprouvettes cylindrique en DH36 utilisées pour les essais d'auto-échauffement



Figure 57 : Photo du montage avec 3 thermocouples

Les conditions de l'essai de référence ont été fixées à un rapport de charge $R = \sigma_{min}/\sigma_{max} = -1$ et à une fréquence de sollicitation, f_s , de 20 Hz. La fréquence d'acquisition des thermocouples est de 1 Hz. Le choix des fréquences de sollicitation et d'acquisition ainsi que le temps de réponse des thermocouples utilisés implique que la mesure de température réalisée correspond en réalité à la température moyennée sur 20 cycles. Cette configuration expérimentale ne permet donc pas de visualiser les variations de température plus rapides associées au phénomène de couplage thermoélastique introduit au chapitre I.

La réalisation d'un essai d'auto-échauffement consiste en l'application d'une succession de paliers de chargement dont l'amplitude est augmentée à chaque nouveau palier. Un palier de chargement est composé d'une première phase de sollicitation cyclique sinusoïdale à amplitude constante, puis d'un temps de maintien de l'effort (Figure 58), pour permettre le retour de l'éprouvette à une température initiale. La Figure 59 illustre, lors du dixième palier de chargement, l'évolution de la température captée par le thermocouple placé sur l'éprouvette. Le dernier palier est quant à lui utilisé pour obtenir un point de fatigue classique. Le chargement cyclique d'amplitude constante est donc appliqué jusqu'à rupture de l'éprouvette. Cette dernière étape est nécessaire pour la suite, pour permettre l'identification de l'un des paramètres du modèle probabiliste (§II.1.3.2).

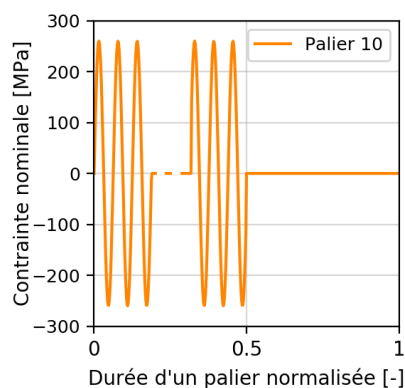


Figure 58 : Représentation du palier de chargement n°10 : bloc de 5000 cycles d'amplitude constante puis un maintien à effort nul.

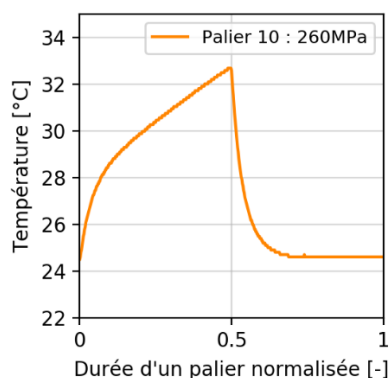


Figure 59 : Signal de température obtenu par le thermocouple placé sur l'éprouvette lors du palier de chargement n°10.

Les données brutes issues des trois thermocouples utilisés sont représentées en **Figure 60**. L'observation des signaux de température au niveau des mors hydraulique de la machine de traction, permet de remarquer la faible dérive thermique lors de l'essai. Cette dérive thermique est notamment limitée par la mise en place du carton de confinement mentionné précédemment (**Figure 57**).

Après la réalisation de ces mesures, les signaux des trois thermocouples sont combinés. La moyenne des températures des mors supérieur et inférieur est retranchée au signal de l'éprouvette pour permettre de s'affranchir complètement de la dérive thermique globale du système. La température initiale de l'éprouvette est ensuite retranchée au signal obtenu pour considérer uniquement l'élévation de température θ^{0D} (**Figure 61**).

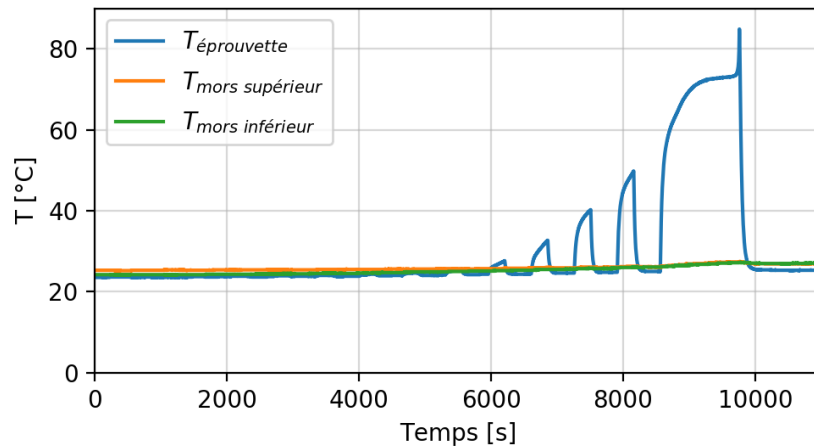


Figure 60 : Données de mesure brutes issues des trois thermocouples lors d'un essai d'auto-échauffement sur éprouvette matériau

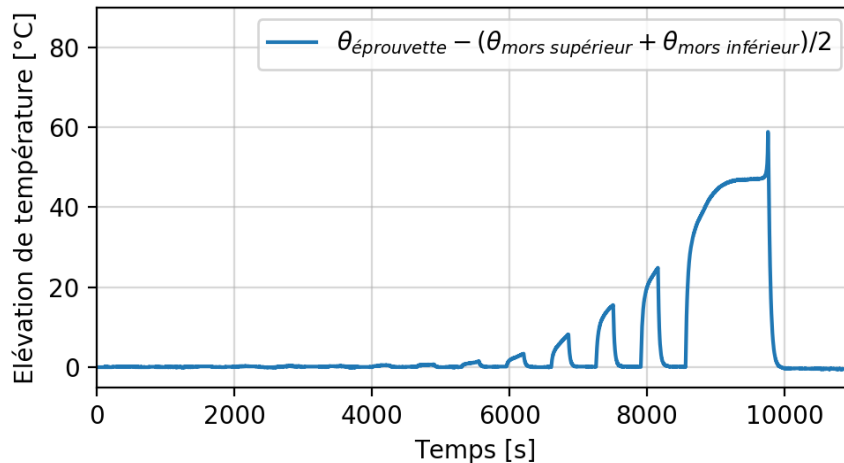


Figure 61 : Paliers consécutifs d'auto-échauffement sur éprouvette matériau, i.e. élévation de température moyenne de l'éprouvette, après prise en compte de la dérive thermique des mors

A partir de ces données d'essai, il existe trois méthodes pour construire ce que l'on appellera par la suite « courbe d'auto-échauffement » [Doudard 2004; Munier 2012]. Une première manière d'établir cette courbe d'auto-échauffement est d'identifier une élévation moyenne de température au bout d'un certain nombre de cycles et de la tracer en fonction

de l'amplitude des contraintes. L'élévation moyenne de la température au bout de 5000 cycles a été considérée ici en calculant la moyenne du signal sur les 5 dernières secondes du signal de chaque palier. La **Figure 62** illustre cette étape d'identification. La courbe d'auto-échauffement est ensuite tracée sur la **Figure 63**. Le dernier palier de chargement qui est mené jusqu'à rupture n'est ici pas considéré pour le tracé de la courbe.

Paliers [MPa]		
P1 : 100	P6 : 240	P11 : 265
P2 : 150	P7 : 245	P12 : 270
P3 : 200	P8 : 250	P13 : 275
P4 : 230	P9 : 255	P14 : 280
P5 : 235	P10 : 260	

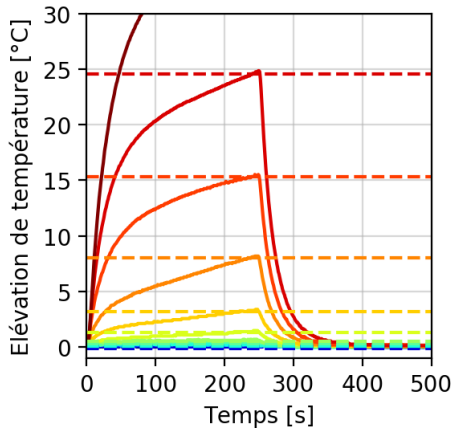


Figure 62 : Identification de l'élévation de température moyenne sur les 5 dernières secondes de sollicitation de chaque palier.

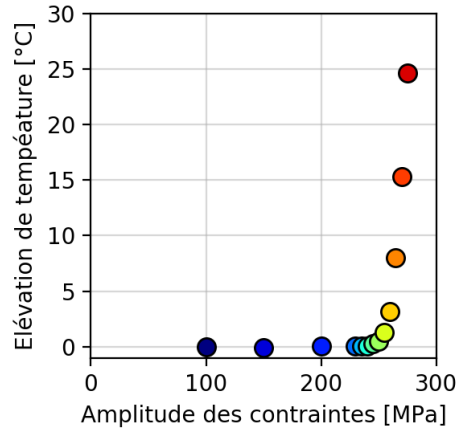


Figure 63 : Courbe d'auto-échauffement établie en considérant une élévation de température moyenne au bout de 5000 cycles.

Les deux autres techniques de construction de courbe d'auto-échauffement sont basées sur le calcul d'une pente (« approche en theta point »), soit au départ du palier, soit dès la fin de la sollicitation cyclique de chaque palier [Munier 2012]. Pour permettre la comparaison des trois approches, la première courbe (construite en prenant l'élévation de température moyenne au bout de 5000 cycles) est divisée par un temps caractéristique, τ_{eq}^{0D} , identifié sur la phase de refroidissement de l'éprouvette (identification d'une exponentielle décroissante). La **Figure 64** montre alors que les courbes d'auto-échauffement établies par ces trois approches donnent des résultats similaires.

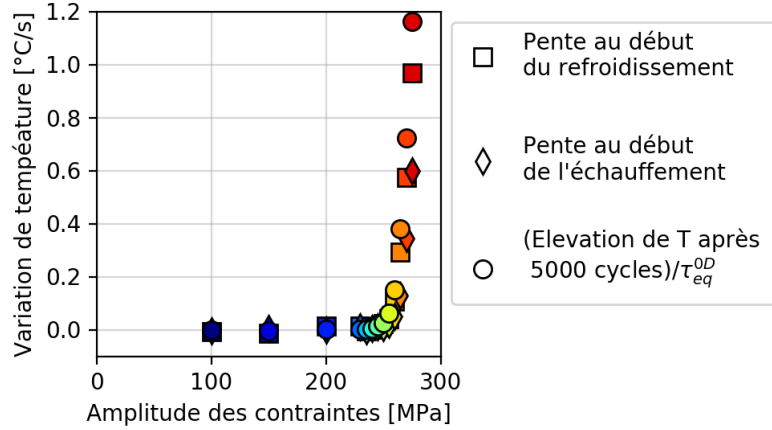


Figure 64 : Superposition des courbes d'auto-échauffement obtenues par trois approches différentes

Dans certaines situations, où les conditions aux limites rendent complexe l'identification d'un palier de température, une approche en $\dot{\theta}$ peut s'avérer intéressante, et tout particulièrement dans le cas d'une étude sur structure. En effet, ce type d'approche peut permettre de contourner la problématique de la conduction, celle-ci ayant un temps caractéristique plus important. Néanmoins, ces méthodes sont contraintes par la qualité du signal mesuré qui se trouve souvent très bruité et perturbé par les phases transitoires (dus à l'asservissement de la machine de traction principalement).

Interprétation des mesures : équation de la chaleur

Le cadre de la thermodynamique des processus irréversibles permet de mettre en équation les phénomènes impliqués dans les essais d'auto-échauffement [Chaboche et al. 2009]. Le premier et second principe de la thermodynamique, respectivement le principe de conservation de l'énergie et l'inégalité de Clausius-Duhem, doivent ainsi être respectées. Découlant de la forme locale du premier principe, l'équation de chaleur traduit la relation entre l'évolution de la température \dot{T} , les pertes par conduction $div(\vec{q})$ et la production de chaleur interne au matériau, $S_t(t)$, aussi appelée terme source. Elle permet donc l'interprétation des mesures d'auto-échauffement [Chrysochoos & Louche 2000; Boulanger et al. 2004; Doudard et al. 2009; Munier 2012; Louge 2019]. Cette relation s'écrit,

$$\rho c \dot{T} - div(\vec{q}) = +\rho c S_t(t), \quad (Eq. 6)$$

avec ρ la masse volumique, c la capacité thermique massique, T la température et \vec{q} le vecteur densité de courant de chaleur. La production de chaleur dans le matériau, $S_t(t)$, résulte de la somme de quatre contributions que sont la dissipation intrinsèque, Δ , le rayonnement, r , le couplage thermoélastique, C_{the} , et le terme de couplage avec les variables internes, C_{vi} [Chrysochoos & Louche 2000]. Le terme source s'écrit alors,

$$S_t(t) = \frac{\Delta + r + C_{the} + C_{vi}}{\rho c}. \quad (Eq. 7)$$

Dans le cas des essais d'auto-échauffement, plusieurs hypothèses sont classiquement considérées pour simplifier l'écriture de l'équation de la chaleur [Chrysochoos & Louche 2000; Boulanger et al. 2004; Doudard et al. 2009; Munier 2012] :

- la chaleur spécifique, c , est considérée comme indépendante du temps ;
- la convection interne est négligée, $\frac{dT}{dt} = \frac{\partial T}{\partial t}$;
- le rayonnement r est supposé constant (dans le cas d'un protocole expérimental maîtrisé) ;
- le couplage des variables internes à la température, C_{vi} , est supposé négligeable dans le cas de l'acier étudié.

L'équation de la chaleur présentée est une expression décrivant l'évolution locale de la température. La connaissance de l'évolution thermique dans le volume de l'éprouvette est alors nécessaire pour pouvoir résoudre cette équation. Par ailleurs, les moyens de mesure de température actuels ne permettent qu'une acquisition ponctuelle dans le cas de l'utilisation d'un thermocouple, ou 2D dans le cas d'une mesure de champ à l'aide d'une caméra infra-rouge. Une hypothèse supplémentaire est donc nécessaire pour permettre l'interprétation des mesures expérimentales.

Dans le cas d'un essai d'auto-échauffement sur éprouvette matériau, la température mesurée dans la zone d'intérêt est alors considérée comme représentative de la moyenne dans le volume. La température n'est donc fonction que du temps, $T = T(t)$. Cette hypothèse se justifie par l'homogénéité du champ de contrainte dans cette partie de l'éprouvette. L'utilisation de la méthode d'auto-échauffement sur une autre configuration d'éprouvette, tel que sur une mini-structure par exemple, nécessite de valider à nouveau cette hypothèse ou bien de développer l'équation selon une approche 1D ou 2D [Chrysochoos & Louche 2000; Boulanger et al. 2004; Doudard et al. 2009; Munier 2012]. Ce point sera soulevé à nouveau dans le chapitre suivant, pour discuter des problématiques de l'adaptation de cette méthode auto-échauffement aux assemblages soudés.

En prenant en compte toutes ces hypothèses, l'expression de l'équation de la chaleur devient alors,

$$\dot{\theta}^{0D}(t) + \frac{\theta^{0D}}{\tau_{eq}^{0D}}(t) = S_t^{0D}(t), \quad (Eq. 8)$$

où,

$$\tau_{eq}^{0D} = \left(\frac{2}{\rho c} \left[\frac{h_2}{L} + \frac{h_1(2\pi r)}{\pi r^2} \right] \right)^{-1}, \quad (Eq. 9)$$

avec, θ^{0D} , l'élévation de température moyenne, τ_{eq}^{0D} le temps caractéristique des échanges thermiques, r le rayon de la zone utile de l'éprouvette, L la longueur de l'éprouvette, h_1 le coefficient d'échange thermique avec les mors, et h_2 le coefficient d'échange thermique avec l'air. Le terme source de chaleur, S_t^{0D} , se décompose alors de la manière suivante,

$$S_t^{0D}(t) = \frac{\Delta(t) + C_{the}(t)}{\rho c}. \quad (Eq. 10)$$

Le protocole d'essai d'auto-échauffement défini précédemment, permet la mesure d'une évolution de température sur plusieurs cycles. Or, par définition, la moyenne du terme source associé au couplage thermoélastique, sur un cycle de chargement, est nulle (Boulangier et al. 2004). Etant donné que le protocole présenté dans cette section utilise des thermocouples dont le temps de réponse est de l'ordre de la seconde, l'effet du couplage thermoélastique sur la mesure de température n'est donc ici pas visible. L'évolution sur un cycle N du terme source peut donc s'écrire, en notant f_s la fréquence de sollicitation,

$$S_{tN} = f_s \int_{cycle} S_t dt = f_s \int_{cycle} \frac{\Delta}{\rho c} dt + f_s \int_{cycle} \frac{C_{the}}{\rho c} dt = f_s \frac{\Delta_N}{\rho c}. \quad (Eq. 11)$$

Dans un cas général, la dissipation intrinsèque peut être variable dans le temps et dépend donc du nombre de cycles N . Pour résoudre l'équation de la chaleur écrite sous la forme,

$$\dot{\theta}_N + \frac{\theta_N}{\tau_{eq}} = S_{tN}, \quad (Eq. 12)$$

une approche basée sur l'identification de $\dot{\theta}_N$ en début du palier d'auto-échauffement ou au début de la phase de refroidissement permet alors d'estimer S_{tN} car le terme $\frac{\theta_N}{\tau_{eq}}$ peut être négligé. Dans un cas plus particulier où la dissipation intrinsèque peut être considérée comme indépendante de N au bout d'un certain nombre de cycles, une approche en température pseudo-stabilisée peut être utilisée pour identifier la dissipation intrinsèque cyclique du matériau, $\bar{\Delta}$ (également appelée énergie dissipée totale), selon l'équation suivante,

$$\text{lorsque } t \rightarrow +\infty, \quad \bar{\theta}_N = \tau_{eq} \bar{S}_t = \tau_{eq} \frac{f_s \bar{\Delta}}{\rho c}. \quad (Eq. 13)$$

Le lien direct entre mesure thermique et énergie totale dissipée étant formalisé, c'est l'écriture d'un modèle traduisant les mécanismes de fatigue en énergie dissipée qui permettra, *in fine*, d'établir le lien entre les mesures de température des essais d'auto-échauffement et les propriétés en fatigue du matériau.

II.1.3.2 Lien avec les propriétés en fatigue

La modélisation mise en place sur éprouvette matériau par [Doudard 2004; Munier 2012] introduite au Chapitre I est à présent appliquée aux éprouvettes en DH36 pour relier les mesures d'auto-échauffement aux propriétés en fatigue du matériau.

Principe du modèle probabiliste à deux échelles

Le principe du modèle probabiliste à deux échelles développé par [Doudard 2004] puis complété par [Munier 2012] est décrit dans ce paragraphe. Ce modèle considère que la dissipation responsable de l'échauffement du matériau est générée par l'apparition de microplasticité dans le matériau [Doudard et al. 2005]. Cette microplasticité est modélisée à

une échelle mésoscopique par un volume élémentaire représentatif (VER). Ce VER est constitué de deux phases (Figure 65) :

- la première, appelée matrice, possède un comportement élastoplastique qui permet la description d'une dissipation diffuse dans le matériau. Autrement dit, cette phase permet de traduire le comportement thermique global du matériau lors des faibles paliers de chargement, et correspond à l'auto-échauffement dit primaire ;
- la seconde phase, est représentée par plusieurs sites au comportement élastoplastique différent de la matrice. Le caractère probabiliste du modèle qui permet de décrire le caractère aléatoire de la fatigue, est introduit par l'activation progressive de ces sites de microplasticité en considérant un processus d'activation de Poisson. La dissipation associée aux sites permet ainsi de traduire le régime d'auto-échauffement dit secondaire.

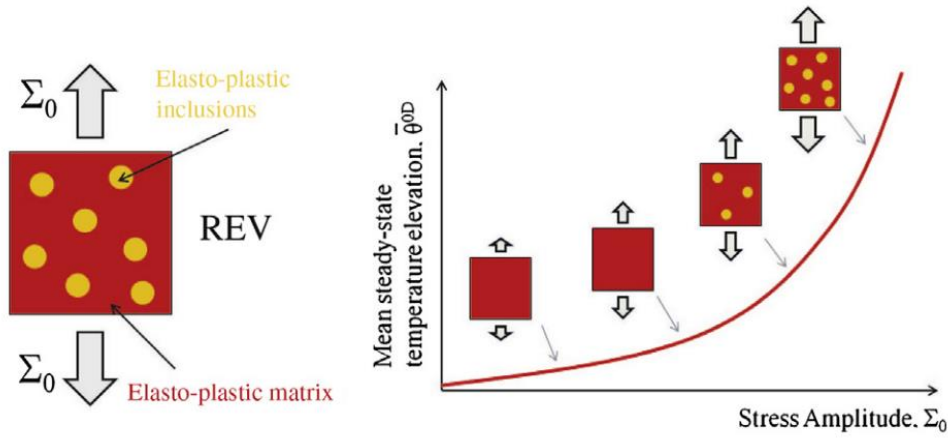


Figure 65 : Représentation du Volume Élémentaire Représentatif (VER en français ou REV en anglais) du modèle probabiliste à deux échelles, et représentation de l'activation des sites en fonction du chargement [Munier et al. 2014]

La densité moyenne de sites actifs, λ , dépendante du chargement, Σ , se définit par,

$$\lambda(\Sigma_{amp}) = \frac{1}{V_0} \left(\frac{\Sigma_{amp}}{S_0} \right)^m, \quad (Eq. 14)$$

où $V_0 S_0^m$ et m sont des paramètres matériau. Le nombre moyen de sites actifs N_{sites} dans un volume V_Ω s'écrit alors,

$$N_{sites} = \lambda(\Sigma_{amp}) \times V_\Omega. \quad (Eq. 15)$$

L'écriture de la dissipation cyclique de la matrice, $\bar{\Delta}_{mat}$, et de la population de sites activés, $\bar{\Delta}_{pop. sites}$, permet de calculer la dissipation cyclique totale du VER, $\bar{\Delta}$ (Doudard 2004; Munier 2012; Florin 2015; Louge 2019). En considérant un terme source moyenné sur un cycle (Eq. 10), le terme source de couplage thermoélastique s'annule. Le terme source moyenné sur un cycle dépend donc uniquement de $\bar{\Delta}$. Le calcul de $\bar{\Delta}$ permet alors de résoudre l'équation de la chaleur 0D introduite (Eq. 8). L'évolution de la température stabilisée, $\bar{\theta}^{0D}$, en fonction de l'amplitude des contraintes appliquée, Σ_{amp} , peut alors se mettre sous la forme,

$$\bar{\theta}^{0D} = \alpha \left(\frac{\Sigma_{amp}}{\Sigma_{max}} \right)^2 + \beta \left(\frac{\Sigma_{amp}}{\Sigma_{max}} \right)^{m+2}, \quad (Eq. 16)$$

où α , β , m , sont des paramètres à identifier, et Σ_{max} est l'amplitude maximale des contraintes appliquée. Cette équation traduit la forme de la courbe d'auto-échauffement en deux termes. La forme de la première partie de la courbe d'auto-échauffement (ou régime primaire) est traduite par le premier terme de (Eq. 16). Celui-ci est piloté par le coefficient α et exprime l'élévation de température causée par la dissipation de la matrice. L'allure de la seconde partie de la courbe d'auto-échauffement (régime secondaire) est quant à elle traduite principalement par le second terme de (Eq. 16). Celui-ci est piloté par les paramètres β et m et exprime l'élévation de température causée par la dissipation de la population de sites. Il transcrit les mécanismes de microplasticité responsable de la fatigue.

Le modèle permet de décrire l'allure des courbes d'auto-échauffement mais il reste à expliciter le lien avec les propriétés en fatigue. Ce point est réalisé par l'activation progressive des sites, en se basant sur une loi de probabilité, la loi de Poisson, qui est classiquement utilisée pour dénombrer l'occurrence d'événements ponctuels (l'événement ponctuel est ici l'activation d'un site de microplasticité). La probabilité P_k de trouver k sites actifs dans un domaine Ω s'écrit alors,

$$P_k(V_\Omega) = \exp(-\lambda V_\Omega) \frac{(\lambda V_\Omega)^k}{k!}. \quad (Eq. 17)$$

L'activation d'au moins un site actif est ensuite considérée comme l'évènement entraînant la rupture. Sous cette hypothèse de maillon le plus faible, la probabilité de rupture P_r peut donc s'écrire,

$$P_r = P_{k \geq 1} = 1 - P_{k=0} = 1 - \exp\left(-\frac{V_\Omega}{V_0} \left(\frac{\Sigma_{amp}}{S_0}\right)^m\right). \quad (Eq. 18)$$

Cette expression correspond à la forme du modèle de Weibull. Cette modélisation permet en conséquence de faire le lien avec les travaux déjà réalisés par Weibull sur le dimensionnement en fatigue [Weibull 1939]. Le module de Weibull, m , correspond à un paramètre matériau permettant de caractériser la dispersion des contraintes à rupture. La limite d'endurance moyenne, $\bar{\Sigma}_\infty$, et l'écart-type associé, $\bar{\bar{\Sigma}}_\infty$, s'écrivent alors en fonction de la probabilité de rupture, P_r ,

$$\bar{\Sigma}_\infty = \int_0^\infty \Sigma_{amp} \frac{dP_r}{d\Sigma_{amp}} d\Sigma_{amp} = \left(\frac{V_0}{V_\Omega}\right)^{1/m} \Gamma\left(1 + \frac{1}{m}\right), \quad (Eq. 19)$$

$$\begin{aligned} \bar{\bar{\Sigma}}_\infty &= \left[\int_0^\infty (\Sigma_{amp}^2 - \bar{\Sigma}_\infty^2) \frac{dP_r}{d\Sigma_{amp}} d\Sigma_{amp} \right]^{1/2} \\ &= \left(\frac{V_0}{V_\Omega}\right)^{1/m} \sqrt{\Gamma\left(1 + \frac{2}{m}\right) - \Gamma^2\left(1 + \frac{1}{m}\right)} \end{aligned} \quad (Eq. 20)$$

avec $\Gamma(x) = \int_0^\infty t^{x-1} \exp(-t) dt$.

Les ingrédients présentés jusqu'ici permettent ainsi de décrire les propriétés en fatigue à 2 millions de cycles. Les courbes S-N complètes peuvent ensuite être obtenues en considérant un critère de ruine. [Doudard et al. 2005] met en évidence l'aspect cumulatif de l'énergie dissipée au cours des cycles et fait donc le choix d'un critère énergétique. L'hypothèse de l'existence d'une énergie dissipée critique E_c est alors considérée. La ruine du matériau est considérée dès lors que l'énergie dissipée cyclique atteint cette énergie dissipée critique. Cette énergie critique dissipée se définit pour chaque probabilité de rupture P_r , par,

$$E_c = N\Delta_{site\ crit}(P_r), \quad (Eq. 21)$$

où N est le nombre de cycles à rupture, et $\Delta_{site\ crit}$ est l'énergie dissipée par cycle par le site critique. Le nombre de cycles à rupture pour une probabilité de rupture peut alors se mettre sous la forme,

$$N(P_r) = \frac{A}{\Sigma_{\infty}(P_r)(\Sigma_{amp} - \Sigma_{\infty}(P_r))}, \quad (Eq. 22)$$

où A est un paramètre matériau relié à l'énergie dissipée critique qu'il est nécessaire d'identifier (voir Identification des paramètres). L'écriture des iso-probabilités de rupture permet alors d'écrire la limite en fatigue pour une probabilité de rupture donnée,

$$\Sigma_{\infty}(P_r) = \Sigma_{\infty}(0.5) \times \sqrt[m]{\frac{\ln(1-P_r)}{\ln(1-0.5)}}, \quad (Eq. 23)$$

où $\Sigma_{\infty}(0.5)$ correspond à la médiane considérée ici comme étant la limite d'endurance moyenne à 2 millions de cycles. Celle-ci sera identifiée de manière empirique sur la courbe d'auto-échauffement dans le paragraphe « Identification des paramètres » ci-dessous.

Ce modèle probabiliste à deux échelles permet de faire le lien entre la courbe d'auto-échauffement d'un matériau et ses propriétés en fatigue. Il permet à la fois une bonne représentation de la courbe d'auto-échauffement et de déterminer les courbes S-N pour n'importe quelle probabilité de rupture.

Identification des paramètres

Le tracé de la courbe d'auto-échauffement du DH36 dans un diagramme log-log (**Figure 66**) permet de mettre en évidence les deux régimes d'auto-échauffement. Un régime d'échauffement principal peut être clairement distingué sur la **Figure 66** (repéré par une droite de pente 41) à partir d'une amplitude des contraintes de 240 MPa. Cette figure représente également une droite de pente 2 identifiée sur les premiers paliers, qui correspond à la présence d'un premier régime d'auto-échauffement difficilement détectable avec ces conditions d'essai. Les augmentations de température des premiers paliers captés sont en effet du même ordre de grandeur que le bruit de mesure des thermocouples utilisés. La valeur de la pente du premier régime est fixée à 2 en se basant sur les observations de la littérature. En effet, les courbes d'auto-échauffement réalisées sur un grand nombre de grades d'acier lors de la thèse de R. Munier [Munier 2012] présentent toujours un premier régime d'échauffement de pente 2. Ce phénomène n'a pas encore trouvé d'explication. Ces observations amènent donc à négliger la présence d'un premier régime et amènent à

considérer la première version du modèle probabiliste mis en place par [Doudard 2004] dans lequel la courbe d'auto-échauffement est décrite par l'expression,

$$\bar{\theta}^{0D} = \beta \left(\frac{\Sigma_{amp}}{\Sigma_{max}} \right)^{m+2}, \quad (Eq. 24)$$

où β représente l'amplitude du second régime et m permet de décrire la pente du second régime.

La limite d'endurance du matériau est évaluée en considérant l'amplitude des contraintes à l'intersection des deux régimes d'auto-échauffement [Doudard 2004; Munier 2012]. Une valeur de 240 MPa est identifiée (Figure 66). Les paramètres β et m , sont identifiés ensuite par une régression linéaire sur les derniers points de la courbe. Une valeur de 39 est alors identifiée pour m à partir de la pente du second régime ($m + 2 = 41$).

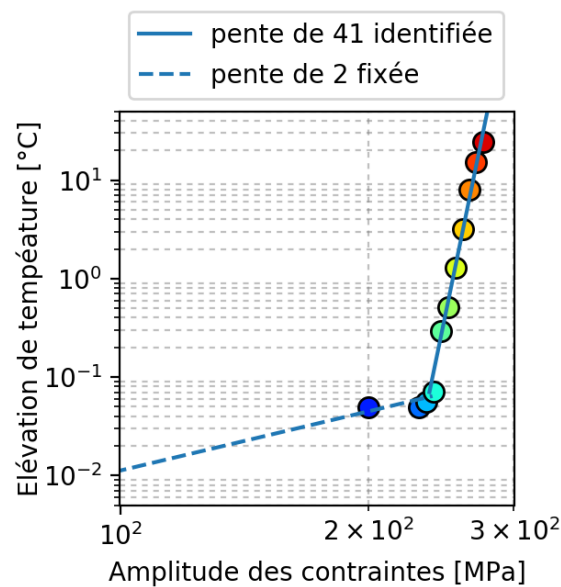


Figure 66 : Identification des paramètres du modèle probabiliste.

Après identification des paramètres β et m , la courbe d'auto-échauffement peut être décrite à partir de l'expression Eq. 8. La Figure 67 met en évidence que le modèle identifié permet une bonne description de la courbe d'auto-échauffement.

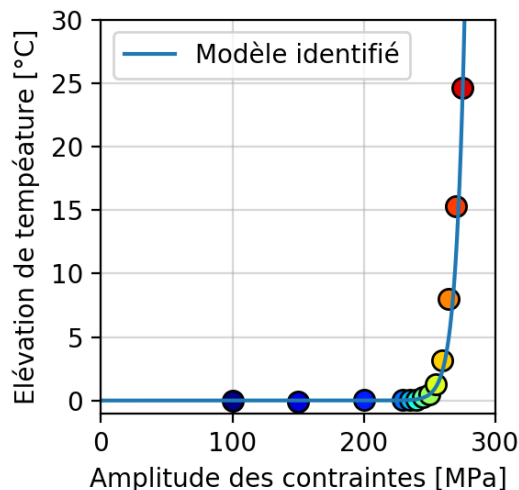


Figure 67 : Description de la courbe d'auto-échauffement par le modèle identifié

La donnée d'un essai de fatigue mené jusqu'à rupture est ensuite nécessaire afin de pouvoir tracer les courbes SN-P à partir du modèle. Cette information est obtenue à partir du dernier palier d'auto-échauffement effectué. En effet, ce palier correspond à l'application d'une sollicitation d'amplitude constante jusqu'à rupture de l'éprouvette. Le nombre de cycles à rupture est alors estimé en prenant en compte l'histoire du chargement de l'éprouvette, en considérant un cumul linéaire de l'endommagement selon la loi de cumul de Miner [Bathias & Bailon 1997]. Cette information permet alors l'identification de la constante A définie dans l'expression du modèle de Stromeier introduite au Chapitre I (Tableau 1 p34). Les courbes d'iso-probabilité de rupture peuvent ensuite être tracées selon l'équation (Eq. 23). Ces résultats sont représentés sur la Figure 68. Les résultats de la campagne d'essai de fatigue traditionnelle introduite dans la sous-section II.1.2, sont également représentés en Figure 68. Leur cohérence avec les courbes du modèle permet de valider la prédiction de celui-ci.

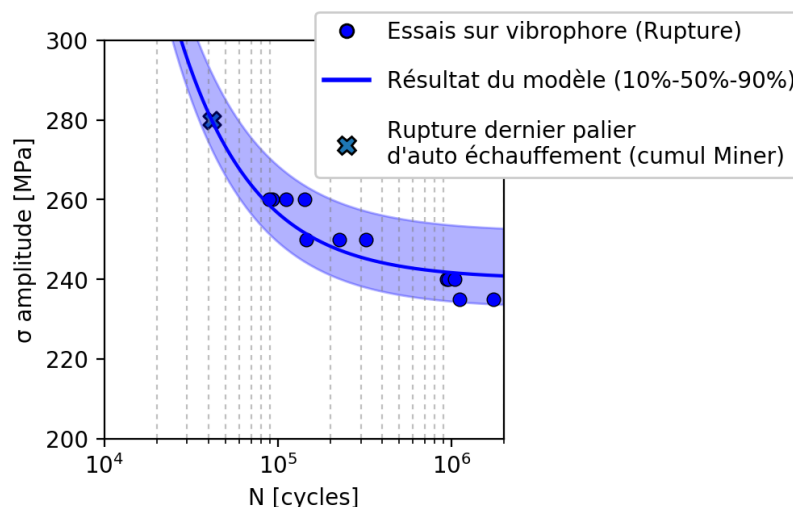


Figure 68 : Résultat du modèle probabiliste et validation par confrontation aux résultats des essais de fatigue classiques.

L'identification du modèle probabiliste développé par [Doudard 2004; Munier 2012] sur les essais d'auto-échauffement réalisés sur éprouvette matériau permet donc d'obtenir à la fois une bonne estimation de la durée de vie moyenne du matériau et une estimation cohérente de la dispersion des résultats de fatigue. La réalisation d'essais d'auto-échauffement associée à l'identification d'un modèle probabiliste permet donc d'obtenir rapidement les propriétés en fatigue du DH36. Le paragraphe suivant met en avant quelques-uns des facteurs pouvant influencer les mesures d'auto-échauffement.

II.1.3.3 Étude de paramètres pouvant influencer les courbes d'auto-échauffement et les propriétés en fatigue

Lors de la campagne d'essais, différents aspects ont été observés tels que l'impact de la fréquence de sollicitation, l'effet du rapport de charge et l'influence la direction de laminage. Ces points sont présentés dans ce paragraphe.

Effet de la fréquence de sollicitation

L'équation (Eq. 11) permet de remarquer que le terme source de chaleur moyen est proportionnellement relié à la fréquence de sollicitation de l'essai d'auto-échauffement alors que le mécanisme dissipatif reste indépendant de la fréquence. La fréquence de sollicitation influence donc directement l'élévation de température stabilisée (Eq. 13). Autrement dit, diviser par exemple par deux la fréquence de sollicitation de l'essai entraîne la division par deux de la température moyenne mesurée. Cet effet est directement visible sur la **Figure 69** sur laquelle, à 5000 cycles, une élévation moyenne de température d'environ 25 °C est observée sur une éprouvette sollicitée à 20 Hz tandis qu'une température d'environ 12,5 °C est obtenue sur une autre éprouvette sollicitée à 10 Hz. La **Figure 70** permet de vérifier que l'énergie dissipée totale n'est pas modifiée par la fréquence. En effet, les courbes d'auto-échauffement en élévation de température pseudo-stabilisée, divisées par le temps caractéristique et la fréquence de sollicitation se superposent. De très légères différences peuvent néanmoins être distinguées. Celles-ci sont expliquées par le fait qu'à 10 Hz, le signal de température est plus faible et donc plus sujet au bruit de mesure. La fréquence de sollicitation des essais d'auto-échauffement est donc un levier intéressant pour augmenter le signal de température que l'on cherche à capter. Par ailleurs, la réalisation d'essais d'auto-échauffement à 30 Hz ou plus, laisse penser qu'ils permettraient, par exemple, de mieux mettre en évidence la présence d'un premier régime de dissipation, tel qu'observé dans la littérature sur d'autres matériaux [Munier 2012].

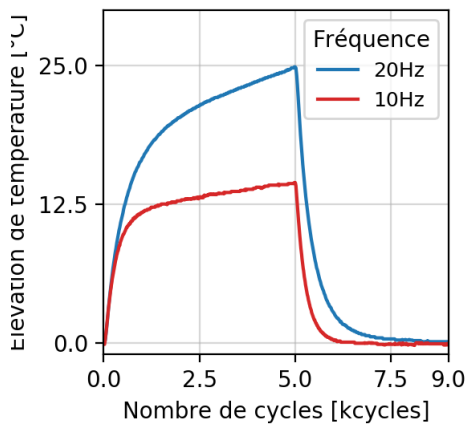


Figure 69 : Effet de la fréquence sur les paliers d'élévation de température

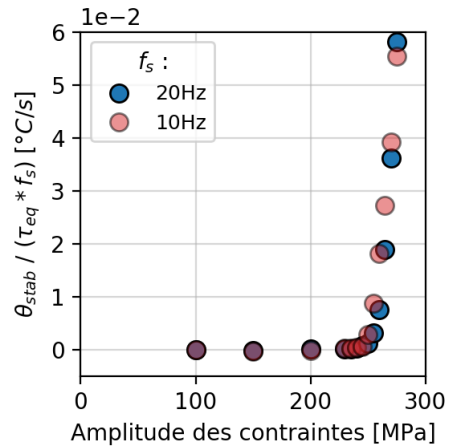


Figure 70 : Influence de la fréquence sur l'énergie dissipée totale

Effet du rapport de charge

L'influence du rapport de charge $R = \sigma_{min}/\sigma_{max}$ joue un rôle important dans les phénomènes de fatigue des matériaux. L'approche auto-échauffement permet d'évaluer cet effet. La **Figure 71** souligne l'incidence notable du rapport de charge sur la position du second régime des courbes. L'application du protocole d'identification de la limite d'endurance, présenté précédemment, à ces courbes permet de mettre en évidence que la durée de vie d'un matériau sollicité à un rapport $R = 0$ présente une durée de vie inférieure à celle testée à $R = -1$. Les résultats peuvent être représentés dans le diagramme de Haigh (**Figure 72**). Les droites de Goodman et de Soderberg y sont tracées en considérant d'une part l'estimation de l'endurance, obtenue par le dépouillement de l'essai d'auto-échauffement à $R = -1$, et d'autre part, les propriétés (limite d'élasticité et résistance à la traction) déterminées par essai de traction monotone (§II.1.1). Les points rouges représentent le résultat de l'identification de la limite pour les différents rapports de charge. Ces résultats présentent bien une tendance comparable à celle des droites de conception de Goodman et de Soderberg. Le caractère conservatif des deux droites de conception est également vérifié. Les résultats obtenus par essais d'auto-échauffement sont donc cohérents avec ceux de la littérature.

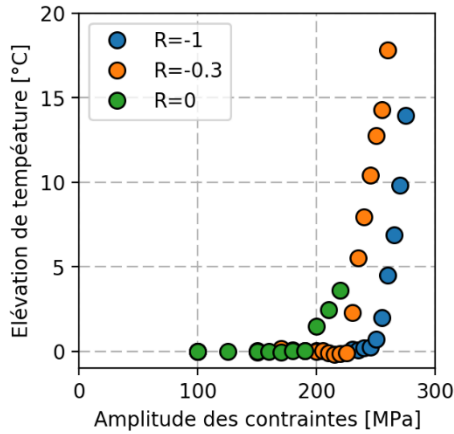


Figure 71: Influence du rapport de charge sur les courbes d'auto-échauffement (essais à 10 Hz)

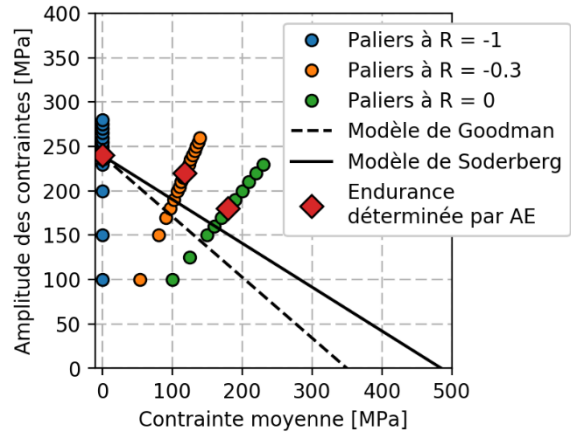


Figure 72 : Diagramme de Haigh

Influence du sens de laminage

Le procédé de laminage utilisé pour fabriquer les tôles étudiées fait intervenir des mécanismes d'écroutissage en surface. Le matériau résultant peut donc présenter une anisotropie par rapport au sens du laminage. La faible anisotropie de comportement mécanique a déjà pu être observée au paragraphe II.1.1, par des essais de traction monotone. Ce paragraphe s'intéresse lui à vérifier que le matériau ne présente pas de comportement anisotrope du point de vue mécanismes dissipatifs dans le domaine d'intérêt (HCF). En effet, certains grades d'acier peuvent présenter une forte anisotropie [Munier 2012]. Les courbes d'auto-échauffement réalisées à partir d'éprouvettes prélevées dans la direction de laminage (DL), à 45° par rapport à la direction de laminage et perpendiculairement à la direction de laminage, sont représentées en Figure 73. L'observation de ces courbes permet alors de conclure que l'anisotropie de ces tôles laminées de DH36 est négligeable.

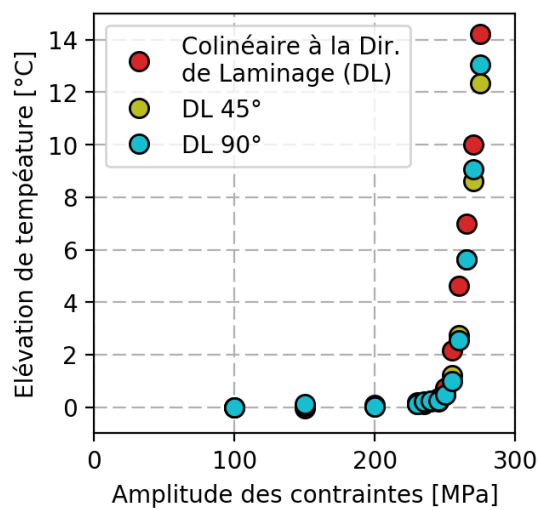


Figure 73 : Influence de la direction de laminage sur les courbes d'auto-échauffement (essais à 10 Hz)

II.2 Fiches d'identité des assemblages soudés étudiés

Dès l'initiation du projet, il a été décidé de réaliser les premières étapes de l'étude, du développement du protocole d'essai à l'analyse des champs de température, de manière parallèle sur deux configurations d'éprouvette joint soudé différentes. La première configuration d'éprouvette est une mini-structure assemblée par des cordons bruts de soudage. La seconde configuration correspond à une mini-structure de géométrie identique mais dont les cordons de soudure ont été parachevés par refusion TIG. Autrement dit, cette seconde configuration d'éprouvette a vu une étape de fabrication supplémentaire, réalisée dans le but d'améliorer sa durée de vie. Les essais et analyses des champs de température ont donc été réalisés en parallèle sur ces deux configurations d'éprouvettes pour identifier le plus tôt possible leurs signatures thermiques respectives, ce qui permettrait alors de construire une modélisation adaptée à chacune de ces configurations afin de prédire leur durée de vie. Cette section permet de dresser une carte d'identité des deux configurations d'éprouvettes considérées dans ces travaux. Pour commencer, la géométrie et les étapes d'obtention des éprouvettes joints soudés sont présentées. Différentes observations expérimentales sont ensuite détaillées à l'échelle macroscopique puis à l'échelle microscopique. Enfin, une caractérisation de la durée de vie des deux configurations d'éprouvette est réalisée par des essais de fatigue traditionnels.

II.2.1 Les configurations d'éprouvettes étudiées

Les étapes de fabrication des deux configurations d'éprouvettes étudiées sont très proches. En effet, seule une étape de soudage supplémentaire a été appliquée aux éprouvettes parachevées TIG. Toutes les autres étapes de fabrication des éprouvettes ont été communes et réalisées en un même lot :

- préparation de raidisseurs en DH36 de dimensions 40x1000x10mm. Les découpes de tôles de 10mm se font généralement sur chantier à l'aide d'un chalumeau à oxygène (oxycoupage) ou par un chalumeau à plasma car très rapide. Les découpes des raidisseurs ont ici été réalisées à la scie à ruban pour obtenir des surfaces de coupes plus propre, permettant ainsi un positionnement sur les tôles semelles plus répétable ;
- soudage à l'arc (MAG) des raidisseurs au milieu de chaque côté de tôles de 700x1000x10mm (**Figure 74**). Le métal d'apport de cette technologie de soudage possède des propriétés voisines au DH36. Les opérations de soudage ont été réalisées sur le chantier naval de Naval Group Lorient pour étudier des structures soudées réalisées dans des conditions réelles de fabrication. Un protocole de fabrication a été établi pour fixer un sens de soudage et un ordre de réalisation des cordons identique d'une tôle à l'autre. Les tôles raidies ainsi assemblées ont été séparées en deux lots. Le premier est resté en l'état et a servi à la réalisation des éprouvettes brutes de soudage. Le second lot a été parachevé par refusion TIG. Cette étape supplémentaire consiste en la refusion des pieds de cordon entre

les raidisseurs et la semelle à l'aide d'une torche TIG, sans métal d'apport (voir Chapitre I) ;

- un contrôle, sur chantier, de tous les pieds de cordon a été réalisé par ressuage pour vérifier la qualité des joints et le respect des standards ;
- les tôles raidies ont ensuite été découpées en tronçons de 50mm de large, perpendiculairement aux raidisseurs (**Figure 75**). Les barreaux des extrémités des tôles de départ ont été écartés car présentant un départ ou arrêt de cordon de soudure. D'autres barreaux ont été également été écartés pour la même raison (**Figure 75**). L'influence des défauts associés à ces interruptions de cordon de soudure n'est pas l'objet de ces travaux ;
- les barreaux ont ensuite été usinés de manière conventionnelle pour obtenir la forme finale des éprouvettes (**Figure 76**).

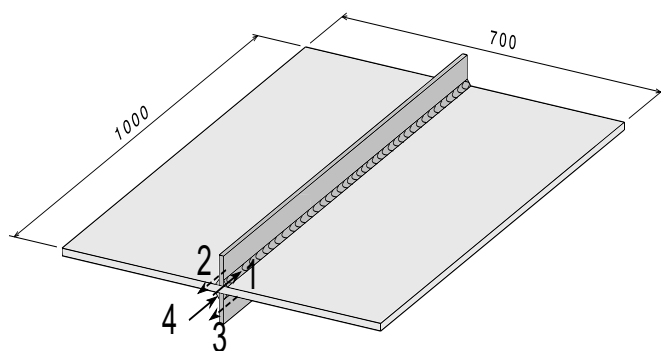


Figure 74 : Soudage d'un raidisseur de chaque côté de tôles, perpendiculairement au sens de laminage des tôles, avec passes de soudage croisées



Figure 75 : Tronçonnage des plaques raidies et mise à l'écart des extrémités et tronçons avec interruption du cordon

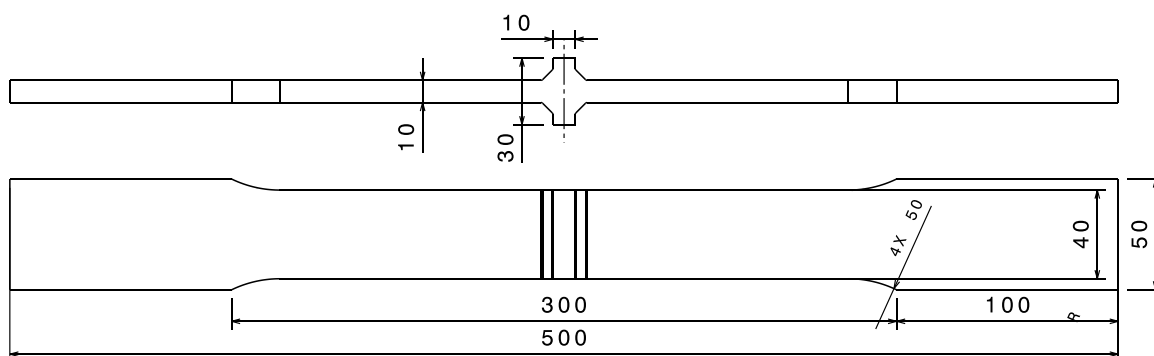


Figure 76 : Dimensions globales des éprouvettes soudées cruciformes en mm

Un système de nomenclature des noms des éprouvettes a été mis en place et suit la logique suivante :

- une première lettre pour désigner le type d'éprouvette : la lettre « B » désigne une éprouvette brute de soudage et la lettre « T » une éprouvette parachevée TIG ;
- le numéro de plaque dans laquelle a été prélevée l'éprouvette ;
- une troisième lettre pour repérer le tronçon de la plaque principale.

Pour exemple, l'éprouvette « B6C » est donc une éprouvette brute de soudage prélevée dans la sixième tôle raidie et située proche d'une de ses extrémités.

II.2.2 Observations à l'échelle macroscopique

Plusieurs observations à l'échelle macroscopique ont été réalisées en préambule des mesures thermiques pour caractériser les différences entre les deux configurations d'éprouvettes. La mise en évidence d'une déformation due au procédé de soudage est tout d'abord présentée avant de quantifier les différences de niveaux de déformations entre les deux configurations d'éprouvettes. Enfin, une analyse de la géométrie locale en pied de cordon est effectuée pour évaluer les écarts entre les deux configurations.

II.2.2.1 Déformation des éprouvettes due au procédé de soudage

La réalisation d'un joint d'angle par soudage à l'arc entraîne une déformation des pièces assemblées [Hobbacher 2018] comme schématisé sur la **Figure 77**. Un important apport de chaleur, lors du passage de la torche de soudage, dilate les pièces à assembler. La phase de refroidissement qui suit entraîne elle une contraction de la matière avec une déformation globale de tout l'assemblage. Ce phénomène intervient malgré le bridage des pièces à assembler pendant l'étape de soudage. Le lien entre le séquençement des cordons de soudure et la déformation des éprouvettes peut également être remarqué sur la **Figure 77**. Le soudage du premier raidisseur avec la réalisation des deux premiers cordons entraîne le gauchissement de la structure. Le soudage du raidisseur opposé, avec la réalisation des cordons 3 et 4, impacte à nouveau la géométrie de l'assemblage, mais sans redresser parfaitement la semelle.

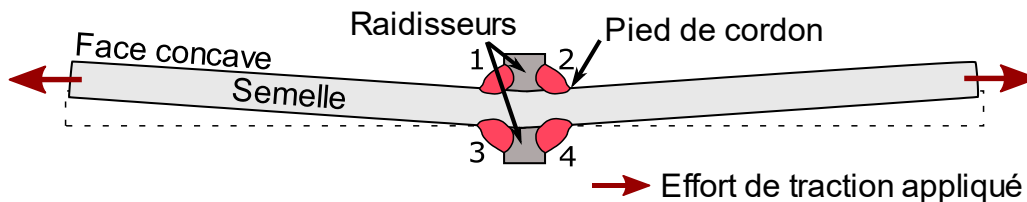


Figure 77 : Schéma de la déformée⁶ des éprouvettes cruciformes après soudage.

Cet aspect entraîne la suppression d'une des symétries de l'éprouvette et implique que le côté concave des éprouvettes présente un champ de contraintes plus élevé. Celui-ci est dû au moment de flexion induit lors d'un essai de traction sur une éprouvette courbe qui

⁶ Cet effet est induit malgré le respect des référentiels de soudage

augmente la contrainte de traction du côté concave (et la diminue du côté convexe). Cet aspect sera considéré lors du montage des éprouvettes dans les mors de la machine de traction.

II.2.2.2 Mesure de la déformation des éprouvettes par stéréo-corrélation d'images

Les déformations induites par le soudage ont été évaluées sur une éprouvette de chaque type avant de mener les campagnes d'essai de fatigue. Des mesures par stéréo-corrélation d'images ont été réalisées pour observer le champ statique de déplacement hors plan des éprouvettes. La **Figure 78** illustre la mise en place du système GOM® utilisé pour réaliser ces mesures par stéréo-corrélation d'images. Un mouchetis noir et blanc a été appliqué à la bombe de peinture sur la face observée pour permettre la mesure. La taille de ce mouchetis est adaptée à l'ordre de grandeur des déplacements recherchés et respecte les recommandations de qualité en termes de contraste et de niveau de gris données par le constructeur du système.

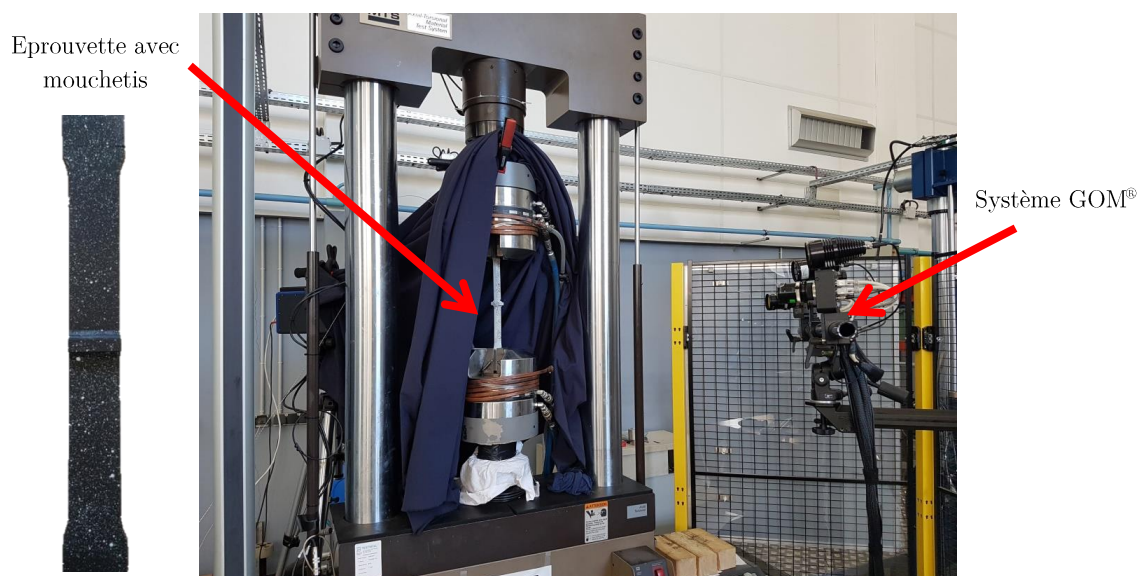


Figure 78: Positionnement du système GOM® de stéréo-corrélation d'images

Pour chacune des deux configurations, quatre images du champ de déplacement ont été prises, correspondant aux états suivants :

- mors du haut ouvert (éprouvette tenue par le mors inférieur fermé). Cet état permet de quantifier la déformation globale des éprouvettes libres de toute contrainte et ainsi obtenir le profil déformé de la semelle, induit par le soudage ;
- les deux mors fermés à 0 kN. Cet état permet d'observer le profil redressé de l'éprouvette lorsqu'elle est mise en place dans la machine de traction ;
- de nouveau une mesure avec les deux mors fermés à 0 kN pour vérifier que le retour de l'éprouvette est élastique ;
- les deux mors fermés avec un effort statique appliqué correspondant au maximum de l'effort qui sera appliqué lors de la sollicitation cyclique ultérieure.

L'observation d'un effet de dépliage des éprouvettes lors de la sollicitation est ici recherchée.

Le nuage de points obtenu par ces mesures a ensuite été dépouillé selon le protocole suivant :

- le dégauchissage : pour redresser le nuage de points afin qu'il soit aligné avec l'axe de la machine ;
- l'interpolation sur une grille régulière du nuage de points pour faciliter la manipulation des données ;
- la conversion d'un nombre de facettes à une distance en millimètres ;
- la projection des tranches verticales du nuage de points sur l'axe vertical de la machine ;
- la suppression de tranches présentant des données incohérentes (effet de bords visibles sur la [Figure 79](#)) ;
- la moyenne des tranches pour obtenir un seul profil par prise de vue.

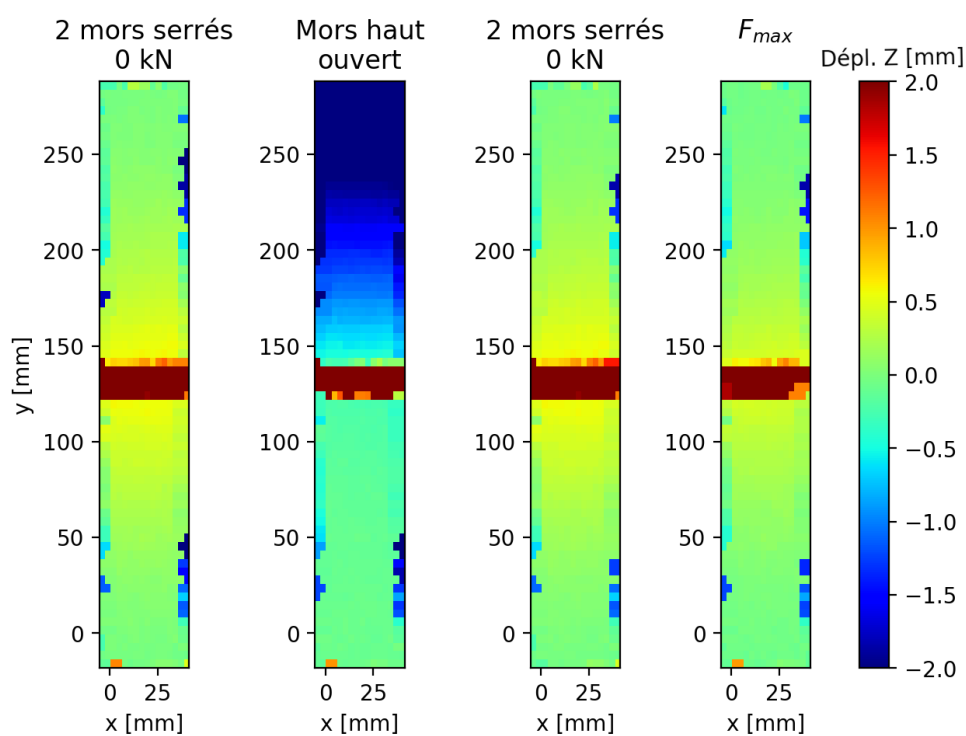


Figure 79 : Résultats des corrélations d'images sur une éprouvette brute de soudage, pour différents états, après réalisation des 3 premières étapes du protocole de dépouillement. Certains pixels bleu foncé correspondent à des effets de bords.

Un exemple de mesures obtenues sur chacun des types d'éprouvettes est présenté en [Figure 80](#).

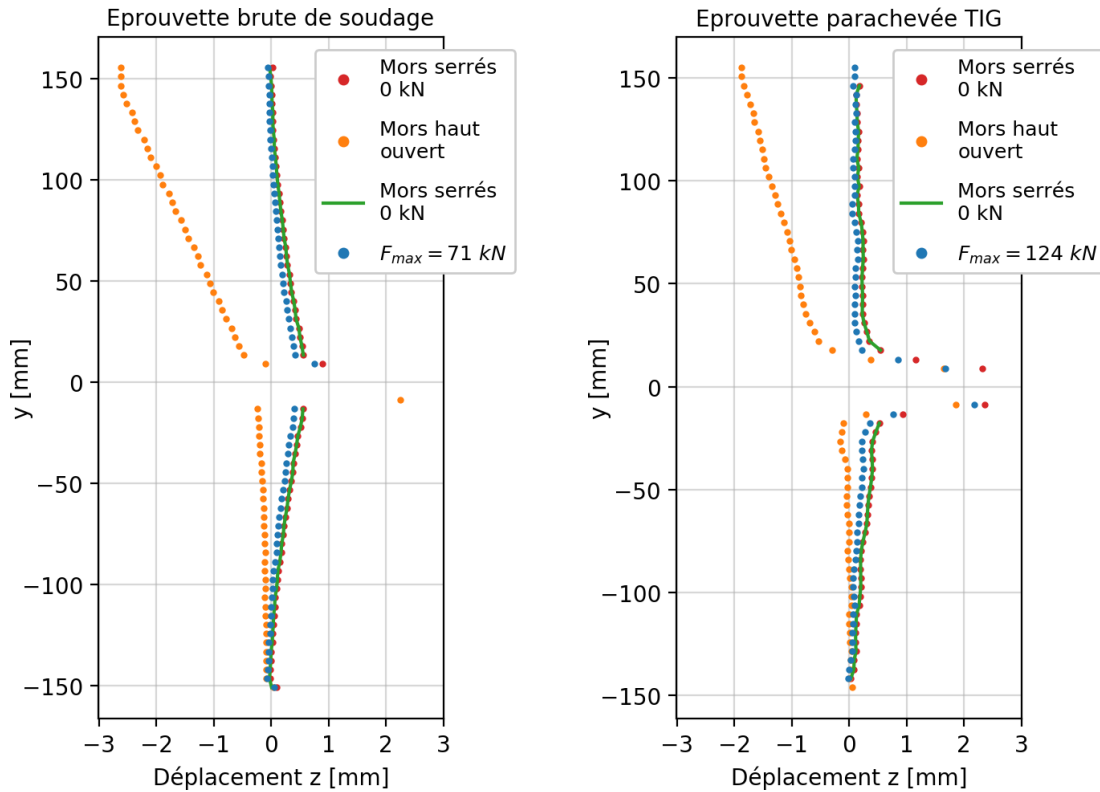


Figure 80 : Mesures par stéréo-corrélation d'images du champ de déplacement (côté convexe) d'une éprouvette brute de soudage (à g.) et d'une éprouvette parachevée TIG (à d.) lors de leur mise en place dans les mors. L'abscisse 0 correspond à l'axe référence défini par les mors hydrauliques (axe de dégauchissage)

Ces mesures de stéréo-corrélation d'images ont permis l'observation de plusieurs points :

- les éprouvettes sont redressées lors du serrage dans les deux mors de la machine de traction ;
- les éprouvettes reprennent leur forme initiale avec une flèche de l'ordre du millimètre ;
- le dépliage des éprouvettes peut être observé lors de l'application d'un niveau de chargement de traction élevé, mais reste relativement faible.

Par ailleurs les mesures ont été répétées sur plusieurs éprouvettes de chaque type pour évaluer la dispersion de géométrie selon la configuration étudiée. La [Figure 81](#) illustre les profils « libres » (c'est-à-dire avant serrage dans les deux mordaches) observés sur 3 éprouvettes de chaque type. Les conclusions suivantes peuvent être exprimées :

- chaque éprouvette brute de soudage présente un degré de déformation initial différent ;
- les éprouvettes parachevées TIG présentent une forme initiale moins dispersée ;

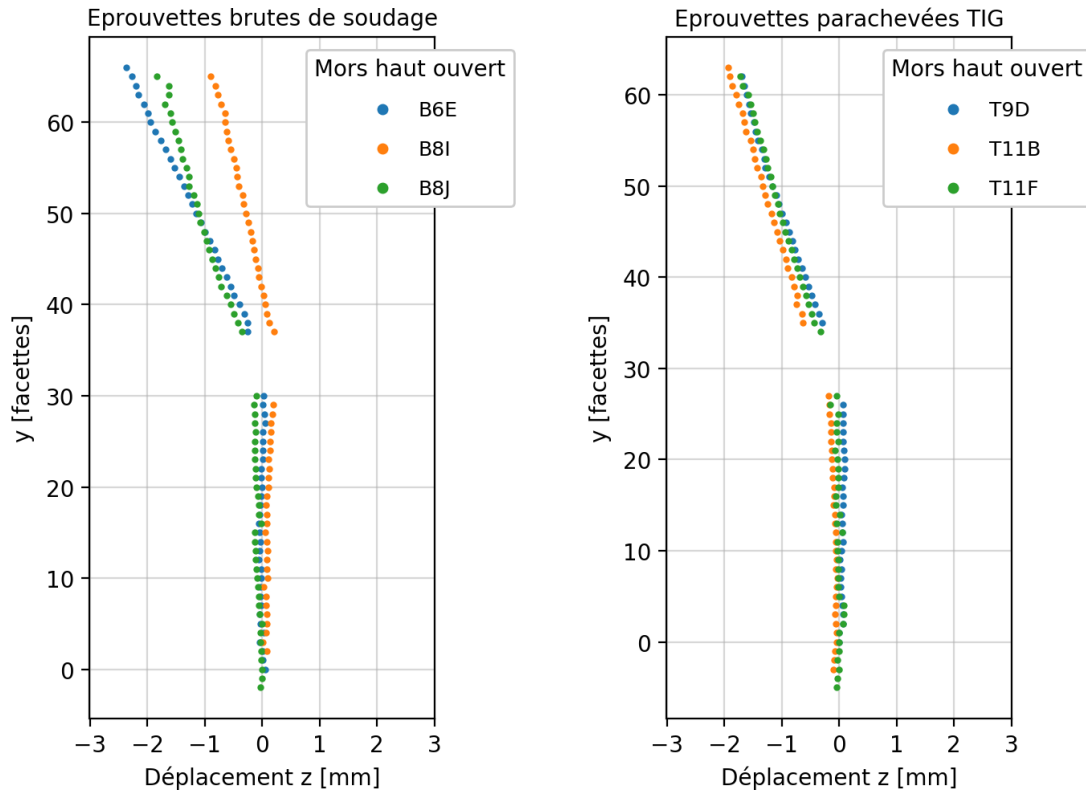


Figure 81 : Géométrie d'éprouvette selon la configuration

La déformée des deux types d'éprouvettes a donc pu être quantifiée via ces mesures. L'effet du serrage de l'éprouvette dans les mors ainsi que l'effet de dépliage des éprouvettes lors de l'application d'un effort élevé ont pu être observés. La connaissance du degré de déformation d'une éprouvette suite au soudage est nécessaire pour permettre de préciser la contrainte réellement appliquée en pied de cordon. Néanmoins, la mise en place de telles mesures de corrélation d'images de manière systématique pour chaque éprouvette testée, en plus des mesures thermiques, est lourde. Une alternative basée sur l'analyse d'une des composantes de la température sera alors mise en place dans la section analyse des données expérimentales de température (Chapitre III).

II.2.2.3 Macrographies des joints soudés étudiés

Ce paragraphe compare les macrographies des coupes des deux configurations de joints soudés (Figure 82 et Figure 83). L'objectif est, d'une part, de valider la qualité de réalisation des éprouvettes, et, d'autre part, d'évaluer l'influence du procédé de parachèvement par refusion TIG sur la géométrie d'un joint cruciforme. L'analyse a été réalisée à l'aide d'un microscope numérique Keyence®. Les images obtenues résultent de l'assemblage de plusieurs clichés réalisés à un grossissement x200. Pour obtenir ces macrographies, une attention particulière a été portée à la préparation des échantillons visant à obtenir une surface plane et sans rayure. Après découpe des échantillons, une première étape de pré-polissage permet l'obtention d'une surface plane. Un polissage miroir est ensuite réalisé de manière mécanique par l'utilisation successive de disques de polissage à l'eau possédants des particules abrasives de plus en plus fines jusqu'au dernier disque P4000 possédant des grains d'oxydes de

dimension moyenne 6 μm . Une dernière étape d'attaque chimique est réalisée sur les surfaces polies obtenues pour mettre en évidence les différentes zones de microstructures. Cette attaque a été effectuée avec une solution de Nital (solution d'éthanol avec 3% en volume d'acide nitrique concentré), appliquée sur les surfaces pendant 10 secondes.

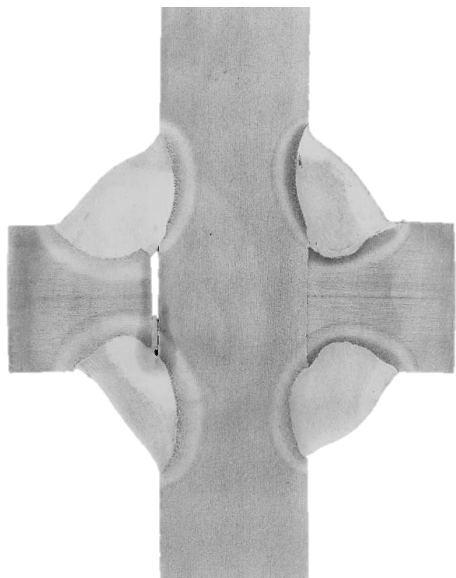


Figure 82 : Micrographie d'un joint cruciforme brut de soudage

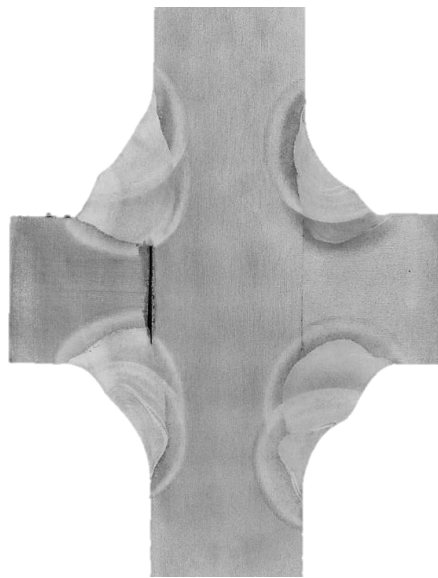


Figure 83 : Micrographie d'un joint cruciforme parachevé TIG

Les trois zones classiquement distinguées sur un cordon sont nettement distinguables sur les macrographies des **Figure 82** et **Figure 83** :

- le métal fondu, correspondant au métal d'apport déposé par la torche MAG lors du soudage ;
- la zone affectée thermiquement (ZAT), localisée autour du métal fondu, correspondant à du métal de base dont la microstructure a évolué par l'apport de chaleur du procédé de soudage ;
- le métal de base, autrement dit les tôles laminées de la semelle et des deux raidisseurs non-affectés par le soudage .

Des morsures en pied de cordon sont observables sur les **Figure 82** et **Figure 83**. Ces macrographies ont été réalisées à partir des extrémités des tôles (**Figure 75**) et peuvent donc être influencées par l'interruption ou démarrage du cordon d'où l'apparition de ces morsures. Ces coupes permettent également de remarquer que l'étape d'usinage de la tranche des raidisseurs a permis dans de nombreux cas un bon contact entre raidisseurs et semelle. Dans d'autres cas, le contact n'est clairement pas établi. Ce phénomène s'explique par les déformations des tôles lors du soudage, qui malgré le système de bridage, peut induire un écartement du raidisseur de la semelle (§II.2.2.1).

II.2.2.4 Rayons de raccordement en pied de cordon

Avant tout essai, une empreinte des pieds de cordon de chaque éprouvette a été réalisée de manière à conserver une trace de leur géométrie initiale (Figure 84). Une résine silicone spécifique pour le moulage de précision a été utilisée. Une analyse de rayon de raccordement local est donc rendue possible *a posteriori* des essais menant à rupture. Cette étape du protocole n'a pas été complètement exploitée dans ces travaux de thèse, elle ouvre néanmoins des perspectives intéressantes qui seront discutée dans la conclusion générale du manuscrit.

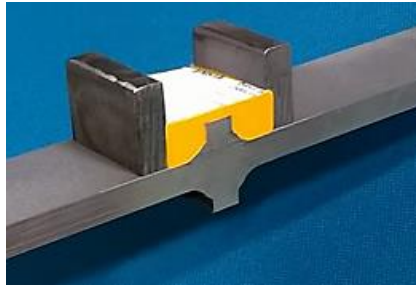


Figure 84 : Moulage des pieds de cordon en résine silicone

II.2.2.5 Analyse des contraintes résiduelles

L'état des contraintes résiduelles présentes dans les éprouvettes cruciformes de l'étude est analysé dans ce paragraphe par diffraction de rayon X (DRX).

Les premières mesures effectuées permettent d'observer l'évolution des contraintes résiduelles dans l'épaisseur des tôles. Entre chaque point d'analyse, un enlèvement de matière par polissage électrolytique est réalisé pour obtenir un profil des contraintes résiduelles dans l'épaisseur (Figure 85). L'enlèvement de matière est pris en compte par les formules analytiques de Moore et Evans plaque plane [Moore & Evans 1958]. Par ailleurs, l'estimation de la contrainte résiduelle en surface d'une tôle n'a pas pu être obtenue, la couche d'apprêt anti-corrosion perturbant les mesures. En outre, une analyse des contraintes résiduelles complémentaire, sur l'autre face de la tôle, a permis de conclure que le niveau des contraintes de compression observé est dû vraisemblablement au procédé de laminage.

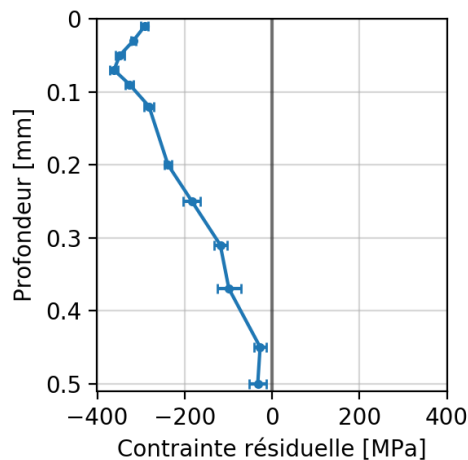


Figure 85 : Analyse des contraintes résiduelles par diffraction de rayons X dans la profondeur d'une tôle de 10 mm en DH36 (0 mm correspond à la surface libre initiale).

D'autres mesures permettent d'analyser, sur chacune des deux configurations d'éprouvette, les contraintes résiduelles introduites par le procédé de soudage le long d'un axe partant du pied de cordon (Figure 86). Ces mesures ont été réalisées en surface, après électropolissage d'une épaisseur d'environ 20 μm (Figure 87).



Figure 86 : Montage expérimental permettant l'analyse de contraintes résiduelles par DRX le long d'un profil linéaire tracé en noir

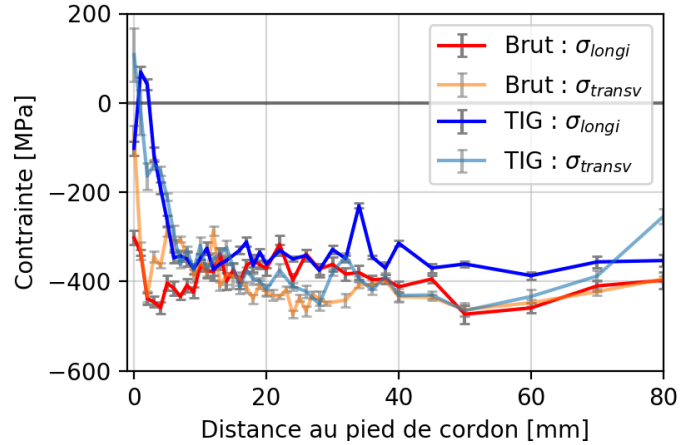


Figure 87 : Contraintes résiduelles obtenues par DRX le long d'un profil linéaire dont le zéro correspond au pied de cordon (mesure en surface après électropolissage de 20 μm)

Les profils obtenus permettent les observations suivantes :

- état global de compression biaxial (équilibré) en proche surface ;
- état de compression au point critique (pied de cordon) sur éprouvette brute de soudage ;
- état de contrainte proche de 0 au point critique dans les 2 directions pour la configuration parachevée TIG ;
- zone influencée par le soudage plus large sur configuration parachevée TIG.

D'autres mesures dont les résultats ne sont pas présentés dans ce manuscrit permettent les conclusions suivantes :

- la mesure est répétable sur un même cordon. Les petites variations qui ressemblent à du bruit sont mesurées de manières répétables ;
- le positionnement du pied de cordon est délicat.

II.2.3 Observations à l'échelle microscopique

La réalisation d'observations à l'échelle microscopique permet d'approfondir la connaissance des différences entre les deux configurations de joints étudiés. Ces analyses fines peuvent également fournir des éléments permettant d'alimenter les réflexions sur les mécanismes de fatigue spécifiques aux joints soudés.

II.2.3.1 Observations EBSD

L'analyse des coupes de joints soudés (**Figure 82** et **Figure 83**), a également été réalisée à partir d'un microscope électronique à balayage (MEB) JEOL® équipé d'une sonde permettant de capter les électrons rétrodiffusés (en anglais : Electron Back Scatter Diffraction, ou EBSD). Ce type d'analyse permet de caractériser finement les propriétés de la microstructure observée. Les phases d'un acier polycristallin sont constituées de grains, de taille, de forme et d'orientations cristallographiques différentes. L'analyse des propriétés cristallographiques de ces grains permettent d'interpréter certains phénomènes observables à une échelle plus large. Les interfaces entre les trois zones d'un joint soudé ont été ciblées. La **Figure 88** illustre les caractéristiques des microstructures de chacune des trois zones d'un joint soudé (voir macrographies au §II.2.2.3) ainsi que les transitions entre ces zones.

Le métal de base présente des grains de formes relativement régulières. La direction de laminage est aisément repérable, les grains dans la zone notée « MB » sur la **Figure 88(c)** étant ordonnés de manière à former des sillons ou rangées verticales. Aucune direction privilégiée d'orientation des grains n'est cependant notable.

La zone affectée thermiquement est quant à elle formée d'au moins deux types de microstructures différentes. La première, à l'interface avec le métal de base, ressemble par la forme aux grains du métal de base, mais avec une taille de grain moyenne plus réduite. À l'interface avec le métal fondu, la structure cristallographique devient plus chaotique, avec des grains très allongés, formant des clusters d'aiguilles.

La zone de métal fondu est aisément repérable par ses très nombreux grains nettement plus petits.

II.2.1 Essais de fatigue traditionnels sur joints soudés

La réalisation d'une campagne d'essais de fatigue traditionnelle est lourde et coûteuse en temps et en ressources mais reste cependant nécessaire à ce projet pour l'obtention de données qui serviront de validation des modèles développés dans les chapitres suivants. Ce type d'essai a donc été réalisé à partir d'une machine de traction hydraulique MTS® de 250 kN. La fréquence de sollicitation a été fixée à 10,02 Hz. Le choix de cette valeur de fréquence sera justifié dans la section « II.3.4.1 Mise en place d'une caméra infrarouge ». Le rapport de charge a été fixé à 0,1. Ce rapport de charge est proche du rapport de charge subit par une coque de navire dans la houle tout en écartant le risque de flambement des éprouvettes. Il sera utilisé pour tous les essais sur éprouvettes joint soudé dans cette étude. Le critère d'arrêt des essais de fatigue a été fixé spécifiant un déplacement vérin maximal de 2 mm par rapport à la position maximale initiale du vérin quand l'effort maximum est appliqué. Ce critère d'arrêt est en cohérence avec les standards appliqués chez Naval Group. Par l'analyse des éprouvettes à la fin des essais de fatigue, ce critère d'arrêt peut être considéré comme un critère à rupture. En effet, une moitié des éprouvettes étaient complètement rompues et la seconde moitié des éprouvettes présentaient une fissure ouverte sur plus des trois quarts de leur largeur. La **Figure 89** illustre les deux types de rupture observés. L'observation d'une fissure traversante dans l'épaisseur de la semelle peut donc être prise comme définition de la rupture des éprouvettes.

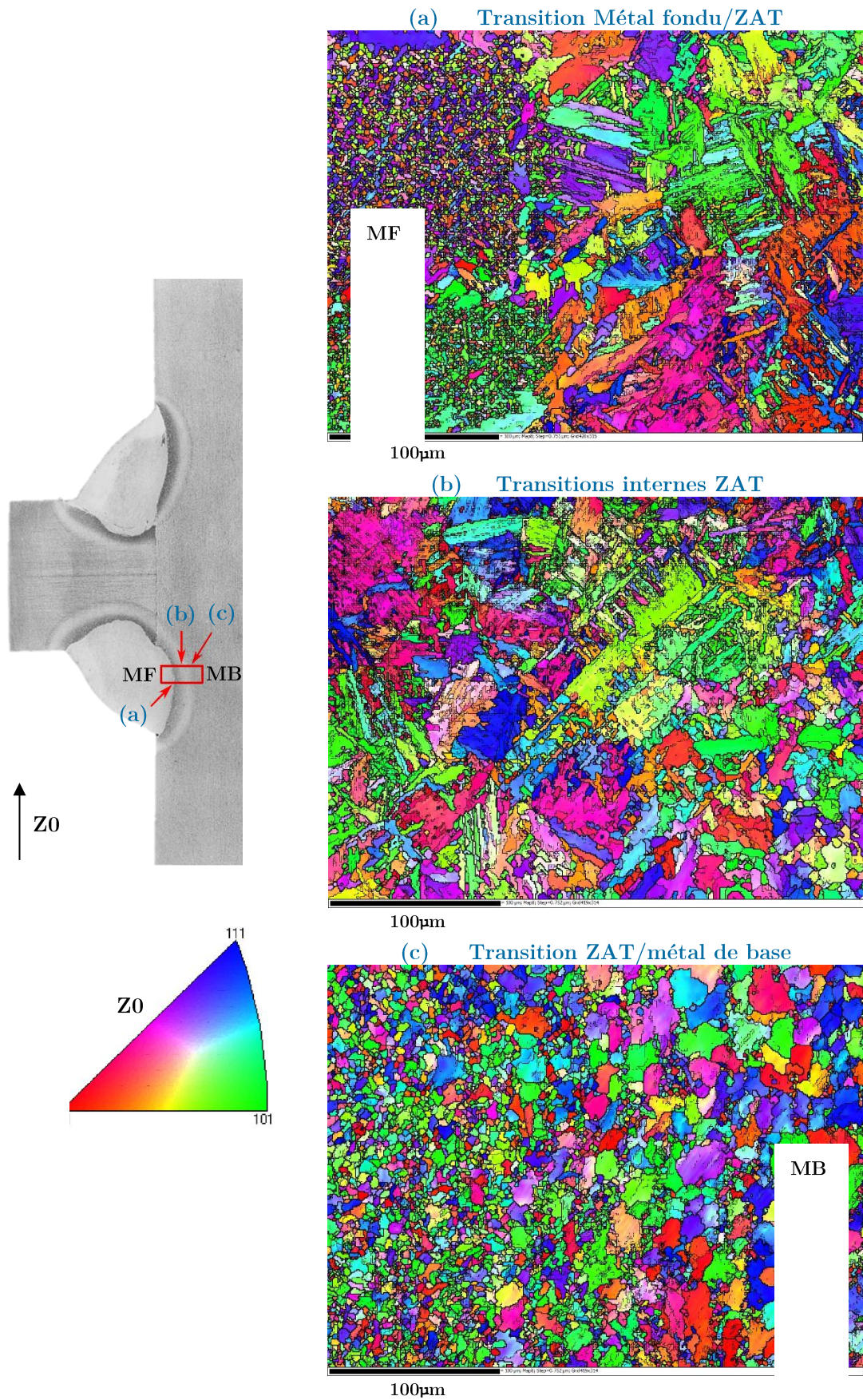


Figure 88 : Analyse EBSD des zones de transition entre métal fondu, ZAT et métal de base. MF correspond à l'acronyme pour métal fondu et MB à celui de métal de base



Figure 89 : Types de rupture observés

Contrairement aux joints soudés de type bout à bout où plusieurs zones peuvent amorcer des fissures de fatigue, des études de la littérature mettent en évidence que les détails de soudure de type cruciforme présentent quasi uniquement des amorçages de fissures localisées en pied de cordon (très peu de cas de rupture en racine) [Hobbacher 2018]. Deux résultats d'essais ont donc été mis de côté car l'analyse de leur faciès de rupture montrait une rupture à partir de la racine causée par un défaut de soudure.

Les points de fatigue obtenus sont représentés graphiquement sur la Figure 90. Les courbes de moyenne et d'écart type ont été calculées (Tableau 3) pour chaque configuration d'éprouvette selon la norme NF A03-405 [AFNOR 1991]. La formulation des courbes de conception selon cette norme est basée sur le modèle de Basquin (*c.f.* Chapitre I) [Bathias & Bailon 1997].

Tableau 3 : Résultats de l'analyse selon la norme NF A03-405

Eprouvettes	Pente m	FAT [50%] ⁷	FAT [5%]
Brutes de soudage	3.9	59 MPa	51 MPa
Parachevées TIG	6	121 MPa	105 MPa

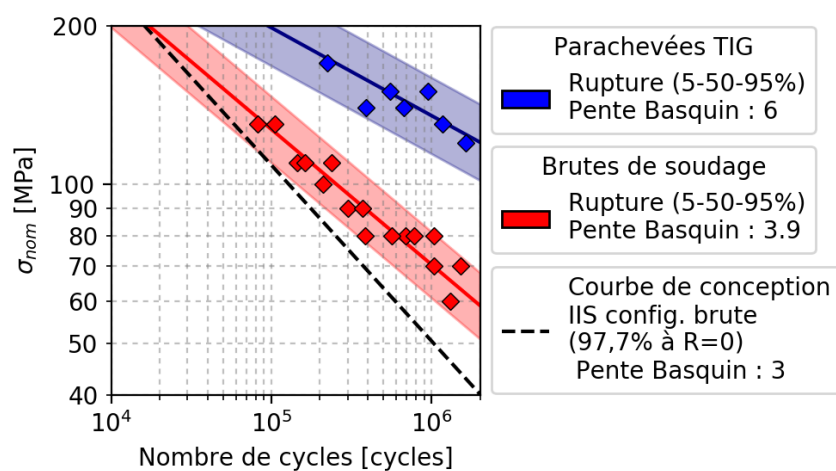


Figure 90 : Points de fatigue expérimentaux et courbes de conception déterminées selon la norme NF A03-405 [AFNOR 1991]

Dans le cas où des données d'essais ne sont pas disponibles, l'Institut international de la soudure, ou l'IIS en abrégé, (International Institute of Welding en anglais, abrégé par le

⁷ Dans tout le manuscrit, les classes FAT sont données en amplitude des contraintes nominales. Dans la littérature, les classes FAT sont plus souvent exprimées en étendue des contraintes [Hobbacher 2018]

sigle IIW) recommande, de manière conservatrice, de considérer une puissance du modèle de Basquin de 3 pour la conception d'assemblages bruts de soudage [Hobbacher 2018]. La puissance identifiée à partir des points de fatigue sur éprouvettes brutes de soudage de 3.9 est donc cohérente avec les recommandations de l'IIS. La valeur de la classe FAT (définition donnée au Chapitre I) recommandée par l'IIS pour ce type de détail de soudure en acier est la FAT40 (Détail n°511 [Hobbacher 2018]). Les contraintes résiduelles analysées en pied de cordon (§II.2.2.5) étant supérieures à 20% de la limite d'élasticité du matériau, l'IIS recommande l'application d'un facteur correctif $f(R)=1$ pour corriger l'effet du rapport de charge [Hobbacher 2018]. Le **Tableau 3** permet d'observer le bon ordre de grandeur entre la FAT40 recommandée par l'IIS et la FAT51 déterminée par la courbe à 95% de non-rupture identifiée à partir de l'analyse des données d'essais.

Les résultats obtenus sur éprouvettes parachevées TIG mettent en évidence que ce procédé de parachèvement permet d'augmenter significativement la durée de vie des joints soudés. En effet, le ratio d'amélioration entre les deux FAT calculées à 95% de non rupture est supérieur à 2. D'après l'IIS [Hobbacher 2018], le facteur d'amélioration de durée de vie à considérer pour ce type de détail de soudure en acier est de 1,3. L'analyse des données d'essais des éprouvettes parachevées TIG permet de déterminer une puissance du modèle de Basquin de 6. La puissance est plus élevée que celle observable sur éprouvettes brutes de soudage, ce qui correspond aux résultats de la littérature [Yildirim 2016].

La réalisation de ces essais de fatigue traditionnels a donc permis une évaluation des propriétés en fatigue des deux configurations d'assemblages soudés. La réalisation de telles campagnes d'essais est consommatrice de ressources et de temps. Les essais durent en effet plusieurs semaines et monopolisent l'utilisation d'une machine de traction. De plus, il est nécessaire de préparer plus d'une vingtaine d'éprouvettes par configuration. L'objectif principal de la thèse est alors d'éviter de réaliser ce type d'essai, très longs, et de développer une approche différente basée sur des mesures thermiques. Les données acquises dans ce paragraphe serviront donc à la validation des résultats obtenus par les modèles basés sur les mesures thermiques, présentés dans les chapitres qui suivent.

II.2.2 Bilan des caractérisations conventionnelles sur les deux configurations

La première section de ce chapitre avait permis de caractériser l'acier utilisé dans ce projet en présentant les essais de traction et de fatigue conventionnels qui ont permis de préciser son comportement mécanique. L'approche auto-échauffement avait également été mise en place pour évaluer le comportement thermique du matériau et caractériser rapidement ses propriétés en fatigue.

La seconde section permet quant à elle d'introduire les éprouvettes mini-structures de l'étude. Les étapes de fabrication et leur géométrie sont détaillées. Deux configurations d'éprouvettes sont considérées dans ce projet, la première avec joints soudés bruts de soudage et la seconde avec joints soudés parachevés par refusion TIG du pied de cordon. Elles sont étudiées en parallèles dans cette section, par différents moyens de caractérisation traditionnels, pour d'une part caractériser les cordons de soudure à différentes échelles et

d'autre part mettre en évidence les différences entre les deux configurations. Ces différences sont résumées dans le [Tableau 4](#).

Tableau 4 : Différences caractéristiques entre éprouvette brute de soudage et éprouvette parachevée TIG

Moyens de caractérisation	Eprouvette brute de soudage	Eprouvette parachevée TIG
Stéréo-corrélation d'images	Flèche de déformation des éprouvettes de l'ordre du mm	Déformation plus réduite
Macrographie	Rayon de raccordement en pied de cordon très faible <1 mm	Géométrie en pied de cordon plus favorable, entre 1 et 2 mm
Diffraction de Rayon X	Etat de compression (de l'ordre de 100 MPa) au point critique	Etat de contrainte proche de 0 au point critique
Essais de fatigue traditionnels	FAT(50%) d'environ 59 MPa	Durée de vie plus importante que les joints bruts de soudage. FAT(50%) de 121 MPa

L'application d'un parachèvement par refusion TIG des pieds de cordon permet donc d'améliorer sensiblement la durée de vie des assemblages soudés. Ce procédé de parachèvement vient modifier plusieurs éléments en pied de cordon : la déformation de l'éprouvette, la microstructure, la géométrie locale et les contraintes résiduelles.

La section suivante traite du premier verrou scientifique dans l'application de la démarche d'auto-échauffement sur joints soudés, qui est le développement d'un protocole d'essai permettant la mesure du champ de température sur éprouvette soudée lors d'une sollicitation cyclique.

II.3 Protocole expérimental de mesures thermiques sur joints soudés

Dans le cas d'une étude sur éprouvette matériau, la température mesurée, moyennée sur une zone où la contrainte est homogène, peut être corrélée de manière simple à un terme source de chaleur moyen qui peut ensuite être relié, par la modélisation, aux propriétés en fatigue du matériau. Dans le cas d'une structure soudée, le champ des contraintes est fortement hétérogène et la mesure d'un champ de température ne peut donc être reliée simplement à un champ de terme source de chaleur. Tandis que l'utilisation d'un moyen de mesure de température ponctuel (ou moyen sur une zone réduite) tel qu'un thermocouple est amplement suffisant dans le cas d'une étude sur éprouvette matériau, l'emploi d'un moyen de mesure de champ est donc pleinement nécessaire pour une étude sur structure.

Cette section détaille le développement d'un protocole d'essai permettant le suivi du champ de température sur éprouvettes soudées cruciformes. Sont d'abord explicitées les problématiques de l'adaptation de l'approche auto-échauffement appliquée à une éprouvette

matériau vers une éprouvette de type mini-structure. Les différentes étapes de préparation des éprouvettes en vue des mesures de champ de température sont ensuite spécifiées. Les équipements nécessaires au protocole sont à leur tour décrits avant de développer les types de chargements appliqués aux éprouvettes. Pour finir, l'accent est mis sur l'importance et la nécessité de prendre des précautions thermiques pour s'assurer de réaliser des mesures de température fiables et de qualité.

II.3.1 Préparation des éprouvettes en vue des mesures thermiques

Une préparation méticuleuse des éprouvettes est nécessaire à la réalisation qualitative et quantitative de mesures de champ de température. Un protocole de préparation des éprouvettes joint soudé cruciforme a alors été mis en place et suivi dans l'ordre les étapes renseignées dans le [Tableau 5](#).

Tableau 5 : Etapes de préparation des éprouvettes joint soudé avant mesures de champ de température

Etapes de préparation	Moyens utilisés	Objectifs
1 Nettoyage des cordons de soudures	Ruban adhésif	Retirer tous résidus de laitier avant prise d'empreinte
2 Prise d'empreintes des pieds de cordon de la face étudiée	Résine silicone (Aquasil Ultra XLV® de chez Dentsply®)	Garder une trace de la géométrie avant essai
3 Ebavurage des arrêtes	Meuleuse pneumatique	Eviter l'amorçage sur un bord d'éprouvette
4 Sablage léger des deux côtés de l'éprouvette	Sableuse (taille de grains ~500 µm)	Retirer la couche d'apprêt anticorrosion (améliore la qualité des images issues de la caméra infra-rouge)
5 Nettoyage des surfaces	Acétone	Préparer les surfaces avant peinture
6 Application de deux couches de peinture noir mat	Bombe de peinture noir mat JELT® 5771	Améliorer l'émissivité du matériau

La première étape (le nettoyage initial des pieds de cordon) est nécessaire pour retirer tout élément qui pourrait par la suite se séparer facilement des éprouvettes et qui pourrait donc venir écailler la couche de peinture appliquée en dernière étape.

La seconde étape est une étape optionnelle qui a été réalisée de manière préventive dans cette étude, afin de garder une trace de la géométrie des joints avant sollicitation. Cette information pourra être utile à des études futures portant sur l'influence de la géométrie des cordons.

La troisième étape a été mise en place, à la suite de l'observation de fissures amorcées en bord d'éprouvette ou depuis un rayon de raccordement des éprouvettes parachevées TIG. Cette étape a alors été ajoutée à la préparation des deux configurations d'éprouvettes et a permis d'enrayer ce phénomène.

L'étape numéro quatre a été implémentée après la réalisation de premiers essais de faisabilité. Des études avaient déjà montré l'influence que peut avoir une couche de peinture sur la mesure de champ de température à partir d'une caméra infra-rouge [Florin 2015]. La conclusion des essais de faisabilité montre que la couche d'apprêt anti-corrosion appliquée systématiquement sur les tôles étudiées pouvait perturber la mesure par infra-rouge. Sabler les faces des éprouvettes, solution accessible, rapide et efficace, permet de supprimer l'apprêt. Toutes les éprouvettes étudiées dans la suite ont donc été sablées de chaque côté. Une analyse DRX a permis de vérifier que les contraintes résiduelles introduites par ce procédé sont négligeables (Figure 91 et Figure 92).

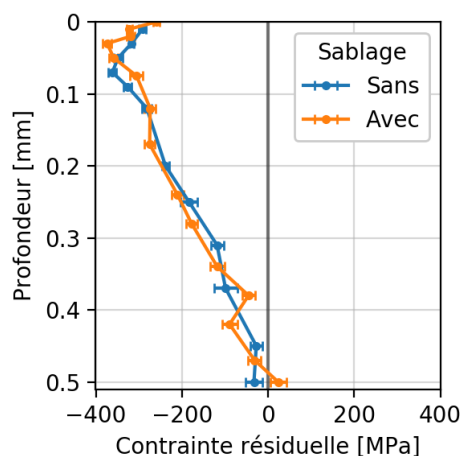


Figure 91 : Effet du sablage sur le champ des contraintes dans la profondeur d'une tôle de 10mm en DH36. Enlèvement de matière pris en compte par les formules de Moore et Evans [Moore & Evans 1958]

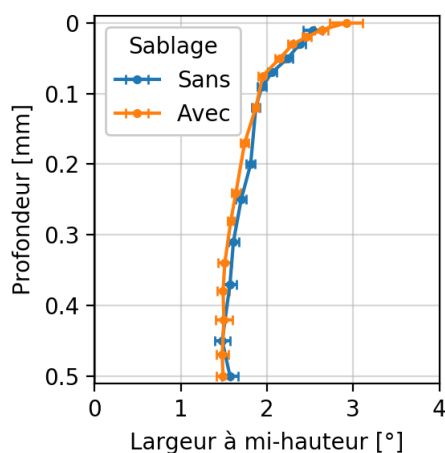


Figure 92 : Effet du sablage sur la largeur à mi-hauteur des pics de diffraction. Cet indicateur est révélateur des déformations plastiques dans le matériau

Il est nécessaire de prendre une dernière précaution concernant ces éprouvettes : prendre en compte à chaque fois leur déformation due au procédé de soudage (§II.2.2.1) au moment de les installer dans la machine de traction. Le côté concave de ces assemblages soudés subit une contrainte locale en pied de cordon plus importante lors d'une sollicitation de traction. En effet, lors d'une sollicitation en traction, le niveau de contrainte est plus important du côté concave par l'addition d'une composante de flexion. Le positionnement de l'éprouvette dans les mors a donc été choisi de manière à observer le champ de température du côté présentant la plus forte contrainte afin d'observer les lieux d'intérêt.

II.3.2 Équipements utilisés

Les essais ont été menés sur une machine de traction MTS® de 250kN avec mors hydrauliques (**Figure 93**). La mise en œuvre des équipements nécessaires aux essais comprend les points suivants :

- l'installation d'un système de refroidissement des mors (**Figure 94**). Son utilité est décrite au paragraphe II.3.4.2, précautions thermiques. Ce système de refroidissement consiste en une pompe volumétrique propulsant de l'eau réfrigérée (consigne fixée à 17 °C) dans deux circuits de tuyaux de cuivre, enroulés sur chaque mors. Ces deux circuits sont montés en parallèle et une vanne manuelle permet de contrôler le débit du circuit installé sur le mors du haut (**Figure 94**) ;
- le positionnement d'un thermocouple de type T sur chacun des mors pour le contrôle du système de refroidissement des mors ;
- la mise en place d'un drap épais enveloppant les mors et la caméra infra-rouge (**Figure 93**). La justification de ce montage est donnée au paragraphe II.3.4.2, précautions thermiques ;
- le positionnement d'un carton, peint en noir mat, fixé sur le mors du haut uniquement de manière à enrouler la moitié des mors hydrauliques et former une alcôve autour de l'éprouvette. Cette installation fait également partie des éléments de précaution thermique présentés au paragraphe II.3.4.2 ;
- la mise en œuvre d'une caméra infra-rouge FLIR® SC7600MB dotée d'un capteur 640×512 pixels et d'un objectif de focale 50 mm, placée à une distance d'environ 50 cm pour permettre de cadrer la zone d'intérêt des éprouvettes : le détail de soudure (**Figure 95**). Dans cette configuration, la taille d'un pixel est alors de l'ordre de 160 µm.

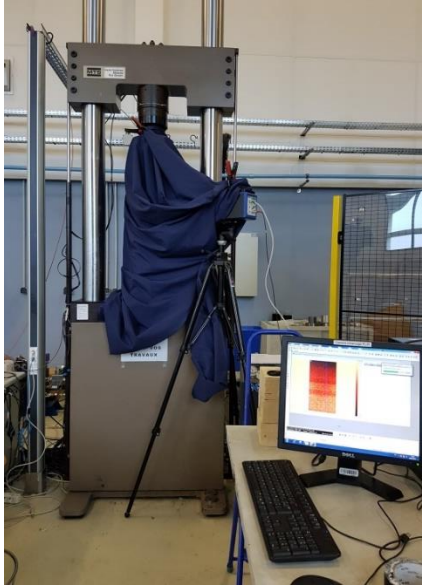


Figure 93 : Positionnement de la caméra devant la machine de traction



Figure 94 : Système de refroidissement des mors

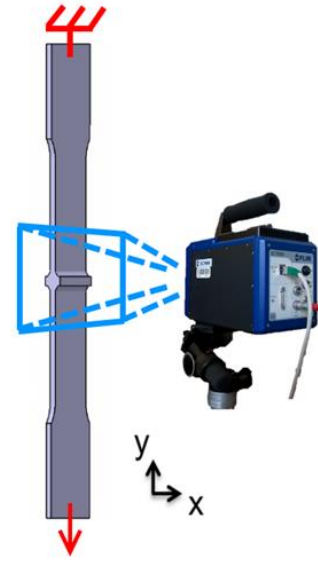


Figure 95 : Cadrage de la zone d'intérêt

II.3.3 Chargements

Deux types d'essais ont été réalisés sur les éprouvettes joint soudé cruciforme. La préparation des éprouvettes est identique aux deux campagnes d'essais. Les types de chargement appliqués ont été les suivants :

- des essais d'auto-échauffement, autrement dit des paliers successifs de chargements cycliques avec mesure de température. Chaque palier de chargement est composé d'une phase de sollicitation cyclique (sinusoïdale) de 10 000 cycles puis d'un temps de refroidissement de 2000 s sans sollicitation, à effort moyen maintenu, pour permettre le retour à une température initiale. Les essais ont été réalisés à un rapport de charge $R = \sigma_{min}/\sigma_{max} = 0,1$. La fréquence de sollicitation a été fixée à 10,02 Hz. Plusieurs paliers sont ainsi réalisés à la suite, à des amplitudes successivement croissantes, pour finir sur un dernier bloc de chargement mené jusqu'à rupture de l'éprouvette. Chaque palier, avec sa phase de sollicitation puis de refroidissement, correspond à un film infra-rouge d'une durée de 3000 secondes ;
- des essais de fatigue traditionnels, autrement dit, l'application d'une sollicitation cyclique à amplitude constante jusqu'à rupture. Les résultats traditionnellement extraits de ce type d'essai ont déjà été présentés au paragraphe II.2.1. Pour rappel, ces essais ont également été réalisés à un rapport de charge $R = 0.1$ et une fréquence de sollicitation de 10,02 Hz. Lors de ces essais, de manière additionnelle, la caméra infra-rouge a également été mise en place pour suivre l'évolution du champ de température sur le détail de soudure. Pour limiter la taille des fichiers vidéo, l'utilisation d'un déclencheur a permis de prendre des vidéos de 200 secondes toutes

les 10 minutes. Les observations réalisées à partir de ces essais sont présentés dans le chapitre suivant.

II.3.4 Mesure de champ de température à l'aide d'une caméra infrarouge

La mise en place de mesure de champ de température nécessite de prendre plusieurs précautions expérimentales afin de s'assurer de la réalisation de mesures fiables. Différentes techniques présentées dans la littérature ont été reprises et adaptées aux spécificités de la configuration présente et aux ressources disponibles [Florin 2015].

II.3.4.1 Mise en place d'une caméra infrarouge

Les mesures de champs de température sur éprouvettes joint soudé ont été réalisées à partir d'une caméra infrarouge (§II.3.2) dont la plus petite variation de température mesurable est de l'ordre de 20 mK. La fréquence d'acquisition a été fixée à 1 Hz. Un temps d'intégration de 1800 μ s a été choisi pour permettre d'observer des températures entre 10 et 50 °C. La durée des films enregistrés est limitée à 5000 s pour des raisons de disponibilité de la mémoire tampon de l'ordinateur utilisée pour l'acquisition. C'est cet aspect qui a guidé le choix du nombre de cycles appliqués et la durée de refroidissement de chaque palier d'auto-échauffement (§II.3.3). A titre indicatif, chaque film, autrement dit, chaque palier d'auto-échauffement, génère plus de 1,8 Gb de données et nécessite donc des moyens informatiques adéquats.

La calibration de la caméra est réalisée en deux étapes à l'aide de l'outil intégré FLIR®. La première étape consiste en l'application d'une correction de non uniformité (Non-Uniformity Correction en anglais, ou NUC) qui corrige pixel à pixel, le bruit spatial typique des caméras photoniques à matrice. La deuxième consiste en la conversion du flux émis par la scène thermique observée en une température, par l'application d'un polynôme dans le cas présent.

La fréquence de sollicitation et la fréquence d'acquisition de la caméra ont été choisies de manière à permettre la visualisation des variations de température liées à l'effet du couplage thermoélastique. Le rapport entre la fréquence de sollicitation, f_s , fixée à 10,02 Hz et la fréquence d'acquisition de la caméra, f_a , fixée à 1 Hz, permet, par effet stroboscopique, de visualiser les variations de température liées au couplage thermoélastique à une fréquence f_{Cthe} de 0,02 Hz. La **Figure 96** permet d'illustrer le principe de sous-échantillonnage ou effet stroboscopique du signal d'effort par une acquisition à 1 Hz.

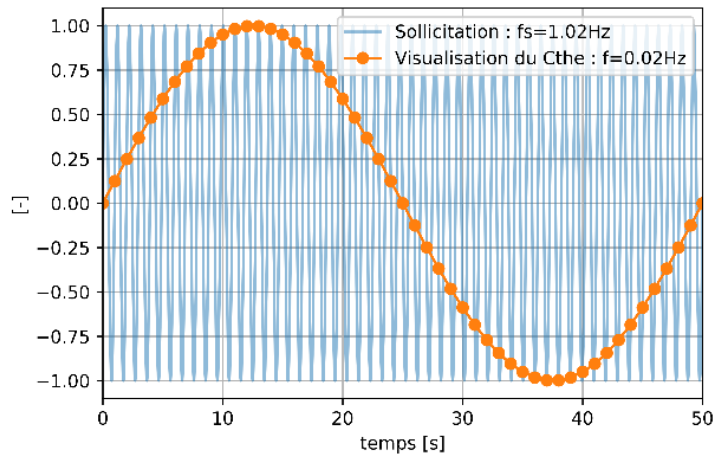
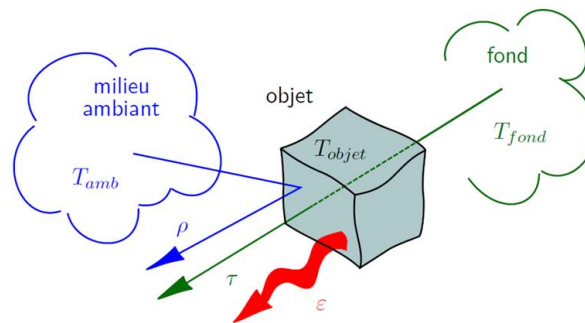


Figure 96 : Représentation du sous-échantillonnage (effet stroboscopique) d'un signal de 1,02 Hz par une acquisition à 1 Hz.

II.3.4.2 Bilan radiométrique et précautions thermiques

L'utilisation d'une technique d'acquisition de champ de température par caméra infrarouge nécessite l'application de précautions toutes particulières afin de s'assurer de la pertinence des résultats. En effet, la matrice de la caméra capte un flux global provenant de la scène thermique observé, qui peut se décomposer en trois flux distincts, schématisés en Figure 97.



$$\Phi_{total} = \underbrace{\varepsilon \Phi_{objet}^{cn}(T_{objet})}_{\text{émis}} + \underbrace{\rho \Phi_{amb}^{cn}(T_{amb})}_{\text{réfléchi}} + \underbrace{\tau \Phi_{fond}^{cn}(T_{fond})}_{\text{transmis}}$$

avec ε , ρ et τ tels que $\varepsilon + \rho + \tau = 1$

Figure 97 : Schéma illustrant le principe d'un bilan radiométrique (transmission dans l'air négligée) [Le Saux 2018]

Ayant comme objectif de remonter à la température de l'objet, il est nécessaire d'isoler au maximum le flux émis par l'objet, tout en minimisant les autres :

- le coefficient d'émissivité, ε , peut être amélioré en le faisant tendre au plus proche possible de 1. Pour ce faire, les éprouvettes sont recouvertes (voir préparation des éprouvettes au §II.3.1) de deux couches successives de peinture noire mat (JELT® 5771) qui permet d'atteindre un coefficient d'émissivité supérieur à 0,9 (donnée mesurée à l'IRDL sur corps noir [Le Saux 2018]) ;

- le flux transmis par le fond de la scène, à travers l'objet, peut être négligé car le matériau est opaque ;
- le flux réfléchi par le milieu ambiant sur l'objet peut quant à lui être minimisé en mettant en place certaines précautions d'essai. Les perturbations thermiques provenant de l'environnement ont ici été limitées d'une part, en recouvrant l'ensemble machine et caméra par un drap épais (**Figure 93**), et d'autre part, par le positionnement d'un carton peint en noir derrière l'éprouvette (§II.3.2). Ce dernier élément permet de diminuer le bruit capté par la caméra infra-rouge et améliore le contraste entre l'éprouvette et le fond. L'utilisation d'un drap épais autour du montage permet quant à lui un double effet, de limiter le flux réfléchi (rayonnement), et d'empêcher les perturbations du type convectif (courant d'air par exemple).

D'autres précautions thermiques ont également été prises. Un système de refroidissement des mors a été installé (**Figure 94**) pour limiter d'une part la dérive thermique pendant la durée de l'essai et d'autre part pour permettre le contrôle du gradient de température entre les mors. En effet, le mors du bas présente une température généralement plus élevée car le fluide du système hydraulique chauffe pendant la sollicitation et lui transmet sa chaleur par conduction dans la tige du vérin. Des thermocouples ont été installés sur chacun des mors pour pouvoir suivre l'évolution de leur température et asservir manuellement la température en jouant sur le débit du circuit de refroidissement du mors supérieur. Il a été observé que l'obtention de l'équilibre thermique de l'ensemble prenait environ quatre heures. Ce système a permis de faciliter l'interprétation du signal thermique en limitant la dérive thermique à moins de 1 degré par heure et en corrigeant le gradient de température entre les mors pour maintenir pendant les essais une différence de température entre les mors inférieure à 0.5°C.

II.3.5 Sources d'erreurs expérimentales

Il existe plusieurs sources d'erreurs possibles lors de la mise en place de mesure de champ de température par l'emploi d'une caméra infra-rouge. Les premières dépendent de la bonne application des précautions thermiques mises en place pour se placer dans de bonnes conditions de bilan radiométrique. D'autres sources d'erreurs sont, elles, liées à la calibration. En effet, l'application d'une NUC est une correction exacte en moyenne (la valeur du pixel n'a pas de sens) et l'application d'un polynôme pour convertir le flux en température peut amener à des extrapolations dangereuses en dehors de la gamme d'identification [Le Saux 2018]. Par ailleurs, l'outil de calibration associé au logiciel FLIR®, détermine une NUC avant le lancement de l'acquisition et l'applique ensuite à toute la vidéo. Cette opération ne prend donc pas en compte l'évolution éventuelle de la température de la caméra, qui peut être source de son propre rayonnement et peut donc venir, par un flux additionnel, influencer les mesures [Le Saux 2018]. Il faudra donc veiller, dans le cas d'une acquisition longue, à ce que la température de la caméra reste stable. Enfin, une dernière source d'incertitude provient du fait que l'effet de la transmission du flux dans l'air est négligé et n'apparaît donc pas dans le bilan radiométrique représenté en **Figure 97**. Un bilan des différentes sources d'erreur expérimentales envisagées est présenté dans le **Tableau 6**. Les actions ou solutions

entreprises pour limiter au maximum l'impact de ces sources d'erreur sur les résultats de mesure y sont également renseignées.

Tableau 6 : Sources d'erreur expérimentales

Sources d'erreur	Actions engagées pour limiter l'erreur
Bilan radiométrique de la mesure par caméra infra-rouge (flux réfléchis, émissivité)	Précautions thermiques : - peinture noir mat sur les éprouvettes - drap épais
Calibration de la caméra (réalisée pixel à pixel à t=0 s de chaque film et en prenant compte de la température de la caméra à t=0 s)	Utilisation de la calibration constructeur FLIR®
Dérive thermique globale de la machine de traction	Système de refroidissement des mors
Effets optiques de la caméra (mise au point sur le plan de l'éprouvette, profondeur de champ)	Choix d'une optique adaptée
Raideur des mors entraînant un effet de mouvement de corps rigide de l'éprouvette	Correction de mouvement de corps rigide appliquée lors de l'étude plus locale des films infrarouges dans le chapitre IV.
Asservissement de la machine de traction (influence sur la fréquence de sollicitation)	Réglage du régulateur PID de la machine de traction

II.4 Conclusions du chapitre

Ce chapitre a permis de donner une vision globale de la partie expérimentale de ces travaux de thèse. Il permet notamment de :

- présenter le métal de base des joints soudés de l'étude. Sa composition chimique et sa microstructure ont été introduites. Des essais de traction monotone ont été réalisés pour caractériser son comportement mécanique et vérifier notamment la faible influence de la direction de laminage, de l'effet cœur-peau ou de l'anisotropie. Des essais de fatigue conventionnels sur vibrophore ont ensuite été présentés pour permettre d'estimer les propriétés en fatigue du matériau. En dernier lieu, la réalisation d'essais d'auto-échauffement a permis d'évaluer le comportement dissipatif du matériau. L'identification d'un modèle probabiliste à deux échelles a finalement permis d'obtenir la courbe d'endurance moyenne et la dispersion en fatigue du matériau à l'aide d'un seul essai et d'une seule éprouvette. Ces résultats sont validés par les essais de fatigue classique présentés juste avant ;
- introduire les éprouvettes joints soudés étudiées dans les chapitres suivants. Le point clé de l'étude réside dans la réalisation, en parallèle, d'essais de caractérisation sur deux configurations d'éprouvette différentes. La première configuration est une mini-structure cruciforme dont les joints sont bruts de soudage, tandis que la seconde présente les mêmes étapes de fabrication avec l'ajout d'une opération supplémentaire de parachèvement par refusion TIG. Des observations à l'échelle microscopique et macroscopique ont été réalisées pour caractériser les différences de géométrie et de contraintes résiduelles entre les deux configurations d'éprouvette. Enfin, des essais de fatigue conventionnels ont été réalisés pour évaluer les différences de durée de vie de ces joints et fournir des points de validation pour la suite de l'étude ;
- détailler la mise en place d'un protocole⁸ d'essai de mesure de champ de température sur ces mini-structures. Ces mesures de champ de température ont nécessité l'utilisation de matériels spécifiques et une préparation particulière des éprouvettes. Ce dispositif ainsi que les mesures associées ont été réalisées sur deux types d'essai, à savoir lors d'un protocole d'auto-échauffement et lors d'essais de fatigue classique.

Un des résultats concrets issus de ce chapitre sont les films infrarouges obtenus lors des essais de fatigue et des essais d'auto-échauffement sur les deux configurations d'éprouvettes étudiées. La **Figure 98** illustre une image extraite d'un des films enregistrés sur éprouvette brute de soudage.

⁸ Le choix a été fait de présenter la version la plus aboutie du protocole. Les expérimentateurs auront compris que cela a demandé beaucoup de temps et quelques échecs.

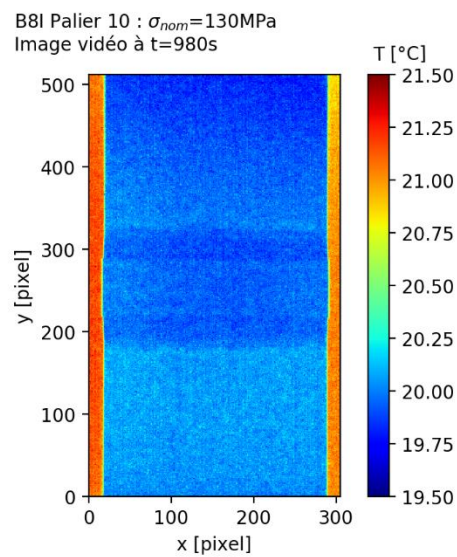


Figure 98 : Image extraite d'un film infrarouge enregistré lors d'un palier d'auto-échauffement sur éprouvette brute de soudage

Le chapitre suivant vise à analyser les données obtenues à partir de ces essais permettant la mesure de champ de température sur éprouvette joint soudée. L'objectif est d'en extraire un maximum d'informations.

Chapitre III

Résultats et analyse des données
expérimentales de température

SOMMAIRE DU CHAPITRE III

Chapitre III . Résultats et analyse des données expérimentales de température : post-traitement et confrontation de configurations d'éprouvettes	126
III.1 Approche moyenne 0D	126
III.1.1 Dépouillement et courbes d'auto-échauffement 0D	127
III.1.2 Influence de la taille de zone considérée	129
III.1.3 Approche empirique pour la caractérisation des propriétés en fatigue sur éprouvettes joints soudés cruciformes	129
III.1.4 Bilan d'une approche auto-échauffement 0D	131
III.2 Analyses 2D des films infrarouges	132
III.2.1 Prise en compte d'un mouvement de corps rigide	132
III.2.2 Cartographies de couplage thermoélastique	134
<i>III.2.2.1 Identification des cartographies d'amplitude du couplage thermoélastique</i>	<i>134</i>
<i>III.2.2.2 Proportionnalité au chargement</i>	<i>137</i>
III.2.3 Recherche de sources de dissipation 2D	137
<i>III.2.3.1 Équation de la chaleur</i>	<i>138</i>
<i>III.2.3.2 Cartographies d'élévation de température associée à la dissipation</i>	<i>139</i>
III.3 Analyses 1D des films infrarouges	142
III.3.1 Recherche de sources de dissipation via une approche 1D	142
<i>III.3.1.1 Profils 1D de température associée à un auto-échauffement</i>	<i>142</i>
<i>III.3.1.2 Bilan sur la recherche de termes sources de dissipation</i>	<i>144</i>
III.3.2 Profils 1D de la température associée au couplage thermoélastique	144
III.3.3 Quantification d'une contrainte géométrique	145
<i>III.3.3.1 Analyse du couplage thermoélastique pour définir une contrainte géométrique</i>	<i>146</i>
<i>III.3.3.2 Validation de l'approche à partir d'un essai sur-instrumenté</i>	<i>147</i>
III.3.4 Détermination d'une contrainte locale	150
<i>III.3.4.1 Étude d'une éprouvette cruciforme usinée</i>	<i>150</i>
<i>III.3.4.2 Étude d'une éprouvette brute de soudage</i>	<i>155</i>
III.4 Détection et suivi de propagation de fissures à partir des mesures infrarouges	156
III.4.1 Évolution du couplage thermoélastique lors d'un essai de fatigue	157
III.4.2 Proposition d'un dépouillement permettant le suivi de propagation de fissures	159
<i>III.4.2.1 Segmentation des cartographies de couplage thermoélastique</i>	<i>160</i>
<i>III.4.2.2 Étude de sensibilité et pistes d'amélioration</i>	<i>164</i>
<i>III.4.2.3 Validation du post-traitement</i>	<i>167</i>
<i>III.4.2.4 Apports du post-traitement proposé sur l'analyse des fissures</i>	<i>169</i>
III.5 Bilan des analyses du couplage thermoélastique	173
III.6 Conclusions du chapitre	175

RÉSUMÉ DU CHAPITRE III

Ce chapitre se focalise sur le traitement et l'analyse des données expérimentales issues des mesures de champs de température réalisées sur éprouvettes joint soudé cruciforme sous sollicitations cycliques (Figure 99). Les films infrarouges obtenus lors des essais d'auto-échauffement et de fatigue traditionnels sont post-traités pour extraire le maximum d'informations. Deux axes d'analyse sont explorés.

Le premier axe se base sur l'identification de l'évolution de température associée au terme source de dissipation. Une approche empirique semblable à la méthode sur éprouvette matériau est expérimentée sur éprouvettes joints soudés. Le résultat de l'application d'une approche empirique sur une courbe d'auto-échauffement 0D obtenue sur éprouvette parachevée TIG permet d'obtenir une bonne estimation de la durée de vie de ce type de joint. La forme des courbes d'auto-échauffement 0D obtenue sur éprouvettes brutes de soudage est très proche de celles des éprouvettes parachevées TIG. Une approche empirique 0D sur éprouvette brute de soudage ne fournit par conséquent pas de résultats satisfaisants.

Le second axe d'analyse repose sur l'exploitation des informations contenues dans le couplage thermoélastique. Des cartographies de l'amplitude du couplage thermoélastique sont identifiées et permettent d'obtenir une image de l'amplitude du premier invariant du tenseur des contraintes. Le traitement de ces images procure alors plusieurs informations très intéressantes pour l'étude de joints soudés. Pour commencer, une contrainte structurelle peut être déterminée. De plus, une contrainte locale en pied de cordon peut également être estimée. Enfin, un post-traitement basé sur la segmentation de ces images infrarouges permet de détecter et suivre la propagation des fissures en pied de cordon.

La confrontation tout au long du chapitre des résultats obtenus sur la configuration brute de soudage et sur la configuration parachevée TIG met en évidence des comportements différents vis-à-vis de la fatigue. La durée de vie des éprouvettes brutes de soudage est principalement pilotée par la propagation de fissures tandis que c'est la phase d'amorçage qui pilote la durée de vie des joints parachevés TIG.

Les observations et analyses réalisées dans ce chapitre amènent alors à concevoir deux scénarios différents pour mettre en place deux approches de modélisation différentes mais ayant toutes deux pour objectif de faire le lien entre mesures de champs de température et propriétés en fatigue.

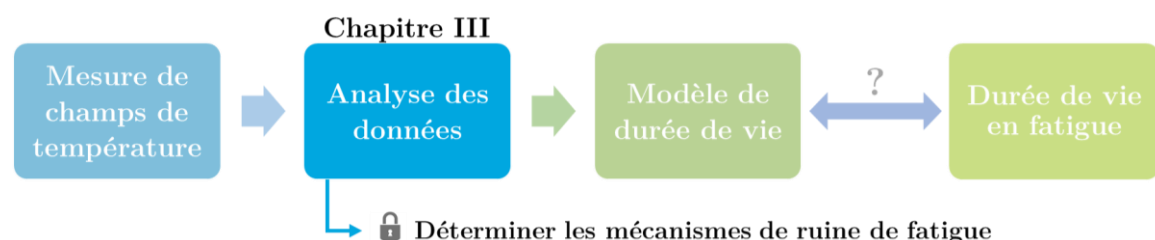


Figure 99 : Position du chapitre III dans le logigramme de la démarche adoptée pour caractériser les propriétés en fatigue de mini-structures joints soudés

CHAPITRE III . RÉSULTATS ET ANALYSE DES DONNÉES EXPÉRIMENTALES DE TEMPÉRATURE : POST-TRAITEMENT ET CONFRONTATION DE CONFIGURATIONS D'ÉPROUVETTES

Ce chapitre présente le traitement et l'analyse des données expérimentales obtenues par caméra infrarouge lors des campagnes d'essais présentées dans le chapitre précédent. Différents axes d'analyse sont explorés.

En premier lieu, une approche moyenne 0D, analogue à la méthodologie développée sur éprouvette matériau, est étudiée. Cette approche, pouvant être difficile à interpréter sur mini-structure, mais relativement simple à mettre en œuvre, est appliquée de manière à comparer les réponses thermiques moyennes des deux⁹ configurations d'éprouvettes étudiées, ainsi que d'expérimenter quelques-unes des propositions présentes dans la littérature pour caractériser rapidement les propriétés en fatigue des joints soudés.

La seconde section développe l'analyse 2D des films infrarouges. Les verrous de l'approche sont discutés. Les vidéos infrarouges sont ensuite analysées pour extraire deux types d'informations, une information liée au couplage thermoélastique, et une information associée aux mécanismes dissipatifs.

La section suivante rassemble les travaux réalisés selon une analyse 1D des images infrarouges. Cette approche fait l'hypothèse forte d'une homogénéité sur la largeur des éprouvettes, mais permet d'améliorer le rapport signal sur bruit. Les deux termes sources considérés, la dissipation et le couplage thermoélastique sont étudiés selon cette approche et permettent plusieurs observations intéressantes.

Enfin, une dernière section propose un post-traitement particulier des images issues du couplage thermoélastique permettant de détecter et suivre l'évolution de fissures en pied de cordon.

Les informations extraites tout au long de ce chapitre seront régulièrement comparées entre les deux configurations d'éprouvettes étudiées, cordon brut de soudage et cordon parachevé. Cette comparaison a pour objectif d'identifier les points communs et les différences de comportement entre ces deux configurations.

III.1 Approche moyenne 0D

Les éprouvettes joints soudés cruciformes présentent une géométrie et un champ de contraintes fortement hétérogène. L'utilisation d'une approche moyenne 0D ne permettra donc pas de capter des phénomènes locaux et combine donc les différentes causes

⁹ En parallèle de ces deux configurations, une troisième configuration, dite usinée, sera étudiée lorsque cela s'avèrera nécessaire.

d'échauffement. Néanmoins, l'application d'une approche 0D empirique pourra donner une première idée du comportement thermique global des mini-structures étudiées.

III.1.1 Dépouillement et courbes d'auto-échauffement 0D

Un dépouillement 0D, similaire à celui mis en place sur éprouvette matériau, est appliqué aux essais d'auto-échauffement réalisés sur éprouvette joint soudé cruciforme. Une vidéo correspond ici à un palier d'auto-échauffement, c'est à dire, à un bloc de chargement de 10 000 cycles à une amplitude de contrainte constante, suivi de 2000 secondes de maintien à la contrainte moyenne sans sollicitations cycliques. Après calibration de la vidéo pour obtenir une valeur de température en chaque pixel, une moyenne de tous les pixels situés sur l'éprouvette est réalisée à chaque instant t de la vidéo. L'allure du signal de température obtenu est représentée sur la **Figure 100**. Cette courbe présente trois parties distinctes. La première est un palier de température de 30 secondes qui permet d'obtenir une valeur moyenne initiale de la température de l'éprouvette. Le chargement cyclique est appliqué sur la deuxième partie de la courbe. Une évolution sinusoïdale de la température, à une fréquence de 0,02 Hz, est observée et correspond au phénomène de couplage thermoélastique. Enfin, la dernière partie de la courbe permet de mettre en évidence le refroidissement de l'éprouvette lors d'un maintien de la contrainte moyenne.

Malgré les précautions expérimentales mises en place (voir chapitre précédent), la température finale ne rejoint pas le même niveau de température initial, indiquant la présence d'une légère dérive de température pendant chaque palier d'auto-échauffement. Une correction de cette dérive est alors appliquée en supposant une évolution linéaire de cette dérive. Celle-ci est identifiée entre les trente premières et trente dernières secondes de chaque palier. La variation de température, $\theta^{0D}(t) = T(t) - T_0$ par rapport à la température du début de palier, T_0 , est ensuite calculée. Le signal de température obtenu après correction de la dérive thermique et soustraction de la température initiale est représenté en **Figure 101**.

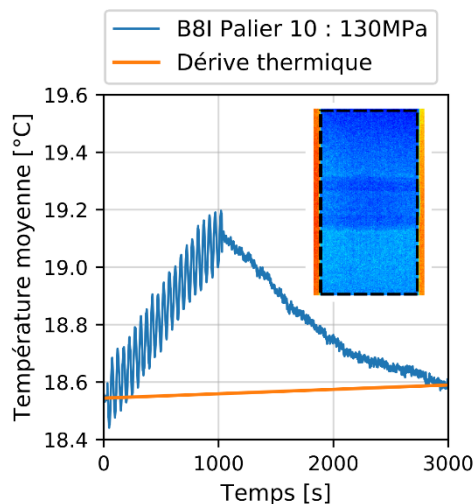


Figure 100 : Evolution de la température moyenne sur la zone en pointillés et identification d'une dérive.

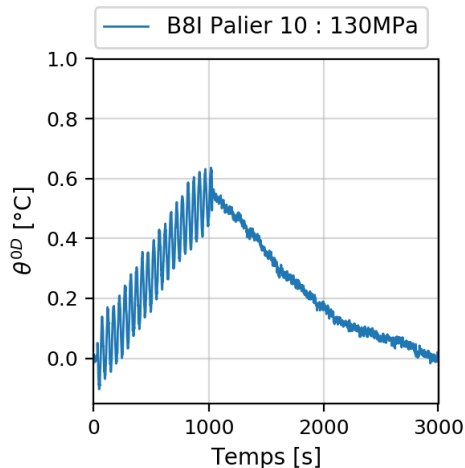


Figure 101 : Evolution de l'échauffement θ^{0D} sans dérive thermique

L'évolution de la température lors des 100 dernières secondes de la sollicitation cyclique est ensuite identifiée par la méthode des moindres carrés comme étant la somme d'une fonction affine et d'une fonction sinus. Cette opération permet d'obtenir pour chaque palier de chargement l'augmentation de température moyenne après 10 000 cycles. Ces valeurs permettent alors de construire la courbe d'auto-échauffement 0D pour les deux configurations d'éprouvettes étudiées (Figure 102).

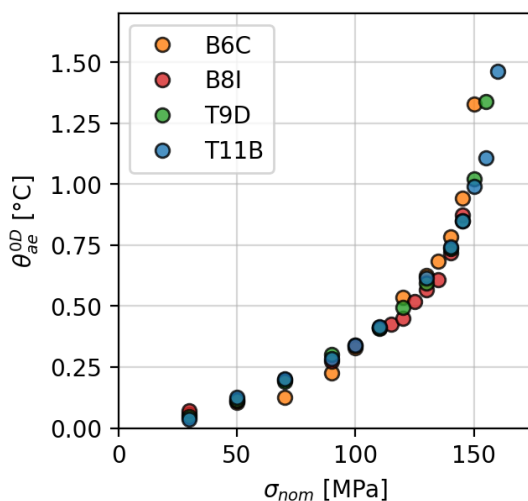


Figure 102 : Courbes d'auto-échauffement 0D obtenues pour deux éprouvettes brutes de soudage (B6C et B8I) et deux éprouvettes parachevées par refusion TIG (T9D et T11B)

L'application de ce dépouillement 0D à deux éprouvettes brutes de soudage et deux éprouvettes parachevées TIG indique une bonne répétabilité des essais et valide donc le protocole expérimental mis en place sur ces éprouvettes joint soudé.

Les courbes d'auto-échauffement 0D obtenues pour les éprouvettes brutes de soudage et les éprouvettes parachevées sont relativement proches. L'utilisation de cette approche 0D ne permet donc pas dans cette situation de distinguer, de manière nette, les comportements en fatigue des deux configurations étudiées, qui offrent pourtant des durées de vie bien distinctes.

III.1.2 Influence de la taille de zone considérée

L'utilisation d'un dépouillement moyen 0D sur une éprouvette présentant de fortes concentrations de contraintes soulève des questions comme l'influence du choix de la taille de fenêtre sur laquelle le signal de température est moyenné. Ce point a été observé en appliquant le dépouillement à une fenêtre plus réduite, placée en pied de cordon (Figure 103). Les courbes d'auto-échauffement obtenues pour les deux tailles de zones moyennes sont représentées sur la Figure 104. Aucune différence flagrante n'est observable entre les deux courbes obtenues. Cette approche 0D ne permet donc pas de conclure à la présence de mécanismes dissipatifs locaux plus importants dans les zones de forte concentration de contraintes.

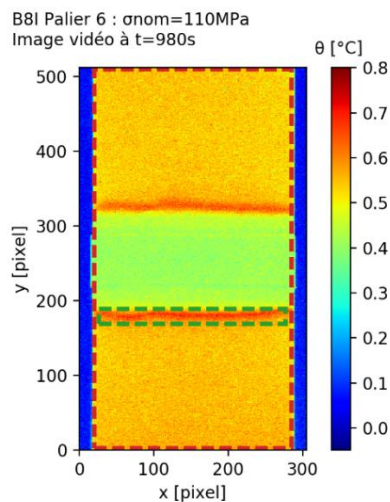


Figure 103 : Taille et position des zones de calcul de la température moyenne

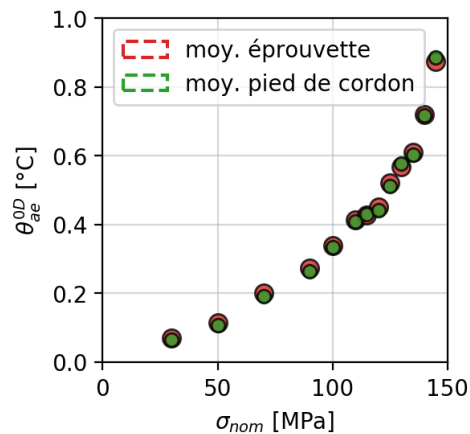


Figure 104 : Influence de la taille de zone moyenne sur les courbes d'auto-échauffement

III.1.3 Approche empirique pour la caractérisation des propriétés en fatigue sur éprouvettes joints soudés cruciformes

Une caractérisation rapide des propriétés en fatigue à grand nombre de cycles par la mise en œuvre d'un dépouillement empirique des courbes d'auto-échauffement 0D obtenues sur éprouvettes joints soudés cruciformes est envisagée dans cette sous-section.

Suivant la démarche empirique proposée historiquement pour identifier la limite d'endurance d'un matériau (voir Chapitre I), une droite interpolant les derniers points de la

courbe d'auto-échauffement obtenue avec une éprouvette parachevée TIG est tracée en **Figure 105**. L'intersection de cette droite avec l'axe des abscisses donne une estimation de la limite d'endurance de l'éprouvette, $\sigma_{FAT}^{AE} = 120$ MPa, contre 121 MPa identifié au chapitre II par l'approche traditionnelle des essais de fatigue.

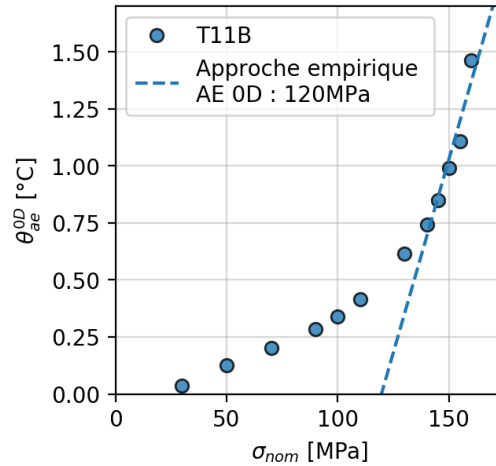


Figure 105 : Dépouillement empirique de la courbe d'auto-échauffement d'une éprouvette parachevée TIG

En guise de dernier palier d'auto-échauffement, l'éprouvette utilisée dans cette approche a été sollicitée jusqu'à rupture, afin d'obtenir un point de fatigue. Cette information permet alors d'identifier la constante A du modèle de [C. Stromeyer 1914],

$$N = \frac{A}{\langle \sigma_{amp} - \sigma_{FAT} \rangle} \quad (Eq. 25)$$

Ce modèle identifié donne alors le comportement en fatigue moyen des éprouvettes parachevées par refusion TIG. La **Figure 106** représente ce modèle identifié à partir des courbes d'auto-échauffement par rapports aux points de fatigue obtenus de manière conventionnelle. Une approche empirique appliquée aux courbes d'auto-échauffement 0D permet donc une bonne estimation de la courbe de Wöhler moyenne des éprouvettes parachevées par refusion TIG.

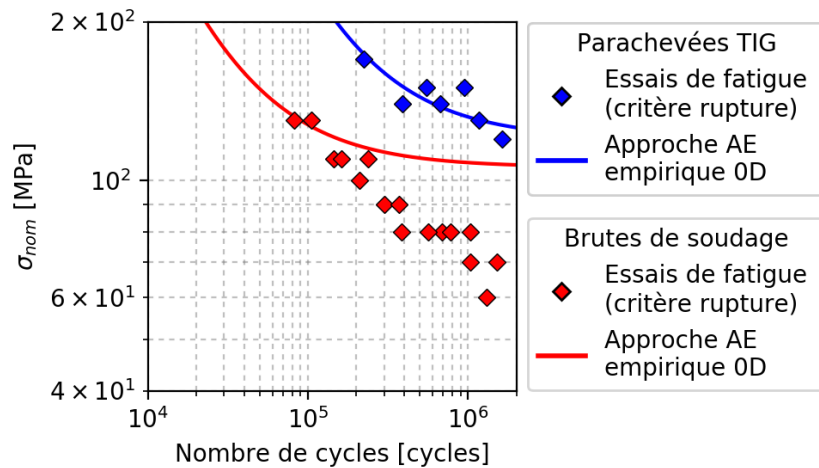


Figure 106 : Résultat de l'approche auto-échauffement 0D empirique sur éprouvettes parachevées TIG

La Figure 106 présente également le résultat de l'application de cette approche empirique 0D aux éprouvettes brutes de soudage, qui n'est pas satisfaisant. Etant donné que les courbes d'auto-échauffement 0D des configurations brutes de soudage et parachevées TIG sont proches, un dépouillement 0D empirique ne permet pas de caractériser les différences de durée de vie entre ces deux configurations de joint soudé. Ces résultats mettent en évidence que deux configurations différentes (avec des durées de vie différentes) peuvent mener à la même courbe d'auto-échauffement 0D. Des éléments seront apportés dans la suite pour comprendre pourquoi cette approche fonctionne bien sur éprouvettes parachevée TIG sans donner de résultats fiables sur configuration brute de soudage. Une approche différente sera considérée dans la suite pour caractériser les propriétés en fatigue des joints bruts de soudage.

III.1.4 Bilan d'une approche auto-échauffement 0D

L'utilisation d'une approche empirique 0D dans cette section a pour but d'évaluer la possibilité de caractériser simplement et rapidement les propriétés en fatigue des joints soudés cruciformes d'une manière similaire aux éprouvettes matériau. L'approche 0D est basée sur le calcul d'une moyenne de température sur une zone étendue des éprouvettes, même si reste centrée sur la zone d'intérêt. Elle ne permet donc pas la prise en compte de phénomènes locaux inhérents à l'étude d'une structure.

Les courbes d'auto-échauffement obtenues pour chacune des deux configurations d'éprouvette sont en effet très similaires. L'approche 0D ne permet donc pas la caractérisation des différences de durée de vie des deux configurations d'éprouvettes.

Néanmoins, l'application d'un dépouillement empirique donne une bonne estimation de la courbe S-N moyenne des éprouvettes parachevées par refusion TIG. Ce résultat peut s'expliquer par la géométrie plus favorable (rayons de raccordement en pied de cordon plus importants) vis-à-vis de la fatigue des pieds de cordon des éprouvettes parachevées TIG par rapport aux éprouvettes brutes. Une analyse plus approfondie des films infrarouge sera donc mise en place dans la suite de l'étude.

L'utilisation d'un moyen de mesure de champs de température représente une solution surdimensionnée pour se limiter à une analyse 0D de la température. L'intérêt d'une caméra infrarouge réside principalement dans la mise en place de dépouillements spécifiques pour analyser des phénomènes locaux. Un dépouillement permettant l'identification de sources de dissipations locales est donc développé dans la section suivante, avec comme objectif d'affiner la compréhension des mécanismes de fatigue intervenants sur les éprouvettes étudiées.

III.2 Analyses 2D des films infrarouges

Cette section s'intéresse à l'analyse 2D des images issues des films infrarouges. L'étape de calibration pixel à pixel (cf. chapitre II) permet de convertir le niveau logique de chaque pixel en une échelle de température. Ces images sont ensuite interprétées dans le cadre suivant.

III.2.1 Prise en compte d'un mouvement de corps rigide

Le montage expérimental repose sur la mise en place d'une caméra infrarouge afin de suivre l'évolution de température sur une éprouvette sollicitée en traction. Des mouvements parasites peuvent alors avoir une influence sur les mesures. Suivant certains résultats de la littérature [Urbanek & Bär 2017; Chen et al. 2018], une correction de mouvement de corps rigide appliquée aux vidéos infrarouges permet d'améliorer la qualité des observations.

Ce type de correction est appliqué aux vidéos sur la phase de sollicitation. Seul un mouvement de corps rigide sur l'axe vertical est pris en compte. Pour caractériser ces déplacements, les images sont traitées de manière à détecter le milieu du raidisseur et recalculer le mouvement de corps rigide par rapport à la première image du film sans sollicitation (**Figure 107**). L'affichage d'un profil moyen sur la largeur des éprouvettes (**Figure 108**) permet de détecter des variations de température associées aux faces du raidisseurs perpendiculaires à la caméra (lignes en pointillé).

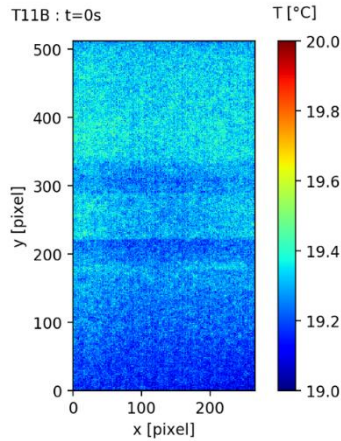


Figure 107 : Première image du premier film infrarouge

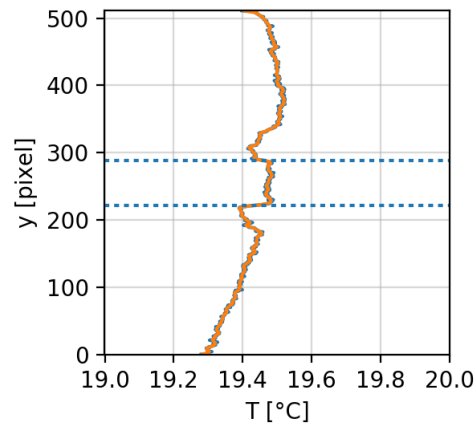


Figure 108 : Détection du raidisseur sur le profil moyen 1D de la Figure 107

Le suivi temporel du centre du raidisseur sur 200 secondes est représenté en **Figure 109**. Des variations d'allure sinusoïdale d'une fréquence de 0,02 Hz y sont observables. Le déplacement de corps rigide est donc bien synchronisé au chargement appliqué. Par ailleurs, une étendue maximale de 4,5 pixels de déplacement est observée, soit environ 0,72 mm. La caractérisation d'un déplacement à un demi-pixel près s'explique par la méthode de détection du centre du raidisseur qui introduit cette sous-division de pixel lorsque la largeur du raidisseur est caractérisée par un nombre pair de pixels.

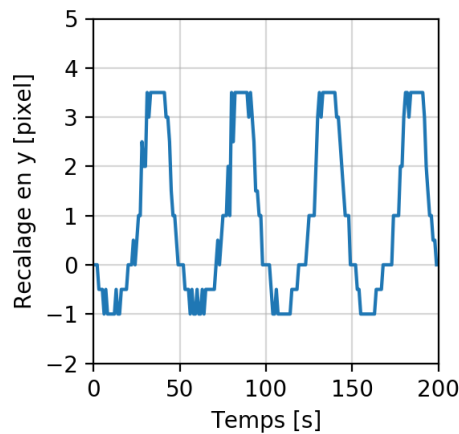


Figure 109 : Mouvement de corps rigide identifié sur le raidisseur

Les déplacements de pixels peuvent être expliqués par la déformation de l'éprouvette ainsi que par la raideur du montage mors hydraulique-vérin-éprouvette. La correction de mouvement de corps rigide permet de prendre en compte la raideur des mors mais inclut également une partie de la déformation des éprouvettes. Un allongement linéaire de 0,1 mm sur la zone cadrée de l'éprouvette peut être estimée simplement par la loi de Hooke. La part de déformation de l'éprouvette prise en compte dans la correction de mouvement de corps rigide est donc négligeable devant l'élasticité du montage.

III.2.2 Cartographies de couplage thermoélastique

Les différentes analyses possibles du couplage thermoélastique, mentionnées au chapitre I, permettent d'obtenir des informations très intéressantes, tout particulièrement dans le cas d'une étude d'un assemblage soudé. Cette sous-section présente l'identification de cartographies associées au terme source de couplage thermoélastique sur les deux configurations d'éprouvettes étudiées et donne des clés pour leur interprétation.

Une troisième configuration d'éprouvette sera également considérée en parallèle dans cette sous-section. Celle-ci correspond à une éprouvette cruciforme de même géométrie globale que les deux autres configurations mais obtenue par électroérosion dans un barreau de 30 mm d'épaisseur. Aucune opération de soudage n'a donc été utilisée pour fabriquer ces éprouvettes. Ces éprouvettes seront utilisées à quelques reprises dans cette sous-section car elles correspondent à une configuration équivalente aux deux autres en termes de géométrie globale mais avec une géométrie très régulière des rayons¹⁰ de raccordement et sans déformation induite par le soudage.

III.2.2.1 Identification des cartographies d'amplitude du couplage thermoélastique

Ce paragraphe se focalise sur l'identification de cartographies d'amplitude de température associée au couplage thermoélastique à partir des vidéos infrarouges. Dans le cas d'un chargement sinusoïdal, le terme source de chaleur du couplage thermoélastique, C_{the} , peut s'écrire sous la forme [Boulangier 2004],

$$C_{the} = -2\pi f_s \alpha T_0 I_{1amp} \cos(2\pi f_s t), \quad (Eq. 26)$$

avec f_s la fréquence de sollicitation, α le coefficient de dilatation thermique isotrope, T_0 la température initiale et I_{1amp} l'amplitude du premier invariant du tenseur des contraintes local (sous conditions d'adiabaticité). Les conditions d'adiabaticité seront discutés dans la section §III.3.4.1 (p152). En résolvant l'équation de la chaleur (Eq. 6), on obtient alors l'expression suivante,

$$\theta_{the}(t) = -I_{1amp} \frac{\alpha T_0}{\rho C} \sin\left(2\pi f t + \arctan\left(\frac{1}{2\pi f t}\right)\right), \quad (Eq. 27)$$

avec

$$I_{1amp} = \Delta\theta_{the} \frac{\rho C}{\varepsilon \alpha T_0}, \quad (Eq. 28)$$

en prenant θ_{the} la variation de température associée à la contribution du couplage thermoélastique, $\Delta\theta_{the}$ son amplitude et ε l'émissivité de la peinture.

Trois méthodes d'identification sont classiquement utilisées dans la littérature pour identifier les variations de température liée au couplage thermoélastique [Krapez 1998]. La première méthode consiste à identifier le signal de température d'un pixel ou groupe de pixel

¹⁰ Des rayons de raccordement différents (1,6 et 2,1 mm) ont été usinés pour évaluer par la suite l'influence de ce paramètre.

par optimisation d'une fonction définie comme une somme d'un sinus déphasé et d'une droite (ou exponentielle). La seconde approche consiste à décomposer le signal en série de Fourier afin d'identifier le pic de fréquence associé au couplage thermoélastique. Cette fréquence peut être isolée avant de rebasculer le signal dans le domaine temporel. Enfin, l'approche dite « lock-in » repose sur le cumul d'un nombre important d'images afin de réduire le rapport signal sur bruit. Chaque cycle de chargement doit être discrétisé au minimum en 4 images. Les images situées aux mêmes positions dans le cycle sont ensuite moyennées puis projetées sur un signal référence de même forme que le signal mécanique et un signal de référence en quadrature [Le Saux 2019]. Les avantages et inconvénients de ces trois approches sont résumés dans le **Tableau 7**.

Tableau 7 : Méthodes d'identification du couplage thermoélastique

Méthode d'identification	Avantages	Inconvénients
Optimisation d'une fonction particulière (sinus + exponentielle par exemple) sur le signal de température	<ul style="list-style-type: none"> Mise en œuvre (approche par les moindres carrés par exemple) 	<ul style="list-style-type: none"> Ressources informatiques nécessaires importantes (nécessite de stocker une matrice 3D dans la RAM) Temps de calcul Importance du choix des paramètres de départ
Décomposition en série de Fourier	<ul style="list-style-type: none"> Permet de détecter la fréquence 	<ul style="list-style-type: none"> Ressources informatiques nécessaires importantes (nécessite de stocker une matrice 3D dans la RAM)
Approche « Lock in » [D. Wu & Busse 1998; Breitenstein & Rakotoniaina 2004; Sieglösch 2014]	<ul style="list-style-type: none"> Qualité du résultat, bruit réduit si grand nombre d'images disponibles. La réduction du bruit proportionnelle à $(\text{nombre d'image})^{-\frac{1}{2}}$ Rapidité (1 seule image stockée dans la RAM) Calcul en temps réel 	<ul style="list-style-type: none"> Plus complexe à mettre en place numériquement Nécessite plusieurs cycles pour augmenter la qualité

La première méthode a été utilisée pour identifier des cartographies d'amplitude du couplage thermoélastique, $\Delta\theta_{the}$, sur la zone cadrée des éprouvettes étudiées (**Figure 110a**). Cette approche a été sélectionnée car déjà implémentée dans Belenos, logiciel développé à l'IRDL pour traiter des images infrarouges [Le Saux 2019]. Pour rappel, le cadrage retenu permet d'avoir une information sur toute la largeur des cordons et une résolution suffisante d'environ 0,16 mm par pixels. Le post-traitement est basé sur l'identification en chacun des pixels de la vidéo d'une fonction définie comme la somme d'une droite et d'un sinus déphasé dans le temps dont la fréquence est fixée à 0,02 Hz. Le résultat de cette opération permet l'obtention d'une cartographie de $\Delta\theta_{the}$ représentée sur la **Figure 110**.

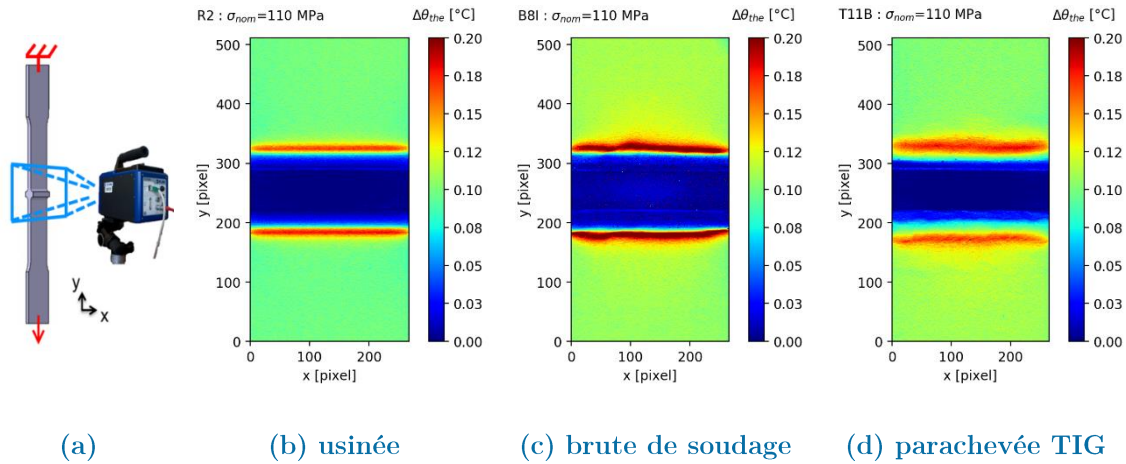


Figure 110 : Rappel du cadrage (a) et exemples de cartographies de $\Delta\theta_{the}$ pour trois configurations d'éprouvettes : (b) usinée, (c) brute de soudage et (d) parachevée par refusion TIG

Ces cartographies permettent de visualiser une image du champ des contraintes (i.e. de l'amplitude du premier invariant) à la surface des éprouvettes. Les zones rouges sur les cartographies en [Figure 110b,c et d](#) représentent les concentrations de contrainte au niveau des pieds de cordon. La zone bleue de chaque cartographie correspond à la vue de dessus du raidisseur qui n'est quasiment pas sollicité. La comparaison entre les configurations usinée et brute de soudage met en évidence les irrégularités géométriques en pied de cordon que peuvent présenter les joints soudés. La [Figure 110d](#) permet de remarquer l'atténuation des irrégularités géométrique en pied de cordon grâce à la réalisation d'un parachèvement par refusion TIG.

Bien que le cadrage retenu dans la suite de l'étude soit celui illustré en [Figure 110\(a\)](#), la [Figure 111](#) présente un résultat d'identification d'une cartographie de $\Delta\theta_{the}$ en considérant un autre angle de vue, sur le profil d'une éprouvette usinée. Ce résultat donne une image du champ des contraintes dans l'épaisseur du joint soudé et met clairement en évidence la concentration de contrainte en pied des cordons.

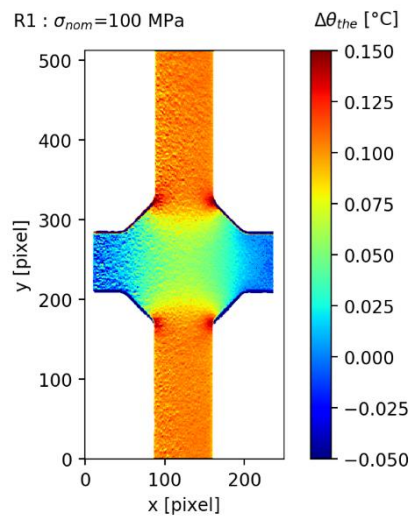


Figure 111 : Cartographie de $\Delta\theta_{the}$ sur le flan d'une éprouvette usinée

III.2.2.2 Proportionnalité au chargement

La proportionnalité de $\Delta\theta_{the}$ avec l'amplitude du premier invariant des contraintes est mise en évidence dans ce paragraphe, en traçant la moyenne de $\Delta\theta_{the}$ établie sur une zone homogène des cartographies de $\Delta\theta_{the}$ (Figure 112) par rapport à la contrainte nominale appliquée. Cette zone est choisie de manière à pouvoir estimer la trace du tenseur des contraintes (premier invariant) par la contrainte nominale appliquée (solicitation de traction monotone). La Figure 112 ainsi obtenue permet de mettre en évidence la relation linéaire existante entre $\Delta\theta_{the}$ et I_{1amp} .

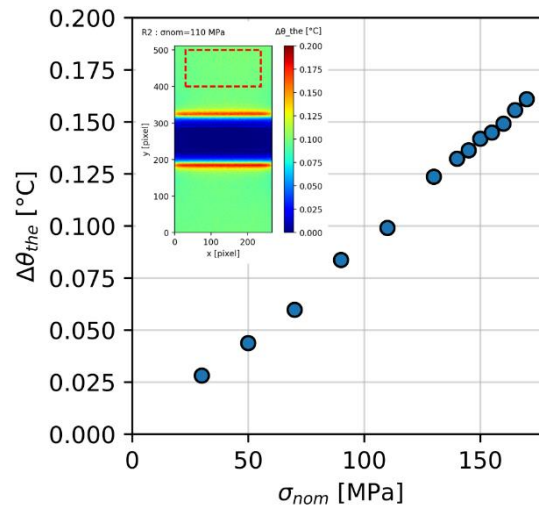


Figure 112 : Proportionnalité de $\Delta\theta_{the}$ par rapport à la contrainte nominale

Les cartographies d'amplitude de couplage thermoélastique introduites dans cette sous-section, représentent le point de départ de plusieurs analyses qui seront détaillées dans la suite du chapitre. Par ailleurs, l'identification de ces cartographies représente également un prérequis dans la démarche de recherche de termes sources de dissipation présentée dans la sous-section ci-dessous.

III.2.3 Recherche de sources de dissipation 2D

Les assemblages soudés sont des structures hétérogènes des points de vue matériau et géométrique. Le champ de source de dissipation en présence est donc également hétérogène. Avant de tenter d'identifier ces sources de dissipation, une analyse du champ de température à la surface des éprouvettes est nécessaire pour observer les champs de température résultant de ces sources de chaleur. La question suivante se pose alors : le phénomène de conduction est-t-il trop important pour pouvoir détecter des sources locales ?

Cette sous-section présente les pistes explorées sur éprouvettes joint soudé cruciforme pour observer des champs de température associés au terme source de dissipation. Une correction des vidéos infrarouges est présentée en premier lieu avant de détailler les étapes d'identification de cartographies d'élévation de température associées au champ source de dissipation.

III.2.3.1 Équation de la chaleur

Identifier un terme source de dissipation sur les éprouvettes étudiées est un problème 3D complexe. Or, les données expérimentales obtenues par la caméra infrarouge sont mesurées en surface et correspondent donc à une information 2D. Au moins deux stratégies d'analyses permettent alors de passer d'une vision 3D à une vision 2D :

- considérer une température moyennée dans l'épaisseur. Faire cette hypothèse soulève alors deux questions importantes :
 - Est-ce que les mesures de température réalisées en surface sont bien représentatives de la température moyenne dans l'épaisseur ? A priori oui, car la conduction sur matériaux métalliques est très bonne ;
 - Est-ce que les hétérogénéités de sources dissipatives, en pied de cordon notamment, ne vont pas être noyées en considérant un terme source moyen dans l'épaisseur ? Les analyses du paragraphe suivant sont réalisées pour répondre à cette question. Une autre difficulté vient également s'ajouter ici : la dépendance de la conduction aux variations de section [Munier 2012]. Identifier une source locale de dissipation en pied de cordon de soudure, où la section varie rapidement, représente donc un défi ;
- considérer une situation où la conduction peut être négligée. Les approches en variation de température en début ou en fin de sollicitation permettent alors dans certaines situations d'identifier une image des sources de dissipation. Ces approches sont également expérimentées dans le paragraphe suivant.

L'équation de la chaleur est représentée ici en 2D pour procurer les éléments d'interprétation nécessaires à l'analyse des films infrarouges. Les hypothèses de base permettant de simplifier l'équation de la chaleur sont conservées :

- la chaleur spécifique, C , est considérée comme indépendante du temps ;
- la convection interne est négligée ;
- le rayonnement r est supposé constant ;
- tous les couplages thermomécaniques sont négligés sauf un, le couplage thermoélastique.

En prenant en compte ces hypothèses, et en supposant une température moyenne dans l'épaisseur, il est alors possible d'écrire l'équation de la chaleur sur une surface de la façon suivante,

$$\dot{\theta}^{2D}(x, y, t) - \frac{\lambda}{\rho C} \left(\frac{\partial^2 \theta^{2D}}{\partial x^2}(x, y, t) + \frac{\partial^2 \theta^{2D}}{\partial y^2}(x, y, t) \right) + \frac{\theta^{2D}}{\tau_{eq}^{2D}}(x, y, t) = S_t^{2D}(x, y, t), \quad (Eq. 29)$$

où

$$\tau_{eq}^{2D} = \frac{\rho C}{2h_1}, \quad (Eq. 30)$$

avec, θ^{2D} , l'augmentation de température, τ_{eq}^{2D} le temps caractéristique des échanges thermiques, h_1 le coefficient d'échange thermique avec les mors, λ la conductivité thermique considérée comme isotrope, ρ la masse volumique, C la capacité thermique massique et S_t^{2D} le terme source de chaleur, qui peut se décomposer de la manière suivante,

$$S_t^{2D}(x, y, t) = \frac{\Delta(x, y, t) + C_{the}(x, y, t)}{\rho C}. \quad (Eq. 31)$$

Deux sources de chaleur peuvent donc être extraites du signal de température :

- la dissipation, Δ . L'identification de ce terme source est à la base de la grande majorité des approches développées pour caractériser les propriétés en fatigue d'un matériau via des mesures de température sous chargement cyclique ;
- le couplage thermoélastique, C_{the} . L'analyse du couplage thermoélastique permet, d'après l'étude bibliographique du Chapitre I, d'obtenir plusieurs informations très intéressantes dans le cas d'une étude sur joints soudés. Les vidéos issues de la caméra infrarouge seront donc analysées dans la suite pour tirer un maximum d'informations de ce terme source.

L'équation de la chaleur souligne également le fait que le terme lié à la diffusion de chaleur, proportionnel à λ , peut avoir un impact non négligeable sur les mesures réalisées. La prise en compte de ce terme se présente alors comme un verrou à l'analyse fine des images infrarouges. Son influence sera rediscutée par la suite.

III.2.3.2 Cartographies d'élévation de température associée à la dissipation

Afin d'observer des cartographies de température associées au terme source de dissipation, plusieurs étapes de traitement, similaires aux étapes déjà présentées dans l'approche 0D, sont réalisées. Néanmoins, ces opérations ne sont plus appliquées à un signal moyen mais à chaque pixel composant les images.

Pour commencer, une étape d'identification d'une cartographie de dérive thermique est effectuée. De manière analogue à l'approche 0D, celle-ci considère une dérive linéaire de la température entre les 30 premières secondes de la vidéo et les 30 dernières secondes, pour chaque pixel.

Une seconde étape de traitement consiste ensuite à soustraire les variations de températures associées au terme source de couplage thermoélastique. Pour ce faire, une fonction définie par la somme d'une droite et d'un sinus (5 paramètres : coefficient directeur de la droite, constante de la droite, amplitude du sinus, fréquence du sinus et déphasage du sinus) est identifiée par optimisation des moindres carrés sur l'évolution temporelle de chaque pixel.

Le résultat de toutes ces opérations permet alors d'obtenir un film de la variation de température associée au terme source de dissipation. La **Figure 113** et la **Figure 114** représentent une moyenne temporelle des 5 dernières images du palier de chargement, respectivement sur une éprouvette brute de soudage et sur une éprouvette parachevée par refusion TIG. Cette moyenne est réalisée dans le but de réduire le bruit visible sur les images. Malgré cela, aucune zone particulière ne ressort sur les cartographies obtenues.

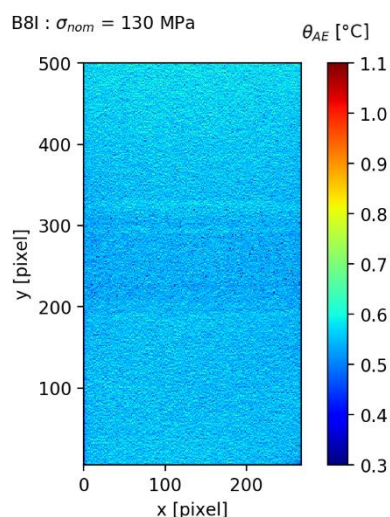


Figure 113 : Moyenne des cartographies de températures sur les 5 dernières images de la phase d'échauffement. Eprouvette brute de soudage

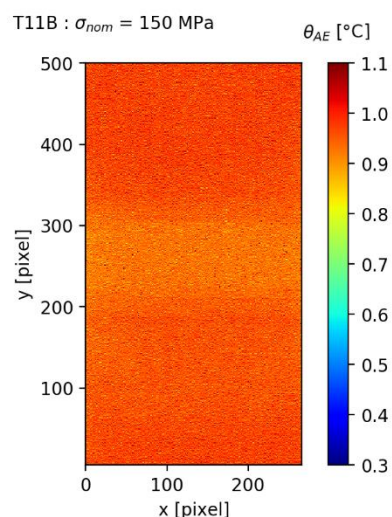


Figure 114 : Moyenne des cartographies de températures sur les 5 dernières images de la phase d'échauffement. Eprouvette parachevée TIG

Une autre piste, basée sur l'analyse des cartographies de variation de température, en début d'échauffement (à l'application de la sollicitation) ainsi qu'au début de la phase de refroidissement sont étudiées. Ces cartographies de variation de température sont construites par soustraction de deux images de température associées au terme source de dissipation. La **Figure 115** et la **Figure 116** résultent donc de la soustraction de l'image $t=31s$ à l'image $t=30s$, respectivement sur une éprouvette brute de soudage et une éprouvette parachevée TIG. De manière analogue, la **Figure 117** et la **Figure 118** sont obtenues par soustraction des images obtenues aux instants 1031 et 1030 secondes sur ces mêmes éprouvettes. La construction de ces images et leur observation ne permet malheureusement pas de déceler de phénomènes thermiques locaux notables.

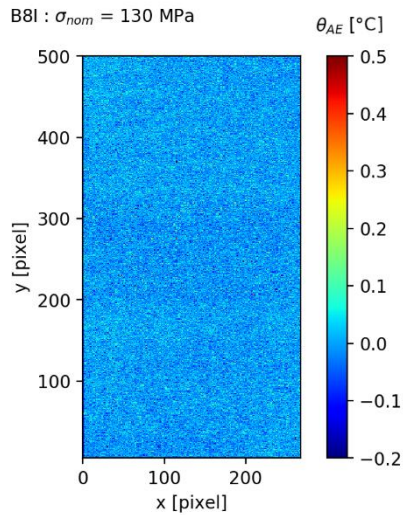


Figure 115 : Différence de cartographies de températures en début d'échauffement. Epreuve brute de soudage

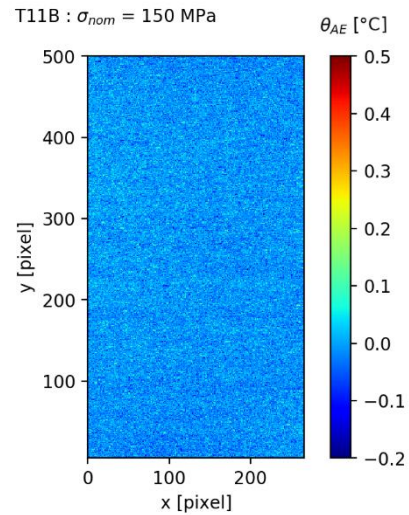


Figure 116 : Différence de cartographies de températures en début d'échauffement. Epreuve parachevée TIG

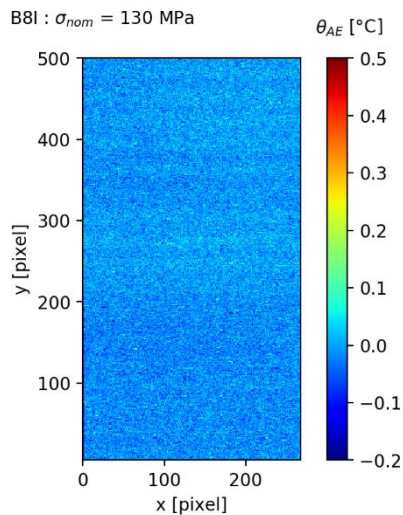


Figure 117 : Différence de cartographies de températures au refroidissement. Epreuve brute de soudage

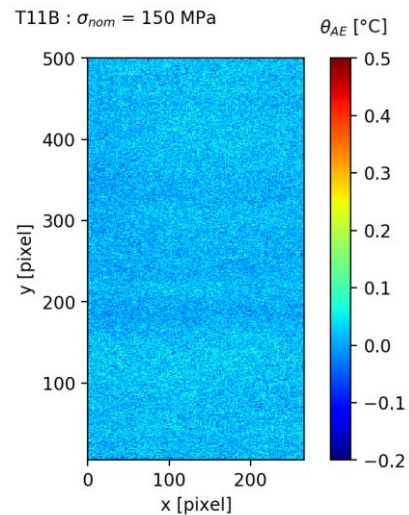


Figure 118 : Différence de cartographies de températures au refroidissement. Epreuve parachevée TIG

Malgré la prise en compte d'un mouvement de corps rigide pour améliorer la qualité de l'analyse, l'analyse 2D des champs de température associés au terme source de dissipation ne permet ni de différencier les configurations d'éprouvettes, ni même de détecter une ou plusieurs sources de chaleur locales. Une analyse 1D des images est alors effectuée dans la suite dans l'idée de réduire le bruit de mesure par une opération de moyenne sur la largeur des éprouvettes et pour faciliter l'observation de l'évolution des profils de température en fonction de l'effort appliqué. Réaliser une moyenne sur la largeur des éprouvettes implique néanmoins de faire l'hypothèse d'une géométrie régulière sur la largeur des éprouvettes. Cette hypothèse est critiquable de ce point de vue, particulièrement pour les cordons bruts de

soudage. Une approche 1D des images est tout de même explorée dans la section suivante car fournissant des informations nouvelles sur chacune des configurations d'éprouvette. Le lecteur gardera alors à l'esprit que l'approche 1D repose sur une hypothèse pouvant influencer certains résultats.

III.3 Analyses 1D des films infrarouges

Dans cette section, plusieurs analyses 1D des films infrarouges sont réalisées. Les cartographies de température associées au terme source de dissipation sont d'abord analysées pour détecter des sources de chaleur locales en bénéficiant d'une diminution du bruit de mesure via une moyenne spatiale. La sous-section suivante s'intéresse à l'analyse 1D des cartographies d'amplitude du couplage thermoélastique. Les deux dernières sous-sections proposent, à partir des profils 1D d'amplitude du couplage thermoélastique, de déterminer respectivement une contrainte structurelle et une contrainte locale en pied de cordon.

III.3.1 Recherche de sources de dissipation via une approche 1D

Cette sous-section propose une analyse 1D des vidéos infrarouges obtenues lors des essais d'auto-échauffement sur éprouvettes joint soudé cruciforme. La construction de profils moyens de température associée au terme source de dissipation est d'abord présentée. Un bilan des analyses effectuées dans le but d'observer l'influence de sources dissipatives est ensuite dressé.

III.3.1.1 Profils 1D de température associée à un auto-échauffement

Le post-traitement détaillé précédemment dans la section analyse 2D des films infrarouges est repris comme base. Pour rappel, les images 2D issues de ce post-traitement prennent en compte :

- une correction type mouvement de corps rigide lors de la phase de sollicitation de manière à prendre en compte la raideur des mors principalement ;
- la suppression d'une dérive thermique linéaire en chaque pixel ;
- la suppression des variations de température dues au couplage thermoélastique (identification par pixel).

A partir de ce résultat, chaque image d'un film sont moyennées sur la largeur des éprouvettes afin de créer des profils 1D orientés suivant l'axe vertical des éprouvettes (également axe de la sollicitation). Une moyenne des 50 derniers profils de la phase de sollicitations des essais d'auto-échauffement est enfin réalisée de manière à lisser les résultats. Afin de réduire le bruit de mesure, le post-traitement comporte donc deux opérations de lissage, la première via une moyenne spatiale sur la largeur des éprouvettes et la seconde via

une moyenne temporelle sur 50 secondes. Les profils obtenus sur éprouvettes brute de soudage et parachevée par refusion TIG sont respectivement représentés en **Figure 119** et en **Figure 120**.

Une différence évidente entre les profils des deux configurations d'éprouvettes est difficilement observable. En effet, aucune observation marquante¹¹ n'est faisable au niveau des pieds de cordon. Seuls quelques embryons de pics semblent perceptibles sur les profils 1D des éprouvettes brutes de soudage (joint inférieur en abscisse $y = 190$ pixels). Néanmoins, le peu de signal disponible ne permet pas de s'assurer si ces observations sont liées directement à une source de chaleur particulière ou si elles sont dues à un résidu de la soustraction du couplage thermoélastique. Un bilan de la recherche de manifestations de sources de dissipation sur les mesures de température est finalement dressé dans le paragraphe ci-dessous.

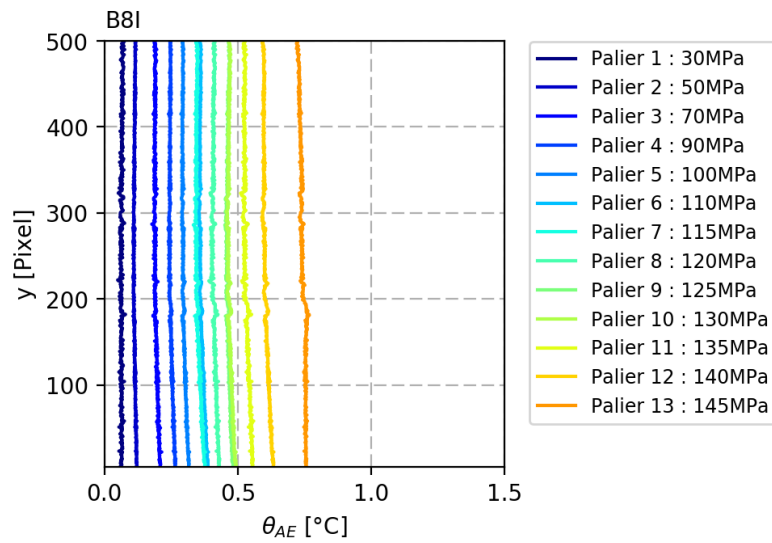


Figure 119 : Evolution des profils 1D moyen sur une éprouvette brute de soudage

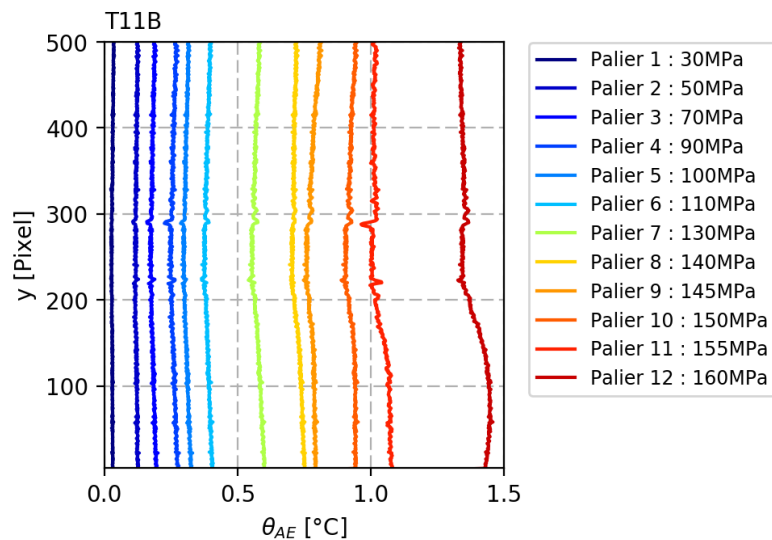


Figure 120 : Evolution des profils 1D moyen sur une éprouvette parachevée TIG

¹¹ Des pics évidents au niveau des bords du raidisseur sont visibles mais doivent être considérés comme des artefacts non physiques.

III.3.1.2 Bilan sur la recherche de termes sources de dissipation

L'analyse 2D puis 1D des champs de température n'a pas permis d'identifier de points particuliers pour différencier les deux configurations d'éprouvettes étudiées. La mise en place d'une modélisation basée sur des profils de température associés au terme source de dissipation, à l'instar des approches proposées par P. Florin ou Q. Pierron [Florin 2015; Pierron 2018] sur joints soudés de faible épaisseur, n'est donc pas possible dans la configuration présente.

Deux raisons peuvent être données pour expliquer ce résultat. La première est liée à la très bonne conduction des matériaux métalliques. La seconde est liée au fait que la zone de dissipation est très localisée et très petite devant les autres dimensions des éprouvettes.

Cependant, l'analyse 1D des vidéos a permis l'observation de profils quasiment constants et peut alors fournir une certaine justification à l'approche 0D appliquée en début de chapitre pour construire les courbes d'auto-échauffement.

Finalement, le protocole expérimental mis en place ne permet peut-être pas de mettre en évidence ces sources de dissipation locales. Des pistes d'amélioration ont été envisagées, néanmoins chacune d'elle soulève d'autres problématiques complexes à gérer. L'utilisation d'une fréquence de sollicitation plus élevée lors des essais, peut par exemple être envisagée pour capter plus de signal. L'influence de l'épaisseur de peinture doit alors être pris en compte d'après les observations réalisées par P. Florin [Florin 2015]. Le rapport de charge choisi peut également être revu et pourrait permettre d'atteindre des niveaux d'efforts plus importants.

Positionner la caméra plus proche de la zone d'intérêt, ou utiliser une caméra à plus forte résolution, permettrait d'augmenter la résolution des vidéos. Ceci pourrait alors permettre d'observer des phénomènes thermiques locaux à une échelle plus fine.

La suite du chapitre s'intéresse à l'exploration d'une autre piste d'étude, associée à l'analyse du terme source de couplage thermoélastique.

III.3.2 Profils 1D de la température associée au couplage thermoélastique

Les résultats qui suivent sont tous issus du traitement des cartographies d'amplitude de couplage thermoélastique dont l'identification a été présentée précédemment dans la sous-section III.2.2 (page 134). Une projection des cartographies de $\Delta\theta_{the}$ sur l'axe vertical \vec{y} est considérée ici afin d'observer une représentation 1D des hétérogénéités des contraintes à la surface des assemblages cruciformes. Les **Figure 121** et **Figure 122** illustrent la démarche sur une éprouvette usinée. La projection dite « locale » d'une tranche de cartographie donne un profil relativement bruité (**Figure 122**). Une moyenne sur plusieurs tranches de la largeur de l'éprouvette est donc réalisée pour réduire ce bruit spatial (**Figure 122**). Le profil moyen est calculé à partir de la largeur totale de l'éprouvette à l'exclusion de 30 pixels sur chaque bord de l'éprouvette, pour limiter la prise en compte des effets de bords. L'influence de ces effets de bords peuvent être aisément visualisés sur une éprouvette usinée, au niveau de la concentration de contraintes en pied de cordon (**Figure 121**).

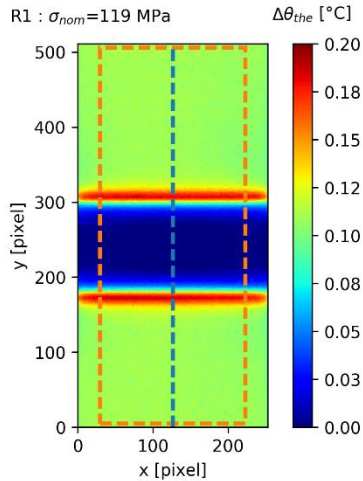


Figure 121 : Zone de calcul du profil moyen. Exemple illustré sur une éprouvette usinée

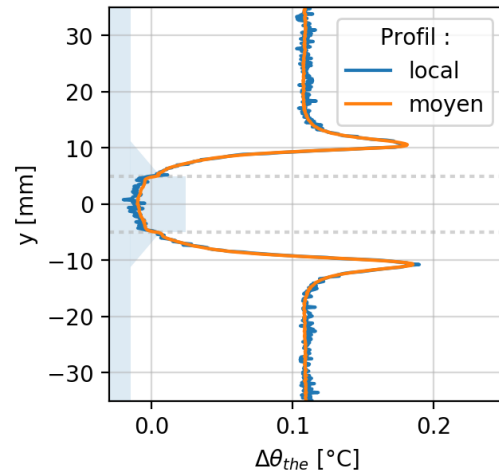


Figure 122 : Superposition d'un profil local au profil moyen excluant les bords de l'éprouvette. Zones de calcul définies sur la Figure 121

L'observation du profil moyen de $\Delta\theta_{the}$ permet de remarquer que les pics de contrainte en pied de cordon présentent un facteur de concentration de contrainte d'environ 1,8. La valeur généralement considérée dans la littérature pour ce type de joint cruciforme se situe entre 2 et 3 [Hobbacher 2018]. L'influence de la conduction sera étudiée dans la suite pour valider cette analyse.

La représentation 1D du couplage thermoélastique sera considérée à nouveau dans la suite de l'étude notamment sur les différentes configurations de joints soudés. Deux points importants seront alors à garder à l'esprit. Le premier concerne l'effet de lissage induit par le calcul de moyenne. Des phénomènes très localisés en pied de cordon notamment, peuvent être atténués par cette opération de moyenne sur la largeur de l'éprouvette. Le second point concerne le biais introduit par la réalisation d'une moyenne sur la largeur d'une structure qui ne présente pas de profil géométrique constant sur sa largeur. La forme des pics de $\Delta\theta_{the}$ seront donc influencés par l'opération de moyenne.

III.3.3 Quantification d'une contrainte géométrique

Cette section se concentre sur le potentiel de l'analyse du couplage thermoélastique pour déterminer une contrainte structurelle ou géométrique (voir Chapitre I) suivant la définition donnée dans les recommandations officielles de l'IIS [Hobbacher 2018].

Les profils moyens de $\Delta\theta_{the}$ sont dans la suite convertis en contrainte via la relation de l'équation (Eq. 7). Le coefficient de passage, $K = \frac{\rho C}{\varepsilon \alpha T_0}$, est déterminé à partir de données thermomécaniques du DH36, issues de mesures expérimentales réalisées par Naval Group et renseignées dans le (Tableau 8). Le coefficient d'émissivité de la peinture, ε , est estimé à 0,87 en se basant sur les mesures d'émissivité réalisées à l'IRDL sur cette même peinture. La température T_0 est mesurée dans le hall d'essai où les essais ont été réalisés et est fixée à une valeur moyenne de 293.15 K. Un coefficient de passage entre température et contrainte de $K = 1104$ MPa/K est alors obtenu. La maîtrise des conditions expérimentales grâce

notamment aux nombreuses précautions thermiques mises en place, permet de faire l'hypothèse que ce coefficient varie peu d'une éprouvette à une autre. Cette hypothèse sera vérifiée dans les résultats présentés par la suite.

Tableau 8 : Propriétés thermo-physiques mesurées sur le DH36

Coefficient	α [K-1]	ρ [kg.m-3]	C [J.kg-1.K-1]	λ [W.m-1.K-1]
Valeur	1,267 ^{E-5}	7803	426	47,1

III.3.3.1 Analyse du couplage thermoélastique pour définir une contrainte géométrique

Le procédé de soudage entraîne une déformation des pièces assemblées (voir Chapitre I) qui influence directement le champ des contraintes au niveau du détail de soudure. Dans le cas des éprouvettes étudiées, leur déformée suite au soudage et l'effort de traction appliqué entraîne la superposition d'un moment de flexion dans les éprouvettes. La contrainte de traction en pied des cordons situés du côté concave des éprouvettes est donc généralement plus importante. Ce phénomène est aisément observable en comparant le profil moyen de $\Delta\theta_{the}$ d'une éprouvette usinée sans déformation à celui d'une éprouvette brute de soudage (Figure 123). Une différence de pente est en effet clairement visible au loin du détail de soudure.

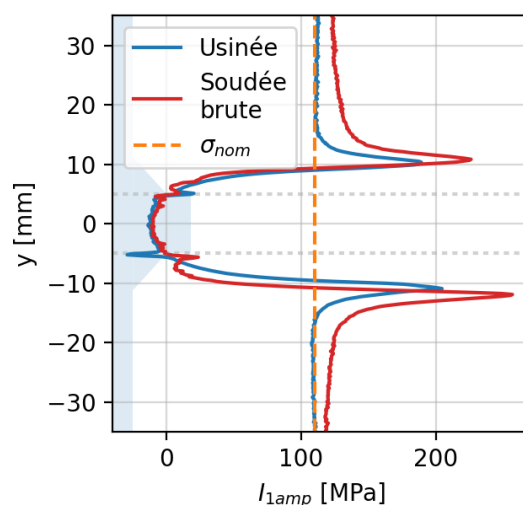


Figure 123 : Influence du moment de flexion sur les profils moyens de $\Delta\theta_{the}$

La prise en compte de ce phénomène peut être classiquement réalisée par la mise en place d'un alignement de deux jauges de déformation pour pouvoir interpoler linéairement le gradient de contrainte au niveau des pieds de cordon (voir Chapitre I). La définition d'une contrainte géométrique est ici proposée via l'analyse des profils moyens de l'amplitude du couplage thermoélastique. Une interpolation linéaire des points du profil moyen de $\Delta\theta_{the}$ est réalisée entre les ordonnées $y=20$ mm et $y=30$ mm (et $y=-20$ mm et $y=-30$ mm pour le second cordon). Cet intervalle est choisi de manière à capter le gradient de contrainte induit par la composante de flexion sans être perturbé par les effets locaux en pieds de cordon. La

contrainte géométrique est ensuite définie comme l'interpolation de cette droite sur les positions y et des pics en pied de cordon [Figure 124](#).

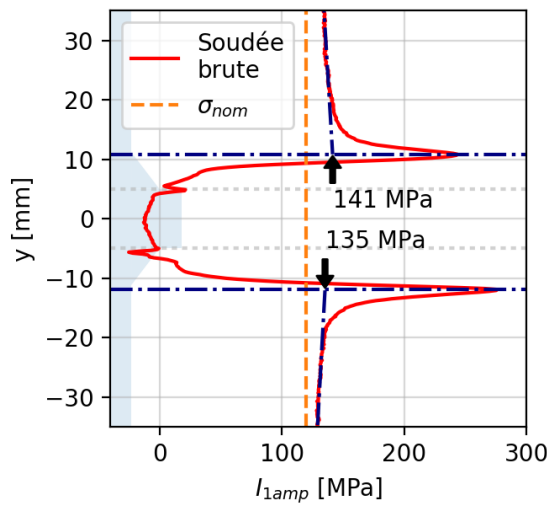


Figure 124 : Détermination d'une contrainte géométrique à partir d'un profil de $\Delta\theta_{the}$

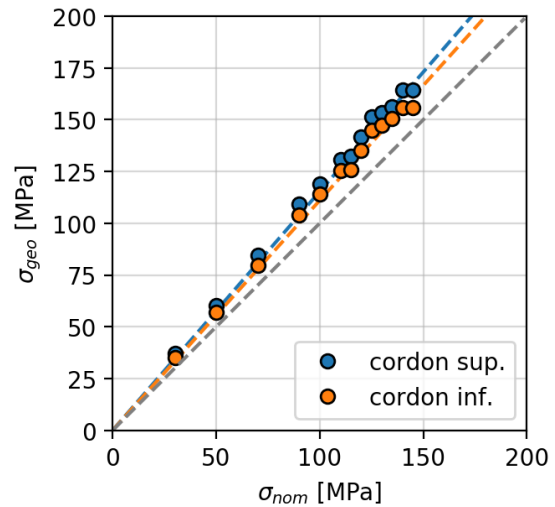


Figure 125 : Evolution de la contrainte géométrique déterminée à partir du couplage thermoélastique au cours d'un essai d'auto-échauffement

La détermination de la contrainte géométrique par cette approche à chacun des paliers de chargement d'un essai d'auto-échauffement est représentée en [Figure 125](#). Cette figure permet d'observer plusieurs points intéressants :

- l'écart entre la contrainte nominale et une contrainte géométrique peut être significatif ($\approx 10 - 15\%$) ;
- l'évolution de la contrainte géométrique par rapport à la contrainte nominale est linéaire. La détection visuelle d'une fissure macroscopique en pied de cordon permet d'expliquer les derniers points qui sortent de cette tendance ;
- la contrainte géométrique déterminée sur chacun des deux cordons d'une éprouvette sont proches ;
- chaque éprouvette brute de soudage présentant un degré de déformation différent, présente une pente de contrainte géométrique différente.

III.3.3.2 Validation de l'approche à partir d'un essai sur-instrumenté

Un essai sur-instrumenté est mis en place dans cette sous-section pour valider l'approche permettant de déterminer une contrainte géométrique via le profil de l'amplitude du couplage thermoélastique. L'essai sur-instrumenté mis en place fait intervenir 3 types de mesures différentes :

- une mesure de température par caméra infrarouge. Cette mesure est réalisée sur la face concave de l'éprouvette, recouverte par une couche de peinture noir mat ([Figure 126](#)) selon le protocole présenté dans le chapitre II ;

- une mesure de champs de déplacement hors-plan par stéréo-corrélation d'images via un système GOM. Cette mesure et la mesure thermique sont réalisées sur les faces opposées de l'éprouvette pour permettre une mesure sans démontage de l'éprouvette (Figure 127). Le côté convexe de l'éprouvette est préparé pour la mesure de champ de déplacement : un mouchetis réalisé à la bombe de peinture est visible sur cette face de l'éprouvette (Figure 128) ;
- une mesure par jauges de déformations. Six jauges sont placées sur l'éprouvette, quatre du côté concave et deux du côté convexe (Figure 126 et Figure 128). Ces jauges sont placées à 20 et 30 mm du pied de cordon de manière à permettre l'interpolation de la contrainte géométrique tout en évitant la zone de contraintes locales et en restant dans le cadrage de la caméra infrarouge.

L'acquisition par la caméra infrarouge est réalisée lors d'un essai de fatigue traditionnel suivant le protocole défini précédemment. Les mesures via les jauges et via le système GOM sont quant à elles réalisées en amont, lors de la mise en place de l'éprouvette dans les mors et lors de l'application du premier cycle de traction en monotone.



Figure 126 : Face concave de l'éprouvette préparée pour l'acquisition d'images infrarouges



Figure 127 : Mise en place des équipements pour la réalisation d'un essai sur-instrumenté (de g. à d. : caméra IR, machine de traction, système GOM)

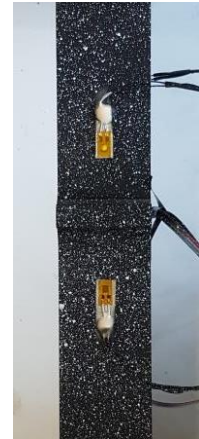


Figure 128 : Face convexe de l'éprouvette préparée pour la mesure de champs de déformation

Chacune des trois mesures est post-traitée de manière à permettre une comparaison de profils d'amplitude de contrainte projeté sur l'axe y . La mesure par caméra infrarouge permet le calcul d'un profil moyen de $\Delta\theta_{the}$ sur la zone représentée en pointillés sur la Figure 129, qui est ensuite converti en contrainte via le coefficient de passage introduit en début de section. Les signaux issus des jauges de déformation sont analysés puis simplement convertis selon l'hypothèse élastique en considérant le module d'Young du matériau. Le nuage de points obtenu par la mesure par stéréo-corrélation d'images donne le déplacement hors plan de l'éprouvette, autrement dit les déplacements selon z . Ce nuage est d'abord dégauchi dans le plan des mors de la machine de traction puis projeté sur l'axe y pour permettre le calcul d'un profil moyen de déplacement selon z . Un modèle analytique simple basé sur l'équilibre

statique d'une poutre de Saint-Venant en flexion plane (**Figure 130**) permet ensuite le passage d'un profil de déplacements à un profil de contraintes.

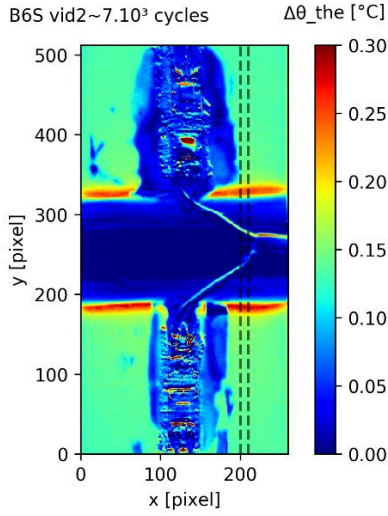


Figure 129 : Cartographie de $\Delta\theta_{the}$ de l'essai sur-instrumenté

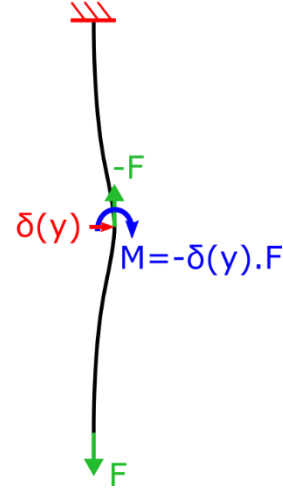


Figure 130 : Modèle analytique 1D de la déformation des éprouvettes cruciformes

Les équations de ce modèle mécanique à une dimension s'écrivent de la manière suivante,

$$\sigma = \frac{F}{S} + \frac{\delta(x).F}{I}y = F \left(\frac{1}{S} \pm \frac{\delta(x)}{\frac{be^3}{12}} \frac{e}{2} \right), \quad (Eq. 32)$$

$$\sigma = F \left(\frac{1}{be} \pm \frac{\delta(x)}{be^2} 6 \right), \quad (Eq. 33)$$

avec S la section de l'éprouvette, b la largeur de l'éprouvette, e l'épaisseur, I le moment quadratique, et δ le déplacement hors-plan mesuré.

La **Figure 131** superpose les résultats obtenus par les trois techniques expérimentales utilisées. Une très bonne correspondance est obtenue concernant la description du gradient de contrainte hors effets locaux des pieds de cordon. Ce résultat confirme d'une part la qualité du protocole d'essai et ainsi l'hypothèse de coefficient de proportionnalité du couplage thermoélastique constant. D'autre part, l'emploi d'une technique de mesure de champs de température avec ce type de cadrage autorise la détermination d'une contrainte structurale lors de l'étude de joints soudés cruciformes.

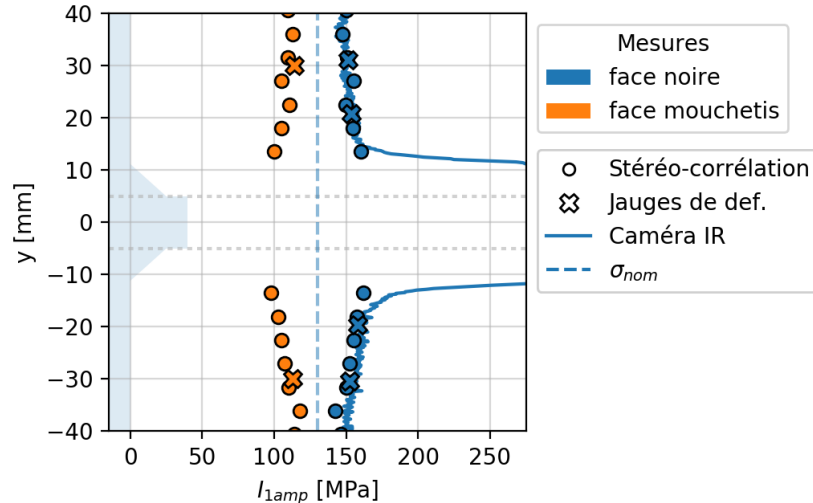


Figure 131 : Superposition des différentes mesures d'un essai sur-instrumenté

L'analyse du couplage thermoélastique permet ainsi une bonne évaluation de la contrainte géométrique. Ce résultat permet d'alléger le protocole d'essai en utilisant un unique moyen d'acquisition, une caméra infrarouge, sans faire appel aux techniques traditionnelles comme la mise en place de jauges de déformation qui se révèle fastidieuse dans une étude de fatigue avec un grand nombre d'éprouvettes. La section suivante s'intéresse à l'étude des pics de $\Delta\theta_{the}$ pour tenter de déterminer une contrainte locale en pied de cordon.

III.3.4 Détermination d'une contrainte locale

Cette section explore le potentiel de l'analyse du couplage thermoélastique pour déterminer une contrainte locale en pied de cordon. Une étude sur éprouvette cruciforme usinée est en premier lieu considérée afin de valider l'approche et pour évaluer sa précision, avant de la mettre en application sur des éprouvettes « joint soudé ».

III.3.4.1 Étude d'une éprouvette cruciforme usinée

L'utilisation des profils moyens de $\Delta\theta_{the}$ (§III.3.2) est envisagée pour caractériser la contrainte locale en pied de cordon. Une démarche de validation par corrélation essais-calculs est présentée pour démontrer l'intérêt de l'approche pour déterminer une contrainte locale en pied de cordon. L'étude est menée en premier lieu sur l'éprouvette cruciforme usinée pour permettre de faciliter l'identification de la géométrie en pied de cordon et pour considérer une éprouvette sans déformation globale.

Mise en place d'un modèle numérique purement mécanique

Un premier modèle éléments finis est réalisé à partir du logiciel de calcul Abaqus. Ce modèle permet de simuler le comportement purement mécanique d'une éprouvette usinée. En tenant compte des symétries des éprouvettes cruciformes usinées, seul un huitième de la géométrie peut être considéré et un pilotage en effort est appliqué sur l'extrémité de

l'éprouvette (**Figure 132**). Le modèle simule deux essais de traction consécutifs pour permettre le calcul de l'amplitude du premier invariant du tenseur des contraintes. Les rayons de raccordement du modèle éléments finis au niveau des pseudo-cordons sont définis à partir des mesures réalisées par un scan 3D de l'éprouvette R1 (rayon de 2,1 mm et 1,6 mm). Le comportement du matériau est supposé élastique (de module d'Young, $E=210$ GPa) et une étude de raffinement du maillage a été réalisée pour garantir une bonne estimation du champ de contrainte en pied de pseudo-cordon. Les éléments utilisés sont du type C3D20R (Hexaèdres de 20 nœuds avec interpolation quadratique et intégration réduite).

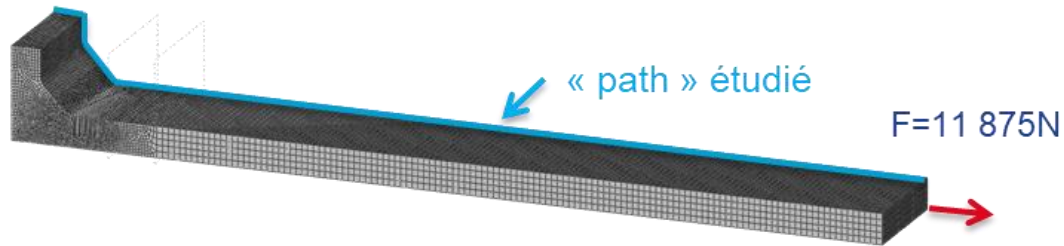


Figure 132 : Maillage du modèle mécanique

La trace du tenseur des contraintes (« Pressure » dans Abaqus) a été extraite le long du chemin (« path » dans Abaqus) surligné en bleu sur la **Figure 132**. Une simulation pour chacun des rayons de raccordement (2,1 mm et 1,6 mm) a été réalisée pour pouvoir construire la courbe complète du modèle.

La superposition du profil calculé par éléments finis au profil obtenu expérimentalement est représentée en **Figure 133**. L'observation de cette figure permet de remarquer les points suivants :

- la forme du profil obtenu par le modèle numérique est similaire à celle obtenue expérimentalement ;
- les profils se superposent très bien au loin de détail cruciforme, validant ainsi la détermination du coefficient de passage entre température et contrainte ;
- sur le profil du modèle, une nette différence de hauteur de pic peut être observée entre les deux rayons de raccordement. Ce résultat concorde avec le fait qu'un rayon de raccordement plus important diminue l'effet de concentration de contrainte ;
- les pics de concentration de contraintes en pied de cordon obtenus via le modèle mécanique sont bien plus importants que ceux captés par la caméra infrarouge. L'hypothèse principale permettant d'expliquer cette différence de hauteur de pic est la prise en compte de la conduction et sera discutée dans le paragraphe suivant.

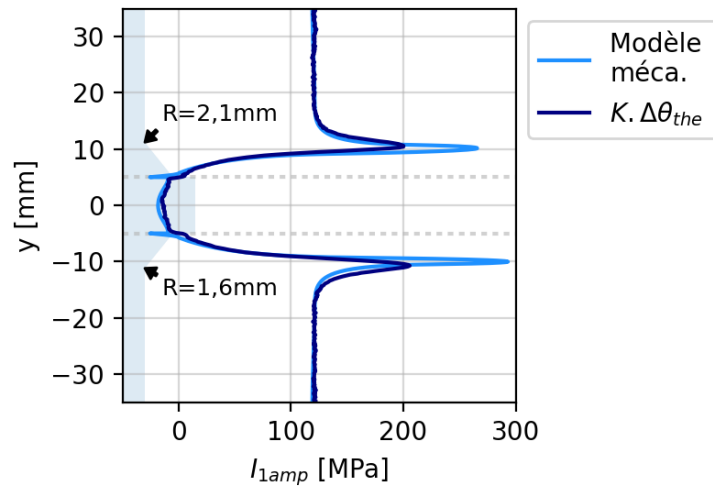


Figure 133 : Confrontation du modèle mécanique à la mesure par caméra infra-rouge pour l'éprouvette usinée R1

Prise en compte de la conduction

Pour estimer l'influence de la conduction sur la mesure de température dans la configuration de l'étude, le nombre de Fourier, \mathcal{F} , peut être évalué. Celui-ci correspond au rapport du terme de conduction sur le terme de puissance calorifique [Ranc 2003] et peut s'exprimer par,

$$\mathcal{F} = \frac{4a\Delta t}{d_c^2}, \quad (\text{Eq. 34})$$

avec a la diffusivité thermique,

$$a = \frac{\lambda}{\rho c}, \quad (\text{Eq. 35})$$

Δt , l'intervalle de temps caractéristique pendant lequel la température ΔT varie, et d_c une dimension caractéristique. L'analyse du nombre de Fourier se fait de la manière suivante :

- si $\mathcal{F} \gg 1$: la conduction est prépondérante ;
- si $\mathcal{F} \ll 1$: l'échange est adiabatique ;
- si $\mathcal{F} \sim 1$: le terme de puissance calorifique et le terme de conduction sont du même ordre de grandeur.

Deux zones peuvent être considérées sur les éprouvettes cruciformes :

- une première est la zone au loin du cordon de soudure, sur la semelle, où une distance caractéristique d_c de 20 mm peut être considérée. L'application numérique du nombre de Fourier sur cette première zone, avec les valeurs du Tableau 8 et un pas de temps Δt de 0,1 s, donne $\mathcal{F} \sim 0.01 \ll 1$. L'échange de chaleur peut donc être considéré comme adiabatique dans cette première zone ;
- une seconde zone considérée est la zone proche du rayon de raccordement en pied de cordon, où une distance caractéristique d_c de 2,1 mm peut être considérée

(valeur correspondant au rayon de raccordement mesuré sur éprouvette usinée). L'application numérique du nombre de Fourier sur cette seconde zone, avec les valeurs du Tableau 8 et un pas de temps Δt de 0,1 s donne $\mathcal{F} \sim 1$. Le terme de puissance calorifique et le terme de conduction sont du même ordre de grandeur. Il faut donc tenir compte de la conduction au niveau des pieds de cordon.

Mise en place d'un modèle thermomécanique

Un second modèle numérique est mis en place dans ce paragraphe pour simuler la conduction dans l'éprouvette cruciforme. Le calcul est réalisé en deux étapes. La première étape consiste à réutiliser le modèle mécanique précédant en ajoutant une commande dans le fichier de données d'entrée (.inp) qui permet d'écrire l'état des contraintes (« *pressure*») en chacun des points d'intégration du dernier pas de calcul, dans un fichier texte. Pour ce calcul, les éléments utilisés sont linéaires (C3D8) car le maillage est repris dans un second calcul thermomécanique. La convergence du calcul mécanique est dégradée avec des éléments linéaires mais la convergence sur le résultat final, le calcul thermomécanique, est correcte.

La seconde étape consiste en la mise en place d'un calcul de transfert de chaleur (transitoire) avec un seul terme source de chaleur : le terme source du couplage thermoélastique. Le maillage est identique au calcul mécanique précédent (avec le même nombre de points d'intégration) pour permettre de générer la source de chaleur qui dépend de I_{1amp} . Le type d'élément utilisé est DC3D8. Le flux de chaleur est généré à l'aide d'un sous-programme (subroutine « *Hetval*») et s'exprime de la manière suivante,

$$C_{the} = -R2\pi f_s \alpha T_0 I_{1amp} \cos(2\pi f_s t), \quad (Eq. 36)$$

où $R(\rho, C, \epsilon)$ est un facteur de recalage permettant d'ajuster le profil obtenu en le superposant au loin du cordon sur la mesure expérimentale. Après un temps de calcul suffisamment grand pour se trouver en régime stabilisé (~ 0.2 s), un profil de l'amplitude de température le long du chemin précédent (Figure 132) est obtenu et converti en amplitude de I_1 . La Figure 134 superpose ce résultat aux précédents profils.

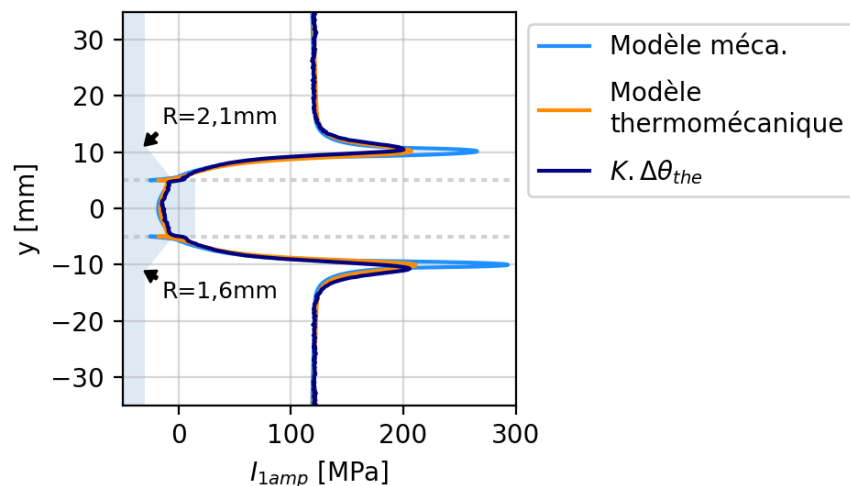


Figure 134 : Corrélation essai-calcul mécanique et thermomécanique sur l'éprouvette usinée R1

La **Figure 134** met en évidence que la prise en compte de la conduction dans le modèle éléments finis permet une très bonne description du profil de $\Delta\theta_{\text{the}}$ mesuré expérimentalement. Le calcul thermomécanique montre en effet que les pics de température situés au niveau des rayons de raccordement en pieds de cordon sont atténués par rapport aux pics de contraintes obtenus par un calcul purement mécanique.

Afin d'améliorer la description des pics de $\Delta\theta_{\text{the}}$, il serait possible d'augmenter la fréquence de sollicitation des essais. Le modèle thermomécanique mis en place permet de mettre en évidence l'effet de la fréquence de sollicitation sur la forme des profils de $\Delta\theta_{\text{the}}$ (**Figure 135**).

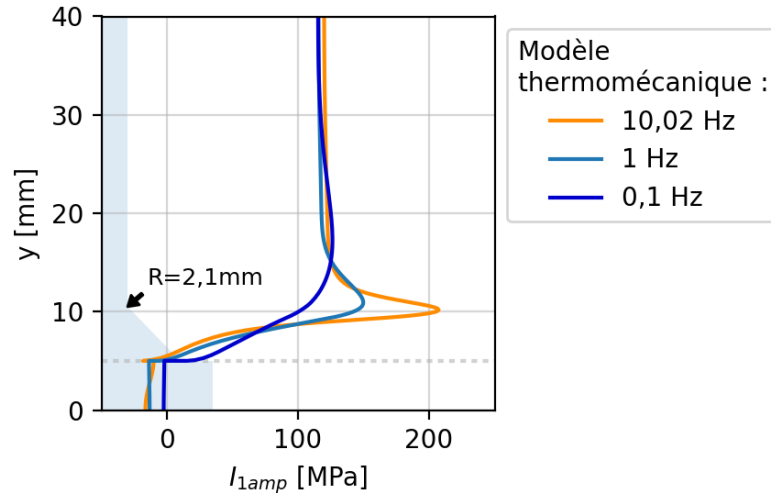


Figure 135 : Influence de la fréquence de sollicitation sur les profils de $\Delta\theta_{\text{the}}$

Les profils de la **Figure 135** soulignent en effet que plus la fréquence est élevée, plus les pics de températures sont importants, autrement dit, plus la conduction peut être négligée. La fréquence de sollicitation utilisée pour réaliser les essais d'auto-échauffement sur éprouvettes cruciformes est donc suffisamment élevée pour permettre une bonne observation des pics de $\Delta\theta_{\text{the}}$ en pieds de cordon. L'utilisation d'une fréquence de sollicitation plus élevée n'a néanmoins pas été retenue à cause des limites physiques des moyens expérimentaux utilisés. L'utilisation d'une fréquence de sollicitation élevée peut également soulever d'autres problématiques. En effet, pour des fréquences de sollicitation supérieures à une dizaine de hertz, l'influence de la conductivité dans l'épaisseur de la peinture doit être considérée [Florin 2015].

L'étude du couplage thermoélastique sur une éprouvette cruciforme usinée, qui présente les avantages de ne pas être déformée et d'avoir un cordon à la géométrie régulière, a donc permis d'observer les points suivants :

- L'influence du rayon de raccordement sur les pics de $\Delta\theta_{\text{the}}$. Un rayon de raccordement plus faible amène une concentration de contraintes plus importante et donc un pic de $\Delta\theta_{\text{the}}$ plus important,
- L'influence de la conduction qui atténue les pics de $\Delta\theta_{\text{the}}$,

- Le choix opportun de la fréquence de sollicitation pour les essais réalisés : suffisamment élevée pour capter les pics de $\Delta\theta_{the}$, mais pas trop pour ne pas prendre en compte l'influence de la peinture.
- La possibilité, par l'étude du couplage thermoélastique, d'estimer une contrainte locale en pied de cordon d'un assemblage soudé cruciforme.

Les opportunités apportées par cette approche seront vérifiées dans la sous-section suivante sur une configuration brute de soudage.

III.3.4.2 Étude d'une éprouvette brute de soudage

La détermination de contraintes locales sur une éprouvette soudée à partir de l'analyse du couplage thermoélastique est ici validée par une comparaison au résultat d'un modèle thermomécanique similaire au modèle mis en place pour décrire les éprouvettes usinées. Les modifications apportées concernent l'intégration de la déformation globale de l'éprouvette à la suite du procédé de soudage et la modification des rayons de raccordement en pieds de cordon. Une déformation au centre de l'éprouvette de 0,75 mm (Figure 136) est introduite dans le modèle. Cette valeur correspond au déplacement mesuré expérimentalement par stéréo-corrélation d'images (c.f. §II.2.2.2 p101) sur l'éprouvette brute de soudage sélectionnée. Deux rayons de raccordement moyen de 0,8 et 1,1 mm sont identifiés à partir des nuages de points obtenus par un scan 3D des pieds de cordon.

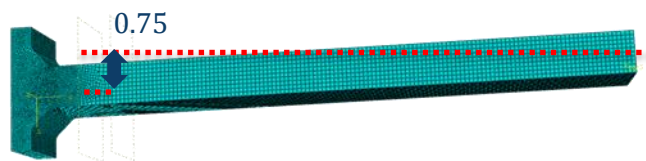


Figure 136 : Modification du modèle numérique par l'ajout d'une déformation de l'éprouvette

La comparaison du profil expérimental issu de l'analyse du couplage thermoélastique au profil issu du modèle numérique est représentée en Figure 137. La superposition des profils permet de mettre en évidence que les effets de structure et les effets locaux sont donc bien décrits par le modèle mis en place.

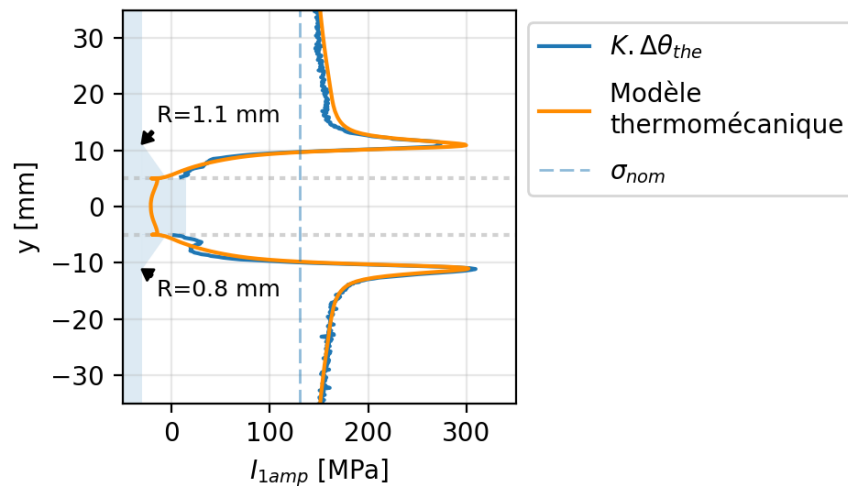


Figure 137 : Confrontation essai-calcul des profils moyens d'amplitude du premier invariant pour une éprouvette brute de soudage

Malgré la difficulté introduite par les irrégularités géométriques locales d'un joint soudé et les effets de moyenne influençant le profil de $\Delta\theta_{the}$, l'utilisation du couplage thermoélastique pour évaluer une contrainte locale moyenne en pied de cordon est prometteuse. Cette approche présente des résultats encourageants et pourrait à terme se présenter comme une technique alternative aux autres mesures optiques pour caractériser un rayon moyen en pied de cordon.

L'analyse du couplage thermoélastique permet donc la détermination d'une contrainte géométrique et l'évaluation d'une contrainte locale en pied de cordon. Une dernière approche de post-traitement du couplage thermoélastique est étudiée dans la section suivante afin d'observer les mécanismes de fissuration des éprouvettes joint soudé.

III.4 Détection et suivi de propagation de fissures à partir des mesures infrarouges

Cette section s'intéresse à l'évolution des cartographies de couplage thermoélastique lors d'un essai de fatigue traditionnel. Un dépouillement particulier, basé sur des outils de traitement d'image, est proposé afin de suivre la propagation de fissures de fatigue en pied de cordon.

Le Chapitre I introduisait certaines publications basées sur l'analyse de cartographies de composantes du couplage thermoélastique afin d'étudier la propagation de fissures. Les configurations de joints soudés considérées dans ce manuscrit présentent cependant plusieurs différences notables en comparaison avec les éprouvettes de la littérature.

La première différence majeure concerne l'angle d'observation. En effet, la plupart des configurations étudiées dans la littérature permettent l'observation de la propagation d'une fissure « de profil », c'est-à-dire permettant de suivre son évolution dans la profondeur de la pièce [Ancona et al. 2016; Chen et al. 2018; Thatcher 2018; Vieira, Gonzáles, & Freire 2018]. Ces études se placent donc dans une situation propice ou plus classique pour une étude de

propagation. Sur les configurations cruciformes étudiées dans ce manuscrit, les fissures sont observées avec le protocole mis en place en vue de dessus, pour suivre leur évolution dans la largeur de l'éprouvette. Cette situation se rapproche donc plus de l'étude réalisée par [Ummenhofer & Medgenberg 2008] sur éprouvettes soudées du type bout à bout.

La seconde différence, qui découle en partie de la première, réside dans l'aisance de détection de la pointe de fissure. Dans le cas d'une observation de profil, la pointe de fissure avec sa concentration de contrainte sont généralement aisément détectables car le champ de contrainte ne présente pas de forts gradients. Tandis que dans le cas d'une observation de pieds de cordon, en vue de dessus, la détection de pointes de fissure est plus complexe car il s'agit de détecter une concentration de contrainte (due à la fissure) noyée dans une autre concentration de contrainte (due à la géométrie du joint). Ce point empêche par ailleurs de mettre en application la méthode proposée dans la littérature pour déterminer un facteur d'intensité des contraintes à partir de l'analyse du couplage thermoélastique [Stanley & Dulieu-Smith 1996; Tomlinson, Nurse, & Patterson 1997; Tomlinson & Olden 1999; Diaz et al. 2004].

Les objectifs de cette section sont alors d'observer les mécanismes de fissuration sur les deux configurations d'éprouvettes, brute de soudage et parachevée TIG, puis de proposer un dépouillement particulier pour quantifier les caractéristiques de propagation des fissures observées.

III.4.1 Évolution du couplage thermoélastique lors d'un essai de fatigue

Cette sous-section s'intéresse aux évolutions de la cartographie de $\Delta\theta_{\text{the}}$ lors d'un essai de fatigue traditionnel. Certaines publications de la littérature montrent la possibilité de suivre la propagation de fissures via les cartographies de $\Delta\theta_{\text{the}}$ ou bien via les cartographies de phase du couplage thermoélastique [Ummenhofer & Medgenberg 2008]. Seules les évolutions des cartographies de l'amplitude du couplage thermoélastique, $\Delta\theta_{\text{the}}$, sont considérées dans cette section, car elles donnent de meilleurs résultats sur les configurations d'éprouvettes étudiées.

La **Figure 138** représente un résultat obtenu sur une éprouvette brute de soudage. Sur cette figure, l'évolution des cartographies de $\Delta\theta_{\text{the}}$ est également mise en regard avec la courbe de l'évolution moyenne de la température sur toute l'éprouvette. Cette courbe présente des coupures dues au protocole d'acquisition des films infrarouges lors de l'essai de fatigue : 200 s de vidéo toutes les 10min. Une brusque augmentation de température est également visible en fin de vie de l'éprouvette lorsqu'une fissure s'est propagée sur quasiment toute la largeur de l'éprouvette. Ce résultat concorde avec les observations de la littérature [Fargione et al. 2001].

L'analyse de l'évolution de la cartographie de $\Delta\theta_{\text{the}}$, **Figure 138**, permet de remarquer l'apparition progressive de plusieurs zones qui viennent interrompre la concentration de contrainte en pied des cordons. Ces interruptions se propagent ensuite dans la direction des cordons de soudure et tendent vers une valeur nulle, autrement dit, vers une contrainte nulle.

Ces évolutions traduisent la propagation de fissures en pied de cordon [Ummenhofer & Medgenberg 2008].

L'analyse de la **Figure 138**, permet ainsi l'observation de plusieurs caractéristiques des éprouvettes brutes de soudage testées :

- l'amorçage des fissures de fatigue est relativement précoce. Les premières fissures de la **Figure 138** sont détectables sur les cartographies de $\Delta\theta_{the}$ dès 30 000 cycles environ, soit moins du quart de la durée de vie de l'éprouvette. La phase de propagation des fissures représente donc la majorité de la durée de vie de l'éprouvette ;
- plusieurs sites d'amorçage de fissures sont clairement repérables ;
- certaines fissures coalescent pour former de plus grandes fissures.

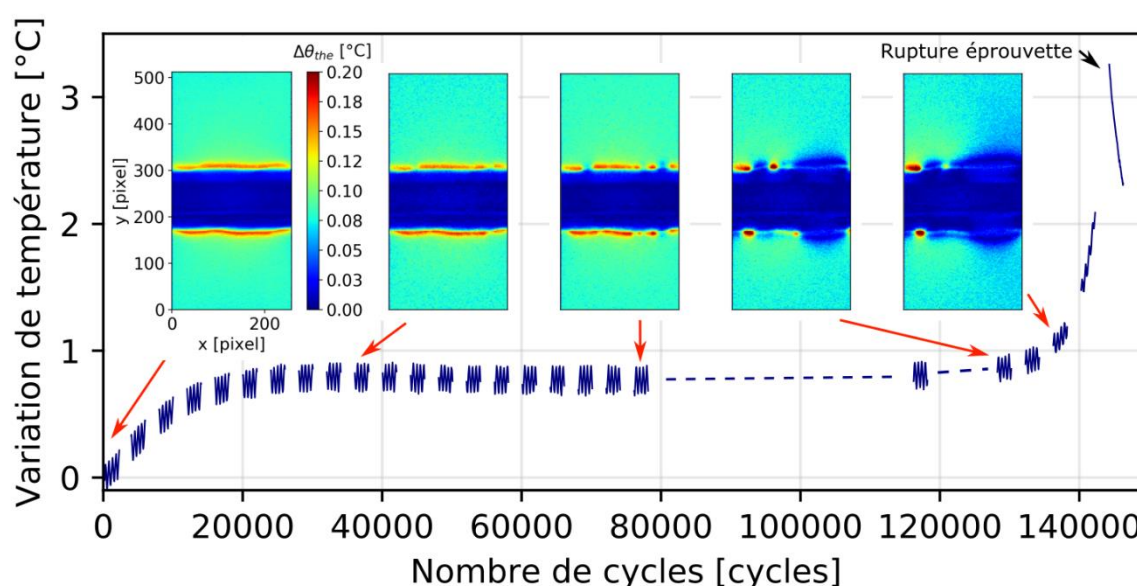


Figure 138 : Evolution de la cartographie de $\Delta\theta_{the}$ au cours d'un palier d'auto-échauffement mené jusqu'à rupture sur une éprouvette brute de soudage

L'évolution des cartographies de $\Delta\theta_{the}$ sur des éprouvettes parachevées par refusion TIG a également été étudiée. Le comportement de cette configuration d'éprouvette est sensiblement différent des éprouvettes brutes de soudage. La **Figure 139** permet d'illustrer les principales observations réalisées sur cette configuration parachevée :

- un unique site d'amorçage de fissure est généralement observé par cordon ;
- l'amorçage d'une fissure n'apparaît que vers la fin de vie des éprouvettes. La phase de propagation ne représente alors qu'une faible proportion de la durée de vie d'une éprouvette.

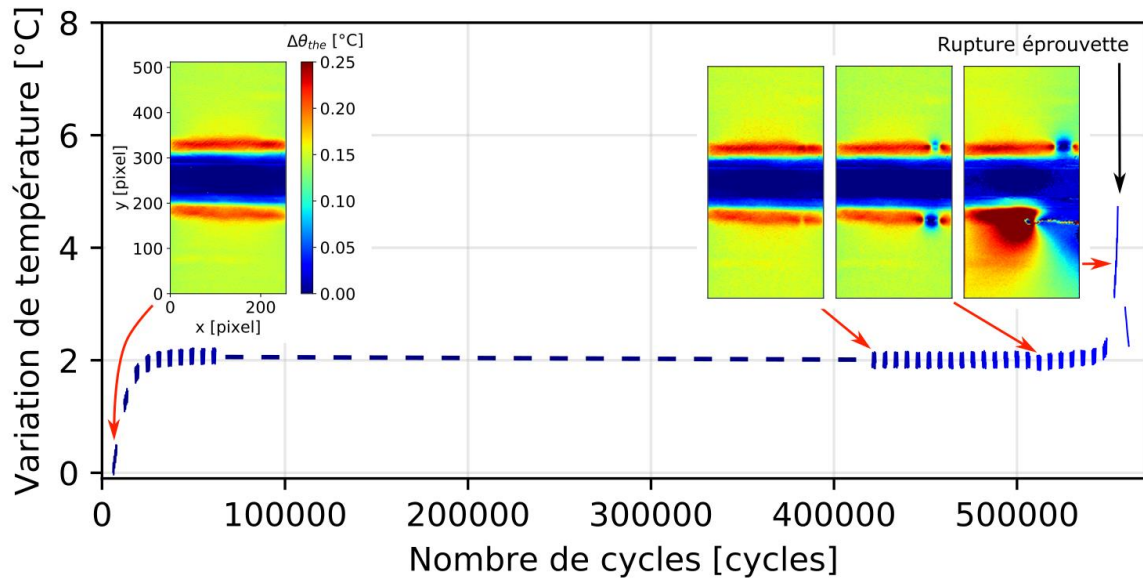


Figure 139 : Evolution de la cartographie de $\Delta\theta_{the}$ au cours d'un essai de fatigue sur une éprouvette parachevée par refusion TIG

L'observation des cartographies de $\Delta\theta_{the}$ permet donc de capter l'amorçage de fissures de fatigue et permet de suivre leur propagation le long des pieds de cordon. Les observations réalisées sur les deux configurations d'éprouvettes étudiées montrent des comportements et des mécanismes de ruine en fatigue très différents. L'application d'un parachèvement par refusion TIG retarde l'amorçage de fissures de fatigue. La majorité de la durée de vie du joint parachevé est donc pilotée par la phase d'amorçage. A l'opposé, les éprouvettes brutes de soudage présentent une phase d'amorçage relativement courte et c'est donc principalement la phase de propagation des fissures qui pilote la résistance en fatigue de ces assemblages. Ce résultat coïncide avec les recommandations de l'IIS qui préconise l'application d'une approche mécanique linéaire de la rupture uniquement sur des joints bruts de soudage n'ayant subi aucun parachèvement [Hobbacher 2018]. Par ailleurs, ce résultat est également en accord avec le fait que le dépouillement 0D empirique mis en place précédemment donne un bon résultat sur éprouvette parachevée TIG mais pas sur éprouvette brute de soudage.

La sous-section suivante propose un dépouillement avancé des films infrarouge obtenus sur éprouvettes brutes de soudage pour permettre une analyse quantitative des mécanismes de propagation.

III.4.2 Proposition d'un dépouillement permettant le suivi de propagation de fissures

Un dépouillement spécifique, adapté à la configuration des joints soudés cruciformes étudiés, est mis en place avec pour objectif de permettre une analyse quantitative de la propagation des fissures observées via le couplage thermoélastique.

III.4.2.1 Segmentation des cartographies de couplage thermoélastique

Repérer l'apparition de fissures et suivre leur évolution en pieds de cordon est réalisé instinctivement lors d'une analyse visuelle des cartographies de $\Delta\theta_{\text{the}}$. L'œil humain interprète et identifie facilement deux ensembles de pixels sur les images infrarouges : les pixels rouges qui correspondent à un pied de cordon sain, et les pixels bleus qui coupent le cordon comme de potentielles fissures. Pour informatiser et automatiser cette analyse, des outils de traitement d'images comme la segmentation d'images ont été utilisés. Les techniques de segmentation permettent de rassembler des groupes de pixels d'une image suivant certains critères pour partitionner l'image. De nombreuses approches ont été développées et peuvent être regroupées en trois grandes familles :

- la segmentation basée sur la détection de contours ;
- la segmentation par seuillage des pixels en fonction de leur intensité ;
- la segmentation dite de régions.

D'autres méthodes de segmentation peuvent être conçues par combinaison de plusieurs techniques classées parmi les trois familles précitées. De plus, l'ordre d'application de ces techniques représente généralement une influence importante.

Chacune de ces approches peuvent donner des résultats différents selon les caractéristiques des images analysées. L'analyse de l'histogramme des cartographies de $\Delta\theta_{\text{the}}$ permet d'observer les caractéristiques des images qui peuvent ensuite orienter vers le choix d'un type de segmentation. La [Figure 141](#) illustre la forme générale de l'histogramme d'une cartographie de $\Delta\theta_{\text{the}}$ lors des premiers cycles de sollicitation. Deux pics principaux sont manifestes et correspondent aux pixels sur le raidisseur et aux pixels sur la semelle. Les pixels rouges correspondants aux deux pieds de cordon sont eux plus difficilement repérables sur l'histogramme.

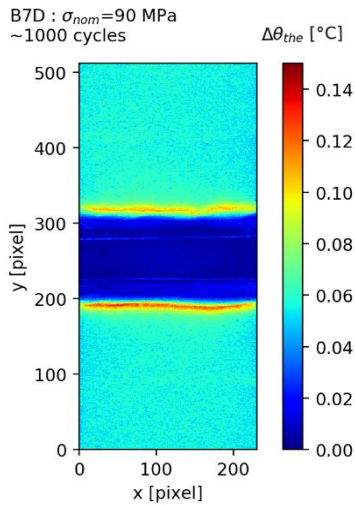


Figure 140 : 1^{ère} cartographie de $\Delta\theta_{the}$ obtenue sur une éprouvette brute de soudage lors d'un essai de fatigue

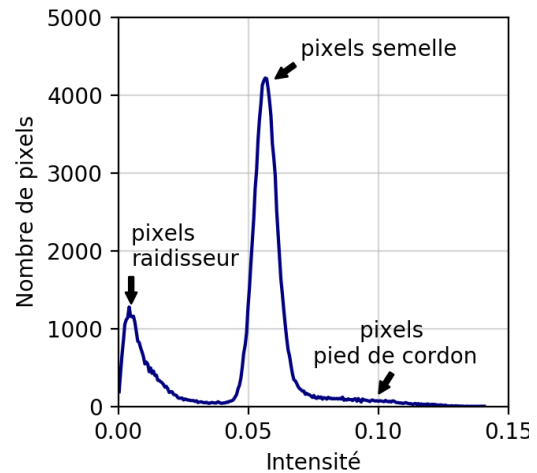


Figure 141 : Histogramme de l'image Figure 140

Un filtre médian de noyau 3 par 3 pixels est appliqué en premier sur chacune des images analysées pour les lisser et atténuer le bruit blanc. Un recadrage sur les pixels situés en pied de cordon est ensuite effectué pour se focaliser sur les zones d'intérêt. La Figure 142(a) correspond à l'image obtenue en recadrant la Figure 140 sur une zone délimitant le pied de cordon inférieur, sur toute la largeur de l'éprouvette. Cette image représente donc l'état initial du pied de cordon. Les Figure 142(b) et Figure 142(c) correspondent à la même zone mais à des instants différents de l'essai de fatigue. La Figure 142(b) représente un instant proche de l'amorçage des premières fissures détectées de manière visuelle et avant coalescence de deux fissures. La Figure 142(c) illustre l'état de la cartographie de $\Delta\theta_{the}$ après coalescence de deux fissures et correspond à la dernière image obtenue avant interruption de l'essai de fatigue.

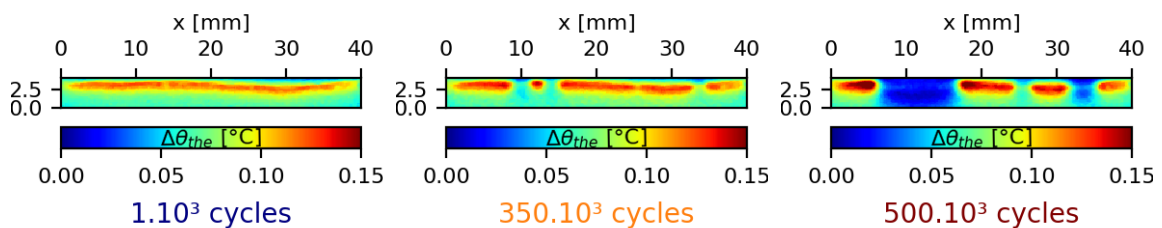


Figure 142 : Recadrage de la Figure 140 sur le pied de cordon inférieur à trois instants de l'essai de fatigue

Le recadrage des cartographies de $\Delta\theta_{the}$ modifie l'histogramme présenté Figure 141 en supprimant le pic représentant les pixels les plus sombres. La Figure 143 illustre alors la forme de l'histogramme après recadrage sur la zone du pied de cordon inférieur. La courbe bleue de la Figure 143 correspond à l'histogramme de la Figure 142(a). Celui-ci met en évidence le faible contraste des pixels de la zone recadrée. Un pic principal se repère

néanmoins assez facilement et correspond aux pixels « de la semelle ». Les pixels de plus haute intensité, représentant la concentration de contrainte en pied de cordon, ne sont pas suffisamment nombreux pour former un second pic sur la droite de l’histogramme. La superposition d’histogrammes obtenus à différents instants d’un essai de fatigue représenté **Figure 143** permet également d’observer leur évolution lors de l’essai de fatigue. Le contraste des images a tendance à augmenter avec les cycles car la propagation de fissures entraîne l’apparition de pixels plus sombres dans les zones fissurées et la redistribution des contraintes entraîne une augmentation de contrainte dans les régions saines du cordon.

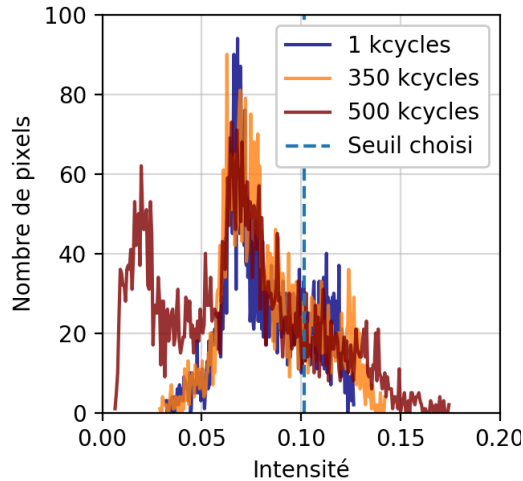


Figure 143 : Histogrammes superposés des images de la Figure 142 et choix du paramètre de seuillage pour l’éprouvette considérée

Des algorithmes de segmentation appartenant à chacune des trois familles citées précédemment ont été expérimentés sur les images infrarouges. Les approches de segmentation basées sur la détection de contours ne donnent pas de résultats satisfaisants car mal adaptées à ce type d’images peu contrastées où aucun fort gradient ne permet de détecter facilement des arrêtes dans l’image. Les approches basées sur ou nécessitant l’utilisation d’opérations de morphologie mathématique (dilatation, érosion, ...) n’ont pas été retenues car pouvant détériorer les données.

L’approche retenue pour traiter les images infrarouges de l’étude est la segmentation par seuillage. Aussi appelée binarisation lorsque l’objectif est de partitionner une image en deux ensembles de pixels, un seul paramètre, appelé seuil, est nécessaire. L’identification fiable d’un seuil optimal peut néanmoins représenter un défi. Des techniques permettant de déterminer le seuil automatiquement peuvent se trouver dans la littérature. L’algorithme d’Otsu détermine par exemple un seuil optimal par minimisation de la variance intra-classe de tous les seuillages possibles [Otsu 1979]. L’utilisation de cet algorithme sur les images étudiées ne donne malheureusement pas de résultats convaincants. Cette approche fonctionne en effet préférentiellement sur des images à fort contraste avec des pics bien définis pour chaque zone à partitionner. La valeur du seuil doit alors être fixée par l’opérateur réalisant le post-traitement des images. Une analyse de sensibilité de ce paramètre sur les résultats de ce post-traitement sera donc présentée dans le paragraphe III.4.2.2. Une autre piste permettant théoriquement de réduire l’influence de l’intervention d’un opérateur a également été explorée et sera mentionnée dans la suite (III.4.2.2).

Le post-traitement retenu repose donc sur la segmentation des cartographies de $\Delta\theta_{\text{the}}$ par seuillage. Plusieurs stratégies d'identification du seuil ont été réfléchies et testées. En effet, plusieurs questions peuvent se poser dans la situation considérée : faut-il déterminer un seuil fixe pour toutes les images d'un essai de fatigue ou bien faut-il définir une méthode d'identification pour recalculer le paramètre sur chaque image ? Est-il intéressant de normer ou modifier les histogrammes des images avant de définir un ou des seuils ? Des essais mixant ces idées ont été expérimentés afin de conclure que la meilleure stratégie consistait à fixer le paramètre à partir de l'histogramme de la première image de l'essai de fatigue, sans passer par une normalisation ou ajustement des histogrammes. Les raisonnements suivants permettent d'expliquer ce résultat :

- la détermination d'un seuil variable d'une image à l'autre ne donne pas de résultats satisfaisants car les histogrammes peuvent se transformer fortement lorsque les fissures deviennent trop grandes ;
- la normalisation ou autres ajustements des histogrammes n'a pas donné de résultats probants. Le contraste des images évoluant tout au long de l'essai de fatigue, fixer un seuil sur des histogrammes normés renvoie au cas précédent d'un seuil variable.

Dans le protocole choisi, le seuil est donc déterminé, pour chaque éprouvette, à partir de l'histogramme de la première cartographie de $\Delta\theta_{\text{the}}$ obtenue lors d'un essai de fatigue. Une valeur de départ peut être choisie par l'opérateur comme la position milieu entre l'abscisse du pic maximum et la plus grande abscisse de l'histogramme. L'opérateur peut, selon les éprouvettes, modifier légèrement cette valeur si les résultats obtenus ne sont pas satisfaisants. Le choix du seuil repose donc sur la capacité d'analyse visuelle de l'opérateur et sur son interprétation des résultats. Ce point est discuté dans le paragraphe suivant (III.4.2.2). Le seuil est ensuite gardé fixe pour le seuillage de toutes les autres images d'un même essai de fatigue. La **Figure 144** illustre le résultat du seuillage des trois images de la **Figure 142** en considérant le seuil représenté en **Figure 143**.

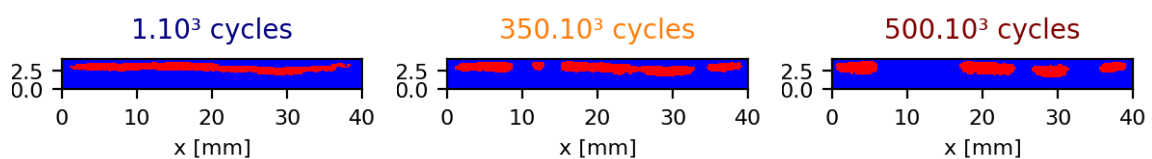


Figure 144 : Segmentations des images de la Figure 142 en considérant le seuil représenté Figure 143.

L'étape suivante du post-traitement consiste à utiliser les outils de labélisation des images binarisées pour permettre de comptabiliser la ou les zones de pixels représentant le pied de cordon sain (pixels rouges sur les images segmentées de la **Figure 144**). Cette étape permet d'exploiter les propriétés des zones labélisées. Les propriétés des rectangles circonscrits aux zones labélisées sont extraites pour permettre la définition des tailles de fissures. La Figure 145 illustre alors l'interprétation des images de la Figure 144 comme des cordons de soudure 1D, avec en jaune les zones considérées comme fissurées.

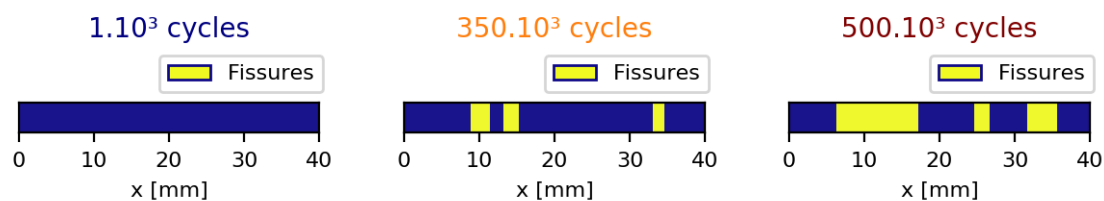


Figure 145 : Résultat du post-traitement des images de la Figure 142

Tous les cordons 1D obtenus par ce processus lors d'un essai de fatigue, peuvent être juxtaposées verticalement pour donner la Figure 146. Les trois images de la Figure 145 sont alors représentés par les lignes horizontales en pointillés. Ce type d'image (Figure 146) permet de se donner une visualisation de l'évolution de la taille des fissures le long d'un pied de cordon tout au long d'un essai de fatigue. Avant de présenter une analyse plus fine de ces images, une étude de sensibilité du choix du paramètre de seuillage ainsi qu'une validation de ce post-traitement sont présentées dans les paragraphes qui suivent.

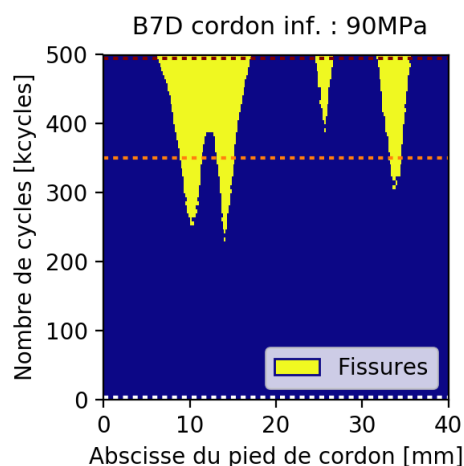


Figure 146 : Résultat du post-traitement : suivi de l'évolution des tailles de fissure.

III.4.2.2 Étude de sensibilité et pistes d'amélioration

La proposition du post-traitement des images infrarouges repose sur la détermination d'un paramètre de seuillage par un opérateur. La Figure 147 représente le résultat de la segmentation d'une même image pour trois valeurs de seuil différentes : la valeur de seuil choisie par l'opérateur, la même valeur diminuée de 10% et le seuil choisi augmenté de 10%. Ce résultat permet de mettre en évidence une faible sensibilité du choix du seuil sur le résultat visuel de la segmentation d'une image.

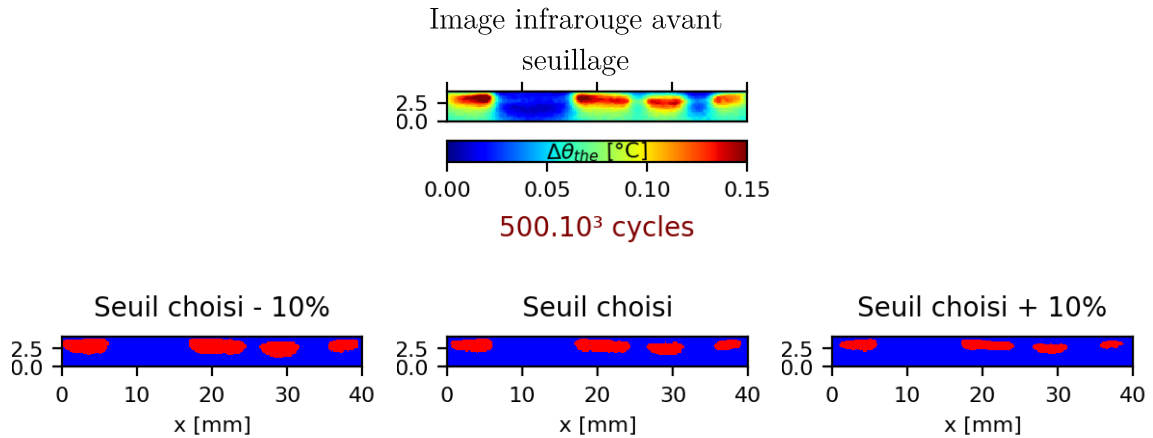


Figure 147 : Sensibilité du choix du seuil sur la segmentation des images

La sensibilité du choix du seuil peut également être observée sur le résultat global du post-traitement, pour un essai de fatigue complet. La Figure 148 permet ainsi la comparaison de la Figure 146 (présentée précédemment) aux images obtenues en abaissant et en augmentant le seuil de 10%.

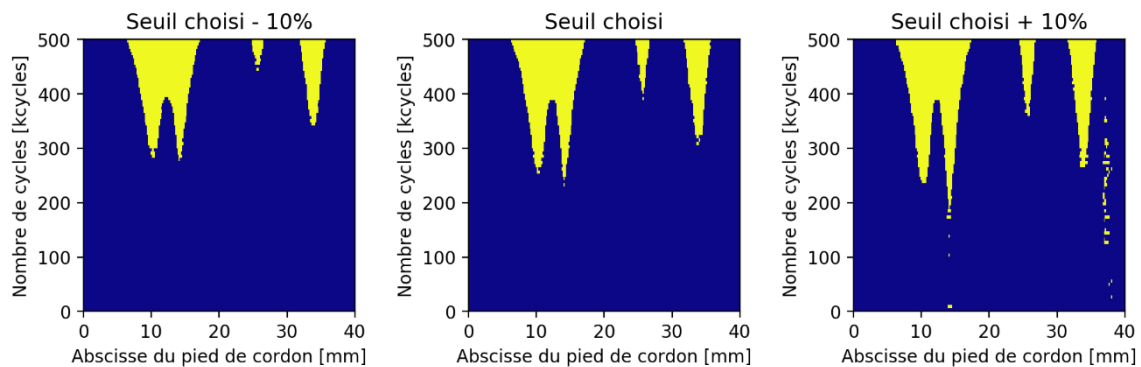


Figure 148 : Sensibilité du choix du seuil sur le résultat du post-traitement

Les images obtenues présentent globalement des formes similaires. Trois critères de comparaison de ces images peuvent être notés :

- La détection des premières fissures. Sur ce point, le choix du seuil par l'opérateur représente une sensibilité non négligeable. La capacité de détection des fissures inférieures à 1 mm est une limite du post-traitement proposé. La variabilité du choix du seuil sur cette détection ne posera pas problèmes dans la suite car cette information ne sera pas utilisée.
- La taille finale des fissures détectées. Les différences de tailles des fissures détectées à la fin de l'essai de fatigue sont inférieures à 5% pour les fissures supérieures à 4 mm et inférieures à 2% pour les fissures supérieures à 10 mm.
- La vitesse de propagation des fissures. La géométrie des formes jaunes semble comparable. La Figure 149 permet alors une meilleure comparaison en considérant uniquement la propagation d'une seule des fissures, celle détectée le plus à gauche de l'éprouvette. Le saut de points sur ces courbes correspond à l'instant où la fissure

suivie coalesce avec la fissure adjacente. A la vue de ces résultats, la sensibilité du paramètre de seuil sur l'allure de la propagation des fissures peut donc être considérée comme faible.

Par ailleurs, la **Figure 148** permet également d'illustrer les étapes d'analyse qu'un opérateur peut être amené à effectuer pour déterminer le seuil pour une éprouvette. Si le seuil de départ choisi est trop bas, les fissures sont détectées plus tardivement. L'opérateur peut alors tenter d'augmenter la valeur. Mais si le seuil est choisi trop grand, une trop forte segmentation peut entraîner la détection d'éléments qui seront considérés comme des fissures mais sans aucun sens physique car variant d'une image à l'autre. Ce phénomène peut s'observer sur le graphe de droite de la **Figure 148**.

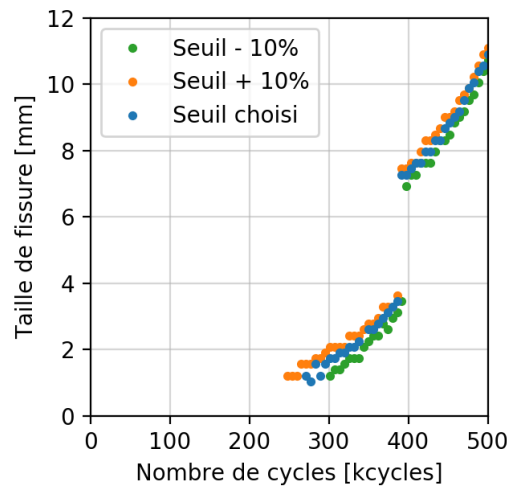


Figure 149 : Sensibilité du choix du seuil sur le suivi de fissure. Propagation de la fissure la plus à gauche sur les images de la Figure 148.

Les résultats obtenus par le post-traitement proposé sont satisfaisants. Une piste d'amélioration a néanmoins été explorée pour tenter de supprimer le besoin d'une intervention humaine dans le choix d'une valeur de seuillage. Une approche de segmentation basée sur la croissance de régions a donc été envisagée. L'algorithme du « marcheur aléatoire » (« Random Walker » en anglais) [Grady 2006], basé sur la théorie des graphes, a été appliqué aux images infrarouges. L'utilisation de cet algorithme nécessite en entrée de fixer deux phases sur l'image, dont l'identification est certaine (**Figure 150**) : les pixels les plus sombres représentent la semelle et les pixels les plus clairs représentent la concentration de contrainte ou le pied de cordon sain. Chaque pixel n'appartenant à aucune des deux phases de départ (en blanc sur la **Figure 150**), est ensuite associé à la phase qui a la plus forte probabilité d'être atteinte en premier par un marcheur parti du pixel non répertorié et se déplaçant de manière aléatoire. Le résultat est alors une image binarisée (**Figure 151**) proche d'un résultat obtenu par seuillage simple (**Figure 144(b)**).

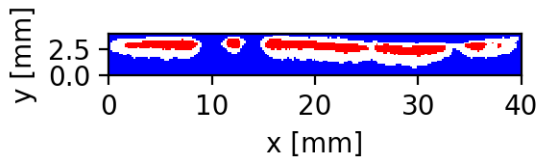


Figure 150 : Labélisation de la Figure 142(b) préliminaire à l'application de l'algorithme du Random Walker : les pixels bleus et rouges sont les phases « connues » de l'image

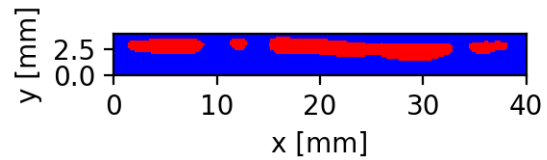


Figure 151 : Segmentation de la Figure 142(b) par l'algorithme « Random Walker »

La détermination de trois paramètres est nécessaire pour cet algorithme : les deux bornes définissant les phases de départ et un coefficient permettant de faire évoluer l'influence des plus forts gradients de l'image. Ce dernier paramètre ne présente que peu d'influence sur les résultats, mais le choix des deux curseurs définissant les ensembles de départ peut présenter une influence comparable au choix d'une valeur unique de seuillage. Les résultats obtenus sont finalement comparables à l'approche par seuillage, sans apporter l'avantage supposé de supprimer complètement l'intervention de l'opérateur dans l'étape de choix de paramètres.

D'autres pistes pourraient être imaginées pour perfectionner ce traitement d'image. Tout d'abord, une amélioration de la détection des petites fissures (< 1 mm) peut être envisagée. Une piste permettant de détecter de plus petites fissures consisterait à comparer les images en fonction du temps. Cette solution reste cependant complexe à mettre en place dans ce contexte et dépend sensiblement de la constance de la forme des histogrammes au cours de l'essai de fatigue. Un second axe d'amélioration du post-traitement consiste à fiabiliser la détection des fissures en bord d'éprouvette. Cet objectif est complexe à atteindre avec la solution proposée étant donné que la contrainte en bord d'éprouvette est plus faible et que le dépouillement est basé sur la détection d'un niveau constant.

III.4.2.3 Validation du post-traitement

Une validation du post-traitement a été réalisée, sur plusieurs éprouvettes, en comparant les tailles finales des fissures détectées par l'analyse des images infrarouges à l'observation du faciès de rupture marqué. Ces faciès marqués ont été obtenus en plaçant les éprouvettes dans une étuve à 300°C pendant 30 min à la suite de l'essai de fatigue. Cette étape permet de noircir toutes les surfaces libres des éprouvettes, y compris les fissures amorcées. Après marquage, les éprouvettes ont été rompues par fatigue pour permettre l'observation des faciès. Les faciès marqués ont ensuite été observés au microscope numérique pour la mesure de la largeur des fissures. La Figure 152 illustre la comparaison des résultats du post-traitement aux tailles de fissures mesurées sur les micrographies.

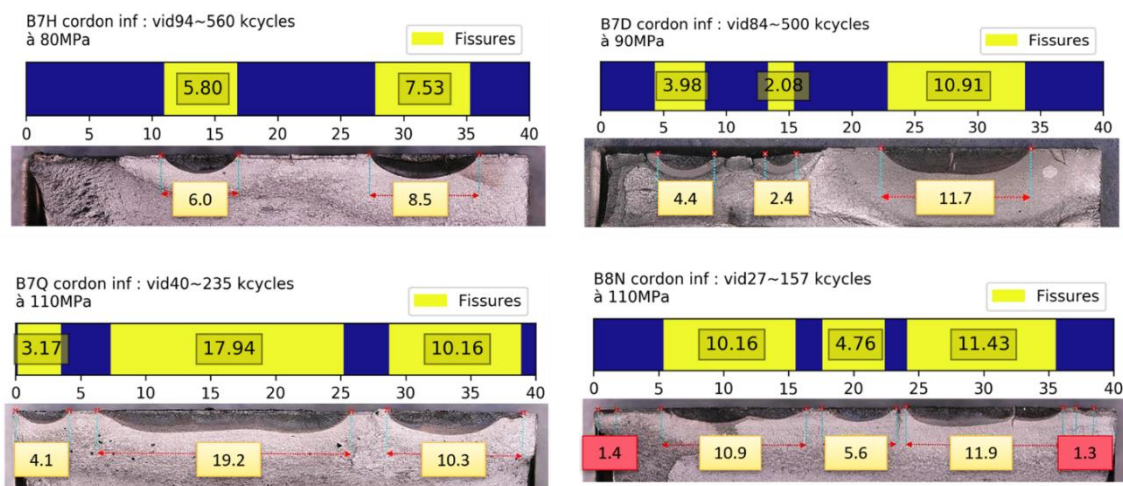


Figure 152 : Confrontation des tailles de fissures obtenues via post-traitement des cartographies de $\Delta\theta_{the}$ aux tailles de fissures observées au microscope sur les fractographies marquées.

Cette comparaison valide la bonne détection du nombre de fissures par le post-traitement proposé. Seule la détection des fissures proches des bords de l'éprouvette est un point à améliorer. De plus, la position et la taille des fissures détectées sont également remarquables. La Figure 153 permet de résumer la comparaison des tailles de fissures détectées à celles des fissures mesurées.

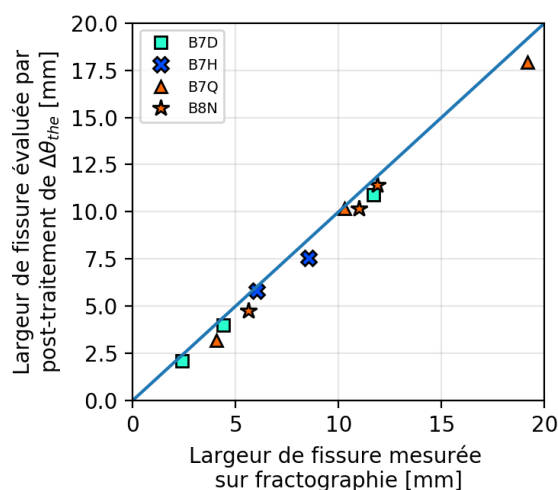


Figure 153 : Validation expérimentale du post-traitement proposé

Cette représentation permet de valider l'utilisation du post-traitement pour le suivi des tailles de fissure lors d'un essai de fatigue. Néanmoins, la Figure 153 met en évidence que la détection des fissures de l'ordre du millimètre ou inférieur reste à consolider. La Figure 153 permet également de remarquer que le post-traitement proposé a tendance à minimiser la taille réelle de la fissure. Cette différence s'explique en partie par le léger décalage entre le nombre de cycles correspondant à la dernière image post-traitée et le nombre de cycles correspondant à la fractographie, c'est-à-dire le nombre de cycles à rupture. De plus, déterminer une taille de fissure à partir d'une baisse de contrainte le long d'une concentration de contrainte est un problème mal posé. En effet, les pics de contraintes en pointe de fissure

sont difficilement détectables car noyés dans la concentration de contrainte du pied de cordon. Par la démarche entreprise, il paraît donc assez logique que le post-traitement sous-estime la taille réelle des fissures.

Les résultats du post-traitement ayant été corrélés aux observations expérimentales, les apports de ce post-traitement sur l'étude de la propagation des fissures sur joints soudés sont présentés dans la sous-section suivante.

III.4.2.4 Apports du post-traitement proposé sur l'analyse des fissures

Cette sous-section s'intéresse aux informations pouvant être tirées du protocole de traitement des images infrarouges proposé. Les résultats obtenus sur différentes éprouvettes, pour différents niveaux de chargement, sont présentés dans un premier temps. Une analyse des vitesses de propagation est ensuite détaillée. Enfin, le post-traitement est utilisé pour définir un nouveau critère d'arrêt des essais de fatigue traditionnels.

Cartographies de l'histoire des éprouvettes

Le suivi de l'évolution des cartographies de $\Delta\theta_{the}$ a été réalisé sur plusieurs éprouvettes joint soudé cruciformes lors d'essai de fatigue. L'analyse de ces images infrarouges par le protocole proposé précédemment est représentée **Figure 154**. La comparaison des cinq premières images en **Figure 154(a,b,c,d,e)**, obtenues sur éprouvette brute de soudage, à la dernière image obtenue sur éprouvette parachevée par refusion TIG (**Figure 154(f)**) met clairement en évidence la différence de comportement entre les deux configurations d'éprouvettes étudiées vis-à-vis de la propagation de fissure. Les éprouvettes parachevées TIG ne présentent qu'une faible proportion de leur durée de vie sur laquelle une fissure peut être détectée et suivie. A l'opposé, la phase de propagation sur éprouvettes brutes de soudage représente la majorité de la durée de vie des éprouvettes.

Les **Figure 154(d)** et **Figure 154(e)** représentent le résultat du post-traitement des images infrarouges obtenues sur deux éprouvettes brutes de soudage sollicitées au même niveau d'effort. Leur forme similaire permet de justifier la répétabilité de l'approche. L'analyse comparative des quatre premières éprouvettes brutes de soudage en **Figure 154(a,b,c,d)**, sollicitées à des niveaux de chargement croissants (70, 80, 90 et 110 MPa d'amplitude des contraintes nominales), permet de remarquer que plus la contrainte est élevée, plus le nombre de fissures se propageant est élevé. En découle que plus la contrainte est élevée, plus le nombre de coalescence de fissures augmente sur la durée de vie d'une éprouvette. Les lieux correspondant aux positions des coalescences détectées sur les images de la **Figure 154** peuvent être corrélés avec l'observation des faciès de rupture en **Figure 152**. Un léger décrochement peut en effet se remarquer sur les faciès aux endroits où deux fissures se sont rejointes.

Les images de la **Figure 154** peuvent également être exploitées de manière à suivre l'évolution de la taille de fissure en fonction du nombre de cycles pour ensuite étudier la vitesse de propagation.

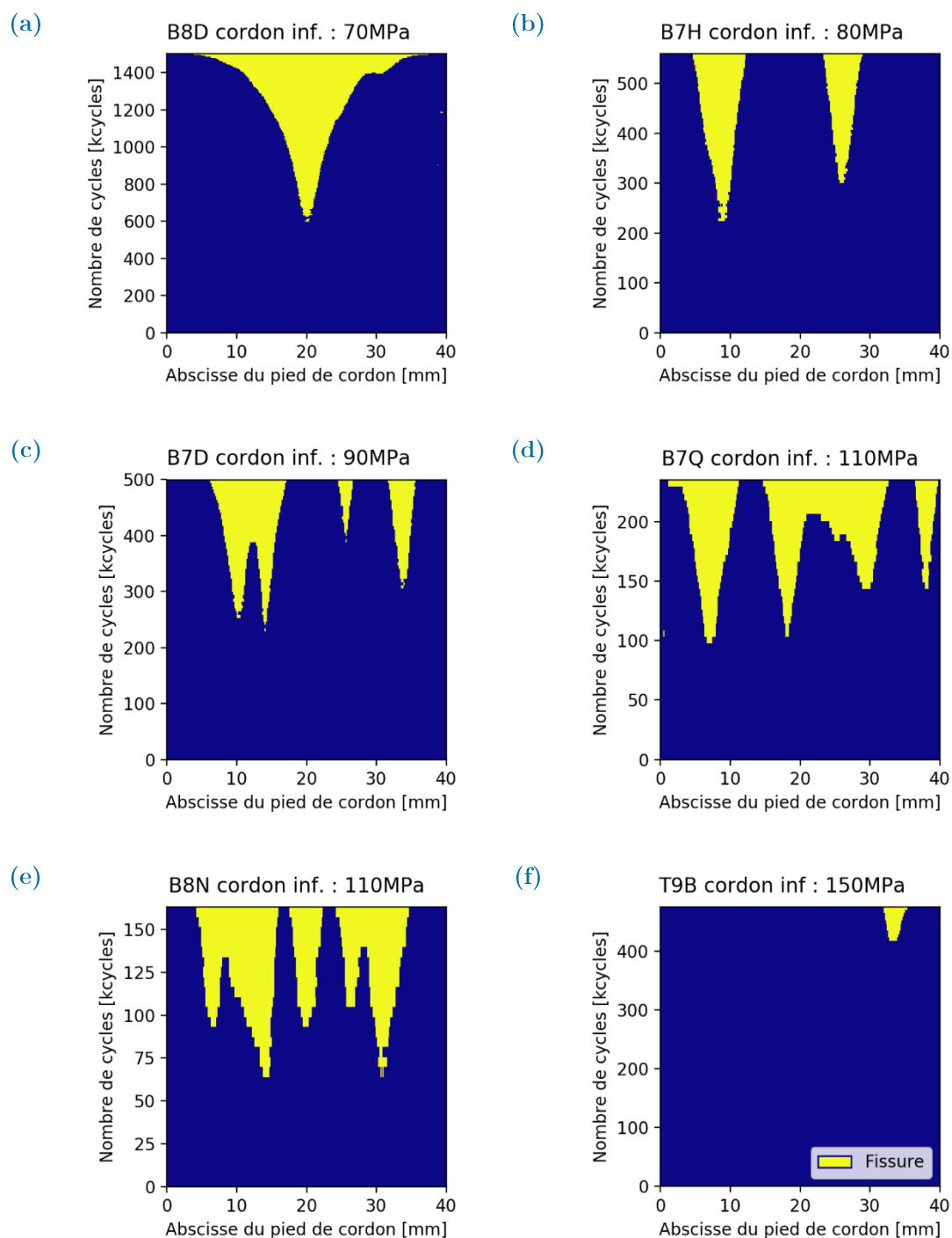


Figure 154 : Résultats¹² du post-traitement appliqué à 5 éprouvettes brutes de soudage sollicitées à différents niveaux de chargements et à une éprouvette parachevée TIG

¹² Le même protocole a été appliqué à chaque éprouvette (intervalle entre deux acquisitions de caméra constant) : certaines éprouvettes arrivant à rupture rapidement présentent donc une image plus pixélisée.

Vitesses de propagation

La courbe de propagation d'une fissure par éprouvette, pour chaque niveau d'effort, a été extraite et représentée en **Figure 155**. Ces courbes sont tronquées sur leur partie supérieure pour ne considérer que la propagation avant coalescence de fissures. La **Figure 155** met en évidence l'effet de la contrainte sur la vitesse de propagation des fissures. Autrement dit, plus la contrainte est élevée, plus les fissures propagent rapidement et donc plus la pente des courbes est importante.

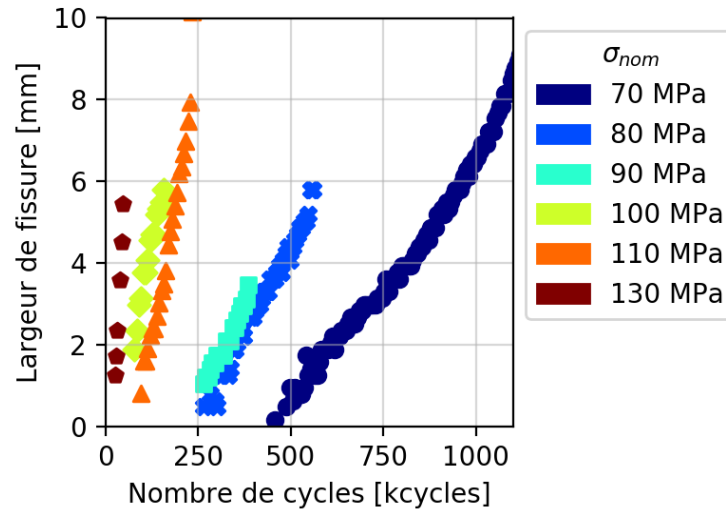


Figure 155 : Evolution cyclique de la largeur de fissure pour différents niveaux de contrainte

En identifiant une droite pour chacune des courbes de la **Figure 155**, une vitesse unique par niveau d'effort peut être estimée. La **Figure 156** représente alors l'évolution de cette vitesse de propagation en fonction de l'amplitude de la contrainte nominale. L'évolution de la vitesse de propagation en fonction de l'amplitude des contraintes nominale peut ensuite être identifiée par une droite de pente 3,8. Cette valeur de pente est du même ordre de grandeur que la pente du modèle de Basquin identifié sur les essais de fatigue traditionnels (Chapitre II). Ce résultat conforte le fait que la phase de propagation des fissures représente le mécanisme de fatigue prépondérant pour déterminer la durée de vie des éprouvettes brutes de soudage.

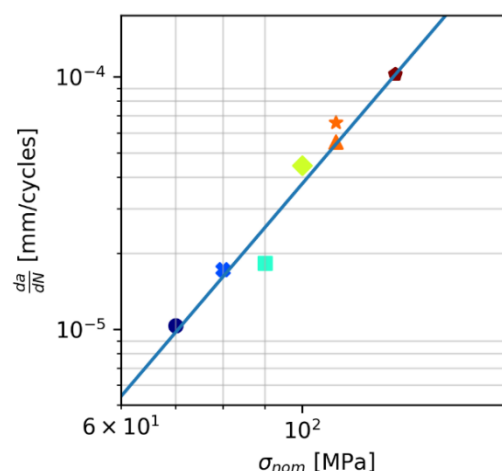


Figure 156 : Vitesse de propagation en fonction de l'amplitude de la contrainte nominale

Définition d'un nouveau critère d'arrêt pour les essais de fatigue traditionnel

Le dépouillement des cartographies de $\Delta\theta_{the}$ proposé dans cette section permet de retracer l'histoire des propagations de fissures en pied des cordons. Il est alors possible de définir un nouveau critère d'arrêt, basé sur la détection de la première fissure, pour ensuite retraiter tous les résultats d'essais de fatigue traditionnels présentés au chapitre I. Un critère fixé à 2 mm peut par exemple être choisi. La Figure 157 permet d'illustrer la définition de ce nouveau critère. Cette figure permet également de bien mettre en évidence la différence de comportement vis-à-vis de la fatigue entre les éprouvettes brutes de soudage et les éprouvettes parachevées TIG. Les courbes en pointillés représentent les courbes moyennes à rupture des éprouvettes décalées de la moitié de la durée de vie. La position des points définis par le nouveau critère à 2 mm d'amorçage par rapport à ces courbes en pointillé, permet de mettre en évidence que plus de la moitié de la durée de vie des éprouvettes brutes de soudage est pilotée par la phase de propagation des fissures. Dans le cas des éprouvettes parachevées par refusion TIG, la phase de propagation des fissures est nettement plus faible, la majorité de la durée de vie est donc pilotée par l'amorçage des fissures. Ces conclusions peuvent également être mises en évidence en traçant le ratio du nombre de cycles nécessaires pour amorcer une fissure de 2 mm par rapport au nombre de cycles à rupture (Figure 158). Sur la Figure 158, les nuages de points obtenus pour les deux configurations d'éprouvette sont visiblement séparés, d'une part car la rupture en fatigue des éprouvettes parachevées par refusion TIG intervient à des niveaux de contrainte plus élevés et d'autre part car la phase de propagation de fissures est plus importante sur éprouvettes brutes de soudage que sur la configuration parachevée par refusion TIG.

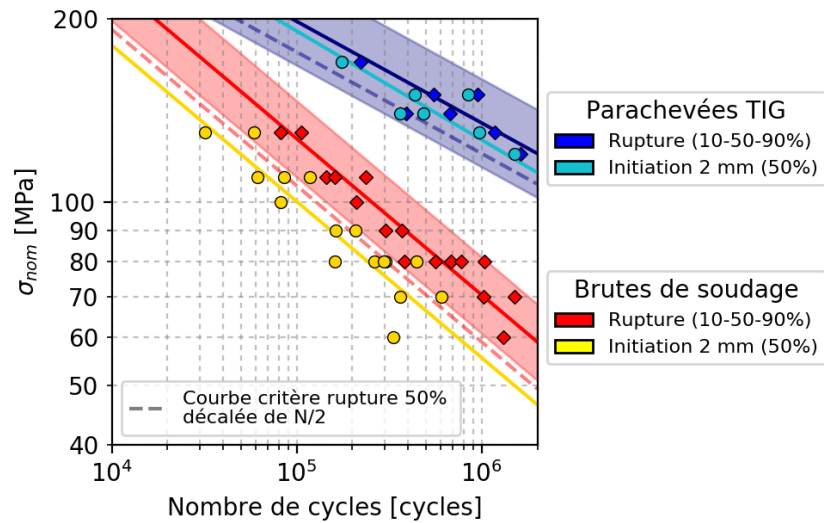


Figure 157 : Résultats d'essais de fatigue traditionnels traités en considérant un critère d'arrêt en amorçage d'une fissure de 2 mm

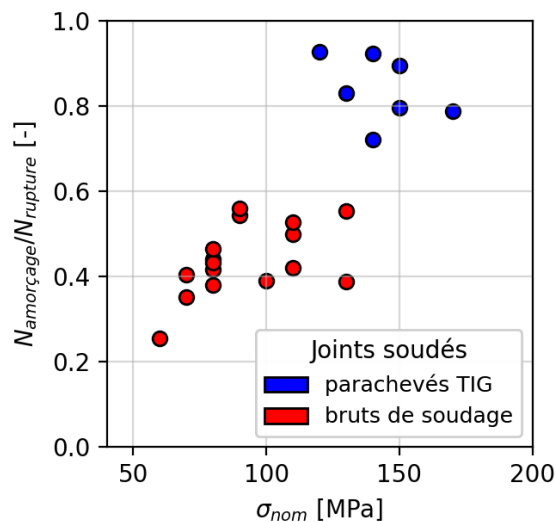


Figure 158 : Ratio de durée de vie selon un critère en amorçage d'une fissure de 2 mm par rapport au nombre de cycles à rupture en fonction de l'amplitude de contrainte nominale

III.5 Bilan des analyses du couplage thermoélastique

L'analyse du couplage thermoélastique à partir de l'identification des cartographies de $\Delta\theta_{the}$ introduit dans la sous-section III.2.2 apporte plusieurs informations très intéressantes sur les éprouvettes joint soudé étudiées. Les observations réalisées en parallèle sur les deux configurations d'éprouvettes étudiées ont également permis d'identifier plusieurs points différenciant les deux configurations.

L'exploitation de la relation de proportionnalité (valide sous certaines conditions d'adiabaticité) entre l'amplitude de la température associée au couplage thermoélastique,

$\Delta\theta_{\text{the}}$, et l'amplitude du premier invariant du tenseur des contraintes, I_{1amp} , permet de quantifier une contrainte géométrique pour chaque éprouvette. La variabilité introduite par les différences de déformées entre les éprouvettes peuvent ainsi être prise en compte.

La relation entre les contraintes et $\Delta\theta_{\text{the}}$ permet en outre l'estimation d'une contrainte locale en pied de cordon. La conduction de chaleur dans l'éprouvette a tendance à lisser le signal mais l'influence d'un rayon de raccordement peut tout de même être captée. Les résultats obtenus sont donc très encourageants et permettent de souligner très nettement la différence de concentration de contraintes entre une éprouvette brute de soudage et une éprouvette parachevée TIG.

Enfin, un post-traitement des images infrarouges, basé sur un seuillage des cartographies de $\Delta\theta_{\text{the}}$, a été élaboré pour suivre de la propagation des fissures lors d'un essai de fatigue. Cette approche a été validée à partir de faciès de rupture marqués. Les résultats obtenus à partir du post-traitement proposé permettent les observations¹³ suivantes :

- les éprouvettes brutes de soudage présentent généralement un multi amorçage de fissures en pied de cordon ;
- la phase de propagation des fissures sur les éprouvettes brutes de soudage représente une part importante de leur durée de vie ;
- la coalescence de fissures semble avoir un effet non négligeable pour des niveaux de contraintes élevés ;
- plus la contrainte augmente, plus le nombre de fissures se propageant est important,
- l'augmentation de la vitesse de propagation est cohérente avec l'augmentation de la contrainte appliquée ;
- la durée de vie des éprouvettes parachevées TIG est pilotée principalement par la phase d'amorçage.

L'approche mise en place permettant de suivre la propagation des fissures à partir d'une caméra infrarouge reste pour le moment limitée à la détection de fissures supérieures au millimètre et ne permet pas encore le suivi fiable des fissures en bord d'éprouvette. Cette approche représente néanmoins une technique alternative intéressante aux techniques traditionnelles de suivi de fissures. Elle peut par exemple être comparée à la méthode par chute de potentiel (ACPD en anglais pour Alternative Current Potential Drop) souvent utilisée pour étudier les joints soudés [Degallaix-Moreuil & Ilschner 2007; Raujol-Veillé et al. 2015]. Cette technique est basée sur la détection d'une différence de potentiel électrique de part et d'autre de la zone d'apparition de la fissure [Matelect n.d.]. Cette méthode permet de détecter un amorçage de fissure inférieur au millimètre et permet une mesure de la profondeur de fissure plutôt que la largeur. Néanmoins, cette approche représente une approche plus complexe à mettre en place expérimentalement car elle nécessite de souder plusieurs bornes sur l'éprouvette.

L'analyse des cartographies d'amplitude du couplage thermoélastique permet ainsi l'obtention d'un nombre important d'informations très utiles pour l'étude de joints soudés.

¹³ Ces observations sont tout à fait conformes aux observations de la littérature

III.6 Conclusions du chapitre

Ce chapitre a permis de développer les différents post-traitements et analyses réalisés à partir des films infrarouges obtenus sur éprouvettes joint soudé lors des essais d'auto-échauffement ou des essais de fatigue. De nombreuses informations ont pu être extraites en considérant les deux sources de chaleur identifiées dans l'équation de la chaleur, le terme de dissipation et le terme associé au couplage thermoélastique. En outre, de nettes différences entre les deux configurations étudiées ont pu être observées. Le **Tableau 9** permet de comparer et résumer les principales observations réalisées sur chacune des configurations.

Tableau 9 : Bilan comparatif des différences entre les 2 configurations d'éprouvettes

Source	Brute de soudage	Parachevée TIG
Dissipation	Courbes d'auto-échauffement 0D semblables	
	Approche empirique non adaptée	Bonne estimation de la durée de vie
Couplage thermoélastique	Amorçage précoce de fissures	Propagation \ll Amorçage
	Multi-amorçage de fissures	« Mono » amorçage

Tous ces éléments enrichissent la compréhension des phénomènes intervenant lors de sollicitations cycliques d'éprouvettes joint soudée cruciformes. L'étape suivante consiste alors à mettre en place un modèle permettant de passer des mesures de température à des courbes de fatigue. Les mécanismes intervenants sur chacune des configurations étant considérablement différents, l'écriture d'un modèle unique pour décrire les deux configurations est quasi impossible. Si l'approche auto-échauffement traditionnelle est opérationnelle pour les éprouvettes parachevées par refusion TIG, celle-ci ne donne pas de résultats cohérents sur éprouvettes brutes de soudage. Les résultats obtenus dans ce chapitre amènent donc vers le développement de deux scénarios de modélisation différents. Un scénario basé sur la description de l'amorçage de la fatigue semble pouvoir être adapté à la configuration parachevée TIG, tandis qu'un scénario basé sur la mécanique de la rupture semble être bien adapté pour la modélisation des éprouvettes brutes de soudage.

Le chapitre suivant s'intéresse à la mise en place d'un modèle basé sur la mécanique de la rupture pour prédire les propriétés en fatigue des éprouvettes brutes de soudage.

Chapitre IV

Modèle de durée de vie d'un joint brut de soudage identifié à partir de mesures thermiques

SOMMAIRE DU CHAPITRE IV

Chapitre IV . Modèle de durée de vie d'un joint brut de soudage identifié à partir des mesures thermométriques	180
IV.1 Mise en place d'un modèle basé sur la mécanique linéaire de la rupture	180
.....	180
IV.1.1 Objectifs et cahier des charges du modèle.....	181
IV.1.2 Architecture du modèle.....	182
IV.1.3 Hypothèses et simplifications	182
IV.2 Génération d'une population initiale de défauts.....	183
IV.2.1 Stratégie et outils choisis.....	183
IV.2.2 Influence des paramètres de génération sur la population de fissures	185
IV.3 Propagation et coalescence des fissures	187
IV.3.1 Loi de propagation et gestion des coalescences	187
IV.3.2 Facteur d'intensité des contraintes	188
IV.3.2.1 Détermination d'un facteur de forme analytique	188
IV.3.2.2 Vérification numérique de la relation entre profondeur et largeur de fissure	191
IV.4 Critère d'arrêt et résultats du modèle.....	193
IV.4.1 Critère d'arrêt	193
IV.4.2 Cinétique de propagation de fissures.....	194
IV.4.3 Propriétés en fatigue	195
IV.4.4 Influence des paramètres d'entrée	196
IV.4.4.1 Influence des paramètres de génération	196
IV.4.4.2 Influence des paramètres de propagation.....	196
IV.5 Stratégie d'identification des paramètres	197
IV.5.1 Identification des paramètres de propagation	198
IV.5.2 Identification des paramètres de génération de population	199
IV.5.2.1 Identification de critères moyens indirects.....	200
IV.5.2.2 Identification des paramètres couplés	201
IV.5.3 Autres stratégies d'identification.....	202
IV.6 Validation du modèle	204
IV.6.1 Confrontation du modèle aux essais de fatigue	204
IV.6.2 Impact de la coalescence sur la durée de vie.....	204
IV.7 Conclusions du chapitre	205
IV.7.1 Bilan du modèle développé.....	205
IV.7.2 Points d'amélioration ou de vérification.....	206

RÉSUMÉ DU CHAPITRE IV

Ce chapitre présente la mise en place d'un modèle permettant de décrire les propriétés en fatigue d'éprouvettes joints soudés dans leur configuration brute de soudage (Figure 159). Il permet de relier les mesures de températures sous sollicitations cycliques aux propriétés en fatigue des assemblages bruts de soudage.

Basé sur la mécanique linéaire de la rupture, le modèle néglige la phase d'amorçage des fissures. Une population de fissures initiales est générée et distribuée aléatoirement sur un long cordon de soudure (1D) qui est ensuite découpé pour former 100 éprouvettes. Le modèle simule ensuite les essais de fatigue de ces éprouvettes en faisant propager les fissures jusqu'à un critère d'arrêt défini en cohérence avec les essais réalisés et les hypothèses prises. Les paramètres de ce modèle sont identifiés uniquement à partir des analyses du terme source de couplage thermoélastique réalisées sur quatre éprouvettes.

Le modèle décrit la cinétique de propagation des éprouvettes en prenant en compte la coalescence de fissures. Il aboutit, *in fine*, à la caractérisation du comportement moyen en fatigue, et permet également d'estimer la dispersion du phénomène de fatigue sur les joints bruts de soudage étudiés.

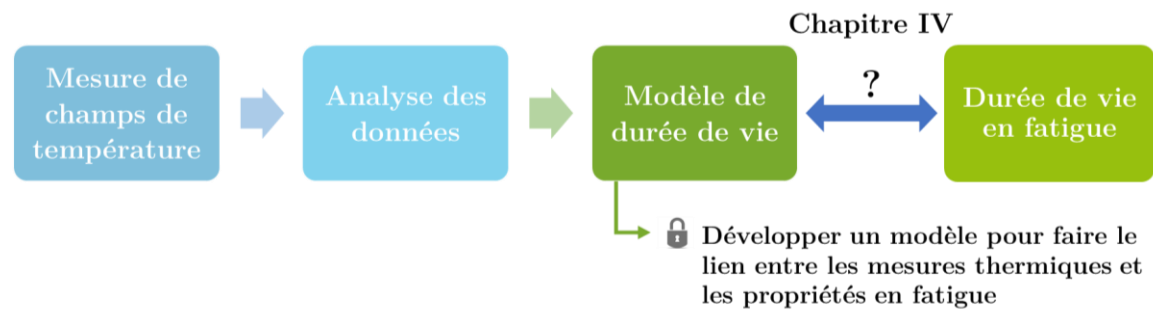


Figure 159 : Position du chapitre IV dans le logigramme de la démarche adoptée pour caractériser les propriétés en fatigue de mini-structures joints soudés

CHAPITRE IV . MODÈLE DE DURÉE DE VIE D'UN JOINT BRUT DE SOUDAGE IDENTIFIÉ À PARTIR DES MESURES THERMOMÉTRIQUES

Ce chapitre fait suite aux observations réalisées lors de l'analyse des cartographies de l'amplitude du couplage thermoélastique dans le Chapitre III. Le protocole de traitement d'image mis en place dans ce chapitre III a permis de suivre la propagation de plusieurs fissures en pied de cordon d'éprouvettes brutes de soudage. La phase de propagation de fissures a alors été identifiée comme représentant la majorité de la durée de vie des éprouvettes brutes de soudage.

L'objectif dans ce chapitre est de proposer une modélisation des éprouvettes brutes de soudage permettant de caractériser les propriétés en fatigue de ces éprouvettes. Ce modèle se base sur la mécanique linéaire de la rupture et s'appuie sur l'analyse du couplage thermoélastique réalisée précédemment pour l'identification des paramètres du modèle.

La première section du chapitre présente les éléments permettant la mise en place du modèle. Les différentes briques constitutives de ce modèle sont ensuite développées dans les sections suivantes. La première brique du modèle qui considère la génération d'une population de défauts initiaux est détaillée. La section suivante présente quant à elle la brique gérant la propagation des fissures et leur coalescence. Enfin, une section explicitant la stratégie d'identification des paramètres du modèle précède la dernière section qui présente enfin les résultats de prédiction du modèle.

IV.1 Mise en place d'un modèle basé sur la mécanique linéaire de la rupture

Le passage d'une mesure de température à des propriétés en fatigue nécessite l'écriture d'un modèle. Cette section permet d'introduire les fondements d'un modèle mis en place pour prédire les propriétés en fatigue des éprouvettes brutes de soudage.

Pour commencer, les objectifs de la modélisation, l'idée générale de fonctionnement ainsi qu'un cahier des charges fixant des règles à respecter sont explicités. L'architecture du modèle est ensuite détaillée. Enfin, une dernière sous-section présente les hypothèses et simplifications considérées dans la mise en œuvre du modèle.

IV.1.1 Objectifs et cahier des charges du modèle

La durée de vie des éprouvettes brutes de soudage étant principalement pilotée par la propagation de fissures, le modèle proposé est basé sur la mécanique linéaire de la rupture. L'objectif de cette modélisation est de pouvoir convertir les données recueillies par analyse du couplage thermoélastique en une prédiction des propriétés en fatigue de la configuration brute de soudage. Ce but général peut être divisé en plusieurs sous-objectifs :

- obtenir des courbes de Wöhler pour différentes probabilités de rupture ;
- identifier les paramètres du modèle uniquement à partir des données issues de l'analyse du couplage thermoélastique. Les données des essais de fatigue traditionnels ne seront utilisées que pour la validation de la prédiction du modèle ;
- décrire le plus fidèlement possible la cinétique de propagation des fissures qui peut être observée via le traitement des images, présenté au chapitre III.

L'idée de principe du modèle repose sur la simulation de la propagation de fissures de fatigue sur un grand nombre de cordons de soudure 1D sur lesquels une population de défauts initiaux aura été générée. La modélisation proposée repose donc sur une première hypothèse forte qui consiste à négliger complètement la phase d'amorçage des fissures, en supposant l'existence d'une population initiale de fissures de tailles différentes. Cette hypothèse se fonde sur les observations expérimentales réalisées et sera validée par les résultats du modèle. L'existence de fissures initiales peut aisément se justifier dans le cas d'une étude sur joint soudé brut de soudage car de nombreux éléments, classés dans la catégorie défauts de soudage dans le chapitre I, peuvent être considérés comme de pré-fissures.

Une autre hypothèse importante est prise dans un premier temps pour développer ce modèle, celle de ne pas prendre en compte l'influence des contraintes résiduelles sur la propagation des fissures. Ce point sera discuté dans les perspectives d'amélioration du modèle.

Par ailleurs, le modèle proposé dans ce chapitre est construit en fixant plusieurs contraintes auxquelles la modélisation doit répondre. Elles sont formulées sous la forme d'un cahier des charges. Le modèle doit :

- inclure un aspect probabiliste permettant de décrire le côté aléatoire de la taille et du positionnement des fissures initiales ;
- permettre une gestion de la coalescence des fissures ;
- prendre en compte l'effet de structure sur le champ de contrainte qui peut ralentir la propagation des fissures dans l'épaisseur des tôles ;
- incorporer un choix de critère d'arrêt cohérent vis-à-vis du critère d'arrêt des essais réalisés.

IV.1.2 Architecture du modèle

Le modèle développé consiste en un programme informatique écrit en langage Python. Il est composé de trois blocs principaux, représentés sur la **Figure 160**.

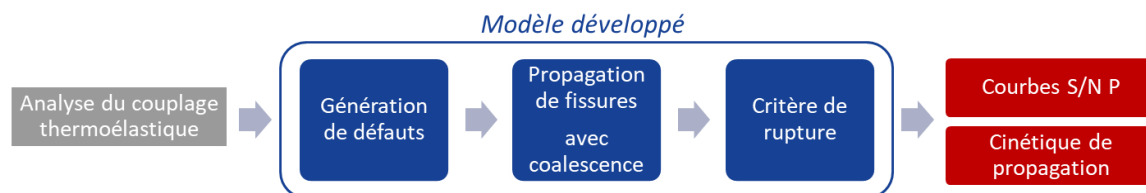


Figure 160 : Schéma de l'architecture du modèle développé

Le premier élément du modèle a pour mission de générer un long cordon de soudure à une dimension, sur lequel une population de fissures est ensuite distribuée aléatoirement. Les propriétés de cette population seront identifiées à partir des observations réalisées sur les cartographies d'amplitude du couplage thermoélastique. Le long cordon fissuré est ensuite découpé pour obtenir 100 éprouvettes de 40 mm de large.

La seconde partie du modèle se charge de simuler des essais de fatigue en faisant propager les fissures initiales sur chacune des éprouvettes créées, tout en gérant la coalescence de fissures.

Enfin, le dernier bloc permet de fixer un critère de rupture des éprouvettes. En réalisant la simulation de propagation des 100 éprouvettes générées, pour plusieurs niveaux de chargement, un nuage de points de fatigue est alors disponible pour effectuer une étude statistique de fatigue et ainsi déterminer les courbes de Wöhler pour différentes probabilités de rupture. Une seconde sortie du modèle sera également les courbes de propagation permettant de vérifier la cohérence entre les cinétiques de propagation observées et simulées.

IV.1.3 Hypothèses et simplifications

Les différents éléments constituant le modèle se doivent d'être simples, de manière à donner un caractère évolutif au modèle. L'amélioration des performances ou l'ajout de nouvelles fonctionnalités seront ainsi facilités. Sur chacun des blocs constituant le modèle, une ou plusieurs hypothèses ont donc été considérées pour simplifier le problème et sa programmation :

- la taille des défauts initiaux est générée par un processus ponctuel de Poisson ;
- le positionnement des fissures sur le cordon est aléatoire ;
- les fissures se propagent sur une seule dimension. Les fissures sont considérées comme travaillant en mode I, c'est-à-dire en ouverture ;
- une loi de propagation simple est considérée, la loi de Paris [Bathias & Bailon 1997];
- toutes les fissures générées propagent ;
- un facteur de forme analytique sera utilisé dans la loi de propagation. Il permettra de prendre en compte l'effet de champ de contrainte hétérogène induit par l'effet de structure ;

- le critère de rupture d'une éprouvette sera exprimé sous la forme d'une longueur de fissure cumulée atteignant un certain pourcentage de la largeur totale de l'éprouvette (40 mm).

Par ailleurs, les contraintes exprimées et utilisées dans la mise en place de ce modèle seront considérées comme les contraintes géométriques appliquées au pied des cordons. La variabilité causée par les différences de profils des éprouvettes sera ainsi écartée. La phase d'identification des paramètres sur les données expérimentales prendra également en compte cette correction en identifiant la contrainte géométrique par l'analyse du profil 1D de l'amplitude du couplage thermoélastique (cf. section III.3.3.1 page 146).

IV.2 Génération d'une population initiale de défauts

IV.2.1 Stratégie et outils choisis

Les observations expérimentales du chapitre III ont mis en évidence que la répartition des fissures initiales est homogène le long des pieds de cordons. Suivant cette observation, un processus ponctuel de Poisson est choisi pour générer une population de fissures initiales. Ce type de processus stochastique représente une approche relativement universelle pour engendrer un ensemble de points isolés de l'espace.

Un processus ponctuel de Poisson peut être simulé relativement simplement à partir de l'intensité du processus, λ , en se donnant un conditionnement du nombre de points, N_{sites} , que l'on souhaite générer. De manière analogue à d'autres travaux de la littérature [Yaacoub Agha et al. 1998; Chantier et al. 1999], une loi bêta est choisie pour décrire la densité moyenne de sites,

$$\lambda(\alpha_0) = \frac{\alpha_0(\alpha_{cnd} - \alpha_0)^k}{\alpha_{cnd}^{k+1}} \cdot \frac{1}{A}, \quad (Eq. 37)$$

avec α_0 , la taille de la fissure¹⁴, α_{cnd} et k des paramètres de la loi bêta et A la somme de la fonction bêta pour exprimer λ sous la forme d'une densité de probabilité (intégrale égale à 1).

Un vecteur balayant toutes les tailles de fissures initiales possibles (\mathbf{a}_0) est ensuite utilisé pour générer la population. La discrétisation de ce vecteur est fixée à 0,005 mm, de manière à obtenir une bonne description de la forme de la fonction bêta. L'impact du choix de ce paramètre sera observé sur le résultat du modèle, dans la dernière section de ce chapitre. Finalement, le nombre de fissures générées est déterminé par la relation suivante,

$$N_{fissures\ distribuées} = \lambda(\alpha_0)N_{sites}. \quad (Eq. 38)$$

¹⁴ Dans ce document, α représente la largeur de fissure tandis que a représente la demi-largeur ($\alpha = 2a$).

En pratique, dans le script écrit pour générer la population, le nombre de sites à créer, N_{sites} , est déterminé en multipliant le nombre d'éprouvettes simulées par le nombre moyen de fissures que l'on souhaite observer par éprouvette. Par exemple si 100 éprouvettes sont simulées avec en moyenne 5 fissures par éprouvette, alors 500 fissures initiales, valeur du paramètre N_{sites} seront générées et distribuées. L'ordre de grandeur du nombre moyen de fissures par éprouvettes est en effet plus facilement identifiable via les observations expérimentales.

La **Figure 161** illustre un exemple de densité résultante de la génération d'une population de fissures.

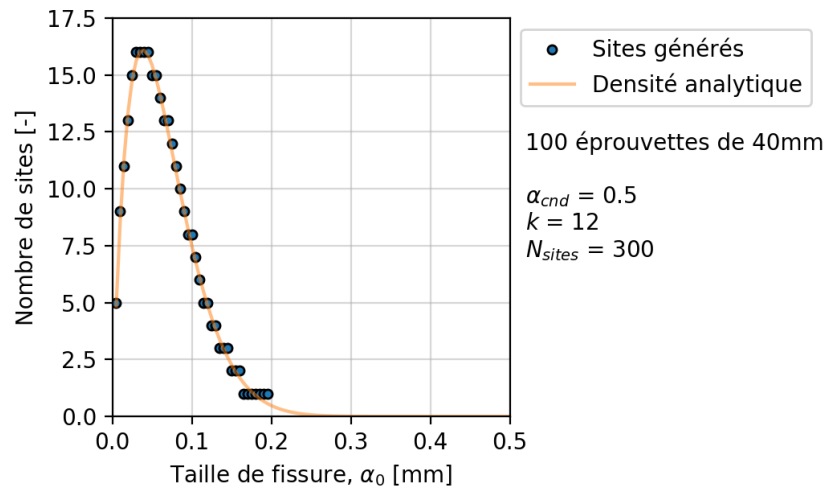


Figure 161 : Allure de la fonction bêta permettant la génération d'une population de fissures initiales

Après génération de ces fissures, elles sont positionnées de manière aléatoire sur un cordon, ou segment 1D, dont la taille est définie par le produit du nombre d'éprouvettes simulées par la largeur d'une éprouvette. Le code est écrit de façon à ce que les fissures ne puissent pas être positionnées sur les « zones de découpe » des futures éprouvettes. De la même manière, le code prévoit de retirer aléatoirement une abscisse si le positionnement de la fissure n entraîne un chevauchement avec une fissure déjà placée. Le nombre total de fissures générées reste ainsi conservé. La dernière étape de cette partie du modèle consiste à réaliser un découpage du long cordon en 100 éprouvettes de 40 mm. Le prochain bloc du modèle reçoit donc en entrée 100 éprouvettes pré-fissurées avec une population de fissures représentative de la fonction de densité choisie.

Pour résumer, trois paramètres sont donc nécessaires à la génération d'une population de fissures initiales, à savoir, α_{cnd} une borne maximale par rapport à la taille des fissures générées, k la puissance définissant la forme de la densité moyenne, et N_{sites} qui définit le nombre de fissures à créer. La sous-section suivante présente une étude d'influence de ces trois paramètres sur la population de fissures générées.

IV.2.2 Influence des paramètres de génération sur la population de fissures

Le **Tableau 10** permet d'observer l'influence des trois paramètres du premier bloc du modèle sur la génération de population de fissures. Les deux premières lignes du tableau représentent la densité des tailles de fissures créées, respectivement, sous la forme d'histogramme et sous la forme d'une courbe de répartition.

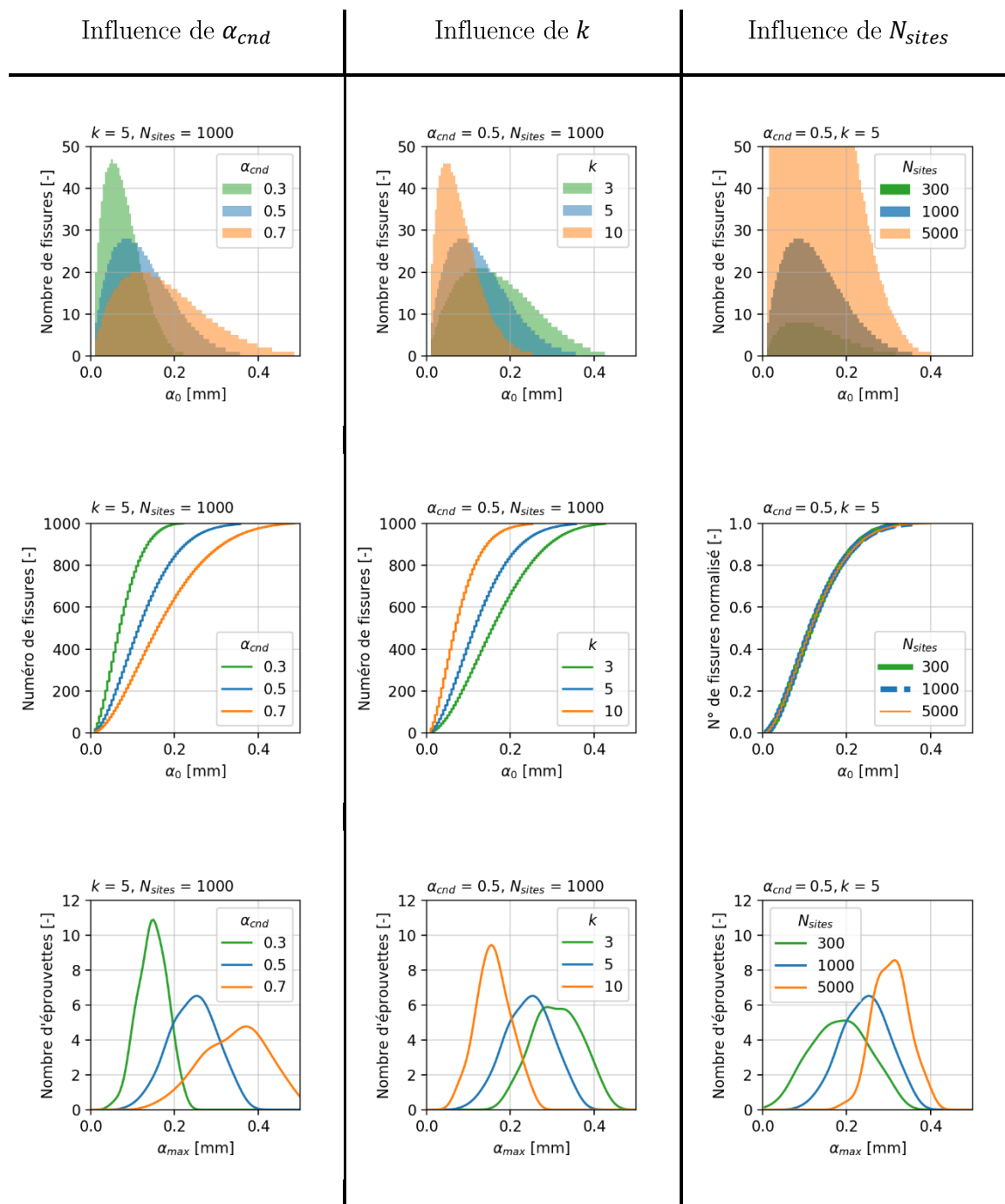
Les paramètres α_{cnd} et k modifient à la fois la moyenne et la dispersion des tailles de fissures distribuées. Leurs influences sont néanmoins inverses. Le paramètre α_{cnd} est alors fixé. Ce paramètre peut être considéré comme la taille maximale des fissures générées (en pratique, cette valeur est exclue du tirage). Une valeur de 0,7 mm est choisie arbitrairement pour ce paramètre. Cette valeur présente néanmoins une cohérence avec plusieurs éléments :

- l'ordre de grandeur du seuil minimum de détection de moyens de contrôle non destructifs tels que le ressuage par exemple ;
- la taille de fissure initiale « représentative » de 0,1 mm proposée par l'IIS pour dimensionner en fatigue un joint soudé non fissuré via une approche mécanique linéaire de la rupture [Hobbacher 2018] ;
- les observations réalisées grâce à l'analyse du couplage thermoélastique : les tailles de fissures initiales observées sont toutes inférieures à 1 mm.

Le paramètre N_{sites} permet quant à lui de faire varier uniquement l'intensité du processus, autrement dit le nombre de fissures générées dans le modèle. Ce point est mis en évidence par la parfaite superposition des courbes fonction de répartition normalisées par le nombre total de fissures créées.

Enfin la dernière ligne du tableau permet d'observer la distribution de la plus grande taille de fissure générée par éprouvette, notée α_{max} . La taille de la plus grande fissure sur une éprouvette peut à priori influencer directement la durée de vie d'une éprouvette. La modification des distributions des tailles de fissures modifie inévitablement la distribution de la plus grande fissure par éprouvette. Les paramètres k et N_{sites} présentent sur ces distributions un effet inverse sur la moyenne. Les effets de couplage entre ces deux paramètres seront alors étudiés par la suite.

Tableau 10 : Influence des trois paramètres de générations de population de fissures sur la densité de tailles de fissures et sur la taille maximale de fissure distribuée par éprouvette.



IV.3 Propagation et coalescence des fissures

Cette section présente les ingrédients choisis pour simuler la propagation des fissures générées précédemment. La loi de propagation utilisée est introduite en premier lieu. L'expression du facteur d'intensité des contraintes adopté est également détaillé dans la sous-section suivante. Les premiers résultats du modèle sont ensuite présentés. Enfin, une étude d'influence des paramètres sur les sorties du modèle est menée dans la dernière sous-section.

IV.3.1 Loi de propagation et gestion des coalescences

Une loi de propagation simple et classique, la loi de Paris (Eq.3), a été sélectionnée pour représenter la propagation des fissures dans ce modèle. Cette loi relie la vitesse de propagation des fissures, $\frac{da}{dN}$, à l'étendue du facteur d'intensité des contraintes, ΔK , dont l'expression sera détaillée dans le paragraphe suivant. Deux paramètres supplémentaires, C et m , sont alors introduit dans le modèle pour décrire la propagation des fissures.

$$\frac{da}{dN} = C. (\Delta K)^m. \quad (Eq. 39)$$

Une hypothèse supplémentaire est prise à ce stade concernant le seuil de propagation : toutes les fissures générées propagent. Cette hypothèse est exprimée de manière conjointe avec le choix de la fonction bêta pour générer la densité de taille de fissure. En effet, l'option choisie pour créer la population de fissures initiales ne génère pas de fissure inférieure à 0,005 mm, valeur correspondant à la discrétisation du vecteur balayant toutes les tailles de fissures initiales possibles (voir IV.2.1). Cette combinaison de stratégies simplifie l'écriture du code du modèle et améliore son efficacité, tout en limitant le nombre de traitements à réaliser sur des fissures de taille non significative.

Le calcul d'intégration de la loi de Paris est réalisé dans le code par pas de temps fixe. Une variable supplémentaire représentant un nombre de cycles d'intégration intervient alors. En pratique, ce pas de temps est choisi suivant un compromis entre vitesse de calcul et discrétisation du résultat (courbes de Wöhler). En effet, le pas de temps est choisi le plus faible possible pour décrire la propagation et la coalescence le plus fidèlement possible mais un pas trop faible augmente significativement le temps de traitement. Un pas de temps de 1000 cycles a été identifié comme un bon compromis et est sélectionné pour la suite de l'étude. La stratégie d'intégration de la loi de propagation par un pas de temps fixe, plutôt que par un pas variable, est préférée dans cette étude car elle autorise, de manière simplifiée, de futures évolutions de la loi de propagation.

La coalescence entre deux fissures est gérée de manière relativement simple lors de l'intégration par pas de cycles fixe. Entre chaque pas d'intégration, un test vérifie qu'il n'y a pas chevauchement entre les bornes de deux fissures. S'il y a chevauchement, les deux fissures sont considérées comme une seule et unique nouvelle fissure dont la taille est définie par la borne gauche de la fissure de gauche et la borne droite de la fissure de droite. Le pas

d'intégration suivant est ensuite calculé, en considérant cette nouvelle fissure, issue de la coalescence des deux autres.

IV.3.2 Facteur d'intensité des contraintes

L'étendue du facteur d'intensité des contraintes s'exprime généralement en fonction de la taille de la fissure et en fonction de l'étendue des contraintes appliquées. Son expression peut se mettre sous la forme suivante,

$$\Delta K = F(a) \cdot \Delta \sigma \sqrt{\pi a} , \quad (\text{Eq. 40})$$

avec $\Delta \sigma$, l'étendue des contraintes appliquées, a , la taille de fissure, et en introduisant un facteur de forme, $F(a)$, qui permet notamment de prendre en compte la forme du champ de contrainte hétérogène dans l'épaisseur.

Le champ de contraintes dans l'épaisseur de la semelle, tout particulièrement sous les pieds de cordon, est fortement hétérogène (**Figure 162**) et influence donc la propagation des fissures. Les observations sur les faciès de rupture marqué au chapitre précédent soulignent que les fissures se propagent préférentiellement le long des pieds de cordon où la contrainte est plus élevée, tandis que leur vitesse de propagation dans l'épaisseur de la semelle est plus faible.

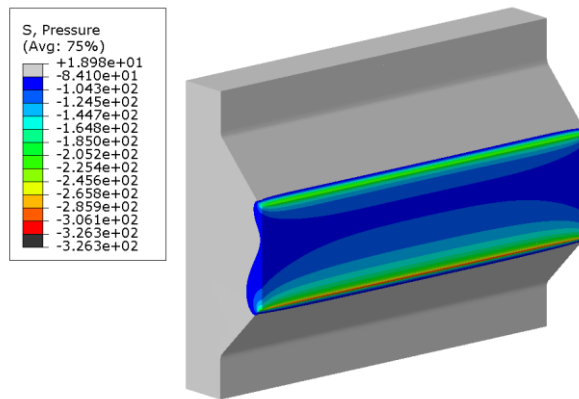


Figure 162 : Champs du premier invariant du tenseur des contraintes¹⁵ dans l'épaisseur d'une éprouvette cruciforme, au niveau du pied de cordon.

Le paragraphe suivant présente l'option sélectionnée pour exprimer un facteur de forme qui permettra de déterminer le facteur d'intensité des contraintes.

IV.3.2.1 Détermination d'un facteur de forme analytique

L'identification d'un facteur de forme permettant de prendre en compte les effets du champ de contrainte hétérogène dans l'épaisseur de l'éprouvette peut être réalisée par simulation numérique. Néanmoins, pour simplifier la mise en œuvre du modèle, une formule analytique adaptée d'une expression déjà existante dans la littérature a été utilisée. Celle-ci s'inspire d'une configuration étudiée par [Newman & Raju 1984] et représentée sur la **Figure**

¹⁵ L'effet des contraintes résiduelles n'est pas intégré dans ce calcul.

163. Dans leur publication, Newman et Raju présentent des équations analytiques pour exprimer le facteur d'intensité des contraintes dans différentes éprouvettes volumiques aux dimensions finies, et soumises à des sollicitations de traction répétées. La configuration d'éprouvette avec fissure débouchante semi-elliptique dans un alésage est jugée comme relativement proche de la configuration joint soudé cruciforme en termes de champs de contrainte aux alentours de la fissure. La formule analytique utilisée dans le modèle s'inspire de ces équations. La pertinence de ce choix sera vérifiée dans la suite du document, via une simulation éléments finis enrichis (XFEM).

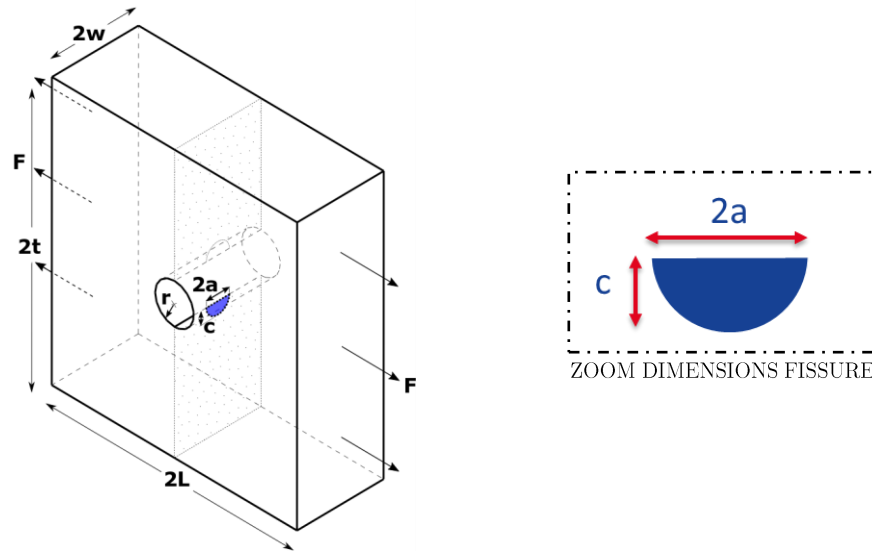


Figure 163 : Fissure débouchante semi-elliptique dans un alésage, d'après [Newman & Raju 1984]. Illustration modifiée pour présenter une orientation comparable à la figure précédente.

Le facteur de forme identifié par [Newman & Raju 1984] sur la configuration d'éprouvette représentée en Figure 163, dépend de plusieurs variables telles que :

$$F(a) = F\left(\frac{a}{w}, \frac{a}{c}, \frac{c}{t}\right) \quad (\text{Eq. 41})$$

avec a , la demi-largeur de la fissure, c , la profondeur de la fissure, w , la demi-largeur de l'éprouvette, et t , la demi-épaisseur de l'éprouvette. La formule analytique permet alors de rendre compte de l'effet de plusieurs influences. Le facteur $\frac{a}{w}$ permet d'intégrer des effets liés à la taille de la fissure. Le facteur $\frac{a}{c}$ autorise quant à lui la prise en compte de l'effet lié à la forme de la fissure. Enfin, le facteur $\frac{c}{t}$ permet d'intégrer un effet associé à l'épaisseur finie de l'éprouvette. De légères modifications ont été apportées aux relations proposées dans l'article de manière à simplifier l'expression. L'expression du facteur de forme utilisé dans le modèle s'exprime finalement de la manière suivante, avec r , le rayon de l'alésage,

$$\text{Si } a > c, F(a) = \left[\sqrt{\frac{c}{a}} + \frac{0.05}{0.11 + \left(\frac{a}{c}\right)^{3/2}} \left(\frac{a}{w}\right)^2 + \frac{0.29}{0.23 + \left(\frac{a}{c}\right)^{3/2}} \left(\frac{a}{w}\right)^4 \right] g_2 g_3, \quad (\text{Eq. 42})$$

avec,
$$g_2 = \frac{1+0.358\lambda+1.425\lambda^2-1.578\lambda^3+2.156\lambda^4}{1+0.08\lambda^2}, \quad (\text{Eq. 43})$$

$$g_3 = 1 + \left(1 - \frac{a}{w}\right)^{10}, \quad (\text{Eq. 44})$$

et,
$$\lambda = \frac{1}{1+0.156\frac{c}{r}}. \quad (\text{Eq. 45})$$

Dans ces expressions, le rayon de l'alésage, r , a été fixé à 1 pour correspondre de manière analogue à une approche locale avec rayon effectif en pied de cordon de soudure (c.f. Chapitre I) [Hobbacher 2018].

L'expression choisie pour exprimer $F(a)$ ne peut être considérée comme valide que pour des fissures de taille réduite par rapport à la largeur des éprouvettes, et éloignées des bords de l'éprouvette. En effet, l'expression choisie n'est probablement plus adaptée dès lors que la demi-largeur d'une fissure, a , se rapproche de w . De plus, la propagation d'une fissure vers le bord d'une éprouvette modifie également le champ des contraintes et ainsi le facteur d'intensité des contraintes. L'expression de celui-ci devrait alors évoluer dès lors qu'une fissure atteint un bord de l'éprouvette. Par soucis de simplicité, l'expression du facteur de forme choisie est gardée fixe et ne prend pas en compte ces aspects. Le choix d'un critère d'arrêt adapté pourra alors permettre de prendre en compte ces éléments dans la modélisation et sera discuté dans la section suivante.

Par ailleurs, dans ces équations intervient également la profondeur de la fissure, c , dont la valeur est à priori inconnue. Une valeur de c considérée comme constante ne donne pas de résultats satisfaisant en termes de représentation de la cinétique de propagation des fissures. L'identification d'une relation entre profondeur de fissure, c , et demi-largeur de fissure, a , a alors été réalisée à partir des données expérimentales recueillies sur les faciès de rupture marqués (Chapitre III). Les points orange sur la Figure 164 représentent les mesures de a et c effectuées sur les faciès de rupture marqués introduits au chapitre précédent.

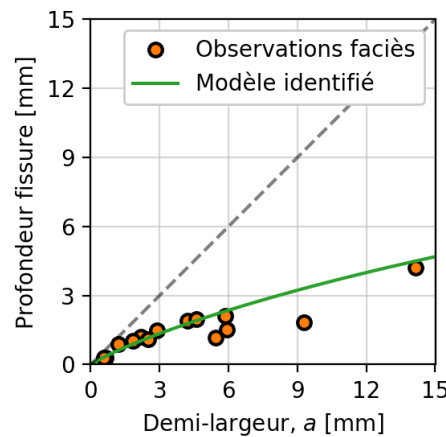


Figure 164 : Evolution de la profondeur de fissure par rapport à sa largeur

La courbe orange sur la Figure 164 représente une fonction puissance interpolée à partir de ces points. La relation suivante est alors considérée pour déterminer la profondeur de fissure en fonction de la demi-largeur a ,

$$c(a) = -0,475a^{1,136} + a \quad (\text{Eq. 46})$$

Cette relation étant identifiée, l'évolution de la fonction de forme, $F(a)$, peut être représentée sur la **Figure 165**. La courbe obtenue est décroissante. La fonction de forme sélectionnée a donc pour effet de « ralentir » la vitesse de propagation de la fissure lorsque la taille de fissure augmente.

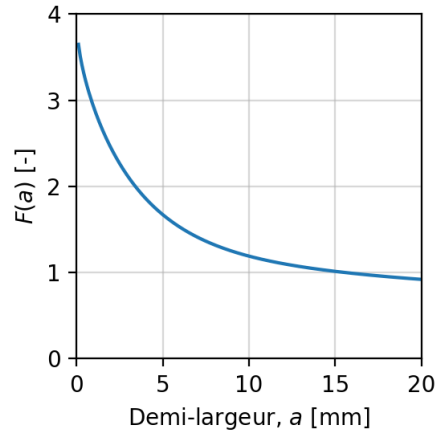


Figure 165 : Représentation de la fonction de forme considérée dans le modèle

Pour s'assurer de la pertinence du choix de la relation entre la profondeur d'une fissure et sa largeur, une étude numérique basée sur une simulation de propagation de fissure en pied de cordon est entreprise.

IV.3.2.2 Vérification numérique de la relation entre profondeur et largeur de fissure

Afin de vérifier la cohérence de l'expression reliant la profondeur à la largeur d'une fissure, un modèle numérique représentant un huitième d'une éprouvette cruciforme a été mis en place pour simuler la propagation d'une fissure initiale semi-elliptique (**Figure 166**) en pied de cordon. Cette simulation est réalisée à l'aide du code de calcul commercial Abaqus. Des éléments enrichis XFEM sont utilisés en pied de cordon (en gris sur la **Figure 167**). Ce type d'élément permet de faire propager une fissure dans les éléments finis sans nécessiter de remaillage de la pièce à chaque évolution de taille de fissure. De plus, le chemin de propagation de la fissure est laissé libre en comparaison aux approches basées sur des éléments cohésifs. Les notions théoriques permettant la compréhension de la mise en place de ce type de calcul sont détaillées dans la documentation Abaqus.

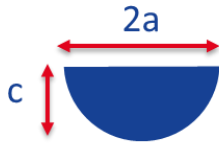


Figure 166 : Fissure semi-elliptique considérée dans la simulation XFEM.

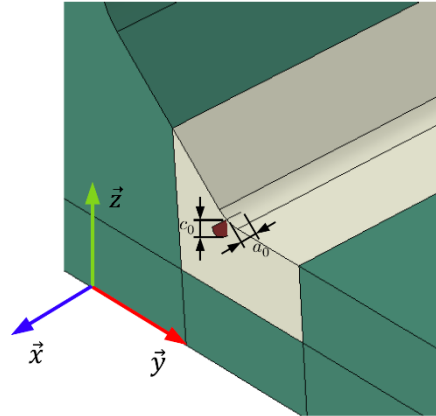


Figure 167 : Modèle avec éléments finis enrichis XFEM avec fissure initiale en pied de cordon.

La taille initiale de la fissure a été fixée à $a_0 = 0,5$ mm, $c_0 = 0,5$ mm. Elle est positionnée sur le milieu de la largeur de l'éprouvette. Sa position sur l'axe \vec{x} a été choisie pour correspondre au maximum du profil du premier invariant du tenseur des contraintes lorsqu'il n'y a pas de fissure. Les paramètres suivants sont utilisés pour la simulation :

- taille d'éléments XFEM : 1 mm ;
- loi de comportement du matériau considérée comme élastique linéaire ;
- force appliquée : 50 kN à $R=0,1$;
- loi de propagation de type Paris : $C = 1,5e - 11$ MPa \sqrt{m} et $m = 4$.

Ce type de calcul est complexe à mettre en œuvre (la convergence peut dépendre de plusieurs facteurs) et très demandeur en ressources informatiques. Une exploration approfondie de l'influence de tous les paramètres n'a pas pu être réalisée. Néanmoins, les résultats obtenus sont encourageants et permettent de confirmer la tendance de l'évolution de la forme de la fissure lors de sa propagation : la fissure propage de manière préférentielle selon la largeur de l'éprouvette plutôt que dans la profondeur de la semelle. La **Figure 168** et la **Figure 169** permettent de représenter les résultats extraits de la simulation XFEM. Les courbes bleues montrent une bonne concordance avec les observations expérimentales et la relation entre profondeur et largeur de fissure identifiée précédemment.

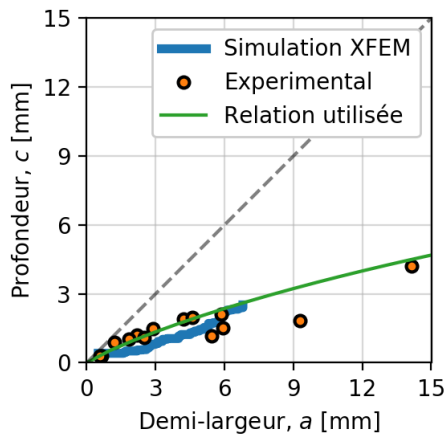


Figure 168 : Evolution de la profondeur de fissures lors d'une simulation XFEM

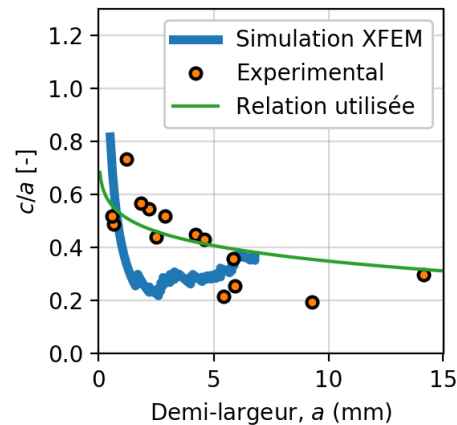


Figure 169 : Evolution du rapport c/a lors d'une simulation XFEM

Le modèle développé repose donc sur une loi de propagation simple dont l'étendue du facteur d'intensité des contraintes fait appel à une formule analytique préexistante pour exprimer la fonction de forme. La solution présentée est une première phase dans le développement du modèle. De futurs travaux peuvent être envisagés pour affiner l'expression du facteur d'intensité des contraintes.

Le second bloc du modèle étant construit, la dernière étape consiste à choisir un critère d'arrêt qui permette la simulation des essais de fatigue.

IV.4 Critère d'arrêt et résultats du modèle

Cette section présente le dernier élément nécessaire pour simuler les essais de fatigue, le choix d'un critère d'arrêt. Les premiers résultats du modèle sont ensuite introduits. Les deux sorties principales du modèle sont présentées : les courbes de propagation des fissures et les courbes de Wöhler avec probabilité de rupture. Enfin, une étude de sensibilité des paramètres du modèle est réalisée en fin de section.

IV.4.1 Critère d'arrêt

Le critère d'arrêt du modèle vise à être choisi en cohérence avec le critère d'arrêt utilisé lors des essais de fatigue traditionnels. Le critère d'arrêt retenu pour le modèle est donc le rapport entre la longueur des fissures cumulées le long d'un pied de cordon et la largeur de l'éprouvette, car cette solution est simple à mettre en œuvre.

Néanmoins, le rapport choisi n'est pas fixé à 1 (longueur cumulée des fissures égalant la largeur d'une éprouvette), mais à une valeur de 0,5. La rupture d'une éprouvette est donc considérée dans le modèle lorsque la longueur cumulée des fissures atteint une taille égale à la moitié de la largeur d'une éprouvette.

Ce choix se justifie par le fait que plusieurs effets ne sont pas pris en compte dans l'expression du facteur de forme choisi précédemment. L'effet de taille finie du cordon, qui a pour effet d'accélérer la propagation lorsque la fissure s'approche des bords de l'éprouvette, n'est par exemple pas pris en compte de manière formelle. L'augmentation de contrainte dans la section lorsque la section diminue avec la fissuration n'est pas prise en compte dans le modèle. Ces effets sont alors pris en compte dans le modèle par ajustement du critère d'arrêt.

La valeur sélectionnée peut paraître importante au regard du critère de rupture totale considéré lors des essais de fatigue conventionnels. Néanmoins, le choix de ce critère d'arrêt présente finalement une influence relativement limitée sur les résultats d'estimation de durée de vie en comparaison avec la caractérisation de la taille initiale de fissure. Ce point s'illustre et se comprend aisément par l'observation de la [Figure 170](#).

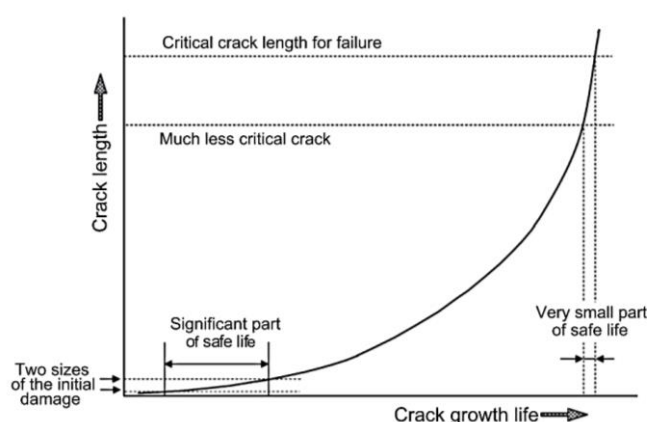


Fig. 6. The effect of the crack growth curve on damage tolerance.

[Figure 170](#) : Influence du critère d'arrêt sur la durée de vie en fatigue [Schijve 2012]

Tous les blocs de la modélisation étant mis en place, la génération de 100 éprouvettes fissurées et la simulation de la propagation de leur fissure peut être effectuée. La sous-section suivante présente alors le premier résultat du modèle, l'obtention de courbes de propagation et de cartographies représentant l'historique des coalescences.

IV.4.2 Cinétique de propagation de fissures

Le premier résultat de la simulation réside dans l'obtention, pour chaque fissure, de chaque éprouvette, d'une courbe de propagation de la taille de fissure, en fonction du nombre de cycles. Des cartographies représentant l'histoire de la propagation des fissures sur une éprouvette peuvent alors être assemblées. La [Figure 171](#) représente trois exemples de cartographies simulées par le modèle. Les formes de ces images se comparent remarquablement bien aux images obtenues dans le chapitre précédent par une approche expérimentale (page 170). Le modèle mis en place permet donc une bonne description de la cinétique de propagation tout en prenant en compte la coalescence de fissures.

Néanmoins, une comparaison de ces images avec les résultats expérimentaux issus de l'analyse du couplage thermoélastique ne peut se faire qu'à travers la mise en place d'un

filtre sur la taille des fissures. En effet, le post-traitement proposé au chapitre précédent ne permet pas la détection et le suivi des fissures inférieures à 1 mm. Certaines des fissures observables sur la **Figure 171** ne seraient donc pas des fissures « visibles » via l'approche expérimentale utilisée.

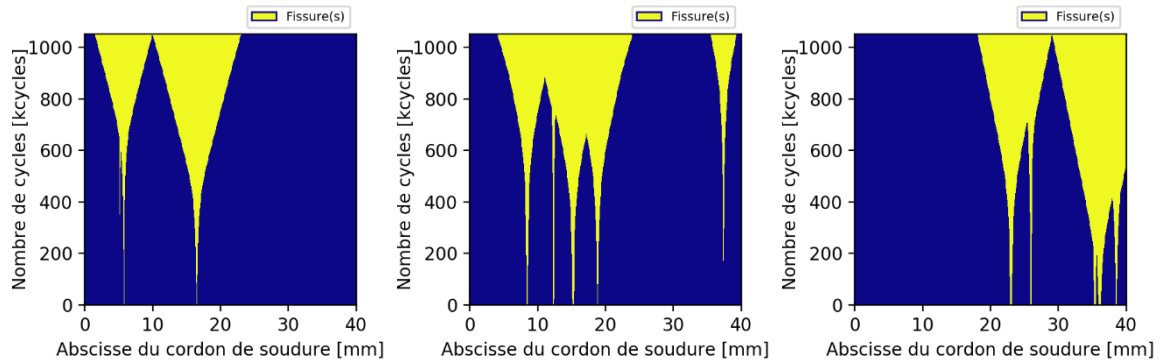


Figure 171 : Cartographies de propagation de fissures simulées ($\sigma_{geo} = 90MPa$)

IV.4.3 Propriétés en fatigue

Le second résultat de la simulation est l'obtention d'un nuage de 100 points défini par le nombre de cycles à rupture des 100 éprouvettes pour le niveau de contrainte géométrique considéré. La simulation de la propagation des 100 mêmes éprouvettes est ensuite relancée pour différents niveaux d'effort, de manière à obtenir plusieurs centaines d'essais de fatigue à représenter dans le plan de Wöhler.

Une analyse statistique similaire à celle réalisée dans le chapitre II (NF A03-405 [AFNOR 1991]) peut alors être effectuée afin de déterminer les propriétés en fatigue des joints soudés simulés. Une courbe moyenne basée sur le modèle de Basquin est alors identifiée et représentée en **Figure 172**. Par ailleurs, une bonne estimation de la dispersion des résultats peut être obtenue grâce au nombre important d'éprouvettes simulées.

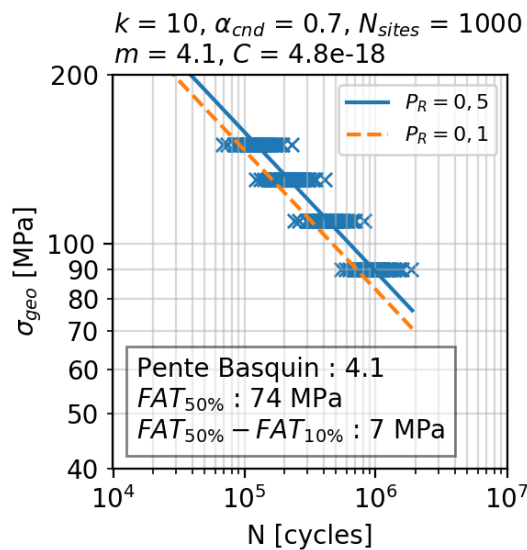


Figure 172 : Résultats du modèle : nuage de points de fatigue et analyse statistique

IV.4.4 Influence des paramètres d'entrée

Les trois blocs constituant le modèle (génération, propagation, critère de rupture) répondent donc bien aux deux objectifs du modèle, à savoir l'observation de la cinétique des fissures et la caractérisation des propriétés en fatigue. Pour résumer, quatre paramètres interviennent dans la construction de ce modèle, deux paramètres pilotant la génération de la population de fissures et deux paramètres pilotant la propagation. Les paragraphes suivants présentent l'influence de ces paramètres sur les courbes de fatigue obtenues.

IV.4.4.1 Influence des paramètres de génération

Les deux paramètres agissant sur la forme de la densité des tailles de fissures de la population générée sont la puissance k et le nombre moyen de fissures N_{sites} . La **Figure 173** et la **Figure 174** permettent de représenter l'influence de ces paramètres sur les courbes de Wöhler simulées. Le paramètre k influence principalement la valeur de FAT moyenne mais également de manière secondaire la dispersion en fatigue. Le paramètre N_{sites} permet quant à lui de piloter principalement la dispersion des résultats. Néanmoins, il influence également de manière significative la FAT moyenne. Les deux paramètres permettant de générer la population de fissures ne sont donc pas totalement indépendants. La mise en place d'une stratégie d'identification particulière est donc nécessaire et sera présentée dans la section suivante.

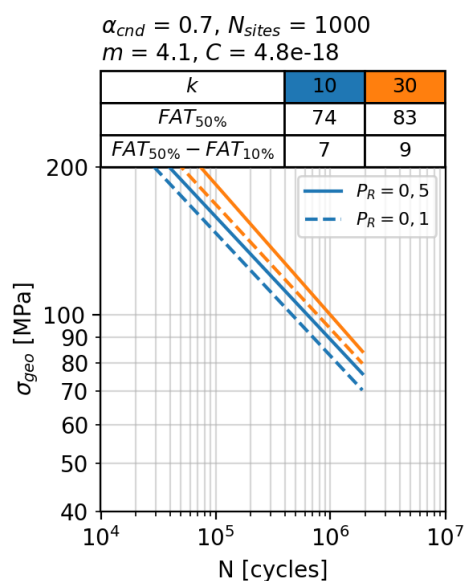


Figure 173 : Influence du paramètre k sur les courbes de fatigue

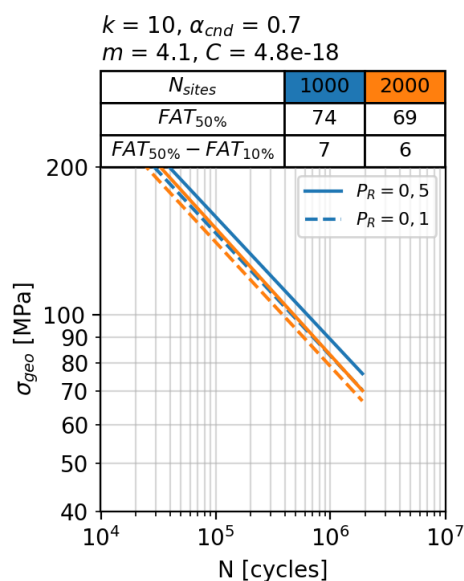


Figure 174 : Influence du paramètre N_{sites} sur les courbes de fatigue

IV.4.4.2 Influence des paramètres de propagation

Les deux paramètres du modèle, pilotant la vitesse de propagation des fissures, sont la puissance de la loi de Paris, m , et le coefficient C . Le paramètre m présente une influence directe sur la pente du modèle de Basquin identifiée sur les points de fatigue simulés. Cette

la pente est simplement égale à la valeur du paramètre m . Le paramètre C permet quant à lui de décaler les courbes de fatigue et donc d'influencer la valeur de FAT moyenne. Son influence est illustrée sur la **Figure 175**.

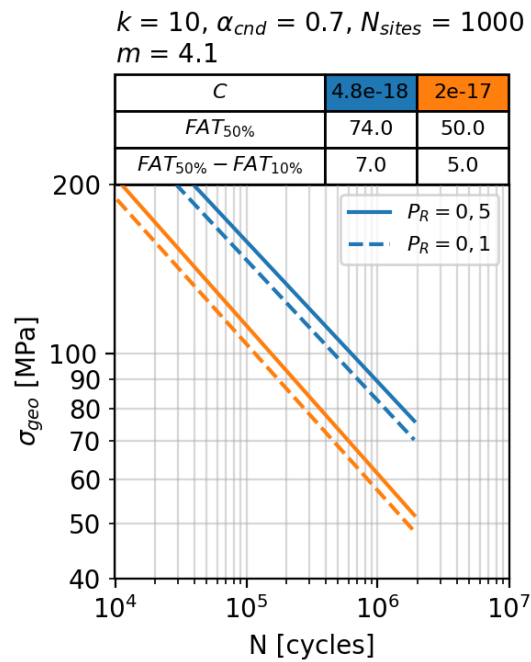


Figure 175 : Influence du paramètre C sur les courbes de fatigue

La construction du modèle étant effectuée et l'influence des paramètres d'entrée sur les sorties étant évaluée, l'étape suivante consiste à développer une stratégie d'identification des paramètres à partir des données expérimentales disponibles.

IV.5 Stratégie d'identification des paramètres

Une stratégie d'identification des paramètres du modèle est mise au point dans cette section. Celle-ci repose sur l'utilisation des données expérimentales présentées au chapitre précédent. En effet, le suivi de la propagation des fissures en pied de cordon via l'analyse des cartographies d'amplitude du couplage thermoélastique a permis l'obtention de nombreuses informations sur la cinétique des fissures. La stratégie d'identification mise en place se base sur le post-traitement d'un nombre limité à 4 éprouvettes.

Pour rappel, les équations faisant intervenir les 4 paramètres à identifier sont les suivantes :

$$\begin{cases} \text{Equations de la} \\ \text{génération de} \\ \text{population} \\ \\ \text{Equation de} \\ \text{propagation} \end{cases} \left\{ \begin{array}{l} \lambda(\alpha_0) = \frac{\alpha_0(\alpha_{cnd} - \alpha_0)^k}{\alpha_{cnd}^{k+1}} \cdot \frac{1}{A} \\ N_{fissures\ distribuées} = \lambda(\alpha_0)N_{sites}. \\ \\ \frac{da}{dN} = C \cdot (\Delta K)^m \end{array} \right.$$

IV.5.1 Identification des paramètres de propagation

Les paramètres de la loi de propagation peuvent être assez simplement identifiés à partir des observations réalisées au chapitre précédent. Pour commencer, la puissance de la loi de Paris, m , est ici reliée directement à la pente identifiée entre vitesse de propagation et contrainte géométrique (Figure 176). Une valeur de 4.1 est alors déterminée¹⁶ pour ce paramètre. Le résultat de dépouillement de 6 éprouvettes est représenté sur la Figure 176, cependant la pente identifiée reste similaire avec uniquement 4 éprouvettes.

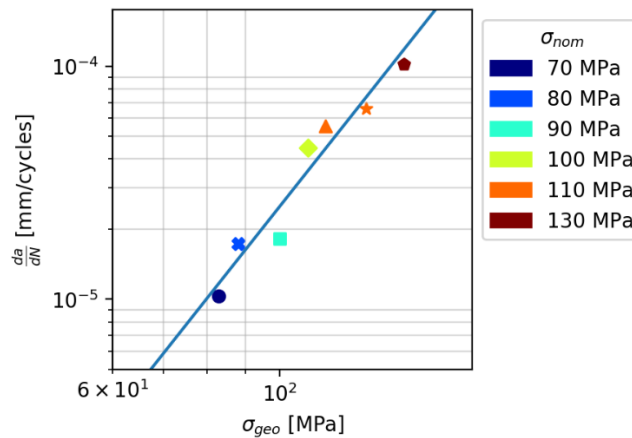


Figure 176 : Vitesse de propagation en fonction de l'amplitude de la contrainte géométrique

Le second paramètre de propagation, C , est identifié à partir d'une éprouvette (nommée B8D) qui a les avantages de présenter une fissure principale située au milieu du cordon, une phase de propagation avant coalescence relativement importante et de nombreux points de mesure. L'évolution de la taille de cette fissure, avant la première coalescence, est représentée en Figure 177. Sur ces points expérimentaux sont identifiés la loi de propagation mise en place dans le modèle avec une puissance m égale à 4,1. Deux paramètres sont laissés libre pour l'optimisation, à savoir la taille de fissure initiale α_0 , et le paramètre C . Une valeur

¹⁶ La Figure 176 reprend les données expérimentales de vitesse de propagation déjà présentées au chapitre III mais en les traçant cette fois ci en fonction de la contrainte géométrique. La pente passe alors de 3,8 à 4,1.

de $4,8E-18$ est ainsi obtenue pour C . Cette valeur sera ensuite considérée comme fixe pour la suite de l'identification.

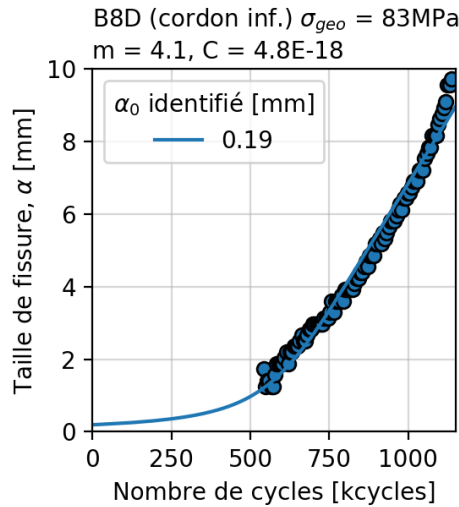


Figure 177 : Identification du paramètre C

IV.5.2 Identification des paramètres de génération de population

Cette sous-section introduit la stratégie développée pour identifier les deux paramètres, k et N_{sites} , qui permettent de piloter la génération de la population des fissures initiales. Pour rappel, le paragraphe IV.4.4.1 mettait en évidence l'existence d'un couplage entre ces deux paramètres. Une stratégie d'identification particulière est alors mise au point dans cette sous-section. Elle repose en premier lieu sur le traitement des données expérimentales afin d'identifier deux informations moyennes indirectes :

- la taille de fissure initiale maximale moyenne sur l'ensemble de la population d'éprouvettes. Les tailles initiales de fissures devront alors être identifiées via le modèle sur un échantillon donné d'éprouvettes ;
- le nombre moyen de fissures visibles par éprouvette. Le terme « visible » définit ici les fissures dont la taille initiale représente au moins 50% de la taille initiale de la plus grosse fissure d'une éprouvette. Le principe de filtre « fissure visible » avait été introduit plus tôt lors de l'analyse de la [Figure 171](#) (page 195).

Ces deux informations moyennes seront ensuite utilisées comme critères dans un plan d'expérience de génération de population de fissures, pour permettre l'identification de k et N_{sites} .

La sous-section détaille alors en premier lieu l'identification des deux informations moyennes indirectes. L'identification des paramètres k et N_{sites} est ensuite développée. Pour finir, une étude de robustesse de l'identification des paramètres est effectuée.

IV.5.2.1 Identification de critères moyens indirects

Pour déterminer la taille de fissure initiale maximale moyenne sur l'ensemble de la population d'éprouvettes, un échantillon de quatre éprouvettes est sélectionné. Sur ces quatre éprouvettes, le modèle est utilisé pour retracer le début de la propagation des fissures et ainsi permettre l'identification des tailles de fissures initiales sur chacune des éprouvettes sélectionnées. La première partie de la durée de vie est modélisée à l'aide de la propagation. Les valeurs obtenues n'ont donc de sens que d'un point de vue modélisation.

Seuls les points expérimentaux au-dessus de 1 mm sont considérés comme suffisamment fiables pour l'identification. Les points expérimentaux après coalescence ne sont eux pas pris en compte dans l'identification. Une optimisation via la méthode des moindres carrés est alors effectuée pour identifier le modèle sur les données expérimentales. Seule la variable α_0 est laissée libre dans cette optimisation car les paramètres m et C ont été fixés. La Figure 178 représente les résultats de ces identifications.

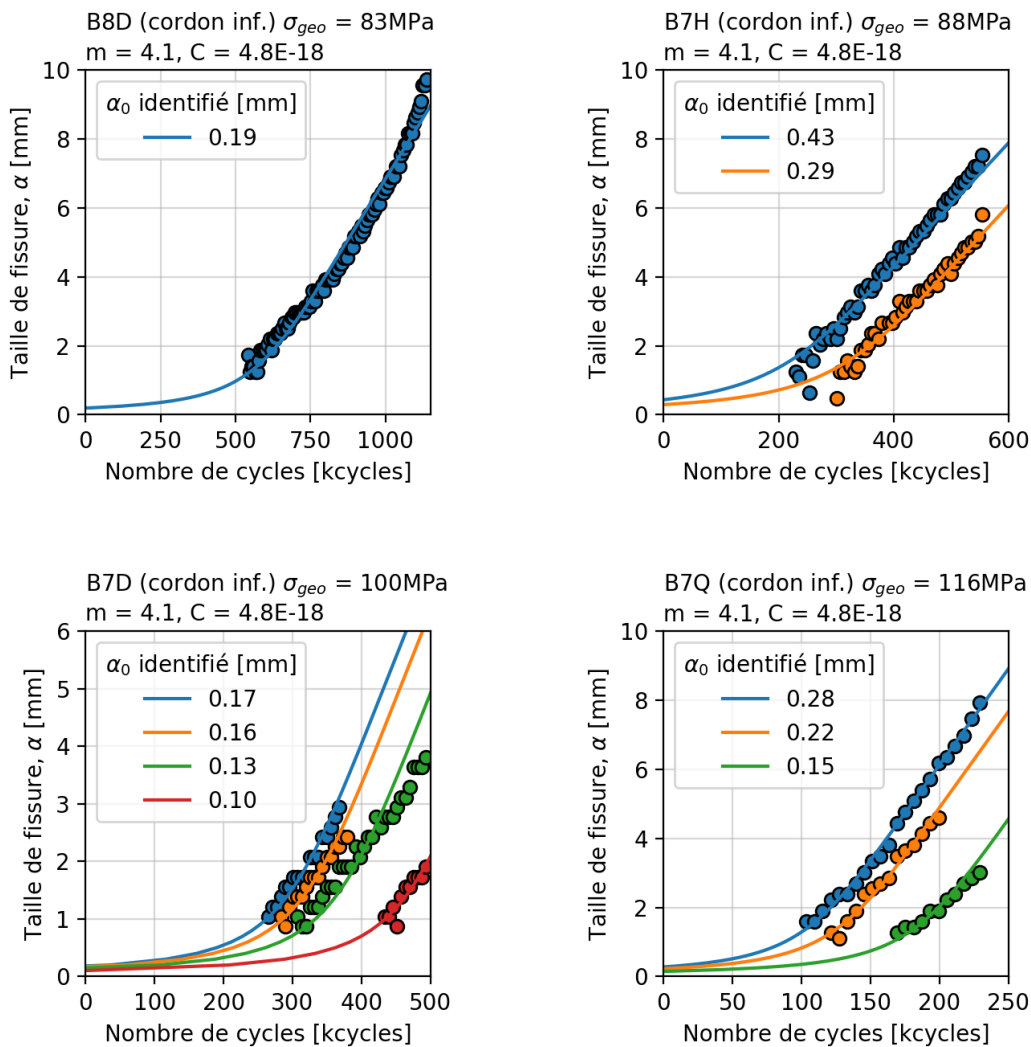


Figure 178 : Identification des tailles de fissures initiales sur quatre éprouvettes sélectionnées

La taille maximale des fissures initiales sur chacune des éprouvettes de l'échantillon est donc identifiée. Une moyenne de 0,27 mm et un écart-type de 0,12 mm sont obtenus à partir des quatre tailles maximales de fissures de l'échantillon.

Le second critère à identifier, le nombre moyen de fissures visibles par éprouvette, peut quant à lui se déterminer aisément par un comptage visuel des fissures visibles sur les cartographies de propagation (Figure 154 page 170). Une valeur moyenne de 2,5 fissures visibles par éprouvette et un écart-type de 1,3 sont ainsi obtenus à partir de l'échantillon d'éprouvettes sélectionné.

IV.5.2.2 Identification des paramètres couplés

Un plan d'expérience est réalisé en faisant varier les deux paramètres couplés k et N_{sites} , respectivement sur les intervalles [2; 25] et [200; 4000] qui correspondent à des plages de valeurs cohérentes. Le script de génération de population est donc exécuté pour différents couples de k et N_{sites} , pour générer deux cartographies des critères définis précédemment, la taille de fissure initiale maximale moyenne et le nombre moyen de fissures visibles par éprouvette. Ces deux cartographies sont superposées sous la forme de contours sur la Figure 179. Ayant déterminé une taille de fissure maximale moyenne de 0,27 et une moyenne de 2,5 fissures visibles par éprouvette, les paramètres k et N_{sites} sont identifiés à des valeurs respectives de 5 et 450.

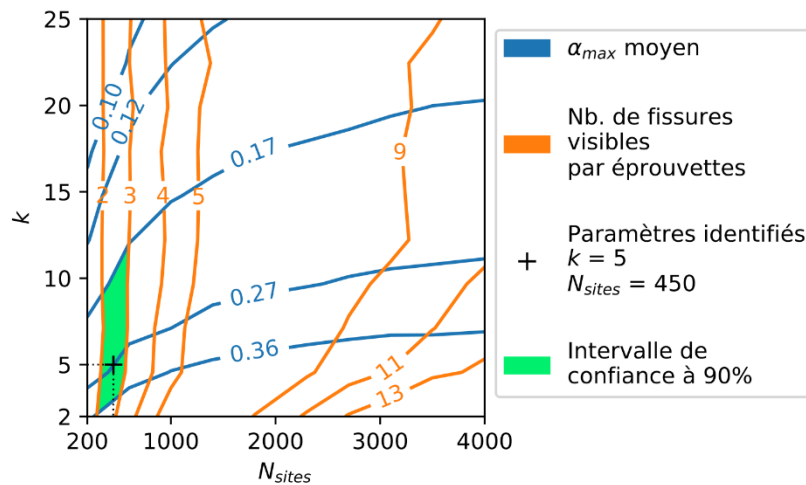


Figure 179 : Résultats de plusieurs générations de population en faisant varier les paramètres k et N_{sites}

Les paramètres k et N_{sites} sont donc identifiés par un calcul de moyennes sur un nombre d'échantillons relativement faible. Un intervalle de confiance à 90% sur ces moyennes est alors estimé avant de vérifier l'impact des valeurs extrêmes sur les courbes de fatigue.

Pour une population à distribution normale dont on cherche à estimer la moyenne \bar{X} , si l'écart type de cette distribution, $\sigma(X)$, est connu (ou estimé), et si une moyenne \bar{x} est calculée sur un échantillon de taille n pris au hasard, alors l'intervalle $\left[\bar{x} - 1,645 \frac{\sigma(X)}{\sqrt{n}}; \bar{x} + 1,645 \frac{\sigma(X)}{\sqrt{n}} \right]$ est l'intervalle de confiance de \bar{X} à environ 90% [Saporta 2006]. En supposant que la taille maximale de fissure par éprouvette et que le nombre de fissures visibles par éprouvette suivent une loi normale, les intervalles de confiance suivants peuvent être définis :

- $\overline{\alpha_{max}} \in [0,17 ; 0,36]$;
- $\overline{Nb. de fissures visibles par éprouvette} \in [2 ; 3]$.

Ces intervalles, représentés par le polygone vert sur la **Figure 179**, permettent alors d'encadrer l'identification des paramètres k et N_{sites} .

La sensibilité du résultat sur ces intervalles est alors évaluée aux quatre coins de la zone de confiance. Le **Tableau 11** détaille les résultats obtenus.

Tableau 11 : Sensibilité du résultat sur les quatre extremas de la zone de confiance à 90%.

k	N_{sites}	$FAT\ 50\%$	$FAT\ 50\% - FAT\ 10\%$
3	400	75.1	9.8
9	400	80.0	10.9
3	500	75.5	9.6
12	500	80.6	10.6
Moyenne :		77.8	10.2

Un écart maximum relatif à la valeur moyenne des FAT50 de 3.5% est obtenu. De même, un maximum de 6% d'écart relatif à la moyenne des dispersions est mesurable. Une bonne confiance sur les paramètres k et N_{sites} identifiés peut alors être donnée.

IV.5.3 Autres stratégies d'identification

La stratégie d'identification des paramètres proposée repose exclusivement sur l'exploitation de mesures de champs de température. D'autres solutions, plus classiques (car ne faisant pas intervenir de mesures de champs de température), peuvent également être envisagées pour identifier ces paramètres. Le **Tableau 12** présente les avantages et inconvénients de quelques exemples de techniques expérimentales utilisées pour l'étude de propagation de fissures.

Pour réussir l'identification de tous les paramètres du modèle, une combinaison de plusieurs de ces approches serait nécessaire. En comparaison, l'approche proposée permet de limiter au minimum le nombre d'équipements de mesure nécessaire.

Tableau 12 : Autres stratégies d'identification des paramètres envisagées

Technique	Avantages	Inconvénients
Prise d'empreinte de la géométrie des pieds de cordon avant essai	Permettrait d'identifier les lieux privilégiés pour l'amorçage de fissures et donc potentiellement le nombre moyen de fissures par cordon	Ne donne pas d'information sur la taille initiale des fissures, ni de leur évolution
Système ACPD (Alternating current potential drop) développé par la société Matelect® [Matelect n.d.]	Permet d'obtenir une information sur la profondeur de fissure	Nécessite de multiplier le nombre de points de prise de potentiel pour pouvoir suivre la propagation le long du pied de cordon et la coalescence des fissures
Mesure ultrasonore [Achenbach 2002]	Détection possible de fissures sous la surface. Fonctionne pour plusieurs matériaux	Nécessite une adaptation de la technique aux joints soudés étudiés
Techniques d'imagerie standard (<i>e.g.</i> stéréo-corrélation d'images) [Simunek, Leitner, & Grün 2018]	Équipements disponibles moins onéreux et avec une meilleure résolution de capteur.	Nécessite la mise en place d'un équipement de mesure supplémentaire
Microtomographie par rayon X [S. C. Wu, Xiao, & Withers 2017]	Échelle d'observation très fine	L'étude d'une mini-structure de taille conséquente est complexe

IV.6 Validation du modèle

IV.6.1 Confrontation du modèle aux essais de fatigue

Les quatre paramètres du modèle étant identifiés, les courbes de fatigue résultantes de la simulation, sont comparées aux points de fatigue expérimentaux. Ces points proviennent des essais de fatigue conventionnels et n'ont pas été utilisés pour identifier les paramètres du modèle. Ces données expérimentales sont représentées sur la [Figure 180](#) en fonction de la contrainte géométrique déterminée par analyse du profil 1D de l'amplitude du couplage thermoélastique.

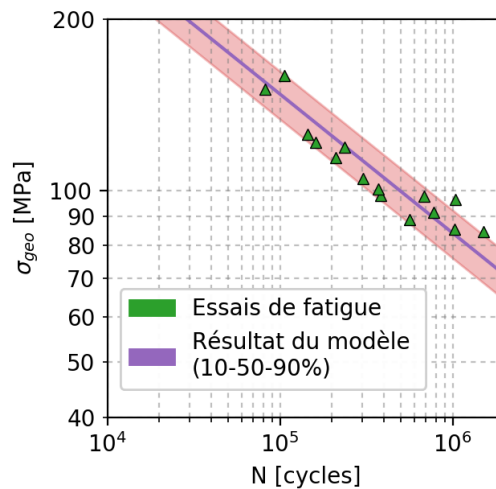


Figure 180 : Prédiction de durée de vie du modèle et confrontation aux résultats d'essais traditionnels de fatigue

Une très bonne corrélation est obtenue entre la prédiction du modèle et les résultats expérimentaux. La FAT moyenne estimée par le modèle (71 MPa) est très proche de la FAT moyenne déterminée par l'analyse statistique des données expérimentales (72 MPa). Par ailleurs, le modèle permet également une description du bon ordre de grandeur de la dispersion des résultats.

IV.6.2 Impact de la coalescence sur la durée de vie

Le modèle mis en place permet de prendre en compte la coalescence des fissures lors de la propagation des fissures. Une version modifiée du modèle est utilisée dans ce paragraphe pour simuler uniquement des éprouvettes avec une seule fissure. L'objectif de ce modèle annexe est de mettre en évidence l'intérêt de prendre en compte l'aspect coalescence des fissures pour estimer correctement la durée des éprouvettes étudiées. La [Figure 181](#) illustre la différence de durée de vie obtenue entre les deux modèles. La prise en compte de la coalescence dans le modèle diminue la durée de vie prédite et augmente la dispersion. L'hypothèse initiale de développer un modèle permettant de prendre en compte la coalescence

des fissures se révèle donc être une bonne décision pour améliorer la prédiction des propriétés en fatigue des éprouvettes joint soudé brut.

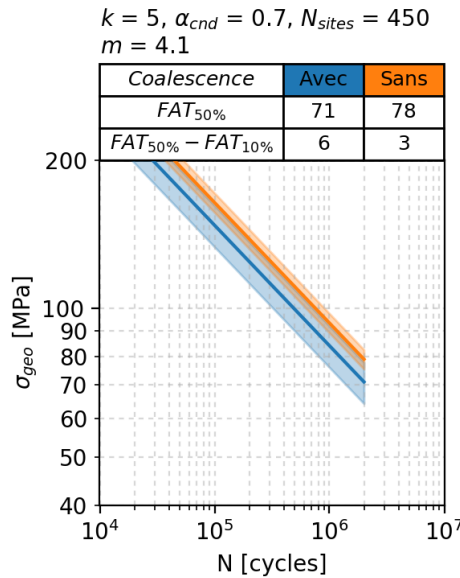


Figure 181 : Impact de la prise en compte de la coalescence des fissures dans le modèle. Ces résultats sont issus d'une même population de fissures initiales. Cependant, le résultat orange est obtenu en considérant uniquement la propagation d'une seule fissure par éprouvette (la plus large de chaque éprouvette)

IV.7 Conclusions du chapitre

IV.7.1 Bilan du modèle développé

Ce chapitre présente le développement d'un modèle original, basé sur la mécanique linéaire de la rupture, permettant de décrire les propriétés en fatigue d'éprouvettes joint soudé cruciforme brutes de soudage. Les paramètres de ce modèle sont identifiés à partir de quatre éprouvettes et sont uniquement déterminés à partir des analyses du terme source de couplage thermoélastique . Le modèle mis en place permet ainsi le passage de mesures de températures sous sollicitations cycliques vers les propriétés en fatigue des assemblages bruts de soudage.

Le modèle se base en premier lieu sur la génération d'une population de fissures initiales réparties aléatoirement sur 100 éprouvettes. Ce modèle néglige donc entièrement la phase d'amorçage des fissures. Le modèle simule ensuite de nombreux essais de fatigue en propageant les fissures des 100 éprouvettes jusqu'au critère d'arrêt défini. Le modèle permet donc à la fois une description de la cinétique de propagation des éprouvettes en prenant en compte la coalescence de fissures, et la caractérisation du comportement moyen ainsi que la dispersion observée lors de sollicitations de fatigue.

La stratégie d'identification des paramètres repose sur l'analyse d'informations moyennes issues des observations expérimentales. Un nombre d'échantillons relativement réduit est alors suffisant pour identifier les paramètres d'entrée du modèle. La construction

du modèle permet in fine une bonne estimation des courbes de fatigue avec, en outre, la possibilité d'estimer la dispersion du phénomène de fatigue sur les assemblages soudés étudiés.

IV.7.2 Points d'amélioration ou de vérification

Plusieurs perspectives d'amélioration du modèle peuvent être envisagées. Les perspectives énoncées dans ce paragraphe seront orientées vers l'amélioration du modèle, tandis que des perspectives permettant d'ouvrir la problématique et de prolonger les utilisations de ce modèle dans de futurs travaux seront détaillées dans la conclusion générale de ce manuscrit.

Une partie dissipation pourrait par exemple être ajoutée au modèle, afin de faire le lien entre la forme de la courbe d'auto-échauffement obtenue au chapitre précédent et les propriétés en fatigue. Cette idée intéressante se trouve néanmoins pour le moment limitée par le fait que des sources de dissipation locales n'ont pas pu être observées via le protocole d'essai mis en place.

Conclusion

CONCLUSION GENERALE

Problématique industrielle et scientifique

Les structures soudées soumises à des chargements cycliques sont particulièrement sensibles au phénomène de fatigue. Les pieds de cordon de soudure sont un lieu privilégié d'amorçage des fissures et sont donc un point faible de la structure vis-à-vis de la fatigue. Les structures soudées étant largement présentes dans des domaines tels que l'énergie ou le transport, leur dimensionnement en fatigue est un enjeu industriel majeur. En particulier, Naval Group s'intéresse aux études visant à alimenter les bases de données d'essais de fatigue sur structures soudées et cherche à optimiser les méthodes de dimensionnement en fatigue de ce type d'assemblage.

La caractérisation expérimentale de joints soudés est particulièrement complexe. De nombreux paramètres tels que la géométrie, les contraintes résiduelles ou les défauts liés au procédé de soudage doivent être pris en compte lors du dimensionnement. Par ailleurs, l'utilisation de procédés de parachèvement impacte directement plusieurs des éléments pilotant la durée de vie des assemblages soudés. Développer une alternative aux essais de fatigue traditionnels, longs et onéreux, représente donc un enjeu important tant pour la recherche académique que pour le monde industriel.

Ces travaux de thèse se sont ainsi concentrés sur le développement d'une approche expérimentale permettant de caractériser les propriétés en fatigue de joints soudés de type naval à partir de mesures de champs de variation de température sous sollicitations cycliques. Une originalité supplémentaire de cette étude est sa réalisation en parallèle sur deux configurations de joints soudés, l'une brute de soudage et l'autre parachevée par refusion TIG. Ces travaux de recherche ont fait face à trois verrous scientifiques principaux : 1 - la mise en place d'un protocole d'essai permettant une mesure de champs de température exploitable sur éprouvette mini-structure soudée, 2 - l'identification de mécanismes de ruine de fatigue propre à chacune des deux configurations d'éprouvettes étudiées via plusieurs types d'analyses des films infrarouges, 3 - le développement d'un modèle permettant de faire le lien entre mesures de température et propriétés en fatigue. Les solutions proposées pour traiter ces différents points sont chacune abordées dans un chapitre de ce manuscrit.

Travaux effectués et principaux résultats

Pour répondre aux objectifs fixés, une analyse bibliographique a tout d'abord permis d'identifier les techniques basées sur des mesures de champs de température les plus prometteuses pour fournir des informations utiles à la caractérisation des propriétés en fatigue de joints soudés. Ce thème de recherche suscite un intérêt croissant à la vue du nombre grandissant de publications sur le sujet. Les travaux s'intéressant aux spécificités des joints soudés de type naval ne sont cependant pas nombreux.

Les techniques thermométriques peuvent être classées en quatre grandes familles : les approches actives utilisant une source externe, les techniques basées sur une analyse du couplage thermoélastique, les approches basées sur une identification directe de sources dissipatives et les approches auto-échauffement. Profitant d'une part de l'analyse bibliographique réalisée, et d'autre part, de l'expertise développée depuis plusieurs années au sein de l'IRDL sur le thème de l'auto-échauffement, ces travaux de thèse ont permis de développer une approche originale permettant de caractériser les propriétés en fatigue de joints soudés via la mise en place d'un protocole d'essai combinant plusieurs des techniques précitées.

Le second chapitre de ce manuscrit est une présentation de la majorité des travaux expérimentaux réalisés pendant la thèse. Des essais ont été effectués pour caractériser le comportement en statique et les propriétés en fatigue du matériau de l'étude (l'acier DH36). L'approche par auto-échauffement pour caractériser les propriétés en fatigue a été appliquée à ce matériau. Les résultats obtenus ont été validés par des essais de fatigue conventionnels. Plusieurs observations, à différentes échelles, ont ensuite été réalisées sur les assemblages cruciformes de l'étude. Les deux configurations considérées sont étudiées en parallèle. Enfin, le second chapitre répond également au premier verrou de l'étude concernant la mise en place d'un protocole d'essai permettant la mesure d'élévation de champ de température sur joint soudé sous sollicitations cycliques. De nombreuses précautions thermiques sont mises en œuvre pour assurer la qualité des mesures expérimentales.

Les films infrarouges issus du protocole développé ont été analysés de plusieurs manières, en travaillant à l'identification de deux sources de chaleur, le terme de dissipation et le terme associé au couplage thermoélastique. De nombreuses informations ont pu ainsi être obtenues sur chacune des deux configurations d'éprouvettes. Une approche par auto-échauffement 0D empirique traditionnelle est fonctionnelle pour les éprouvettes parachevées TIG mais ne donne pas de résultats cohérents sur éprouvettes brutes de soudage. Le suivi des évolutions de la cartographie d'amplitude du couplage thermoélastique lors d'un essai de fatigue a mis en évidence que l'amorçage précoce de plusieurs fissures de fatigue pouvait s'observer en pieds des cordons de soudure des éprouvettes brutes de soudage. Ces résultats ne sont pas observés sur les éprouvettes parachevées TIG. Deux scénarios de modélisation différents sont donc envisagés pour décrire le comportement en fatigue ces deux configurations de joints soudés. La configuration parachevée TIG semble plus adaptée à un modèle basé sur la description de l'initiation de la fatigue, lorsqu'un scénario basé sur la mécanique de la rupture semble être mieux adapté à la modélisation des éprouvettes brutes de soudage.

Le dernier chapitre de ce manuscrit développe la construction d'un modèle, basé sur la mécanique linéaire de la rupture, permettant de faire le lien entre mesures de champ de température et propriétés en fatigue des éprouvettes brutes de soudage (**Figure 182**). Cette modélisation prend en compte uniquement la phase de propagation des fissures. Une population initiale de fissures est générée et distribuée aléatoirement sur une certaine longueur de cordon de soudure qui est ensuite découpée pour créer 100 éprouvettes. Le modèle simule ensuite un essai de fatigue pour chacune de ces éprouvettes en calculant la

propagation de chacune des fissures et en gérant les coalescences éventuelles. Un critère d'arrêt cohérent avec les essais effectués et les hypothèses de modélisation choisies est fixé pour permettre l'obtention de courbes de Wöhler avec probabilités de rupture. Les résultats de ce modèle sont cohérents avec les résultats d'essais de fatigue traditionnels effectués pour valider l'approche.

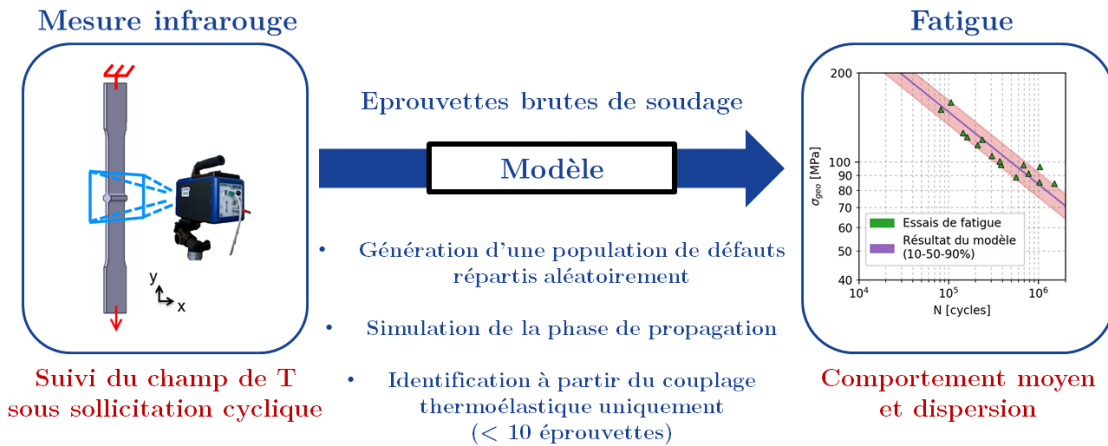


Figure 182 : Diagramme récapitulatif de l'approche développée dans la thèse

Perspectives

Les travaux réalisés et notamment le modèle développé pour prédire les propriétés en fatigue de joints bruts de soudage ouvrent également plusieurs pistes d'études. Plusieurs idées liées au développement ou à des applications de ce modèle peuvent être évoquées :

À court terme :

- développer un outil permettant le traitement rapide et automatisé des films infrarouges pour la détection et le suivi des fissures est un objectif réalisable à court terme et utile pour continuer le développement de l'approche.
- une seconde perspective consiste à observer la correspondance entre les lieux d'amorçage des fissures et la géométrie locale des pieds de cordons. L'exploitation des empreintes réalisées à partir de résine avant essais pourrait mettre en lumière des observations intéressantes. Ces informations pourraient dans un second temps être utiles à l'amélioration de l'expression du facteur d'intensité des contraintes utilisée dans le modèle ;
- réaliser des essais sur une nouvelle configuration d'éprouvette est également une piste d'étude intéressante qui permettrait de valider la méthode et d'explorer différents sujets tels que :
 - l'influence du type de joint soudé. Cette piste se limite néanmoins aux assemblages soudés présentant une configuration relativement proche de celle

étudiée, dans le sens où la propagation de fissure doit correspondre à la majorité de la durée de vie de l'assemblage ;

- l'influence de paramètres de soudage. Si certains paramètres de soudage (vitesse d'avance, vitesse d'alimentation, intensité, etc...) influencent visiblement les caractéristiques de la population initiale de fissures estimées via l'analyse du couplage thermoélastique, l'impact de ces paramètres de soudage sur les propriétés en fatigue de l'assemblage soudé serait alors évalué via le modèle.
- l'influence du matériau dans le type d'assemblage étudié. Réaliser l'étude avec un matériau différent, un acier à haute limite d'élasticité par exemple, permettrait éventuellement d'identifier le ou les paramètres du modèle qui seraient liés au procédé de soudage plutôt qu'au matériau ;
- la prise en compte d'un autre procédé de parachèvement. L'analyse bibliographique du chapitre I a montré que de nombreux procédés de parachèvement ont été développés et que certaines bornes d'utilisation bénéficieront de l'obtention de données d'essais complémentaires. Par exemple, réaliser une étude similaire sur une configuration d'éprouvette préétirée (et donc avec des contraintes résiduelles de compression), permettrait d'obtenir de nouveaux éléments à l'étude. Un suivi *in-situ* de l'état des contraintes résiduelles en pied des cordons au cours d'un essai cyclique serait également pertinent pour alimenter le développement du modèle. Les perspectives liées à l'étude des contraintes résiduelles sont développées dans les perspectives à moyen ou long terme.

À moyen ou long terme :

- l'ajout d'un ou plusieurs éléments dans la modélisation pour prendre en compte l'influence des contraintes résiduelles est un projet intéressant sur le plus long terme. Les contraintes résiduelles ont probablement une influence limitée dans la situation étudiée dans ces travaux (chargement à $R=0,1$ induisant une redistribution dès les premiers cycles des contraintes résiduelles de traction). Cependant, la prise en compte des contraintes résiduelles dans un modèle permettant la prédiction des propriétés en fatigue d'assemblages soudés est un enjeu important. Introduire cet élément à travers une modification de l'expression du facteur d'intensité des contraintes est une piste envisageable ;
- étendre le domaine de validité du modèle est ensuite une piste séduisante. Par exemple, le modèle développé pourrait servir une étude sur l'influence d'un chargement variable. Dans l'état actuel, le modèle permet l'utilisation en entrée d'un signal réel. Une méthode de comptage de type Rainflow n'est pas nécessaire. Néanmoins, une influence sur le résultat du modèle n'est pas forcément garantie. En effet, la plastification locale en pointe de fissure qui peut intervenir lors de

l'application de grandes amplitudes de chargement est généralement bénéfique pour la tenue en fatigue, or cet effet n'est pas pris en compte de manière directe dans le modèle actuel ;

- une perspective sur le plus long terme concerne enfin la caractérisation des propriétés en fatigue des joints parachevés par refusion TIG. Pour rappel, une approche auto-échauffement empirique 0D a permis d'estimer la FAT moyenne de cette configuration d'éprouvette. Néanmoins, les pistes explorées (basées sur l'identification de sources de dissipations locales) n'ont pas abouti au développement d'un modèle plus élaboré permettant la prédiction de la dispersion en fatigue. Deux possibilités peuvent alors s'envisager, d'une part poursuivre l'étude en suivant les pistes mentionnées dans le chapitre III pour tenter d'observer des sources de dissipation locales exploitables (*e.g.* augmenter la fréquence de sollicitation lors des essais, modifier le rapport de charge, etc... p144), d'autre part, changer entièrement de stratégie et développer un tout autre type de modèle. Ce dernier cas représenterait, à l'instar de la configuration brute de soudage, une mise en défaut de l'approche classique « auto-échauffement » (basée sur les mécanismes dissipatifs) pour les assemblages soudés de type naval. L'exploration de cet axe de recherche et plus particulièrement les travaux pour adapter l'approche à des applications structurelles reste néanmoins pertinents, notamment pour des configurations d'assemblages soudés (*e.g.* les travaux de thèse de P. Florin qui permettent l'adaptation d'une approche auto-échauffement classique à des joints soudés à clin de faible épaisseur pour le secteur automobile [Florin 2015]). Les résultats présentés dans ce manuscrit soulignent ainsi le caractère modèle-dépendant de ce type d'approche qui nécessite pour chaque nouvelle configuration une remise en question du modèle.

ANNEXES

LISTE DES ANNEXES

ANNEXE 1 : Procédés de parachèvement : principe de fonctionnement et principales caractéristiques

ANNEXE 2 : Caractérisation mécanique du DH36 : campagne d'essais de traction charges décharges

ANNEXE 1 . PRINCIPAUX PROCÉDÉS DE PARACHÈVEMENT : DESCRIPTION SUCCINCTE DE LEUR FONCTIONNEMENT ET DE LEURS EFFETS

Cette annexe présente succinctement le principe de fonctionnement des principaux procédés de parachèvement. Un procédé de parachèvement peut être appliqué après soudure (le plus souvent) dans le but d'augmenter les propriétés en fatigue d'assemblages soudés. Le titre de chacune des différentes parties de cette annexe se réfère à la classification de ces procédés introduite au Chapitre I.

V.1 Méthodes de rectification

V.1.1 Fraisage

Le fraisage des cordons de soudure peut être réalisé à l'aide d'un équipement électrique ou pneumatique. Deux approches peuvent être considérées. La première consiste à rectifier toute la surface du joint, permettant à la fois la création d'une géométrie limitant les concentrations de contraintes et la suppression de certaines imperfections surfaciques. En outre, ce procédé va également jouer sur le troisième point mentionné au paragraphe II.A, en redistribuant des contraintes résiduelles. La deuxième approche consiste à n'usiner que le pied de cordon. Le pied de cordon étant l'un des sites préférentiels de l'initiation de fissure de fatigue. Cette technique permet donc d'obtenir un rayon de raccordement plus important, réduisant ainsi la concentration de contrainte en pied de cordon. Les limites principales de ce procédé sont principalement le coût et la vitesse de traitement. En effet les fraises s'usent relativement rapidement entraînant des coûts importants.

V.1.2 Meulage

Le meulage repose sur le même principe que le précédent mais utilise un disque encollé de particules abrasives. Il est néanmoins utilisé différemment, sur des zones plus localisées comme en bout de raidisseur, interruption de cordon ou sur des défauts apparents. Un défaut non négligeable de ce procédé est qu'il forme des stries le long du joint, perpendiculaires à la surface, qui peuvent être le lieu privilégié de l'amorçage de fissure de fatigue. De plus, un opérateur sans expérience peut rapidement enlever trop de matière.

V.1.3 Érosion par jet d'eau

Le gougeage par jet d'eau fonctionne par la projection à forte pression d'un jet d'eau contenant des particules abrasives. L'avantage principal de ce procédé est sa rapidité. En effet, il fait partie des procédés d'enlèvement de matière les plus performants.

V.2 Méthodes de refusion

V.2.1 Refusion TIG

La technologie TIG ou Tungsten Inert Gas est une solution de soudage à l'arc avec une électrode non fusible. Pour réaliser une soudure, un apport de matière est généralement fait. Dans le cadre d'une utilisation de parachèvement, l'opérateur va utiliser la torche, sans apport de matière, pour réaliser une nouvelle passe au niveau du pied de cordon. Le principal résultat observé est une modification de la géométrie du cordon et plus précisément l'obtention d'un rayon de raccordement bien plus important (entre 0,95 et 24 mm), réduisant ainsi la concentration de contraintes. D'autres effets peuvent être remarqués comme un durcissement de la ZAT ou une modification des contraintes résiduelles. Les principaux désavantages de cette technique sont sa vitesse de réalisation et l'expérience nécessaire à l'opérateur pour pouvoir suivre les recommandations faites par les différents organismes de soudure (IIW, ASW, ...) pour obtenir les résultats escomptés.

V.2.2 Refusion plasma

La méthode de refusion plasma repose sur le même principe que celle de la refusion TIG, c'est à dire la refusion du pied de cordon. Une torche plasma possède, tout comme celle du TIG, une électrode non fusible, autour de laquelle une buse va accélérer un gaz pour le transformer en plasma au contact de l'arc électrique. La température de fusion obtenue est bien supérieure à celle des autres techniques de soudage à l'arc électrique (28 000 °C comparée à 5 500 °C). Les dimensions en pied de cordon et les propriétés matériaux, notamment de la ZAT, vont donc être différents de ceux obtenus par refusion TIG. Le procédé en lui-même est plus rapide qu'en utilisant une torche TIG, mais l'équipement nécessaire est plus coûteux.

V.2.3 Refusion laser

La troisième technique de refusion du pied de cordon est celle réalisée à l'aide d'un laser. Les études réalisées sur cette méthode montrent que les effets sur la géométrie en pied de cordon sont du même ordre que ceux obtenus par refusion TIG [Gerritsen, Vanrostenberghe, & Doré 2013; Lago, Bokůvka, & Nový 2016]. Les principales différences relevées sont celle du cordon obtenu, qui présente une microstructure plus fine et celle de la ZAT qui se retrouve quasiment supprimée [Gerritsen, Vanrostenberghe, & Doré 2013]. Le rayon de raccordement obtenu entre métal de base et cordon est lui moins important (de

l'ordre de 1.3mm) que celui obtenu par refusion TIG. Cela s'explique par la taille réduite du faisceau laser nécessaire pour avoir une puissance suffisante pour la fusion du métal.

V.2.4 Autres techniques de refusion

D'autres techniques ont été imaginées comme par exemple celle utilisant la friction mécanique comme moyen de refusion du pied de cordon [Park et al. 2014]. Néanmoins cette méthode nécessite une adaptation pour une utilisation sur d'autres type de joints que les soudures bout à bout.

V.3 Méthodes de déformation du pied de cordon

V.3.1 Martelage conventionnel

La technique du martelage, datant des années 1940, est basée sur l'utilisation d'un outil pneumatique (**Figure 183**), hydraulique ou électrique dont l'extrémité arrondie vient impacter, de manière répétée (entre 20 et 100 Hz), le pied de cordon. Le sillon créé peut être plus ou moins prononcé suivant le nombre de passes ou la pression exercée par l'opérateur. L'efficacité de cette méthode vient du fait qu'elle a un effet sur deux des éléments pilotant la durée de vie d'un assemblage soudé : le rayon de raccordement en pied de cordon et les contraintes résiduelles. La profondeur des contraintes résiduelles émanant de ces déformations plastiques locales est généralement située entre 2 et 5 mm [Le Quilliec 2011].



Figure 183 : Illustration du procédé de martelage
[Haagensen & Maddox 2010]

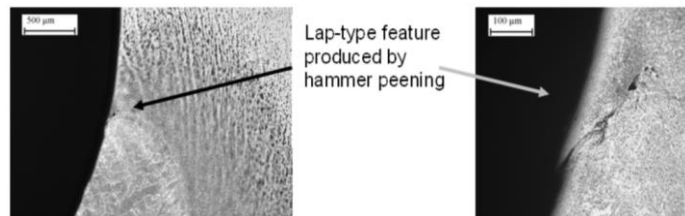


Figure 184 : Repli observé après martelage
[Haagensen & Maddox 2010]

Cette technique présente en revanche des points négatifs non-négligeables comme le bruit et la pénibilité lors de l'application. De plus, il existe un risque important, puisque difficilement détectable, de repli (**Figure 184**), un défaut conduisant à l'amorçage prématuré de fissures [Le Quilliec 2011].

V.3.2 Martelage à aiguilles

Le martelage à aiguilles est une variante du précédent. En effet, seul l'embout va être différent car composé de plusieurs percuteurs plus petits (**Figure 185**). D'après ce que l'on peut trouver dans la littérature, ce procédé présente quasiment les mêmes avantages et inconvénients que le martelage conventionnel. Il se trouve néanmoins plus facilement applicable dans certaines situations comme par exemple le traitement d'une soudure entre deux parties cylindriques ou pour le traitement de plus grandes surfaces [Haagensen & Maddox 2010].

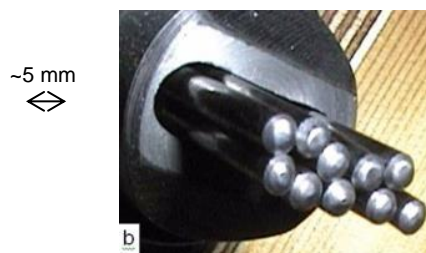


Figure 185 : Illustration du type d'embouts utilisés pour le martelage à aiguilles
[Haagensen & Maddox 2010]

V.3.3 Martelage à haute fréquence (HF)

Le martelage à haute fréquence, développé dans les années 60, repose sur le même principe que les martelages précédents à l'exception de la fréquence de déplacement de l'indentateur qui est supérieure à 20 kHz. Différentes technologies existent pour obtenir ces hautes fréquences et l'on peut trouver de nombreuses marques dans le commerce (Ultrasonic Treatment (UT), Ultra-sonic Impact Technique/Technology/Treatment (UIT), Ultrasonic Peening (UP), Ultrasonic Peening Treatment (UPT), Ultrasonic Hammer Peening (UHP), ou encore Ultrasonic Impact Peening (UIP))[Le Quilliec 2011]. Les avantages obtenus sont la nette réduction de bruit et de force nécessaire à l'opérateur pour appliquer le parachèvement (entre 20 et 50 N par rapport plus de 200 N pour le martelage conventionnel).

V.3.4 Grenailage

Le principe du grenailage consiste en la projection de particules (souvent sphériques, d'un diamètre entre 0,1 et 2,5 mm) sur la surface du joint à des vitesses entre 20 et 150 mètres par secondes [Le Quilliec 2011]. Il en résulte une déformation plastique en surface, avec l'apparition de contraintes résiduelles de compression à une profondeur de l'ordre de 0,2 mm [Le Quilliec 2011]. Cette technique est bien connue et utilisée depuis les années 1920, notamment sur les ressorts, pour augmenter leur durée de vie. Certaines études réalisées montrent que ce procédé peut permettre une augmentation de 40 à 70% de la FAT (résistance en fatigue à deux millions de cycles) par rapport au joint soudé brut [Bellow, Faulkner, & Wahaw 1986].

Les points négatifs de cette technique de parachèvement se trouvent principalement liés aux équipements spéciaux, lourds à mettre en place. En effet, dans le cas du traitement d'un

assemblage de grande taille, l'opérateur devra porter un équipement de protection adapté et un système de récupération des projectiles devra mis en place.

Le sablage, autre procédé, proche du grenailage dans son principe n'apparaît pas dans la présente classification des procédés de parachèvement. La différence principale entre sablage et grenailage repose sur la nature et la taille des projectiles (silice ou alumine d'une dizaine de micromètres). La profondeur affectée par les contraintes résiduelles de compression créés par sablage est également beaucoup plus réduite que pour le grenailage. Cependant, l'état de surface obtenu est nettement meilleur. Ce procédé sera donc classé parmi une catégorie de procédés de finition de surface plutôt que dans les procédés améliorant la durée de vie en fatigue.

V.4 Méthodes agissant principalement sur les contraintes résiduelles et les propriétés locales

V.4.1 Surcharge

Le traitement par surcharge est basé sur l'application d'une contrainte dépassant la limite d'élasticité du matériau pour pouvoir obtenir une déformation plastique et faire apparaître des contraintes résiduelles améliorant la tenue en fatigue. Par exemple, on parle d'autofrettage, lorsqu'on applique une pression interne à un tube, supérieure à la pression de fonctionnement. Un autre exemple est le préconformage qui est utilisé sur des pièces dont on connaît le sens de sollicitation en service comme des ressorts à lames, barres de torsion ou ressorts hélicoïdaux [Barralis, Castex, & Maeder Gérard 1999]. Le traitement de surcharge est donc bien connu sur des pièces mécaniques mais peu d'études sur des utilisations sur assemblages soudés sont disponibles dans la littérature.

V.4.2 Déformation locale

Des procédés de déformation locale peuvent également être utilisés pour introduire des contraintes résiduelles de compression dans la couche superficielle d'une pièce pour augmenter sa durée de vie en fatigue. Un exemple est la technique du galetage, dans laquelle la pièce est déformée plastiquement en faisant rouler sur sa surface un galet sous forte charge et qui est utilisée sur pratiquement tous les vilebrequins des moteurs des véhicules automobiles [Barralis, Castex, & Maeder Gérard 1999]. Comme pour la technique de surcharge, peu d'études de la littérature ne traitent de l'utilisation de cette technique sur assemblages soudés. De plus, il est difficile d'envisager une utilisation de ce procédé sur chantier naval aux vues des dimensions des pièces à assembler, des fortes charges nécessaires et la nécessité d'avoir accès aux deux côtés du joint de soudure.

V.4.3 Traitement de détensionnement par vibration

Pour réaliser un traitement de détensionnement par vibration, la structure est soumise à des vibrations proches de sa fréquence de résonance. Les avantages apportés par cette

technique sont remis en doute par certaines études montrant que les vibrations appliquées à la structure consomment une partie de la durée de vie de celle-ci [Kirkhope et al. 1999].

V.4.4 Choc laser

Le procédé de choc laser est une méthode développée plus récemment. Des ondes de choc générées par des impulsions laser de très grandes puissances permettent d'obtenir des pressions suffisantes pour dépasser la limite d'élasticité du matériau et déformer plastiquement les couches superficielles de la pièce. Un plasma est généré à la surface de la pièce et confiné le plus souvent par une mince couche d'eau (Figure 186). Le plasma est amorcé par un revêtement de peinture noire à la surface de la pièce [Barralis, Castex, & Maeder Gérard 1999].

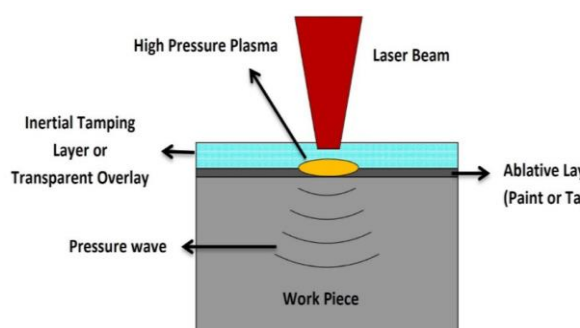


Figure 186 : Principe de fonctionnement du traitement de choc laser [Gujba & Medraj 2014]

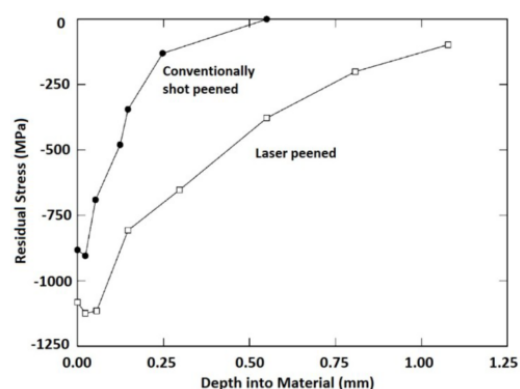


Figure 187 : Comparaison de la profondeur des contraintes résiduelles obtenue par choc laser et par grenailage [Gujba & Medraj 2014]

La profondeur affectée par le traitement laser et le volume de matière comprimé sont significativement plus importants que pour le grenailage. La Figure 187 compare les profils de distribution des contraintes résiduelles obtenus pour une pièce en Inconel 718 après traitement par choc laser et après grenailage conventionnel [Barralis, Castex, & Maeder Gérard 1999]. L'inconvénient majeur de la technique est lié au coût et à la mise en place du mince film d'eau pour une application sur de grandes surfaces.

V.4.5 Traitement par explosion

Le traitement par explosion repose également sur une déformation plastique induisant des contraintes résiduelles de compression. Très peu de données sont disponibles dans la littérature pour le moment. De plus, il est assez facile d'imaginer, que pour des raisons de sécurité, l'application d'une telle technique soit assez contrainte dans le cadre de travaux sur chantiers navals conventionnels.

V.4.6 Traitements thermiques

Dans la littérature, deux familles de traitements thermiques apparaissent [Kirkhope et al. 1999]. La première est basée sur la relaxation des contraintes résiduelles en maintenant à haute température le joint soudé pendant plusieurs heures, selon l'épaisseur, puis en le laissant refroidir lentement à température ambiante. La seconde est basée sur une augmentation de température plus localisée pour faire apparaître des contraintes résiduelles de compression à une certaine distance du point chauffé et joue donc sur les mêmes mécanismes intervenants lors de la soudure. La méthode de Gunnert est un exemple de la deuxième catégorie. Le pied de cordon est chauffé puis refroidi rapidement à l'aide d'un jet d'eau. Dans certain cas, le gain sur la tenue en fatigue peut être intéressant. Par exemple, dans leur publication, l'équipe de Pinho-da-Cruz étudie un joint à clin en aluminium et montre qu'il est possible d'obtenir 57% d'amélioration de la contrainte admissible (à un million de cycles) par rapport au joint non traité [Pinho-da-Cruz et al. 2003].

V.5 Autres méthodes

V.5.1 Peintures et résines

L'ajout d'un revêtement du type peinture ou résine peut être considéré comme procédé de parachèvement améliorant la tenue des assemblages soudés en fatigue, dans la mesure où ce revêtement va protéger la surface de la pièce et du joint des attaques extérieures et de la corrosion, une piqure de corrosion étant le lieu privilégié de la propagation d'une fissure en fatigue. Ces techniques n'améliorent donc pas directement la tenue en fatigue par rapport à un joint brut mais leur application en complément d'un autre parachèvement peut être intéressante.

V.5.2 Écriquage

L'écriquage se pratique à l'aide d'une torche spéciale, d'une puissance inférieure à celle utilisée pour la soudure. Cette méthode sert à « nettoyer » la surface du cordon de soudure en brûlant certains défauts surfaciques ou en rebouchant certaines criques surfaciques. Ce parachèvement n'améliore donc pas directement la tenue en fatigue mais permet d'éliminer un maximum de sites potentiels d'amorçage de fissures en fatigue.

ANNEXE 2 . CARACTERISATION MECANIQUE DE L'ACIER DH36 : CAMPAGNE D'ESSAIS DE TRACTION CHARGES-DECHARGES

Cette annexe présente des résultats d'essais réalisés pour caractériser le comportement mécanique en traction de l'acier DH36. L'objectif recherché dans cette annexe est l'identification d'une loi de comportement élasto-plastique pour décrire le comportement en traction du matériau de l'étude. Pour répondre à cet objectif, une campagne d'essais de charge-décharge sous sollicitation de traction-compression a été réalisée. Ce type d'essai permet de suivre l'évolution du domaine élastique lors d'un essai de traction. Il est alors possible de mettre en place un modèle permettant de décrire la partition de l'érouissage en part isotrope et cinématique. Cette annexe décrit dans un premier temps le protocole expérimental utilisé pour les essais de traction charge-décharge (TCD). Le dépouillement de ces essais et les observations réalisées sur le comportement de ce matériau sont ensuite exposés. Enfin, une partie modélisation présente le modèle de loi de comportement choisi et les étapes d'identification de ses paramètres.

VI.1 Protocole expérimental

VI.1.1 Éprouvettes utilisées

Les éprouvettes testées ont été prélevées dans une plaque laminée de DH36 de 10mm d'épaisseur. Pour commencer, trois lots de barreaux ont été réalisés en considérant la direction de prélèvement par rapport à la direction de laminage des plaques. Le lot 1 correspond aux barreaux prélevés dans le sens du laminage (SL). Les lots 2 et 3 correspondent respectivement aux barreaux prélevés à 45° et 90° par rapport à la direction de laminage. Les 3 lots décrits ici ont été prélevés dans la même plaque laminée. Les barreaux ont ensuite été usinés pour obtenir un profil d'éprouvette de traction classique. Pour finir, les barreaux ont été découpés par électro-érosion dans l'épaisseur de manière à obtenir 3 éprouvettes d'environ 3 mm d'épaisseur par barreaux. La géométrie des éprouvettes ainsi obtenues est détaillée dans le chapitre II.

Un système de nomenclature a été mis en place pour permettre de nommer et situer chaque éprouvette testée. Il consiste en un mot de 4 quatre caractères, deux lettres et deux chiffres (exemple : M1A1). La première lettre « M » signifie que l'on traite d'éprouvettes « matériau » (par opposition aux éprouvettes « joint soudé »). Le second chiffre correspond au numéro de lot, c'est-à-dire à la direction de prélèvement de l'éprouvette par rapport à la direction de laminage. La lettre suivante correspond au niveau de coupe, autrement dit, les éprouvettes « A » et « C » proviennent de la « peau » des barreaux, tandis que celles

nommées « B » correspondent au « cœur » des plaques laminées. Enfin, le dernier chiffre sert à décompter le nombre de barreaux découpés dans une certaine configuration. Les éprouvettes testées lors de la campagne d'essais sont rassemblées dans le [tableau 1](#).

Tableau 13 : Récapitulatifs des éprouvettes testées

Lot 1 (SL)	<i>(peau</i>	<i>M1A1</i>	<i>non testée)</i>
	cœur	M1B1	
	peau	M1C1	
	peau	M1A2	
	cœur	M1B2	
	peau	M1C2	
Lot 2 45°	peau	M2A1	
	cœur	M2B1	
	peau	M2C1	
Lot 3 90°	peau	M3A1	
	cœur	M3B1	
	peau	M3C1	

VI.1.2 Montage

Les essais ont été réalisés sur une machine de traction hydraulique Instron® 100 kN avec mors hydrauliques ([Figure 188](#)). Un extensomètre Instron® ($l_0 = 12,5 \text{ mm}$) a été utilisé pour le pilotage à une vitesse de déformation de $5 \cdot 10^{-5} \text{ s}^{-1}$.

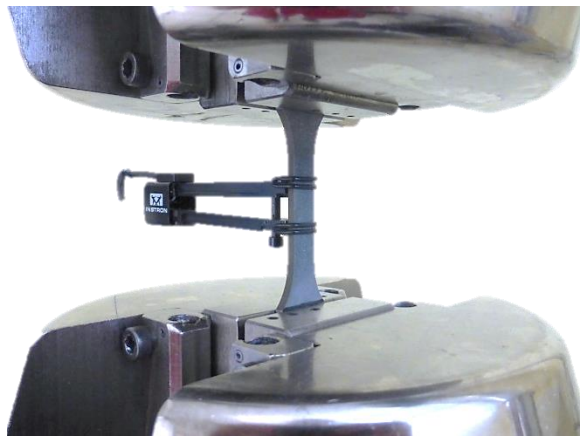


Figure 188 : Montage expérimental

VI.1.3 Sollicitation

Le protocole d'essai a été établi de la manière suivante. Un essai de traction est réalisé sur les premiers instants de l'essai puis des décharges élastiques sont réalisées pour différents niveaux de déformation plastique (ϵ_p). Le [tableau 2](#) détaille les niveaux effectués.

Tableau 14 : Décharges élastiques réalisées

N° décharge	1	2	3	4	5	6	7
ϵ_p (%)	0,5	1	2	5	10	15	19

Un programme spécifique a été mis en place pour permettre de piloter l'essai de manière automatique. En effet, à chaque charge et décharge, le logiciel calcule le module d'Young du matériau et détermine le moment où le matériau quitte son domaine d'élasticité. La valeur seuil (offset) a été choisie à 0,1% de déformation.

Ainsi, par exemple, lorsque la machine de traction détecte que le matériau est déformé plastiquement à 0,5% (1^{re} décharge), le sens de la sollicitation est inversé pour compresser le matériau jusqu'à détecter sa limite élastique en compression et à nouveau inverser la sollicitation pour reprendre l'essai de traction. Ce type d'essai permet de suivre l'évolution du domaine élastique (sa taille et sa position) lors d'un essai de traction. Une description graphique du protocole est disponible dans le manuscrit de thèse de Bruno Levieil [Levieil 2016] (Figure 189).

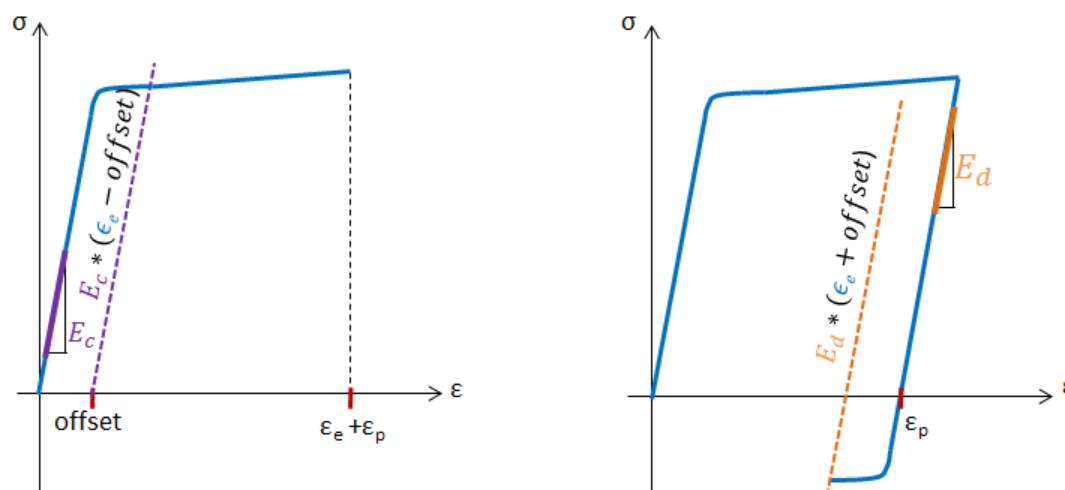


Figure 189 : Déroulement de la charge (à g.) et de la décharge (à d.) [Levieil 2016]

VI.2 Dépouillement

La Figure 190 illustre les données brutes recueillies (en orange) après un essai de traction charge-décharge. En faisant l'hypothèse que la variation de volume associée aux déformations élastiques est négligeable, on peut déterminer la section de l'éprouvette au cours de l'essai. On travaillera donc dans la suite du document avec la déformation logarithmique, $\epsilon_v = \ln\left(1 + \frac{\Delta L}{l_0}\right)$, et la contrainte vraie, $\sigma_v = \frac{F}{S}$.

La Figure 190 permet d'observer la largeur de l'offset (0,1%) choisi. En effet, une courte décharge a été programmée dès la première détection du domaine plastique, pour permettre de visualiser l'offset sur les courbes.

A partir de ces données d'essai, il est possible de suivre l'évolution, d'une part, de la taille du domaine élastique, d'autre part, de son centre, à chaque décharge élastique (Figure

190). On notera X le paramètre permettant de décrire l'évolution du centre du domaine élastique et R le paramètre permettant de décrire l'évolution de sa taille. La variation de X et R pour chacune des décharges effectuées est représenté en [Figure 191](#).

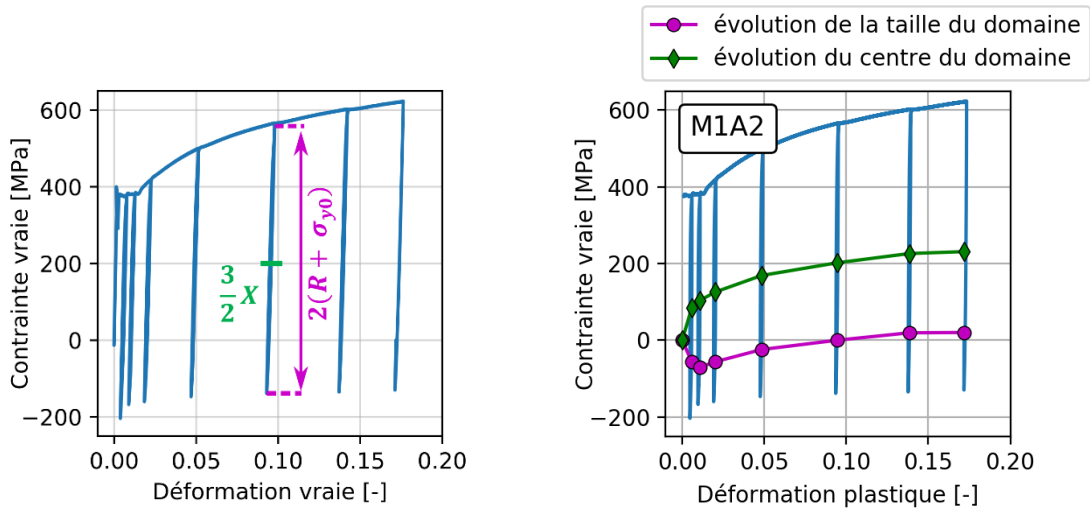


Figure 190 : Données d'essai brutes (contrainte nominale) et passage en contrainte vraie. Identification du centre du domaine élastique (en vert) et de la taille du domaine élastique (en mauve)

Figure 191 : Evolution de la taille (R) et du centre ($3X/2$) du domaine élastique

De ces courbes ont aussi été extraites les courbes de traction monotone (sans les décharges) qui sont rassemblées en annexe 4. Un biais existe alors dans le fait qu'à chaque décharge, un léger écrouissage peut être considéré, dépendant de l'offset choisi. La valeur de l'offset choisi (0,1% ici) pour ce matériau permet de négliger ce biais et d'extraire des courbes de traction monotone à partir des données de ces essais TCD [Levieil 2016].

VI.3 Observations

VI.3.1 Effet cœur-peau

Pour commencer, l'observation des différentes courbes de traction obtenues permet de remarquer que la répétabilité des essais est bonne. En comparant ensuite les courbes de traction monotone obtenues sur les différentes éprouvettes prélevées en peau à celles prélevées au cœur des plaques laminées ([Figure 192](#)), aucune différence flagrante de comportement ne peut être relevée. En observant les résultats de l'identification du module d'Young et de la limite élastique (offset de 0.1%) dans le [Tableau 15](#), une légère différence de quelques GPa en moins sur le module d'Young et de quelques dizaines de MPa en moins sur la limite élastique peut être détectée sur les éprouvette prélevées en peau. En première approche, on pourra conclure que l'effet cœur/peau est négligeable pour ce matériau.

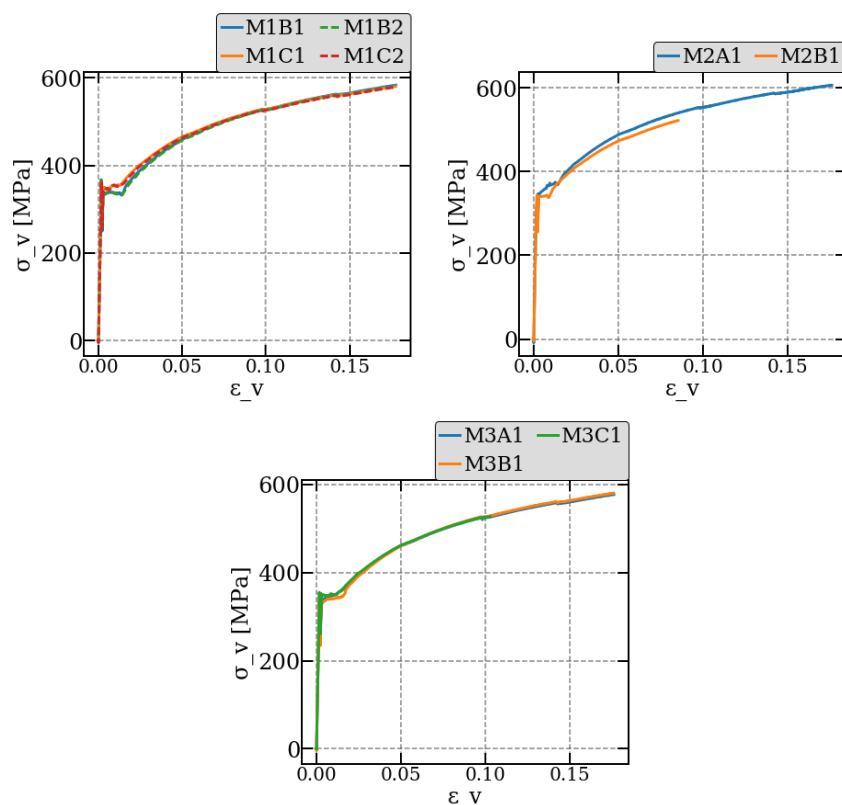


Figure 192 : Effet cœur/peau sur les courbes de traction monotone (de G. à D. SL, 45°/SL et 90°/SL)

Tableau 15 : Identification du module d'Young et de la limite élastique de chaque éprouvette

		E (GPa)	Re (MPa)
Lot 1 SL	peau M1A1	<i>Non testée</i>	
	cœur M1B1	205	335
	peau M1C1	209	349
	peau M1A2	215	375
	cœur M1B2	205	335
	peau M1C2	210	342
Lot 2 45°	peau M2A1	200	346
	cœur M2B1	195	340
	peau M2C1	<i>Non traitable</i>	
Lot 3 90°	peau M3A1	200	342
	cœur M3B1	208	328
	peau M3C1	203	342

VI.3.2 Influence de la direction de laminage

L'observation d'un effet sur le comportement mécanique de la direction de prélèvement des éprouvettes par rapport à la direction de laminage des tôles a été réalisé en comparant les courbes de traction monotone des trois groupes d'éprouvettes (Figure 193 et Figure 194).

La réponse d'une éprouvette prélevée à 45° par rapport à la direction de laminage est légèrement différente de celle des éprouvettes prélevées à 0° et 90°.

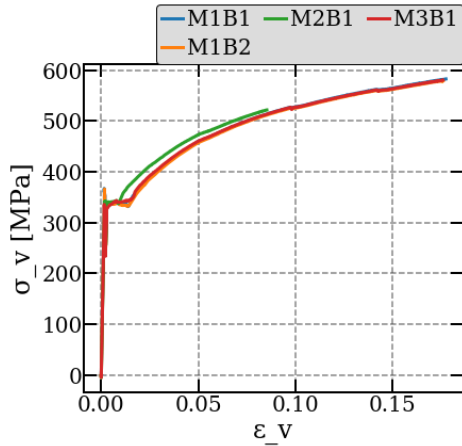


Figure 193 : Effet de la direction de prélèvement sur les éprouvettes "cœur"

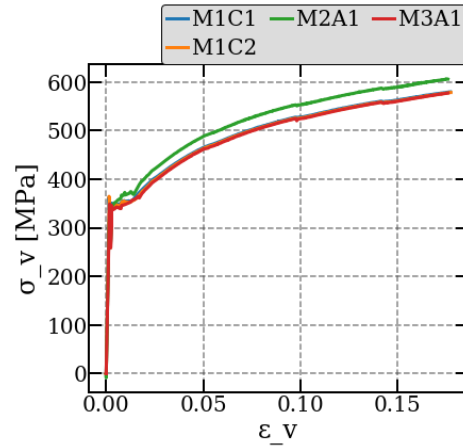


Figure 194 : Effet de la direction de prélèvement sur les éprouvettes "peau"

VI.3.3 Évolution du module d'Young

L'évolution du module d'Young déterminé à chaque décharge est représentée sur la **Figure 195** pour trois éprouvettes prélevées à cœur selon trois orientations différentes par rapport au sens de laminage. On peut observer une diminution du module d'Young lorsque la déformation plastique augmente. Cette baisse est de l'ordre de 20% à la fin de l'essai. Cette observation est courante pour les matériaux métalliques. Pour exemple, Bruno Leveil avait montré dans ses travaux sur l'acier 80HLES une baisse du module d'Young de l'ordre de 12% à la fin de ses essais de traction charge-décharge. L'augmentation de la densité de dislocation est l'argument principal avancé pour expliquer ce phénomène [Leveil 2016].

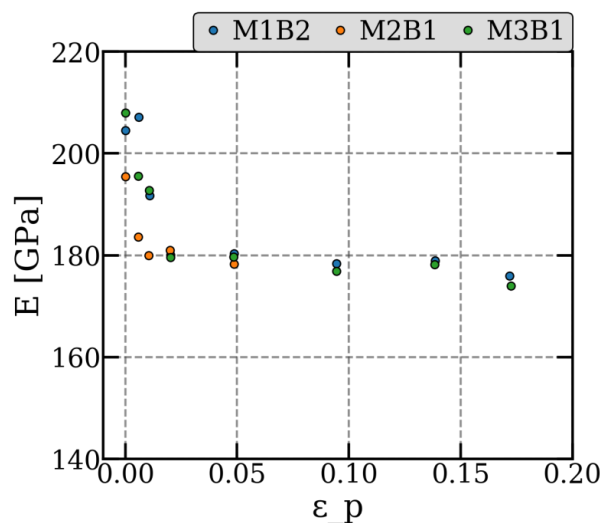


Figure 195 : Evolution du module d'Young à la décharge par rapport à la déformation plastique

VI.4 Modélisation

VI.4.1 Cadre et équations

A la vue de la réponse du matériau lors des essais TCD, la décomposition de l'érouissage du DH36 a été choisi de la manière suivante :

- un érouissage cinématique linéaire ($\underline{\underline{X}}_1$) ;
- un érouissage cinématique non-linéaire ($\underline{\underline{X}}_2$) ;
- deux érouissages isotropes de type Voce (R_1 et R_2).

Dans ce cadre, les lois d'évolution des érouissages [Chaboche et al. 2009] sont données par,

$$\begin{aligned} d\underline{\underline{X}}_i &= \frac{2}{3} C_i d\underline{\underline{\varepsilon}}^p - \gamma_i \underline{\underline{X}}_i dp, \\ dR_i &= b_i (Q_i - R_i) dp, \end{aligned}$$

avec b_i , Q_i , C_i , γ_i les paramètres matériaux à identifier.

On considère que le domaine d'élasticité est défini par,

$$f = \sqrt{\frac{3}{2} (\underline{\underline{S}} - \underline{\underline{X}}) : (\underline{\underline{S}} - \underline{\underline{X}})} - (\sigma_{y0} + R_1 + R_2),$$

avec $\underline{\underline{X}} = \underline{\underline{X}}_1 + \underline{\underline{X}}_2$, σ_{y0} la limite d'élasticité initiale et $\underline{\underline{S}} = \underline{\underline{\sigma}} - \frac{1}{3} \text{trace}(\underline{\underline{\sigma}}) \underline{\underline{I}}$. On supposera que l'écoulement plastique vérifie la règle de normalité $\underline{\underline{\varepsilon}}^p = \dot{\lambda} \frac{\partial f}{\partial \underline{\underline{\sigma}}}$. On peut alors montrer que $\underline{\underline{X}}_i$ et $\underline{\underline{\varepsilon}}^p$ ont la même forme que le tenseur des déviateurs des contraintes (chargement proportionnel) et $f = \left| \sigma - \frac{3}{2} (X_1 + X_2) \right| - (\sigma_{y0} + R_1 + R_2)$.

Le terme $\frac{3}{2} (X_1 + X_2)$ représente l'érouissage cinématique, translation du domaine du domaine élastique et le terme $(\sigma_{y0} + R_1 + R_2)$ correspond à la variation de la « taille » du domaine élastique due à la partie isotrope de l'érouissage. La **Figure 196** schématise l'effet de ces deux types d'érouissage sur la taille et la position du domaine élastique.

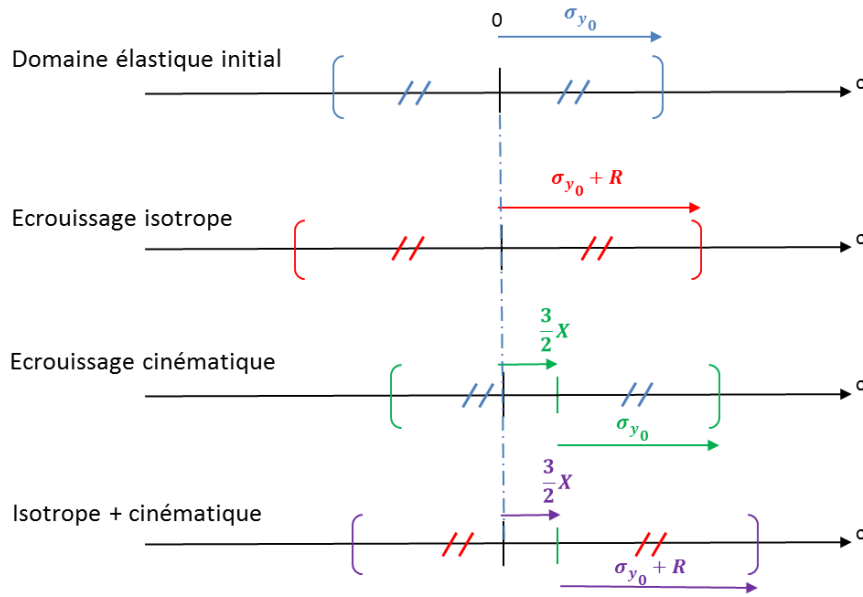


Figure 196 : Illustration de l'effet d'un écrouissage isotrope et d'un écrouissage cinématique sur la taille et la position du domaine élastique

On peut ensuite montrer que le taux de déformation plastique cumulée, dp , est égal au taux de déformation plastique, $d\varepsilon^p$. On peut alors exprimer les écrouissages de la manière suivante :

$$X_1 = C_1 \varepsilon^p,$$

$$X_2 = \frac{2}{3} \frac{C_2}{\gamma_2} (1 - \exp(-\gamma_2 \varepsilon^p)), \text{ et,}$$

$$R_i = Q_i (1 - \exp(-b_i \varepsilon^p)).$$

Dans le cas d'une traction monotone, à la limite du domaine élastique ($f = 0$), on obtient alors,

$$\sigma = C_1 \varepsilon^p + \frac{C_2}{\gamma_2} (1 - e^{-\gamma_2 \varepsilon^p}) + Q_1 (1 - e^{-b_1 \varepsilon^p}) + Q_2 (1 - e^{-b_2 \varepsilon^p}) + \sigma_{y_0}.$$

VI.4.2 Identification des paramètres

Afin de faciliter l'étape d'identification des paramètres, on pose $b_2 = \gamma_2$ et $Q_2 = -\frac{C_2}{\gamma_2}$. En traction monotone, l'expression de l'évolution des contraintes s'écrit alors $\sigma = C_1 \varepsilon^p + Q_1 (1 - e^{-b_1 \varepsilon^p}) + \sigma_{y_0}$, lorsque le domaine plastique est atteint. Les paramètres Q_2, b_2, C_2, γ_2 n'interviennent plus dans cette expression, ils n'influencent donc plus la courbe de traction monotone¹⁷. L'identification des paramètres du modèle peut alors se faire de la manière suivante :

- 1) la première étape de l'identification des paramètres concerne l'identification des paramètres C_1, Q_1 et b_1 sur la courbe de traction monotone. Chacun de ces paramètres présente une influence différente sur la courbe. Pour commencer, le

¹⁷ Néanmoins, les paramètres Q_2, b_2, C_2, γ_2 interviennent toujours dans les expressions décrivant l'évolution de la taille et la position du domaine élastique. Leur identification se fera donc dans un second temps

paramètre C_1 influence la pente du comportement asymptotique sur la fin de la courbe. En effet, si $\varepsilon_p \rightarrow \infty$, $\sigma \approx C_1 \varepsilon^p + Q_1 + \sigma_{y_0}$. L'identification de C_1 se fait alors simplement par une régression linéaire des derniers points de la courbe de traction monotone (Figure 197). Les résultats des différentes identifications de ce paramètre sur les éprouvettes testées sont présentés dans le Tableau 16 ;

- 2) l'identification des paramètres Q_1 et b_1 , qui influent respectivement sur la valeur maximale de la contrainte et sur la courbure de la courbe de traction monotone, s'effectue par une approximation aux moindres carrés sur la partie déformation plastique de la courbe de traction monotone. Les résultats de cette identification sont présentés dans le Tableau 16. Une représentation graphique du résultat de l'identification des écrouissages R1 et X1 est présentée sur la Figure 198. On peut noter qu'aucun élément de la modélisation choisie ne permet de prendre en compte le phénomène de palier de Piobert-Lüders [Degallaix-Moreuil & Ilschner 2007]. On remarque donc un écart entre la réponse du modèle et la courbe expérimentale au début de l'écrouissage ;

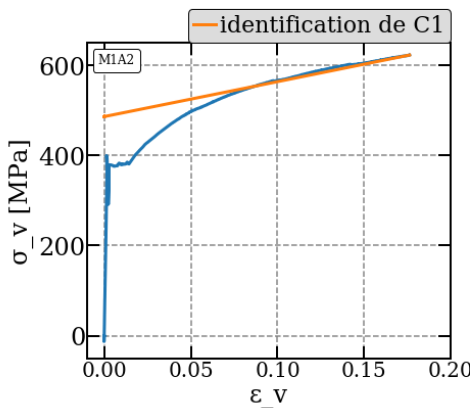


Figure 197 : Identification du paramètre C_1 sur la courbe de traction monotone

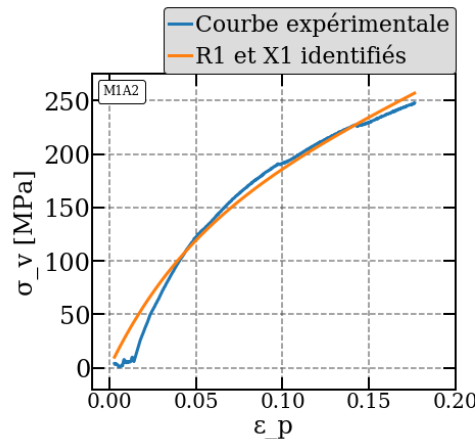


Figure 198 : Résultat de l'identification de C_1 , Q_1 et b_1 sur la courbe de traction monotone (partie plastique uniquement) pour l'éprouvette M1A2

- 3) les paramètres restant, Q_2 , b_2 , C_2 , γ_2 sont identifiés à partir des courbes d'évolution de la taille du domaine élastique et de la position de son centre. Les coefficients Q_1 et b_1 de R_1 ayant été déterminés précédemment, les coefficients Q_2 et b_2 de R_2 sont identifiés en premiers par une approximation des moindres carrés de la courbe décrivant l'évolution de la taille du domaine élastique (Figure 199) ;

- 4) les deux derniers coefficients, C_2 et γ_2 , sont fixés par les relations qu'on s'était donné au départ pour simplifier l'identification des paramètres, c'est à dire, $b_2 = \gamma_2$ et $Q_2 = -\frac{C_2}{\gamma_2}$ (Figure 200).¹⁸

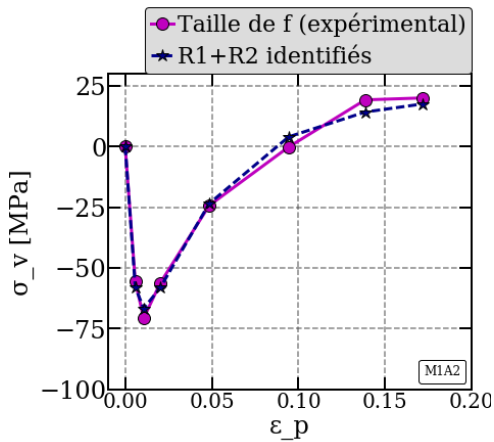


Figure 199 : Confrontation essai-modèle de l'évolution de la taille du domaine élastique pour l'éprouvette M1A2

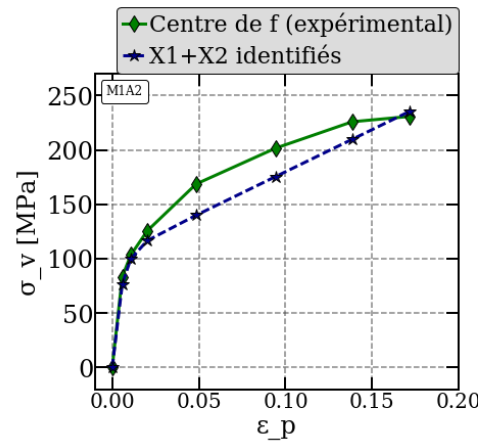


Figure 200 : Confrontation essai-modèle de l'évolution de la position du domaine élastique pour l'éprouvette M1A2

Tous les paramètres de la loi de comportement identifiés pour ce matériau sont résumés dans le **Tableau 16**.

Tableau 16 : Résultats de l'identification des paramètres de la loi de comportement

			E (GPa)	Re (MPa)	$C1$ (MPa)	$C2$ (MPa)	γ_2	$Q1$ (MPa)	$b1$	$Q2$ (MPa)	$b2$
Lot 1 SL	peau	M1A1	Non testée								
	cœur	M1B1	205	335	738	25405	199	130	21	-128	199
	peau	M1C1	209	349	701	26277	223	117	22	-118	223
	peau	M1A2	215	375	775	21499	210	123	21	-102	210
	cœur	M1B2	205	335	734	22752	183	129	20	-124	183
	peau	M1C2	210	342	716	23425	192	122	22	-122	192
Lot 2 45°	peau	M2A1	200	346	726	15885	121	142	26	-131	121
	cœur	M2B1	195	340	1141	54573	516	113	19	-106	516
	peau	M2C1	Non traitable								
Lot 3 90°	peau	M3A1	200	342	717	36993	338	121	21	-109	338
	cœur	M3B1	208	328	728	23358	177	137	22	-132	177
	peau	M3C1	203	342	938	31326	287	130	14	-109	287

¹⁸ Remarque : l'identification de C_2 et γ_2 peut également se faire en premier, avant de fixer Q_2 et b_2 par les relations $b_2 = \gamma_2$ et $Q_2 = -\frac{C_2}{\gamma_2}$. Les deux enchaînements donnent en pratique des valeurs de coefficients légèrement différents. Un choix arbitraire a été réalisé pour fixer le protocole d'identification.

Un jeu de paramètres moyen est proposé dans le **Tableau 17**, déterminé à partir d'une moyenne arrondie des résultats obtenus pour les deux éprouvettes du lot 1 prélevées à cœur.

Tableau 17 : Proposition de paramètres de loi de comportement à utiliser pour les travaux de thèse

E (GPa)	Re (MPa)	C1 (MPa)	C2 (MPa)	ν_2	Q1 (MPa)	b1	Q2 (MPa)	b2
205	335	740	24000	190	130	20	-130	190

VI.5 Conclusions

Pour conclure, cette annexe présente les résultats des essais TCD réalisés sur éprouvettes matériau en DH36. Lors du dépouillement de ces essais, plusieurs observations ont été réalisées :

- la présence de paliers de Piobert-Lüders ;
- la faible anisotropie du matériau ;
- aucune différence majeure de comportement entre les éprouvettes prélevées dans les différentes strates (cœur ou peau) de la tôle laminée ;
- une faible influence de la direction de prélèvement des éprouvettes par rapport à la direction de laminage des tôles ;
- une diminution du module d'Young avec l'augmentation de la déformation plastique.

La seconde partie de l'annexe présente une proposition de modélisation de la loi de comportement du matériau à partir d'un écrouissage cinématique linéaire, d'un écrouissage cinématique non-linéaire et de deux écrouissages isotropes de type Voce. Le cadre de ce modèle et la méthode d'identification de ses paramètres sont d'abord détaillés. Finalement, cette modélisation permet une bonne description de la courbe de traction monotone ainsi que de l'évolution de la taille et de la position du domaine élastique lors de l'écrouissage. Certains éléments de modélisation ne sont néanmoins pas présents, comme ceux permettant la prise en compte d'un palier de Piobert-Lüders, ou encore ceux permettant la prise en compte des phénomènes cycliques comme l'adoucissement par exemple.

BIBLIOGRAPHIE

- Accardi, Ester D et al. 2019. "Detection of Typical Metal Additive Manufacturing Defects by the Application of Thermographic." : 1–5.
- Achenbach, Jan D. 2002. "Modeling for Quantitative Non-Destructive Evaluation." *Ultrasonics* 40(1–8): 1–10.
- AFNOR. 1991. *NF A 03-405 : Essais de Fatigue : Traitement Statistique Des Données*.
- Ancona, F., R. De Finis, D. Palumbo, and U. Galietti. 2015. "Crack Growth Monitoring in Stainless Steels by Means of TSA Technique." *Procedia Engineering* 109: 89–96.
- Ancona, F et al. 2016. "Automatic Procedure for Evaluating the Paris Law of Martensitic and Austenitic Stainless Steels by Means of Thermal Methods." *Engineering Fracture Mechanics* 163: 206–19.
- Arnould, Olivier, Pierre Bremond, and François Hild. 2005. "Thermal Evaluation of the Mean Fatigue Limit of a Complex Structure." In eds. G. Raymond Peacock, Douglas D. Burleigh, and Jonathan J. Miles. International Society for Optics and Photonics, 255.
- Bagavathiappan, S. et al. 2013. "Infrared Thermography for Condition Monitoring - A Review." *Infrared Physics and Technology* 60: 35–55.
- Barralis, Jean, Louis Castex, and Maeder Gérard. 1999. "Précontraintes et Traitements Superficiels." *Techniques de l'Ingénieur* M1180(0): 0–51.
- Basquin, O. 1910. "The Exponential Law of Endurance Tests." *Proc Am Soc Test Mater* 10: 625–630.
- Bathias, Claude, and Jean-Paul Bâillon. 1997. *La Fatigue Des Matériaux et Des Structures*. Hermes.
- Bathias, Claude, and Paul C. Paris. 2005. *Gigacycle Fatigue in Mechanical Practice*. ed. Marcel Dekker.
- Bellow, D. G., M. G. Faulkner, and M. Wahaw. 1986. "Residual Stresses and Fatigue of Surface Treated Welded Specimens." *Advance in Surface Treatments* 2: 85–94.
- Berthel, Bruno. 2007. "Mesures Thermographiques de Champs de Dissipation Accompagnant La Fatigue à Grand Nombre de Cycles Des Aciers."
- Biot, M. A. 1956. "Thermoelasticity and Irreversible Thermodynamics." *Journal of Applied Physics* 27(3): 240–53.
- Blanche, Antoine. 2013. "Effets Dissipatifs En Fatigue à Grand et Très Grand Nombre de Cycles."
- Boulanger, Thomas. 2004. "Analyse Par Thermographie Infrarouge Des Sources de Chaleur Induites Par La Fatigue Des Aciers."
- Boulanger, Thomas, André Chrysochoos, C. Mabru, and André Galtier. 2004. "Calorimetric Analysis of Dissipative and Thermoelastic Effects Associated with the Fatigue Behavior of Steels." *International Journal of Fatigue* 26(3): 221–29.
- Breitenstein, O, and JP Rakotoniaina. 2004. "New Developments in IR Lock-in Thermography." *Proc. 30th ...*
- Broberg, Patrik. 2013. "Surface Crack Detection in Welds Using Thermography." *NDT and E International* 57: 69–73.

- Busse, G., D. Wu, and W. Karpen. 1992. "Thermal Wave Imaging with Phase Sensitive Modulated Thermography." *Appl. Phys.* 71: 3962–3965.
- Casavola, Caterina, Umberto Galietti, Damiano Modugno, and Carmine Pappalettere. 2006. "Comparison of Local Strain Measurements Done by Strain Gage and Differential Thermographic Technique." 2(January 2015): 730–40.
- Chaboche, Jean-Louis, Jean Lemaitre, Ahmed Benallal, and Rodrigue Desmorat. 2009. *Mécanique Des Matériaux Solides*. Dunod.
- Chantier, Isabelle, V Bodet, R. Billardon, and François Hild. 1999. "A Probabilistic Approach to Predict the Very High-Cycle Fatigue Behaviour of Spheroidal Graphite Cast Iron Structures." *Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures*: 173–80.
- Charles, J. a., F. J. Appl, and J. E. Francis. 1975. "Using the Scanning Infrared Camera in Experimental Fatigue Studies." *Experimental Mechanics* 15(4): 133–38.
- Chen, Daoyun et al. 2018. "Crack Growth Analysis in Welded and Non-Welded T-Joints Based on Lock-in Digital Image Correlation and Thermoelastic Stress Analysis." *International Journal of Fatigue* 110(November 2017): 172–85.
- Chrysochoos, André. 2012. "An Overview of Infrared Analysis of Thermomechanical Behavior of Materials." *11th International Conference on Quantitative InfraRed Thermography*.
- Chrysochoos, André, and Hervé Louche. 2000. "An Infrared Image Processing to Analyse the Calorific Effects Accompanying Strain Localisation." *International Journal of Engineering Science* 38(16): 1759–88.
- Cielo, P., X. Maldague, A.A. Déom, and R. Lewak. 1987. "Thermographic Nondestructive Evaluation of Industrial Materials and Structures." *Mater. Eval.* 45: 452–460.
- Connesson, N., François Maquin, and F. Pierron. 2010. "Experimental Energy Balance During the First Cycles of Cyclically Loaded Specimens Under the Conventional Yield Stress." *Experimental Mechanics* 51(1): 23–44.
- Corigliano, P. et al. 2015. "Fatigue Assessment by Thermal Analysis During Tensile Tests on Steel." *Procedia Engineering* 109: 210–18.
- Corigliano, P., G. Epasto, E. Guglielmino, and G. Risitano. 2017. "Fatigue Analysis of Marine Welded Joints by Means of DIC and IR Images during Static and Fatigue Tests." *Engineering Fracture Mechanics*.
- Crupi, V., G. Chiofalo, and E. Guglielmino. 2010. "Using Infrared Thermography in Low-Cycle Fatigue Studies of Welded Joints." *Welding Journal* 89: 195–200.
- Crupi, V., E. Guglielmino, M. Maestro, and A. Marinò. 2009. "Fatigue Analysis of Butt Welded AH36 Steel Joints: Thermographic Method and Design S-N Curve." *Marine Structures* 22(3): 373–86.
- Crupi, V., E. Guglielmino, A. Risitano, and D Taylor. 2007. "Different Methods for Fatigue Assessment of T Welded Joints Used in Ship Structures." *Journal of Ship Research* 51(2): 150–59.
- Curà, F., G. Curti, and R. Sesana. 2005. "A New Iteration Method for the Thermographic Determination of Fatigue Limit in Steels." *International Journal of Fatigue* 27(4): 453–59.
- Curà, F., A. E. Gallinatti, and R. Sesana. 2012. "Dissipative Aspects in Thermographic

- Methods.” *Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures* 35(12): 1133–47.
- Dal Cero Coelho, Fabricio. 2014. “Maîtrise de La Tenue En Fatigue Des Cordons de Soudure.”
- Dang Van, K. 1973. “Sur La Résistance à La Fatigue Des Métaux.” *Sciences et Techniques de l’Armement*: 641–722.
- Dang Van, K., B. Griveau, and O. Message. 1989. “On a New Multiaxial Fatigue Limit Criterion: Theory and Applications.” *Biaxial and Multiaxial Fatigue* (3): 479–96.
- Dang Van, K, André Bignonnet, and Jean-luc Fayard. 2003. “Assessment of Welded Structures by a Structural Multiaxial Fatigue Approach.” *Biaxial and Multiaxial Fatigue* 31: 3–21.
- Degallaix-Moreuil, Suzanne, and Bernhard Ilshner. 2007. *Caractérisation Expérimentale Des Matériaux. I, Propriétés Physiques, Thermiques et Mécaniques*. Presses polytechniques et universitaires romandes.
- Diaz, F.A., E.A. Patterson, R.A. Tomlinson, and J.R. Yates. 2004. “Measuring Stress Intensity Factors during Fatigue Crack Growth.” : 571–83.
- Dillon, O.W. 1962. “An Experimental Study of the Heat Generated during Torsional Oscillations.” *Journal of the Mechanics and Physics of Solids* 10(3): 235-IN1.
- Doudard, Cédric. 2004. “Détermination Rapide Des Propriétés En Fatigue et à Grand Nombre de Cycles à Partir d’essais d’échauffement.” Ecole Normale Supérieure de Cachan.
- . 2005. “A Probabilistic Two-Scale Model for High-Cycle Fatigue Life Predictions.” *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures*.
- . 2007. “Determination of an HCF Criterion by Thermal Measurements under Biaxial Cyclic Loading.” *International Journal of Fatigue* 29(4): 748–57.
- Doudard, Cédric, Sylvain Calloch, François Hild, and Stéphane Roux. 2009. “Identification of Heat Source Fields from Infra-Red Thermography: Determination of ‘self-Heating’ in a Dual-Phase Steel by Using a Dog Bone Sample.”
- Dulieu-Barton, J.M., and P. Stanley. 1998. “Development and Applications of Thermoelastic Stress Analysis.” *The Journal of Strain Analysis for Engineering Design* 33(2): 93–104.
- Érembert, Nizery. 2015. “Amorçage et Propagation Des Fissures de Fatigue Dans Les Alliages d’aluminium 2050-T8 et 7050-T7451.” INSA Lyon.
- Erny, Carole. 2010. “Prévision de l’amorçage de Fissures de Fatigue Dans Les Assemblages Soudés Pour Applications Navales.” ENSIETA.
- Van Es, S.H.J., M.H. Kolstein, R.J.M. Pijpers, and F.S.K. Bijlaard. 2013. “TIG-Dressing of High Strength Steel Butt Welded Connections – Part 1: Weld Toe Geometry and Local Hardness.” *Procedia Engineering* 66: 216–25.
- Eshelby, J.D. 1957. “The Determination of the Elastic Field of an Ellipsoidal Inclusion , and Related Problems.” *Proc. Roy. Soc. London*: 376–96.
- Eurocode 3. 2005. *NF EN 1993-1-9 Eurocode 3 - Calcul Des Structures En Acier : Fatigue*.
- Ezanno, Anthony. 2011. 9 “Caractérisation Des Propriétés à La Fatigue à Grand Nombre de Cycles Des Matériaux de Fonderie à Partir d’essais d’auto-Échauffement : Application Aux Alliages d’hélices Marines.”
- Ezanno, Anthony, Cédric Doudard, Sylvain Calloch, and Jean Loup Heuzé. 2012. “A New

- Approach to Characterizing and Modeling the High Cycle Fatigue Properties of Cast Materials Based on Self-Heating Measurements under Cyclic Loadings.” *International Journal of Fatigue* 47: 232–43.
- Facchinetti, Matteo, Pierrick Florin, Cédric Doudard, and Sylvain Calloch. 2015. “Identification of Self-Heating Phenomena Under Cyclic Loadings Using Full-Field Thermal and Kinematic Measurements: Application to High-Cycle Fatigue of Seam Weld Joints.” *Experimental Mechanics* 55(4): 681–98.
- Fan, Junling, Yanguang Zhao, and Xinglin Guo. 2018. “A Unifying Energy Approach for High Cycle Fatigue Behavior Evaluation.” *Mechanics of Materials* 120(February): 15–25.
- Farahani, Behzad V., Paulo J. Tavares, and P.M.G.P. Moreira. 2016. “SIF Determination with Thermoelastic Stress Analysis.” *Procedia Structural Integrity* 2: 2148–55.
- Fargione, G., A. Geraci, Guido La Rosa, and A. Risitano. 2001. “Rapid Determination of the Fatigue Curve by the Thermographic Method.” *International Journal of Fatigue* 24(1): 11–19.
- Fayard, Jean-Luc. 1996. “Dimensionnement a La Fatigue Polycyclique de Structures Soudees.”
- Fernández-Canteli, Alfonso et al. 2012. “Checking the Fatigue Limit from Thermographic Techniques by Means of a Probabilistic Model of the Epsilon-N Field.” *International Journal of Fatigue* 39: 109–15.
- Florin, Pierrick. 2015. “Caractérisation Rapide Des Propriétés à La Fatigue à Grand Nombre de Cycles Des Assemblages Métalliques Soudés de Type Automobile: Vers Une Approche Basée Sur Des Mesures Thermométriques.” Université de Bretagne Occidentale.
- Florin, Pierrick, Matteo Facchinetti, Cédric Doudard, and Sylvain Calloch. 2013. “Fast Fatigue Properties Identification by ‘Self-Heating’ Method: Application to Automotive Welded Joints.” *Procedia Engineering* 66: 676–83.
- Fricke, Wolfgang. 2003. “Fatigue Analysis of Welded Joints: State of Development.” *Marine Structures* 16(3): 185–200.
- . 2014. “Recent Developments and Future Challenges in Fatigue Strength Assessment of Welded Joints.” 0(0): 1–16.
- Galietti, Umberto, and D. Palumbo. 2010. “Application of Thermal Methods for Characterization of Steel Welded Joints.” In *10th International Conference on Quantitative Infrared Thermography. QIRT10*, Québec, 8.
- Gerritsen, Christoph, Sofie Vanrostenberghe, and Matthew Doré. 2013. “Diode Laser Weld Toe Re-Melting as a Means of Fatigue Strength Improvement in High Strength Steels.” *Procedia Engineering* 66: 171–80.
- Grady, Leo. 2006. “Random Walks for Image Segmentation.” 28(11): 1768–83.
- Graux, Nicolas. 2017. “Caractérisation et Modélisation Des Propriétés à La Fatigue à Grand Nombre de Cycles Des Aciers Cémentés à Partir d’essais d’auto-Échauffement Sous Sollicitations Cycliques.”
- Guglielmino, E., Guido La Rosa, S. M. Oliveri, and A. Pasta. 1993. “Analisi Mediante Tecniche Termografiche Del Comprtamento a Fatica Di Giunti Di Testa Con Saldatura Laser.” In *XXII AIAS Congress*, , 301–7.

- Gujba, Abdullahi K., and Mamoun Medraj. 2014. *7 Materials Laser Peening Process and Its Impact on Materials Properties in Comparison with Shot Peening and Ultrasonic Impact Peening*.
- Haagensen, P.J., and Stephen John Maddox. 2010. *The International Institute of Welding IIW Commission XIII IIW Recommendations on Post Weld Fatigue Life Improvement of Steel and Aluminium Structures*.
- Haagensen, P J, and S J Maddox. 2001. "IIW Commission XIII IIW Recommendations on Post Weld Improvement of Steel and Aluminium Structures."
- Hashin, Z., and A. Rotem. 1978. "A Cumulative Damage Theory of Fatigue Failure." *Materials Science and Engineering* 34: 147–60.
- Von Helmholtz, Hermann. 1847. "Die Erhaltung Der Kraft, Eine Physikalische Habhandlung." *Druck und Verlag von G. Reimer*.
- Hénaff, Gilbert, and Franck Morel. 2005. *Fatigue Des Structures. Endurance, Critères de Dimensionnement, Propagation Des Fissures, Rupture*. Ellipses.
- Hobbacher, A. 2018. *Recommandations Pour La Conception En Fatigue Des Assemblages et Des Composants Soudés*.
- Huang, Jia, Marie-Laetitia Pastor, Christian Garnier, and Xiaojing Gong. 2017. "Rapid Evaluation of Fatigue Limit on Thermographic Data Analysis." *International Journal of Fatigue* 104: 293–301.
- Huo, L, Dongpo Wang, and Yufeng Zhang. 2004. "Investigation of the Fatigue Behaviour of the Welded Joints Treated by TIG Dressing and Ultrasonic Peening under Variable-Amplitude Load." *International Journal of Fatigue* 27(1): 95–101.
- Ibarra-castanedo, C. 2005. "Quantative Subsurface Defect Evaluation by Pulsed Phase Thermography."
- Jégou, Loïc. 2012. "Caractérisation Rapide Des Propriétés En Fatigue d'un Polymère Renforcé Par Des Fibres Courtes, Pour Une Application Automobile."
- Karakas, Özler. 2017. "Application of Neuber's Effective Stress Method for the Evaluation of the Fatigue Behaviour of Magnesium Welds." 101: 115–26.
- Kirkhope, K. J. et al. 1999. "Weld Detail Fatigue Life Improvement Techniques. Part 1: Review." *Marine structures* 12(6): 447–474.
- Kitsunai, Yoshio, Tetsuya Sasaki, and Takashi Honda. 1996. "The Determination of Stress Concentration Factors and Stress Intensity Factors by Means of Thermoelastic Effect." *Transactions on Engineering Sciences* 13.
- Koh, S K, and R I Stephens. 1991. "Mean Stress Effects on Low Cycles Fatigue for a High Strength Steel." 14(4).
- Kordatos, E. Z., K. G. Dassios, D. G. Aggelis, and T. E. Matikas. 2013. "Rapid Evaluation of the Fatigue Limit in Composites Using Infrared Lock-in Thermography and Acoustic Emission." *Mechanics Research Communications* 54: 14–20.
- Krapez, Jean-Claude. 1998. "Compared Performances of Four Algorithms Used for Modulation Thermography." *Proceedings of the 1998 International Conference on Quantitative InfraRed Thermography* 1(1).
- Krapez, Jean-Claude, Didier Pacou, and Gérard Gardette. 2000. "Lock-in Thermography and Fatigue Limit of Metals." *Office National D Etudes Et De ...*: 3–8.
- Kudryavtsev, Yury, and Jacob Kleiman. 2013. *Fatigue Improvement of Welded Elements*

- and Structures by Ultrasonic Peening.*
- Lago, Ján, Otakar Bokůvka, and František Nový. 2016. “The Weld Toe Improvement of Advanced HSLA Steel by Laser Remelting.” *Materials Today: Proceedings* 3(4): 1037–40.
- Lemaitre, Jean, and Issam Doghri. 1994. “Damage 90: A Post Processor for Crack Initiation.” *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering* 115(3–4): 197–232.
- Lemaitre, Jean, J.P. Sermage, and Rodrigue Desmorat. 1999. “A Two Scale Damage Concept Applied to Fatigue.” *International Journal of Fracture* 97(1): 67–81–81.
- Leveuf, Louis et al. 2018. “Fast Screening of the Fatigue Properties of Thermoplastics Reinforced with Short Carbon Fibers Based on Thermal Measurements.” *Polymer Testing* 68(March): 19–26.
- Levieil, Bruno. 2016. “Prise En Compte Des Contraintes Résiduelles Dans Le Dimensionnement En Fatigue Oligocyclique Par Des Méthodes Simplifiées.”
- Li, X. D. et al. 2012. “Adopting Lock-in Infrared Thermography Technique for Rapid Determination of Fatigue Limit of Aluminum Alloy Riveted Component and Affection to Determined Result Caused by Initial Stress.” *International Journal of Fatigue* 36(1): 18–23.
- Livieri, Paolo, and Roberto Tovo. 2017. “Analysis of the Thickness Effect in Thin Steel Welded Structures under Uniaxial Fatigue Loading.” *International Journal of Fatigue* 101: 363–70.
- Louche, Hervé. 1999. “Analyse Par Thermographie Infrarouge Des Effets Dissipatifs de La Localisation Dans Des Aciers.” Montpellier.
- Louche, Hervé, and André Chrysochoos. 2001. “Thermal and Dissipative Effects of Accompanying L??Ders Band Propagation.” *Materials Science and Engineering A* 307(1–2): 15–22.
- Louge, Julien. 2019. “Apports Des Mesures d’auto-Échauffement Pour l’étude de La Fatigue Des Aciers : Effets d’histoire et Cisaillement Pur.”
- Luong, Minh Phong. 1995. “Infrared Thermographic Scanning of Fatigue in Metals.” *Nuclear Engineering and Design* 158(2–3): 363–76.
- . 1998. “Fatigue Limit Evaluation of Metals Using an Infrared Thermographic Technique.” *Mechanics of Materials* 28(1–4): 155–63.
- Malesys, Nicolas, and Sylvie Pommier. 2009. “Principaux Mécanismes de Fissuration Par Fatigue En Mode I.”
- El Malki Alaoui, Alboulghit. 2008. “Influence Du Chargement Sur La Propagation En Fatigue de Fissures Courtes Dans Un Acier de Construction Navale.” Université de Metz.
- Mansor, N. I.I., S. Abdullah, A. K. Ariffin, and J. Syarif. 2014. “A Review of the Fatigue Failure Mechanism of Metallic Materials under a Corroded Environment.” *Engineering Failure Analysis* 42: 353–65.
- Maquin, François. 2006. “Méthodologie Expérimentale d’étude Du Comportement Thermo-Mécanique Des Matériaux Sous Sollicitations Cycliques.” École Nationale Supérieure d’Arts et Métiers.
- Maquin, François, and F. Pierron. 2009. “Heat Dissipation Measurements in Low Stress Cyclic Loading of Metallic Materials: From Internal Friction to Micro-Plasticity.”

- Mechanics of Materials* 41(8): 928–42.
- Marani, Roberto et al. 2017. “Two-Dimensional Cross-Correlation for Defect Detection in Composite Materials Inspected by Lock-in Thermography.” *22nd International Conference on Digital Signal Processing*: 1–5.
- Marchal, Nicolas. 2007. “Propagation de Fissure En Fatigue-Fluage à Haute Température de Superalliages Monocristallins à Base de Nickel.”
- Marco, Yann, Isaure Asquelier, V L E S Aux, and P C Harrier. 2017. “Fast Prediction of the Wöhler Curve from Thermal Measurements for a Wide Range of NR and SBR Compounds.” : 487–507.
- Marquis, Gary B. 2010. “Failure Modes and Fatigue Strength of Improved HSS Welds.” *Engineering Fracture Mechanics* 77(11): 2051–62.
- Marsavina, L., and R.A. Tomlinson. 2014. “A Review of Using Thermoelasticity for Structural Integrity Assessment.” *Frattura ed Integrità Strutturale* 8(27): 13–20.
- Masubuchi, K. et al. 2001. “Residual Stress and Distortion.” In *Welding Handbook, Welding Science and Technology*, American Welding Society, 297–357.
- Matelect. *Practical Aspects of the ACPD Technique, User Manual*.
- Meneghetti, G, and M Ricotta. 2018. “The Dissipated Heat Energy as a Fatigue Damage Index For Experimental Fatigue Life Estimations.” *Procedia Engineering* 213: 313–22.
- Meola, Carosena, Giovanni M. Carlomagno, Antonino Squillace, and Giuseppe Giorleo. 2004. “The Use of Infrared Thermography for Nondestructive Evaluation of Joints.” *Journal of Materials Processing Technology* 155–156(1–3): 1132–37.
- Michel, Alain. 2006. “Pièces Mécaniques Soudées Calcul Des Assemblages.” *Techniques de l'Ingénieur*: 1–14.
- Middleton, C. A., A. Gaio, R. J. Greene, and E. A. Patterson. 2019. “Towards Automated Tracking of Initiation and Propagation of Cracks in Aluminium Alloy Coupons Using Thermoelastic Stress Analysis.” *Journal of Nondestructive Evaluation* 38(1): 18.
- Mikkola, Eeva, Matthew Doré, and Mansoor Khurshid. 2013. “Fatigue Strength of HFMI Treated Structures Under High R-Ratio and Variable Amplitude Loading.” *Procedia Engineering* 66: 161–70.
- Miner, M. 1945. “Cumulative Damage in Fatigue.” *Journal of applied mechanics* (12): 159–164.
- Moore, M. G., and W. P. Evans. 1958. “Correction for Stress Layers in X-Ray Diffraction Residual Stress Analysis.” 66: 341–45.
- Munier, Rémi. 2012. “Etude de La Fatigue Des Aciers Laminés à Partir de l'auto-Échauffement Sous Sollicitation Cyclique: Essais , Observations , Modélisation et Influence d ' Une Pré-Déformation Plastique.”
- Munier, Rémi, Cédric Doudard, Sylvain Calloch, and Bastien Weber. 2014. “Determination of High Cycle Fatigue Properties of a Wide Range of Steel Sheet Grades from Self-Heating Measurements.” *International Journal of Fatigue* 63: 46–61.
- Muzeau, Jean-pierre. 2015. “Constructions Métalliques - Assemblages Par Soudage.” 33(0).
- Newman, J C, and I S Raju. 1984. *Stress-Intensity Factor Equations for Cracks in Three-Dimensional Finite Bodies Subjected to Tension and Bending Loads*.
- NF-A03-406. 1993. *Fatigue Sous Sollicitations d'amplitude Variable*.
- NF A 03-401. 1983. *Essai de Fatigue Par Charge Axial*.

- Nihei, M, P Heuler, Ch Boiler, and T Seeger. 1986. "Evaluation of Mean Stress Effect on Fatigue Life by Use of Damage Parameters." 3(3): 119–26.
- Norme ISO 16290. 2013. *Systèmes Spatiaux - Définition Des Niveaux de Maturité de La Technologie (NMT) et de Leurs Critères d'évaluation*.
- Otsu, Nobuyuki. 1979. "A Threshold Selection Method from Gray-Level Histograms." C(1): 62–66.
- Palin-Luc, T. 1996. "Fatigue Multiaxiale d'une Fonte GS Sous Sollicitations Combinées d'amplitude Variable." ENSAM Bordeaux.
- Palumbo, D et al. 2016. "Ultrasonic Analysis and Lock-in Thermography for Debonding Evaluation of Composite Adhesive Joints." *NDT and E International* 78: 1–9.
- Palumbo, D, and U Galietti. 2016. "Data Correction for Thermoelastic Stress Analysis on Titanium Components." : 451–62.
- Papadopoulos, Ioannis V. et al. 1997. "A Comparative Study of Multiaxial High-Cycle Fatigue Criteria for Metals." *International Journal of Fatigue* 19(3): 219–35.
- Park, Jeong Ung, Gyubaek An, Heung Ju Kim, and Jae Hyouk Choi. 2014. "Development of Fatigue Life Improvement Technology of Butt Joints Using Friction Stir Processing." *Advances in Mechanical Engineering* 2014.
- Pedersen, Mikkel Melters et al. 2010. "Comparison of Post-Weld Treatment of High-Strength Steel Welded Joints in Medium Cycle Fatigue." *Welding in the World* 54(7–8): R208–17.
- Pierron, Quentin. 2018. "Caractérisation de La Fatigue Des Assemblages Soudés Soumis à Des Chargements à Amplitude Variable."
- Pinho-da-Cruz, J.A.M, J.A.M Ferreira, J.D.M Costa, and L.F.P Borrego. 2003. "Fatigue Analysis of Thin AlMgSi Welded Joints under Constant and Variable Amplitude Block Loadings." *Thin-Walled Structures* 41(5): 389–402.
- Pitarresi, Giuseppe. 2003. "A Review of the General Theory of Thermoelastic Stress."
- Poncelet, Martin. 2007. "Multiaxialité , Hétérogénéités Intrinsèques et Structurales Des Essais d'auto-Echauffement et de Fatigue a Grand Nombre de Cycles." Ecole Normale Supérieure de Cachan.
- . 2007. "Prediction of Self-Heating Measurements under Proportional and Non-Proportional Multiaxial Cyclic Loadings." *Comptes Rendus - Mécanique* 335(2): 81–86.
- Puget, Mathieu. 2013. "Influence Du Procédé Sur La Tenue à La Fatigue Des Pièces Forgées : Application à Une Tige Fémorale."
- Le Quilliec, Guénhaël. 2011. "Application Du Martelage a Haute Frequence a l'optimisation de La Maintenance Des Ouvrages et Des Structures Soudees." École Centrale de Nantes.
- . 2014. *Comportement En Fatigue Des Matériaux Métalliques: Fatigue Des Assemblages Soudés*.
- Radenkovic, Dragos. 1981. "Stress Analysis in Tubular Joints." *Steel in Marine Structures, Special and Plenary Sessions*: 53–95.
- Rajic, Nik, and Chris Brooks. 2017. "Automated Crack Detection and Crack Growth Rate Measurement Using Thermoelasticity." *Procedia Engineering* 188: 463–70.
- Rajic, Nik, Steve C. Galea, and David Rowlands. 2013. "Thermoelastic Stress Analysis - Emerging Opportunities in Structural Health Monitoring." *Key Engineering Materials* 558: 501–9.
- Rajic, Nik, N Street, C Brooks, and S Galea. 2014. "Full Field Stress Measurement for in

- Situ Structural Health Monitoring of Full Field Stress Measurement for in Situ Structural Health Monitoring of Airframe Components and Repairs.” .
- Ranc, Nicolas. 2003. “Couplage Thermomécanique.” *Techniques de l’Ingénieur* 33(0).
- Ranc, Nicolas, A. Blanche, David Ryckelynck, and André Chrysochoos. 2015. “POD Preprocessing of IR Thermal Data to Assess Heat Source Distributions.” *Experimental Mechanics* 55(4): 725–39.
- Ranc, Nicolas, D. Wagner, and P. C. Paris. 2008. “Study of Thermal Effects Associated with Crack Propagation during Very High Cycle Fatigue Tests.” *Acta Materialia* 56(15): 4012–21.
- Raujol-Veillé, J. et al. 2015. “Rapid Method for Low Cycle Fatigue Properties: Thickness Effect on the Fatigue Crack Initiation Life of Welded Joints.” *Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures* 38(12): 1492–1506.
- Rodríguez-martín, M, S Lagüela, D González-aguilera, and J Martínez. 2016. “Thermographic Test for the Geometric Characterization of Cracks in Welding Using IR Image Rectification.” *Automation in Construction* 61: 58–65.
- La Rosa, Guido, and A. Risitano. 2000. “Thermographic Methodology for Rapid Determination of the Fatigue Limit of Materials and Mechanical Components.” *International Journal of Fatigue* 22(1): 65–73.
- Ruiz-Sabariego, Juan-Antonio. 2014. “Mécanique de La Rupture.” *Techniques de l’Ingénieur* 33(0).
- Sakagami, T. 2015. “Remote Nondestructive Evaluation Technique Using Infrared Thermography for Fatigue Cracks in Steel Bridges.” : 755–79.
- Sangid, Michael D. 2013. “The Physics of Fatigue Crack Initiation.” *International Journal of Fatigue* 57: 58–72.
- Saporta, Gilbert. 2006. *Probabilités Analyse Des Données et Statistique*. Technip.
- Le Saux, Vincent. 2010. “Fatigue et Vieillessement Des Élastomères En Environnements Marin et Thermique: De La Caractérisation Accélérée Au Calcul de Structure.” Université Européenne de Bretagne.
- . 2014. “Thermographie Infrarouge: De La Formation (et Au Traitement) d’image Infrarouge à La Mesure Qualitative de Température.”
- . 2018. *Thermographie Infrarouge*.
- . 2019. “Contribution à l’étude Du Comportement Mécanique et de La Durabilité Des Matériaux Polymères.”
- Schijve, Jaap. 2012. “Fatigue Predictions of Welded Joints and the Effective Notch Stress Concept.” *International Journal of Fatigue* 45: 31–38.
- Seelan, Palaniappan Jaya. 2018. Thesis “Revealing the Heterogeneity in Weld Microstructures Using the Thermomechanical Dissipative Heat Source.”
- Serio, L. M. et al. 2016. “Monitoring of the Friction Stir Welding Process by Means of Thermography.” *Nondestructive Testing and Evaluation* 31(4): 371–83.
- Serrano Abello, Leonell. 2015. “Caractérisation Thermomécanique Du Comportement En Fatigue Des Thermoplastiques Renforcés de Fibres de Verre Courtes.”
- Siegloch, Max Henrik. 2014. *258 Failure Analysis of Thin Film Solar Modules Using Lock - in Thermography*.
- Simunek, David, Martin Leitner, and Florian Grün. 2018. “In-Situ Crack Propagation

- Measurement of High-Strength Steels Including Overload Effects.” *Procedia Engineering* 213(2017): 335–45.
- Skriko, Tuomas, M. Ghafouri, and Timo Björk. 2016. “Fatigue Strength of TIG-Dressed Ultra-High-Strength Steel Fillet Weld Joints at High Stress Ratio.” *International Journal of Fatigue* 94: 110–20.
- Sonsino, C.M. 2009. “Effect of Residual Stresses on the Fatigue Behaviour of Welded Joints Depending on Loading Conditions and Weld Geometry.” *International Journal of Fatigue* 31(1): 88–101.
- Stanley, P. 1997. “Applications and Potential of Thermoelastic Stress Analysis.” *Journal of Materials Processing Technology* 64(1–3): 359–70.
- . 2008. “Beginnings and Early Development of Thermoelastic Stress Analysis.” *Strain* 44(4): 285–97.
- Stanley, P., and W.K. Chan. 1986a. “A New Experimental Stress Analysis Technique of Wide Application.” In *Experimental Stress Analysis*, Dordrecht: Springer Netherlands, 479–87.
- . 1986b. “The Determination of Stress Intensity Factors and Crack-Tip Velocities from Thermoelastic Infra-Red Emissions.”
- Stanley, P., and J. M. Dulieu-Smith. 1996. “The Determination of Crack-Tip Parameters from Thermoelastic Data.” *Experimental Techniques* 20(2): 21–23.
- Stanzl-Tschegg, Stefanie. 2014. “Very High Cycle Fatigue Measuring Techniques.” *International Journal of Fatigue* 60: 2–17.
- Stärk, Klaus F. 1982. “Temperaturmessung an Schwingend Beanspruchten Werkstoffen.” *Materialwissenschaft und Werkstofftechnik* 13(10): 333–38.
- Stromeyer, C. 1914. “The Determination of Fatigue Limits under Alternating Stress Conditions.” *Proc. R. Soc. Lond. A* (90(620)): 411–425.
- Stromeyer, C.E. 1914. “The Determination of Fatigue Limits under Alternating Stress Conditions.” *Proceedings of the Royal Society of London A*90: 411–25.
- Suominen, Lasse, Mansoor Khurshid, and Jari Parantainen. 2013. “Residual Stresses in Welded Components Following Post-Weld Treatment Methods.” *Procedia Engineering* 66: 181–91.
- Tanaka, K. 2003. “Fatigue Crack Propagation.” In *Comprehensive Structural Integrity; Volume 4: Cyclic Loading and Fracture.*, , 95–127.
- Thatcher, James Edward. 2018. “Infrared Thermography for Test Machine Control and Material Characterisation.” Southampton.
- Thomson, W. 1853. “On the Thermoelastic and Thermomagnetic Properties of Matter.” *Transactions of the Royal Society of Edinburgh* 20: 57–77.
- Tighe, R.C. et al. 2016. “Stress Based Non-Destructive Evaluation Using Thermographic Approaches: From Laboratory Trials to on-Site Assessment.” *NDT & E International* 84: 76–88.
- Tomlinson, R.A., A.D. Nurse, and E.A. Patterson. 1997. “On Determining Stress Intensity Factors For Mixed Mode Cracks From Thermoelastic Data.” *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures* 20(2): 217–26.
- Tomlinson, R.A., and E.J. Olden. 1999. “Thermoelasticity for the Analysis of Crack Tip Stress Fields - a Review.” *Strain* 35(2): 49–55.

- Ummerhofer, Thomas, and Justus Medgenberg. 2008. "On the Use of Infrared Thermography for the Analysis of Fatigue Damage Processes in Welded Joints." *International Journal of Fatigue* 31(1): 130–37.
- Urbanek, Ralf, and Jürgen Bär. 2017. "Influence of Motion Compensation on Lock-In Thermographic Investigations of Fatigue Crack Propagation." *Engineering Fracture Mechanics* 183: 13–25.
- Vieira, R B, G L G Gonzáles, and J L F Freire. 2018. "Thermography Applied to the Study of Fatigue Crack Propagation in Polycarbonate." : 269–82.
- Vu, Q H, D Halm, and Y Nadot. 2010. "Multiaxial Fatigue Criterion for Complex Loading Based on Stress Invariants." *International Journal of Fatigue* 32(7): 1004–14.
- Vu, Quoc Huy. 2009. "Fatigue Polycyclique Multiaxiale de l'acier C35 : Caractérisation et Modélisation Des Mécanismes d'endommagement."
- Weber, Bastien. 1999. "Fatigue Multiaxiale Des Structures Industrielles Sous Chargement Quelconque." INSA de Lyon.
- Weibull, W. 1939. "A Statistical Theory of the Strength of Materials." *Royal Swedish Institute for Engineering Research* 151: 1–45.
- Westphal, Ophélie. 2014. "Analyse Thermomécanique de l'endommagement En Fatigue de Stratifiés Carbone/Époxy : Détermination de La Limite d'endurance à Partir d'essais d'auto- Échauffement." Ecole Centrale de Nantes.
- Wöhler, A. 1858. "Report on Tests of the Königl. Niederschleesisch-Märkkischen Eisenbahn Made with Apparatus for the Measurement of the Bending and Torsion of Railway Axles in Service (in German)." *Zeitsch. Bauwesen*, 8: 642–651.
- . 1870. "Über Die Festigkeits-Versuche Mit Eisen Und Stahl."
- Wong, A.K., R. Jones, and J.G. Sparrow. 1987. "Thermoelastic Constant or Thermoelastic Parameter?" *Journal of Physics and Chemistry of Solids* 48(8): 749–53.
- Wong, A.K., N. Rajic, and Q. Nguyen. 2015. "50th Anniversary Article: Seeing Stresses through the Thermoelastic Lens - A Retrospective and Prospective from an Australian Viewpoint." *Strain* 51(1): 1–15.
- Wu, Datong, and Gerd Busse. 1998. "Lock-in Thermography for Nondestructive Evaluation of Materials." *Revue Generale de Thermique* 37: 693–703.
- Wu, S.C., T.Q. Xiao, and P.J. Withers. 2017. "The Imaging of Failure in Structural Materials by Synchrotron Radiation X-Ray Microtomography." *Engineering Fracture Mechanics* 182: 127–56.
- Yaacoub Agha, H., A.-S. Béranger, R. Billardon, and François Hild. 1998. "High-Cycle Fatigue Behaviour of Spheroidal Graphite Cast Iron." *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures*: 287–96.
- Yang, B. et al. 2001. "Thermographic Investigation of the Fatigue Behavior of Reactor Pressure Vessel Steels." *Materials Science and Engineering: A* 314(1-2): 131–39.
- Yildirim, Halid Can. 2015. "Review of Fatigue Data for Welds Improved by Tungsten Inert Gas Dressing." *International Journal of Fatigue* 79: 36–45.
- . 2016. "Recent Results on Fatigue Strength Improvement of High-Strength Steel Welded Joints." *International Journal of Fatigue*.
- Yildirim, Halid Can, and Gary B. Marquis. 2012. "Fatigue Strength Improvement Factors for High Strength Steel Welded Joints Treated by High Frequency Mechanical Impact."

- International Journal of Fatigue* 44: 168–76.
- Yildirim, Halid Can, Gary B. Marquis, and Zuheir Barsoum. 2013. “Fatigue Assessment of High Frequency Mechanical Impact (HFMI)-Improved Fillet Welds by Local Approaches.” *International Journal of Fatigue* 52: 57–67.
- Yoshida, Fusahito, Takeshi Uemori, and Kenji Fujiwara. 2001. “Elastic-Plastic Behavior of Steel Sheets under in-Plane Cyclic Tension-Compression at Large Strain.” *International Journal of Plasticity* 18: 633–59.
- Zerbst, Uwe et al. 2014. “Review on Fracture and Crack Propagation in Weldments - A Fracture Mechanics Perspective.” *Engineering Fracture Mechanics* 132: 200–276.
- Zerbst, Uwe, M Madia, M Vormwald, and H Th Beier. 2018. “Fatigue Strength and Fracture Mechanics – A General Perspective.” *Engineering Fracture Mechanics* 198: 2–23.
- Zhang, L et al. 2013. “Rapid Determination of Fatigue Life Based on Temperature Evolution.” *International Journal of Fatigue* 54: 1–6.

Titre : De l'apport des mesures de champs de température sous sollicitations cycliques pour la caractérisation et la modélisation des propriétés en fatigue des assemblages soudés

Mots clés : Assemblages Soudés, Caméra Infrarouge, Essais d'Auto-échauffement, Couplage Thermoélastique, Suivi de Propagation de Fissures, Modèle de Propagation

Résumé : Le dimensionnement en fatigue à grand nombre de cycles de joints soudés nécessite la caractérisation expérimentale des paramètres d'influences liés au chargement mais également aux spécificités du joint soudé (géométrie, contraintes résiduelles, défauts liés au procédé, parachèvement). Face au nombre de combinaisons possibles, l'utilisation d'essais de fatigues classiques demanderait un temps et un coût difficilement acceptables. L'exploration de l'apport de mesures de champs de température sous sollicitations cycliques représente alors une piste intéressante pour alimenter d'une part les bases de données d'essai sur certains types de joints soudés, et d'autre part, permettre l'approfondissement d'autres problématiques liées aux assemblages soudés.

Un protocole expérimental d'étude de structures soudées est mis en place et appliqué à deux configurations: brut de soudage et parachevée TIG. L'analyse des données d'essai met en évidence des mécanismes de ruine en fatigue différents pour chacune de ces configurations. L'adaptation d'une approche type "auto-échauffement" est envisagée sur structure parachevée TIG. En parallèle, une approche originale est développée pour caractériser les propriétés en fatigue de la configuration brute de soudage. Elle est basée sur un suivi quantitatif de la propagation des fissures et la mise en place d'un modèle probabiliste basé sur la mécanique linéaire de la rupture.

Title : Contributions of temperature field measurements under cyclic loading for welded assemblies fatigue properties characterization and modelling

Keywords : Naval Welded Assemblies, Infrared Camera, Self-heating Test, Thermoelastic Stress Analysis, Fatigue Cracks Monitoring, Fracture Mechanic Modelling

Abstract : Fatigue assessment of welded assemblies is a critical, costly and time-consuming process. Indeed, fatigue design involves considering numerous influences depending of the load characteristics but also of welded joint specificities (geometry, residual stress, process induced flaws). Then, the exploration of possible contributions of temperature field measurements under cyclic loading represents an interesting idea to both feed experimental data bases of specific welded joints and develop other problematics linked to welded assemblies (influence of post-weld treatments for example).

This work study in parallel two welded joints configurations (as-welded and TIG-dressed). An ad hoc experimental strategy involving specific precautions is developed. Test data analysis shows different fatigue failure mechanism between the two studied configurations. With the TIG-dressed specimen, the adaptation of a "self-heating" type approach is explored. In parallel, an innovative approach is developed to characterize fatigue properties of the as-welded configuration. This method is based on a new quantitative fatigue cracks monitoring technic and the developpement a probabilist model based on linear fracture mechanics.