Caractérisation de la fatigue des assemblages soudés soumis à des chargements à amplitude variable

Quentin Pierron

▶ **To cite this version:**

Quentin Pierron. Caractérisation de la fatigue des assemblages soudés soumis à des chargements à amplitude variable. Mécanique des solides [physics.class-ph]. Université Paris Saclay (COmUE), 2018. Français. NNT : 2018SACLY003 . tel-03920237

HAL Id: tel-03920237

https://pastel.hal.science/tel-03920237

Submitted on 3 Jan 2023

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.

université PARIS-SACLAY

NNT : 2018SACLY003

Thèse de doctorat

Caractérisation de la fatigue des assemblages soudés soumis à des chargements à amplitude variable

Thèse de doctorat de l'Université Paris-Saclay
préparée à l'ENSTA ParisTech

École doctorale n°579 : Sciences mécaniques et énergétiques, matériaux et
Géosciences (SMEMAG)
Spécialité de doctorat : Mécanique des Solides

Thèse présentée et soutenue à PALAISEAU, le 18 mai 2018, par

Quentin PIERRON

Composition du Jury :

Franck MOREL Professeur, Arts Et Métiers ParisTech (LAMPA)	Rapporteur
Cédric DOUDARD Professeur, ENSTA Bretagne (IRDL)	Rapporteur
Andrea BERNASCONI Professeur, Politechnico di Milano (Departemento di Meccanico)	Examinateur
Patrick LE TALLEC Professeur, Ecole Polytechnique (Laboratoire de Mécanique des Solides)	Examinateur
Bastien WEBER Ingénieur, Arcelor Mittal (Automotive Products)	Examinateur
Habibou MAÏTOURNAM Professeur, ENSTA ParisTech (IMSIA)	Directeur de thèse
Ida RAOULT Ingénieur, Groupe PSA	Co-encadrante

Remerciements

Tout d'abord, je tiens à remercier le jury de cette thèse Franck Morel, Cédric Doudard, Andrea Bernasconi, Patrick Le Tallec et Bastien Weber. Et plus particulièrement, merci à Cédric Doudard pour son appui pour la caractérisation par auto-échauffement, Bastien Weber pour ses conseils, son aide précieuse dans la réalisation des échantillons et des essais à Arcelor Mittal et Patrick Le Tallec pour les échanges réguliers que nous avons eu au cours de ma thèse.

Je remercie toute l'équipe de PSA - Agathe, Arnaud, Cédric, Cyril, Florian, Goeffrey, Laurent, Laurent, Louis, Malek, Martial, Nicolas, Olivier, Quentin, Zoran, Zouhir - qui m'a permis de réaliser cette thèse dans les meilleures conditions ; et plus particulièrement Elias MERHY avec qui j'ai commencé en stage et ensuite Ida RAOULT et Benoît DELATTRE qui ont pris sa suite. J'ai bizarrement adoré l'ambiance de l'équipe alors que dans cette équipe chaque blague est punie et chaque punition est attendue avidement par tous. Mais tout est normal, comme le dit Ida, il faut un peu de masochisme pour faire une thèse [1].

Un grand merci aussi à Habibou MAÏTOURNAM qui a dirigé cette thèse. Il m'a été d'un grand soutien tout au long de cette thèse par sa gentillesse et sa pédagogie. Je tiens aussi à écrire que j'ai été heureux de réaliser ma thèse entouré des permanents et doctorants du laboratoire de Mécanique de l'ENSTA Je remercie particulièrement Alain, Lahcene et Anne-Lise pour m'avoir fait découvrir les richesses du laboratoire, Fabien, Josiane, Marine, Moez, Nicolas et Oana pour leur aide et la joie de vivre qu'ils ont apportés au quotidien.

Enfin, merci à ma famille, mes parents, mes sœurs et à mes amis pour leur soutien sans faille depuis le début.

Certaines choses changent, et d'autres ne changeront jamais – (Morpheus dans Matrix)

1. je vous rassure, la punition consiste seulement à amener un gâteau

Table des matières

Introduction **1**

1 Analyse bibliographique **5**

1.1 Introduction au dimensionnement à la fatigue 6

1.1.1 Chargements et phénomènes de fatigue 6

1.1.2 Fatigue à amplitude constante 8

1.1.3 Dimensionnement à la fatigue en endurance illimitée 8

1.2 Dimensionnement des assemblages soudés à l'arc soumis à des chargements de fatigue à amplitude constante 12

1.2.1 Caractéristiques et tenue à la fatigue des assemblages soudés à l'arc . . 13

1.2.2 Calcul des contraintes de dimensionnement 17

1.3 Cumul d'endommagement dans les assemblages soudés à l'arc 21

1.3.1 Dimensionnement à la fatigue en endurance limitée 21

1.3.2 Cumul d'endommagement de Miner 22

1.3.3 Fatigue sous chargement non périodique à deux blocs et modèles d'endommagement à évolution variable 24

1.3.4 Fatigue sous chargement périodique et approches de type Gassner . . . 28

1.3.5 Modèles d'endommagement sans cycles 32

1.3.6 Comparaison des approches 34

1.4 Conclusion 37

2 Méthodes expérimentales de caractérisation de la tenue à la fatigue d'éprouvette soudée **39**

2.1 Objectifs des essais de fatigue 41

2.2 Essais de fatigue sur éprouvette standardisée à PSA 42

2.2.1 Description des éprouvettes 42

2.2.2 Résultats des essais de fatigue sur éprouvette standardisée à PSA . . . 44

2.2.3 Conclusion 47

2.3 Choix d'une nouvelle approche expérimentale 48

2.3.1 Motivation 48

2.3.2 Lien entre dissipation et endommagement 48

2.3.3 Importance du suivi de fissure 49

2.4 Conception de la nouvelle campagne d'essais de fatigue . . . 50
2.4.1 Instrumentation et conception pour le suivi de la dissipation . . . 50
2.4.2 Instrumentation et conception pour le suivi de la propagation de fissure 53
2.4.3 Choix de l'éprouvette et élaboration . . . 54
2.4.4 Optimisation du positionnement des jauges et prises de potentiel électrique . . . 58
2.4.5 Conditions de maintien des éprouvettes . . . 62
2.5 Étude des défauts géométriques induits par le soudage. . . . 64
2.5.1 Variabilités géométriques des éprouvettes . . . 64
2.5.2 Effets des défauts de géométrie sur la tenue à la fatigue . . . 67
2.6 Conclusion . . . 72

3 Identification de la dissipation 75
3.1 Étude autour de l'équation de la chaleur . . . 76
3.1.1 Équation de la chaleur . . . 76
3.1.2 Conditions aux limites . . . 78
3.1.3 Couplage thermo-élastique . . . 79
3.1.4 Séparation des températures alternées et non alternées . . . 81
3.1.5 Source dissipative . . . 81
3.1.6 Décomposition de la température . . . 82
3.1.7 Température stabilisée . . . 83
3.2 Cas d'une plaque . . . 84
3.2.1 Modèles thermiques de la plaque . . . 84
3.2.2 Calcul des températures dans une plaque . . . 88
3.2.3 Mesures des températures dans une plaque et identification de la dissipation . . . 93
3.2.4 Dissipation dans la plaque . . . 101
3.3 Cas de l'éprouvette soudée CP . . . 102
3.3.1 Modèles thermiques d'éprouvette soudée CP . . . 102
3.3.2 Calculs thermiques sur éprouvette soudée CP . . . 103
3.3.3 Mesures des températures dans une éprouvette soudée et identification de la dissipation . . . 109
3.4 Conclusion . . . 113

4 Analyse de résultats expérimentaux 117
4.1 Fissuration des éprouvettes CP . . . 118
4.1.1 Description des fissures . . . 118
4.1.2 Résistance électrique mesurée . . . 119
4.1.3 Déformations mesurées par les jauges en fin de durée de vie . . . 121
4.1.4 Critère d'amorçage et analyse de la propagation de fissure . . . 122
4.2 Essais de fatigue à amplitude constante . . . 123

4.2.1 Étude des durées de vie et part de la fissuration . . . 123
4.2.2 Évolution de la dissipation . . . 125
4.3 Essais de fatigue à amplitude variable . . . 128
4.3.1 Chargements à amplitude variable . . . 128
4.3.2 Courbe S-N équivalente . . . 133
4.3.3 Résultats des essais sous chargement avec surcharge ponctuelle . . . 134
4.3.4 Calculs par éléments finis et analyse des essais avec surcharge ponctuelle 139
4.3.5 Résultats des essais sous chargements périodiques à deux amplitudes . 140
4.3.6 Calcul par éléments finis et analyse des essais périodiques . . . 147
4.3.7 Résultats des essais sous chargement issu d'un enregistrement réel . . . 147
4.3.8 Effets de cumul non linéaire . . . 149
4.4 Préconisations . . . 150
4.4.1 Choix d'un modèle . . . 150
4.4.2 Choix d'un chargement de caractérisation . . . 151
4.5 Conclusion . . . 152

Conclusion générale **155**

Références **I**

A Schéma de résolution par différences finies **III**

B Comparaison numérique des modèles de cumul d'endommagement **VII**

Liste des figures

1.1 Extrait d'un enregistrement de l'effort vertical sur une roue d'un véhicule en service. . . . 7
1.2 Courbe S-N schématique (de [Maïtournam, 2017]). . . . 8
1.3 Différents types de jonctions par cordons de soudures. . . . 13
1.4 Photographies de cordons de soudure sur une traverse après réalisation d'essais de virage sur banc. . . . 13
1.5 Description du procédé de soudage à l'arc (MIG et MAG). . . . 14
1.6 Coupes de cordon de soudure. . . . 15
1.7 Coupe d'un cordon de soudure MAG et grossissements de certaines zones. . . . 16
1.8 Courbes S-N associées à plusieurs FAT (à gauche) et correspondances de différents détails structurels avec leur FAT (à droite). . . . 18
1.9 Représentation schématique de la contrainte près du cordon. σ_L représente la contrainte réelle en pied de cordon, σ_G la contrainte géométrique et σ_n la contrainte nominale. . . . 19
1.10 Modélisation des assemblages soudés par J.-L. Fayard [Fayard, 1996]. . . . 20
1.11 Méthode de dimensionnement des assemblages soudés à PSA. . . . 23
1.12 Chargement à deux blocs (ici, le rapport de charge est fixé à 0,1). . . . 24
1.13 Illustration de l'effet de séquence de chargement pour un chargement à deux blocs. . . . 26
1.14 Chargements de fatigue à distribution donnée [Sonsino, 2007]. . . . 29
1.15 Cumul d'endommagement linéaire à partir d'essais de fatigue à amplitude variable [Sonsino, 2007]. . . . 30
1.16 Résultats de la prédiction du modèle de cumul d'endommagement de Lemaitre-Chaboche pour des chargements aléatoire à distribution gaussienne. . . . 35
1.17 Loi d'évolution linéaire à deux régimes. . . . 36
1.18 Erreurs relatives moyennes (*colorées*), minimales et maximales (*rectangles blancs*) sur les logarithmes des nombres de cycles prédits. . . . 37

2.1 Éprouvettes à clin double (unité de longueur mm). De gauche à droite, photographies de face et de profil, macrographie et représentation schématique avec flexions induites par la géométrie. . . . 43

2.2 Éprouvettes en T (unité de longueur mm). Photographies et schéma d'éprouvettes en T avec et sans support. . . . 44
2.3 Résultats d'essais de fatigue à amplitude constante - courbe S-N (à gauche pour les éprouvettes en T, à droite pour les éprouvettes à clin double). . . . 45
2.4 Éprouvette à clin double présentant plusieurs fissures de fatigue. . . . 47
2.5 Fissures de fatigue sur une éprouvette en T. . . . 48
2.6 Interprétation des variations de température mesurée. . . . 52
2.7 Principe du repliement spectral ou sous-échantillonnage. . . . 53
2.8 Instrumentation pour le suivi de fissure. . . . 55
2.9 Éprouvette à clin . . . 57
2.10 Prélèvement et dénomination des éprouvettes CP après soudage (assemblage numéro 12). . . . 57
2.11 Représentation d'une éprouvette soudée CP fissurée. . . . 59
2.12 Variation de champ devant le pied de cordon dû à la présence d'une fissure elliptique de longueur a centré en c_x - résultats de calculs éléments finis pour plusieurs valeurs de a et c_x. Les lignes de contours accentuées correspondent aux limites de sensibilité des instruments et à la valeur nulle. Les échelles de couleur sont non linéaires. . . . 60
2.13 Déplacements hors plan mesurés. . . . 63
2.14 Illustration des défauts de géométrie : les deux surfaces ont été numérisées (ici, l'éprouvette nommée CP13-1 est particulièrement déformée). *En rouge transparent*, plan neutre théorique de la tôle inférieure. . . . 64
2.15 Géométries initiales de dix éprouvettes soudées. *En pointillés*, la fibre neutre théorique de la tôle inférieure. . . . 65
2.16 Indicateur de courbure : variation de « pente » entre différents points sur la surface des éprouvettes soudées. . . . 66
2.17 Dispersion expérimentale des comportements des éprouvettes soudées CP. . . . 67
2.18 Déformées de trois éprouvettes soudés différentes sous un même effort de 38 kN (facteur d'échelle : 60) obtenues par corrélation d'image sur le côté (*surfaces colorées*) et au verso (*traits épais*). . . . 68
2.19 Modélisation de l'éprouvette CP déformée (déformation exagérée pour la visualisation). . . . 69
2.20 Paramètres A et B identifiés par mesures au comparateur et choisis (*droites horizontales*) pour l'étude numérique. *En orange hachuré*, les éprouvettes correspondantes ont rompues en racine. . . . 70
2.21 Déformations calculées aux jauges ε_J pour différentes déformées initiales. . . . 71
2.22 Déformées mesurées (*en rouge et vert*) et calculées (*en bleu*) de trois éprouvettes soudées CP sous une première traction à 38 kN. . . . 72

3.1 Schéma des différents modèles thermiques de plaque. . . . 85

3.2 Évolution temporelle de la température moyenne du barreau. *En pointillés rouge*, modèle avec $\tau_{\bar{x}\bar{y}\bar{z}}$ identifié. 89

3.3 Trace de la déformation élastique au verso de la plaque ($z = -e/2$) pour un effort de 19 kN calculée par éléments finis volumiques en chaque point de Gauss (*croix bleues*), moyennée sur la largeur (*trait continu vert*) et calculée analytiquement pour une contrainte uniaxiale uniforme (*pointillés rouges*). . . 90

3.4 Fluctuations temporelles de la température en un pixel donné, en moyenne sur la largeur et en moyenne sur la surface de la plaque. 93

3.5 Température mesurée par caméra infrarouge sur la plaque en phase de repos stationnaire. 94

3.6 Comparaison des profils de température mesurée en phase de repos stationnaire et calculée pour une plaque (modèle filaire). 95

3.7 Évolution de la température moyenne en surface durant 3 phases de repos après sollicitation (*traits pleins*) et calcul par un modèle thermique de plaque ponctuel $T^{(H)}_{\bar{x}\bar{y}\bar{z}}$ (*en pointillés*). 96

3.8 Évolution de la température en phase de repos après sollicitation. *De haut en bas* : température mesurée $T_{\text{mes},\bar{x}}$, température calculée par différences finis (modèle unidimensionnel) $T^{(H)}_{\bar{x}\bar{z}}$ et différence $T_{\text{mes},\bar{x}} - T^{(H)}_{\bar{x}\bar{z}}$. 96

3.9 Température moyenne (sur la surface) alternée mesurée $T_{\tilde{t},\bar{x}\bar{y}(t,z=-e)}$ au cours d'un essai d'auto-échauffement sur plaque. *Au centre*, zoom sur le quatrième bloc de sollicitation. *En haut*, évolution temporelle, *en bas*, amplitude en fonction de l'amplitude de contrainte. 97

3.10 *À gauche*, profils d'amplitudes de températures alternées moyennées sur la largeur divisées par l'amplitude de contrainte nominale $\delta_a T_{\tilde{t}\bar{x},mes}/\delta_a\sigma_{\tilde{t},mes}$. *À droite*, déphasage entre la température alternée et l'effort. 98

3.11 *En trait plein bleu*, évolution de la variation de température mesurée (moyennée sur la surface) non alternée pour trois blocs de sollicitations (contrainte répétée, amplitudes de contrainte : 66, 114 et 158 MPa). Variation de température ponctuelle calculée $T^{(\text{irr})}_{\bar{x}\bar{y}\bar{z}}(t) + T^{(TE)}_{\bar{t}\bar{x}\bar{y}\bar{z}}(t)$ (*en pointillés rouge*). 100

3.12 *En trait plein bleu*, profils de température mesurée (moyennée sur la largeur) non alternée en fin de phase de sollicitation pour trois blocs de sollicitations (contrainte répétée, amplitudes de contrainte : 66, 114 et 158 MPa). Température stationnaire calculée (modèle filaire) sans source $\breve{T}^{(H)}_{\bar{x}\bar{z}}(y)$ et avec source $\breve{T}^{(H)}_{\bar{x}\bar{z}}(y) + \breve{T}^{(\text{irr})}_{\bar{x}\bar{z}}(y)$ (*en pointillés rouge*) et instationnaire avec source (*en trait mixte vert*). 100

3.13 Courbes d'auto-échauffement de deux plaques identiques. La taille des points est décroissante selon l'ordre dans lequel les blocs ont été appliqués. 101

3.14 Modèle thermique unidimensionnel d'éprouvette soudée CP. 103

3.15 Profils de température homogène stationnaire $\breve{T}_{\bar{t}}^{(H)}$ calculée. *En rouge*, par un modèle unidimensionnel (*en trait mixtes*, sans convection et *en pointillés*, avec convection), *en bleu*, par éléments finis volumiques. 104
3.16 Profil d'amplitude de température thermo-élastique au verso de l'éprouette calculée par éléments finis bidimensionnels $\delta_a T_{\bar{x}}^{(TE)}(y, z = -e)$ avec conduction (*en trait plein bleu*) et sans conduction (*en trait mixte rouge*) et calculée analytiquement par la relation (3.68) (*en pointillés noir*). 105
3.17 Résultats des calculs par des éléments finis bidimensionnels de températures élémentaires stationnaires $\breve{T}^{(\text{irr})}(\sigma_{\text{DV}}^b)$ pour plusieurs valeurs de b. 107
3.18 *En bleu*, profils de température mesurée au verso (moyennée sur la largeur) de l'éprouvette soudée CP en phase de repos stationnaire. *En pointillés rouge*, résultats du calcul de température stationnaire homogène par un modèle filaire $\breve{T}_{\bar{t}\bar{x}\bar{z}}^{(H)}(y)$. *En pointillés noir*, température de l'air T_{air}. 109
3.19 Profils d'amplitude de température alternée moyennée sur la largeur $\delta_a T_{\bar{t}\bar{x}}$ mesurée au verso d'éprouvette soudée CP (*en trait plein*) et amplitude de température thermo-élastique $\delta_a T_{\bar{x}}^{(TE)}$ calculée (*en pointillés*, cf. Figure 3.16). Toutes les températures sont divisées par l'amplitude d'effort appliquée $\delta_a F_y$. . 110
3.20 Variations de température à différents instants (éprouvette CP4-7). 111
3.21 Illustration de l'identification de la dissipation. 113
3.22 *En trait plein*, différences entre les températures mesurées moyennées sur la largeur et les températures stationnaires homogènes calculées par un modèle filaire à différents instants au cours de la sollicitation. *En traits discontinus*, profils de températures associées à la source dissipative identifiés T_{th}. 114

4.1 Faciès de rupture d'éprouvettes soudées CP rompues en pied de cordon à la fatigue. 118
4.2 Évolution de la résistance électrique mesurée pendant plusieurs essais de fatigue à amplitude constante. 119
4.3 Évolution de la résistance électrique mesurée pendant un essai de fatigue à amplitude variable (éprouvette CP5-8). 120
4.4 Évolution des souplesses (ratio $\Delta_a \varepsilon_J / \Delta_a F_y$) pendant six essais de fatigue à amplitude constante (CP4-1, CP15-1 et CP15-7) et variable (CP8-8, CP16-4 et CP5-8). *En pointillés*, mesures sur la jauge nommée *Fin* et *en trait plein* mesures sur la jauge nommée *Début*. 122
4.5 Résultats des essais de fatigue à amplitude constante sur éprouvette soudée CP : courbe S-N. Les droites représentent les courbes d'iso-probabilités à 10%, 50% et 90%. 123
4.6 Durées de vie à l'amorçage relatives *à gauche* et absolues *à droite* pour différents critères d'amorçage. 125
4.7 Évolution des différentes sources de chaleur. 126

4.8 Courbe d'auto-échauffement sur des éprouvettes soudée CP. 126
4.9 Elévation de température T_2 en fonction du nombre de cycles à l'amorçage. Pour l'éprouvette CP4-5 testée sous plusieurs amplitudes (essai d'auto-échauffement), le nombre de cycles pour chaque amplitude est déduit de la loi de Basquin. . . 127
4.10 Représentation d'un chargement avec surcharge. 130
4.11 Représentation d'un chargement périodique à deux amplitudes. 131
4.12 Représentation d'un chargement à amplitude constante par bloc. 132
4.13 Effort de consigne et effort mesuré. 133
4.14 Résultats des essais à amplitude variable : courbe S-N. 134
4.15 Amplitudes et moyennes (*de haut en bas*) des déformations mesurées aux jauges lors d'essais avec surcharge ponctuelle. 135
4.16 Déformées de l'éprouvette CP13-7 obtenues par corrélations d'image à différents instants pour un chargement commençant par 24016 cycles à 35 kN suivis de 5 cycles de surcharges à 50 kN. 136
4.17 Évolution temporelle de la température mesurée moyennée sur la surface *en pointillés*, puis filtrée par moyenne glissante *en traits plein*. Les *traits mixtes* représente le moment d'application des surcharges. 137
4.18 Évolution temporelle de la variation de température T_2 proportionnelle à la dissipation locale au cours d'un essai de fatigue avec surcharge (CP8-5). Le *trait mixte* représente le moment où la surcharge a été appliquée. 137
4.19 Évolution temporelle de la variation de température T_2 proportionnelle à la dissipation locale au cours d'un essai de fatigue avec surcharge (CP10-5). . . . 138
4.20 Variation de température moyenne $\bar{T}_2$ proportionnelle à la dissipation localisée r_2 en fonction du nombre de cycles à l'amorçage. Les *marqueurs vides* sont identiques à ceux de la Figure 4.9. L'éprouvette CP8-5 a subi une surcharge ponctuelle. 138
4.21 Champ de contrainte hydrostatique résiduel (pour un effort nul) avant et après les cinq cycles de surcharges. 140
4.22 Extremums de l'effort appliqué et des déformations aux jauges pour plusieurs essais de fatigue à amplitude variable. 142
4.23 Extremums de l'effort appliqué et des déformations aux jauges pour plusieurs essais de fatigue à amplitude variable. 143
4.24 Extremums de l'effort appliqué et des déformations aux jauges pour plusieurs essais de fatigue à amplitude variable. 144
4.25 Evolution de la variation de température T_2 proportionnelle à la source ponctuelle secondaire r_2 au cours de plusieurs essais de fatigue à amplitude variable. Les *marqueurs colorés pleins* correspondent aux blocs à amplitude variables alors que les *marqueurs vides* correspondent aux blocs à amplitude constante. . 145

4.26 Évolutions des puissances dissipées pour les chargements dont un bloc sur trois est à amplitude variable. Les *carrés* réprésentent les dissipations théoriques calculées selon l'équation (4.6) (en *pointillés* figurent les traits de construction de la dissipation théorique). 146
4.27 Variation de température moyenne $\bar{T}_2$ proportionnelle à la dissipation localisée r_2 en fonction du nombre de cycles à l'amorçage. Les *marqueurs vides* sont identiques à ceux de la Figure 4.9. 147
4.28 Résultats de trois calculs par éléments finis. Évolution pendant plusieurs dizaines de cycles. 148

B.1 Résultats e fatigue à amplitude constante et courbes de Basquin identifiée pour les trois campgnes expérimentales du Tableau 1.3. VIII
B.2 Comparaisons des durées de vie expérimentales et calculées pour plusieurs loi de cumul d'endommagement. Les résultats expérimentaux sont issus de plusieurs campagnes expérimentales trouvées dans la littérature correspondant au Tableau 1.3. IX
B.3 Quelques résultats des essais à deux blocs de Krouse & Moore (campagne d'essai numéro 2). Dans ce graphique $r_i\, n_i/N(\sigma_i)$. IX
B.4 Durées de vie expérimentales et calculées pour la loi de cumul d'endommagement de Lemaitre-Chaboche avec des paramètres non optimisés ($\sigma_D = 689$ MPa et $\sigma_u = 2620$ MPa) et optimisés ($\sigma_D = 654$ MPa et $\sigma_u = 194000$ MPa). . X

Liste des tableaux

1.1 Critères de fatigue (figures extraites de NPTEL Courseware et [Dang Van *et al.*, 1989]). 11
1.2 Modèles de cumul d'endommagement à évolution variable. 27
1.3 Liste des essais ayant servi à la comparaison de modèles de cumul d'endommagement. 36

2.1 Propriétés de l'acier DP780 58

4.1 Liste des essais de fatigue effectués. 129

Notations

Notation	Description	Dimension (SI)
$\underline{\bullet}$	Vecteur	
$\underline{\underline{\bullet}}$	Tenseur	
$\underline{\underline{\mathbb{I}}}$	Tenseur unité ($\underline{\underline{\mathbb{I}}} = \sum_i \underline{e_i} \otimes \underline{e_i}$)	
$\mathrm{tr}\,\underline{\underline{\bullet}}$	Trace du tenseur ($\mathrm{tr}\,\underline{\underline{\bullet}} = \sum_i \bullet_{ii}$)	
$\underline{\underline{\bullet}}_s$	Partie déviatorique du tenseur ($\underline{\underline{\bullet}}_s = \underline{\underline{\bullet}} - (1/3)\,\mathrm{tr}\,\underline{\underline{\bullet}}\,\underline{\underline{\mathbb{I}}}$)	
$\otimes$	Produit tensoriel	
$\underline{\underline{\bullet}}$	Tenseur	
$\dot{\bullet}$	Dérivée particulaire temporelle $\dot{\bullet} = \frac{\mathrm{d}\bullet}{\mathrm{d}t}$	
$\mathrm{grad}\,\bullet$	Opérateur gradient (dans une base orthonormée $(\underline{e}_1, \underline{e}_2, \underline{e}_3)$ de l'espace, $\mathrm{grad}\,\bullet = \sum_i \frac{\partial \bullet}{\partial x_i}\underline{e}_i$)	
$\mathrm{div}\,\bullet$	Opérateur divergent (dans une base orthonormée $(\underline{e}_1, \underline{e}_2, \underline{e}_3)$ de l'espace, $\mathrm{div}\,\bullet = \sum_i \frac{\partial(\bullet \cdot \underline{e}_i)}{\partial x_i}$)	
$\triangle\bullet$	Opérateur laplacien (dans un repère cartésien, $\triangle\bullet = \sum_i \frac{\partial^2 \bullet}{\partial x_i^2}$)	
t	Temps	T
x, y, z	Dimensions spatiales définies par un repère orthonormal	L
$\underline{x}$	Vecteur représentant une position spatiale : $\underline{x} = x\underline{e}_x + y\underline{e}_y + z\underline{e}_z$	L
T	Température	Θ
T_0	Température initiale, de référence	Θ
$\underline{\underline{\sigma}}$	Tenseur des contraintes de Cauchy	$F \times L^{-2}$
σ_{DV}	Cisaillement équivalent de Dang Van σ_{DV} (cf. partie 1.1.3)	$F \times L^{-2}$
$\underline{\underline{\varepsilon}}$	Tenseur des déformations	Sans unité
$\underline{\underline{\varepsilon}}^e$	Tenseur des déformations élastiques	Sans unité
$\underline{\underline{\varepsilon}}^p$	Tenseur des déformations plastiques	Sans unité
e	Énergie interne massique	$L^2 \cdot T^{-3}$
s	Entropie massique	$L^2 \cdot T^{-3} \cdot \Theta^{-1}$
Ψ	Énergie libre de Helmholtz $\Psi = e - Ts$	$L^2 \cdot T^{-3}$
r	Chaleur reçue par unité de volume	$M \cdot T^{-3} \times L^{-1}$
$\underline{q}$	Vecteur courant de chaleur sortant par unité de surface	$M \cdot T^{-3}$
ρ	Masse volumique	$M \cdot L^{-3}$

E	Module de Young	$M \cdot L^{-1} \cdot T^{-2}$
ν	Coefficient de poisson	Sans unité
λ et μ	Coefficients de Lamé	$M \cdot L^{-1} \cdot T^{-2}$
α	Coefficient de dilatation linéaire	Θ^{-1}
λ	Conductivité thermique	$M \cdot T^{-3} \times L \cdot \Theta^{-1}$
c	Capacité thermique massique $c = T\frac{\partial s}{\partial T}$	$L^2 \cdot T^{-2} \cdot \Theta^{-1}$
c_e	Conductivité électrique	$M \cdot T^{-3} \cdot A^2 \cdot L$
R	Rapport de charge égal au ratio entre la contrainte minimale imposée $\sigma_{\min}$ et la contrainte maximale imposée $\sigma_{\max}$. $R = \frac{\sigma_{\min}}{\sigma_{\max}}$	Sans unité
σ_u	Contrainte de rupture statique	$M \cdot L^{-1} \cdot T^{-2}$
σ_D	Limite d'endurance	$M \cdot L^{-1} \cdot T^{-2}$
$\sigma_{D_{-1}}$	Limite d'endurance pour un chargement purement alterné (à contrainte moyenne nulle, pour un rapport de charge $R = -1$)	$M \cdot L^{-1} \cdot T^{-2}$
n	Nombre de cycles	Sans unité
N	Nombre de cycles à rupture théorique	Sans unité
$\bullet_{\bar{t}}$	Grandeur sur laquelle une moyenne glissante temporelle a été effectuée : $\bullet_{\bar{t}}(t) = \int_{t-P/2}^{t+P/2} \bullet(t_i)\,\mathrm{d}t_i$. La période P est la période de sollicitation mécanique.	
$\bullet_{\tilde{t}}$	$\bullet_{\tilde{t}}(t) = \bullet(t) - \bullet_{\bar{t}}(t)$. (cf. partie 3.1.4)	
$\bullet_{\bar{x}}$	Grandeur moyennée suivant la dimension spatiale x (largeur) (cf. partie 3.2.1.1)	
$\bullet_{\bar{y}}$	Grandeur moyennée suivant la dimension spatiale y (longueur) (cf. partie 3.2.1.3)	
$\bullet_{\bar{z}}$	Grandeur moyennée suivant la dimension spatiale z (épaisseur) (cf. partie 3.2.1.2)	
$\breve{T}$	Température calculée ou mesurée pour un état thermique stabilisé (cf. partie 3.1.7)	

Introduction générale

Dans le monde de l'automobile, les ingénieurs conçoivent des pièces de plus en plus légères pour répondre aux nouvelles normes de consommation de carburant et de pollution. En particulier, les pièces de la Liaison Au Sol (LAS) qui soutiennent une part du poids des véhicules doivent tenir à la fatigue malgré des épaisseurs de tôle relativement fines.

Depuis Wöhler en 1867, la fatigue est largement étudiée à partir de l'élaboration de courbes dites de Wöhler, nommées aussi courbes S-N ; elles relient l'amplitude (constante) de l'effort répété au nombre de cycles jusqu'à rupture de la pièce testée. Cette méthode est totalement justifiée pour vérifier la tenue à la fatigue d'axes d'essieux de train comme le voulait Wöhler car les axes d'essieux subissent des chargements approximativement cycliques (flexion alternée due au poids de la rame). À PSA, le comportement à la fatigue des matériaux est caractérisé par des essais à amplitude constante. Toutefois, les chargements réels vus par les pièces de la LAS sont loin d'être à amplitude constante. En effet, au cours de la conduite d'un véhicule, les pièces de la LAS subissent des efforts variés dus principalement aux virages, aux freinages, aux accélérations et aux aspérités de la chaussée (dos d'âne, nids de poule, etc). Pour les déterminer, des campagnes d'essais sur véhicules existants sont réalisées. Elles donnent accès aux efforts et aux moments aux roues. Les véhicules sont testés sur des circuits avec des portions de route standardisées destinées à reproduire les chargements en service sur une distance plus faible. Des véhicules instrumentés sont aussi prêtés à des usagers. Les chargements mesurés sont alors complexes : ils sont non cycliques, non périodiques, non uniaxiaux, non en phase et non synchrones. Il est donc impensable de modéliser les évolutions de contraintes réelles et de caractériser expérimentalement la résistance des assemblages soudés avec les chargements réels. On utilise alors le principe d'équivalence qui vise à remplacer un chargement par un chargement à amplitude constante induisant le même dommage. Des modèles justifient alors l'emploi des chargements de fatigue à amplitude constante pour un chargement réel dans les modèles numériques et pour la caractérisation de la résistance. Parmi ces modèles, le modèle de cumul d'endommagement de Miner est utilisé ici et dans de nombreuses autres applications (offshore, etc.). Il prévoit la tenue ou non à la fatigue sous un chargement à amplitude variable, c'est-à-dire une suite quelconque de cycles de sollicitation, à partir de courbes S-N, fruits d'essais à amplitude constante. Ce modèle n'est pas récent : il a été présenté en 1945 par Miner. S'il est toujours utilisé, c'est en partie pour sa simplicité. Le postulat de base du cumul d'endommagement de Miner est le suivant : l'endommagement produit par un cycle est indépendant des cycles précédents.

Toutefois, la validité de ce modèle pour les chargements réels n'est pas évidente. Par exemple, est-ce que les petits cycles d'effort dus aux cahots sur une route pavée endommagent autant la structure s'ils sont précédés ou non d'un choc violent causé par un dos d'âne pris trop rapidement ? Pour des cycles de chargements assez rares et d'amplitude importante on parle de surcharge. Des événements rares causant des surcharges sont mesurés en service. Par la loi de cumul d'endommagement de Miner, un endommagement important leur est associé mais est-t-il réellement si élevé ?

Pour répondre à ces questions, une étude bibliographique est réalisée dans le chapitre 1. Dans la littérature, de nombreuses campagnes d'essais contredisent les prédictions de loi de cumul d'endommagement linéaire. Des erreurs relatives de durée de vie (ou d'endommagement) allant de 0,1 à 10 sont trouvées dans la littérature. En termes de dimensionnement, la contrainte limite peut donc être sous- ou sur-estimée d'un facteur de 0,3 à 3 (pour une pente de Basquin de 3) ! Les erreurs de prédiction sont relevées pour de nombreux matériaux et pour des chargements à amplitudes variables très divers. Notamment, sous des chargements aléatoires dont la distribution d'amplitude est proche de celle utilisée dans l'automobile la durée de vie prédite pour des assemblages soudés est non conservative (donc dangereuse) avec une erreur relative moyenne de l'ordre de 0,5. Différents effets de cumul non linéaire ainsi que divers modèles de cumul d'endommagement sont donnés dans le chapitre 1 après une introduction du contexte du dimensionnement à la fatigue des structures soudées à l'arc.

Cette thèse s'intéresse à la tenue à la fatigue des assemblages soudés par cordons de soudure à l'arc. Ces cordons de soudures à l'arc représentent des points faibles de nombreuses pièces de la LAS. C'est généralement en surface, aux interfaces entre le cordon de soudure avec les tôles, que les structures soudées rompent. Ces zones d'amorçage de fissure sont nommées points chauds. La spécificité principale du comportement à la fatigue des structures soudées est la présence d'entailles, singularités géométriques induisant un fort gradient de contrainte aux points chauds. Les contraintes peuvent localement dépasser la limite d'élasticité même en fatigue polycyclique, c'est-à-dire lorsque la structure subit un grand nombre de cycles. L'indépendance de l'ordre des cycles supposée par la loi de Miner est donc peu probable.

C'est pourquoi, le premier objectif de cette thèse est d'évaluer la validité du cumul d'endommagement de Miner dans le cas de chargement à amplitude variable. De nombreux essais de la littérature ont mis en évidence plusieurs caractéristiques des chargements à amplitudes variables qui mettent en défaut la loi de cumul d'endommagement linéaire. On parle d'*effets de cumul non linéaire*. Dans le cas où le cumul d'endommagement de Miner se révélerait faux, le second objectif de cette thèse est d'estimer quels sont les effets de cumul non linéaire prépondérants dans le cas de structures soudées soumises à des chargements réels.

Toutefois, bien que les essais de la littérature soient nombreux, il demeure difficile de conclure quant à la validité du modèle de cumul de d'endommagement de Miner. En effet, parmi tous les essais à amplitudes variables, peu d'entre eux sont appliqués à des structures soudées fines (épaisseurs des tôles comprises entre 1 et 5 mm). De plus, peu de campagnes d'essais ont testé des matériaux sous une variété de chargements assez grande pour permettre

d'estimer l'importance des effets de cumul d'endommagement dans le cas d'un chargement réaliste pour une voiture. Il a donc été décidé de réaliser une campagne d'essais sur structures fines soudées à l'arc.

Très vite, le nombre d'essais de fatigue à amplitude variable nécessaires pour évaluer les effets de cumul non linéaire peut être très grand. De plus, pour chaque éprouvette testée, l'information relevée est souvent pauvre et se réduit à la durée de vie de l'éprouvette (soit un scalaire). C'est vraisemblablement la raison pour laquelle le problème de cumul d'endommagement n'est pas résolu et n'est pas fortement exploré. Pour pallier cet inconvénient, on a choisi d'extraire plus d'informations de chaque essai de fatigue. Dans l'idéal, ceci permettrait de suivre l'endommagement de la structure, notamment en phase d'amorçage. Si cette démarche est principalement utilisée pour répondre aux objectifs de cette thèse, elle est complètement cohérente avec la volonté industrielle de réduire le nombre d'essai. Cette thèse pourrait donc servir in fine à réduire le nombre d'essais de caractérisation à PSA.

Toutefois, il est difficile de relier l'endommagement à des mesures macroscopiques, relativement simples à mettre en place. Dans cette thèse, on explore la possibilité d'utiliser la source dissipative comme indicateur d'endommagement. La source dissipative est une grandeur identifiée à partir de mesures de température. Ce parti pris est justifié dans le chapitre 2 par les travaux de recherche récents qui développent des méthodes de détermination de la limite d'endurance, voire de la courbe S-N, à partir des variations de température ; on parle alors de méthode d'auto-échauffement. Cependant, les résultats de la littérature ne permettent pas de déterminer s'il y a bien corrélation entre l'endommagement et la dissipation notamment en endurance limitée pour des chargements à amplitude variable et sur des structures soudées. L'objet des essais de fatigue réalisés est alors aussi de tester cette corrélation.

Dans le chapitre 2, cette démarche et ce choix de mesure sont expliqués plus en détail. En plus, y sont décrites d'autres mesures mises en place. Notamment, des jauges et un suiveur de fissure qui détectent la présence d'une fissure permettent de mieux comprendre le cumul d'endommagement. De même, pour comprendre les déformations mécaniques des éprouvettes, des mesures par corrélation d'image sont réalisées. Les jauges ainsi que les mesures de corrélation d'image ont mis en lumière plusieurs problématiques mécaniques liées aux essais sur structures. La résolution de ces problématiques dans cette thèse conduit à une recommandation qui peut être appliquée à de nombreux autres essais de caractérisation de structure à la fatigue. Le chapitre 2 expose donc la démarche expérimentale adoptée ainsi que les problématiques liées aux essais sur structures soudées.

Les mesures de thermographie infrarouge ont été utilisées pour identifier la dissipation en pied de cordon. À la différence de la caractérisation de la limite d'endurance par auto-échauffement, l'évolution de la dissipation a été suivie au cours d'essais à amplitude variable pour identifier les effets de cumul non linéaire. Une difficulté importante est ajoutée par rapport à la mesure d'auto-échauffement classique. La mesure d'auto-échauffement est réalisée sur une structure dans laquelle le champ de contrainte n'est pas uniforme. La dissipation thermique est fortement localisée. Les élévations de température sont alors faibles (autour

de 0.1 K). Les mesures de température ont donc bénéficié d'un soin particulier à la fois dans la mise en place expérimentale que dans le traitement des signaux. De plus, l'hétérogénéité du champ de dissipation demande de résoudre un problème thermique inverse. Des modèles thermiques ont donc été élaborés pour identifier les sources dissipatives à partir des mesures de température. La méthode d'identification mise au point est l'objet du chapitre 3.

Finalement, 26 essais à amplitude constante et 19 à amplitude variable réalisés avec des mesures riches sont analysés dans le chapitre 4 et permettent de répondre aux objectifs énoncés. Les différents modèles et effets de cumul non linéaire présentés dans le chapitre 1 sont jugés à la lumière des résultats sur les éprouvettes testées.

Chapitre 1

Analyse bibliographique

Sommaire

1.1 Introduction au dimensionnement à la fatigue 6

1.1.1 Chargements et phénomènes de fatigue 6

1.1.2 Fatigue à amplitude constante 8

1.1.3 Dimensionnement à la fatigue en endurance illimitée 8

1.2 Dimensionnement des assemblages soudés à l'arc soumis à des chargements de fatigue à amplitude constante 12

1.2.1 Caractéristiques et tenue à la fatigue des assemblages soudés à l'arc 13

1.2.2 Calcul des contraintes de dimensionnement 17

1.3 Cumul d'endommagement dans les assemblages soudés à l'arc . 21

1.3.1 Dimensionnement à la fatigue en endurance limitée 21

1.3.2 Cumul d'endommagement de Miner 22

1.3.3 Fatigue sous chargement non périodique à deux blocs et modèles d'endommagement à évolution variable 24

1.3.4 Fatigue sous chargement périodique et approches de type Gassner 28

1.3.5 Modèles d'endommagement sans cycles 32

1.3.6 Comparaison des approches 34

1.4 Conclusion 37

1.1 Introduction au dimensionnement à la fatigue

1.1.1 Chargements et phénomènes de fatigue

La fatigue des matériaux est un phénomène connu depuis longtemps, à l'origine de la rupture de pièces soumises à des chargements variables. La période de sollicitation jusqu'à rupture est décomposée schématiquement en deux phases successives :

1. Durant la première phase, des micro-fissures se créent dans le matériau nominalement non fissuré. Aussi, les micro-fissures amorcées coalescent jusqu'à former une unique fissure. Cette phase se nomme la phase d'amorçage de fissure.

2. La seconde phase qui mène à la rupture de la pièce est la phase de propagation de la fissure.

Cette décomposition en deux phases est très schématique. Le passage d'une phase à l'autre n'est pas clairement identifiable. En pratique, le début de la phase de propagation de fissure est subjectif. Il est souvent défini par une taille de fissure a_0. Cette taille correspond par exemple à la taille de la plus petite fissure mesurable ou dépend de la taille des grains ou des inclusions dans un métal. De plus, selon le matériau et le chargement, l'importance relative de chacune de ces deux phases varie. Le dimensionnement à la fatigue s'appuie généralement sur la description de l'une ou l'autre des deux phases. Ces phases sont habituellement décrites et modélisées très différemment l'une de l'autre. La phase de propagation est traitée dans le cadre de la mécanique de la rupture. Dans cette thèse, conformément à la méthode de dimensionnement adoptée à PSA, la caractérisation de la tenue à la fatigue est plutôt traitée du point de vue de l'amorçage de fissure. C'est pourquoi la propagation de fissure sera peu présentée. Toutefois, une attention particulière sera tout de même portée à la durée de la propagation de fissure. Deux arguments justifient le dimensionnement à l'amorçage : les tôles sont assez fines, donc la moindre fissure entraine assez vite une perte de rigidité importante qui rend la pièce non fonctionnelle. De plus, la phase de propagation de fissure est souvent beaucoup plus courte que la phase d'amorçage pour la fatigue à grand nombre de cycles.

Les chargements de fatigue qui mènent à la rupture d'une pièces peuvent être très divers et difficiles à décrire. En particulier, les pièces présentes dans la Liaison Au Sol des automobiles en service subissent des chargements complexes. Pour en donner une illustration, la figure 1.1 montre un enregistrement de mesure d'effort vertical. Une des problématiques liées au dimensionnement des structures soudées est la détermination et le calcul de la contrainte locale qui induit l'endommagement à partir des chargements globaux (efforts et moments). À cause de l'entaille présente aux points chauds, cela n'a rien d'évident. Plusieurs méthodes seront présentées à la partie 1.2.2. La seconde problématique est de décrire l'évolution de ce chargement. En fait, la description pertinente du chargement réel dépend de son utilisation. Si elle est utilisée pour dimensionner à la limite d'élasticité, l'information pertinente à tirer de ce chargement sont les efforts extrêmes uniquement. Dans le cas de la fatigue, la réponse

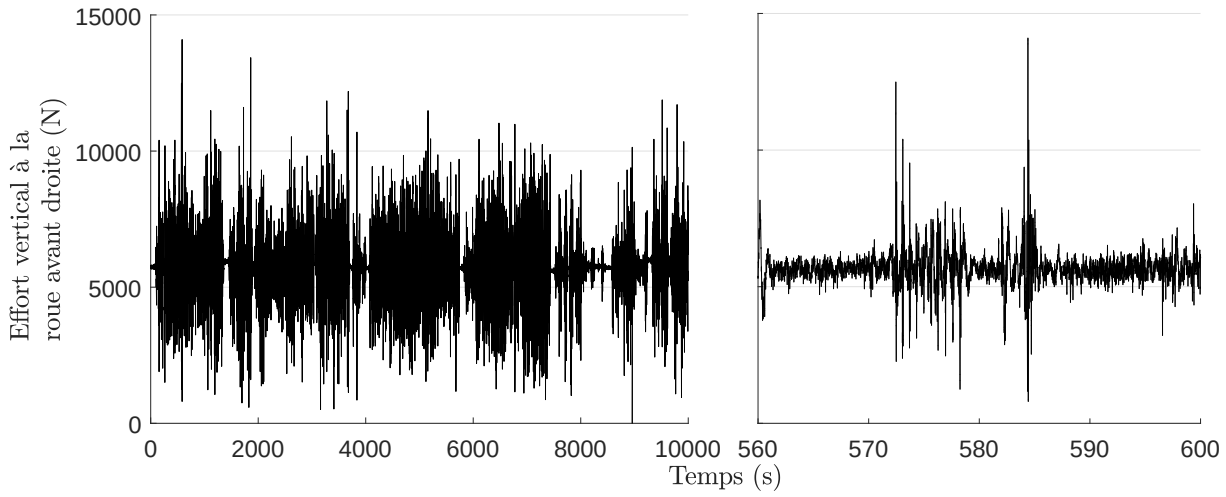


FIGURE 1.1 – Extrait d'un enregistrement de l'effort vertical sur une roue d'un véhicule en service.

n'est pas simple mais cette thèse contribue à y répondre. Les chargements usuellement appliqués en essai sont plus simples que les chargements réels. Les qualificatifs suivants leurs sont associés :

Uniaxial, biaxial, multiaxial désignent le nombre de composantes du torseur diagonalisé statique (efforts et moments) considérées appliquées simultanément. Il équivaut parfois au nombre de vérins pilotés en essai.

Synchrones, en phase, hors phase Ces notions complètent celle de multiaxialité. En général, les efforts appliqués en essai sont sinusoïdaux donc s'écrivent : $\sigma_i = \sigma_{m,i} + \sigma_{a,i} \sin(2\pi f_i t + \Phi_i)$. Le chargement est dit synchrone si toutes les fréquences f_i des efforts pilotés sont identiques. Un chargement synchrone est en phase si toutes les phases Φ_i sont identiques, sinon il est hors phase.

Affine Le chargement est affine s'il s'écrit $\underline{\underline{\sigma}}(t) = \underline{\underline{\sigma}}_1 + k(t)\underline{\underline{\sigma}}_2$.

À amplitude constante Les chargements à amplitude constante sont des chargements périodiques dont tous les couples d'extremums locaux de chargement sont identiques. Les chargements à amplitude constante sont caractérisés par deux paramètres : une amplitude notée $\Delta_a\sigma$ ou σ_a et une moyenne notée $\Delta_m\sigma$ ou σ_m.

À amplitude variable Les chargements à amplitude variable sont des chargements dont les périodes sont composées de plusieurs minimums ou maximums locaux différents. Ils peuvent être non périodiques ou périodiques.

1.1.2 Fatigue à amplitude constante

Le chargement de fatigue le plus simple à décrire est le chargement à amplitude constante à rapport de charge R donné. La durée de vie N d'un matériau sollicité sous ce chargement dépend alors uniquement de l'amplitude de sollicitation σ_a. Les résultats d'essais de fatigue à amplitude constante sont alors représentés par une *courbe S-N* aussi nommée *courbe de Wöhler*. La figure 1.2 en est une illustration. Les modèles de Basquin, Bastenaire et Stromeyer

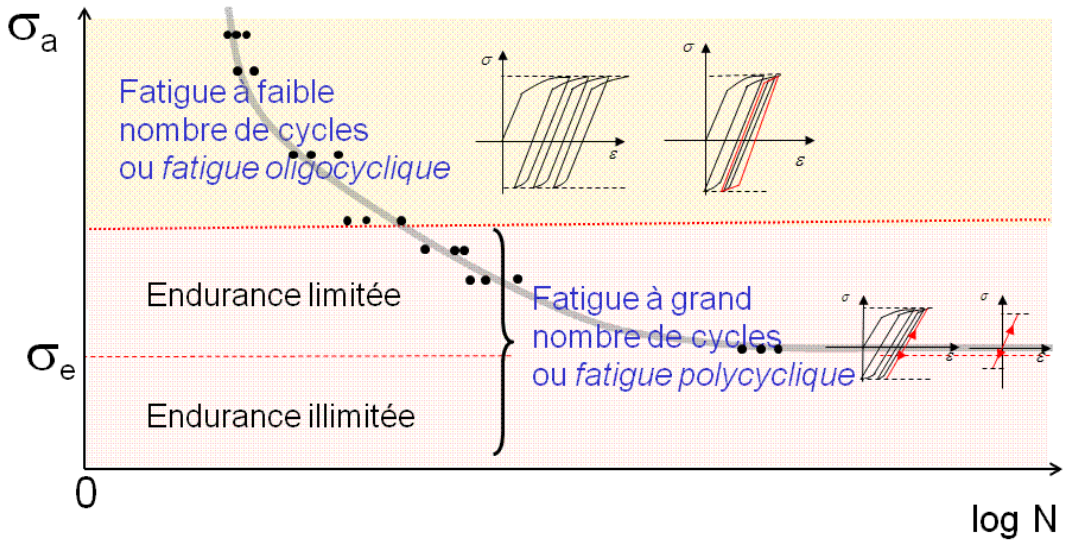


FIGURE 1.2 – Courbe S-N schématique (de [Maïtournam, 2017]).

modélisent les courbes S-N. Sur ces courbes S-N, trois domaines sont distingués. Lorsque l'amplitude de contrainte est trop grande pour que le matériau s'adapte à l'échelle macroscopique, on parle de *fatigue oligocyclique*. À l'inverse, si le matériau finit par s'adapter, on parle de *fatigue polycyclique*. Pour certains matériaux, en dessous d'une certaine amplitude, la durée de vie est illimitée. Ce seuil de contrainte est nommée *limite d'endurance* et notée σ_D. Pour d'autres matériaux, il n'y a pas de seuil net. La limite d'endurance est donc parfois le niveau de chargement correspondant à un grand nombre de cycles, typiquement $10^6 - 10^7$ cycles.

1.1.3 Dimensionnement à la fatigue en endurance illimitée

Le dimensionnement à la fatigue en endurance illimitée consiste à concevoir une pièce qui tient indéfiniment sous un chargement donné. Un seuil est alors défini. Il est nommé *limite d'endurance* et noté σ_D. La généralisation de cette notion de limite d'endurance se fait en comparant une fonction scalaire f de l'évolution de la contrainte $\underline{\underline{\sigma}}$ à la limite d'endurance. L'ensemble des chargements qui ne mènent pas le matériau à la rupture par fatigue forme le domaine d'endurance illimitée. Formellement, le domaine d'endurance illimitée est défini par

la relation :

$$\sigma_{\text{eq}} \overset{\text{def}}{=} f(\underline{\underline{\sigma}}) < \sigma_D \tag{1.1}$$

où σ_{eq} définit la *contrainte équivalente de fatigue*. Cette inégalité est nommée *critère de fatigue*. En endurance illimitée, les chargements sont relativement faibles, il n'y a pas ou peu de plasticité. Les essais pour la caractérisation de l'endurance illimitée sont donc souvent réalisés avec un pilotage du chargement en effort.

Les premiers critères de fatigue ont été développés pour les chargements uniaxiaux à amplitude constante. Les deux paramètres de ce type de chargements sont l'amplitude de contrainte σ_a et la contrainte moyenne σ_m. Les lois de Gerber, Goodman et Soderberg définissent les limites de fatigue par une relation entre ces deux paramètres. Les critères de fatigue ont ensuite été étendus aux chargements de fatigue périodiques multiaxiaux. Une revue assez exhaustive des critères de fatigue est disponible dans [Weber, 1999]. Certains critères de fatigue multiaxiaux s'appuient sur les idées présentées ci-dessous :

- Certains critères de fatigue dits de type *plan critique* postulent l'existence d'un plan dans lequel les fissures sont le plus susceptibles de s'amorcer et de se propager. Cette approche est fondée sur l'observation expérimentale d'un plan de fissuration préférentiel de normale $\underline{n}$. L'orientation de ce plan favorise l'amplitude du cisaillement $\underline{\tau}_{\underline{n}} = \underline{\underline{\sigma}}.\underline{n} - \left(\underline{n}.\underline{\underline{\sigma}}.\underline{n}\right)\underline{n}$ dans ce plan. De plus, les contraintes de traction normales à ce plan $N_{\underline{n}} = \underline{n}.\underline{\underline{\sigma}}.\underline{n}$ diminuent la tenue à la fatigue par l'ouverture des fissures. Une des difficultés de cette approche est de définir le plan critique. Les critères proposent alors différentes méthodes pour déterminer le plan critique. De plus, pour des chargements multiaxiaux qui ne sont pas en phase, le cisaillement $\underline{\tau}_{\underline{n}}$ change de direction. La définition du plan critique n'est pas suffisante pour définir une amplitude de cisaillement dans ce cas. Certains critères de type plan critique proposent de projeter le cisaillement $\underline{\tau}_{\underline{n}}$ le long d'une direction critique de glissement $\underline{m}$ dans le plan critique ($\underline{m}.\underline{n} = 0$) qui favorise la fatigue. Un avantage de cette approche de type plan critique est qu'elle se fonde sur l'observation des fissures et donc qu'il est possible d'utiliser les directions d'amorçage observées pour améliorer ou vérifier ces critères.

- Plutôt que de projeter le tenseur de contrainte $\underline{\underline{\sigma}}$ pour définir une fonction scalaire f comme critère, certains modèles utilisent les invariants de contrainte et particulièrement I_1 ($\overset{\text{def}}{=} \text{tr}(\underline{\underline{\sigma}})$) qui joue un rôle semblable à la contrainte normale N dans les critères de type plan critique. Les invariants du déviateur des contraintes sont utilisés et notamment J_2 ($\overset{\text{def}}{=}(1/2)(s_I^2 + s_{II}^2 + s_{III}^2)$) qui joue un rôle semblable au cisaillement $\underline{\tau}$ dans les critères de type plan critique.

- Pour des chargements proches de la limite d'endurance ($\sigma \approx \sigma_D$), c'est-à-dire en fatigue polycyclique, aucune irréversibilité macroscopique n'est observée (adaptation à l'échelle macroscopique). Les fissures s'amorcent à l'échelle mesoscopique au niveau des grains pour un matériau polycristallin métallique. Les critères dits *à double échelle*

postulent qu'une condition nécessaire à l'endurance illimitée est l'adaptation à l'échelle macroscopique et mésoscopique. Les grains sont fortement anisotropes mais l'écriture des critères de fatigue à double échelle s'appuient sur l'hypothèse que toutes les orientations de grains sont réalisées dans un volume représentatif de l'échelle macroscopique (VER). Le critère de fatigue de Dang Van [Dang Van, 1973] utilise cette approche à double échelle. L'une des difficultés du critère de Dang Van dans sa formulation originale est de déterminer l'état local adapté possible pour un chargement multiaxial périodique quelconque (trajet de chargement complexe).

Les critères de fatigue se distinguent par différents aspects.

- Les critères de fatigue ne sont pas pertinents pour tout type de chargement de fatigue. Ils sont souvent limités à certains chargements particuliers. Par exemple, le critère de Gerber est limité aux chargements uniaxiaux à amplitude constante.

- Les critères de fatigue rendent compte de phénomènes différents en plus ou moins grands nombres. Certains décrivent les effets des chargements hors phase par exemple ou les effets de gradients. Par contre, plus un modèle est complet de ce point de vue, plus il possède de paramètres et plus il faut d'essais pour les identifier. Un bon compromis est à trouver.

- Les critères de fatigue sont généralement développés en vue d'une application industrielle. Ils sont souvent pertinent pour les matériaux et les chargements associés à ce domaine. Leur validité hors de ce contexte est souvent à démontrer et des extensions sont souvent nécessaires.

Le critère de fatigue polycyclique utilisé par PSA est issu des travaux de Dang Van [Dang Van *et al.*, 1989, Dang Van *et al.*, 2001]. Le critère de Dang Van est basé sur la théorie de l'adaptation à toutes les échelles. Ainsi, la condition d'adaptation et de non ruine à l'échelle mésoscopique est donnée par :

$$\max_t \left(\max_{\underline{n}} \left(\hat{\tau}' \left(\underline{n}, t \right) + a\hat{p} \left(t \right) \right) \right) < b \tag{1.2}$$

où $\hat{p}(t)$ est la contrainte hydrostatique mésoscopique qui est aussi égale à la contrainte hydrostatique macroscopique $P(t)$ et $\hat{\tau}' \left(\underline{n}, t \right)$ est le cisaillement mésoscopique sur une facette de normale $\underline{n}$. Or,

$$\max_{\underline{n}} \hat{\tau}' \left(\underline{n}, t \right) = \hat{\tau}(t) \tag{1.3}$$

où $\hat{\tau}(t)$ est le cisaillement instantané maximal sur toutes les facettes. Il est donné par :

$$\hat{\tau}(t) = \frac{\hat{\sigma}_I(t) - \hat{\sigma}_{III}(t)}{2} \tag{1.4}$$

où $\hat{\sigma}_I(t)$ et $\hat{\sigma}_{III}(t)$ sont respectivement les contraintes principales maximale et minimale mésoscopiques. Ainsi, le critère se réduit à la forme :

$$\max_t \left\{ \hat{\tau}(t) + a\hat{p}(t) \right\} < b \tag{1.5}$$

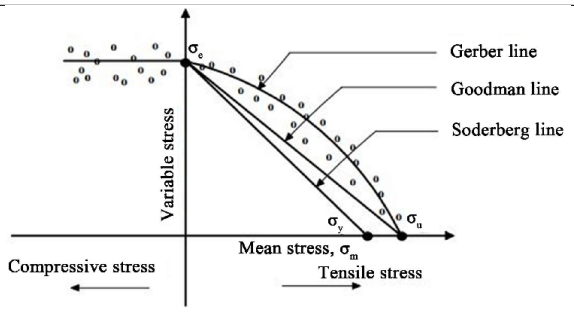
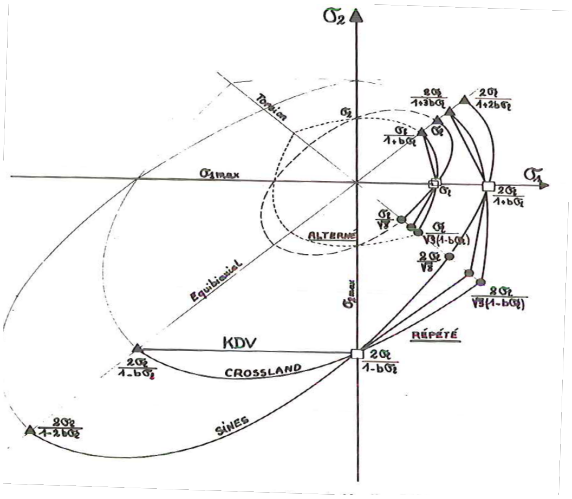
Chargement	Nom	$f(\underline{\underline{\sigma}})$	Représentation graphique
Cyclique à amplitude et moyenne constante	Gerber	$\sigma_a + \frac{\sigma_m^2}{\sigma_u^2}\sigma_D$	
	Goodman	$\sigma_a + \sigma_m \frac{\sigma_D}{\sigma_u}$	
	Soderberg	$\sigma_a + \sigma_m \frac{\sigma_D}{\sigma_y}$	
Affine périodique	Findley	$\max_{\underline{n}} \left[\tau_{\underline{n},a} + a_1 N_{\underline{n},\max}\right]$	
	Sines	$\sqrt{J_{2,a}} + a_1 I_{1,m}$	
	Crossland	$\sqrt{J_{2,a}} + a_1 I_{1,\max}$	
	Dang Van	$\max_{t\in[0;T]} \left[\hat{\tau}(t) + ap(t)\right]$	

TABLE 1.1 – Critères de fatigue (figures extraites de NPTEL Courseware et [Dang Van *et al.*, 1989]).

En se basant sur le critère d'adaptation mésoscopique, Dang Van déduit à partir des contraintes macroscopiques, les contraintes mésoscopiques données par :

$$\underline{\underline{\hat{\sigma}}} = \underline{\underline{\sigma}} - \underline{\underline{\rho}}^* \tag{1.6}$$

où $\underline{\underline{\rho}}^*$ est le centre de la plus petite hypersphère circonscrite au trajet de chargement $\underline{\underline{s}}(t)$,

déviateurs des contraintes de Cauchy. $\underline{\underline{\rho}}^*$ est donné par :

$$\underline{\underline{\rho}}^* = \arg\min_{\underline{\underline{\rho}}'} \left\{ \max_t \left\| \underline{\underline{s}}(t) - \underline{\underline{\rho}}' \right\| \right\} \tag{1.7}$$

Cette méthode a l'avantage d'exiger peu d'essai pour identifier les paramètres a et b, d'être étayée par la physique et d'être assez simple à mettre en œuvre. Le critère de Dang Van peut être représenté par une droite limite dans un graphique donnant $\hat{\tau}$ en fonction de $\hat{p}$. Cette droite a pour équation :

$$\hat{\tau} + a\hat{p} = b \tag{1.8}$$

où $\hat{\tau}$ et $\hat{p}$ sont respectivement la cission maximale et la contrainte hydrostatique mésoscopiques. Pour les structures soudées, ce critère a été adapté notamment par Fayard [Fayard, 1996] au dimensionnement des structures soudées. Cette extension utilise une contrainte équivalente nommée *contrainte équivalente de Dang Van* σ_{DV}. Elle s'écrit pour un chargement affine entre $\underline{\underline{\sigma}}_1$ et $\underline{\underline{\sigma}}_2$:

$$\sigma_{\mathrm{DV}} \overset{\text{def}}{=} \frac{\Delta_I - \Delta_{III}}{4} + a \max_i \frac{\operatorname{tr} \underline{\underline{\sigma}}_i}{3} \tag{1.9}$$

où $\underline{\underline{\Delta}} \overset{\text{def}}{=} \underline{\underline{\sigma}}_1 - \underline{\underline{\sigma}}_2$ et les indices I et III représentent les contraintes principales respectivement maximale et minimale. La valeur de a est fixée à 0,33. Cette thèse n'est pas centrée sur la multiaxialité des chargements de fatigue. Par la suite, les chargements de fatigue seront principalement uniaxiaux et donc affines. Ce point de vue est partiellement justifié par la moindre multiaxialité qu'il existe localement dans de nombreux assemblages soudés. Le critère de fatigue aura donc peu d'influence.

Les critères présentés utilisent tous uniquement la contrainte locale. Toutefois, la comparaison des limites d'endurance identifiées sur des éprouvettes cylindriques en traction alternée et en flexion alternée montre un effet du gradient des contraintes sur la tenue à la fatigue. Certains chercheurs proposent de modifier le critère de fatigue local grâce au gradient local des contraintes [Papadopoulos et Panoskaltsis, 1996, Luu *et al.*, 2014] alors que d'autres critères comme [Palin-Luc et Lasserre, 1998, Banvillet *et al.*, 2003, Saintier *et al.*, 2013, Flaceliere et Morel, 2004] proposent de réaliser des intégrales sur des volumes. C'est en partie pour cette raison que la fatigue des assemblages soudés est traitée spécifiquement dans la partie suivante.

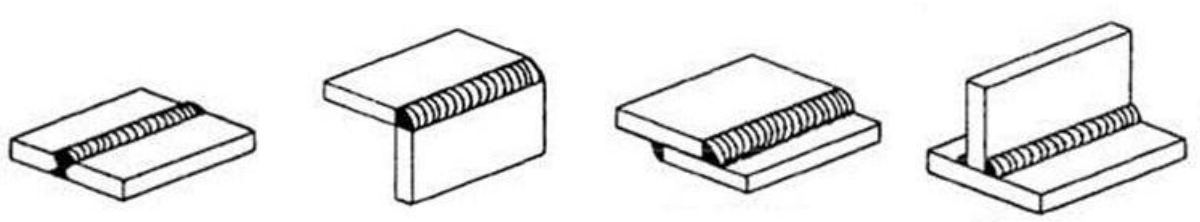
1.2 Dimensionnement des assemblages soudés à l'arc soumis à des chargements de fatigue à amplitude constante

Pour certaines structures présentant des gradients de contrainte, notamment pour les structures soudées, la définition et le calcul des contraintes de fatigue σ à prendre en compte

ne sont pas évidents. Pour dimensionner un assemblage soudé à la fatigue il est donc indispensable de préciser quelle contrainte et comment elle est calculée. C'est pourquoi, plusieurs manières de définir la contrainte pour les assemblages soudés sont exposées et comparées. Dans un premier temps, les spécificités de la tenue à la fatigue des assemblages soudés sont introduites.

1.2.1 Caractéristiques et tenue à la fatigue des assemblages soudés à l'arc

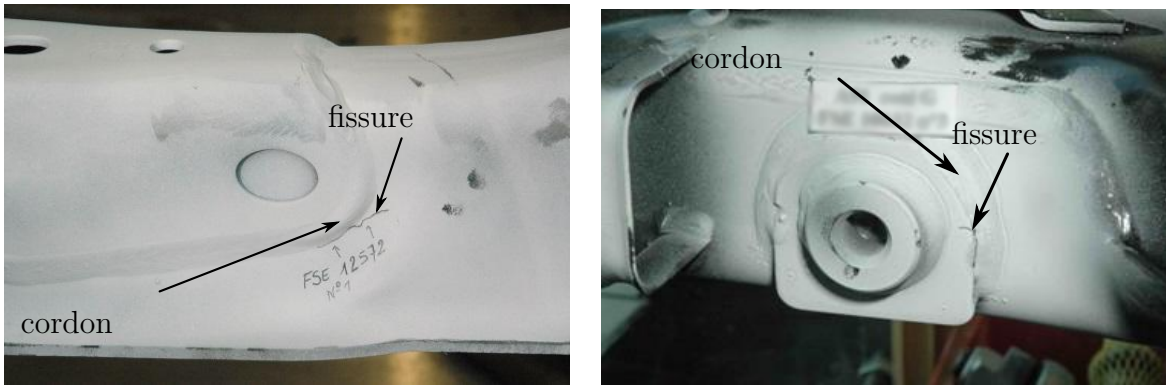
Aujourd'hui, de nombreuses pièces mécaniques structurelles sont assemblées par des cordons de soudure réalisés à l'arc électrique. Il y a plus de 20 mètres de cordon sur un véhicule complet. Le soudage à l'arc permet d'avoir différents types de jonctions (cf. figure 1.3). Sous



(a) Jonction « bout à bout » (b) Jonction « coin » (c) Jonction « à clin » (d) Jonction « en T »

FIGURE 1.3 – Différents types de jonctions par cordons de soudures.

sollicitations de fatigue, les fissures s'initient préférentiellement près des cordons de soudure (cf. figure 1.4). C'est pourquoi, ce travail porte sur les assemblages soudés et une description du procédé de soudage à l'arc ainsi qu'une explication des propriétés particulières des assemblages soudés s'imposent.



(a) (b)

FIGURE 1.4 – Photographies de cordons de soudure sur une traverse après réalisation d'essais de virage sur banc.

1.2.1.1 Soudage à l'arc

Le soudage à l'arc est une méthode d'assemblage de tôles métalliques (généralement préformées par emboutissage). Les tôles sont fondues localement et un apport de matière réalise la jonction. La méthode de soudage à l'arc est illustrée par la figure 1.5. L'échauffement indispensable à la fusion de la matière est produit par effet Joule avec le passage d'un courant important. L'une des électrodes est l'ensemble des tôles et l'autre est contenue dans la buse de soudage. La buse de soudage est mobile pour déplacer le bain de fusion. Dans l'industrie automobile, les buses de soudage ainsi que les pièces à assembler sont manipulées par des robots, ce qui assure une meilleure répétabilité du procédé de soudage.

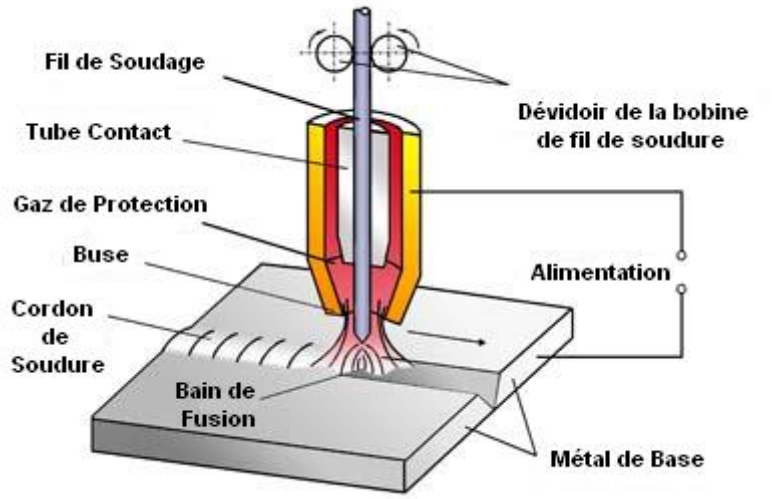
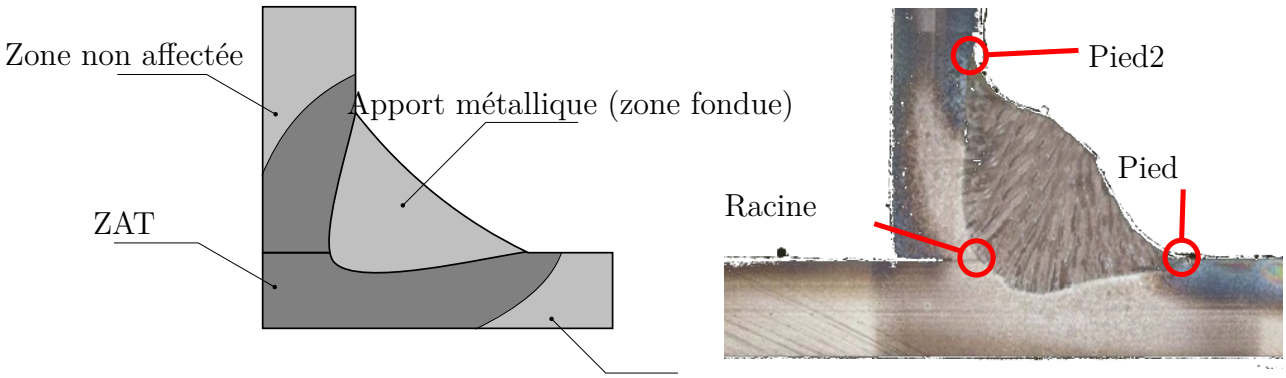


FIGURE 1.5 – Description du procédé de soudage à l'arc (MIG et MAG).

Le cordon de soudure résulte du bain de fusion solidifié. Il est nécessaire de protéger le bain de fusion de l'oxygène qui oxyde les métaux pour qu'ils conservent d'assez bonnes propriétés mécaniques. Il existe différents types de soudure à l'arc pour remédier à ce problème. Les cordons de soudures sur les pièces automobiles de la LAS sont réalisés par des soudures *MAG* (Metal Active Gas). Ce procédé utilise un mélange d'argon ou d'hélium (gaz inertes) pour éviter l'oxydation et de dioxyde de carbone (gaz actifs) pour améliorer la fusion.

1.2.1.2 Géométrie du cordon de soudure et points chauds

Vu de loin, un cordon de soudure a une géométrie curviligne avec un début et une fin de cordon (première et dernière zones soudées). Sur une coupe d'un cordon de soudure, une zone d'une teinte différente de celle de la tôle est visible (voir figure 1.6(a)). En effet, durant l'opération de soudage, il y a une hétérogénéité des phases et des températures dans l'assemblage. Ainsi, dans une zone de l'assemblage, le métal conserve des stigmates de cette histoire. Cette zone est la *Zone Affectée Thermiquement* (ZAT).



(a) Illustration des différentes zones.

(b) Localisation des points chauds sur une macrographie.

FIGURE 1.6 – Coupes de cordon de soudure.

Dans un assemblage soudé à l'arc sollicité en fatigue, les fissures s'amorcent préférentiellement aux points chauds. Visibles sur la figure 1.6(b), ces points chauds sont situés au niveau de singularités géométriques à l'interface entre le cordon et la tôle. Le terme de *point chaud* provient d'observations d'élévations de température fortement localisées en ces points sous sollicitation de fatigue.

Plusieurs raisons expliquent la faiblesse des points chauds vis-à-vis de la fatigue. L'une d'entre elles est l'*effet d'entaille* (*notch effect* en anglais). L'effet d'entaille est dû à la géométrie du cordon de soudure : aux points chauds, la surface est fortement courbée ce qui a pour effet de concentrer les contraintes en surface. Cet effet est mis en évidence expérimentalement dans [Costa *et al.*, 2010, Ahiale et Oh, 2014]. Les auteurs de ces études comparent la durée de vie d'assemblages avec des cordons de soudures usinés ou non. L'usinage aplanit les géométries et supprime l'effet d'entaille. Ces expériences montrent une forte augmentation de la durée de vie suite à l'aplanissement du cordon de soudure. Il est donc légitime de vouloir prédire la tenue à la fatigue à partir de la géométrie du cordon de soudure. Toutefois, la géométrie réelle du cordon de soudure au niveau des points chauds est difficile à décrire. En particulier, la contrainte calculée est fortement dépendante du rayon de courbure modélisé aux points chauds. Or, le rayon de courbure n'est pas facile à mesurer. Même une modélisation précise du cordon de soudure ne suffit pas. L'article [Hou, 2007] le démontre : il n'établit pas de lien direct entre la zone d'amorçage et le lieu de concentration de contrainte maximale calculée à partir d'un modèle géométriquement très précis (erreur géométrique inférieure à 0,01 mm grâce à un scanner). L'effet de gradient de contrainte et les propriétés locales aux points chauds doivent aussi être pris en compte.

1.2.1.3 Microstructure et propriétés mécaniques d'un assemblage soudé à l'arc

Lors du soudage, la matière subit une variation de température importante et très hétérogène dans la zone fondue et la ZAT. Ceci induit des transformations microstructurales

importantes. La figure 1.7 montre bien la variété des micro-structures rencontrées.

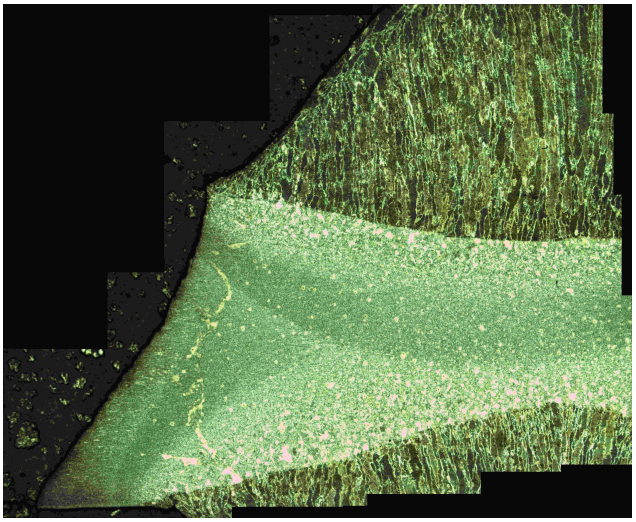


FIGURE 1.7 – Coupe d'un cordon de soudure MAG et grossissements de certaines zones.

Comme attendu, les hétérogénéités de micro-structure impliquent une hétérogénéité locale des propriétés mécaniques et notamment aux points chauds. Plusieurs articles mettent en évidence des hétérogénéités de dureté et leur lien avec la tenue à la fatigue des assemblages soudés. Sur des éprouvettes en acier soudées bout-à-bout, sans cordon (aplanissement par usinage), Ahiale et Oh [Ahiale et Oh, 2014] observent notamment que la rupture a toujours lieu dans les zones les moins dures. De plus, il est aussi couramment admis dans la littérature que le procédé de soudage concentre les impuretés en surface dans les zones fondues et donc en particulier aux points chauds. Les impuretés concentrées aux points chauds contribueraient aussi à la faible tenue des cordons de soudure comparée à la tenue du matériau de base. C'est ce qui est déduit de l'amélioration de la tenue à la fatigue obtenue par [Costa *et al.*, 2010] qui a supprimé une partie des impuretés par meulage.

1.2.1.4 Contraintes moyennes et contraintes résiduelles

Un autre phénomène modifie la tenue à la fatigue des assemblage soudés à l'arc : la présence de contraintes résiduelles aux points chauds. En effet, lors du soudage, les variations de températures sont suffisamment fortes pour créer un champ de contraintes résiduelles non négligeable dans l'assemblage soudé. Les contraintes résiduelles aux points chauds dépendent de nombreux facteurs : procédé de soudage, propriétés des matériaux soudés et géométrie et bridage de l'assemblage lors du soudage. Il est possible de mesurer les contraintes résiduelles par différentes techniques, dont la diffraction de rayons X, voire de les simuler à l'aide de logiciels spécifiques. La nocivité des contraintes résiduelles dans les assemblages soudés est montrée dans les articles [Nguyen et Wahab, 1998, Sonsino, 2009]. Au contraire, des contraintes résiduelles de compression appliquées en pied de cordon par diverses techniques de parachèvement (martelage, grenaillage) peuvent améliorer la durée de vie. Comme le soulignent les articles [Sonsino, 2009, Dalaei et Karlson, 2011, Yıldırım *et al.*, 2015], l'influence

des contraintes résiduelles dépend de la structure et des chargements appliqués. Par exemple, un relâchement des contraintes résiduelles est obtenu par traitement thermique et l'effet d'un traitement thermique sur la tenue à la fatigue est dépendant du chargement. La durée de vie sous chargement à amplitude constante est augmentée par la diminution des contraintes résiduelles de traction en pied de cordon. A contrario, lorsque le chargement est à amplitude variable, le relâchement des contraintes résiduelles n'a pas d'incidence sur la durée de vie. Dans le cas d'un chargement à amplitude variable, la réduction des contraintes résiduelles dues au soudage serait réalisée par les chargements les plus élevés. Le détensionnement plastique est favorisé par l'effet d'entaille. Ce raisonnement donne aussi un effet aux contraintes moyennes qui s'additionnent aux contraintes résiduelles. C'est pourquoi les effets de ces deux types de contraintes doivent être étudiés simultanément. Le fait que l'effet des contraintes moyennes et résiduelles dépendent du chargement nous conforte dans l'idée que le chargement de caractérisation est important et confirme l'importance de l'étude de la fatigue sous chargements à amplitude variable. Par exemple, l'étude de la tenue à la fatigue sous chargement à amplitude constante pourrait amener un ingénieur à favoriser le martelage alors qu'il est inutile face à des chargements réels (cf. [Yıldırım *et al.*, 2015]).

1.2.2 Calcul des contraintes de dimensionnement

Le dimensionnement à la fatigue implique de vérifier que la capacité de résistance de l'assemblage soudé est toujours supérieure au chargement appliqué. La définition et la caractérisation du chargement et de la résistance ne sont pas uniques : en fonction de sa culture et de ses besoins chaque bureau d'étude a ses propres procédures de dimensionnement. Cette section a pour objectif de catégoriser et d'évaluer les différentes méthodes de dimensionnement à la fatigue des structures soudées.

1.2.2.1 Approche non locale : utilisation des contraintes nominales

La première approche de dimensionnement évoquée est l'approche en contrainte nominale. Dans le cadre de cette approche, une contrainte nominale σ_n est déterminée à partir de calculs de type poutres. Contrairement à la contrainte réelle, la contrainte nominale ne dépend pas des détails structuraux de la soudure mais ces derniers sont pris en compte à travers la *fatigue class* (abrégée FAT). La *fatigue class* d'un détail structurel, c'est-à-dire d'un type d'assemblage soudé, caractérise sa résistance à la fatigue. Plusieurs normes industrielles dont les recommandations de l'Institut International de Soudage (IIW) [Hobbacher, 2008] donnent des tableaux qui associent des détails structurels avec soudure à une *fatigue class*. De plus, à chaque *fatigue class* est associée une courbe S-N qui donne le nombre de cycles à rupture pour une contrainte nominale donnée (exemple figure 1.8). Généralement, la FAT est exprimée comme la contrainte nominale en MPa pour laquelle la probabilité de rupture sous cette contrainte nominale soit de 50% après deux millions de cycles. À travers différentes règles empiriques simples, les normes estiment aussi l'influence des contraintes résiduelles,

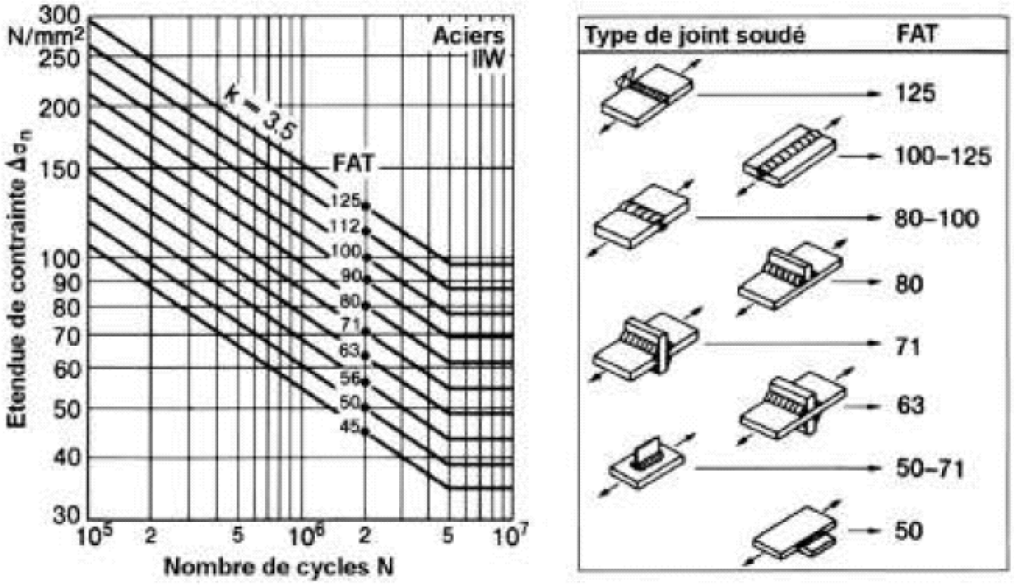


FIGURE 1.8 – Courbes S-N associées à plusieurs FAT (à gauche) et correspondances de différents détails structurels avec leur FAT (à droite).

des défauts d'alignement et des méthodes de parachèvement.

Cette approche de dimensionnement en contrainte nominale est souvent bien adaptée pour la construction de ponts, de bateaux, de grues notamment. Elle fonctionne bien quand les structures permettent le calcul analytique d'une contrainte nominale réaliste, quand les détails structuraux sont référencés dans les normes et quand il n'y a pas de besoin d'une grande précision. En effet, cette méthode est généralement très conservatrice : elle est insuffisante dans le domaine de l'automobile où la politique d'allègement des véhicules impose un dimensionnement à la fatigue relativement précis. De plus, les géométries complexes rencontrées dans les pièces automobile rendent difficile l'utilisation d'une contrainte nominale et d'une FAT.

1.2.2.2 Approche structurelle : méthode Fayard[Fayard, 1996]

Comme dans certains cas la contrainte ne peut pas être approchée par la contrainte nominale, il est tentant de vouloir calculer les contraintes autour des points chauds par des méthodes numériques (méthode des éléments finis par exemple). Schématiquement la contrainte réelle est représentée sur la figure 1.9. Il y a une forte concentration de contrainte en pied de cordon et en dehors la contrainte évolue linéairement avec la distance au pied de cordon. La forte concentration de contrainte en pied de cordon est la conséquence directe de l'effet d'entaille. La tenue à la fatigue dépend de la contrainte maximale en pied de cordon. Toutefois, la contrainte maximale au point chaud est très difficile à calculer car elle dépend de la géométrie locale du point chaud, les propriétés mécaniques de la matière sont fortement hétérogènes et les contraintes ne sont pas purement élastiques. De plus, même si un tel calcul était parfaitement réalisé, la contrainte maximale réelle au point chaud ne suffirait pas à dé-

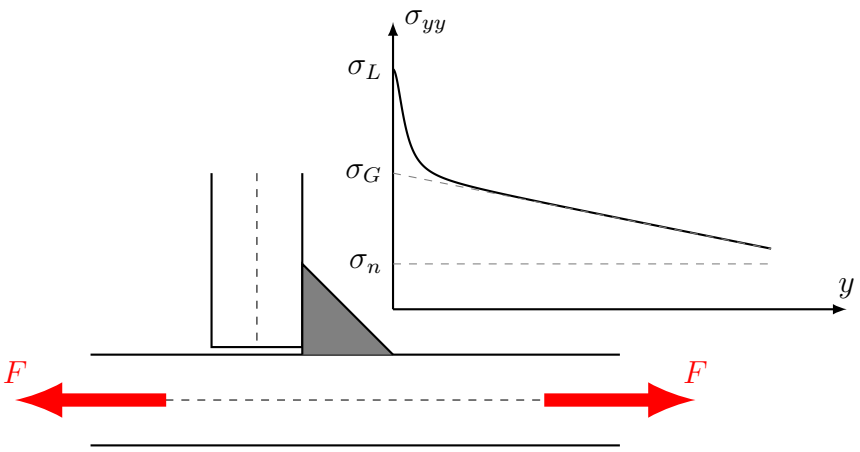


FIGURE 1.9 – Représentation schématique de la contrainte près du cordon. σ_L représente la contrainte réelle en pied de cordon, σ_G la contrainte géométrique et σ_n la contrainte nominale.

terminer la tenue à la fatigue puisqu'il existe un effet de gradient. La distribution spatiale de la contrainte autour du point chaud influence aussi la tenue à la fatigue. C'est pourquoi l'approche structurelle propose de calculer la *contrainte géométrique* (ou aussi nommée *contrainte structurelle* et *hot-spot stress* en anglais) au point chaud plutôt que la contrainte réelle. La contrainte géométrique est l'extrapolation linéaire des contraintes au point chaud. Elle est représentée sur la figure 1.9. Cette contrainte utilise les contraintes réelles calculées loin du point chaud (distance supérieure à une demi-épaisseur de tôle environ). Elle prend donc en compte la géométrie globale de l'assemblage soudé (positions relatives des tôles, dimensions des tôles, longueur et épaisseur du cordon) mais elle ne prend pas en compte l'effet d'entaille. D'une certaine manière, cette méthode prend en compte l'effet de gradient puisque la contrainte géométrique projetée linéairement dépend du gradient des contraintes autour des points chauds. Il existe plusieurs méthodes pour calculer la contrainte géométrique à l'aide des éléments finis. L'extrapolation linéaire des contraintes peut s'appuyer sur un maillage prédéterminé ou non. L'extrapolation peut s'appuyer sur 1, 2 ou plus éléments. Les éléments finis peuvent être volumiques ou surfaciques (modèle de coque). Les cordons sont représentés par des éléments rigides, par des poutres, par des coques ou en volume.

À PSA, les assemblages soudés sont dimensionnés à la fatigue en utilisant une approche structurelle développée par J.-L. Fayard [Fayard, 1996]. La modélisation des assemblages soudés proposée par Fayard est illustrée sur la figure 1.10. Les tôles sont représentées par des éléments coques, le cordon de soudure est modélisé par des poutres rigides et les éléments à proximité des points ont une taille prédéterminée dépendante de l'épaisseur des tôles et du cordon. La contrainte géométrique est obtenue directement aux points de Gauss des éléments proches des points chauds. Associée au calcul de la contrainte équivalente de Dang Van, cette modélisation a montré sa validité sur plusieurs classes d'assemblages soudés.

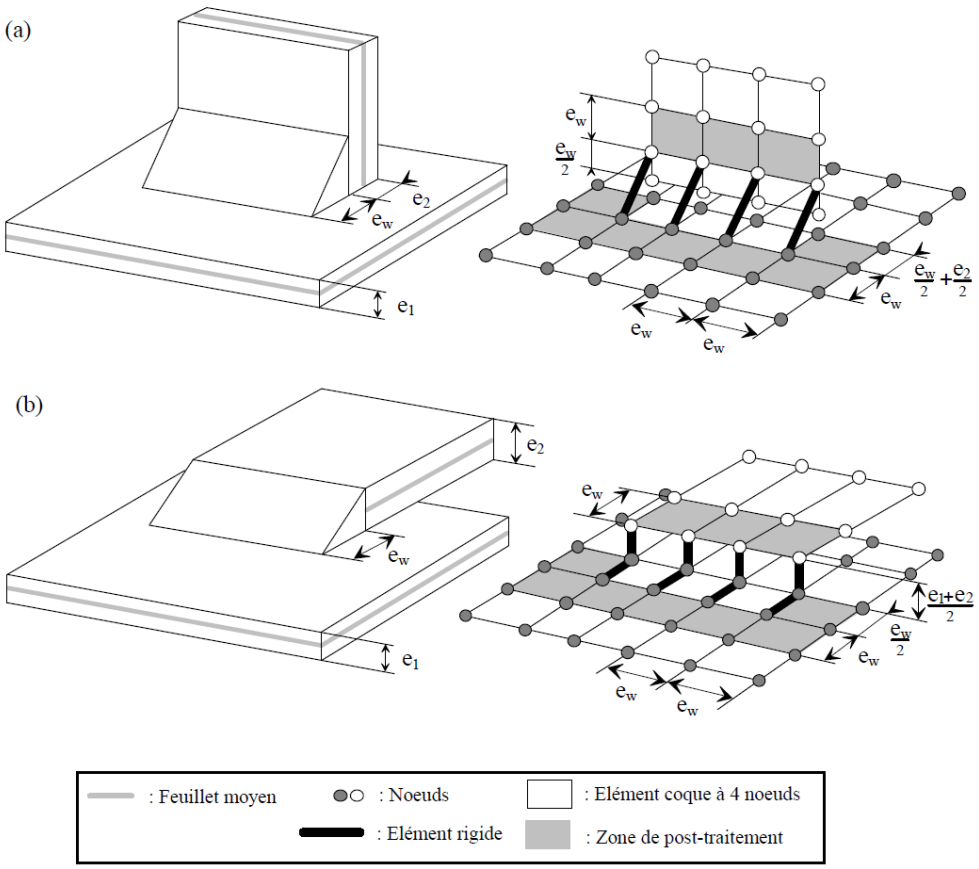


FIGURE 1.10 – Modélisation des assemblages soudés par J.-L. Fayard [Fayard, 1996].

1.2.2.3 Approches locales : utilisation des contraintes ou déformations en fond d'entaille

À l'opposée de l'approche non locale, l'approche locale calcule une contrainte (ou une déformation) réaliste à une échelle plus fine aux points chauds. Elle repose généralement sur des calculs par éléments finis dans lesquels la géométrie est relativement détaillée et le maillage assez fin. Cette approche vise à remédier aux inconvénients de l'approche en contraintes nominales : elle souhaite aboutir à une courbe S-N maitresse unique par le calcul d'une contrainte locale pertinente. Plusieurs chercheurs ont relevé que l'effet d'entaille aux points chauds était l'un des phénomènes prépondérant pour expliquer la tenue d'un assemblage soudé. En particulier, il est plus important que les effets des caractéristiques mécaniques des matériaux soudés. Ainsi, Lawrence [Lawrence *et al.*, 1978] (depuis 1977) d'une part et Radaj [Radaj, 1990, Radaj, 1996, Radaj *et al.*, 2006] d'autre part ont les premiers proposé d'utiliser la contrainte en fond d'entaille (*notch stress* en anglais) comme contrainte de dimensionnement pertinente. En pratique, les contraintes réelles en fond d'entaille ne sont pas utilisées car ce serait très difficiles de décrire les entailles (micro-trous, micro-fissures, rayons locaux aux points chauds) présentes. La contrainte en fond d'entaille calculée utilise un support géométrique fictif, qui ne représente pas la géométrie réelle. Le support est circulaire de rayon fictif fixé à 1 mm pour les aciers. Les modèles géométriques des assemblages soudés sont souvent

bidimensionnels (en déformation planes) et ne représentent qu'une partie de l'assemblage soudé centrée sur le cordon.

Il y a plusieurs limitations à l'utilisation d'une approche locale pour le dimensionnement à la fatigue.

1. La méthode d'approche locale à majoritairement été testée avec des calculs et des essais pour lesquels la déformation est plane autour des zones de rupture. Toutefois, dans les cas où l'hypothèse de déformation plane n'est pas valide, la méthode de la contrainte à fond d'entaille peut toujours être utilisée avec des modèles volumiques et des éléments prismatiques [Radaj et Zhang, 1992] mais elle n'a pas été testée expérimentalement.

2. La méthode originale de calcul de la contrainte à fond d'entaille décrite par Radaj préconise un support fictif avec un rayon de 1 mm pour les aciers. Ce support modifie la rigidité de la structure. Radaj propose des corrections pour prendre en compte la baisse de la rigidité. Mais ce n'est pas suffisant pour des strutures avec des tôles fines comme celles utilisées dans l'automobile (entre 2 et 5 mm d'épaisseur). Zhang et Sonsino [Sonsino *et al.*, 2006] proposent d'utiliser un rayon de 0,05 mm pour des assemblages de tôles fines.

3. Les approches locales nécessitent l'utilisation de modèles par éléments finis contenant des éléments très petits (inférieurs à 0,25 mm). Elles sont donc difficiles à utiliser directement dans une structure soudée de grande dimension (typiquement plus d'un mètre pour une traverse arrière). Les modèles avec rayons fictifs sont donc à utiliser avec le principe de sous-modèle : seule une partie centrée sur le cordon est modélisée avec le rayon fictif et les conditions aux limites de ce modèle (moments et efforts) sont issues d'un calcul à l'échelle de la structure complète qui ne représente pas la soudure en détail. En pratique, l'utilisation d'un sous-modèle est difficile à mettre en place. Si un calcul structurel par éléments finis est déjà réalisé, les avantages qu'apporte un sous-modèle local ne sont pas forcément suffisants pour justifier son utilisation.

En pratique, cette approche est utile en complément d'essais et d'autres approches pour augmenter la fiabilité du dimensionnement en prenant mieux en compte la géométrie locale de l'assemblage.

1.3 Cumul d'endommagement dans les assemblages soudés à l'arc

1.3.1 Dimensionnement à la fatigue en endurance limitée

Le dimensionnement à la fatigue en endurance limitée consiste à déterminer les conditions (de géométrie, de chargement ou sur les matériaux constitutifs) pour assurer la tenue d'une

structure sur un temps, un kilométrage ou un nombre de cycles donné. Il demande l'utilisation d'un modèle qui prédit la durée de vie d'un matériau soumis à un chargement donné. Cette modélisation de la durée de vie amène naturellement à définir l'endommagement dont D est la variable. La notion d'endommagement est utilisée et interprétée de diverses manières mais il est généralement accepté que :

- l'endommagement est toujours croissant ou constant si le chargement n'est pas assez important et
- l'endommagement est nul quand le matériau est vierge et vaut 1 lorsque le matériau est considéré défaillant.

À cause de la croissance de l'endommagement, les modèles qui prédisent l'endommagement sont appelés modèles de cumul d'endommagement. Physiquement, la notion d'endommagement recouvre parfois des phénomènes variés allant notamment de la création de bandes de glissement persistantes à la propagation d'une fissure mais l'objectif de la notion d'endommagement est toujours le même. La notion d'endommagement permet de prédire la tenue ou non d'une structure soumise à une évolution de chargement donnée à partir d'essais de caractérisation (essais de fatigue généralement) dont l'évolution du chargement est différente. Dans un contexte où une pièce serait soumise à un effort reproductible, il est facile de caractériser la tenue avec ce même effort (si la géométrie de la pièce est fixée). Cependant, dans de nombreux cas, l'évolution du chargement que subit une pièce dépend de son utilisation. En particulier, les pièces de la LAS des automobiles voient une évolution de contrainte qui dépend de la succession de virages, de bosses et de trous sur la route. Il y a autant d'évolutions de chargement que de véhicules. Le chargement de fatigue des pièces automobile est traité de manière statistique et un modèle de cumul d'endommagement est indispensable.

La méthode de dimensionnement des assemblages soudés à PSA est illustrée sur la figure 1.11. La procédure de dimensionnement à la fatigue est relativement segmentée. Cela permet de qualifier rapidement la tenue d'une nouvelle pièce. Dans la procédure de dimensionnement, le modèle de cumul d'endommagement a une place centrale. Une modification de la modélisation du cumul d'endommagement change le résultat du dimensionnement et peut aussi entrainer de nombreux changements dans la procédure de dimensionnement. En particulier, dans l'analyse statistique des chargements et dans le choix des essais de caractérisation à la fatigue. Or de nombreux modèles de cumul d'endommagement existent car aucun n'est valide pour tous les chargements et pour tous les matériaux. [Fatemi et Yang, 1998] en recense de nombreux. La plupart sont limités à prédire l'endommagement pour des chargements uniaxiaux.

1.3.2 Cumul d'endommagement de Miner

Le modèle de cumul d'endommagement de Miner, attribué à Palmgren, a été présenté en 1945 par Miner. Ce modèle est aussi appelé modèle de cumul de dommage linéaire. Il

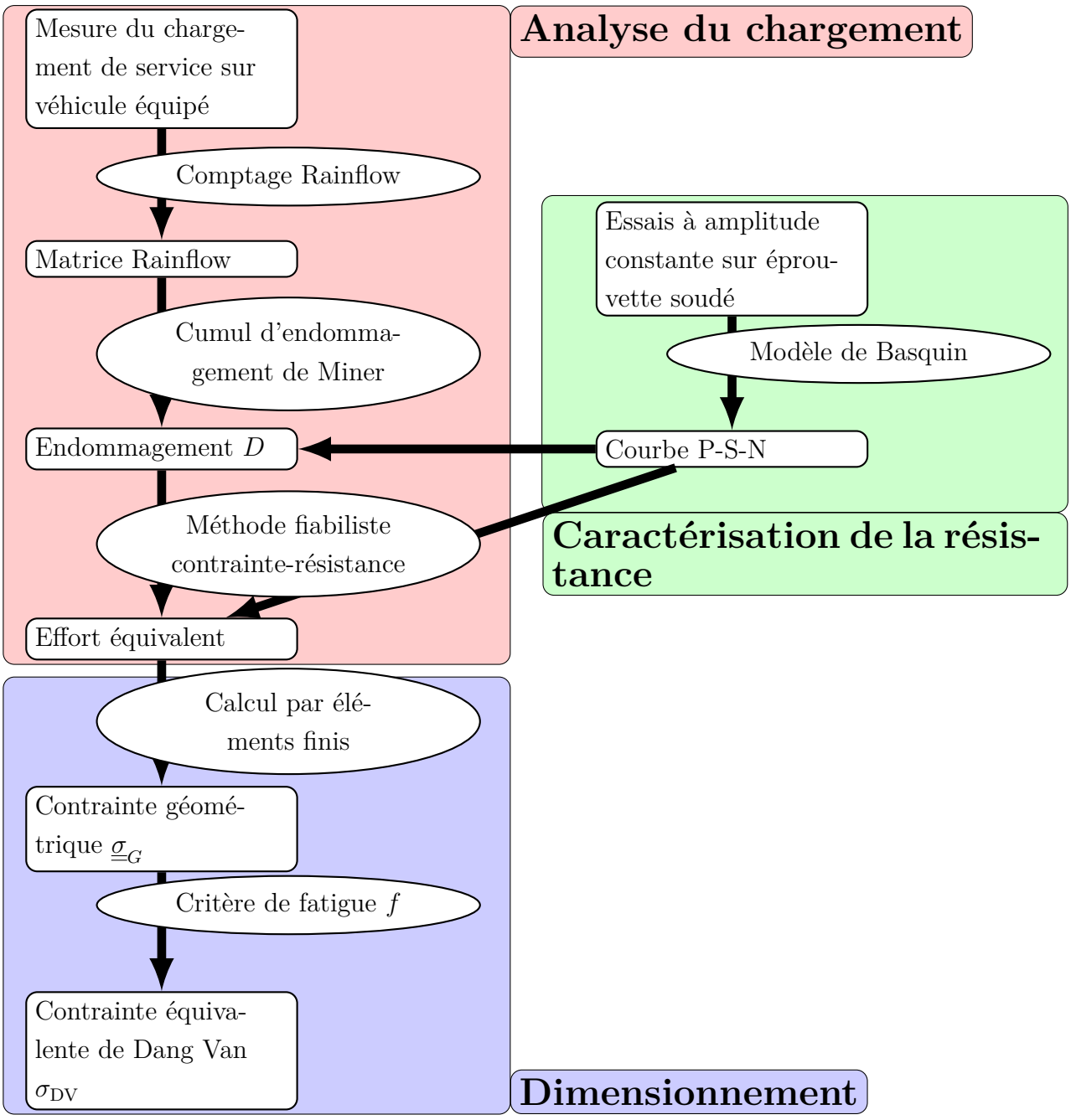


FIGURE 1.11 – Méthode de dimensionnement des assemblages soudés à PSA.

s'applique à des chargements constitué de cycles. L'idée principale du modèle est que l'endommagement produit durant un cycle ΔD dépend uniquement de ce cycle donc de son amplitude σ_a et de sa moyenne σ_m. Il n'y a pas d'effet d'histoire, *l'endommagement produit durant un cycle est indépendant des cycles précédents*. En considérant un chargement à amplitude σ_a et moyenne σ_m constante appliqué jusqu'à rupture, le modèle de cumul de dommage linéaire prévoit donc que l'endommagement produit par un cycle est de $\Delta D = 1/N(\sigma_a, \sigma_m)$ où N est le nombre de cycles à rupture pour ce chargement. Si ce même matériau subit

un chargement à amplitude variable défini par la suite d'amplitudes $(\sigma_{a,i})_i$ et de moyennes $(\sigma_{m,i})_i$, son endommagement est alors d'après la loi de Miner :

$$D = \sum_i \frac{1}{N(\sigma_{a,i}, \sigma_{m,i})} \tag{1.10}$$

Parce que la loi de cumul linéaire s'applique initialement uniquement à des chargements constitués de cycles, des méthodes de comptage existent pour identifier des cycles. À partir de chargements définis par une suite d'extremums $(\sigma_{\min,i}, \sigma_{\max,i})_i$, les méthodes de comptage déterminent des cycles donc une suite d'amplitudes et de moyennes $(\sigma_{a,i}, \sigma_{m,i})_i$. Comme il n'y a pas d'effet de séquence (endommagement indépendant de l'ordre chronologique des cycles) prédit, les chargements peuvent alors être représentés par leur distribution d'amplitude et de moyenne. Cette distribution bidimensionnelle forme une matrice après discrétisation en classes d'amplitude et de moyenne (matrice Rainflow pour un comptage Rainflow).

Il est intéressant de noter que la loi de cumul de dommage de Miner est cohérente avec la propagation d'une petite fissure modélisée par la loi de Paris si la taille de la fissure n'a pas d'influence sur le calcul du facteur d'intensité de contrainte (cf. [Gurney, 2006]).

1.3.3 Fatigue sous chargement non périodique à deux blocs et modèles d'endommagement à évolution variable

Pour modéliser le cumul d'endommagement associé à des chargements cycliques à amplitude variable, des chercheurs ont réalisés des essais simples à amplitude variable. Les chargements à deux blocs en font partie. Ils sont illustrés sur la figure 1.12. Les essais de

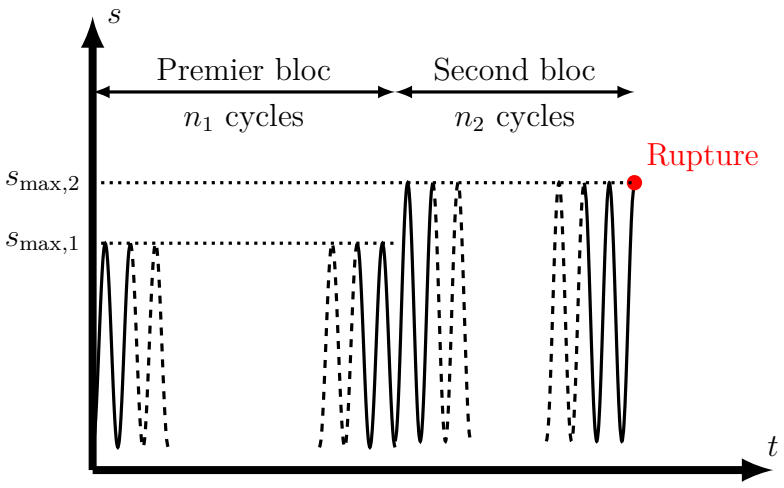


FIGURE 1.12 – Chargement à deux blocs (ici, le rapport de charge est fixé à 0,1).

fatigue à deux blocs sont tracés dans un graphique dont les axes représentent les rapports $r_1 \overset{\text{def}}{=} n_1/N(\sigma_{a,1}, \sigma_{m,1})$ et $r_2 \overset{\text{def}}{=} n_2/N(\sigma_{a,2}, \sigma_{m,2})$ où n_1 et n_2 sont les nombres de cycles appliqués pour chaque bloc et N est une fonction scalaire qui modélise la durée de vie pour un

chargement à amplitude σ_a et moyenne σ_m constante. Ce graphe permet de représenter succinctement tous les essais en deux dimensions alors que les chargements à deux blocs sont paramétrés par 5 paramètres (n_1, $\sigma_{a,1}$, $\sigma_{m,1}$, $\sigma_{a,2}$ et $\sigma_{m,2}$). Un autre avantage de cette représentation en « r_1 - r_2 » est qu'elle permet de vérifier la loi de cumul d'endommagement de Miner puisqu'elle se représente dans ce graphique par une droite d'équation $r_1 + r_2 = 1$. En réalisant des essais de fatigue à deux blocs et en traçant les résultats dans un graphique r_1 - r_2, de nombreuses recherches révèlent une mauvaise prédiction de la durée de vie ($n_1 + n_2$) par la loi de cumul d'endommagement de Miner. On peut citer en particulier les travaux de :

- Manson [Manson *et al.*, 1967, Manson et Halford, 1986] qui a réalisé de nombreux essais de fatigue à deux blocs sur un acier maraging (300 CVM), un acier SAE 4130 et un alliage de titane 6AL-4V,
- Miller [Miller et Zachariah, 1977] sur un acier doux,
- [Tanaka *et al.*, 1984] sur des fils fins en maillechort (alliage de cuivre et nickel) l'influence de l'effet de séquence est faible,
- [Palin-Luc, 1996] sur une fonte GS,
- [Pavlou, 2002] sur un aluminium 2024,
- Dattoma et Giancane [Dattoma *et al.*, 2006] sur un acier trempé et revenu 30NiCrMoV12 et
- Fissolo et al. [Fissolo *et al.*, 2015].

Selon l'ordre des blocs – haut puis bas ou bas puis haut – la loi de cumul de dommage de Miner respectivement sur-estime et sous-estime la durée de vie. Naturellement, l'écart à la prédiction est d'autant plus marqué que les niveaux de sollicitation sont différents. L'ordre d'application des cycles a donc un effet de cumul non linéaire nommé *effet de séquence*.

En terme de modélisation des résultats d'essai de fatigue à deux blocs, l'incrément d'endommagement que produit un cycle ($\Delta D_k \overset{\text{def}}{=} D_k - D_{k-1}$ pour le k^{e} cycle) ne dépend donc pas uniquement de lui-même, mais aussi des cycles précédemment appliqués. Le plus simple est alors de considérer que l'incrément d'endommagement ΔD_k dépend des cycles précédemment appliqués à travers l'endommagement D_{k-1} présent au moment de l'application du k^{e} cycle. Par la suite, parce qu'on considère des grands nombres de cycles, le raisonnement qui va suivre rend continu le cumul de dommage. L'incrément de dommage s'écrit alors formellement :

$$\frac{\mathrm{d}D}{\mathrm{d}n} = g(D, \sigma) \geqslant 0 \tag{1.11}$$

où dn représente un incrément « infinitésimal de nombre de cycles », σ représente le chargement actuel (amplitude et moyenne du cycle) et g est une fonction scalaire positive quelconque. Ainsi pour un chargement à amplitude constante, l'évolution de l'endommagement

cumulé est linéaire d'après la loi de cumul de d'endommagement de Miner ($g = g(\sigma)$). C'est pourquoi elle est aussi appelée loi de cumul de dommage linéaire. Par contre, si l'incrément de dommage dépend du dommage actuel, l'évolution de l'endommagement cumulé n'est plus forcément linéaire et son évolution dépend du chargement actuel. L'évolution du cumul de dommage est ici représentée par la fonction $K(D, \sigma)$ primitive de la fonction $D \mapsto 1/g(D, \sigma)$ nulle en 0. Par intégration de l'équation (1.11) sur les chargements à amplitude constante, on définit $N(\sigma) \overset{\text{def}}{=} K(1, \sigma)$. $N(\sigma)$ représente alors le nombre de cycles à rupture pour des chargements à amplitude constante. Dans le cas d'un chargement à deux blocs, l'intégration de l'équation (1.11) sur le premier et le second bloc donne le nombre de cycles à rupture via la relation :

$$1 - r_2 = \frac{K(D_1, \sigma_2)}{N_2} = \frac{K(K^{-1}(n_1, \sigma_1), \sigma_2)}{N_2} \tag{1.12}$$

où K^{-1} est la fonction inverse de $D \mapsto K(D, \sigma)$. De manière générale un tel modèle est appelé modèle de cumul d'endommagement à évolution variable. La figure 1.13 illustre alors comment ces modèles prédisent un effet de séquence. Il y figure les évolutions d'endommagement

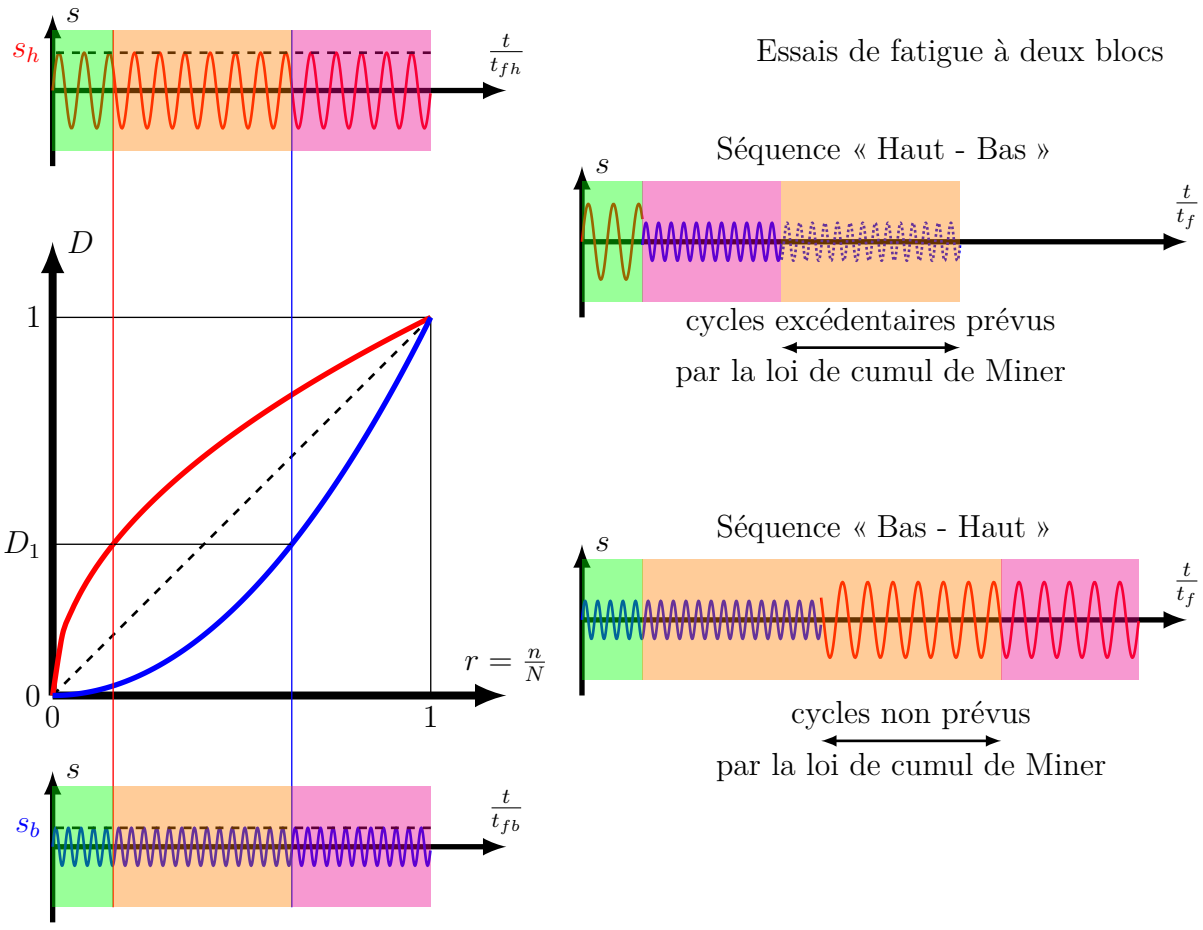


FIGURE 1.13 – Illustration de l'effet de séquence de chargement pour un chargement à deux blocs.

pour deux niveaux de chargement (en rouge et bleu). Lors d'un chargement à deux blocs,

Auteur(s)	Miner	Henry	Bui-Quoc	Manson
Référence	[Miner, 1945]	[Henry, 1955]	[Bui-Quoc, 1982]	[Manson et Halford, 1986]
D_i (cf. (1.13))	$D_{i-1} + r_i$	$\frac{r_i\left(\frac{D_{i-1}\sigma_0}{\sigma_i-\sigma_0}+1\right)+\frac{D_{i-1}\sigma_i}{\sigma_i-\sigma_0}}{\sigma_i - r_i\left(\frac{D_{i-1}\sigma_0}{\sigma_i-\sigma_0}+1\right)\sigma_0}$	$\frac{1}{\frac{1+f(\sigma_i)}{r_i+\frac{1+f(\sigma_i)}{\frac{1}{D_{i-1}}+f(\sigma_i)}}-f(\sigma_i)}$	$\left(r_i + D_{i-1}^{N(\sigma_i)^{-0,4}}\right)^{N(\sigma_i)^{0,4}}$

Auteur(s)	Lemaitre-Chaboche	Mesmacque
Référence	[Lemaitre et Chaboche, 1985]	[Mesmacque *et al.*, 2005]
D_i (cf. (1.13))	$\begin{cases} \left(r_i + D_{i-1}^{\left\langle\frac{\sigma_i-\sigma_D}{\sigma_u-\sigma_i}\right\rangle}\right)^{\left\langle\frac{\sigma_u-\sigma_i}{\sigma_i-\sigma_D}\right\rangle} & \text{,si } \sigma_i > \sigma_D \\ \text{sinon, } D_{i-1}\exp\left(r_i^*\right) \end{cases}$	$\frac{N^{-1}[N(D_{i-1}(\sigma_u-\sigma_i)+\sigma_i)-n_i]}{\sigma_u-\sigma_i}$

TABLE 1.2 – Modèles de cumul d'endommagement à évolution variable.

l'endommagement au cours de l'essai suit une première courbe d'évolution d'endommagement liée au premier niveau d'amplitude puis passe à isodommage (horizontalement sur la figure) à une seconde courbe d'évolution jusqu'à atteindre un endommagement égal à 1. Lors du passage d'une courbe à l'autre, des cycles supplémentaires ou déficitaires par rapport à la loi de cumul de dommage linéaire sont repérés. De nombreux modèles présents dans la littérature rentrent dans le cadre des modèles de cumul d'endommagement à évolution variable même s'ils ne sont pas présentés de cette manière. Certains de ces modèles sont contenus dans le tableau 1.2. Les modèles de cumul d'endommagement à évolution variable s'appliquent aussi à des chargements composés de plusieurs blocs de cycles à amplitude constante nommé ici chargements multiblocs. Dans ce cas, l'endommagement après le i^{e} bloc de n_i cycles s'écrit par intégration de (1.11) sur ce bloc :

$$D_i = K^{-1}\left(n_i + K(D_{i-1}, \sigma_i), \sigma_i\right) \tag{1.13}$$

Comme le remarquent Lemaitre et Chaboche dans [Lemaitre et Chaboche, 1985], le cumul d'endommagement linéaire est obtenu dès que la fonction $g(D, \sigma)$ est à variables séparables.

En effet, dans ce cas on obtient :

$$f(D)h(\sigma) \overset{\text{def}}{=} g(D,\sigma) \tag{1.14}$$

$$\mathcal{F}(D) \overset{\text{def}}{=} D \mapsto \int_0^D f(x)\,\mathrm{d}x \tag{1.15}$$

$$\Longrightarrow K = D \mapsto \mathcal{F}(D)h(\sigma) = \mathcal{F}(D)\frac{N(\sigma)}{\mathcal{F}(1)} \tag{1.16}$$

$$\Longrightarrow K^{-1} = n \mapsto \mathcal{F}^{-1}\left(\frac{n\mathcal{F}(1)}{N(\sigma)}\right) \tag{1.17}$$

$$\tag{1.18}$$

et donc :

$$1 - r_2 = r_1 \tag{1.19}$$

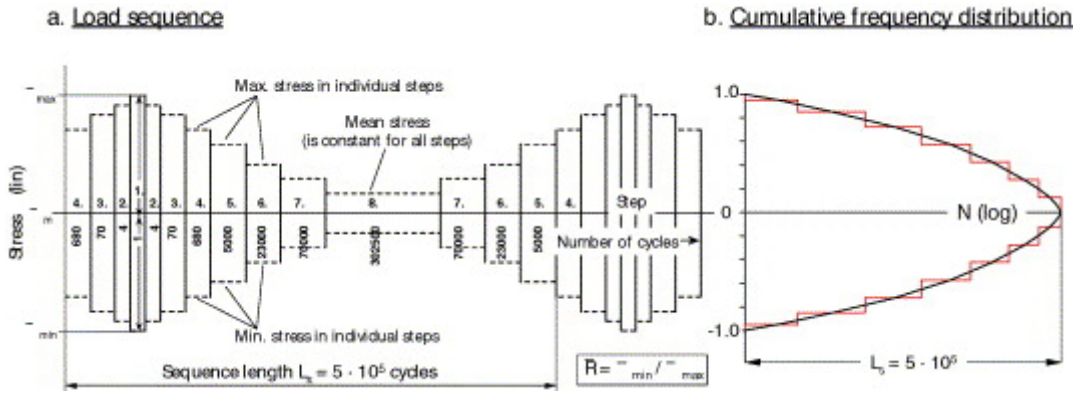
Une explication intéressante de l'effet de séquence est donné par Miller et Zachariah dans [Miller et Zachariah, 1977] : ils considèrent deux phases successives de l'endommagement correspondant à l'initiation de fissure et à la propagation de fissure. Ils supposent alors de manière cohérente avec l'expérience que les parts de durée de vie dans ces phases dépendent de la contrainte. Des évolutions d'endommagement non linéaire dépendantes du chargement sont alors créées et prédisent l'effet de séquence.

Parmi les résultats d'essai à deux blocs cités plus haut, il faut toutefois relever que les matériaux utilisés sont assez éloignés des matériaux soudés en Liaison Au Sol. De plus, les essais relevés n'ont pas été effectués sur des structures soudées. Or, les structures soudées ont des propriétés de tenue à la fatigue particulières principalement à cause de l'effet d'entaille (gradient de contrainte très fort). Un effet de séquence sur les structures soudées est donc vraisemblable mais n'a pas été observé expérimentalement.

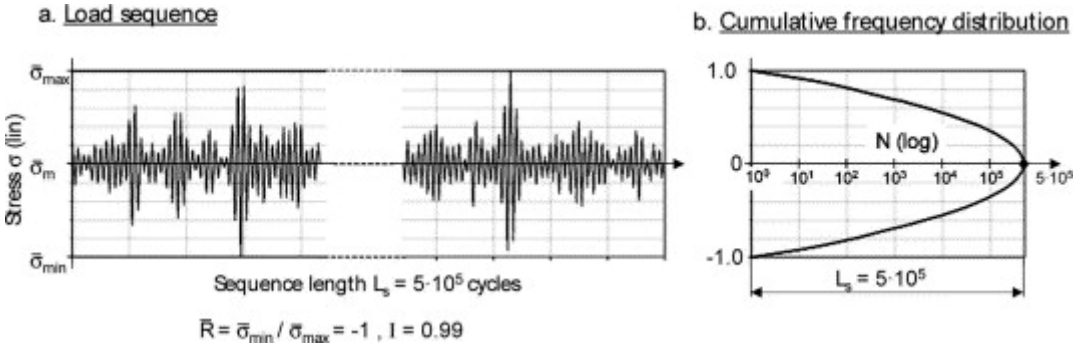
1.3.4 Fatigue sous chargement périodique et approches de type Gassner

Bien que les chargements cycliques composés de deux blocs à amplitude constante soient simples, ils semblent éloignés de nombreux chargements de service et en particulier des chargements subis par les pièces automobiles. L'idée de nombreux chercheurs est que la distribution des cycles dans un chargement réel est importante. Ils recommandent alors de réaliser des essais de fatigue avec chargement à amplitude variable dont la distribution est déterminée. Ernst Gassner [Gassner, 1939] est un pionnier pour mettre en avant l'utilisation d'essais à amplitude variable à distribution donnée. À l'origine, les chargements définis par Gassner étaient composés d'une répétition de séquences de blocs à amplitude constante. Il a été ensuite préféré de mélanger les cycles dans les séquences répétées et cela est maintenant possible grâce à l'amélioration du pilotage des machines d'essais. Le mélange des cycles est le fruit d'un tirage aléatoire d'une suite d'amplitudes. C'est pourquoi, ces chargements sont qualifiés

de chargements *aléatoires* mais cela ne signifie pas que plusieurs tirages de séquences de cycles sont réalisés et testés. La figure 1.14 représente ces chargements.



(a) Séquence répétée de 8 blocs de Gassner.



(b) Séquence répétée *aléatoire* à distribution gaussienne.

FIGURE 1.14 – Chargements de fatigue à distribution donnée [Sonsino, 2007].

Statistiquement, les essais aléatoires révèlent un écart moyen entre la prédiction de la loi de cumul d'endommagement de Miner et la durée de vie expérimentale. Ce constat est valable à la fois pour les aluminiums, pour les aciers [Berger *et al.*, 2002] et pour les assemblages soudés [Sonsino, 2007]. La figure 1.15 montre cet écart moyen ainsi que la dispersion associée. Cet écart est non conservatif vis-à-vis du dimensionnement (quelle que soit la méthode de comptage et de la modélisation de la courbe de Wöhler). C'est pourquoi, [Hobbacher, 2008] recommande pour le dimensionnement d'assemblages soudés soumis à des chargements de considérer qu'il y a rupture quand l'endommagement linéaire calculé vaut 0,5 au lieu de 1. En première approche, il est raisonnable de modifier l'endommagement de Miner total à rupture pour le dimensionnement. Toutefois, de nombreux autres essais sous des chargement aléatoires donnent des résultats inverses, c'est-à-dire que la loi de cumul linéaire est conservative. Parmi les nombreuses campagnes d'essais citées dans [Gurney, 1993], une grosse part prévoit des résultats conservatifs. De plus, un traitement statistique pourrait être biaisé sans une meilleure compréhension du cumul d'endommagement car les chargements réellement appliqués en service sont différents des chargements périodiques (même aléatoires). Il est donc important de comprendre quels sont les paramètres des chargements aléatoires qui

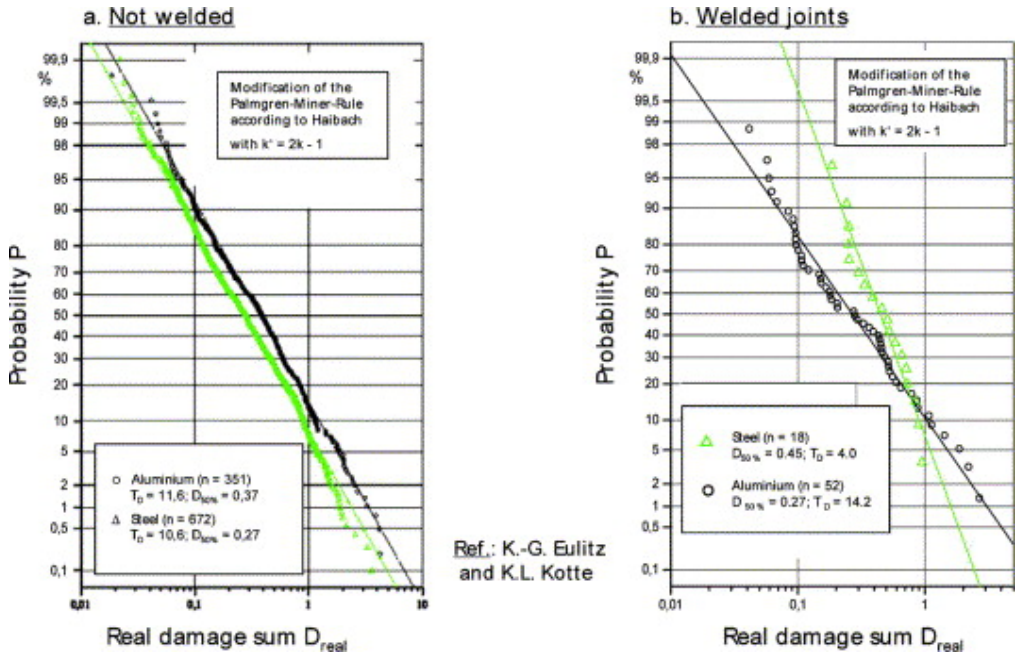


FIGURE 1.15 – Cumul d'endommagement linéaire à partir d'essais de fatigue à amplitude variable [Sonsino, 2007].

influencent la durée de vie et en particulier dans quels cas le cumul d'endommagement de Miner est mis en défaut.

1. Il est évident que la durée de vie dépend de l'amplitude des cycles quelle que soit leur distribution. C'est pourquoi, les courbes dites *de Gassner* sont introduites. Similaires à des courbes S-N classiques, elles représentent les durées de vie en fonction des amplitudes maximales pour des séquences de chargements connues à un facteur multiplicatif près. Si on ne considère que les résultats de fatigue à amplitude constante suivent une loi de Basquin ($N(\sigma) = C\sigma^{-m}$), la loi de cumul d'endommagement prévoit une courbe de Gassner parallèle à la droite de Basquin dans un diagramme S-N logarithmique. En effet, le nombre de cycles à rupture N_k pour un chargement à amplitude aléatoire connu à un facteur k près est donné par la relation :

$$\log(N_k) = \log(\mathcal{N}_k L_S) = \log\left(\frac{L_S}{\mathcal{D}_k}\right) = \log\left(\frac{L_S}{\sum_{i=1}^{L_S} \frac{1}{C(k\sigma_i)^{-m}}}\right) \tag{1.20}$$

$$= \log\left(\frac{L_S}{\frac{1}{k^{-m}}\mathcal{D}_1}\right) = -m\log(k) + \log(N_1) \tag{1.21}$$

où L_S représente la taille de la séquence aléatoire répétée, $\mathcal{D}$ l'endommagement produit au cours d'une unique séquence et $\mathcal{N}$ est le nombre de séquence à répéter pour atteindre un endommagement de 1.

2. La distribution des amplitudes d'un chargement aléatoire est très importante. La tenue à la fatigue prédite par la loi de Miner est trop conservative (jusqu'à un rapport de

2) lorsque les spectres de nombres de cycles cumulés sont convexes alors qu'elle prédit plutôt bien la tenue pour des spectres concaves [Albrecht et Yamada, 1979].

3. La taille de la séquence L_S répétée jusqu'à rupture du chargement aléatoire a une forte influence sur la durée de vie. Par exemple, l'endommagement linéaire $\sum n/N$ à la rupture varie de 1 à 2,5 pour des tailles de blocs L_S variant de 100 à 10^5 dans [Albrecht et Yamada, 1979]. De la même manière, l'article [Schijve, 1973] révèle une durée de vie 2 à 3 fois plus grande en augmentant la taille des séquences (non aléatoire, cycles triés) de chargement de 40 à 40000 cycles sur des tôles trouées d'aluminium. Une différence du mode de fissuration est aussi observée. [Lowak et Grubisic, 1985] observe la même chose sur de l'aluminium.

4. L'ordre des cycles pour une distribution donnée de cycles a une forte importance pour des blocs suffisamment grand ($L_S \gg 100$). Perret [Perrett, 1989] augmente jusqu'à cinq fois la durée de vie d'une plaque trouée en ordonnant les cycles de manière décroissante. Les articles [Buxbaum *et al.*, 1991] et [Lowak et Grubisic, 1985] montrent aussi une augmentation de durée de vie conséquente en ordonnant les cycles. Il y a donc un *effet de mélange des cycles* qui modifie la durée de vie sans que cela soit prévu par la loi de cumul de dommage linéaire puisque la distribution des cycles est la même.

5. Le rapport de charge ou l'effort moyen a une influence sur la tenue d'un assemblage soudé à amplitude constante. C'est aussi vrai à amplitude variable comme le montre [Gurney, 1993] (vu dans [Gurney, 2006]). L'effet du rapport de charge est différent selon la taille de la séquence L_S. Plus encore que l'effort moyen, les fluctuations de la moyenne du chargement présentes notamment lorsque la voiture effectue des virages diminue la durée de vie plus fortement que prévu par le cumul de dommage linéaire. Cela est montré grâce à des essais de fatigue sur des porte-fusées forgés (cf. [Sonsino *et al.*, 1997]). Les séquences de chargement réalistes avec variation de la moyenne étaient associées à des durées de vie plus faibles qu'avec les séquences aléatoires à moyenne fixe et distribution d'amplitude gaussienne. L'endommagement linéaire à rupture calculé est respectivement de 0,08 et 0,27 soit une erreur d'un facteur 10 sur la durée de vie dans le sens non conservatif dans le cas le plus réaliste.

De nombreux essais à amplitude variable dont la distribution est donnée ne suivent pas la prédiction de la loi de cumul d'endommagement linéaire. Selon les essais effectués, l'écart entre les durées de vie prédites et mesurées est positif ou négatif. Il semble que les chargements de service sortent du cadre de validité de la prédiction linéaire car la distribution des amplitudes des cycles est plutôt convexe, la moyenne est fluctuante et la taille des blocs est infinie. Toutefois ces essais sont difficiles à comprendre et à analyser car de nombreux paramètres influent simultanément sur la tenue à la fatigue comme cela a été présenté ici. Il est complexe de tirer une loi empirique directement de ces essais. D'autant plus que la synthèse des résultats

est ardue, dû au fait que le chargement à amplitude variable agit de manière différente selon le matériau et le chargement local (effet du gradient de contrainte).

1.3.5 Modèles d'endommagement sans cycles

Face à la difficulté de résoudre le problème de prédiction de la durée de vie sous amplitude variable certains auteurs préfèrent à la modélisation empirique des modèles qui s'appuient sur le comportement local de la matière. Les modèles traités dans cette partie sont des modèles proches de modèles plastiques adaptés à l'étude de la fatigue polycyclique. L'endommagement est alors liée à la déformation plastique cumulée. Des modèles similaires existent pour la fatigue oligocyclique. Les modèles qui s'appuient sur la plasticité permettent donc la transition avec les modèles polycycliques. Ces modèles d'endommagement ont aussi l'avantage de prendre en compte les chargements multiaxiaux quelconques (sans cycles et sans période notamment).

Deux modèles en particulier sont décrits et analysés dans cette thèse : le modèle de Morel et le modèle de Ottosen.

1.3.5.1 Modèle de Morel

Le modèle de Morel est décrit pour les chargements à amplitude variable dans l'article [Morel, 2000] à la suite de l'article [Morel, 1998] pour les chargements multiaxiaux synchrones. Dans ce modèle l'endommagement correspond à la plasticité mésoscopique cumulée induite par les variations de cisaillement dans un plan dit critique. Le modèle de Morel se fonde sur les idées principales de Dang Van [Dang-Van, 1993] et de Papadopoulos [Papadopoulos, 2001] pour traiter de la durée de vie finie sous chargement non périodique. L'endommagement est calculé selon les étapes suivantes :

1. L'évolution temporelle de la contrainte macroscopique $\underline{\underline{\Sigma}}$ (éventuellement multiaxiale, sans plasticité) est supposée connue. La contrainte locale est alors projetée sur une direction de glissement $\underline{m}$ elle-même contenue dans un plan critique de normale $\underline{n}$. La contrainte projetée est le cisaillement macroscopique $T \overset{\text{def}}{=} \left(\underline{m} \cdot \underline{\underline{\Sigma}} \cdot \underline{n}\right)$. Dans le cas de chargements multiaxiaux quelconques, le choix du plan critique dans le cas général n'est pas aisé : selon le chargement l'endommagement peut intervenir sur plusieurs plans critiques. D'après Morel, l'endommagement réel est borné par l'endommagement maximal et la somme des endommagements sur les différents plans critiques.

2. Le cisaillement mésoscopique τ est obtenu à partir du cisaillement macroscopique T et du cisaillement plastique cumulé γ^p (dans la direction $\underline{m}$) selon la relation de localisation :

$$\tau = T - \mu\gamma^p \tag{1.22}$$

où μ est un des coefficients de Lamé.

3. Le cisaillement mésoscopique est astreint à suivre une loi de comportement élasto-plastique à écrouissage cinématique isotrope. Le critère plastique est :

$$(\tau - b)^2 - \tau_y^2 = 0 \tag{1.23}$$

L'écrouissage cinématique est linéaire :

$$\dot{b} = c\dot{\gamma}^p \tag{1.24}$$

L'écrouissage isotrope est linéaire par blocs : il est d'abord positif (durcissement : $\dot{\tau}_y = g\sqrt{(\dot{\gamma}^p)^2}$), puis nul (quand $\tau_y = \tau_y^S$, saturation : $\dot{\tau}_y = 0$) puis négatif (quand $\gamma^p > \tau_y^S/l$, adoucissement : $\dot{\tau}_y = -h\sqrt{(\dot{\gamma}^p)^2}$). La déformation plastique de cisaillement γ^p est donc calculée itérativement à partir des extremums de cisaillement macroscopique T. L'endommagement D dépend de la déformation plastique de cisaillement γ^p via la relation $D = \gamma^p/\gamma_R^p$.

Ce modèle a six paramètres (μ exclu) : $\tau_y^{(0)}$, c, g, τ_y^S, h, l. Morel propose de les identifier à partir d'une courbe S-N, de deux limites de fatigue et d'un essai à deux blocs. C'est pourquoi il est difficile d'identifier les paramètres pour tester sa validité à partir de données de la littérature. Pour des essais périodiques dont la période est petite par rapport aux durées des différentes phases d'écrouissage, la modélisation du changement de régime d'écrouissage a peu d'influence sur la prédiction de la durée de vie. Le nombre de paramètres peut être réduit en considérant uniquement la phase de saturation par exemple.

1.3.5.2 Modèle de Ottosen

À la différence du modèle de Morel, le modèle de Ottosen décrit dans l'article [Ottosen *et al.*, 2008] utilise les invariants de contrainte J_2 et I_1 plutôt que le concept de plan critique. C'est un modèle qui ressemble à un modèle de plasticité de type Drucker-Prager à écrouissage cinématique. En définissant les grandeurs suivantes,

$$I_1 \overset{\text{def}}{=} \operatorname{tr} \underline{\underline{\sigma}} \tag{1.25}$$

$$\underline{\underline{s}} \overset{\text{def}}{=} \underline{\underline{\sigma}} - \frac{1}{3} \operatorname{tr} \underline{\underline{\sigma}} \underline{\underline{\mathbb{I}}} \tag{1.26}$$

$$\bar{\sigma}_{\text{eff}} \overset{\text{def}}{=} \sqrt{\frac{3}{2}(\underline{\underline{s}} - \underline{\underline{\alpha}}) : (\underline{\underline{s}} - \underline{\underline{\alpha}})} \tag{1.27}$$

$$\beta \overset{\text{def}}{=} \frac{1}{\sigma_{oe}} \times (\bar{\sigma}_{\text{eff}} + AI_1 - \sigma_{oe}) \tag{1.28}$$

l'évolution de l'endommagement D est donnée par :

$$dD = \langle d\beta \rangle \, K \exp(L\beta) \tag{1.29}$$

L'évolution de l'écrouissage est quant à elle donnée par :

$$d\underline{\underline{\alpha}} = \langle d\beta \rangle \, C(\underline{\underline{s}} - \underline{\underline{\alpha}}) \tag{1.30}$$

Comme dans le cas de la plasticité à écrouissage cinématique, la variable interne $\underline{\underline{\alpha}}$ évolue seulement si l'évolution de β, $d\beta > 0$ et $\beta \geqslant 0$. Toutefois, à la différence de la plasticité, β n'est pas astreinte à rester négative. Cela simplifie les calculs.

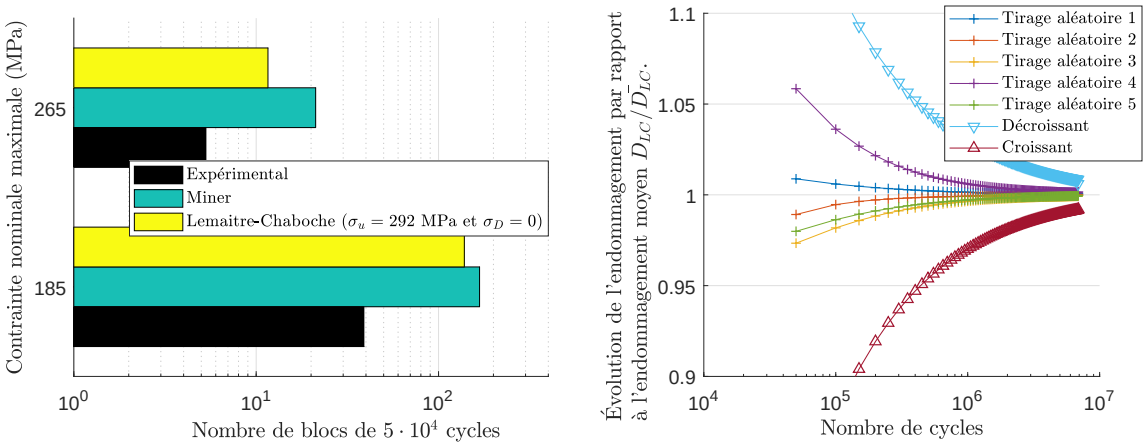
1.3.6 Comparaison des approches

Le modèle de cumul de dommage linéaire n'est pas valide pour tous les chargements de fatigue. De nombreux essais de fatigue très différents ont montré qu'il n'est pas prédictif et qu'il pouvait occasionner des erreurs de prédiction de la durée de vie d'un facteur de 2 à 10 environ. Plusieurs autres modèles de cumul d'endommagement ont alors été présentés. Ils ont été énoncés par type de modèle de cumul d'endommagement. Chaque modèle prédit les résultats d'essais pour lesquels il a été prévu. L'objectif de cette partie est d'étudier comment les différents modèles prédisent la durée de vie dans une grande variété d'essais. On souhaite alors évaluer quel modèle de cumul serait le plus pertinent pour les chargements réels en service.

1.3.6.1 Modèles de cumul d'endommagement à évolution non linéaire et chargements périodiques

Dans la partie 1.3.4 de nombreux résultats d'essais sous chargements périodiques ont été présentés. Or, les modèles de cumul d'endommagement à évolution non linéaire n'ont été testés qu'à partir d'essais de fatigue non périodiques (cf. partie 1.3.3). Les modèles de cumul d'endommagement à évolution non linéaire ont alors été confrontés aux résultats d'essais à chargement périodique. La loi de cumul d'endommagement de Lemaitre-Chaboche a été choisie pour représenter les modèles de cumul d'endommagement à évolution non linéaire. Le chargement périodique testé numériquement est à distribution gaussienne présentée dans [Sonsino et Kueppers, 2001]. Les cycles sont mélangés aléatoirement. Les résultats de cette étude sont représentés sur la figure 1.16. Par rapport au cumul de d'endommagement de Miner, la loi de Lemaitre-Chaboche est meilleure. L'écart au cumul linéaire est d'autant plus grand que les évolutions d'endommagement pour les amplitudes sont différentes (c'est-à-dire pour deux amplitudes différentes $\sigma_1 > \sigma_2$ on doit avoir $\alpha(\sigma_1) \gg \alpha(\sigma_2)$). Comme dans la littérature, l'ordre de cycles dans une séquence répétée a peu d'effet si le nombre de séquences jusqu'à rupture est important. Dans le cas extrême, il y a moins d'une séquence jusqu'à la rupture. Ce cas est analogue à celui des chargements à deux blocs (vu à la partie 1.3.3). En fait, dans le cas des chargements variables, les cycles de plus hautes amplitudes endommagent plus dans un premiers temps et les cycles de plus faibles amplitudes prennent le relais dans un second temps.

Toutefois, il est difficile numériquement d'utiliser ces lois en fatigue polycyclique car elles mettent en jeu des variations d'endommagement très faibles qui s'additionnent à un endommagement total bien plus important. En particulier, pour une loi d'évolution en puissance comme la loi de Lemaitre-Chaboche ou de Manson l'opération suivante effectuée à chaque



(a) Durées de vie expérimentale et prédites par la loi de cumul linéaire et de Lemaitre-Chaboche modifiée.

(b) Évolution de l'endommagement calculée par la loi de Lemaitre-Chaboche modifiée D_{LC} en fonction de l'ordre des cycles dans une séquence répétée de $5 \cdot 10^4$ cycles. L'endommagement est normalisé par l'endommagement moyen de tous les tirages.

FIGURE 1.16 – Résultats de la prédiction du modèle de cumul d'endommagement de Lemaitre-Chaboche pour des chargements aléatoire à distribution gaussienne.

cycle est numériquement délicate :

$$D \leftarrow (D + r^{\alpha})^{\frac{1}{\alpha}} \tag{1.31}$$

car $r = n/N = 1/N$ est souvent petit devant l'endommagement D. Plus les puissances mises en jeu (ici α) sont éloignées de 1, plus cette opération est source d'imprécision numérique. Or pour qu'il y ait un effet de cumul non linéaire élevé, il faut que les puissances α, dépendantes de l'amplitude du cycle, soient éloignées les unes des autres. Pour comprendre comment les lois à évolutions d'endommagement prédisent des durées de vie plus courtes que le cumul linéaire, on considère un chargement périodique simple composé uniquement de deux blocs d'amplitudes σ_b et σ_h associées à un nombre de cycles à rupture à amplitude constante N_b et N_h. On note n_b et n_h le nombre de cycles à l'amplitude σ_b et σ_h dans chaque séquence. Les évolutions d'endommagement associées à ces deux niveaux d'amplitude sont linéaires par morceaux avec une transition à un endommagement D_l comme sur la figure 1.17. Les endommagements D_l et 1 sont supposés atteints après un nombre entier de séquences répétées $\tilde{n}_1$ et $\tilde{n}_2$ ce qui est une approximation raisonnable si le nombre de séquences répétées jusqu'à ces niveaux d'endommagement est élevé. Le nombre de cycles total à rupture est alors :

$$n = (n_b + n_h)(\tilde{n}_1 + \tilde{n}_2) = (n_b + n_h)\left[\frac{D_l}{a_{b,1} r_b + a_{h,1} r_h} + \frac{1 - D_l}{\frac{1-D_l}{1-\frac{D_l}{a_{b,1}}} r_b + \frac{1-D_l}{1-\frac{D_l}{a_{h,1}}} r_h}\right] \tag{1.32}$$

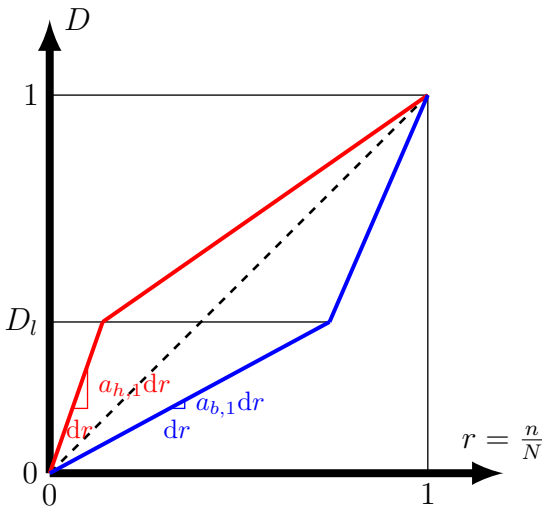


FIGURE 1.17 – Loi d'évolution linéaire à deux régimes.

où $a_{b,1}$ et $a_{h,1}$ sont des paramètres de la loi d'évolution considérée. Cette expression du nombre de cycles révèle qu'un effet de mélange est modélisé, c'est-à-dire que pour ce type de chargement le nombre de cycle prédit est différent de celui prédit par le cumul d'endommagement de Miner. En particulier, le nombre de cycle prédit avec ce modèle est toujours inférieur (ou égal si $a_{b,1} = a_{h,1}$) à celui prédit par la loi de cumul linéaire.

1.3.6.2 Étude numérique

Les prédictions des modèles de cumul d'endommagement de Miner, de Henry, de Bui-Quoc et de Lemaitre-Chaboche ont été vérifiées numériquement à l'aide de plusieurs données d'essais issues de la littérature. La liste de ces essais est donnée dans la tableau 1.3. Pour

N°	**Référence**	**Éprouvette**	**Chargement**	
1	[Dattoma *et al.*, 2006]	Barreaux cylindriques	Deux blocs	Traction-Compression
2	Krouse			Flexion rotative
3	[Dattoma *et al.*, 2006]		Huit blocs	Traction-Compression
4	[Sonsino et Kueppers, 2001]	Tube soudé sur un disque	Aléatoire	Torsion et flexion en phase

TABLE 1.3 – Liste des essais ayant servi à la comparaison de modèles de cumul d'endommagement.

chacun de ces essais, la loi de Basquin est identifiée. Les paramètres des lois testées (par exemple limite d'élasticité, limite d'endurance) sont donnés dans les publications. L'erreur

relative de ces modèles est affichée sur la figure 1.18. Les modèles de cumul de dommage

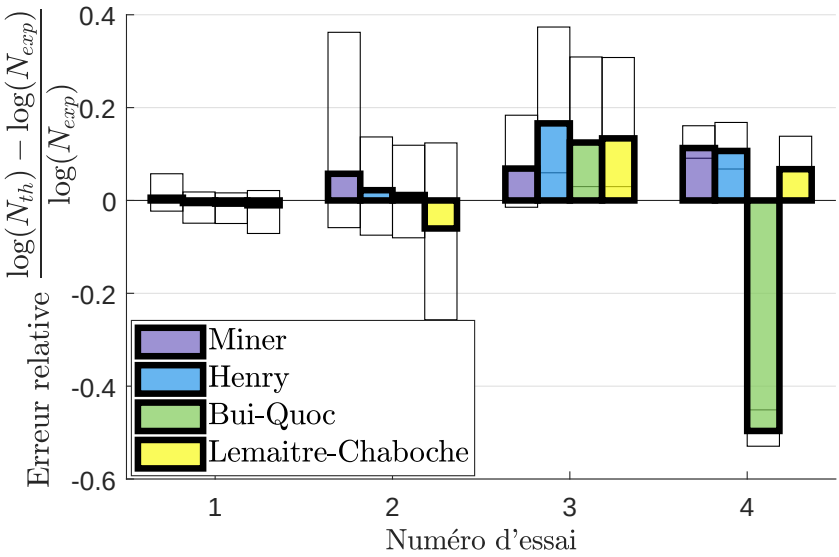


FIGURE 1.18 – Erreurs relatives moyennes (*colorées*), minimales et maximales (*rectangles blancs*) sur les logarithmes des nombres de cycles prédits.

non linéaire améliorent tous légèrement la prédiction de la durée de vie en moyenne et parmi ceux-ci la loi de cumul de dommage de Lemaitre-Chaboche est la plus robuste. Des détails supplémentaires de cette analyse numérique sont donnés dans l'annexe B.

1.4 Conclusion

Dans ce chapitre, la problématique de dimensionnement à la fatigue des assemblages soudés à l'arc a été étudiée. Dans un premier temps, le phénomène de fatigue a été décrit. Deux particularités inévitables du dimensionnement à la fatigue des assemblages soudés ont été abordées. D'abord les spécificités liées à la présence des cordons de soudure ont permis de mettre en évidence les causes de la fragilité des assemblages soudés vis-à-vis de la fatigue. Plusieurs phénomènes accentuent ou réduisent cette fragilité. En particulier, la géométrie du cordon de soudure est à l'origine de concentration de contraintes. Les modèles mécaniques macroscopiques présentés cherchent alors à calculer une contrainte de dimensionnement qui pilote la tenue à la fatigue de la structure. La seconde particularité du dimensionnement à la fatigue des assemblages soudés est liée à la complexité des chargements réellement vus par les pièces d'automobile. Le concept de cumul d'endommagement est donc introduit. Alors que le cumul d'endommagement linéaire est largement utilisé, il montre ses limites pour de nombreux essais avec des chargements variés. Plusieurs modèles alternatifs existent et leur potentiel a été évalué.

Toutefois, aucune campagne d'essais n'a été relevée dans la littérature qui permette d'éva-

luer quantitativement un modèle de cumul d'endommagement. Les essais relevés dans ce chapitre sont rarement réalisés sur des assemblages de tôles fines soudées. De plus, les chargements à amplitude variable lors d'une même campagne d'essai ne sont généralement pas très variés. Seuls quelques paramètres sont modifiés. Cette démarche présente l'avantage de quantifier l'effet d'un paramètre de chargement sur la tenue mais elle ne permet pas d'évaluer quels sont les phénomènes de cumul de dommage prépondérants sur la tenue à la fatigue pour des chargements variables. Par exemple, les résultats issus de la littérature ne permettent pas de comparer l'effet d'une surcharge unique à l'effet de séquence. De plus, les modèles de cumul d'endommagement non linéaires nécessitent généralement des essais supplémentaires par rapport au modèle de cumul linéaire. Or, il est important de limiter au maximum les essais de caractérisation. Pour cela, une connaissance plus approfondie des phénomènes physiques associés est nécessaire.

Chapitre 2

Méthodes expérimentales de caractérisation de la tenue à la fatigue d'éprouvette soudée

Sommaire

2.1 Objectifs des essais de fatigue 41

2.2 Essais de fatigue sur éprouvette standardisée à PSA 42

2.2.1 Description des éprouvettes 42

2.2.2 Résultats des essais de fatigue sur éprouvette standardisée à PSA . 44

2.2.3 Conclusion 47

2.3 Choix d'une nouvelle approche expérimentale 48

2.3.1 Motivation 48

2.3.2 Lien entre dissipation et endommagement 48

2.3.3 Importance du suivi de fissure 49

2.4 Conception de la nouvelle campagne d'essais de fatigue 50

2.4.1 Instrumentation et conception pour le suivi de la dissipation . . . 50

2.4.2 Instrumentation et conception pour le suivi de la propagation de fissure 53

2.4.3 Choix de l'éprouvette et élaboration 54

2.4.4 Optimisation du positionnement des jauges et prises de potentiel électrique 58

2.4.5 Conditions de maintien des éprouvettes 62

2.5 Étude des défauts géométriques induits par le soudage. 64

2.5.1 Variabilités géométriques des éprouvettes 64

2.5.2 Effets des défauts de géométrie sur la tenue à la fatigue 67

2.6 Conclusion 72

2.1 Objectifs des essais de fatigue

Dans le chapitre 1, des méthodes de prédiction de la tenue à la fatigue des assemblages soudés ont été analysées. En particulier, la notion de cumul d'endommagement a été introduite pour décrire les phénomènes irréversibles amenant à la ruine de la structure par fatigue. Pour réaliser des prédictions sur la tenue à la fatigue il faut alors comprendre comment se cumule l'endommagement. Bien que de nombreuses études expérimentales existent dans la littérature, elles ne sont pas suffisantes pour permettre la définition complète d'un modèle de cumul d'endommagemment dans le cadre particulier de structures soudées minces. Il a été décidé de réaliser des essais fatigue complémentaires de caractérisation permettant d'affirmer le choix d'un modèle de cumul d'endommagement. Le modèle adéquat devra être adapté aux chargements complexes que subissent les assemblages soudés présents dans un véhicule en service. Dans cette optique, la démarche suivante a été adoptée pour les essais de caractérisation :

1. Des éprouvettes sont conçues puis élaborées de manière à être représentatives des assemblages soudés présents en liaison au sol des véhicules. En effet, les résultats des essais présentés ont pour vocation de servir de base de données de référence à une relativement grande variété d'assemblages soudés.

2. Les essais mécaniques sont suffisamment maîtrisés pour qu'il soit possible de caractériser un cordon de soudure localement. Les contraintes qui provoquent l'endommagement doivent donc être bien connues. Pour cela, des mesures sur éprouvettes sont effectuées et des calculs de champs mécaniques sont réalisés.

3. Les éprouvettes sont caractérisées dans un premier temps par la réalisation d'une courbe S-N « classique », c'est-à-dire que les éprouvettes sont soumises à des efforts sinusoïdaux d'amplitude et de moyenne constante. Cette caractérisation « classique » a plusieurs objectifs. Elle permet de vérifier que les essais sont suffisamment maîtrisés et en particulier que l'endommagement est localisé en un unique point chaud du cordon de soudure pour lequel les contraintes géométriques sont connues. Cette caractérisation sert aussi de référence pour de nombreux modèles (Miner, Gatts, Lemaitre-Chaboche, etc.). Elle est donc indispensable pour les tester.

4. Dans un second temps, les éprouvettes sont soumises à des chargements plus complexes. La définition des chargements de fatigue à amplitude variable à appliquer est guidée par les phénomènes de cumul d'endommagement déjà relevés à la partie 1.3. Les phénomènes de cumul d'endommagement prépondérant sont testés. Les chargements conçus sont souvent suffisamment simples pour permettre la compréhension des phénomènes de cumul d'endommagement mis en lumière dans le chapitre précédent. Ils sont aussi suffisamment variés pour comprendre tous les phénomènes de cumul d'endommagement

qui peuvent coexister dans le cas d'un chargement sur un véhicule en service. Finalement, les essais de fatigue à amplitude variable doivent permettre de juger quels sont les phénomènes de cumul prépondérants et quels sont ceux qui peuvent être négligés dans le cas d'un chargement sur un véhicule en service.

2.2 Essais de fatigue sur éprouvette standardisée à PSA

À PSA, la caractérisation des assemblages soudées est réalisée par le biais de réalisations de courbes S-N avec des essais de fatigue à amplitude et moyenne constantes. Trois géométries d'éprouvettes standardisées ont été élaborées et testées par Arcelor Mittal pour le compte de PSA. Ces essais étaient d'abord voués à mieux caractériser les points chauds que sont le pied et la racine du cordon sous diverses directions de chargement local. Ainsi, ils devraient permettre d'améliorer le calcul des contraintes de dimensionnement (contrainte équivalente de Dang Van dans une approche de contrainte géométrique, cf. partie 1.2.2.2). Dans cette partie, les éprouvettes et les résultats des essais sont décrits puis analysés dans le but d'identifier leur adéquation à l'étude de cumul d'endommagement dans les assemblages soudés. Bien que ces essais se soient révélés partiellement inadaptés, leurs défauts mis en lumière sont sources d'enseignement pour la conception d'une seconde campagne d'essai présentée par la suite.

2.2.1 Description des éprouvettes

2.2.1.1 Éprouvettes à clin double

L'un des deux assemblages soudés testé dans un premier temps est nommé ici « éprouvette à clin double ». Sa géométrie nominale est représentée sur la figure 2.1. Ces éprouvettes sont sollicitées dans une seule direction dans le plan des tôles et orthogonalement au cordon en traction pure (pas de compression) pour éviter les problèmes de flambement. Tous les chargements sont réalisés à rapport de charge fixe $R = 0,1$ et à une fréquence de 10 Hz. Le choix de cette géométrie d'éprouvette possède plusieurs avantages a priori.

- Sa géométrie est représentative des assemblages soudés présents sur les pièces automobiles de liaison au sol : les tôles font 2 et 4 mm d'épaisseur et l'assemblage est un assemblage à clin (dénomination présentée sur la figure 1.3).

- Cette géométrie d'éprouvette avec un plan de symétrie a été conçue de manière à limiter la flexion des tôles. En effet, la position relative des cordons de soudure créée deux bras de levier qui s'annulent mutuellement. De manière générale, la réduction de la flexion des tôles dans un assemblage soudé à clin réduit l'ouverture des tôles en racine et ainsi les ruptures en pied de cordon sont privilégiées. Une cale est intercalée entre les deux tôles pour ne pas fléchir les tôles lors de leur maintien dans les mordaches de la machine de traction.

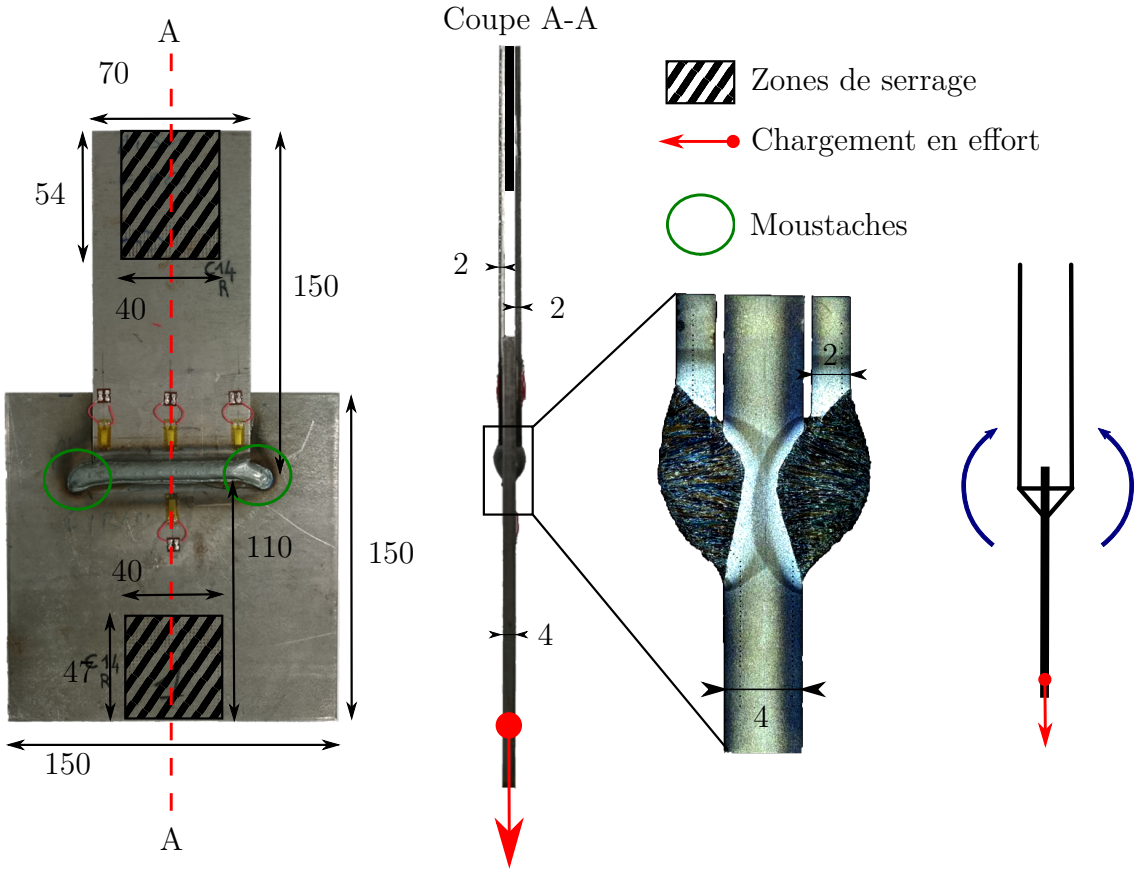


FIGURE 2.1 – Éprouvettes à clin double (unité de longueur mm). De gauche à droite, photographies de face et de profil, macrographie et représentation schématique avec flexions induites par la géométrie.

- Les cordons de soudures ont été prolongés de chaque côté des tôles. Ces prolongement sont nommés « moustaches » à cause de leur forme. Ces moustaches permettent d'éviter les ruptures aux bords des cordons de soudure.

Cette géométrie d'éprouvette a aussi un inconvénient qui vient du processus de soudage. En effet, les fortes élévations de température qu'il induit modifient la microstructure dans la ZAT. Or les ZAT des deux cordons de soudure se superposent partiellement. La ZAT associée au premier cordon a donc été modifiée par le soudage du second cordon. Ainsi, la tenue à la fatigue de cet assemblage pourrait ne pas être représentative de la tenue d'un assemblage réel avec un seul cordon.

2.2.1.2 Éprouvettes en T

Le second assemblage soudé testé est nommé ici « éprouvettes en T ». Sa géométrie nominale est représentée sur la figure 2.2. Les éprouvettes en T sont constituées de deux tôles de 2 mm d'épaisseur soudées perpendiculairement. Cette géométrie est représentative d'une partie minoritaire des assemblages soudés présents en liaison au sol. Comme pour les éprouvettes

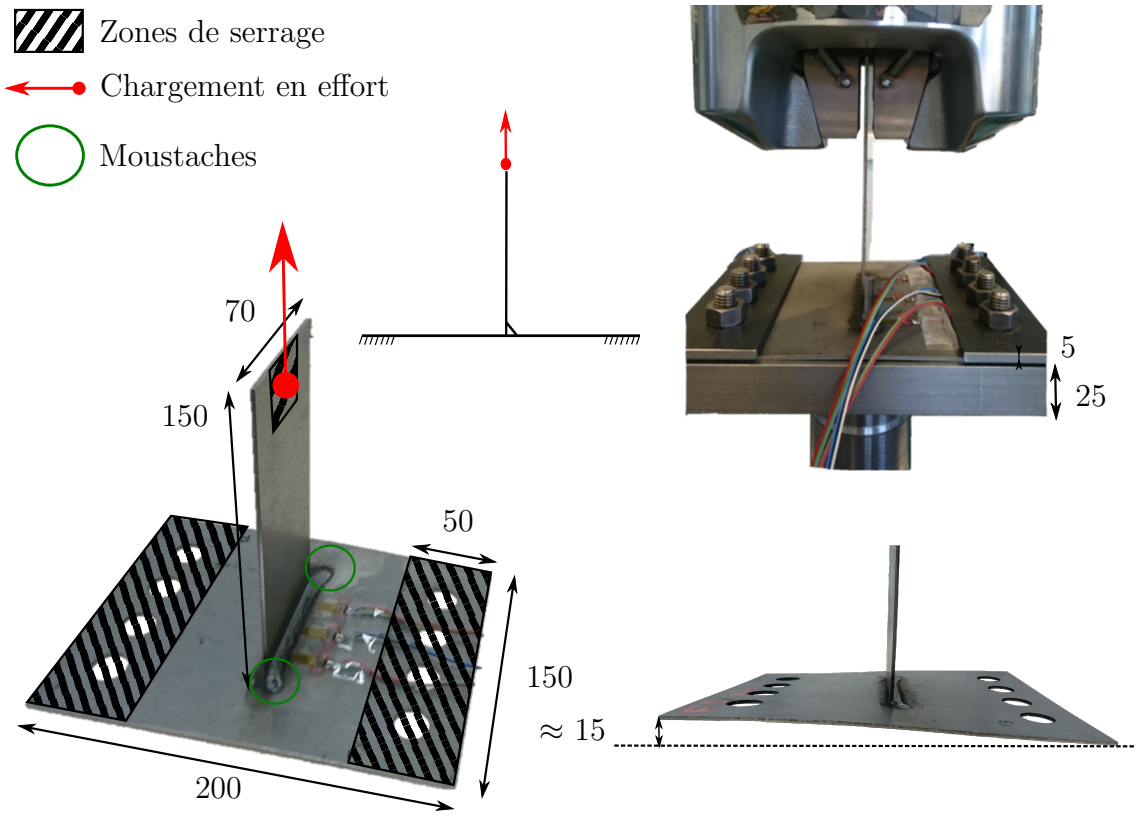


FIGURE 2.2 – Éprouvettes en T (unité de longueur mm). Photographies et schéma d'éprouvettes en T avec et sans support.

à clin double, les cordons ont été prolongés par des moustaches pour éviter les ruptures sur les bords. Un défaut de ces éprouvettes soudées est qu'elles sont fortement déformées par le procédé de soudage. En particulier, la courbure des tôles inférieures (maintenues ensuite avec le support) créée des flèches aux quatre coins de la tôle : ces flèches sont variables d'une éprouvette à l'autre et valent jusqu'à 18 mm dans un sens comme dans l'autre. Ces déformations sont dues à la faible épaisseur des tôles soudées (2 mm) et à la géométrie très élancée de la structure soudée. L'impact de cette déformation initiale due au soudage sur les champs mécaniques aux points chauds n'a pas été examiné mais il pourrait ne pas être négligeable. Les éprouvettes sont fixées à leur base inférieure sur un support pour être sollicitées en fatigue. Comme pour les éprouvettes à clin double, tous les chargements sont réalisés à rapport de charge fixe $R = 0,1$ et à une fréquence de 10 Hz.

2.2.2 Résultats des essais de fatigue sur éprouvette standardisée à PSA

Les résultats des essais de fatigue à amplitude constante sont reportés sur la figure 2.3. Pour les deux types d'éprouvette, les dispersions sont satisfaisantes et les pentes de Basquin identifiées (3,8 pour l'éprouvette en T et 5,4 pour l'éprouvette à clin double) sont proches

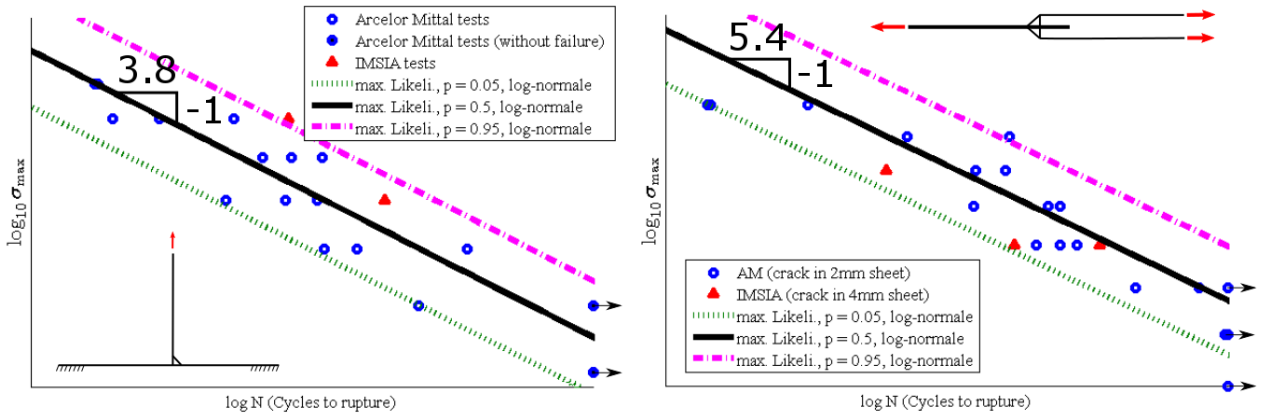


FIGURE 2.3 – Résultats d'essais de fatigue à amplitude constante - courbe S-N (à gauche pour les éprouvettes en T, à droite pour les éprouvettes à clin double).

de celles préconisées par l'*International Institute of Welding* [Hobbacher, 2008] (valeur de 3 recommandée pour les éprouvettes en T et 5 pour les éprouvettes à clin). Pour juger quantitativement de la qualité des résultats des essais de fatigue à amplitude constante, la dispersion des résultats est évaluée par la procédure suivante :

1. Un modèle probabiliste dit P-S-N est proposé. Celui-ci prédit la probabilité p ($p \in [0;1]$) pour une éprouvette sollicitée à un niveau S (ici S est la contrainte nominale maximale $\sigma_{\max}$) d'être rompue par fatigue après N cycles de sollicitation. Le modèle probabiliste est une loi log-normale dont les paramètres dépendent du niveau de sollicitation S. Finalement, la densité de probabilité f associée à ce modèle est :

$$\begin{aligned} f(N;\mu(S;c,d),\sigma) &= \frac{1}{N\sigma\sqrt{2\pi}} \exp\left(\frac{-\ln N - \mu(S;c,d)}{2\sigma^2}\right) \\ \text{avec} \qquad \mu(S;c,d) &= c + d\left(\log_{10}(S) - \overline{\log_{10}(S)}\right) \end{aligned} \tag{2.1}$$

   c, d et σ sont des paramètres du modèle et $\overline{\log_{10}(S)}$ est la moyenne arithmétique du logarithme en base 10 de tous les niveaux de sollicitation réalisés. D'autres modèles probabilistes sont par exemple présentés dans [Goglio et Rossetto, 2004].

2. À partir des résultats d'essais (K éprouvettes rompues et $M-K$ non rompues), les paramètres du modèle probabiliste sont identifiés : ils maximisent la vraisemblance L définie par :

$$L(c,d,\sigma) = \prod_{i=1}^{K} f(N_i;\mu(S_i;c,d),\sigma) \times \prod_{i=K+1}^{M} \left[1 - F(N_i;\mu(S_i;c,d),\sigma)\right] \tag{2.2}$$

   où F est la fonction de probabilité cumulée (intégration de f). Une fois le modèle P-S-N identifié, les courbes d'isoprobabilité ($F(N;\mu(S;c,d),\sigma) =$ constante) peuvent être tracées.

3. La dispersion est quantifiée par le rapport T_S entre niveaux de sollicitations qui correspondent à des probabilités de rupture de 10% et 90% après 1 million de cycles :

$$T_S = \frac{S_{90\%}}{S_{10\%}} = \frac{F^{-1}(0,9,10^6;\mu(S;c,d),\sigma)}{F^{-1}(0,1,10^6;\mu(S;c,d),\sigma)} \geqslant 1 \tag{2.3}$$

   Ce rapport quantifie la dispersion de manière assez satisfaisante mais son interprétation est limitée. T_S n'évalue la dispersion qu'en sollicitation S (c'est-à-dire verticalement dans un graphique P-S-N). Il est donc sensible à la pente des courbes d'isoprobabilté trouvées.

4. T_S est comparé à d'autres valeurs calculées dans l'article de Susmel [Susmel, 2010] qui recense de nombreux résultats de fatigue.

Avec ce mode opératoire, la valeur calculée de T_S est de 1,19 pour l'éprouvette à clin double et 1,28 pour l'éprouvette en T alors que Susmel relève des valeurs de T_S comprises entre 1,11 et 2,17 pour des structures d'épaisseur fine soudées à l'arc.

La plupart des essais ont été réalisés dans un laboratoire d'*Arcelor Mittal* et d'autres ont été réalisés dans un laboratoire de l'*IMSIA*. Les éprouvettes sont toutes fabriquées de la même manière. Les conditions expérimentales et notamment de mise en place des éprouvettes sont identiques dans les deux laboratoires. La seule différence est le recuit qu'ont subi les clins doubles testés à *Arcelor Mittal*. Bien qu'il y ait eu peu d'essais réalisés à l'*IMSIA*, les résultats des essais en terme de nombre de cycles à rupture semblent affirmer la reproductibilité des essais. Toutefois, l'observation des éprouvettes soudées rompues par fatigue exhibent des modes de ruine parfois différents selon le laboratoire qui a réalisé les essais.

2.2.2.1 Rupture des éprouvettes à clin double

Sous sollicitation de fatigue, les éprouvettes à clin double se fissurent en plusieurs zones très distinctes comme le montre la figure 2.4. Selon les éprouvettes, les fissures s'amorcent et se propagent en pied de cordon dans la tôle épaisse plutôt au centre du cordon (vis-à-vis de sa longueur) ou dans les tôles fines (en racine ou en pied « 2 ») souvent à partir d'un bord. Certaines éprouvettes sont fissurées à plusieurs endroits comme celle de la figure 2.4 mais une fissure est généralement privilégiée. Les fissures au niveau des tôles fines n'avaient pas été prévues par le calcul. Elles peuvent être dues à des défauts de géométrie locale causés par la fusion des tôles. La fissuration sur les bords des tôles fines remet alors en cause le choix des moustaches pour éviter les effets de bords.

Malgré la volonté d'être dans des conditions expérimentales identiques, les modes de fissurations privilégiés des éprouvettes sont différents selon l'endroit où sont réalisés les essais. Cela pourrait provenir du recuit réalisé seulement dans l'un des deux laboratoire. De manière générale, le recuit diminue les contraintes résiduelles de traction et celles-ci ont une influence non négligeable sur la tenue à la fatigue. Malgré des zones de ruptures différentes, les durées de

(a) Éprouvette complète. (b) Zoom sur le cordon.

FIGURE 2.4 – Éprouvette à clin double présentant plusieurs fissures de fatigue.

vie observées en fonction de l'effort appliqué (voir figure 2.3) sont identiques d'un laboratoire à l'autre. Ici, la défaillance caractérisant la durée de vie correspond à la rupture complète.

Ces résultats montrent qu'il n'y a pas une très nette localisation de l'endommagement sur un point chaud. Il existe plutôt quatre points chauds qui s'endommagent potentiellement ce qui rend difficile l'interprétation de la tenue des points chauds à partir de la tenue de l'assemblage. À cause des inconvénients évoqués, ce type d'éprouvette convient peu à la caractérisation. Pour cette raison, d'autres types d'éprouvette soudée sont testés.

2.2.2.2 Rupture des éprouvettes en T

Sur les éprouvettes en T rompues par fatigue, toutes les fissures partent de la racine du cordon de soudure et traversent la tôle inférieure (tôle en contact avec le support) comme le montre la figure 2.5. L'unicité de la zone de rupture est un avantage de cette géométrie d'éprouvette.

2.2.3 Conclusion

Bien que les éprouvettes présentées dans cette partie soient logiquement conçues pour amorcer une fissure en un unique point chaud, l'élaboration des éprouvettes soudées engendre des défauts inhérents au procédé de soudage. Il est difficile de prévoir à l'avance ces défauts (alignement, courbures des tôles, fusion en bord de tôle) et encore moins leur impact en terme de tenue à la fatigue et c'est pourquoi seul le résultat des essais de fatigue permet de juger de la qualité des éprouvettes soudées élaborées. Aucun des deux types d'éprouvette n'a systématiquement fissuré en pied de cordon de soudure, ce qui ne permet pas de caractériser ce point chaud. Il a alors été décidé de changer de type d'éprouvette soudée pour une autre

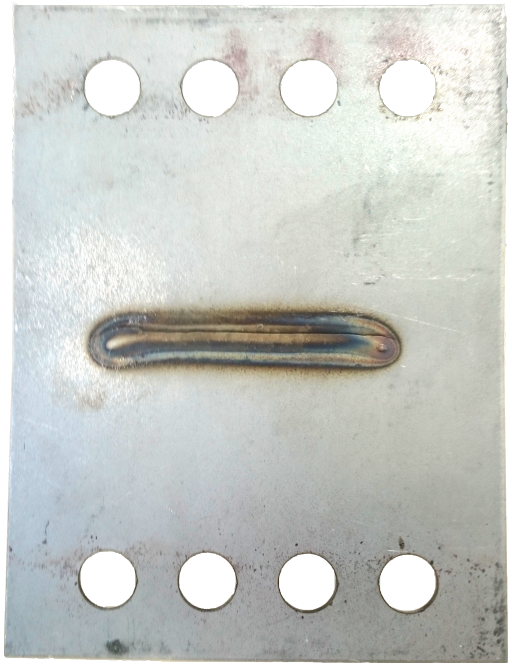


FIGURE 2.5 – Fissures de fatigue sur une éprouvette en T.

mini-structure soudée présentant un endommagement en pied de cordon uniquement. L'expérience acquise sur les éprouvettes présentées nous permet alors d'améliorer la conception et l'élaboration d'un nouveau type d'éprouvette soudée présenté dans la partie suivante.

2.3 Choix d'une nouvelle approche expérimentale

2.3.1 Motivation

À la partie 1.3, il a été montré que l'étude de la fatigue sous amplitude variable pouvait amener à exercer un nombre important et varié de chargements. L'une des raisons de la nécessité de réaliser un grand nombre d'essais provient de la faiblesse des informations données par essai : seul le nombre de cycle à rupture à chaque essai est relevé pour des essais de fatigue classique. L'idéal serait de pouvoir mesurer l'endommagement en temps réel au cours d'un essai de fatigue. Ainsi, deux indicateurs ont été choisis pour suivre indirectement l'endommagement : la dissipation puis la propagation de fissure. Les paragraphes suivants justifient le choix de ces deux indicateurs.

2.3.2 Lien entre dissipation et endommagement

Aujourd'hui plusieurs équipes de recherche portent une attention particulière à la caractérisation de la résistance à la fatigue par auto-échauffement. Le principal objectif des essais d'auto-échauffement est de proposer une méthode de caractérisation de la tenue à la fatigue

plus rapide et moins couteuse en éprouvette. En effet, alors que les techniques classiques de détermination de la limite de fatigue prévoient de tester au moins une dizaine d'éprouvettes jusqu'à rupture, les méthodes par auto-échauffement permettent de n'utiliser qu'une éprouvette. Cette technique consiste à suivre la dissipation libérée sous un chargement de fatigue donné. Si le chargement est suffisamment important pour endommager le matériau (limite de fatigue dépassée), l'endommagement s'accompagne d'une dissipation significative. En pratique, une courbe d'auto-échauffement est tracée : elle donne la dissipation en fonction de l'amplitude d'effort appliqué sur une unique éprouvette. La dissipation est d'autant plus importante que le chargement est important. Il n'y a pas de discontinuité de la dissipation mais un changement de pente est visible lorsque la limite d'endurance est atteinte. L'idée de caractériser la tenue à la fatigue à partir de la chaleur émise est vieille : elle est déjà exploitée en 1914 par Stromeyer [Stromeyer, 1914]. Depuis une vingtaine d'année avec les travaux de [Luong, 1995, Luong, 1998] cette idée suscite un regain d'intérêt dû à l'amélioration des techniques de mesures de température notamment. La caractérisation par auto-échauffement est plutôt utilisé pour évaluer la limite d'endurance des aciers avec des éprouvettes classiques [Rosa et Risitano, 2000, Krapez *et al.*, 2000, Munier *et al.*, 2014] mais elle a été étendue à d'autres matériaux métalliques comme les alliages de cuivre [Ezanno *et al.*, 2013] et d'aluminium ([Krapez *et al.*, 2000]) et à des matériaux à base de polymère [Jegou *et al.*, 2013]. La caractérisation par auto-échauffement a aussi été appliquée a des structures : un soufflet [Arnould *et al.*, 2005], une hélice de bateau [Ezanno *et al.*, 2015], une bielle [Luong, 1995, Luong, 1998], des bras de suspension [Bérard, Jean-Yves *et al.*, 1998, Florin, 2015] et en particulier des assemblages soudés [Florin *et al.*, 2013].

2.3.3 Importance du suivi de fissure

Toute la durée de vie d'un composant jusqu'à sa ruine par fatigue peut être découpée en deux phases : une phase d'amorçage de fissure suivie d'une phase de propagation d'icelle. Or, les caractérisations par auto-échauffement sont réalisées à partir d'un matériau vierge, exempt de fissure. La méthode d'auto-échauffement semble donc adaptée à l'étude de l'endommagement plutôt en phase d'amorçage de fissure qu'en phase de propagation. Il a alors été décidé de détecter voire de suivre l'évolution de la fissuration pour « mesurer » indirectement l'endommagement de manière complémentaire à la mesure de la dissipation. Cette volonté d'étudier la fatigue en phase de propagation est aussi justifiée par le fait que des fissures semblent pouvoir être détectées très tôt. En effet, à environ 50 % de la durée de vie totale sur les éprouvettes en T et à clin double, des petites baisses d'amplitude de déformation aux jauges sont mesurées sous effort imposé à amplitude constante.

2.4 Conception de la nouvelle campagne d'essais de fatigue

2.4.1 Instrumentation et conception pour le suivi de la dissipation

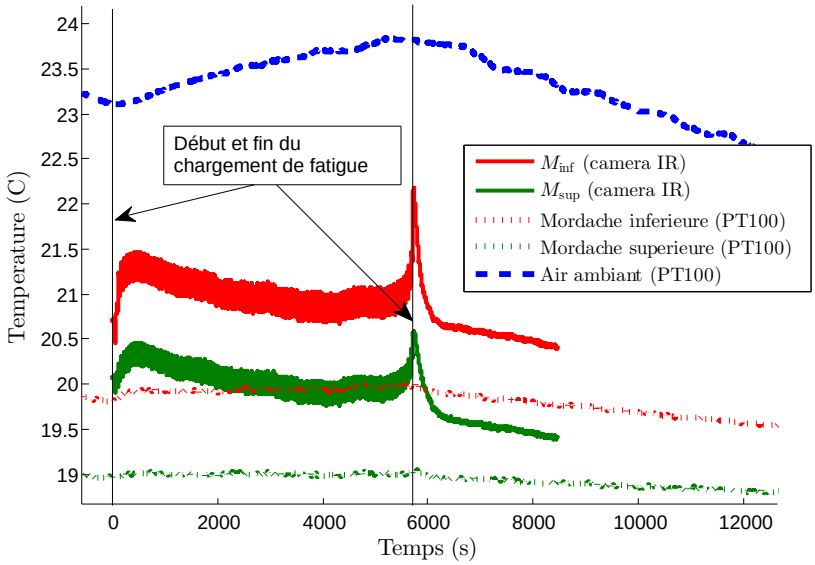
La dissipation est identifiée à partir des variations de température en cours d'essais de fatigue. Il a été choisi de mesurer cette température par une caméra infrarouge. Cela permet d'avoir une information plus riche que par des mesures locales et cette mesure ne perturbe pas le champ de température. Elle nécessite toutefois plusieurs précautions. Le rayonnement infrarouge mesuré doit être seulement celui du corps observé, le corps ne doit pas refléter la lumière infrarouge. Ce n'est pas le cas des métaux en général et c'est pourquoi la surface observée est peinte avec une peinture à haute émissivité (peinture *Matt Black Paint* de marque Electrolube). La peinture affecte fortement la qualité des mesures réalisées par caméra infrarouge. La caméra est une caméra de la société FLIR, modèle X6580sc. Elle est calibrée d'origine mais un offset supplémentaire du champ de température sur le capteur de la caméra est réalisé. À l'aide d'une série d'images prises d'une plaque à une température uniforme (T_{ref}), les températures mesurées sont corrigées pixel par pixel pour que la température corrigée de cette plaque soit uniforme sans modifier la température moyenne. Cela se traduit par la formule suivante :

$$T_{\text{corr}}[x_i, y_j] = T_{\text{mes}}[x_i, y_j] + \left[\frac{1}{n_x}\frac{1}{n_y}\sum_{k=1}^{n_x}\sum_{l=1}^{n_y} T_{\text{ref}}[x_k, y_l] - T_{\text{ref}}[x_i, y_j]\right] \tag{2.4}$$

où x_i et y_j représente les positions des pixels et T_{mes} est la température mesurée.

Pour l'identification de la dissipation, les échanges avec l'extérieur ont été maitrisés du mieux possible. Un circuit fermé d'eau thermostaté a été mis en place. Il s'agit d'un système LAUDA d'une capacité d'environ 10 L réglé pour que la température du bain soit toujours à $21 \pm 0,1$ °C. Cette régulation est opérée grâce à une sonde PT100 et une résistance électrique chauffante internes au bain et un circuit externe d'eau refroidie à environ 12 °C. L'eau du bain thermostaté circule au plus près de l'éprouvette, c'est-à-dire dans les mordaches. Cependant, malgré ce système, les variations de température aux mordaches sont réduites mais ne sont pas négligeables. Cela a été observé à l'aide de sondes PT100 qui ont été collées aux mordaches. La température de l'air T_{air} a aussi été mesurée par une sonde PT100. Cela permet une identification de la puissance dissipée qui compense la dérive de température de l'air ambiant. De plus, l'observation des mordaches par caméra infrarouge montre que la température dans les mordaches est fortement non homogène (écarts de plus de 2 °C). La figure 2.6(a) montre les variations de température à proximité de l'éprouvette au cours d'un essai de fatigue à amplitude constante.

La mise en sollicitation de l'éprouvette modifie la température aux extrémités de l'éprouvette mais aussi celle des mordaches et même de l'air ambiant. Cet échauffement de l'environnement peut être dû à l'auto-échauffement de l'éprouvette, aux frottements du vérin et



(a) Variations de températures à proximité de l'éprouvette.

(b) Montage expérimental.

à l'échauffement de l'huile qui alimente les mors hydrauliques et le piston. Un échauffement de l'huile supplémentaire au début de l'essai est observé bien que la pompe soit mise en marche plusieurs heures avant le début de l'essai pour tenter de stabiliser thermiquement le système. À la fin de l'essai (rupture de l'éprouvette), les sollicitations s'arrêtent ainsi que le circuit oléohydraulique ce qui diminue la température des mordaches et de l'air ambiant. Finalement, il a été constaté qu'il est difficile de maintenir au cours de l'essai des températures constantes au milliKelvin près sur des temps longs malgré la présence d'un système de régulation de température. C'est pourquoi, le parti pris a été de plutôt chercher à modéliser et mesurer au mieux les échanges de chaleur plutôt qu'à les contraindre. En particulier, la mesure de la température de l'air a été utilisée pour que les variations de la température de l'air n'influent pas sur l'estimation indirecte de la dissipation.

A priori, la dissipation est fortement localisée aux points chauds et particulièrement en pied de cordon. Cette dissipation localisée entraine un gradient de température au cours d'un essai de fatigue. C'est ce gradient qui sera utilisé pour mesurée indirectement la dissipation. Pour que ce gradient soit bien visible, le dessin de l'éprouvette prévoit d'avoir une distance du pied de cordon aux mordaches assez grande.

2.4.1.1 Choix des fréquences et sous-échantillonnage

Le choix de la fréquence de sollicitation maximise la précision obtenue sur l'identification d'énergie dissipée par cycle. En effet, la notion d'énergie dissipée par cycle a un sens car les travaux de Danielou puis Munier [Munier, 2012] ont montré que l'énergie dissipée par cycles ne dépend pas de la fréquence de sollicitation. Comme l'endommagement, cette énergie dépend du matériau et de la sollicitation sans effet de vitesse (sans effet visqueux). La fréquence

de sollicitation est donc fixée pour comparer des énergies dissipées par cycle à partir des puissances dissipées (énergies par unité de temps). Dans le cas d'un matériau qui est un bon conducteur thermique comme l'acier, la fréquence choisie doit être élevée pour que la chaleur dissipée soit importante et les variations de température mesurables. Elle est fixée autour de 30 Hz à cause de la limite de performance de la machine de traction hydraulique utilisée. Au delà de 30 Hz, il est difficile de garantir que l'effort appliqué soit celui demandé et a fortiori lorsque le chargement est à amplitude variable.

La plupart des phénomènes physiques qui induisent des variations de température sont lents et il est donc facile de suivre leurs effets avec une fréquence d'échantillonnage faible. Toutefois, le couplage thermo-élastique induit des variations de température rapide, de même fréquence que les sollicitations en effort. Ce couplage sera plus largement décrit à la partie 3.1.3. Dans cette thèse, l'objectif n'est pas d'analyser les variations de température induites par le couplage thermo-élastique mais plutôt d'identifier les sources de chaleur liées à des mécanismes d'endommagement. Or les variations de température induites par le couplage thermo-élastique se superposent aux variations de température dues aux sources dissipatives. En pratique, les variations de températures cycliques comme celles liées au couplage thermo-élastique seront supprimées par la réalisation d'une moyenne glissante comme l'illustre la figure 2.6. Toutefois, pour réaliser cette opération, il faut bien choisir les fréquences d'échan-

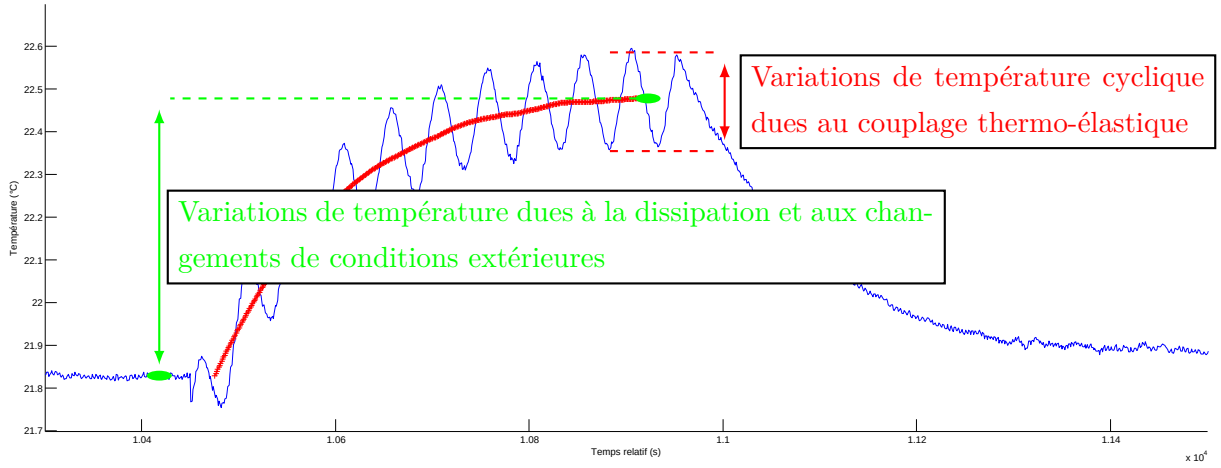


FIGURE 2.6 – Interprétation des variations de température mesurée.

tillonnage f_e et de sollicitation f_s pour que les cycles soient bien représentés. Il est possible de réaliser des mesures qui suivent a minima la condition de Shannon, c'est-à-dire choisir une fréquence d'échantillonnage supérieure à 60 Hz mais cela engendre des volumes de données énormes. Par exemple, les images de la température soit 500×200 pixels environ enregistrés sur 13 bits à $50 \times 30 = 1500$ Hz pendant 1 million de cycles engendrent environ 8 To de données. C'est pourquoi, la température est plutôt sous-échantillonnée mais en utilisant des fréquences de sollicitation f_s et d'échantillonnage f_e de manière à avoir un effet de repliement

spectral (aussi appelé effet stroboscopique en imagerie et représenté sur la figure 2.7). La fré-

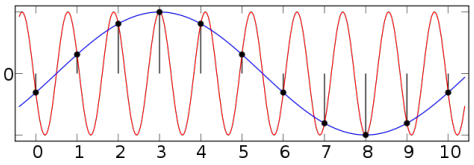


FIGURE 2.7 – Principe du repliement spectral ou sous-échantillonnage.

quence apparente du signal échantillonné parait beaucoup plus faible que celle du signal réel. Ainsi, si on considère que la température suit un signal sinusoïdal de la forme :

$$s(t) = s_m + s_a \sin(2\pi f_s t + \phi) \quad \text{donc} \quad s_i = s(t_i) = s_m + s_a \sin\left(2\pi \frac{f_s}{f_e} i + 2\pi f_s t_0 + \phi\right) \tag{2.5}$$

alors, la fréquence de sollicitation f_s est cherchée à l'aide de la relation suivante qui assure la périodicité du signal discret mesuré :

$$f_s = 30 \pm \epsilon = \frac{f_e}{n_c} p \tag{2.6}$$

p et n_c sont des entiers non nuls premiers entre eux qui représentent respectivement le nombre de cycles réels pendant une période fictive minimale et le nombre de points discrétisant cette période fictive. Des fréquences de sollicitation de 30,02 Hz et 30,08 Hz avec respectivement des fréquences d'échantillonnage de 1 Hz et 2 Hz ont été choisies. Les fréquences apparentes sont alors égales à $f_{\text{app}} = f_e/n_c$ soit respectivement 0,02 Hz et 0,08 Hz. Il est important de remarquer pour la suite que l'utilisation d'une moyenne glissante discrète sur le signal discret s_i (fenêtre glissante de n_c points) permet d'identifier s_m puis par soustraction s_a sans connaitre l'évolution continue du signal $s(t)$.

Dans le cas des chargements à amplitude variable, les cycles ont été effectués à ces mêmes fréquences et l'échantillonnage est identique mais il est impossible de représenter le signal par une sinusoïde. Néanmoins, les chargements qui ont été réalisés sont toujours au moins périodiques par bloc de période r/f_s où r est le nombre de cycles par période. Le signal discrétisé est alors toujours périodique de période apparente minimale $n_c r/\,\text{PGCD}(r,p)$.

2.4.2 Instrumentation et conception pour le suivi de la propagation de fissure

Le suivi de la taille de fissure au cours d'un essai de fatigue est mesuré par deux moyens expérimentaux fondés sur des physiques différentes. Cela permet de faire se recouper les mesures et d'éviter des biais. Le premier moyen est la mesure de la déformation près du pied de cordon par des jauges. En effet, soumis à un certain effort statique, le champ de déformation près d'une fissure est modifié par la présence de cette fissure. La déformation selon l'axe de sollicitation est réduit devant la fissure et augmenté de part et d'autre de la

fissure à cause de la diminution de la section orthogonale à l'axe d'effort. En pratique, les jauges utilisées sont des jauges de marque *MEME* à deux grilles identiques perpendiculaires de dimension 1,57×1,57 mm^2. La résistance R d'une grille de jauge est liée à la déformation longitudinale ε et transverse ε_t par la relation $R = R_0\,(k\varepsilon + k_t\varepsilon_t)$ où k est le facteur de jauge et k_t est la sensibilité transversale donnés par le fabricant. Les deux grilles de chaque jauges sont placées dans un montage en demi-pont (deux résistances adjacentes variables dans le pont de Wheatstone, cf. figure 2.8(b)). Cela permet de compenser les effets des variations de température sur la mesure de la déformation par les jauges. Ainsi, la tension V mesurée aux bornes du demi-pont est liée aux déformations perpendiculaires au cordon ε_{yy} et transverses ε_{xx} par la relation :

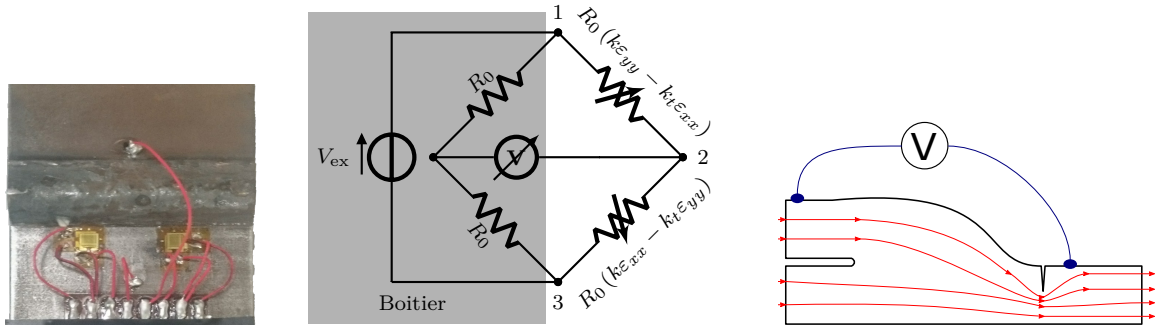
$$V = V_{\text{ex}}\frac{(k-k_t)\,(\varepsilon_{yy}-\varepsilon_{xx})}{2\,(2+(k-k_t)\,(\varepsilon_{yy}+\varepsilon_{xx}))} \tag{2.7}$$

$$\approx V_{\text{ex}} \times K \times (\varepsilon_{yy}-\varepsilon_{xx}) \tag{2.8}$$

où V_{ex} est la tension d'excitation du pont de Wheatstone et K est un facteur constant. Cette dernière approximation donne des erreurs relatives maximales de 4,3 % pour des déformations ε_{yy} et ε_{xx} comprises entre -2 et 2 mm/m. La déformation mesurée aux jauges $V/(V_{\text{ef}}K)$ est notée par la suite ε_J (donc théoriquement $\varepsilon_J = \varepsilon_{yy} - \varepsilon_{xx}$). La déformation mesurée aux jauges dépend donc des déformations en surface selon deux axes. Le second moyen expérimental consiste à mesurer de faibles variations de résistance électrique entre deux points de part et d'autre de la fissure. En effet, comme l'illustre la figure 2.8(c), la présence d'une fissure perturbe localement le courant électrique. Pour mesurer les variations de résistance électrique, le système suiveur de fissure développé par l'ONERA est utilisé (cf. [Baudin et Policella, 1978, Policella *et al.*, 1985]). Ce système envoie des impulsions de courant de 20 millisecondes et 20 ampères dans l'éprouvette et amplifie la tension électrique 20000 fois. L'évolution de la tension électrique est ensuite numérisée et enregistrée. Le courant est appliqué via deux plaques de 0,4 mm d'épaisseur insérées entre les mordaches avec l'éprouvette. Les deux prises de potentiel électrique sont réalisées par le brasage de petits fils sur une surface localement préparée par de la pâte de brasage. Comme sur les figures 2.8(a) et 2.8(c), les prises de potentiel électrique sont situées de part et d'autre du cordon de soudure. Le positionnement des prises de potentiel est important : plus elles sont proches de la fissure, plus la variation de résistance électrique mesurée est grande. Placer les prises de potentiel au plus près des fissures signifie détecter prématurément l'amorçage des fissures mais cela suppose de connaitre à l'avance où les fissures s'amorcent. C'est pourquoi, une fois que l'éprouvette a été conçue, le positionnement des prises de potentiel a été optimisé pour détecter les plus petites fissures possibles.

2.4.3 Choix de l'éprouvette et élaboration

Les éprouvettes soudées sont conçues à partir de plusieurs critères.



(a) Instrumentation des éprouvettes soudées CP.

(b) Montage électrique des jauges en demi-pont.

(c) Schéma du principe de mesure de suivi de fissure par chute de potentiel électrique (*en rouge*, lignes de courant).

FIGURE 2.8 – Instrumentation pour le suivi de fissure.

1. Tout d'abord, les assemblages soudés à clin (cf. figure 1.3, cordon reliant le bord d'une tôle soudée à la surface d'une seconde placée parallèlement) sont choisis car ils représentent environ 80 % des types d'assemblage soudé présents en Liaison au Sol des véhicules du groupe PSA.

2. Ensuite, pour éviter les ruptures en bord de tôle et de cordon, il est préférable de ne pas faire de moustaches (prolongement de cordon) car elles peuvent occasionner des ruptures sur les bords de tôles comme cela est constaté sur les éprouvettes à clin double. Les éprouvettes sont usinées pour supprimer les bords de cordon. L'expérience montre habituellement que les fissures de fatigue ne s'amorcent pas aux bords de l'éprouvette après usinage. Les éprouvettes peuvent alors être représentées par une géométrie prismatique droite (extrusion d'un profil bidimensionnel dans la direction normale). Ceci constitue un avantage important de cette solution notamment pour simplifier le calcul des champs mécaniques et thermiques.

3. La mesure de température par caméra infrarouge est facilitée et optimale sur une surface plane. Le cordon est centré pour que la dissipation soit centrée aussi. Une éprouvette de 200 mm de long avec un cordon de soudure au centre est alors choisi. La largeur de 40 mm est déterminée par la capacité de la machine de traction en terme d'effort pour des tôles d'environ 3 mm d'épaisseur.

4. De plus, l'endommagement doit être localisé en une zone unique pour pouvoir plus facilement interpréter les mesures. En particulier, la dissipation dans l'éprouvette doit être localisée presque exclusivement dans la zone qui s'endommage jusqu'à la rupture. Il ne doit pas non plus y avoir plusieurs fissures dans des zones différentes. Dans un assemblage soudé à l'arc, l'endommagement se concentre naturellement au niveau des

points chauds (cf. partie 1.2.1.2). Un seul cordon doit alors être présent contrairement à la géométrie à clin double.

5. Aussi, il est choisi de concentrer la zone endommagée en pied de cordon car c'est le point chaud le plus accessible à la mesure et le plus souvent source de rupture en service. Des calculs par éléments finis sur plusieurs géométries d'éprouvettes à clin sont réalisés pour avoir une rupture systématiquement en pied de cordon plutôt qu'en racine. Ils montrent que les contraintes principales maximales sont plus concentrées en pied de cordon qu'en racine dans la géométrie retenue dite à Clin « Prolongée » (abrégée éprouvette CP) que dans la géométrie dite à clin « simple » (cf. figure 2.9(a)). En effet, la géométrie à clin « prolongée » (CP) limite l'ouverture des tôles au niveau de la racine par rapport à la géométrie à clin « simple ».

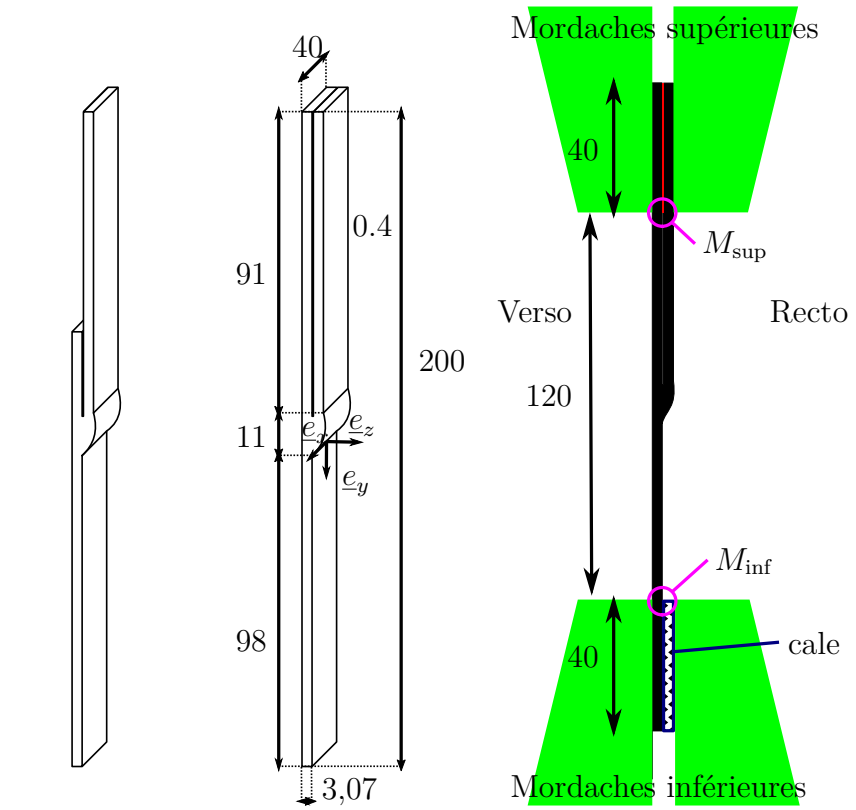
À partir de ces critères l'éprouvette soudée finalement conçue est dessinée sur la figure 2.9. Des cales sont placées entre les mordaches pour que la géométrie nominale des tôles soit respectée après serrage dans la machine de traction. Une première cale de 3,07 mm d'épaisseur est placée entre les mordaches inférieures et une paire de cales de 0,4 mm sont intercalées en haut et en bas. Les cales fines préservent l'alignement et l'écart de 0,4 mm entre les tôles dans la partie supérieure mais elles servent aussi de bornes électriques (entrée et sortie de courant) pour le suiveur de fissure.

Les éprouvettes sont élaborées par le soudage de plusieurs grandes tôles de 3,07 mm d'épaisseur en acier DP780 (acier Dual Phase, aussi nommée HCT780X avec la norme européenne EN 10338). Toutes les soudures ont été faites par un robot dans des conditions identiques de soudage (vitesse d'avance, angle de buse, courant, etc.) et de bridage des tôles. Lors du soudage, des cales ont été introduites à 15 mm du cordon pour conserver un écart de 0,4 mm entre les tôles après soudage. Sur chaque assemblage de paire de grandes tôles, neufs éprouvettes sont prélevées par découpe. Les éprouvettes sont nommées CPX-Y où X représente le numéro de la paire de grandes tôles dans laquelle l'éprouvette a été découpée et Y est compris entre 1 et 9 et représente la position de long du cordon. Y est un chiffre croissant avec la distance du point de départ du cordon de soudure. La dénomination des éprouvettes est visible sur la figure 2.10.

2.4.3.1 Paramètres du matériau

Les paramètres mécaniques de l'acier DP780 utilisés dans dans toutes les modélisations sont contenus dans le tableau 2.1.

Le module de Young E, la limite élastique et la contrainte ultime ont été déterminés par un essai de traction quasi-statique sur une tôle de 3,07 mm d'épaisseur en forme d'haltère. Le suivi de la déformation de la zone utile a été réalisé par un extensomètre et par corrélation d'image. La densité ρ a été mesurée par un densimètre. La capacité thermique massique c a été estimée à partir de la littérature. Une valeur de la capacité thermique n'a pas été trouvée spécifiquement pour la nuance d'acier ici utilisée mais il y a peu de variabilité d'une



(a) Éprouvette soudée à clin « simple ».

(b) Éprouvette soudée à Clin « Prolongée » (CP).

(c) Schéma du montage avec cale.

FIGURE 2.9 – Éprouvette à clin

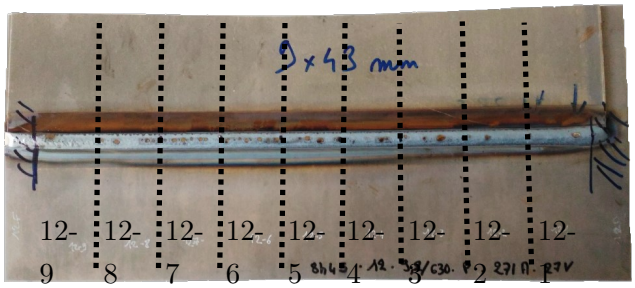


FIGURE 2.10 – Prélèvement et dénomination des éprouvettes CP après soudage (assemblage numéro 12).

nuance d'acier à l'autre. La détermination de la dilatation thermique est faite à partir de l'observation du couplage thermo-élastique sur la plaque comme décrit à la partie 3.2.3.3. La conductivité électrique c_e est mesurée à l'aide d'un multimètre de précision, d'une source de courant constante. Un courant d'environ 0,6 ampères parcourt alors un barreau de section réduite ($S = 3,07 \times 3,0$ mm^2) prélevée sur une tôle d'acier DP780. La tension a été mesurée

TABLE 2.1 – Propriétés de l'acier DP780

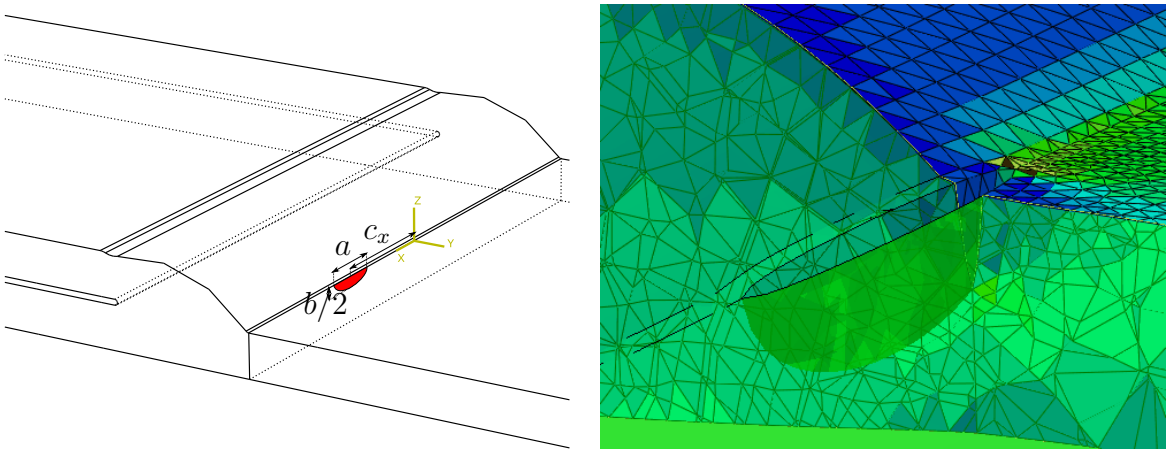
Nom	Matériau	Module d'Young E	Limite élastique	Contrainte ultime	Masse volumique ρ
Unité		MPa	MPa	MPa	$t.mm^{-3}$
Valeur	DP780	$2,1 \times 10^5$	380	780	$7,82558 \times 10^{-9}$
Nom	Conductivité thermique λ	Capacité thermique massique c	Coefficient de dilatation α	Coefficient de convection h	Conductivité électrique c_e
Unité	$mW.mm^{-1}.K^{-1}$	$mJ.t^{-1}.K^{-1}$	K^{-1}	$mW.mm^{-2}.K^{-1}$	$mW^{-1}.A^2.mm^{-1}$
Valeur	47	$4,46 \times 10^8$	12×10^{-6}	0,01	$3,84 \pm 0,04$

entre deux points écartés d'une distance l (entre 20 et 100 mm) sur le barreau. La relation affine observée entre la tension mesurée et l'écartement l donne la conductivité du barreau tout en s'affranchissant des erreurs de résistance dues à la résistance des fils du multimètre. L'erreur de mesure est aussi bien estimée ainsi. La détermination du coefficient de convection thermique h est expliquée à la partie 3.2.2.2.

2.4.4 Optimisation du positionnement des jauges et prises de potentiel électrique

À la partie 2.4.2, deux techniques de mesures ont été choisies pour détecter l'amorçage de fissure : la chute de potentiel électrique et la chute d'amplitude de déformation par des jauges. Ces deux mesures sont relativement locales. En supposant qu'une unique fissure s'amorce et se propage au cours d'un essai de fatigue, le premier instant où la fissure est détectée dépend alors de la position de la fissure et de la positions des jauges et des prises de potentiel électriques. C'est pourquoi, la position des jauges et des prises de potentiel électrique est optimisée. Des calculs par éléments finis sont réalisés pour comprendre comment le champ de déformations et le champ de potentiel électrique sont affectés par la présence d'une fissure. De manière cohérente avec les observations expérimentales, la fissure modélisée est en pied de cordon, elle se propage à partir de la surface perpendiculairement au plan des tôles. Elle est modélisée géométriquement par une semi-ellipse dont les foyers sont en surface, en pied de cordon. Le rapport entre le grand axe a et le petit axe b est fixé arbitrairement à 2,5 (la

profondeur de la fissure vaut alors 0,2 fois sa longueur en surface). Le centre de la fissure est supposé pouvoir varier d'une éprouvette à l'autre ou au cours de la fissuration par fatigue. La figure 2.11 illustre la modélisation de la fissure.



(a) Géométrie du modèle d'éprouvette CP avec fissure (*en rouge*).

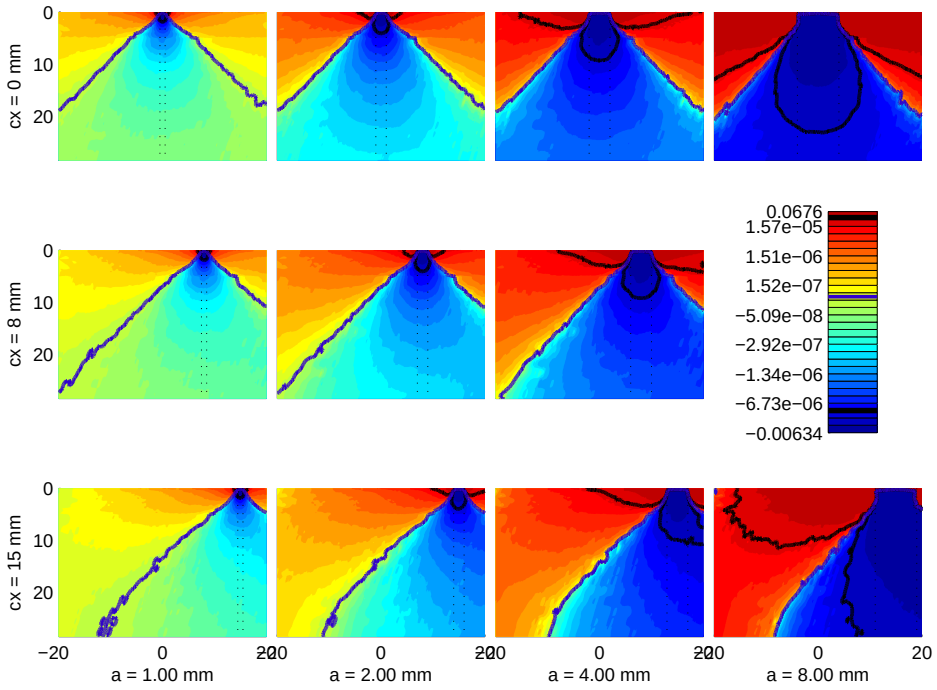
(b) Résultats d'un calcul mécanique par éléments finis (maillage visible, déformée exagérée). Coupe selon $\underline{e}_x$ pour une fissure de 8 mm.

FIGURE 2.11 – Représentation d'une éprouvette soudée CP fissurée.

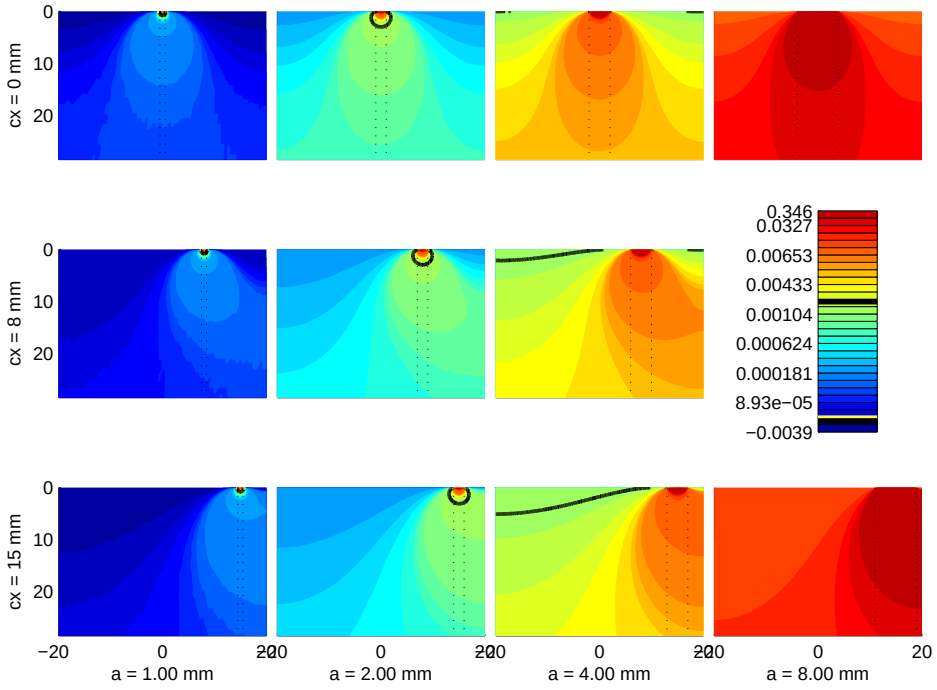
La géométrie de l'éprouvette fissurée dépend alors de deux paramètres : a qui est la taille de la fissure (ou grand axe) et c_x qui est la position du centre de la fissure. Plusieurs calculs ont été réalisés pour voir l'influence de ces deux paramètres.

2.4.4.1 Perturbation du champ de déformation par la présence d'une fissure.

Le calcul du champ de déformation est réalisé à l'aide du logiciel *Abaqus*. Les éléments finis sont volumiques. Les calculs sont réalisés en considérant des petites perturbations. Le matériau est supposé purement élastique linéaire. Les extrémités de l'éprouvettes sont encastrées. Seul le déplacement vertical de l'extrémité inférieure de l'éprouvette est possible pour appliquer un effort. La valeur de l'effort n'a pas d'importance puisqu'il y a linéarité de la réponse à l'effort. Les déformations ε_{yy} devant le pied de cordon en surface sont extraites des calculs effectués pour différentes fissures (paramétrées par a et c_x). À ces déformations sont soustraites celles issues d'un calcul sans fissures. La perturbation du champ de déformation par la présence d'une fissure est alors visualisée. La figure 2.12(a) montre comment la présence d'une fissure perturbe le champ de déformation devant le pied de cordon. On observe alors qu'il y a peu d'effets de bord : la variation ou perturbation du champ de déformation « bouge » avec la fissure (par le paramètre c_x). La perturbation du champ de déformation n'est pas uniforme : devant la fissure, les contraintes sont relâchées, sur les côtés, la diminution de la section augmente les contraintes. Pour chaque fissure, il existe alors une courbe « d'iso-déformation » sur la surface de l'éprouvette sur laquelle les déformations sont identiques aux déformations sans fissures (trait en *violet* sur la figure 2.12(a)). Une jauge qui serait sur cette



(a) Variation de déformation $\varepsilon_{yy}(x, y; c_x, a) - \varepsilon_{yy}(x, y; 0, 0)$ en mm/mm pour un effort imposé de 30 kN.



(b) Variation de tension électrique en volts avec une amplification de 20000 et pour un courant imposé de 20 A.

FIGURE 2.12 – Variation de champ devant le pied de cordon dû à la présence d'une fissure elliptique de longueur a centré en c_x - résultats de calculs éléments finis pour plusieurs valeurs de a et c_x. Les lignes de contours accentuées correspondent aux limites de sensibilité des instruments et à la valeur nulle. Les échelles de couleur sont non linéaires.

courbe mesurerait des déformations identiques qu'il y ait ou non fissuration. L'optimisation du positionnement des jauges évite donc ces courbes. Ces courbes d'iso-déformations sont approximativement des droites partant des extrémités en surface de la fissure et formant un angle de 45 ° avec le pied de cordon (direction $\underline{e}_x$). Pour être sûr d'éviter les courbes d'iso-déformations et maximiser les perturbations mesurées, il a été choisi de placer deux jauges suffisamment écartées et au plus près du cordon de soudure (dans la limite des possibilités de collage physique des jauges sur l'éprouvette). Un avantage d'avoir deux jauges au lieu d'une est aussi de pouvoir a priori identifier la position du centre de la fissure (paramétrée par c_x) et sa taille (paramétrée par a). Une seule jauge ne permet pas d'identifier la taille d'une fissure si la position de la fissure est inconnue. La position exacte des jauges est déterminée en minimisant la taille de la plus petite fissure détectée en considérant à chaque fois la position du centre de la fissure (paramètre c_x) la plus défavorable. Formellement, cela s'écrit :

$$(x,y) = \underset{(x,y)}{\text{Arg min}} \left\{ \max_{c_x} \left(\underset{a}{\text{Arg min}} \left[|\varepsilon_{yy}(x,y;c_x,a) - \varepsilon_{yy}(x,y;0,0)| > \varepsilon_{\text{prec.}} \right] \right) \right\} \tag{2.9}$$

où (x,y) représente la position du centre de la jauge et $\varepsilon_{\text{prec.}}$ la plus petite variation de déformation détectable par la jauge. En pratique, l'espace des paramètres et l'espace des variables sont discrétisés pour simplifier l'optimisation. Finalement, la position retenue des jauges est (-7,3) et (7,3). Ainsi, avec les jauges uniquement, la taille de la plus petite fissure détectée est de 5,5 mm en surface (c'est-à-dire $a = 5,5$ mm soit une fissure de $b/2 = 0,55$ mm de profondeur). La figure 2.12(a) montre qu'une fissure plus petite de l'ordre de 3 mm est souvent détectable pour des positions de fissure qui ne sont pas trop défavorables.

2.4.4.2 Perturbation du champ électrique par la présence d'une fissure.

De la même manière la position d'une prise de potentiel électrique a été optimisée. Le champ de potentiel électrique stable est calculé par éléments finis. Dans le modèle, un courant uniforme est imposé à l'extrémité supérieure de l'éprouvette soudée CP et un potentiel nul est imposé à son extrémité inférieure. La fissure est complètement isolante dans le modèle car, au cours des essais de fatigue, la tension est mesurée quand l'effort de traction est maximal pour que la fissure (s'il elle existe) soit ouverte. La figure 2.12(b) montre les variations de tension électrique due à la présence d'une fissure. La tension électrique U calculée par soustraction du potentiel électrique entre deux points. L'un des points est fixé près du second pied de cordon de soudure (en (x_1, y_1)). Contrairement au champ de déformation, la présence d'une fissure ne fait que croitre le potentiel électrique. La perturbation du potentiel électrique n'est évidemment pas uniforme et elle est plus importante près de la fissure. De manière analogue au positionnement des jauges, l'optimisation du positionnement de la prise de potentiel électrique a été réalisée. Finalement, la prise de potentiel électrique est située en $(0, 10)$ c'est-à-dire à 10 mm du pied de cordon au centre. Avec la mesure de chute de potentiel électrique la plus petite fissure détectée est alors de 3,9 mm dans le cas le plus défavorable (fissure excentrée, $c_x = 15$ mm) et de 3,5 mm dans le cas le plus favorable (fissure au centre, $c_x = 0$ mm). La mesure

par chute de potentiel électrique améliore donc légèrement la sensibilité de la détection de l'amorçage. Ces tailles de fissures détectées sont à ce niveau assez théoriques puisqu'elles reposent sur une précision de mesure théorique qui n'est pas forcément celle atteinte. La taille de fissure à l'amorçage est aussi analysée dans le chapitre 4 à partir des résultats de mesure.

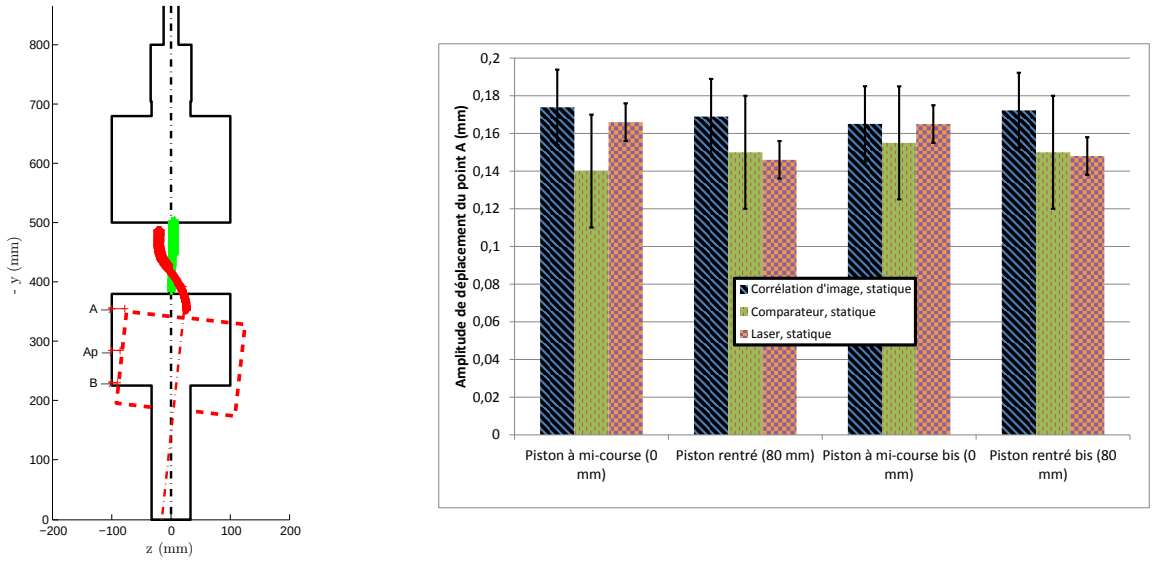
2.4.5 Conditions de maintien des éprouvettes

La modélisation des champs mécaniques nécessite de connaitre correctement les conditions aux limites du modèle notamment au niveau des extrémités de l'éprouvette en contact avec les mordaches (surfaces non libres). À ces extrémités, l'effort résultant total selon la direction $\underline{e}_y$ est connu puisqu'il est mesuré. Le plus simple serait de considérer des déplacements et rotations nuls dans les autres directions ce qui serait équivalent à modéliser une liaison glissière et un encastrement aux extrémités de l'éprouvette (maintien rigide). Toutefois, diverses mesures ont montré que les déplacements u_x selon la direction $\underline{e}_z$ et les rotations θ_x selon la direction $\underline{e}_x$ des extrémités des éprouvettes soudées CP ne sont pas négligeables. Pour limiter les artefacts de mesures, les déplacements u_z et les rotations θ_x au niveau des mordaches ont été mesurés de plusieurs manières différentes pour une unique éprouvette.

1. Par une corrélation d'images des mordaches sur lesquelles a été peint un mouchetis.
2. Par des mesures de déplacements au comparateur et au laser en plusieurs points du mors hydraulique.

Les deux ensembles mordaches et mors hydrauliques à chaque extrémités de l'éprouvette sont considérés comme deux corps rigides. Ainsi, pour toutes ces mesures, les déplacements et rotations sont calculés aux mêmes points. Les mesures ont été refaites pour vérifier leur répétabilité. La figure 2.13 montre les résultats de ces mesures. Ces mesures sont fiables puisqu'elle sont identiques d'une méthode de mesure à l'autre.

Ces mouvements qualifiés de « hors-plan » sont dus à un moment fléchissant selon $\underline{e}_x$ dans les tôles. Ce moment reste important même s'il a été réduit dans la conception de l'éprouvette (voir partie 2.4.3). De plus, tous ces mouvements sont répétables et proportionnels à l'effort F_y appliqué. Cela exclut a priori divers problèmes de frottements ou glissement. Ces mouvements sont plutôt dus à la souplesse du bâti qui n'est pas suffisamment faible pour être négligée face aux efforts transverses F_z et aux couples M_x. Les déplacements sont bien plus importants du côté du vérin (en bas) que de l'autre (en haut) alors que les efforts et moments sont les mêmes. Ceci laisse supposer qu'une bonne part de la souplesse est due à la souplesse de la jonction entre le vérin et le bâti réalisée par un joint étanche. En pratique, lors d'un essai de fatigue, le vérin se meut de moins d'un millimètre autour d'une certaine position qui peut varier de ± 180 mm pour la machine de traction utilisée ici. Ainsi, le vérin peut appliquer un chargement de fatigue autour d'une position basse (vérin rentré) ou moyenne (vérin à mi-course) par exemple. Si l'hypothèse que la souplesse hors plan de la machine de traction



(a) Déplacements selon $\underline{e}_z$ mesurés par corrélation d'image et mesures de distance puis magnifiés.

(b) Comparaison des mesures de déplacements du point A sur le mors hydraulique inférieur selon $\underline{e}_z$.

FIGURE 2.13 – Déplacements hors plan mesurés.

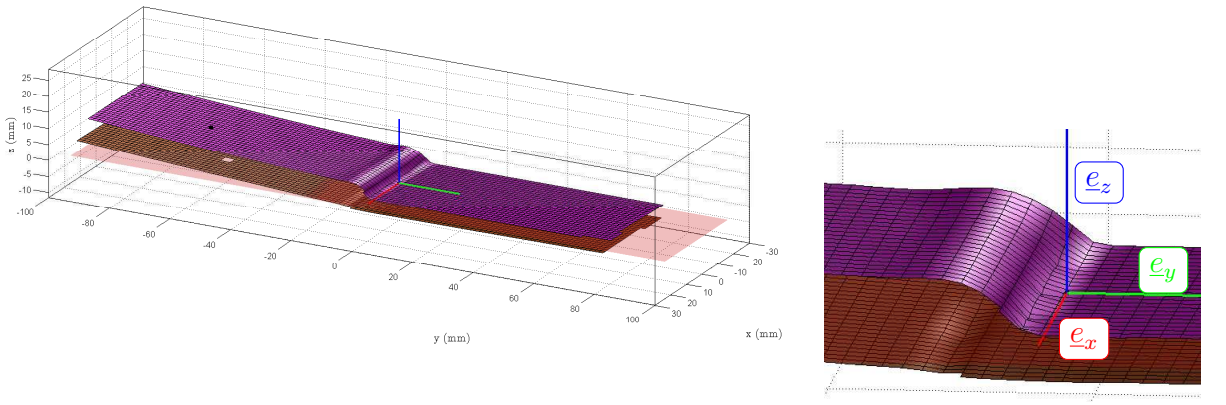
provient essentiellement du joint étanche entre le bâti et le vérin, on peut s'attendre à ce que la position du vérin ait un effet sur les mouvements hors plan. Toutefois, la position nominale du vérin a été changée mais elle n'a pas d'influence notable sur les déplacements et rotations mesurés (cf. figure 2.13). Par prudence, tous les essais sont tout de même réalisés autour d'une même configuration du vérin hydraulique (position rentré). Il existe un tenseur « rigidité » qui relie linéairement les torseurs statiques (efforts et moments) et cinématiques (déplacements et rotations) à chaque extrémité de l'éprouvette. L'identification de ce tenseur serait utile pour la modélisation des conditions aux limites mais elle n'a pas été réalisée car elle nécessite la mise en place d'une expérimentation assez lourde. En première approximation, des conditions aux limites en déplacement (et rotation) ont été imposées dans les calculs mécaniques d'éprouvette CP. La valeur du déplacement imposé est proportionnelle à l'effort appliqué et provient de la mesure des déplacements exposé dans ce paragraphe.

Les mouvements « hors-plan » mesurés ne sont pas identiques d'une éprouvette à l'autre. La mise en place de l'éprouvette ou des problèmes de mesures ne sont pas en cause mais cela est dû à la variabilité de comportement des éprouvettes. Cette variabilité de comportement a alors été étudiée et elle est expliquée dans la partie suivante.

2.5 Étude des défauts géométriques induits par le soudage.

2.5.1 Variabilités géométriques des éprouvettes

Le procédé de soudage à l'arc déforme fortement les tôles soudées surtout lorsque celles-ci ont des épaisseurs faibles comme ici (3,07 mm). À l'œil, les éprouvettes sont un peu courbes. Pour caractériser ces déformées initiales, des mesures de position ont été réalisées à l'aide d'un système de stéréo-corrélation d'image qui a mesuré les positions tridimensionnelles des deux surfaces principales d'éprouvettes soudées CP. Le résultat de cette numérisation est illustré par la figure 2.14. Lors de ces mesures, il n'a pas été constaté de torsion ou de courbure des



(a)

(b) Zoom au niveau du cordon de soudure.

FIGURE 2.14 – Illustration des défauts de géométrie : les deux surfaces ont été numérisées (ici, l'éprouvette nommée CP13-1 est particulièrement déformée). *En rouge transparent*, plan neutre théorique de la tôle inférieure.

tôles selon $\underline{e}_y$ donc les positions des points en surface sont projetées selon $\underline{e}_x$. La figure 2.15 montre alors la position des surfaces de dix éprouvettes projetées selon $\underline{e}_x$. Qualitativement, il est ressorti que les tôles sont courbées, différemment de part et d'autre du cordon, d'une tôle à l'autre et d'une éprouvette à l'autre. Il existe aussi une sorte de courbure exacerbée très localement importante au niveau du cordon de soudure qui modifie fortement la flèche globale selon $\underline{e}_z$ de l'éprouvette. Cette cassure est due à la fusion trop marquée de la plus grande tôle soudée. Une petite boursouflure plus ou moins marquée est visible au verso ($z = -e$) des éprouvettes. Lors du soudage, la fusion locale sur toute l'épaisseur d'une tôle a permis cette cassure sous l'effet des contraintes de dilatation thermique (positive ou négative). Sur la figure 2.15, la variabilité de géométrie des éprouvettes est bien visible. Il a été cherché s'il y avait un lien entre la géométrie de l'éprouvette et sa place le long du cordon de soudure

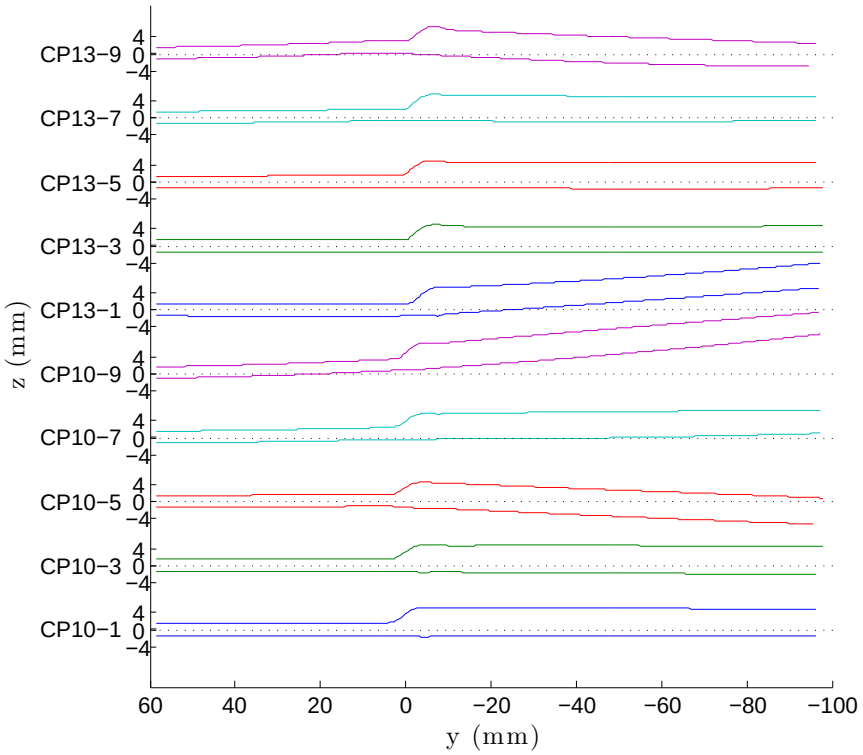


FIGURE 2.15 – Géométries initiales de dix éprouvettes soudées. *En pointillés*, la fibre neutre théorique de la tôle inférieure.

avant prélèvement par découpe sur les grandes tôles. C'est pourquoi, les dix éprouvettes représentées sont issues de deux assemblages différents (numéro 10 et 13) et ont été découpées à cinq endroits différents le long du cordon. Pour comprendre la désignation des éprouvettes dans la figure 2.15, le lecteur peut se référer à la figure 2.10. À partir du nom des éprouvettes (de la forme CPX-Y), un lien entre Y et la courbure des tôles dans le plan $x = 0$ a été recherché. À partir des profils de la figure 2.15, 3 courbures moyennes sont identifiées entre 4 points. Ces courbures moyennes sont en fait des écarts de pentes ($\Delta(\partial z/\partial y)$) entre 3 paires de ces 4 points. La figure 2.16 montre les courbures ainsi identifiées. On constate alors que la courbure des tôles inférieures (entre $y = 70$ et 10 mm) et supérieures (entre $y = -22$ et -62 mm) des éprouvettes est presque nulle si l'éprouvette a été prélevée vers le début du cordon (Y proche de 1). La courbure des tôles est plus forte (rayon de courbure plus petit) vers la fin du cordon. Certainement, cela provient de la courbure générale des tôles des assemblages soudés (assemblages représentés par X dans la désignation des éprouvettes par CPX-Y). avant découpe des éprouvettes CP. La courbure des tôles semble pouvoir être reproduit d'un assemblage à l'autre (courbure indépendantes de X). Au centre de l'éprouvette (entre $y = 10$ et -22 mm sur la figure 2.16), la variation de pente ou courbure moyenne est quant à elle beaucoup plus imprévisible (pas de comportement simple vis-à-vis de X ou

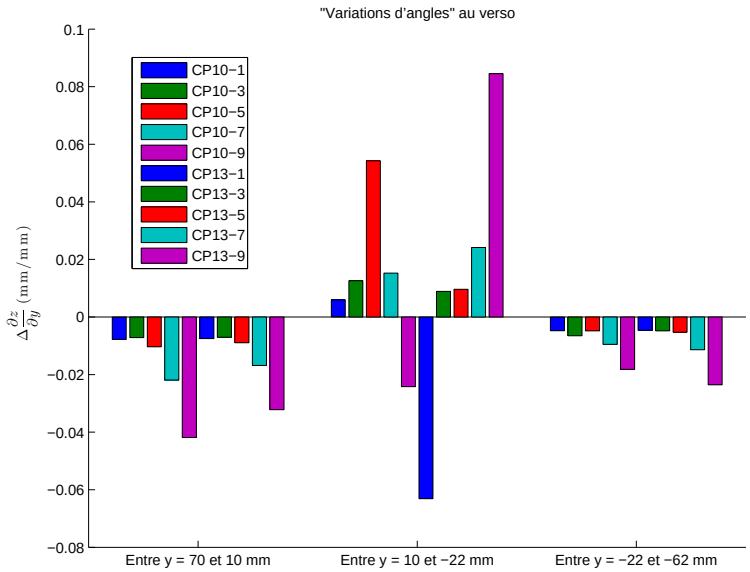


FIGURE 2.16 – Indicateur de courbure : variation de « pente » entre différents points sur la surface des éprouvettes soudées.

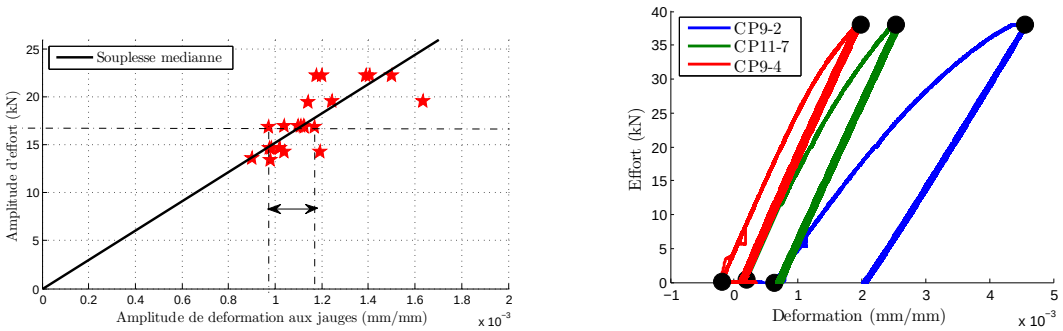
Y). Finalement, les origines supposées des déformations relevées sont les suivantes. Lors du soudage, un apport calorifique important chauffe localement les grandes tôles assemblées. Les fortes variations de températures près du cordon de soudure créent des moments de flexion dans les tôles par dilatation de la matière. Comme les tôles sont bridées, elles fléchissent. Le fléchissement est suffisamment important pour que les déformations en surface des tôles soient partiellement anélastique. Les courbures des tôles correspondent donc à la déformée résiduelle de ce chargement thermo-mécanique. Celles-ci se déforment sous l'effet de la chaleur et une partie de cette déformation est conservée après le refroidissement. Les courbures après soudage des tôles des grands assemblages dépendent de certaines conditions de soudage (bridage des tôles, courant électrique, vitesse de la buse) qui ont été bien maitrisées et reproduites d'un assemblage à l'autre. Une fois découpées, les éprouvettes issues de ces assemblages conservent une partie de la courbure des grandes tôles. Cette courbure n'est pas uniforme le long de cordon et donc les courbures des tôles des éprouvettes CP ne sont pas identiques. Au niveau du cordon de soudure, les paramètres de soudage et la faible épaisseur des tôles font que le bain de fusion peut parfois traverser entièrement l'épaisseur de la tôle inférieure. Cet événement n'est pas contrôlé : il semble survenir de manière aléatoire. Lorsque la tôle inférieure est fondue dans toute son épaisseur, l'assemblage a pu fléchir de manière très importante au niveau du cordon.

La déformée après soudage n'a pas été mesurée par stéréo-corrélation d'image pour toutes les éprouvettes soudées CP testées à la fatigue. Pour la plupart, seule une mesure rapide de la déformée a été effectuée. Cette mesure rapide consiste à identifier la flèche de l'éprouvette au recto et verso près de l'extrémité supérieure (en $y = -62$ mm) au moyen d'un comparateur mécanique et en maintenant l'extrémité inférieure (entre $y = 78$ et 98 mm) dans un étau.

2.5.2 Effets des défauts de géométrie sur la tenue à la fatigue

2.5.2.1 Dispersion des résultats de mesures sous effort imposé

A priori, les contraintes et déformations localisées en pied de cordon pilotent la fatigue des éprouvettes soudées. Les jauges de déformations ont été placées au plus près du pied de cordon et mesurent assez bien les déformations locales. Ici, on suppose alors que l'amplitude et la moyenne de la déformation mesurées aux jauges ε_J pilotent la tenue à la fatigue. Cette hypothèse est vérifiée a posteriori dans le chapitre 4 par l'étude des résultats de fatigue à amplitude constante. C'est pourquoi, l'effet des déformées dues au soudage sur la déformation aux jauges est analysé. Les déformations aux jauges révèlent une grande dispersion des comportements d'une éprouvette à une autre dans les mêmes conditions de chargement. En particulier, l'amplitude de déformation n'est pas identique d'une éprouvette à l'autre pour une amplitude d'effort donnée (à rapport de charge fixe $R = 0,1$, voir figure 2.17(a)). La



(a) Amplitude de déformations mesurées par les jauges sur plusieurs éprouvettes sous diverses sollicitations de fatigue à amplitude constante.

(b) Efforts et déformations ε_J mesurées sur une jauge pour trois éprouvettes.

FIGURE 2.17 – Dispersion expérimentale des comportements des éprouvettes soudées CP.

figure 2.17(b) montre les déformations mesurées sur une jauge pour trois éprouvettes CP différentes qui subissent le même chargement. La dispersion des déformations aux jauges survient très tôt. Dès la mise en place des éprouvettes dans les mors les déformations mesurées aux jauges sont très différentes. Ensuite, les déformations atteintes lors de la première traction sont aussi très différentes. Lors de la première traction, le comportement est non linéaire mais le comportement à la décharge est affine. Cent cycles ont ensuite été appliqués entre 3,8 et 38 kN et après ces cent cycles un second cycle de charge-décharge entre 0 et 38 kN est affiché sur la figure 2.17(b). Le comportement reste le même. L'état adapté (pour la jauge) est atteint dès la première montée en traction quelle que soit l'éprouvette. Pour tenter de comprendre l'origine de cette dispersion des souplesses (amplitude de déformation aux jauges sur amplitude d'effort), le champ de déplacement est mesuré par Corrélation d'Image (CI) au verso (CI tridimensionnelle par l'utilisation de deux caméras) et sur la tranche (CI plane avec

une caméra) des trois éprouvettes précédentes (cf. figure 2.17(b)). La figure 2.18 issue de ces mesures illustre la forte variabilité des courbures des tôles sous effort de traction imposé. La

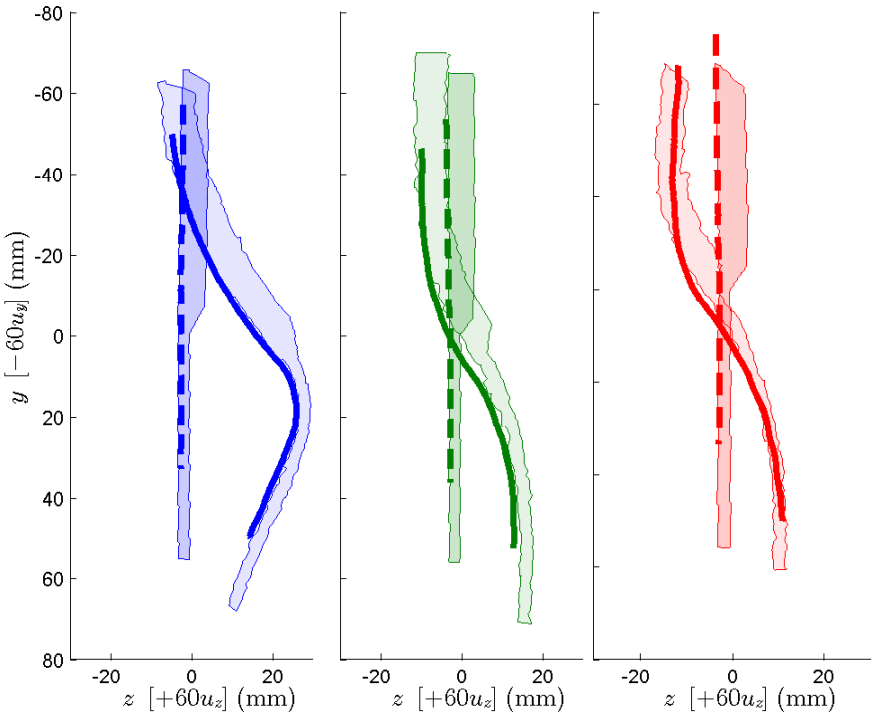


FIGURE 2.18 – Déformées de trois éprouvettes soudés différentes sous un même effort de 38 kN (facteur d'échelle : 60) obtenues par corrélation d'image sur le côté (*surfaces colorées*) et au verso (*traits épais*).

variabilité de comportement des éprouvettes n'est donc pas seulement locale. Cela explique la dispersion des souplesses et pourquoi les déplacements « hors plan » sont différents d'une éprouvette à l'autre.

2.5.2.2 Calculs par éléments finis et effets des défauts de géométrie

Une dispersion importante de la géométrie des éprouvettes après soudage est constatée. Toutefois, la variabilité des souplesses locales des éprouvettes soudées peut aussi provenir d'une dispersion des caractéristiques locales de la matière (gradients différents de microstructure dans la ZAT) ou de champs de contraintes résiduelles différents d'une éprouvette à l'autre. Pour vérifier que la variabilité de comportement provient essentiellement de la géométrie après soudage des éprouvettes, des calculs par éléments finis sont réalisés. Ils doivent aussi permettre de mieux cerner l'origine des comportements observés. Des éprouvettes déformées par le soudage sont modélisées par des éléments finis. Deux types de déformations initiales sont introduites dans les calculs : une cassure au niveau du cordon et un écartement au niveau des tôles. Les courbures des tôles dues au soudage ne sont pas directement modélisées. Deux paramètres scalaires A et B sont attribués respectivement à ces deux types de défauts

géométriques. La paramétrisation de la déformation par ces deux paramètres géométriques est visible sur la figure 2.19. Les paramètres géométriques que sont la flèche moyenne A et

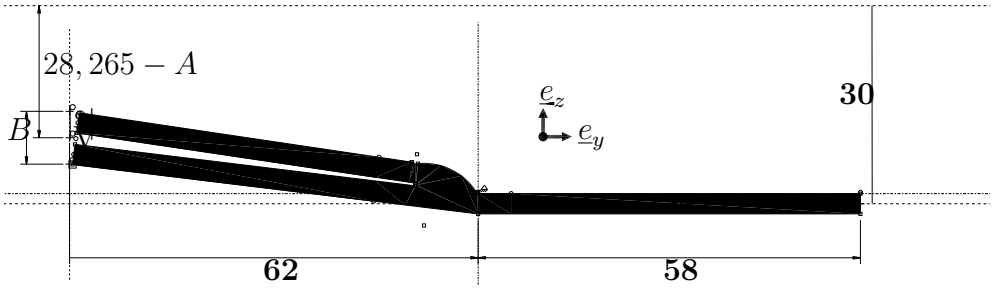


FIGURE 2.19 – Modélisation de l'éprouvette CP déformée (déformation exagérée pour la visualisation).

la distance inter-tôle B ont été identifiés pour toutes les éprouvettes testées à partir des mesures de flèches au comparateur. Les valeurs choisies pour la modélisation sont alors déduites des mesures. La figure 2.20 récapitule les valeurs de A et B identifiées par les mesures au comparateur et les valeurs choisies. Trois valeurs possibles sont attribuées à ces paramètres : deux valeurs correspondent aux valeurs extrêmes mesurées (repérés par $A1$, $A2$, $B1$ et $B2$) et une troisième valeur correspond à une géométrie nominale, parfaite, sans déformation due au soudage (repérés par $A3$ et $B1$). Une étude paramétrique complète a alors été menée : toutes les combinaisons de paramètres sont testées. Le maintien est considéré infiniment rigide malgré les déplacements hors plan constatés car la souplesse du maintien de l'éprouvette est quantitativement inconnue. Les calculs par éléments finis sont effectués avec le logiciel *Abaqus*. Il faut noter qu'en faisant l'hypothèse des petites perturbations et si le matériau restait parfaitement élastique la réponse de la structure serait linéaire. Dans ce cas, l'effet d'un petit dés-alignement des tôles modifierait seulement la moyenne de la déformation et non l'amplitude de la déformation. La réponse réelle de la structure est donc non linéaire. Les causes de non linéarités que sont la plasticité et les grands déplacements sont alors pris en compte dans les calculs par éléments finis. La plasticité est supposée isotropique. Le chargement virtuel appliqué correspond à une mise en place de l'éprouvette CP dans les mors suivie de quatre cycles de fatigue entre 38 kN et 3,8 kN. La déformation au niveau des jauges (virtuelles, $\varepsilon_J = \varepsilon_{yy} - \varepsilon_{xx}$) est extraite des résultats. Finalement, les résultats de l'étude paramétrique montrent que la « cassure » au niveau du cordon a une influence forte sur la souplesse aux jauges et pourrait expliquer à elle seule la variabilité mesurée. La distance interstitielle entre les tôles n'a quant à elle que peu d'effet. Étape après étape, les conclusions suivantes sont tirées de ces calculs :

- La mise en place des éprouvettes dans les mors entraine des déformations aux jauges ε_J variables selon l'éprouvette : d'environ -0,1 % à 0,1 %. Ces déformations sont élevées par rapport aux amplitudes de déformations induites par les efforts imposés lors des essais de fatigue (de l'ordre de 0,1 % pour 17 kN). La déformation moyenne due à la

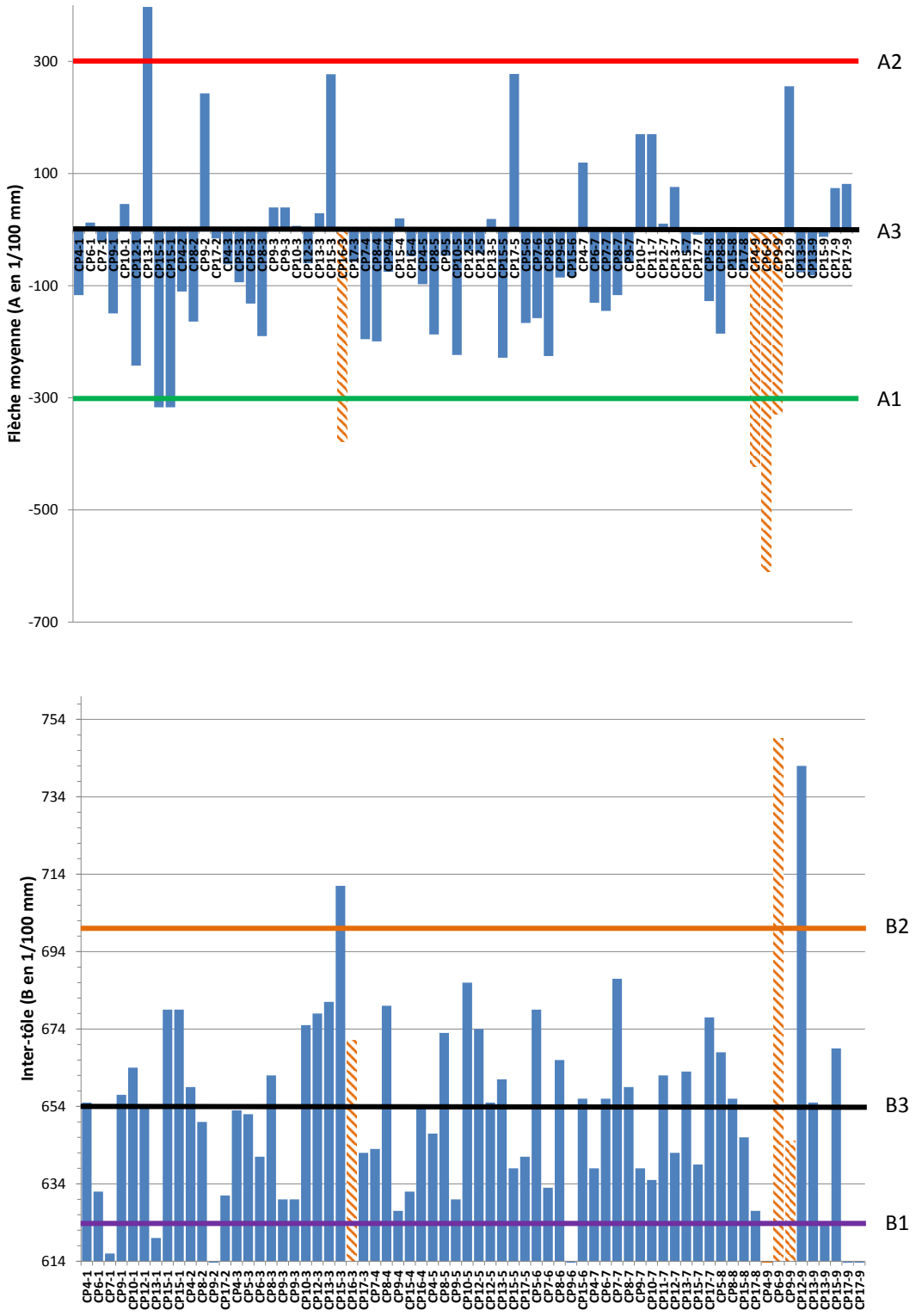
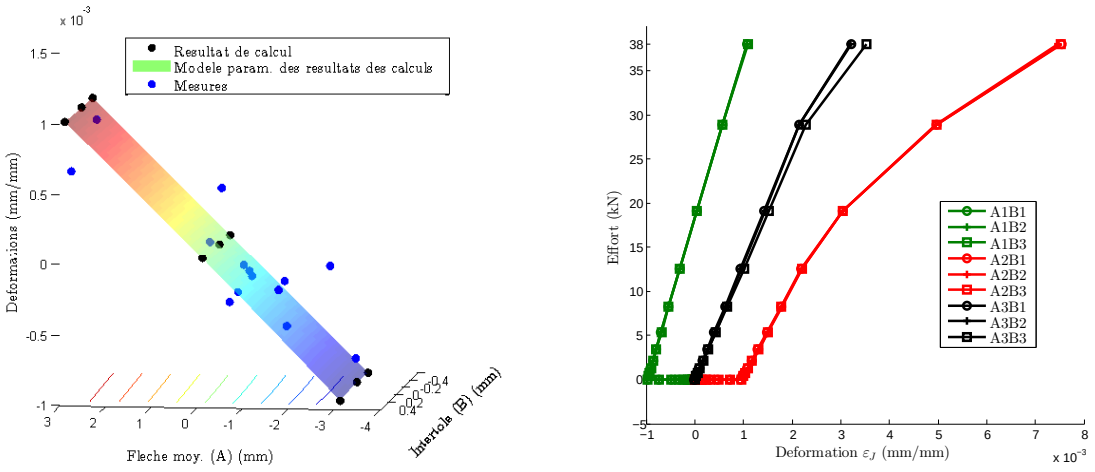


FIGURE 2.20 – Paramètres A et B identifiés par mesures au comparateur et choisis (*droites horizontales*) pour l'étude numérique. *En orange hachuré*, les éprouvettes correspondantes ont rompues en racine.

mise en place de l'éprouvette dans les mors est corrélée (au « premier ordre ») à la flèche moyenne (paramètre A) par une relation linéaire. Le facteur de proportionnalité est retrouvé par la modélisation par éléments finis comme le montre la figure 2.21(a). La distance inter-tôle (paramètre B) a un effet négligeable sur les champs mécaniques près du cordon.

- Lors d'une première traction à 38 kN, les éprouvettes se déforment. Selon l'éprouvette, la déformation est fortement non linéaire avec l'effort ou quasi-linéaire (cf. figure 2.21(b)). Cela semble dépendre directement de la déformation moyenne qui existe après la mise en place de l'éprouvette dans les mors. Si celle-ci est importante, la zone plastique en pied de cordon est volumineuse. Par écoulement plastique et écrouissage, le volume de matière qui plastifie modifie la flexion de la partie inférieure de l'éprouvette. Si la zone plastique s'étend sous les jauges, les déformations sont altérées non seulement par la variation du moment local de flexion mais aussi par la modification du comportement local de la matière sous les jauges.

- Après quelques cycles (environ 3 ou 4), la déformation aux jauges est adaptée (réponse affine à un effort donné) mais l'amplitude et la moyenne de la déformation dépendent de la géométrie initiale de l'éprouvette.



(a) Après montage des éprouvettes dans les mors (effort vertical selon $\underline{e}_y$ nul).

(b) Lors du montage des éprouvettes dans les mors et pendant la première traction.

FIGURE 2.21 – Déformations calculées aux jauges ε_J pour différentes déformées initiales.

La diversité des comportements mécaniques mesurée est donc aussi observée sur les résultats de calculs par éléments finis. À partir des résultats de corrélation d'image, il a été tenté de reproduire les déformées observées par le calcul. Les paramètres géométriques A et B sont alors identifiés par les mesures au comparateur mécanique et intégrés aux calculs. Les déplacements imposés dans le calcul sont ceux mesurés. La figure 2.22 montre alors la comparaison

entre les déformées expérimentales et celles obtenues par le calcul. Deux éprouvettes sur trois

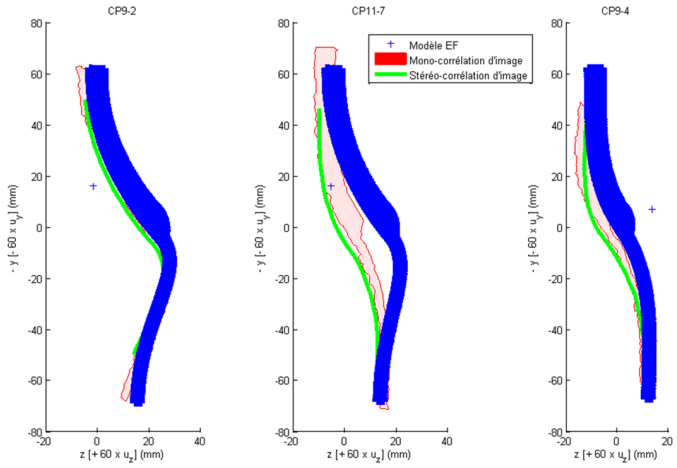


FIGURE 2.22 – Déformées mesurées (*en rouge et vert*) et calculées (*en bleu*) de trois éprouvettes soudées CP sous une première traction à 38 kN.

sont reproduites. Finalement, les calculs par éléments finis permettent de comprendre comment la flèche moyenne influence les déformations au premier ordre. Toutefois, ils ne sont pas assez fiables pour prévoir le comportement des éprouvettes. La modélisation des éprouvettes n'est pas assez réaliste. Le manque d'exactitude des calculs n'est pas forcément dû aux contraintes résiduelles ou au comportement mécanique (loi de plasticité, gradient de caractéristiques mécaniques) mal pris en compte mais peut encore être d'origine géométrique. En effet, les courbures initiales n'ont pas été modélisées. Elles pourraient influer sur le comportement des éprouvettes en modifiant le moment quadratique de la partie supérieure de l'éprouvette ($y < 0$).

2.6 Conclusion

Ce chapitre décrit et justifie les essais de fatigue réalisés. Dans un premier temps, les objectifs de ces essais sont expliqués : ils doivent permettre de comprendre le cumul d'endommagement pour les pièces d'automobiles soudées. Dans un second temps, les essais sur les éprouvettes en T et à clin double de PSA sont analysés. Ces essais ont plusieurs inconvénients.

- L'endommagement n'est pas localisé en un seul point chaud pour les éprouvettes à clin double, ce qui rend l'interprétation des résultats difficile.

- Les éprouvettes en T sont fortement déformées par le soudage. Les contraintes locales en racine (lieu de la fissuration pour ces éprouvettes) pourraient alors fortement dépendre de ces déformations résiduelles mais la racine du cordon est une zone difficilement accessible aux moyens de mesure locaux (jauges et corrélation d'image par exemple).

Dans un troisième temps, on a élaboré une démarche expérimentale novatrice pour comprendre le cumul d'endommagement : les essais sont enrichis par des mesures variées. En particulier, le choix du suivi de la source de chaleur en pied de cordon est justifié par des constats expérimentaux de la littérature. Dans un quatrième temps, une troisième géométrie d'éprouvette dite *CP* est décrite. Elle est conçue pour corriger les inconvénients des autres types d'éprouvette : elle est représentative des pièces soudées de la LAS (matériau, méthode de soudage et champs de contrainte représentatifs), l'endommagement y est fortement concentré en pied de cordon et des jauges sont mises en place pour mesurer les déformations locales. Les mesures de résistance pour l'analyse de la phase de fissuration et de température par caméra infrarouge sont aussi décrites.

Alors qu'il est usuel d'interpréter ce type d'essai de fatigue à l'aide d'une contrainte de dimensionnement (souvent proportionnelle à l'effort), la dernière partie montre qu'il n'est pas simple de calculer une contrainte réaliste associée au pied de cordon pour ce type d'éprouvette de fatigue. En effet, des mesures de déplacement, par corrélation d'image et comparateur, et de déformations par les jauges, ont mis en évidence deux problématiques quasi-inhérentes aux essais mécaniques sur ce type de structure. Premièrement, la machine de traction présente une certaine souplesse, non négligeable dans le cas présent. Deuxièmement, la procédure de soudage crée des éprouvettes aux géométries imparfaites et diverses. Les mesures réalisées montrent que ces variations de géométrie induisent des réponses globales et locales pour un effort donné très différentes d'une éprouvette à l'autre. Bien que l'étude du comportement de ces éprouvettes n'ait pas permis de valider un modèle mécanique, elle remet en cause l'analyse classique des essais de fatigue sur éprouvette soudée. Elle montre aussi la pertinence des mesures locales de déformations par les jauges puisque celles-ci permettent d'éviter des calculs de structures longs et difficiles.

Chapitre 3

Identification de la dissipation

Sommaire

3.1 Étude autour de l'équation de la chaleur 76

3.1.1 Équation de la chaleur 76

3.1.2 Conditions aux limites 78

3.1.3 Couplage thermo-élastique 79

3.1.4 Séparation des températures alternées et non alternées 81

3.1.5 Source dissipative 81

3.1.6 Décomposition de la température 82

3.1.7 Température stabilisée 83

3.2 Cas d'une plaque 84

3.2.1 Modèles thermiques de la plaque 84

3.2.2 Calcul des températures dans une plaque 88

3.2.3 Mesures des températures dans une plaque et identification de la dissipation 93

3.2.4 Dissipation dans la plaque 101

3.3 Cas de l'éprouvette soudée CP 102

3.3.1 Modèles thermiques d'éprouvette soudée CP 102

3.3.2 Calculs thermiques sur éprouvette soudée CP 103

3.3.3 Mesures des températures dans une éprouvette soudée et identification de la dissipation 109

3.4 Conclusion 113

Dans le chapitre précédent, l'intérêt d'un suivi de l'évolution de la dissipation a été montré. L'objectif de ce chapitre est alors de donner une méthode d'identification de la dissipation locale en pied de cordon à partir de la mesure par caméra infrarouge de la température à une surface de l'éprouvette soudée CP. La méthode d'identification de la dissipation est alors détaillée dans cette section. Elle est fortement inspirée de la thèse de P. Florin [Florin, 2015]. Des adaptations de la méthode décrite dans sa thèse ont été faites pour une géométrie d'éprouvette différente. La méthode d'identification de la dissipation est alors étendue à la caractérisation du comportement à la fatigue sous chargements à amplitude variable.

3.1 Étude autour de l'équation de la chaleur

Dans un premier temps, on établit les équations du problème thermique associé à notre problématique expérimentale. Ensuite, l'identification de la dissipation de chaleur est réalisée par la résolution d'un problème thermique inverse pour lequel le champ de température dans les éprouvettes est partiellement mesuré. Les équations du problème thermique sont établies.

3.1.1 Équation de la chaleur

L'équation de la chaleur locale est établie dans le cadre des matériaux standards généralisés à partir de [Halphen et Nguyen, 1975, Maïtournam, 2017]. Le premier principe de la thermodynamique donne l'équation locale suivante :

$$\rho \dot{e} = \underline{\underline{\sigma}} : \dot{\underline{\underline{\varepsilon}}} + r_{\text{ext}} - \operatorname{div} \underline{q} \tag{3.1}$$

où ρ est la masse volumique, $\dot{e}$ la dérivé particulaire temporelle de l'énergie interne spécifique, r_{ext} est la densité de chaleur volumique reçue par l'extérieur, $\underline{q}$ le flux de chaleur surfacique sortant, $\underline{\underline{\sigma}}$ le tenseur de contrainte de Cauchy et $\dot{\underline{\underline{\varepsilon}}}$ le taux de déformation. La forme locale du second principe est (inégalité de Clausius-Duhem) :

$$d \overset{\text{def}}{=} \underbrace{\rho T \dot{s} - r_{\text{ext}} + \operatorname{div} \underline{q}}_{\overset{\text{def}}{=} d_1} \underbrace{- \frac{\underline{q} \cdot \operatorname{grad} T}{T}}_{\overset{\text{def}}{=} d_2} \geqslant 0 \tag{3.2}$$

où $\dot{s}$ est la dérivée particulaire temporelle de l'entropie locale spécifique et T la température absolue en Kelvin. La dissipation totale d est décomposée en deux termes : d_1 la dissipation intrinsèque et d_2 la dissipation thermique. On postule que ces deux dissipations partielles sont positives indépendamment l'une de l'autre :

$$d_1 \geqslant 0 \quad \text{et} \quad d_2 \geqslant 0 \tag{3.3}$$

Ce qui valide automatiquement la positivité de la dissipation totale d. La dissipation intrinsèque peut être réécrite à l'aide du premier principe (équation (3.1)) :

$$d_1 = \rho T \dot{s} + \underline{\underline{\sigma}} : \dot{\underline{\underline{\varepsilon}}} - \rho \dot{e} \tag{3.4}$$

L'énergie interne e dépend de l'état interne du système. L'état interne du système est décrit par l'entropie s, la déformation $\underline{\underline{\varepsilon}}$ et des variables internes notées $\boldsymbol{\chi}$. Les variables internes peuvent être de différentes natures selon le modèle de matériaux adopté (endommagement D, déformations plastiques $\underline{\underline{\varepsilon}}^p$, etc.). Par la transformation de Legendre, l'énergie libre de Helmholtz est définie : $w(T, \underline{\underline{\varepsilon}}, \boldsymbol{\chi}) \overset{\text{def}}{=} e(s, \underline{\underline{\varepsilon}}, \boldsymbol{\chi}) - Ts$ et permet de réécrire la dissipation intrinsèque :

$$d_1 = \left(\underline{\underline{\sigma}} - \rho \frac{\partial w}{\partial \underline{\underline{\varepsilon}}}\right) : \dot{\underline{\underline{\varepsilon}}} - \rho \left(s + \frac{\partial w}{\partial T}\right) \dot{T} - \rho \frac{\partial w}{\partial \boldsymbol{\chi}} \dot{\boldsymbol{\chi}} \tag{3.5}$$

En supposant que la température puisse être modifiée positivement et négativement sans modifier les variables d'état $(\underline{\underline{\varepsilon}}, \boldsymbol{\chi})$, la positivité de la dissipation intrinsèque d_1 et l'équation (3.5) donne la relation de Gibbs :

$$s = -\frac{\partial w}{\partial T} \tag{3.6}$$

À partir de cette équation,

$$\dot{s} = \frac{\partial}{\partial t}\left(-\frac{\partial w}{\partial T}\right) = -\frac{\partial}{\partial T}\left(\frac{\partial w}{\partial t}\right) = -\frac{\partial}{\partial T}\left(\dot{w}\right) = -\frac{\partial}{\partial T}\left(\frac{\partial w}{\partial \underline{\underline{\varepsilon}}} \dot{\underline{\underline{\varepsilon}}} + \frac{\partial w}{\partial \boldsymbol{\chi}} \dot{\boldsymbol{\chi}} + \frac{\partial w}{\partial T} \dot{T}\right) \tag{3.7}$$

La chaleur spécifique c est définie par la relation :

$$c = T \frac{\partial s}{\partial T} \tag{3.8}$$

Par la suite, la chaleur spécifique c sera considérée comme une constante matérielle, indépendante des variables d'état. Finalement, en utilisant les relations (3.6) et (3.8) dans l'équation (3.7), on obtient :

$$\dot{s} = c \frac{\dot{T}}{T} - \frac{\partial^2 w}{\partial \underline{\underline{\varepsilon}} \partial T} \dot{\underline{\underline{\varepsilon}}} - \frac{\partial^2 w}{\partial \boldsymbol{\chi} \partial T} \dot{\boldsymbol{\chi}} \tag{3.9}$$

La définition de la dissipation intrinsèque (équation (3.2)) réécrite avec l'équation (3.9) donne :

$$\rho c \dot{T} = r_{\text{ext}} - \operatorname{div} \underline{q} + \rho T \frac{\partial^2 w}{\partial \underline{\underline{\varepsilon}} \partial T} \dot{\underline{\underline{\varepsilon}}} + \rho T \frac{\partial^2 w}{\partial \boldsymbol{\chi} \partial T} \dot{\boldsymbol{\chi}} + d_1 \tag{3.10}$$

Le flux de chaleur est relié au gradient de température par la loi de Fourier. Les matériaux utilisés sont isotropes, le flux de chaleur suit donc la relation suivante :

$$\underline{q} = -\lambda \underline{\operatorname{grad} T} \tag{3.11}$$

où λ est le coefficient de conductivité thermique considéré comme une constante matérielle. L'équation (3.10) avec la loi de Fourier donne finalement l'équation de la chaleur suivante :

$$\rho c \dot{T} - \lambda \triangle T = r \tag{3.12}$$

avec :

$$r = \rho T \frac{\partial^2 w}{\partial \underline{\underline{\varepsilon}} \partial T} \dot{\underline{\underline{\varepsilon}}} + \rho T \frac{\partial^2 w}{\partial \boldsymbol{\chi} \partial T} \dot{\boldsymbol{\chi}} + d_1 + r_{\text{ext}} \tag{3.13}$$

Dans l'équation de la chaleur (3.12) il apparait la dérivée particulaire temporelle de la température $\dot{T}$. Par la suite cette dérivée particulaire temporelle de la température $\dot{T}$ est remplacée par une dérivée partielle $\partial T/\partial t$ car les termes convectifs sont négligés. En effet, les déplacements maximaux font la taille d'environ un pixel sur les images de la caméra infrarouge.

Les lois d'état du système sont définies à partir de la formulation (3.5) :

$$\begin{cases} \underline{\underline{\sigma}}^{\mathrm{nd}} & \overset{\mathrm{def}}{=} & \rho \frac{\partial w}{\partial \underline{\underline{\varepsilon}}} \\ \boldsymbol{\Upsilon} & \overset{\mathrm{def}}{=} & -\rho \frac{\partial w}{\partial \boldsymbol{\chi}} \end{cases} \tag{3.14}$$

La dissipation intrinsèque d_1 peut alors être définie autrement :

$$d_1 = \left(\underline{\underline{\sigma}} - \underline{\underline{\sigma}}^{\mathrm{nd}}\right) : \dot{\underline{\underline{\varepsilon}}} + \boldsymbol{\Upsilon}\dot{\boldsymbol{\chi}} \tag{3.15}$$

Grâce au cadre des matériaux standard généralisé, l'équation de la chaleur a été déterminée en adéquation avec les principes fondamentaux de la thermodynamique. Dans ce chapitre, l'objectif est seulement d'identifier la dissipation de chaleur à partir des mesures de température. Il n'est donc pas utile de décrire complètement le comportement thermo-mécanique du matériaux mais il faut disposer d'une description minimale des équations d'évolution de la température. En particulier, la description de la source de chaleur r à partir de l'énergie d'Helmholtz ne sera pas complètement exploitée dans ce chapitre.

3.1.2 Conditions aux limites

Les éprouvettes sont soumises à des échanges de chaleur avec l'extérieur de plusieurs natures : convection, radiation, conduction. Ces échanges thermiques sont modélisés pour identifier la dissipation de chaleur à partir de la température mesurée. En effet, ces échanges participent au champ de température. Les conditions aux limites qui modélisent ces échanges peuvent être des conditions en température (conditions de Dirichlet), en flux (conditions de Neumann) ou mixtes (conditions de Robin).

Aux surfaces libres (notées $\partial\Omega_R$), les échanges de chaleur sont modélisés par la loi de Newton (conditions aux limites mixtes) :

$$\underline{q} = h \times (T - T_{\mathrm{air}})\, \underline{n} \tag{3.16}$$

où h est le coefficient de convection, T_{air} est la température de l'air ambiant et $\underline{n}$ est le vecteur unitaire normal à la surface. Le coefficient de convection h dépend de l'aspect des surfaces et en particulier de la rugosité. En pratique, la rugosité est différente entre les surfaces laminées (normales à la direction de l'épaisseur des tôles) ou découpées des tôles. Toutefois, seule une valeur est retenue pour h mais cela à peu d'influence car les surfaces laminées sont bien plus grandes que les surfaces de découpe.

Il existe des transferts de chaleur importants avec les mordaches. On peut choisir de modéliser le flux au premier ordre selon :

$$\underline{q} = h_m \times (T - T_{\mathrm{m}})\, \underline{n} \tag{3.17}$$

où T_{m} est la température des mordaches. Toutefois, cela demande de suivre la température des mordaches. Bien que des thermocouples aient été collés aux mordaches pour suivre leur température, il a été choisi de ne pas utiliser les températures mesurées. En effet, il a été observé par caméra infrarouge que la température des mordaches est fortement non homogène bien qu'elles soient en acier, un bon conducteur thermique. Le gradient de température dans les mordaches est certainement dû à la présence d'huile chaude dans les mors hydrauliques en contact avec les mordaches. La circulation d'eau thermostatée dans les mordaches n'a permis d'avoir dans celles-ci, ni un gradient de température nul, ni un champ de température constant. Le circuit d'eau thermostatée a réduit les variations de température dans les mordaches mais elles sont encore trop importantes (de l'ordre de 0.5 $^\circ$C) pour être négligées. C'est pourquoi, il a été décidé de plutôt utiliser une condition aux limites de Dirichlet. La température mesurée par la caméra infrarouge aux extrémités des éprouvettes proches des mordaches (points M_{inf} et M_{sup} sur la figure 2.9(c)) sert de condition aux limites en température. Toutefois, la température n'est mesurée qu'en surface des tôles. Dans l'épaisseur des tôles, la température est inconnue. La modélisation des conditions aux limites impose une température uniforme dans l'épaisseur égale à celle en surface. Il faut donc que les gradients de température dans l'épaisseur des tôles ne soit pas trop élevés pour limiter l'erreur commise par cette modélisation des conditions aux limites. Heureusement, comme ce sera vu par la suite, les gradients de température sont généralement assez faibles dans l'épaisseur. Finalement, le problème thermique complet est modélisé ainsi :

$$\begin{cases} \rho c\dot{T} - \lambda \triangle T &= r, & \text{sur } \Omega \\ T &= T_D, & \text{sur } \partial\Omega_D \\ \frac{\partial T}{\partial \underline{n}} \cdot \underline{n} &= h \times (T - T_{\mathrm{air}}), & \text{sur } \partial\Omega_R \end{cases} \tag{3.18}$$

où Ω est l'espace tridimensionnel occupé par l'éprouvette, $\partial\Omega_D$ est l'ensemble des surfaces aux extrémités de l'éprouvette proches des mordaches et $\partial\Omega_R$ est l'ensemble des surfaces libres.

3.1.3 Couplage thermo-élastique

Lorsqu'un matériau métallique subit une sollicitation en effort cyclique, on observe des variations de température asymptotiquement cycliques à la même fréquence que la sollicitation. Ces variations de température sont dues aux déformations élastiques et au couplage thermo-élastique. En particulier, un matériau se refroidit en traction élastique. Le couplage thermo-élastique est assez bien connu et décrit dans la littérature. Il s'agit d'un couplage fort et réciproque mais seul un couplage faible est considéré car la dilatation sous l'effet des variations de température est négligée. Les petites variations de températures observées induisent des déformations faibles par rapport aux déformations dues aux efforts mécaniques. En revanche, les variations de température induites par les déformations élastiques sont

importantes et prises en compte. Grâce au couplage thermo-élastique, les variations de température peuvent renseigner sur les champs mécaniques qui les induisent. C'est le principe de l'analyse de la contrainte thermo-élastique (*Thermoelastic Stress Analysis* en anglais). Il existe une littérature assez abondante sur le sujet [Biot, 1956, Boulanger *et al.*, 2004, Fraux, 2009, Florin *et al.*, 2015]. Il y a même des travaux sur l'analyse thermo-élastique sous chargement complexe à amplitude variable voire à fréquence variable [Galietti *et al.*, 2005].

Pour représenter le couplage thermo-élastique, on introduit la loi de comportement thermo-élastique linéaire isotrope suivante :

$$\underline{\underline{\sigma}}^{\mathrm{nd}} = \lambda \operatorname{tr} \underline{\underline{\varepsilon}}^e \underline{\underline{\mathbb{I}}} + 2\mu \underline{\underline{\varepsilon}}^e - k(T - T_0)\underline{\underline{\mathbb{I}}} \tag{3.19}$$

où λ et μ sont les coefficients de Lamé, $\underline{\underline{\varepsilon}}^e$ est la déformation élastique et k est un paramètre matériau considéré indépendant de la température. T_0 est une température de référence fixe proche de T. Le paramètre k peut se réécrire en fonction du coefficient de dilatation thermique α :

$$k = (3\lambda + 2\mu)\,\alpha = \frac{E}{1-2\nu}\alpha \tag{3.20}$$

Ainsi, on définit le terme source thermo-élastique r_{TE} comme [Biot, 1956] par la relation :

$$r_{TE} \overset{\text{def}}{=} \rho T \frac{\partial^2 w}{\partial \underline{\underline{\varepsilon}} \partial T} : \dot{\underline{\underline{\varepsilon}}} = T \frac{\partial \underline{\underline{\sigma}}^{\mathrm{nd}}}{\partial T} : \dot{\underline{\underline{\varepsilon}}} = T(-k\underline{\underline{\mathbb{I}}}) : \dot{\underline{\underline{\varepsilon}}}^e = -kT \operatorname{tr} \dot{\underline{\underline{\varepsilon}}}^e \approx -kT_0 \operatorname{tr} \dot{\underline{\underline{\varepsilon}}}^e \tag{3.21}$$

T est remplacé par T_0 car seules des petites variations de température sont considérées.

Malgré les déformations plastiques lors des premiers cycles, les mesures de déformations par les jauges et les mesures par stéréo-corrélation montrent qu'il existe un état cyclo-stationnaire après une dizaine de cycles pour lequel il y a linéarité de la réponse de la structure à un effort donné. L'équation suivante est donc valide :

$$\forall t \geqslant t_1,\ \underline{\underline{\varepsilon}}^e(\underline{x}, t) = \frac{\delta \underline{\underline{\varepsilon}}^e_0(\underline{x})}{\delta F_0} \times F(t) \tag{3.22}$$

où $\delta \underline{\underline{\varepsilon}}^e_0(\underline{x})$ est la variation du champ de déformation fixe pour un état adapté donné (après un temps t_1) sous une variation d'effort donnée δF_0. Ceci induit la formulation finale du terme source thermo-élastique :

$$r_{TE}(\underline{x}, t) = -kT_0 \frac{\operatorname{tr} \delta \underline{\underline{\varepsilon}}_0{}^e(\underline{x})}{\delta F_0} \times \dot{F}(t) \tag{3.23}$$

La source thermo-élastique r_{TE} n'est pas associée à des phénomènes dissipatifs et en particulier elle n'est pas reliée habituellement à la tenue à la fatigue. C'est pourquoi il n'est pas nécessaire d'identifier cette source de chaleur pour identifier la dissipation liée à l'endommagement. Toutefois, la source thermo-élastique est intéressante : comme son expression en fonction de la déformation est connue, elle permet de vérifier que les déformations modélisées sont correctes. Cela sera fait indirectement par la suite en comparant des températures puisque les sources de chaleur ne se mesurent pas directement.

3.1.4 Séparation des températures alternées et non alternées

Pour s'affranchir du couplage thermo-élastique dans l'identification de la source dissipative, une propriété remarquable de la source thermo-élastique est utilisée : sa moyenne sur une période de sollicitation P est nulle. C'est-à-dire :

$$\forall t, \int_{t-\frac{P}{2}}^{t+\frac{P}{2}} r_{TE}(\underline{x}, t_i)\,\mathrm{d}t_i = 0 \tag{3.24}$$

C'est pourquoi les températures « non alternées » $T_{\bar{t}}$ et « alternées » $T_{\tilde{t}}$ sont définies par les relations :

$$T_{\bar{t}}(\underline{x}, t) = \frac{1}{P}\int_{t-\frac{P}{2}}^{t+\frac{P}{2}} T(\underline{x}, t_i)\,\mathrm{d}t_i \qquad\qquad T_{\tilde{t}}(\underline{x}, t) = T(\underline{x}, t) - T_{\bar{t}}(\underline{x}, t) \tag{3.25}$$

où P est une période de chargement. En pratique, la température non alternée mesurée est la température mesurée sur laquelle il a été effectuée une moyenne glissante discrète sur n_c points (cf. partie 2.4.1.1). De la même manière, la source de chaleur induisant ces variations de température est décomposable en une partie alternée (à moyenne nulle sur un cycle) et non alternée aussi nommées source réversible r_{rev} et irréversible r_{irr}. Finalement le problème thermique (équation (3.18)) se réécrit pour la température non alternée $T_{\bar{t}}$ en réalisant une moyenne temporelle sur une période P :

$$\begin{cases} \rho c \dot{T}_{\bar{t}} - \lambda \triangle T_{\bar{t}} &= r_{\text{irr}}, & \text{sur } \Omega \\ T_{\bar{t}} &= T_{\bar{t},D}, & \text{sur } \partial\Omega_D \\ \frac{\partial T_{\bar{t}}}{\partial \underline{n}} \cdot \underline{n} &= h \times (T_{\bar{t}} - T_{\text{air}})\,, & \text{sur } \partial\Omega_R \end{cases} \tag{3.26}$$

3.1.5 Source dissipative

L'un des enjeux des essais de fatigue réalisés est de suivre l'évolution de la dissipation (ou source dissipative) r_{irr}. Dans ce chapitre, cette dissipation ne sera pas interprétée. Son interprétation se fera à l'aune des résultats des essais de fatigue dans le chapitre suivant. Pour que l'identification de la dissipation r_{irr} soit possible (résolution inverse), une première hypothèse sur cette source de chaleur est faite. La dissipation r_{irr} est définie précédemment comme étant la moyenne temporelle sur une période de la chaleur dissipée. Il est alors supposé que la dissipation r_{irr} en un point matériel est due uniquement à la contrainte équivalente calculée sur cette période et à l'état interne local. L'état interne local est représenté par la moyenne temporelle sur une période de l'ensemble des variables internes. Plus précisément, à un état donné (variables internes fixes), la source dissipative est une fonction croissante de la contrainte équivalente et elle est nulle quand la contrainte équivalente est nulle. La contrainte équivalente de Dang Van définie dans le chapitre 1 (cf. partie 1.1.3) est choisie comme contrainte équivalente. Ce choix de contrainte équivalente pour le calcul de la

dissipation est porté par deux idées. La première justification est expérimentale. Elle provient des essais d'auto-échauffement biaxiaux de Doudard [Doudard *et al.*, 2007]. Ces essais d'auto-échauffement sont caractérisés par un rapport de contrainte fixe entre les deux axes de sollicitation (σ_1/σ_2). Pour chaque essai, les contraintes ont été augmentées progressivement par bloc et Doudard a observé que l'élévation de température dépend à la fois du cisaillement (dans l'article, représenté par l'invariant de déviateur des contraintes J_2) mais aussi de la contrainte hydrostatique I_1. D'après ces essais, il est donc logique de considérer une contrainte équivalente qui prenne en compte la contrainte hydrostatique comme le fait la contrainte équivalente de Dang Van. La seconde justification à l'emploi de la contrainte équivalente de Dang Van est plus théorique. L'hypothèse est faite que la dissipation est liée à l'endommagement. Or, le critère favorisé pour le dimensionnement à la fatigue est le critère de Dang Van. Il est donc cohérent d'associer la dissipation à la contrainte équivalente de Dang Van. A priori, dans les essais effectués les contraintes sont majoritairement uniaxiales ce qui limite l'impact du choix de la contrainte équivalente. Cela est vérifié par le calcul plus loin. D'autres hypothèses sur la source dissipative et sa distribution spatiale seront formulées spécifiquement pour les essais sur plaque et sur l'éprouvette soudée CP en adéquation avec cette première hypothèse.

3.1.6 Décomposition de la température

L'objectif est d'identifier la source dissipative r_{irr} à partir de la mesure par caméra infrarouge de l'évolution de la température T sur une surface. Les modèles doivent permettre l'identification de r_{irr} par comparaison entre la température mesurée et une température calculée. Toutefois, le calcul de la température dépend de la source de chaleur r_{irr}, des conditions aux limites, de la diffusion de la chaleur et de l'inertie thermique. Pour faciliter l'identification de la source r_{irr} par la résolution du problème inverse, la température non alternée est décomposée en deux températures :

$$T_{\bar{t}} = T^{(H)} + T^{(\text{irr})} \tag{3.27}$$

Dans cette décomposition, $T^{(H)}$ est la température du problème sans source de chaleur. Elle est solution du problème suivant :

$$\begin{cases} \rho c \dot{T}^{(H)} - \lambda \triangle T^{(H)} = 0, & \text{sur } \Omega \\ T^{(H)} = T_D, & \text{sur } \partial\Omega_D \\ \frac{\partial T^{(H)}}{\partial \underline{n}} \cdot \underline{n} = h \times \left(T^{(H)} - T_{\text{air}} \right), & \text{sur } \partial\Omega_R \end{cases} \tag{3.28}$$

$T^{(\mathrm{irr})}$ est la température associée à la source dissipative avec des conditions aux limites nulles :

$$\left\{\begin{array}{rcll} \rho c\dot{T}^{(\mathrm{irr})} - \lambda\triangle T^{(\mathrm{irr})} & = & r_{\mathrm{irr}}, & \text{sur } \Omega \\ T^{(\mathrm{irr})} & = & 0, & \text{sur } \partial\Omega_D \\ \frac{\partial T^{(\mathrm{irr})}}{\partial \underline{n}} \cdot \underline{n} & = & h \times T^{(\mathrm{irr})}, & \text{sur } \partial\Omega_R \end{array}\right. \tag{3.29}$$

Cette décomposition est présentée car la température de l'éprouvette non sollicitée est modélisée par la température « homogène » $T^{(H)}$. De nombreux autres découpages analogues du problème thermique sont possibles grâce à la linéarité du problème thermique. En particulier, la température homogène peut se calculer en réalisant la somme suivante :

$$T^{(H)}(\underline{x}, t; T_D, T_{\mathrm{air}}) = T^{(H)}(\underline{x}, t; T_D, 0) + T_{\mathrm{air}} T^{(H)}(\underline{x}, t; 0, 1) \tag{3.30}$$

L'identification de la dissipation suit alors la procédure suivante :

1. réaliser les moyennes glissantes temporelles sur les températures mesurées pour obtenir la température mesurée non alternée $T_{\bar{t}}$,
2. relever les températures non alternées mesurées aux bords de l'éprouvette $T_{\bar{t},D}$,
3. calculer la solution sans source $T^{(H)}$ à partir des températures aux extrémités de l'éprouvette $T_{\bar{t},D}$,
4. soustraire ce champ de température à la température mesurée non alternée,
5. et enfin, identifier la source dissipative r_{irr} à partir de cet écart de température par la résolution d'un problème inverse.

De la même manière, la source réversible r_{rev} peut être identifiée à partir de la température alternée $T_{\tilde{t}}$. Toutefois, l'hypothèse est faite que la seule source réversible est la source issue du couplage thermo-élastique. Donc $r_{\mathrm{rev}} = r_{TE}$ et la température associée est nommée $T^{(TE)}$.

Les calculs des températures $T^{(H)}$, $T^{(TE)}$ et $T^{(\mathrm{irr})}$ sont réalisés séparément dans les sections suivantes. Ils dépendent de la géométrie d'éprouvette considérée. Plusieurs modélisations de la plaque puis de l'éprouvette soudée CP sont alors décrites dans les deux sections suivantes pour calculer les différentes températures.

3.1.7 Température stabilisée

Une manière de résoudre plus facilement les équations thermiques est de considérer un état thermique quasi-stationnaire. Par analogie, l'état thermique quasi-stationnaire correspond à un état quasi-statique en mécanique. Considérer un état thermique quasi-stationnaire est équivalent à négliger l'effet de l'inertie thermique représentée par le terme $\rho c\dot{T}$ dans l'équation de la chaleur. Les températures calculées en considérant un état quasi-stationnaire sont des

températures dites stationnaires ou stabilisées et notées $\breve{T}$. L'équation de la chaleur pour un état quasi-stationnaire est alors :

$$-\lambda \triangle \breve{T} = r \tag{3.31}$$

Pour un matériau à capacité volumique ρc donnée, l'état stationnaire représente la réalité si les variations de températures sont suffisamment lentes ($\dot{T}$ pas trop élevé). Un état stationnaire ne signifie pas que la température stabilisée n'évolue pas dans le temps. À cause de l'évolution des conditions aux limites et éventuellement de la source r, la température stabilisée fluctue.

3.2 Cas d'une plaque

Dans un premier temps, la méthode d'identification de la dissipation est appliquée à un cas simple : la plaque rectangulaire. Il s'agit d'une tôle en acier dont on considère que la géométrie est un pavé droit avec des propriétés thermiques homogènes et isotropes. L'intérêt de l'étude de la dissipation de la plaque est double : elle permet une première validation des modèles thermiques et la dissipation identifiée peut être comparée à celle dans l'éprouvette soudée CP dans les zones éloignées de la soudure.

3.2.1 Modèles thermiques de la plaque

Pour identifier la puissance dissipée r_{irr}, il est nécessaire de résoudre plusieurs problèmes thermiques pour calculer les températures $T^{(TE)}$, $T^{(H)}$ et $T^{(\text{irr})}$. Il est intéressant de disposer de modèles simplifiés pour résoudre ces problèmes plus facilement. Dans un premier temps, plusieurs modèles de la plaque sont proposés. Grâce à la géométrie élancée des plaques étudiées ($V = e \times L \times l = 3.07 \times 40 \times 120$ mm^3) et au peu de convection par rapport à la conduction, les modèles et les équations associées sont simplifiés. Ils permettent de réduire le nombre de dimensions spatiales du problème thermique. Ces modèles seront utilisés dans les parties suivantes et choisis en fonctions de leur domaine de validité. Les modèles utilisés pour la plaque sont illustrés par la figure 3.1.

3.2.1.1 Modèle de plaque large et infiniment large (2D)

La température moyennée sur la largeur est définie par :

$$T_{\bar{x}}(y,z,t) \overset{\text{def}}{=} \frac{1}{L} \int_{-\frac{L}{2}}^{\frac{L}{2}} T(x,y,z,t)\,\mathrm{d}x \tag{3.32}$$

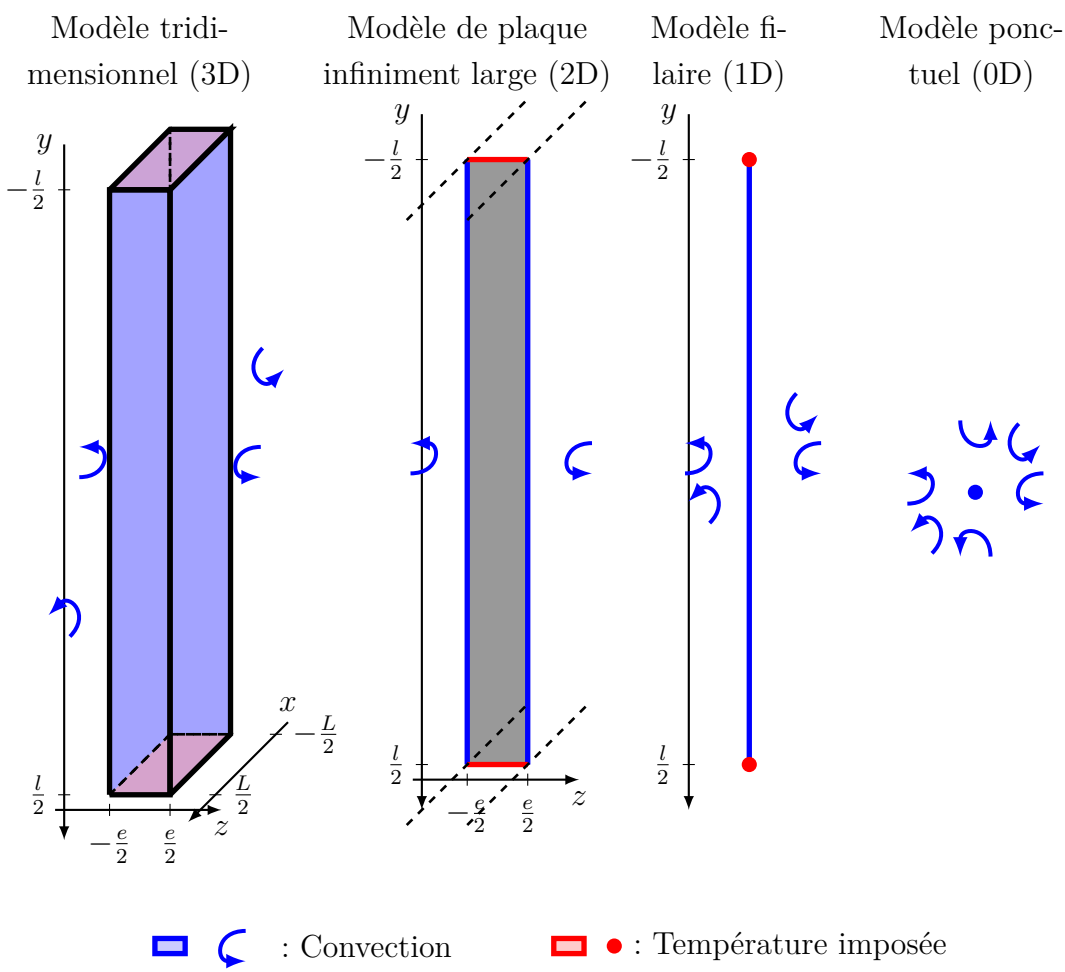


FIGURE 3.1 – Schéma des différents modèles thermiques de plaque.

La source moyennée sur la largeur $r_{\bar{x}}$ est définie de la même manière. L'intégration de l'équation de la chaleur (3.12) selon x donne alors :

$$\frac{1}{L}\int_{-\frac{L}{2}}^{\frac{L}{2}}\left[\rho c\frac{\partial T}{\partial t}-\lambda\left(\frac{\partial^2 T}{\partial x^2}+\frac{\partial^2 T}{\partial y^2}+\frac{\partial^2 T}{\partial z^2}\right)\right]\mathrm{d}x=\frac{1}{L}\int_{-\frac{L}{2}}^{\frac{L}{2}} r\,\mathrm{d}x \tag{3.33}$$

$$\iff \rho c\dot{T}_{\bar{x}}+\frac{1}{L}\int_{-\frac{L}{2}}^{\frac{L}{2}}\frac{\partial q_x}{\partial x}\mathrm{d}x-\frac{1}{L}\int_{-\frac{L}{2}}^{\frac{L}{2}}\lambda\left(\frac{\partial^2 T}{\partial y^2}+\frac{\partial^2 T}{\partial z^2}\right)\mathrm{d}x=r_{\bar{x}} \tag{3.34}$$

$$\iff \rho c\dot{T}_{\bar{x}}+\frac{1}{L}\left(q_x\left(\frac{L}{2}\right)-q_x\left(-\frac{L}{2}\right)\right)-\lambda\left(\frac{\partial^2 T_{\bar{x}}}{\partial y^2}+\frac{\partial^2 T_{\bar{x}}}{\partial z^2}\right)=r_{\bar{x}} \tag{3.35}$$

$$\iff \rho c\dot{T}_{\bar{x}}+\frac{1}{L}\left(q_x\left(\frac{L}{2}\right)-q_x\left(-\frac{L}{2}\right)\right)-\lambda\triangle T_{\bar{x}}=r_{\bar{x}} \tag{3.36}$$

où q_x désigne le flux sortant des surfaces de normale $\underline{e}_x$ ($q_x \overset{\text{def}}{=} \underline{q}\cdot\underline{e}_x$). Aux bords définis par l'équation $x=\pm L/2$, il est possible de négliger les échanges de chaleur avec l'extérieur ($q_x(\pm L/2)=0$) ou de les prendre en compte par un terme de type convectif comme prévu à la partie 3.1.2. Le modèle associé à des échanges $q_x(\pm L/2)$ négligés est nommé *plaque infiniment large* alors que le modèle associé à des échanges $q_x(\pm L/2)$ est nommé *plaque large*.

Dans le cas d'un modèle de plaque large, le flux de convection dépend de la température en surface. L'approximation est faite que la température en surface peut être remplacée par la température moyenne dans la définition du flux par convection sur les bords. Cela s'écrit formellement :

$$q_x\left(\pm\frac{L}{2},y,z,t\right)=h\times(T(\pm\frac{L}{2},y,z,t)-T_{\text{air}})\overset{\text{hyp.}}{=}h\times(T_{\bar{x}}(y,z,t)-T_{\text{air}}) \tag{3.37}$$

L'équation de la chaleur intégrée pour une plaque large devient alors :

$$\rho c\dot{T}_{\bar{x}}-\lambda\triangle T_{\bar{x}}+2\frac{h}{L}(T_{\bar{x}}-T_{\text{air}})=r_{\bar{x}} \tag{3.38}$$

Le modèle de plaque large est valide si la température est relativement uniforme selon $\underline{e}_x$. La température est uniforme si les échanges par convection avec les bords définis par l'équation $x=\pm L/2$ sont petits devant les échanges par conduction, si la température imposée au niveau des mordaches est uniforme selon $\underline{e}_x$ ($T_D(x,y,z,t)\approx T_{D,\bar{x}}(y,z,t)$) et si la source est uniforme selon $\underline{e}_x$ ($r(x,y,z,t)\approx r_{\bar{x}}(y,z,t)$). L'équation de la chaleur intégrée pour une plaque infiniment large est :

$$\rho c\dot{T}_{\bar{x}}-\lambda\triangle T_{\bar{x}}=r_{\bar{x}} \tag{3.39}$$

Le modèle de plaque infiniment large est pertinent si en plus des conditions précédentes, les échanges sur les bords définis par l'équation $x=\pm L/2$ sont négligeables. Pour les géométries étudiées, cette seconde condition est remplie à cause de la faible surface correspondant aux bords définis par l'équation $x=\pm L/2$ par rapport à la surface totale en contact avec l'air ambiant. Comme aucune variation appréciable de la température selon x n'est jamais mesurée avant la phase de propagation de fissure, l'intégration selon x sera presque toujours considérée. L'utilisation de la température moyenne selon la largeur $T_{\bar{x}}$ permet aussi de réduire le bruit de mesure et la quantité de données à traiter.

3.2.1.2 Modèle filaire (1D)

De la même manière que dans la partie précédente, on définit la température moyennée dans l'épaisseur :

$$T_{\bar{x}\bar{z}}(y,t)\overset{\text{def}}{=}\frac{1}{e}\int_{-\frac{e}{2}}^{\frac{e}{2}}T_{\bar{x}}(y,z,t)\,\mathrm{d}z \tag{3.40}$$

L'équation de la chaleur (3.12) intégrée de la même manière selon x puis z donne :

$$\rho c\dot{T}_{\bar{x}\bar{z}}-\lambda\triangle T_{\bar{x}\bar{z}}+2h\left(\frac{1}{L}+\frac{1}{e}\right)(T_{\bar{x}\bar{z}}-T_{\text{air}})=r_{\bar{x}\bar{z}} \tag{3.41}$$

$$\Longleftrightarrow\tau_{\bar{x}\bar{z}}\dot{T}_{\bar{x}\bar{z}}-d^2_{\bar{x}\bar{z}}\frac{\partial^2T_{\bar{x}\bar{z}}}{\partial y^2}+T_{\bar{x}\bar{z}}-T_{\text{air}}=\frac{r_{\bar{x}\bar{z}}\tau_{\bar{x}\bar{z}}}{\rho c} \tag{3.42}$$

$\tau_{\bar{x}\bar{z}}$ et $d_{\bar{x}\bar{z}}$ sont des paramètres homogènes respectivement à un temps et une distance et définis par :

$$\tau_{\bar{x}\bar{z}} \stackrel{\text{def}}{=} \frac{\rho c}{2h} \frac{1}{\frac{1}{L} + \frac{1}{e}} \tag{3.43}$$

$$d_{\bar{x}\bar{z}} \stackrel{\text{def}}{=} \sqrt{\frac{\lambda}{2h} \frac{1}{\frac{1}{L} + \frac{1}{e}}} \tag{3.44}$$

L'intégration suivant l'épaisseur est justifiée par le calcul du nombre de Biot associé à cette intégration. Il peut être défini par : $B_i = h \times e/\lambda = 0.02 \times 3.07/47 = 10^{-3} \ll 0.1$. Toutefois, ce nombre de Biot ne prend pas en compte les termes sources. Les sources doivent être suffisamment homogènes dans l'épaisseur pour que ce modèle soit valable.

3.2.1.3 Modèle ponctuel (0D)

Contrairement aux autres intégrations, cette intégration n'est pas légitimée par l'uniformité de la température selon y. En effet, les variations de température selon y peuvent être de l'ordre de 1 K. Toutefois, elle est utilisée en première approche avec les autres intégrations pour résoudre facilement l'équation de la chaleur. Le modèle unidimensionnel est encore simplifié pour donner un troisième modèle : le modèle de plaque ponctuel. Pour avoir un modèle de plaque ponctuel, l'équation de la chaleur est intégrée sur le volume complet de la plaque. De manière cohérente avec les précédentes intégrations, la température associée à ce modèle est notée $T_{\bar{x}\bar{y}\bar{z}}$. Elle représente la température moyenne dans le volume de la plaque. Toutefois, l'intégration de la température dans le volume n'est pas compatible avec des conditions aux limites de Dirichlet (en température) aux extrémités inférieures et supérieures de la plaque (en $y = \pm l/2$). Des conditions aux limites mixtes sont alors utilisées. Les flux de chaleur sortant des mordaches vérifient les relations :

$$q_y(x, y = -l/2, z, t) = h_m \times (T_{\bar{x}\bar{y}\bar{z}}(t) - T_{\text{sup}}) \tag{3.45}$$

$$q_y(x, y = l/2, z, t) = h_m \times (T_{\bar{x}\bar{y}\bar{z}}(t) - T_{\text{inf}}) \tag{3.46}$$

où T_{inf} et T_{sup} sont les températures mesurées aux extrémités de l'éprouvettes (en $y = \pm l/2$) et h_m est un paramètre fixe homogène à un coefficient de convection. L'équation de la chaleur devient alors :

$$\rho c \dot{T}_{\bar{x}\bar{y}\bar{z}} = -2h \left(\frac{1}{e} + \frac{1}{L}\right) (T_{\bar{x}\bar{y}\bar{z}} - T_{\text{air}}) - \frac{h_m}{l} (T_{\bar{x}\bar{y}\bar{z}} - T_{\text{inf}}) - \frac{h_m}{l} (T_{\bar{x}\bar{y}\bar{z}} - T_{\text{sup}}) + r_{\bar{x}\bar{y}\bar{z}} \tag{3.47}$$

$$\iff \dot{T}_{\bar{x}\bar{y}\bar{z}} + \frac{1}{\tau_{\bar{x}\bar{y}\bar{z}}} T_{\bar{x}\bar{y}\bar{z}} = \frac{1}{\rho c} \times \left[2h \left(\frac{1}{e} + \frac{1}{L}\right) T_{\text{air}} + \frac{h_m}{l} T_{\text{inf}} + \frac{h_m}{l} T_{\text{sup}} + r_{\bar{x}\bar{y}\bar{z}}\right] \tag{3.48}$$

où $\tau_{\bar{x}\bar{y}\bar{z}}$ est un temps caractéristique défini par :

$$\frac{1}{\tau_{\bar{x}\bar{y}\bar{z}}} \stackrel{\text{def}}{=} \frac{1}{\rho c} \left(\frac{2h}{L} + \frac{2h}{e} + \frac{2h_m}{l}\right) \tag{3.49}$$

3.2.2 Calcul des températures dans une plaque

Plusieurs modèles thermiques de la plaque ont été présentés. Ils permettent le calcul de la température avec différents degré de finesse. Avec la décomposition de la température présentée à la partie 3.1.6, les températures partielles $T^{(H)}$, $T^{(TE)}$ et $T^{(\mathrm{irr})}$ sont calculées l'une après l'autre. Pour chaque température partielle, le modèle de plaque le plus approprié est choisi. Ces calculs permettront l'identification inverse de la dissipation à partir des mesures dans les parties qui suivent.

3.2.2.1 Calcul de la température homogène $T^{(H)}$

La température homogène $T^{(H)}$ correspond à la température sans source de chaleur mais avec des conditions aux limites non nulles (cf. partie 3.1.6). En particulier, aux extrémités inférieures et supérieures (proches des mors) définies par les équations $y = \pm l/2$, les températures mesurées (notées T_{inf} et T_{sup}) sont imposées dans le modèle. Or ces mesures sont différentes selon les essais et varient au cours de chaque essai. Il faut donc résoudre le problème thermique associé à la température homogène de nombreuses fois. C'est pourquoi il est commode d'avoir un modèle thermique simple résolu analytiquement. Comme les sources sont nulles dans le volume de la plaque elles sont, a fortiori, homogènes dans l'épaisseur et dans la largeur de la plaque. Donc le modèle thermique de plaque unidimensionnel est adapté dans ce cas qui présente des sources nulles. Dans le cas où la température est stationnaire ($\rho c\dot{T} = 0$), l'équation de la chaleur associée à ce modèle (équation (3.42)) se résout analytiquement et la température homogène dans la plaque s'écrit alors :

$$\breve{T}^{(H)}_{\bar{x}\bar{z}}(y) = \frac{(T_{\mathrm{inf}} - T_{\mathrm{air}})\sinh\left(\frac{y+l/2}{d_{\bar{x}\bar{z}}}\right) + (T_{\mathrm{sup}} - T_{\mathrm{air}})\sinh\left(\frac{l/2-y}{d_{\bar{x}\bar{z}}}\right)}{\sinh\left(\frac{l}{d_{\bar{x}\bar{z}}}\right)} + T_{\mathrm{air}} \tag{3.50}$$

Bien que des gradients de température importants puissent exister dans la direction $\underline{e}_y$, le modèle de plaque ponctuel est aussi utilisé car il est facile d'identifier son temps caractéristique $\tau_{\bar{x}\bar{y}\bar{z}}$. En effet, la solution de l'équation (3.48) avec une source nulle s'écrit :

$$T^{(H)}_{\bar{x}\bar{y}\bar{z}}(t) = T_0 \exp\left(-\frac{t}{\tau_{\bar{x}\bar{y}\bar{z}}}\right) + T_\infty\left(1 - \exp\left(-\frac{t}{\tau_{\bar{x}\bar{y}\bar{z}}}\right)\right) \tag{3.51}$$

où T_0 est la température initiale et T_∞ est la température stationnaire définie par :

$$T_\infty = \frac{\tau_{\bar{x}\bar{y}\bar{z}}}{\rho c} \times \left[h\left(\frac{1}{e} + \frac{1}{L}\right)T_{\mathrm{air}} + \frac{h_m}{l}T_{\mathrm{inf}} + \frac{h_m}{l}T_{\mathrm{sup}}\right] \tag{3.52}$$

3.2.2.2 Identification du coefficient de convection

Le coefficient de convection thermique h est déterminé à partir d'une expérience sur la plaque simple de dimension $e \times L \times l = 3.07 \times 40 \times 200$ mm^3 chauffée à environ 50 °C au four puis refroidie à l'air libre. Pendant son refroidissement, la plaque est suspendue pour

minimiser les flux par conduction. La température est suivie par une caméra infrarouge. La température mesurée dans la plaque est uniforme. La température dans la plaque est alors modélisée par le modèle de plaque ponctuel. L'évolution de la température mesurée moyennée sur la surface est alors comparée au calcul de la température homogène modélisée par une plaque ponctuelle $T^{(H)}_{\bar{x}\bar{y}\bar{z}}$ donnée par la relation (3.51). Le temps caractéristique $\tau_{\bar{x}\bar{y}\bar{z}}$ est alors identifié par la méthode des moindres carrés puis le coefficient de convection thermique h en est déduit.

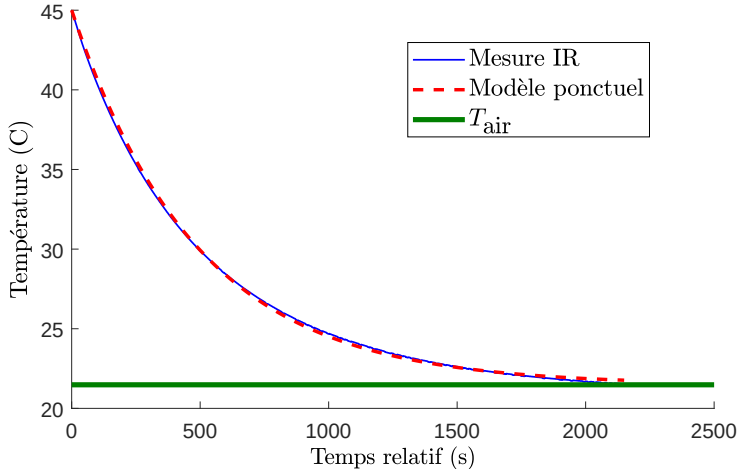


FIGURE 3.2 – Évolution temporelle de la température moyenne du barreau. *En pointillés rouge*, modèle avec $\tau_{\bar{x}\bar{y}\bar{z}}$ identifié.

3.2.2.3 Calcul de la température associée au couplage thermo-élastique $T^{(TE)}$

La source thermo-élastique r_{TE} s'obtient à partir du champ de déformation. Le champ de déformation est dû à la traction uniaxiale selon la direction $\underline{e}_y$ de la plaque. En première approximation, la contrainte est uniaxiale et définie par la relation :

$$\underline{\underline{\sigma}}(\underline{x},t) = \frac{F(t)}{eL}\underline{e}_y \otimes \underline{e}_y \tag{3.53}$$

Donc le terme source s'écrit :

$$r_{TE}(\underline{x},t) = -kT_0\frac{\operatorname{tr}\underline{\underline{\varepsilon}}^e}{F}\dot{F}(t) = -\alpha T_0\frac{\dot{F}(t)}{eL} \tag{3.54}$$

En particulier, pour un effort sinusoïdal ($F(t) = F_m + F_a \times \sin(2\pi f_s t)$) :

$$r_{TE}(\underline{x},t) = -\frac{\alpha T_0}{eL}F_a 2\pi f_s \cos(2\pi f_s t) \tag{3.55}$$

Toutefois, la plaque est maintenue par les mordaches sans glissement et la rigidité importante des mordaches limite les déformations de la section (selon $\underline{e}_x$) de la plaque à ses extrémités (définies par $y = \pm l/2$). C'est pourquoi, le champ de contrainte n'est pas uniforme et le

champ de déformation est aussi calculé par la méthode des éléments finis en considérant que les extrémités de l'éprouvette en contact avec les mordaches sont rigides. Ce calcul est réalisé dans le domaine des petites perturbation et en élasticité pure étant donné que les contraintes sont inférieures à la limite d'élasticité du matériau. La figure 3.3 montre le résultat du premier calcul analytique et du second par élément finis.

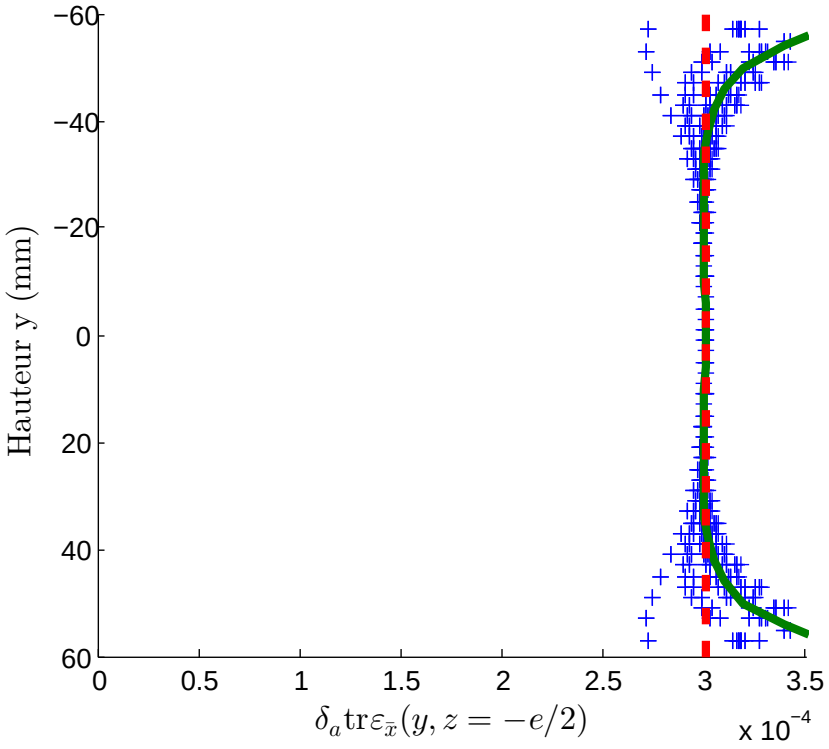


FIGURE 3.3 – Trace de la déformation élastique au verso de la plaque ($z = -e/2$) pour un effort de 19 kN calculée par éléments finis volumiques en chaque point de Gauss (*croix bleues*), moyennée sur la largeur (*trait continu vert*) et calculée analytiquement pour une contrainte uniaxiale uniforme (*pointillés rouges*).

À partir de la source thermo-élastique r_{TE} uniforme (équation (3.55)) la température associée $T^{(TE)}$ est calculée. Plusieurs modèles de plaque sont disponibles pour réaliser ce calcul. Pour commencer, on considère le modèle ponctuel. La température thermo-élastique est donnée par la résolution de l'équation (3.48) avec la source définie par la relation (3.55) :

$$T^{(TE)}_{\bar{x}\bar{y}\bar{z}}(t) = T_0 \exp\left(-\frac{t}{\tau_{\bar{x}\bar{y}\bar{z}}}\right) + \frac{\alpha T_0}{\rho c}\frac{F_a}{eL}\frac{1}{\sqrt{1+\frac{1}{4\pi^2 f_s^2 \tau^2_{\bar{x}\bar{y}\bar{z}}}}} \sin\left(2\pi f_s t + \arctan\left(\frac{1}{2\pi f_s \tau_{\bar{x}\bar{y}\bar{z}}}\right)\right) \tag{3.56}$$

Avec ce modèle, les échanges de chaleur avec l'extérieur sont pris en compte à travers le temps caractéristique $\tau_{\bar{x}\bar{y}\bar{z}}$. L'équation (3.56) révèle alors deux effets des échanges de chaleur avec l'extérieur : ils correspondent respectivement à l'atténuation de l'amplitude de la réponse thermo-élastique et au déphasage entre la température et l'effort appliqué. A priori, le modèle

de plaque ponctuel est justifié par l'homogénéité relative de la source et par la faiblesse des échanges de chaleur. Ces affirmations doivent être vérifiées par la suite avec l'étude de modèles plus complexes et la comparaison avec des mesures. L'identification du temps caractéristique $\tau_{\bar{x}\bar{y}\bar{z}}$ permettra de justifier de l'adiabaticité de la plaque ou non (vis-à-vis de la température thermo-élastique uniquement).

3.2.2.4 Calcul de la température associée à la dissipation $T^{(\mathbf{irr})}$

La température associée à la dissipation $T^{(\mathrm{irr})}$ se calcule à partir de la source dissipative r_{irr}. En pratique, celle-ci n'est pas connue puisqu'elle est recherchée. Pour identifier cette source dans la plaque, il est supposée qu'elle est uniforme dans tout le volume de la plaque car la contrainte est presque homogène. A priori, les flux et notamment avec les mordaches ne sont pas négligeables et influent fortement sur la forme du champ de température. L'utilisation du modèle de plaque ponctuel est donc exclu. De plus, l'homogénéité de la source autorise l'utilisation d'un modèle filaire. C'est pourquoi ce dernier est privilégié pour calculer la température irréversible. Toutefois, pour simplifier la résolution du modèle de plaque unidimensionnel, seule la température stationnaire est calculée. Finalement, le champ de température associé à la dissipation $T^{(\mathrm{irr})}$ est donné par la résolution de l'équation (3.44) dans le cas d'une source moyenne $r_{\bar{x}\bar{z}}$ uniforme selon la longueur $(\underline{e}_y)$:

$$\breve{T}^{(\mathrm{irr})}_{\bar{x}\bar{z}}(y; r_{\mathrm{irr}}) = \frac{\tau_{\bar{x}\bar{z}}}{\rho c} r_{\mathrm{irr}} \left[1 - \frac{\sinh\left(\frac{\frac{l}{2}-y}{d_{\bar{x}\bar{z}}}\right) + \sinh\left(\frac{y+\frac{l}{2}}{d_{\bar{x}\bar{z}}}\right)}{\sinh\left(\frac{l}{d_{\bar{x}\bar{z}}}\right)} \right] \tag{3.57}$$

Dans le cas où la température est instationnaire, la température est obtenue par la résolution de l'équation différentielle (3.42), intégrée par différences finies. La méthode de résolution est détaillée dans l'annexe A.

La modèle de plaque ponctuel peut aussi être utilisé bien qu'il ne permette pas de représenter les gradients observés selon $\underline{e}_y$. La température associée à la dissipation avec un modèle de plaque ponctuel s'écrit alors :

$$T^{(\mathrm{irr})}(t) = T_0 \exp\left(-\frac{t}{\tau_{\bar{x}\bar{y}\bar{z}}}\right) + r_{\mathrm{irr}} \frac{\tau_{\bar{x}\bar{y}\bar{z}}}{\rho c} \left(1 - \exp\left(-\frac{t}{\tau_{\bar{x}\bar{y}\bar{z}}}\right)\right) \tag{3.58}$$

3.2.2.5 Identification de la source dissipative

Finalement, l'identification de la dissipation représentée par r_{irr} est réalisée à partir de la minimisation de l'écart entre la température issue de la mesure par la caméra infrarouge pendant la sollicitation et la température calculée théorique qui fait intervenir le terme r_{irr}. Pour identifier la dissipation, la température mesurée par caméra infrarouge est moyennée sur une période pour s'affranchir des effets du couplage thermo-élastique (température non alternée $T_{\bar{t},mes}$) puis moyennée sur la largeur ($T_{\bar{t}\bar{x},mes}$). La température théorique est la somme

des températures homogène $\breve{T}^{(H)}_{\bar{x}\bar{z}}$ et associée à la source irréversible $\breve{T}^{(\mathrm{irr})}_{\bar{x}\bar{z}}$ calculées par des modèles unidimensionnels. La source r_{irr} s'obtient alors par la relation :

$$r_{\mathrm{irr}} = \mathrm{Arg}\min_{r} \left\| T_{\bar{t}\bar{x},mes}(y) - \left(\breve{T}^{(\mathrm{irr})}_{\bar{x}\bar{z}}(y;r) + \breve{T}^{(H)}_{\bar{x}\bar{z}}(y) \right) \right\| \tag{3.59}$$

La norme $\|\bullet\|$ est la norme euclidienne discrète pour une minimisation au sens des moindres carrés.

3.2.2.6 Sensibilité théorique de l'évaluation de la dissipation aux variations de température de l'air

L'évaluation de la dissipation dépend de la température homogène $T^{(H)}$ calculée. Une erreur d'évaluation de cette température entraine une erreur sur l'identification de la source de dissipation r_{irr}. Le champ de température homogène $T^{(H)}$ est calculé à partir de la température de l'air T_{air}. C'est pourquoi, la température de l'air influe directement sur la dissipation calculée. Pour estimer la sensibilité théorique de l'évaluation de la dissipation aux variations de température de l'air, on considère deux cas :

1. La température de l'air augmente de δT_{air} mais elle est considérée constante dans le calcul de la température homogène.

2. La température de l'air augmente de δT_{air} et cette variation est prise en compte dans le calcul de la température homogène.

Les dissipations irréversibles identifiées correspondant à ces deux cas sont notées respectivement r_1 et r_2 et les température homogènes $T^{(H)}_1$ et $T^{(H)}_2$. L'augmentation de température de l'air est choisie sur la base des mesures de température de l'air effectuées au cours des essais de fatigue. Les variations de température aux mordaches sont considérées comme nulles. En remarquant que la température irréversible calculée dépend linéairement du terme source (cf. équation (3.57)), on obtient en résolvant l'équation (3.59) :

$$r_{\mathrm{irr}} = \frac{\int_{-l/2}^{l/2} T^{(\mathrm{irr})}(y;1) \left(T_{\bar{t},\mathrm{mes}}(y) - T^{(H)}(y) \right) \mathrm{d}y}{\int_{-l/2}^{l/2} \left(T^{(\mathrm{irr})}(y;1) \right)^2 \mathrm{d}y} \tag{3.60}$$

L'écart entre les dissipations identifiées est alors :

$$r_2 - r_1 = \frac{\int_{-l/2}^{l/2} T^{(\mathrm{irr})}(y;1) \left(T^{(H)}_2(y) - T^{(H)}_1(y) \right) \mathrm{d}y}{\int_{-l/2}^{l/2} \left(T^{(\mathrm{irr})}(y;1) \right)^2 \mathrm{d}y} \tag{3.61}$$

$$= -\frac{c\rho}{\tau_{\bar{x}\bar{z}}} \delta T_{\mathrm{air}} = -2h \left(\frac{1}{L} + \frac{1}{e} \right) \times \delta T_{\mathrm{air}} \tag{3.62}$$

$$= 7 \times 10^{-3} \delta T_{\mathrm{air}} \tag{3.63}$$

Les variations de température de l'air mesurées sont de l'ordre de 1 K pour un essai d'environ deux heures correspondant à 216000 cycles (voir par exemple la figure 2.6(a)). Sur des essais de cette durée, l'erreur d'identification de la source si la variation de température de l'air n'est pas prise en compte est donc de l'ordre de $7 \cdot 10^{-3}$ mW.mm^{-3}. Par comparaison, les dissipations identifiées par la suite sont comprises entre $3 \cdot 10^{-4}$ et $7,5 \cdot 10^{-2}$ mW.mm^{-3}. Lors des essais, la mesure de la température de l'air est réalisée seulement localement près de l'éprouvette par un capteur de température (résistance en platine Pt100). Elle ne reflète peut-être pas exactement la température d'échange par convection. L'erreur calculée dans cette partie n'est donc pas à négliger lors de l'analyse des résultats.

3.2.3 Mesures des températures dans une plaque et identification de la dissipation

Alors que les différents calculs de température sont réalisés, ils sont comparés aux mesures de températures dans cette partie. Les différents modèles thermiques sont vérifiés et la dissipation est identifiée.

3.2.3.1 Température stationnaire en phase de repos

Dans un premier temps, la température de la plaque en phase de repos stationnaire est étudiée. Elle correspond à la température mesurée de la plaque lorsque la plaque est maintenue dans les mordaches avec une position de vérin fixe et un effort nul (pas de sollicitations cycliques ici). Les températures sont enregistrées après une attente d'au moins 20 minutes à conditions expérimentales fixes. Les fluctuations de température observées sont représentées dans la figure 3.4. On observe sur cette figure comment les fluctuations temporelles sont

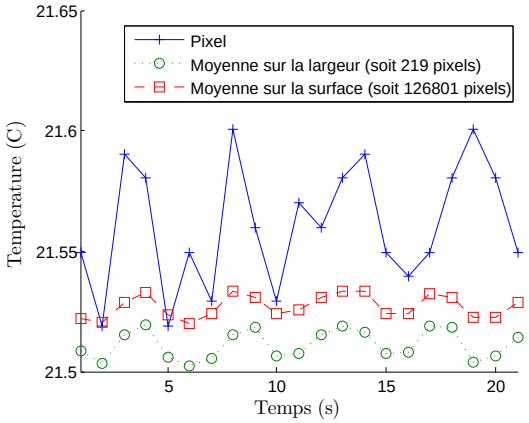


FIGURE 3.4 – Fluctuations temporelles de la température en un pixel donné, en moyenne sur la largeur et en moyenne sur la surface de la plaque.

réduites par moyennage spatial sur plusieurs pixels (correspondant à une largeur d'éprouvette

ou à la surface complète de l'éprouvette). La figure 3.5 affiche la température mesurée par la caméra infrarouge.

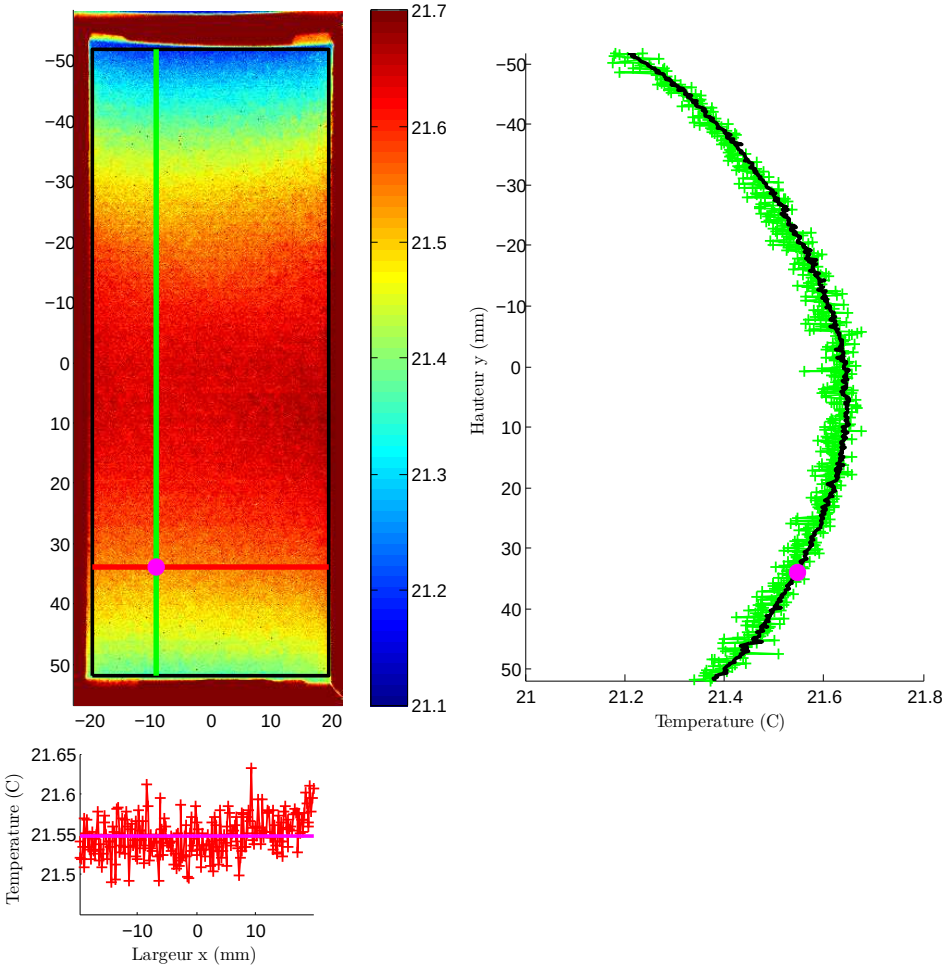


FIGURE 3.5 – Température mesurée par caméra infrarouge sur la plaque en phase de repos stationnaire.

Aucun gradient de température n'est visible selon la direction $\underline{e}_x$. Cette constatation amène à considérer plutôt le modèle de plaque bidimensionnel, unidimensionnel voire ponctuel plutôt que tridimensionnel. En phase de repos, la température homogène $T^{(H)}$ calculée doit être égale à la température mesurée puisqu'aucune source de chaleur n'est active. La figure 3.6 montre l'adéquation entre la température mesurée et moyennée dans la largeur $T_{\bar{x},mes}$ et le calcul de la température homogène $\breve{T}^{(H)}_{\bar{x}\bar{z}}$ effectué avec un modèle de plaque unidimensionnel. La convection et la conduction sont donc correctement pris en compte par le modèle.

3.2.3.2 Température instationnaire en phase de repos

La température en phase de repos instationnaire est maintenant analysée. Elle correspond à la température mesurée juste après une phase de sollicitation. L'évolution du champ de

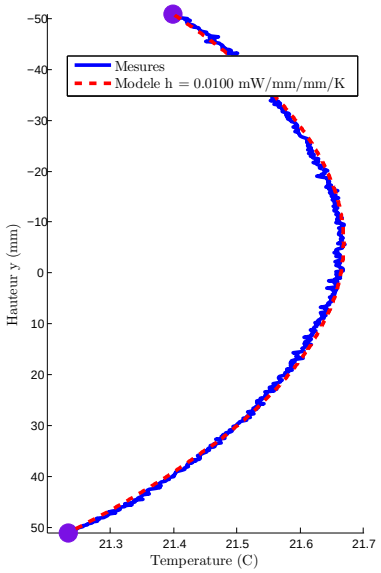


FIGURE 3.6 – Comparaison des profils de température mesurée en phase de repos stationnaire et calculée pour une plaque (modèle filaire).

température pendant la phase de repos instationnaire ne dépend que de l'état initial et des échanges avec l'extérieur mais aucune source n'est à prendre en compte. De manière analogue au paragraphe précédent, la température en phase de repos instationnaire est comparée au calcul de la température homogène $T^{(H)}$ (cf. équation (A.1)). Dans un premier temps, la température moyenne en surface est comparée au calcul de température ponctuelle $T^{(H)}_{\bar{x}\bar{y}\bar{z}}$. On identifie par minimisation des moindres carrés le temps caractéristique $\tau_{\bar{x}\bar{y}\bar{z}} = 137$ s. La figure 3.7 assure la bonne identification de ce temps caractéristique pour plusieurs phases de repos. Le modèle thermique ponctuel est incomplet : il ne prend pas bien en compte les variations de température de l'environnement de la plaque. Toutefois, le temps caractéristique $\tau_{\bar{x}\bar{y}\bar{z}}$ permet d'apprécier en première approche le temps nécessaire pour atteindre le régime permanent. Ainsi, au bout de 500 secondes (temps des phases de sollicitation et de repos pour les essais sur plaque), l'écart relatif entre la température stationnaire et transitoire avec un modèle de température ponctuel est de 2,6 % ($= \exp(-500/137)$).

La température moyenne sur la largeur est aussi analysée puisqu'elle permet de distinguer les échanges de chaleur avec les mordaches et avec l'air. Elle est comparée à la température calculée par un modèle filaire. La figure 3.8 illustre cette comparaison.

Le modèle prédit bien le refroidissement de la plaque. Cela permet d'utiliser ce modèle pour l'identification de la dissipation et notamment valide les paramètres utilisés (particulièrement le coefficient de convection h et la capacité calorifique volumique ρc).

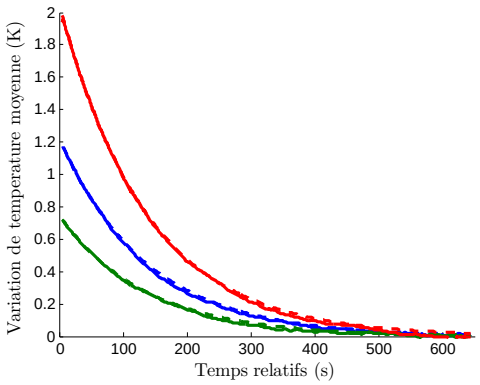


FIGURE 3.7 – Évolution de la température moyenne en surface durant 3 phases de repos après sollicitation (*traits pleins*) et calcul par un modèle thermique de plaque ponctuel $T^{(H)}_{\bar{x}\bar{y}\bar{z}}$ (*en pointillés*).

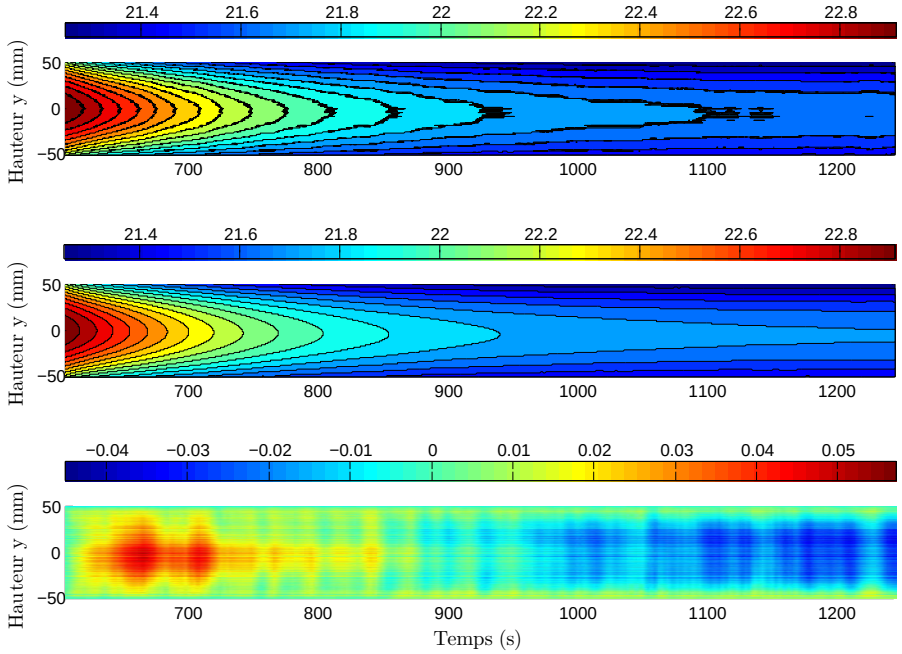


FIGURE 3.8 – Évolution de la température en phase de repos après sollicitation. *De haut en bas* : température mesurée $T_{\text{mes},\bar{x}}$, température calculée par différences finis (modèle unidimensionnel) $T^{(H)}_{\bar{x}\bar{z}}$ et différence $T_{\text{mes},\bar{x}} - T^{(H)}_{\bar{x}\bar{z}}$.

3.2.3.3 Température alternée en phase de sollicitation

La température alternée $T_{\tilde{t}}$ s'obtient en réalisant une moyenne glissante discrète (sur une période apparente soit n_c images d'après la partie 2.4.1.1) sur les images enregistrées puis en

soustrayant cette moyenne à la température mesurée (cf. partie 3.1.4). La plaque a été soumise à des sollicitations classiques d'évaluation de l'auto-échauffement : l'effort est sinusoïdal de rapport de charge fixe ($R = 0.1$) et d'amplitude constante par bloc. Il est clairement visible sur la figure 3.9 que l'amplitude de température moyenne (sur la surface observée) alternée est proportionnelle à l'amplitude de contrainte nominale F_y/S. De plus, la répétition des blocs permet de vérifier la répétabilité de l'amplitude de température moyenne alternée. La

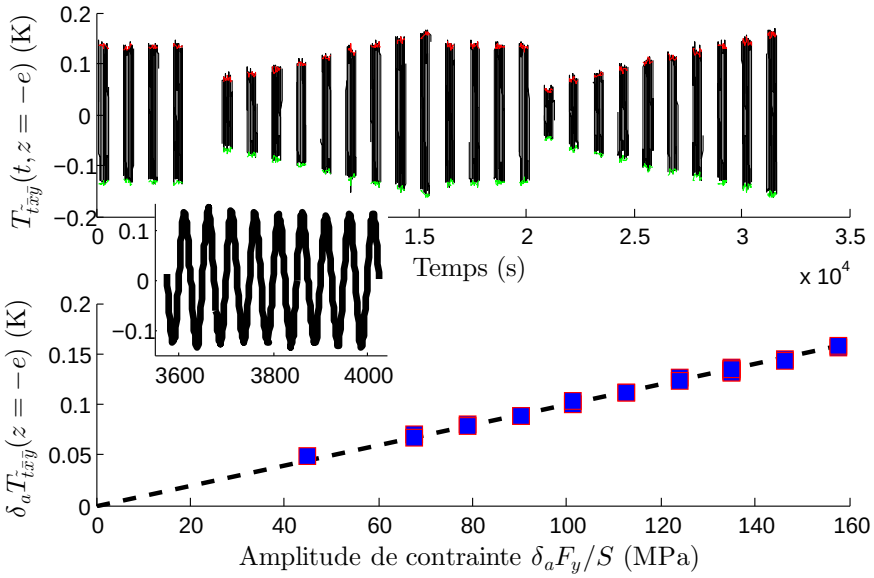


FIGURE 3.9 – Température moyenne (sur la surface) alternée mesurée $T_{\bar{t},\bar{x}\bar{y}(t,z=-e)}$ au cours d'un essai d'auto-échauffement sur plaque. *Au centre*, zoom sur le quatrième bloc de sollicitation. *En haut*, évolution temporelle, *en bas*, amplitude en fonction de l'amplitude de contrainte.

proportionnalité de la température moyenne (sur la surface observée) alternée vis-à-vis de l'amplitude de contrainte est conforme à l'hypothèse que la température alternée est égale à la température thermo-élastique $T^{(TE)}$ et au calcul de la température thermo-élastique par un modèle de plaque ponctuel $T^{(TE)}_{\bar{x}\bar{y}\bar{z}}$ (équation (3.56)). Le temps caractéristique du modèle de plaque ponctuel identifié à la partie 3.2.3.2, permet de vérifier que les échanges de chaleur liés au couplage thermo-élastique sont négligeables avec la fréquence de sollicitation utilisée. En effet, l'atténuation théorique de l'amplitude de température due aux échanges est de $1-(1+1/(4\pi^2 f_s^2 \tau^2_{\bar{x}\bar{y}\bar{z}}))^{-0.5} = 7\times10^{-10}$. Le déphasage entre l'effort appliqué et la température moyenne prédit par le modèle de plaque ponctuel est lui aussi négligeable : il est de 4×10^{-5} radians ($= \arctan(1/(2\pi f_s \tau_{\bar{x}\bar{y}\bar{z}}))$). Le calcul de la thermo-élasticité avec un modèle de plaque ponctuel permet d'identifier le coefficient de dilatation $\alpha = 12\times10^{-6}K^{-1}$ à partir du facteur de proportionnalité liant l'amplitude de température alternée à l'amplitude de contrainte (représentée par la droite en pointillée sur la figure 3.9).

Le calcul de la déformation par éléments finis a montré une légère hétérogénéité. Cette hé-

térogénéité est bien observée à travers l'amplitude de température alternée comme le montre la figure 3.10.

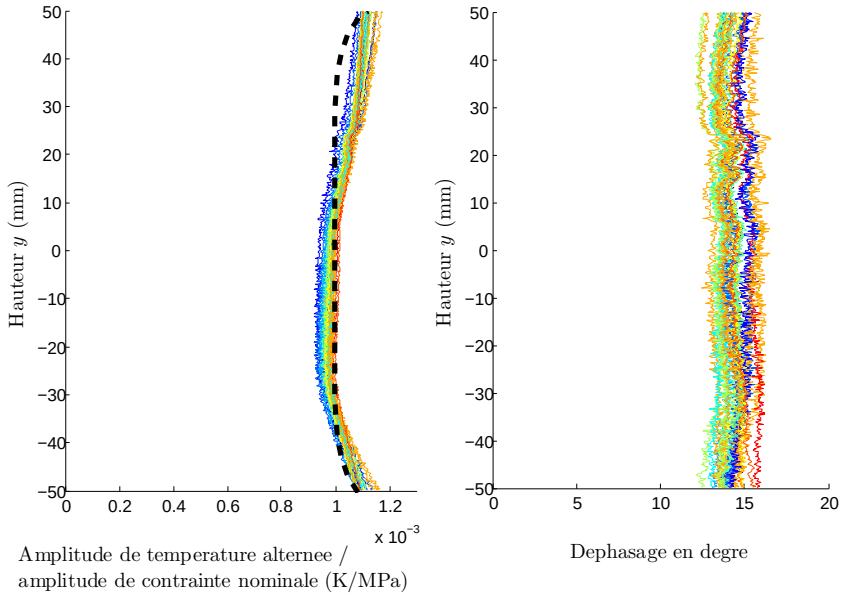


FIGURE 3.10 – *À gauche*, profils d'amplitudes de températures alternées moyennées sur la largeur divisées par l'amplitude de contrainte nominale $\delta_a T_{\tilde{t}\bar{x},mes}/\delta_a\sigma_{\tilde{t},mes}$. *À droite*, déphasage entre la température alternée et l'effort.

Le déphasage entre la sollicitation et la température est aussi calculé. Pour un signal sinusoïdal discrétisé $s(t)$ (décrit en par l'équation 2.5), le déphasage ϕ est identifié sur un nombre entier k de périodes par la formule :

$$\phi = \arctan\left(\frac{\frac{2}{kn_c}\sum_{i=1}^{kn_c} s(t_i)\sin\left(2\pi\frac{i}{n_c}\right)}{\frac{2}{kn_c}\sum_{i=1}^{kn_c} s(t_i)\cos\left(2\pi\frac{i}{n_c}\right)}\right) \qquad k \in \mathbb{N}^* \tag{3.64}$$

La figure 3.10 révèle un déphasage non négligeable mais uniforme. Bien qu'il soit possible d'interpréter les variations spatiales de déphasage, il est délicat de le faire pour la valeur absolue du déphasage sans précautions particulières. Ce déphasage uniforme pourrait provenir du transfert thermique dynamique de la surface de l'éprouvette à la peinture. Mais il peut aussi provenir d'un déphasage induit par les opérations de conditionnement et de filtrage analogique des signaux par exemple.

3.2.3.4 Température non alternée en phase de sollicitation

L'étude de la température non alternée en phase de sollicitation permet l'identification de la source de dissipation. En effet, lorsque la plaque est sollicitée en traction répétée la source dissipative est active. La plaque a été soumise à plusieurs blocs de sollicitation de 500

secondes entrecoupés de phases de repos de 650 secondes. Pour chaque bloc de sollicitation, la source dissipative est identifiée selon deux façons :

1. par la comparaison de l'évolution temporelle de la température mesurée non alternée moyennée sur la surface et du calcul de température ponctuelle

2. et par la comparaison de la température mesurée non alternée stationnaire (après 500 secondes de sollicitations) moyennée sur la largeur comparée au calcul de température stationnaire par un modèle filaire.

Les températures calculées sont les sommes des températures homogènes $T^{(H)}$ et dissipatives $T^{(\mathrm{irr})}$ avec deux modèles différents de la plaque. Ces calculs sont expliqués dans la partie 3.2.2. Bien que moins sûr a priori que le modèle de plaque filaire, le modèle de plaque ponctuel a aussi été utilisé pour identifier la source dissipative r_{irr}. Les échanges avec l'extérieur pourrait être mal maîtrisés avec ce modèle. Pour limiter ce problème, il a été choisi d'identifier la source dissipative à partir des variations de températures en prenant comme température de référence la température précédant la phase de sollicitation (donc en phase de repos). Dans le calcul de variation de température ponctuelle, la température de référence est considérée comme étant une température stationnaire donc en équilibre avec les températures extérieures (T_{air}, T_{inf} et T_{sup}). De plus, les variations de température extérieure au cours de la sollicitation n'ont pas été prises en compte. Ainsi, la variation de température homogène est nulle. La variation de température est égale à la température dissipative avec une condition initiale nulle (cf. équation (3.58)) à laquelle est ajoutée la température thermo-élastique alternée due au terme de contrainte moyenne (moyenne temporelle de la température thermo-élastique $T^{(TE)}_{\bar{t}\bar{x}\bar{y}\bar{z}}$ issue de l'équation (3.56)). Cette dernière explique la non nullité de la température en $t = 0$ sur la figure 3.11.

L'une des sources d'erreur du calcul de l'évolution temporelle de température provient des variations importantes de température aux extrémités de l'éprouvette lors du début de la phase de sollicitation. La variation des flux réels entre l'éprouvette et ses extrémités extérieures a donc peu de chance de dépendre uniquement de la variation de la température moyenne de l'éprouvette. Le modèle de plaque filaire est donc utilisé car plus adapté. Il est comparé à la température moyennée sur la largeur de l'éprouvette. Pour l'identification de la dissipation, le calcul de la température stationnaire est utilisé et comparé à la température mesurée à la fin de chaque phase de sollicitation durant 500 secondes. Il est considéré que la température est stationnaire à ce moment.

Une fois l'identification de la source dissipative uniforme achevée, le calcul de température stationnaire par un modèle filaire $\breve{T}^{(H)}_{\bar{x}\bar{z}} + \breve{T}^{(\mathrm{irr})}_{\bar{x}\bar{z}}$ prédit assez bien le profil de température mesuré. Les faibles erreurs qui demeurent ne sont pas dues à l'hypothèse de stationnarité du système puisqu'il est visible sur la figure 3.12 que cette hypothèse change peu la forme du profil de température calculée mais seulement son « amplitude » à source dissipative fixe. Plusieurs hypothèses sont formulées pour expliquer l'origine des petites erreurs du calcul de température stationnaire par un modèle filaire.

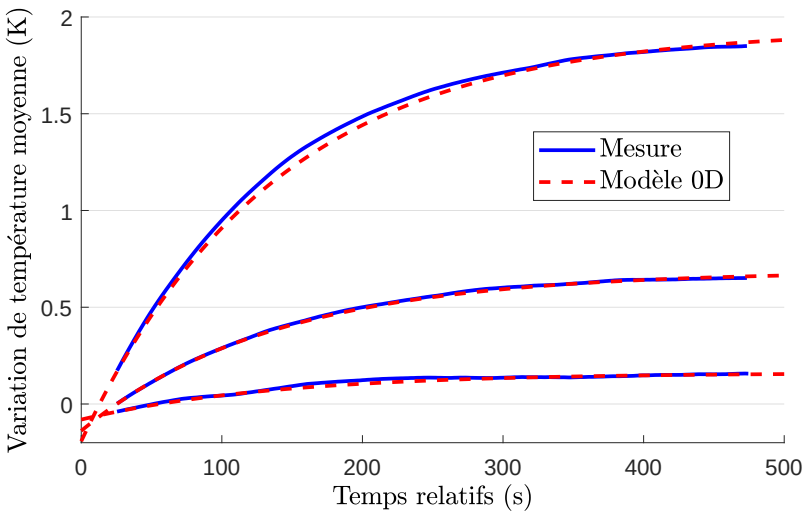


FIGURE 3.11 – *En trait plein bleu*, évolution de la variation de température mesurée (moyennée sur la surface) non alternée pour trois blocs de sollicitations (contrainte répétée, amplitudes de contrainte : 66, 114 et 158 MPa). Variation de température ponctuelle calculée $T^{(\mathrm{irr})}_{\bar{x}\bar{y}\bar{z}}(t) + T^{(TE)}_{\bar{t}\bar{x}\bar{y}\bar{z}}(t)$ (*en pointillés rouge*).

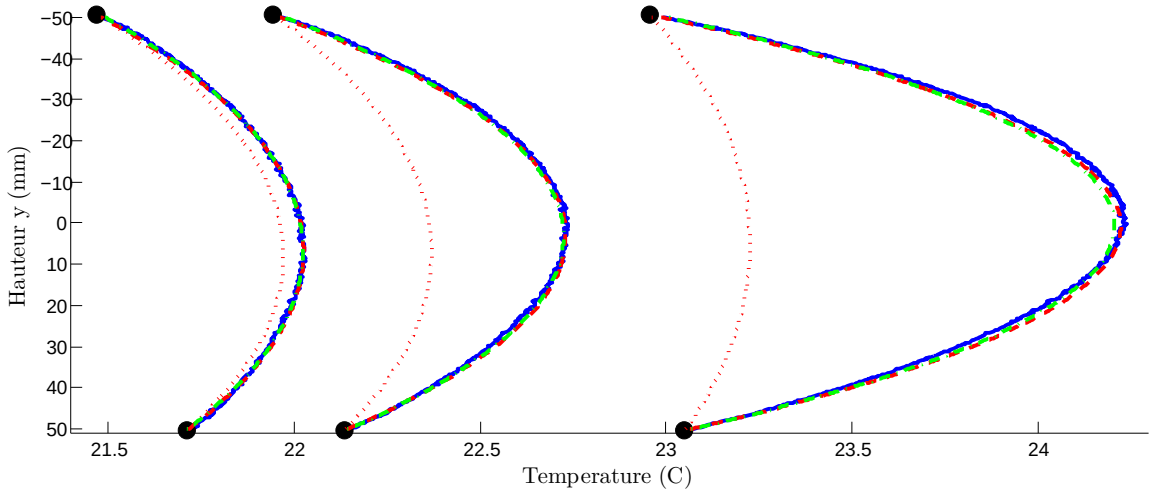


FIGURE 3.12 – *En trait plein bleu*, profils de température mesurée (moyennée sur la largeur) non alternée en fin de phase de sollicitation pour trois blocs de sollicitations (contrainte répétée, amplitudes de contrainte : 66, 114 et 158 MPa). Température stationnaire calculée (modèle filaire) sans source $\breve{T}^{(H)}_{\bar{x}\bar{z}}(y)$ et avec source $\breve{T}^{(H)}_{\bar{x}\bar{z}}(y) + \breve{T}^{(\mathrm{irr})}_{\bar{x}\bar{z}}(y)$ (*en pointillés rouge*) et instationnaire avec source (*en trait mixte vert*).

- Le modèle filaire de la plaque pourrait ne pas avoir les bonnes conditions aux limites aux extrémités inférieures et supérieures de la plaque (en $y = \pm l/2$). En effet, les gradients de température selon $\underline{e}_y$ (proportionnel au flux de chaleur) sont légèrement sous-estimés d'un côté (pour $y < 0$) et sur-estimés de l'autre (pour $y > 0$). Cela pourrait

par exemple être dû à un gradient de température dans l'épaisseur (selon $\underline{e}_z$) qui n'est pas le même aux deux extrémités de l'éprouvette. Ainsi, la température mesurée en surface $T_{\bar{x}}(y = \pm l/2, z = -e/2)$ ne représenterait pas bien la température moyenne $T_{\bar{x}\bar{z}}(y = \pm l/2)$.

- La source dissipative pourrait ne pas être uniforme. En effet, le maintien de l'éprouvette dans les mordaches rend les champs de contraintes et déformation non uniforme. L'étude de la température alternée (cf. partie 3.2.3.3) a révélée la non uniformité de la trace de la déformation en surface. Il est donc possible que la non uniformité du champ de contrainte entrainent une non uniformité du champ de source dissipative qui modifie légèrement la température.

3.2.4 Dissipation dans la plaque

Finalement, la dissipation dans la plaque a été identifiée à l'aide des deux méthodes exposées précédemment. Les modèles ponctuel et filaire ont donné les mêmes valeurs de la dissipation. Ici, seuls les résultats issus des profils de variation de température comparés au modèle filaire 1D sont alors présentés. La dissipation est représentée en fonction de l'amplitude de contrainte nominale pour former une courbe d'auto-échauffement sur la figure 3.13.

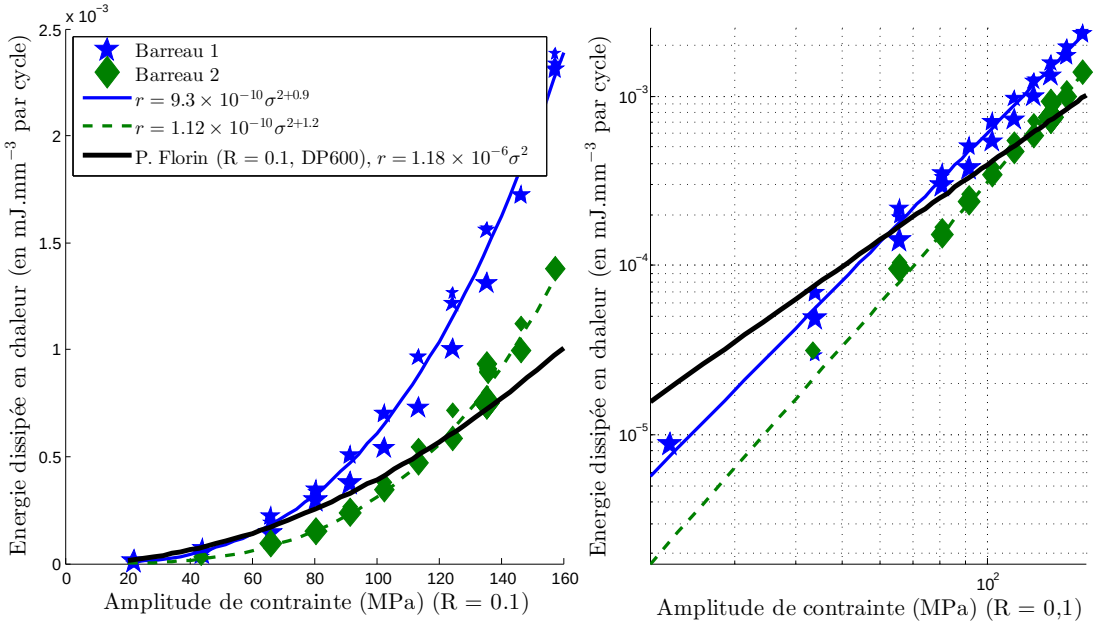


FIGURE 3.13 – Courbes d'auto-échauffement de deux plaques identiques. La taille des points est décroissante selon l'ordre dans lequel les blocs ont été appliqués.

Pour s'assurer de la fiabilité des résultats, deux plaques ont été testées et les blocs d'amplitude croissante ont été répétés pour chaque plaque. Pour chaque plaque, la dissipation à un niveau d'amplitude de contrainte est répétable à 10^{-4} mJ.mm^{-3} par cycle près. Il n'y a

pas d'effet d'histoire visible sur la dissipation mesurée. Par contre, d'une éprouvette à l'autre, les valeurs de dissipation identifiées à partir des mesures sont très différentes. A priori, cela provient de la moindre qualité de la peinture utilisée avec le barreau 2. Cette hypothèse est corroborée par la moindre qualité du profil de température observée pour le barreau 2. Ce problème de peinture est aussi évoqué plus tard pour des essais sur certaines éprouvettes soudées (cf. partie 3.3.3.3). Heureusement, la forme des deux courbes d'auto-échauffement est identique à un facteur près ce qui est suffisant pour la suite. Comme la dissipation semble croitre de manière exponentielle avec l'amplitude de contrainte, un modèle empirique de la forme $r = \alpha\sigma^{\beta}$ est choisi. Ce modèle approche très bien les points expérimentaux. Il est inspiré des modèles analogues de la forme $r = \alpha\sigma^2$ choisis dans [Munier *et al.*, 2014] pour représenter des courbes d'auto-échauffement (dans le régime primaire correspondant à des amplitudes de contraintes sous la limite d'endurance). La puissance β pour le matériau de la plaque (acier DP780) semble valoir 2.9 plutôt que 2 dans la gamme des amplitudes de contrainte testées. Les énergies identifiées sont bien du même ordre que celles présentes dans la littérature pour des matériaux analogues. Ce modèle de dissipation servira pour calculer la dissipation dans l'éprouvette soudée CP dans la partie suivante.

3.3 Cas de l'éprouvette soudée CP

Alors que la méthode d'identification de la source dissipative été présentée et validée sur une plaque, la méthode d'identification de la source dissipative est adaptée dans cette partie à l'éprouvette soudée CP. En particulier les modèles thermiques doivent prendre en compte la géométrie plus complexe de l'éprouvette et l'hétérogénéité des champs mécaniques. Le champ de contrainte est loin d'être uniforme dans l'épaisseur à cause de la flexion des tôles et localement près des points chauds à cause de l'effet d'entaille. Comme pour la plaque, des modèles thermiques sont présentés puis servent aux calculs théoriques des températures et enfin les mesures sur éprouvettes soudées sont analysées et servent à l'identification inverse de la dissipation de chaleur. Si les températures calculées correspondent aux températures mesurées, la source dissipative est correctement identifiée. La dissipation sera alors analysée dans le chapitre suivant pour les différents essais de fatigue réalisés sous divers chargements.

3.3.1 Modèles thermiques d'éprouvette soudée CP

La géométrie de l'éprouvette soudée CP est différente de celle de la plaque. Par conséquent, les modèles de plaque développés dans la partie 3.2.1 sont, dans cette section, adaptés à l'éprouvette soudée CP.

3.3.1.1 Modèle bidimensionnel

Le modèle bidimensionnel de l'éprouvette soudée CP est réalisé de la même manière que dans le cas de la plaque car la géométrie de l'éprouvette soudée est prismatique droite de

normale $\underline{e}_x$. L'équation de la chaleur intégrée est identique.

3.3.1.2 Modèle unidimensionnel

Le modèle unidimensionnel de l'éprouvette soudée CP est réalisé par la connexion isotherme de trois modèles de plaque unidimensionnels comme l'illustre la figure 3.14. Les tem-

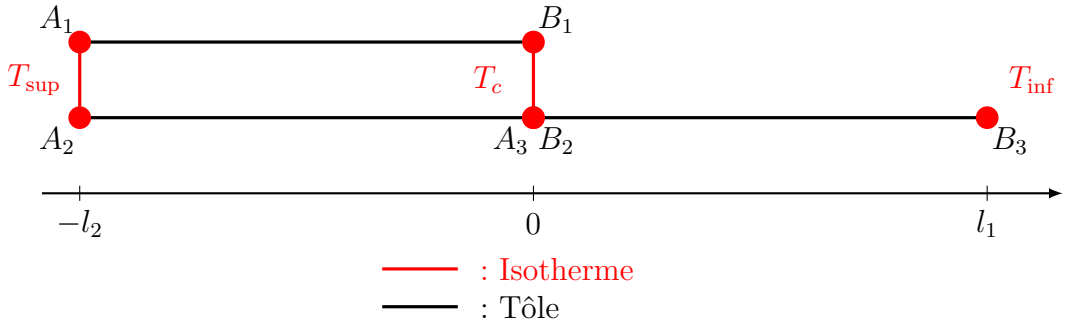


FIGURE 3.14 – Modèle thermique unidimensionnel d'éprouvette soudée CP.

pératures dans les trois plaques qui constituent l'éprouvette suivent alors l'équation (3.42). Dans ce modèle le cordon est ponctuel, de capacité calorifique nulle et n'échange pas de chaleur avec l'extérieur. Il a y donc équilibre des flux entrants et sortants du cordon. Cet équilibre donne la relation :

$$\sum_{i=1}^{3} \underline{q}_{\bar{x}\bar{z}}.\underline{n} = 0 \Longleftrightarrow \left.\frac{\partial T_{\bar{x}\bar{z},1}}{\partial y}\right|_{y=0} + \left.\frac{\partial T_{\bar{x}\bar{z},2}}{\partial y}\right|_{y=0} = \left.\frac{\partial T_{\bar{x}\bar{z},3}}{\partial y}\right|_{y=0} \tag{3.65}$$

Cette relation supplémentaire permet de calculer la température du cordon T_c.

3.3.2 Calculs thermiques sur éprouvette soudée CP

3.3.2.1 Calcul de la température homogène $T^{(H)}$

Comme pour la plaque, le modèle unidimensionnel est bien adapté au calcul de la température homogène. Analytiquement la température stationnaire homogène unidimensionnelle (modèle filaire) dans l'éprouvette soudée est donnée par les relations suivantes :

$$\begin{cases} \breve{T}^{(H)}_{\bar{x}\bar{z},1}(y) &= T_c \cosh\left(\frac{y}{d}\right) + \frac{(T_{\text{sup}}-T_{\text{air}})-T_c\cosh\left(\frac{-l_2}{d}\right)}{\sinh\left(\frac{-l_2}{d}\right)} \sinh\left(\frac{y}{d}\right) + T_{\text{air}} \\ \breve{T}^{(H)}_{\bar{x}\bar{z},2}(y) &= \breve{T}^{(H)}_{\bar{x}\bar{z},1}(y) \\ \breve{T}^{(H)}_{\bar{x}\bar{z},3}(y) &= T_c \cosh\left(\frac{y}{d}\right) + \frac{(T_{\text{inf}}-T_{\text{air}})-T_c\cosh\left(\frac{l_1}{d}\right)}{\sinh\left(\frac{l_1}{d}\right)} \sinh\left(\frac{y}{d}\right) + T_{\text{air}} \end{cases} \tag{3.66}$$

et la température du cordon vaut :

$$T_c = \frac{\frac{2(\breve{T}_{\text{sup}}-T_{\text{air}})}{\sinh\left(\frac{-l_2}{d}\right)} + \frac{(\breve{T}_{\text{inf}}-T_{\text{air}})}{\sinh\left(\frac{l_1}{d}\right)}}{\frac{2}{\tanh\left(\frac{-l_2}{d}\right)} + \frac{1}{\tanh\left(\frac{l_1}{d}\right)}} \tag{3.67}$$

Le calcul de la température homogène stationnaire par un modèle unidimensionnel est vérifié en résolvant le même problème par un calcul par éléments finis volumiques. Les températures T_{inf}, T_{sup} et T_{air} utilisées pour les conditions aux limites proviennent de mesures réelles. La comparaison des deux calculs est montrée sur la figure 3.15. La figure 3.15 montre aussi le

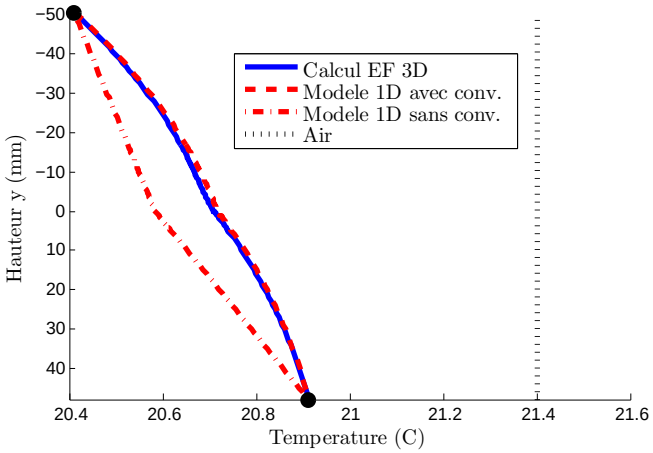


FIGURE 3.15 – Profils de température homogène stationnaire $\breve{T}_{\bar{t}}^{(H)}$ calculée. *En rouge*, par un modèle unidimensionnel (*en trait mixtes*, sans convection et *en pointillés*, avec convection), *en bleu*, par éléments finis volumiques.

calcul de la température stationnaire homogène par un modèle filaire sans convection ($h = 0$). Lorsque la convection est négligeable, le modèle filaire de l'éprouvette soudée donne un profil de température représenté par deux segments qui relient les températures aux extrémités de l'éprouvette (en $y = l_1$ et $y = -l_2$). Le rapport entre les pentes de ces deux segments est de deux pour que le flux de chaleur soit conservé entre la partie inférieure de l'éprouvette et la partie supérieure.

3.3.2.2 Calcul de la température associée au couplage thermo-élastique $T^{(TE)}$

Dans l'éprouvette soudée CP, à cause de la flexion des tôles et de l'effet d'entaille aux points chauds, la trace de la déformation $\operatorname{tr} \underline{\underline{\varepsilon}}$ n'est pas uniforme et donc la source thermo-élastique qui lui est proportionnelle non plus. Un calcul par éléments finis bidimensionnel de la température thermo-élastique est réalisée. Dans ce calcul, la source thermo-élastique provient du résultat d'un calcul par éléments finis volumiques de la trace de la déformation. Le résultat du calcul thermique est donné sur la figure 3.16. Souvent dans la littérature, l'hypothèse d'adiabaticité locale est faite (conduction et convection négligeable). Avec l'hypothèse d'adiabaticité locale, la température en chaque point de l'éprouvette (et en particulier en surface au verso) est directement proportionnelle à la trace de la déformation $\operatorname{tr} \underline{\underline{\varepsilon}}$ selon la relation :

$$T^{(TE)}(\underline{x}, t) = -\frac{kT_0}{\rho c} \operatorname{tr}\left(\underline{\underline{\varepsilon}}(\underline{x}, t)\right) \tag{3.68}$$

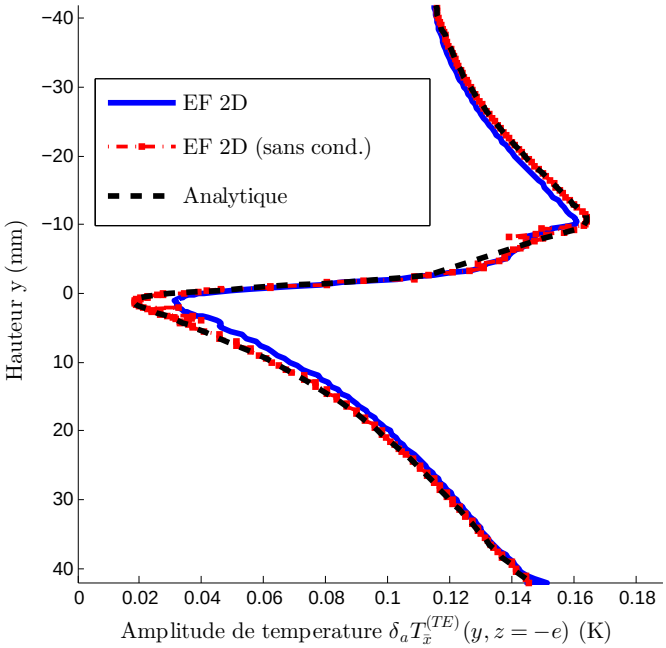


FIGURE 3.16 – Profil d'amplitude de température thermo-élastique au verso de l'éprouvette calculée par éléments finis bidimensionnels $\delta_a T_{\bar{x}}^{(TE)}(y, z = -e)$ avec conduction (*en trait plein bleu*) et sans conduction (*en trait mixte rouge*) et calculée analytiquement par la relation (3.68) (*en pointillés noir*).

Pour estimer la validité de l'hypothèse d'adiabaticité, la longueur caractéristique de diffusion du matériau est calculée. Elle est définie par :

$$l_c \overset{\text{def}}{=} \sqrt{\frac{\lambda}{\rho c \pi f_s}} = 0.37 \text{ mm} \tag{3.69}$$

Elle est du même ordre de grandeur que la résolution de la caméra infrarouge (environ 0.2 mm par pixel). Cette longueur caractéristique ne valide pas l'hypothèse d'adiabaticité. Pour tester l'influence de la conduction, un calcul par éléments finis de la température thermo-élastique a été réalisé en modifiant la conductivité pour la rendre négligeable. Cela a un peu modifié la température calculée au verso de l'éprouvette comme le prouve la figure 3.16. La conduction réduit un peu les gradients d'amplitude de température selon y.

3.3.2.3 Choix de modélisation de la source dissipative r_{irr} et calcul de la température associée $T^{(\text{irr})}$

La température $T^{(\text{irr})}$ dépend directement de la source dissipative r_{irr}. Il faut modéliser cette source pour calculer la température $T^{(\text{irr})}$. Jusqu'à présent, l'hypothèse faite sur la source dissipative r_{irr} à la partie 3.1.5 est que la source dissipative r_{irr} est une fonction positive croissante de la contrainte équivalente de Dang Van notée σ_{DV}. À la vue de l'allure générale

des courbes d'auto-échauffement de la littérature (croissantes et convexes), il est raisonnable de supposer que la dépendance de la source dissipative r_{irr} à la contrainte équivalente de Dang Van σ_{DV} puisse être approchée par une relation de la forme :

$$r_{\text{irr}}(\sigma_{\text{DV}}) = \sum_{i=1}^{n} a_i \sigma_{\text{DV}}^{b_i} \quad (a_i, b_i) \in (\mathbb{R}^{+*})^{2n} \quad b_1 < b_2 < \cdots < b_n \tag{3.70}$$

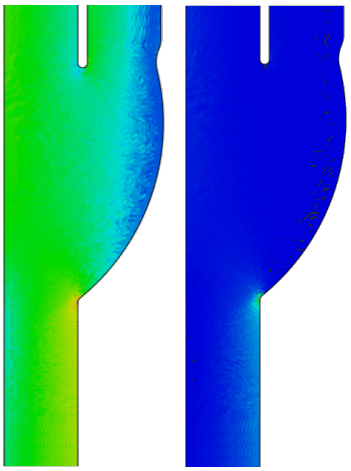
Étant donné la précision sur les profils de température mesurée, le nombre de terme source est limité à $n \leqslant 2$. En général dans la littérature, les courbes d'auto-échauffement sur matériaux métalliques sont analysées en postulant l'existence d'au moins deux régimes délimités en terme de contrainte par la limite d'endurance. Donc il est choisi $n = 2$ et :

$$r_{\text{irr}} = \underbrace{a_1 \sigma_{\text{DV}}^{b_1}}_{r_{\text{irr},1}} + \underbrace{a_2 \sigma_{\text{DV}}^{b_2}}_{r_{\text{irr},2}} \tag{3.71}$$

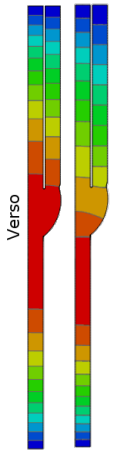
Avec cette forme de source, le premier terme $r_{\text{irr},1}$ et le second terme $r_{\text{irr},2}$ s'interprètent asymptotiquement avec une courbe d'auto-échauffement en remarquant que $r_{\text{irr}} \underset{\sigma_{\text{DV}} \to 0}{\sim} r_{\text{irr},1}$ et $r_{\text{irr}} \underset{\sigma_{\text{DV}} \to \infty}{\sim} r_{\text{irr},2}$. Cette forme de source est aussi utilisée par Munier puis Florin [Munier, 2012, Florin, 2015] (pour un matériau métallique non soudé) avec $n = 2$, $b_1 = 2$ et a_1, a_2 et b_2 constants et homogènes (notations de l'équation (3.70)).

Pour analyser la température associée à cette source dissipative $T^{(\text{irr})}(r_{\text{irr}})$, cette température est décomposée de manière analogue à ce qui a été fait à la partie 3.1.6 grâce à la linéarité du problème thermique. Ainsi, la température associée à cette source dissipative $T^{(\text{irr})}(r_{\text{irr}})$ est la somme pondérée par (a_1, a_2) de deux (car $n = 2$) températures élémentaires associées aux sources dissipatives $\sigma_{\text{DV}}^{b_1}$ et $\sigma_{\text{DV}}^{b_2}$. En pratique, plus la puissance b est grande, plus la source est concentrée en pied de cordon. Comme la contrainte σ_{DV} est relativement homogène selon la direction $\underline{e}_x$ et qu'aucun gradient de température n'a été relevé dans cette direction, la source dissipative est supposée homogène dans cette direction. Les modèles d'éprouvette CP bidimensionnel et unidimensionnel sont donc privilégiés. A priori, le modèle unidimensionnel pourrait être mis en défaut car la source dissipative peut être fortement inhomogène dans l'épaisseur à cause de la flexion des tôles qui induit un fort gradient de la contrainte équivalente de Dang Van. C'est pourquoi les températures élémentaires stationnaires sont calculées par des éléments finis bidimensionnels. La figure 3.17 montre les profils de température au verso (en $z = -e$) de l'éprouvette CP résultant de ces calculs par éléments finis. La forme du profil de température dépend de la puissance b. Lorsque b est suffisamment grand ($\gtrsim 10$), la température irréversible associée à cette source $T^{(\text{irr})}(\sigma_{\text{DV}}^b)$ est quasi-identique à la température irréversible associée à une source ponctuelle en pied de cordon (au centre du repère spatial donc en particulier en $y = 0$). De plus, les courbes d'auto-échauffement montrent une croissance très forte pour de grandes valeurs de la contrainte. En particulier, Munier [Munier, 2012, Munier *et al.*, 2014] relève des valeurs de b_2 comprises entre 8.5 et 32 pour 18 nuances d'acier. Il semble donc raisonnable de considérer que $b \gtrsim 10$ et donc la source irréversible est de la forme :

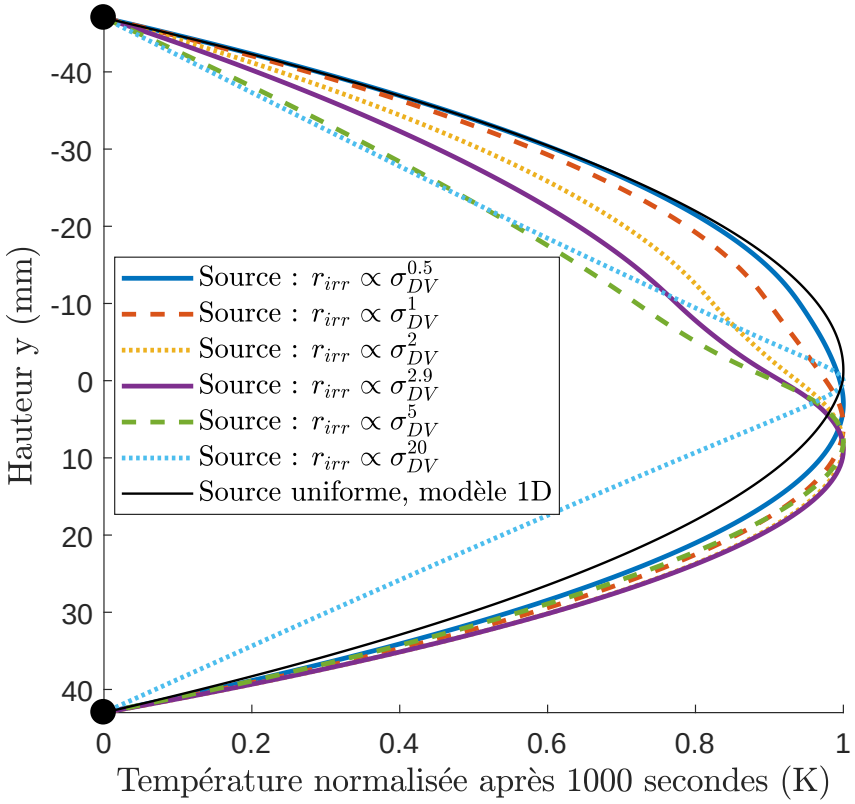
$$r_{\text{irr}} = a_1 \sigma_{\text{DV}}^{b_1} + a_2 \delta_0 \tag{3.72}$$



(a) Sources $r_{\mathrm{irr}} \propto \sigma_{\mathrm{DV}}^{0.5}$ et $r_{\mathrm{irr}} \propto \sigma_{\mathrm{DV}}^{2.9}$ (*de gauche à droite*).



(b) Champs de températures élémentaires $\breve{T}^{(\mathrm{irr})}(\sigma_{\mathrm{DV}}^{0.5})$ et $\breve{T}^{(\mathrm{irr})}(\sigma_{\mathrm{DV}}^{2.9})$ (*de gauche à droite*).



(c) Profils de températures extraites au verso ($z = -e$) normalisées par les températures maximales.

FIGURE 3.17 – Résultats des calculs par des éléments finis bidimensionnels de températures élémentaires stationnaires $\breve{T}^{(\mathrm{irr})}(\sigma_{\mathrm{DV}}^{b})$ pour plusieurs valeurs de b.

où δ_0 est une distribution de Dirac (dont l'intégration dans le volume vaut donc 1) centrée en pied de cordon (de coordonnées $(0,0,0)$).

Jusqu'à présent, dans l'interprétation des courbes d'auto-échauffement de la littérature notamment, les valeurs (a_i, b_i) ont été considérées comme constantes et homogènes dépendant uniquement du matériau testé. Cela est raisonnable car le matériau et la contrainte étaient souvent homogènes et les chargements sont effectués de manière à limiter les effets des irréversibilités sur les mesures de dissipation. Toutefois, dès le début de l'essai, le matériau dans l'éprouvette soudée est inhomogène notamment dans le cordon et la ZAT. Ces hétérogénéités pourraient même s'accentuer avec l'endommagement local du matériau au cours des essais de fatigue. Les coefficients (a_i, b_i) pourraient donc aussi dépendre de la position du point matériel considéré (repéré par $\underline{x}$). Toutefois, il est trop difficile d'identifier les inhomogénéités de (a_i, b_i) dans la ZAT et le cordon. Les coefficients (a_i, b_i) sont donc supposés uniformes dans le volume de l'éprouvette. De plus, dans le cadre de l'étude du cumul d'endommagement, il est logique de permettre aux valeurs (a_i, b_i) d'évoluer au cours de la sollicitation de fatigue. On note alors que a_1, b_1 et a_2 dépendent de l'évolution du matériau à travers les variables internes $\boldsymbol{\chi}$. Munier [Munier, 2012] montre notamment qu'une pré-déformation plastique influe fortement sur la dissipation et plus spécifiquement sur a_1 et a_2. Par contre, b_1 semble peu évoluer. Pour simplifier l'identification b_1 est alors fixé à 2.9 en adéquation avec les résultats de dissipation obtenus sur la plaque (cf. partie 3.2.4). La contrainte équivalente σ_{DV} n'est évidemment pas homogène et dépend donc du point matériel considéré. En outre, il est possible de la faire évoluer en fonction de l'histoire du chargement. Par exemple, l'évolution de la dissipation suite à une forte surcharge pourrait être modélisée par une modification de la contrainte équivalente conséquente à l'écrouissage localisé de l'éprouvette CP. Finalement, la source dissipative pour l'éprouvette soudée CP s'écrit :

$$r_{\text{irr}} = a_1(\boldsymbol{\chi})\sigma_{\text{DV}}(\underline{x};\boldsymbol{\chi})^{b_1} + a_2(\boldsymbol{\chi})\delta_0(\underline{x}) \tag{3.73}$$

Le calcul du profil de la température irréversible stabilisée $\breve{T}^{(\text{irr})}(r_{\text{irr}})$ est donc calculée en réalisant la somme pondérée suivante :

$$\breve{T}^{(\text{irr})} = a_1(\boldsymbol{\chi})\underbrace{\breve{T}^{(\text{irr})}\left(\sigma_{\text{DV}}(\underline{x};\boldsymbol{\chi})^{b_1}\right)}_{\overset{\text{def}}{=}\breve{T}_1(\underline{x};\boldsymbol{\chi})} + a_2(\boldsymbol{\chi})\underbrace{\breve{T}^{(\text{irr})}\left(\delta_0(\underline{x})\right)}_{\overset{\text{def}}{=}\breve{T}_2(\underline{x};\boldsymbol{\chi})} \tag{3.74}$$

Pour simplifier l'identification des sources de chaleur, $\breve{T}_1$ et $\breve{T}_2$ seront considérés connu. En pratique, l'utilisation de ce modèle de source dissipative appliqué au cas des mesures de température au verso des éprouvettes CP se fait grâce à la relation :

$$\breve{T}^{(\text{irr})}(y) = a_1\breve{T}_1(y) + a_2\breve{T}_2(y) \tag{3.75}$$

$\breve{T}_1$ et $\breve{T}_2$ sont les profils de températures stabilisées calculées par des éléments finis bidimensionnels et extraites au verso de l'éprouvette CP modélisée. Les profils de températures $\breve{T}_1(y)$ et $\breve{T}_2(y)$ sont normalisés et présentés sur la figure 3.17 (avec $b_1 = 2.9$ pour $\breve{T}_1$).

3.3.3 Mesures des températures dans une éprouvette soudée et identification de la dissipation

3.3.3.1 Température en phase de repos stationnaire

Le profil de température en phase de repos stationnaire (après au moins 20 minutes d'attente) est représenté sur la figure 3.18. La température mesurée est relativement bien

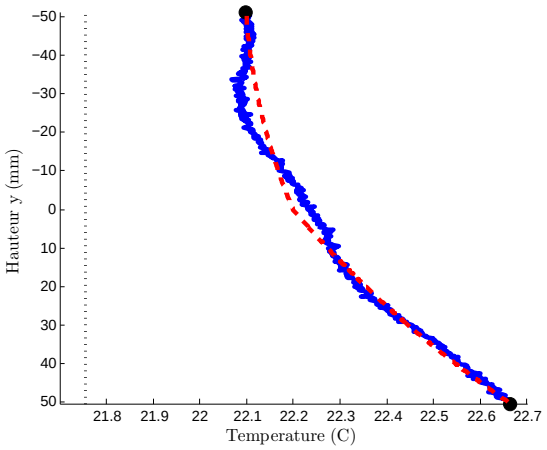
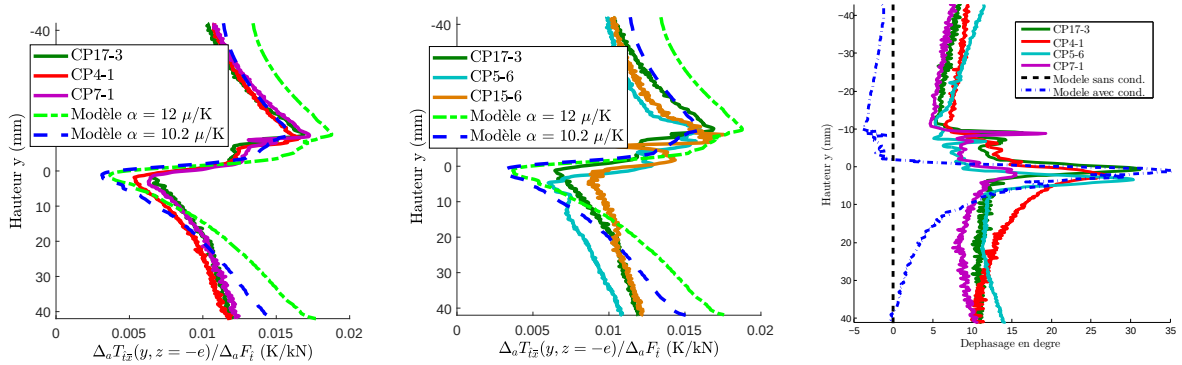


FIGURE 3.18 – *En bleu*, profils de température mesurée au verso (moyennée sur la largeur) de l'éprouvette soudée CP en phase de repos stationnaire. *En pointillés rouge*, résultats du calcul de température stationnaire homogène par un modèle filaire $\breve{T}^{(H)}_{\bar{t}\bar{x}\bar{z}}(y)$. *En pointillés noir*, température de l'air T_{air}.

représentée par la température homogène stationnaire calculée à l'aide du modèle filaire. Ce calcul est donc utilisé pour soustraire à la température mesurée la température homogène et ainsi identifier la température associée à la dissipation.

3.3.3.2 Température alternée en phase de sollicitation

La température alternée (définie à la partie 3.1.4) permet d'analyser indirectement le champ de déformation. En effet, si la température alternée est due uniquement au couplage thermo-élastique ($T_{\bar{t}} = T^{(TE)}$) elle peut renseigner sur la trace de la déformation en surface. S'il y a adiabaticité locale, l'amplitude de température alternée $\delta_a T_{\bar{t}}$ est proportionnelle à l'amplitude de la trace de la déformation $\delta_a \operatorname{tr}(\underline{\underline{\varepsilon}})$ (équation (3.68)). Cependant les calculs de la partie 3.3.2.2 mettent déjà l'hypothèse d'adiabaticité en défaut. C'est pourquoi, sur la figure 3.19, les mesures de température alternée sont comparées aux calculs de température thermo-élastique avec et sans conduction. Les profils de températures alternées sont proches les uns des autres malgré les différences de déformées dues au procédé de soudage (cf. partie 2.5). Le calcul de température thermo-élastique prédit grossièrement la mesure de température alternée mais il y a une différence importante. Cette différence importante peut



(a) Sur éprouvettes sollicitées à amplitude constante.

(b) Sur éprouvettes sollicitées à amplitude constante (CP17-3) et variable (CP5-6 et CP15-6).

(c) Profil de déphasage entre la température alternée et l'effort.

FIGURE 3.19 – Profils d'amplitude de température alternée moyennée sur la largeur $\delta_a T_{\tilde{t}\tilde{x}}$ mesurée au verso d'éprouvette soudée CP (*en trait plein*) et amplitude de température thermo-élastique $\delta_a T_{\tilde{x}}^{(TE)}$ calculée (*en pointillés*, cf. figure 3.16). Toutes les températures sont divisées par l'amplitude d'effort appliquée $\delta_a F_y$.

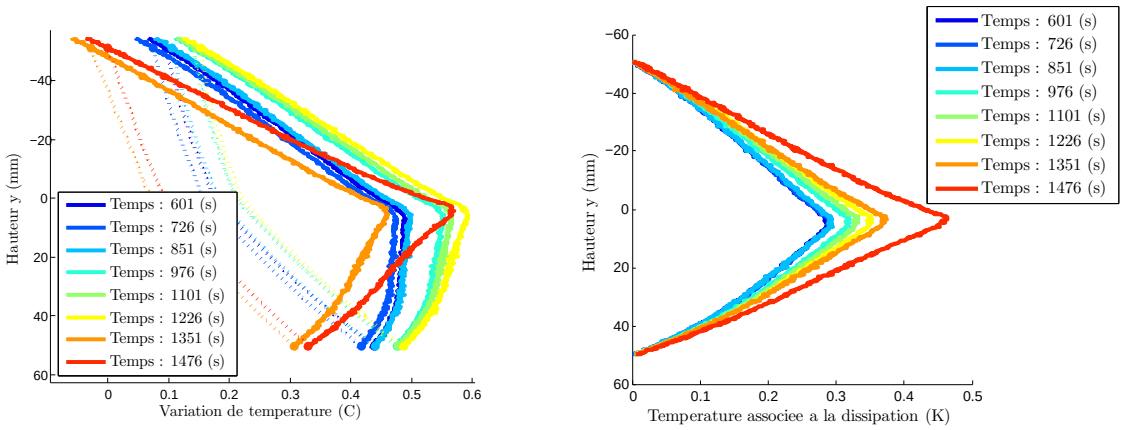
être due à la peinture. L'effet non négligeable de la peinture pourrait avoir déjà été observé sur la plaque (cf. partie 3.2.3.3) par le biais du déphasage entre la température et l'effort. La figure 3.19(c) montre le déphasage mesuré et calculé pour l'éprouvette CP. Le déphasage calculé et mesuré est important. Le déphasage est partiellement prédit par le modèle notamment au centre de l'éprouvette par la conduction. L'hypothèse d'adiabaticité est donc mise en défaut et particulièrement au niveau du pied de cordon à cause des forts gradients de source thermo-élastique dans l'épaisseur à cet endroit. La figure montre un déphasage mesuré plus grand que celui prédit en dehors du centre de l'éprouvette.

Finalement, les différences de déformées ne sont pas très visibles à travers les profils de température alternée. Il n'est donc pas possible d'identifier les différences de déformées dues au procédé de soudage à l'aide du couplage thermo-élastique. De plus, les profils de température alternée ne sont pas assez précisément prédits pour permettre une identification inverse des champs mécaniques. Ce manque de précision peut être dû à l'effet « isolant thermique » de la peinture non négligeable pour des fréquences de sollicitation importante. Cette identification serait aussi difficile car il a été montré qu'il n'y a pas adiabaticité locale malgré la fréquence élevée de sollicitation. La température alternée locale mesurée en surface au verso n'est donc pas proportionnelle à la variation de la trace de la déformation en surface.

3.3.3.3 Température non alternée en phase de sollicitation

Comme pour la plaque, il a été préféré analyser les variations de température par rapport à l'état de repos stationnaire précédant la phase de sollicitation plutôt que la température absolue. Cela permet de soustraire certaines erreurs constantes dans le temps commises sur

la mesure de la température. Le « bruit » de mesure semble alors réduit. La température mesurée est aussi moyennée sur la largeur puis moyennée sur une période apparente de sollicitation pour supprimer la température associée au couplage thermo-élastique. Cela donne un profil de variation de température selon la direction $\underline{e}_y$. Ces profils de variation de température sont alors comparés aux températures calculées. Un exemple de profil de variation de température mesurée est donné sur la figure 3.20(a) à divers instants sur l'éprouvette soudée CP4-7 sollicitée à amplitude constante. À partir des profils de variation de tempéra-



(a) *En trait plein*, profils de températures mesurées moyennées sur la largeur à différents instants au cours de la sollicitation. *En pointillés*, température homogène stationnaire calculée par un modèle filaire $\delta\breve{T}^{(H)}_{\breve{x}\breve{z}}(y)$.

(b) Différences entre les températures mesurées moyennées sur la largeur et les températures homogènes stationnaires calculées par un modèle filaire à différents instants au cours de la sollicitation.

FIGURE 3.20 – Variations de température à différents instants (éprouvette CP4-7).

ture mesurée plusieurs observations sont faites. La température sur la partie supérieure de l'éprouvette ($y < 0$) est très rectiligne (faible courbure) ce qui laisse penser que la partie supérieure de l'éprouvette ne fait globalement que conduire la température : la convection agit peu et il y a peu de source de chaleur dans cette partie. Sur les profils de variation de température il existe un maximum de variation de température très marqué au niveau du pied de cordon (en $y = 0$). Ce pic de température est attendu étant donné la forte localisation de la contrainte en pied de cordon (d'où le nom de point chaud). Sur la partie inférieure de l'éprouvette ($y > 0$), le profil de température est courbe. La courbure peut être due à de la convection ou à la présence d'une source de chaleur dissipative dans la partie uniforme. Toutefois, la courbure n'est pas majoritairement due à la convection car sinon elle serait aussi visible sur la partie supérieure de l'éprouvette. Il existe donc une source de chaleur repartie sur la partie inférieure de l'éprouvette. La co-existence de deux sources de chaleur dont l'une est répartie $r_{\text{irr},1}$ et l'autre est ponctuelle $r_{\text{irr},2}$ supposée par l'analyse des courbes d'auto-échauffement (cf. partie 3.3.2.3) est donc corroborée par l'observation des profils de variation de température. Pour s'affranchir des variations de température aux extrémités de l'éprou-

vette CP, la température homogène calculée $T^{(H)}_{\bar{x}\bar{z}}$ est soustraite à la température mesurée. Un exemple de ce profil de variation de température est donné sur la figure 3.20(b). À partir du choix de la forme de la source dissipative (cf. partie 3.3.2.3), l'identification de la source dissipative r_{irr} revient à identifier les scalaires positifs a_1 et a_2 qui minimisent l'écart entre la température calculée $\breve{T}^{(\text{irr})}_{\bar{x}\bar{z}}(y; r_{\text{irr}}(a_1, b_1, a_2)))$ et le profil de variation de température mesuré auquel la température homogène calculée été soustraite. Bien que l'identification des sources soit assez satisfaisante ainsi, une amélioration est proposée. Les variations de température de l'air sont souvent faibles et prises en compte à travers la mesure par capteur. Ce qui a permis de bien modéliser les températures en phases de repos par exemple. Toutefois, la mesure de la température de l'air reste locale et a une certaine inertie. En pratique, la mesure n'est pas assez fiable sur des temps longs (supérieurs à 10 minutes) avec la précision souhaitée (de l'ordre de 0.1 $^\circ$C). C'est pourquoi, il a été choisi d'identifier la température de l'air à partir des profils de température plutôt que d'utiliser la température de l'air mesurée pour le calcul de la température homogène $T^{(H)}_{\bar{x}\bar{z}}$. Finalement, le profil 1D de température théorique est de la forme :

$$T_{\text{th}}(y;t) = T_1(t)\frac{\breve{T}_1(y)}{\max_y \breve{T}_1(y)} + T_2(t)\frac{\breve{T}_2(y)}{\max_y \breve{T}_2(y)} + T_{\text{conv}}(t)\frac{\breve{T}_{\text{conv}}(y)}{\max_y \breve{T}_{\text{conv}}(y)} \tag{3.76}$$

où T_1, T_2 et T_{conv} sont des scalaires homogènes à des températures qui peuvent évoluer avec le temps en fonction du chargement de fatigue appliqué. T_1, T_2 et T_{conv} sont identifiés à partir du profil de variation de température mesurée $T_{\text{mes},\bar{t}\bar{x}}$ par minimisation au sens des moindres carré. T_1 et T_2 sont proportionnelles aux sources primaire a_1 et secondaire a_2. T_1 et T_2 représentent les contributions respectives des sources primaire (répartie) et secondaire (ponctuelle) à la variation de température mesurée. À ce titre, les valeurs de T_1 et T_2 sont imposées positives ou nulles lors de l'identification. T_{conv} est la variation de température de l'air théorique. L'identification des trois scalaires T_1, T_2 et T_{conv} est relativement robuste car les profils de température $\breve{T}_1(y)$, $\breve{T}_1(y)$ et $\breve{T}_{\text{conv}}(y)$ sont relativement différents comme c'est visible sur l'illustration 3.21. En particulier, les courbures des profils de températures $\breve{T}_1(y)$, $\breve{T}_1(y)$ et $\breve{T}_{\text{conv}}(y)$ aux extrémités de l'éprouvette sont différentes. Il est intéressant de noter que l'identification en parallèle de la température de l'air et de la dissipation n'est pas possible dans le cas de la plaque simple car la convection et une source de chaleur uniforme ont des effets théoriquement identiques sur les profils de température.

Trois peintures différentes noires mâtes de différentes qualités ont été utilisées :

Peinture 1. Monopol Noir Mat Finition 605 RAL 9005 (bonne qualité pour la thermographie)

Peinture 2. CRC Acryl Ral 9011 mat (qualité médiocre pour la thermographie)

Peinture 3. MBP Electrolube (bonne qualité pour la thermographie)

Avec la peinture 2 dont l'émissivité est médiocre, le profil de température au centre de l'éprouvette est erratique. A priori, cela est dû à l'effet combiné de l'émissivité trop faible de la

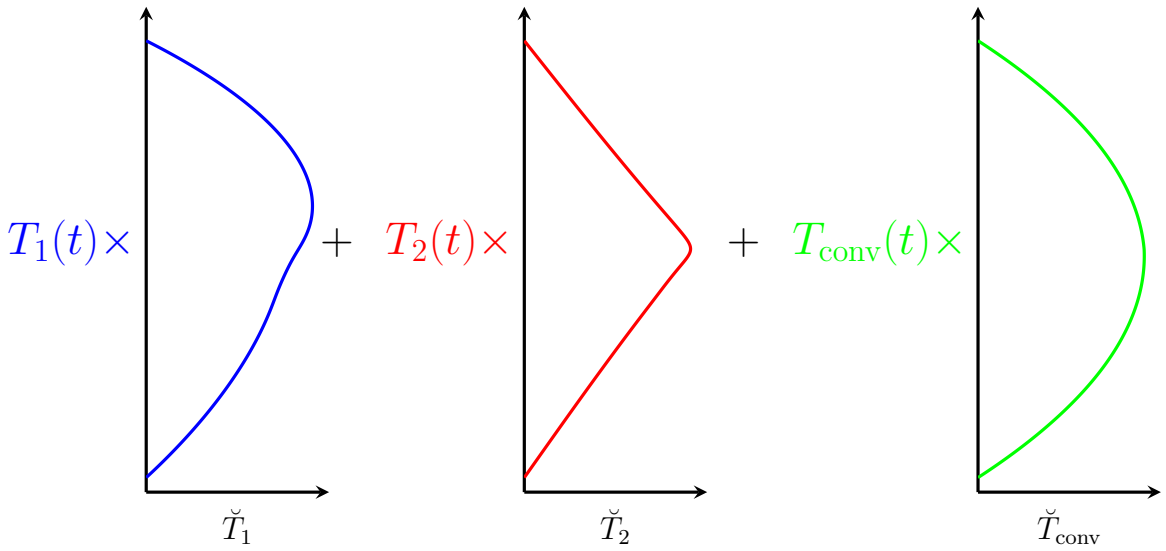


FIGURE 3.21 – Illustration de l'identification de la dissipation.

peinture et à des légers défauts de non planéité au centre de l'éprouvette. C'est pourquoi, lors de l'identification des sources de chaleur à partir des profils de température, la zone centrale est parfois omise de l'identification. Heureusement, l'identification des sources de chaleur reste fiable notamment grâce aux différentes pentes et courbures des profils de température près des extrémités de l'éprouvette. La figure 3.22 expose le résultat de l'identification de la température théorique pour différentes peintures utilisées.

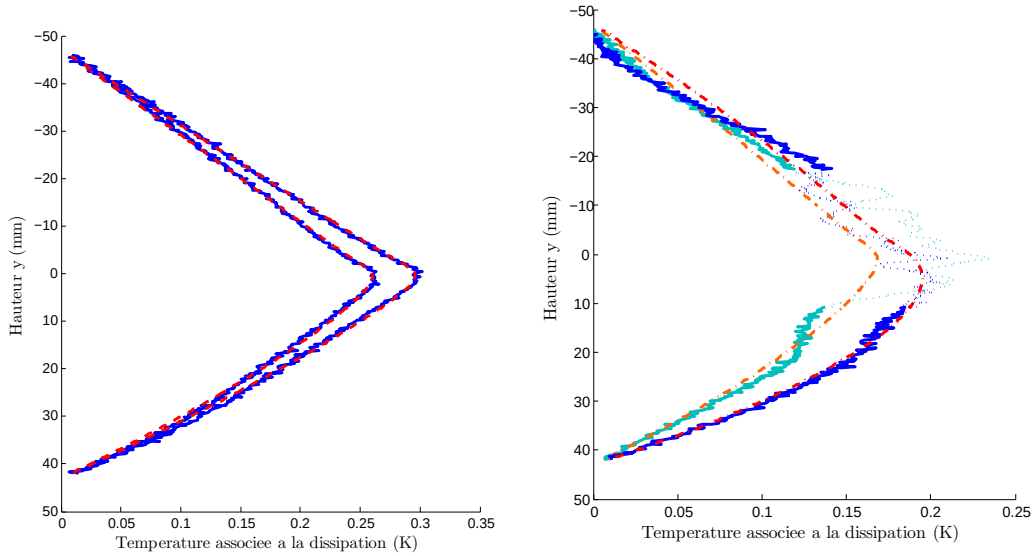
3.4 Conclusion

L'objectif de ce chapitre est de proposer une méthode d'identification d'une source dissipative localisée en pied de cordon, susceptible d'être corrélée à l'endommagement, à partir de variations de température. Cela revient à résoudre un problème thermique inverse.

Pour le résoudre, le modèle thermique général est d'abord expliqué dans la première partie. Il utilise une formulation relativement classique de l'équation de la chaleur avec un couplage thermomécanique faible et des échanges par convection. Aux extrémités inférieures et supérieures des éprouvettes, des conditions aux limites de Dirichlet (en température) sont imposées plutôt que des flux de chaleur.

Dans une seconde partie, les variations de températures lors de sollicitations cycliques à amplitude constante sur un barreau simple sont analysées : des mesures sont effectuées et le modèle thermique est appliqué et résolu. La bonne corrélation obtenue entre les températures calculées et mesurées en phase de sollicitation et de repos permet de valider le modèle thermique.

Dans une troisième partie, les variations de températures lors de sollicitation cyclique sur les éprouvettes CP sont aussi analysées. L'application du modèle thermique à cette éprouvette



(a) Éprouvette CP4-7 (peinture 1) (b) Éprouvette CP8-5 (peinture 2)

FIGURE 3.22 – *En trait plein*, différences entre les températures mesurées moyennées sur la largeur et les températures stationnaires homogènes calculées par un modèle filaire à différents instants au cours de la sollicitation. *En traits discontinus*, profils de températures associées à la source dissipative identifiés T_{th}.

est plus complexe que pour le barreau simple. En particulier, les forts gradients de contraintes induits par la flexion et l'effet d'entaille aux points chauds a amené à modéliser la source dissipative plus précisément que pour le barreau simple. La source dissipative est décomposée en deux termes ou deux sources. Le premier terme décrit la source dissipative pour des amplitudes de contraintes faibles, inférieures à la limite d'endurance (régime primaire) ; il est donc associé aux phénomènes non endommageants. Le second terme est complémentaire au premier. Il est associé aux amplitudes de contraintes élevées (régime secondaire) et aux phénomènes endommageants. Par son écriture, cette seconde source se localise très fortement en pied de cordon, là où l'endommagement se produit. Les amplitudes de ces sources sont identifiées pour minimiser l'écart entre les températures théoriques et numériques. Dans le modèle thermique, la température de l'air agit fortement sur la température de l'éprouvette. Les variations de température de l'air sont alors identifiées simultanément et de manière analogue à l'amplitude des sources. Les températures mesurées sont alors bien approchées par les températures calculées, ce qui confirme la validité de la modélisation adoptée. Dans le chapitre suivant, l'évolution de la source dissipative associée au régime secondaire est analysée et son lien avec les durées de vie est testé . Les résultats de dissipation qui sont exposés dans le chapitre suivant sont difficilement extrapolables aux structures non entaillées. D'une part, les mécanismes irréversibles à l'origine de la source dissipative aux points chauds sont particuliers et il peut y avoir une plus forte activité plastique par concentration de contrainte. D'autre

part, la forte concentration de la source dissipative « secondaire » rend l'identification de cette dernière relativement différente de celle obtenue sur une éprouvette non entaillée.

Chapitre 4

Analyse de résultats expérimentaux

Sommaire

4.1 Fissuration des éprouvettes CP 118

4.1.1 Description des fissures 118

4.1.2 Résistance électrique mesurée 119

4.1.3 Déformations mesurées par les jauges en fin de durée de vie 121

4.1.4 Critère d'amorçage et analyse de la propagation de fissure 122

4.2 Essais de fatigue à amplitude constante 123

4.2.1 Étude des durées de vie et part de la fissuration 123

4.2.2 Évolution de la dissipation 125

4.3 Essais de fatigue à amplitude variable 128

4.3.1 Chargements à amplitude variable 128

4.3.2 Courbe S-N équivalente 133

4.3.3 Résultats des essais sous chargement avec surcharge ponctuelle . . 134

4.3.4 Calculs par éléments finis et analyse des essais avec surcharge ponctuelle 139

4.3.5 Résultats des essais sous chargements périodiques à deux amplitudes 140

4.3.6 Calcul par éléments finis et analyse des essais périodiques 147

4.3.7 Résultats des essais sous chargement issu d'un enregistrement réel 147

4.3.8 Effets de cumul non linéaire 149

4.4 Préconisations 150

4.4.1 Choix d'un modèle 150

4.4.2 Choix d'un chargement de caractérisation 151

4.5 Conclusion 152

4.1 Fissuration des éprouvettes CP

La durée de vie en fatigue jusqu'à la rupture complète des structures comprend une part de propagation de fissure. La durée de la propagation en fatigue est significative en fatigue polycyclique. Dans l'industrie automobile les pièces sont considérées défaillantes avant que les fissures ne soient totalement traversantes. Actuellement, la défaillance d'une pièce est définie par une perte de raideur qui correspond environ à une fissure qui traverse la moitié de l'épaisseur de la tôle (cf. [Fayard, 1996]). Malgré cela, la durée de propagation entre la détection d'une petite fissure et la défaillance de la pièce demeure non négligeable. La phase de propagation de fissure, en plus de concerner une grande partie de la durée de vie, met en jeu des phénomènes physiques différents de ceux associés à la phase d'amorçage de fissure. C'est pourquoi, la phase de propagation de fissure est étudiée dans cette partie. L'objectif de cette partie est d'estimer la plus petite fissure détectable. La taille de la pus petite fissure dépend des moyens de mesures qui ont été mis en place. La réponse de ces derniers est donc analysée. Finalement, un critère d'amorçage est donné.

4.1.1 Description des fissures

La plupart des éprouvettes sollicitées en fatigue (50 sur 62) ont rompues en pied de cordon. La plupart des éprouvettes rompues en pied de cordon présentent un faciès de rupture relativement symétrique le long du cordon (selon l'axe $\underline{e}_x$). Les fissures ne s'amorcent pas au bord de l'éprouvette. Cela valide la conception et l'élaboration de l'éprouvette, sans moustache, seulement découpée puis fraisée sur les bords définis par $x = \pm L/2$. Quelques éprouvettes (5 sur 62) ont fissurées en racine du cordon de soudure. Seulement les éprouvettes qui ont rompues en racine étaient plus déformées que les autres après le soudage (voir figure 2.20). Les géométries des éprouvettes après soudage (flèche moyenne A fortement négative) sont telles que la mise en place de ces éprouvettes dans les mors comprime fortement la matière en pied de cordon. Ces déformations extrêmes mesurées expliquent que les éprouvettes concernées s'endommagent plutôt en racine qu'en pied. Les éprouvettes qui rompent en racine sont écartées car les déformations induites par le soudage seraient inacceptables en fabrication. Tous les résultats de fatigue présentés par la suite sont issus des éprouvettes ont rompues en pied de cordon ou qui n'ont pas rompues.

Deux faciès de rupture macroscopique sont visibles sur la figure 4.1.

(a) Éprouvette CP17-2. (b) Éprouvette CP5-8.

FIGURE 4.1 – Faciès de rupture d'éprouvettes soudées CP rompues en pied de cordon à la fatigue.

4.1.2 Résistance électrique mesurée

Pendant les essais de fatigue, un suivi de fissuration a été fait à l'aide d'un suiveur de fissure comme cela est présenté à la partie 2.4.2. Le suiveur de fissure mesure la résistance électrique entre deux points situés de part et d'autre du cordon. La figure 4.2 montre l'évolution des résistances électriques au cours de plusieurs essais de fatigue. Comme attendu, les

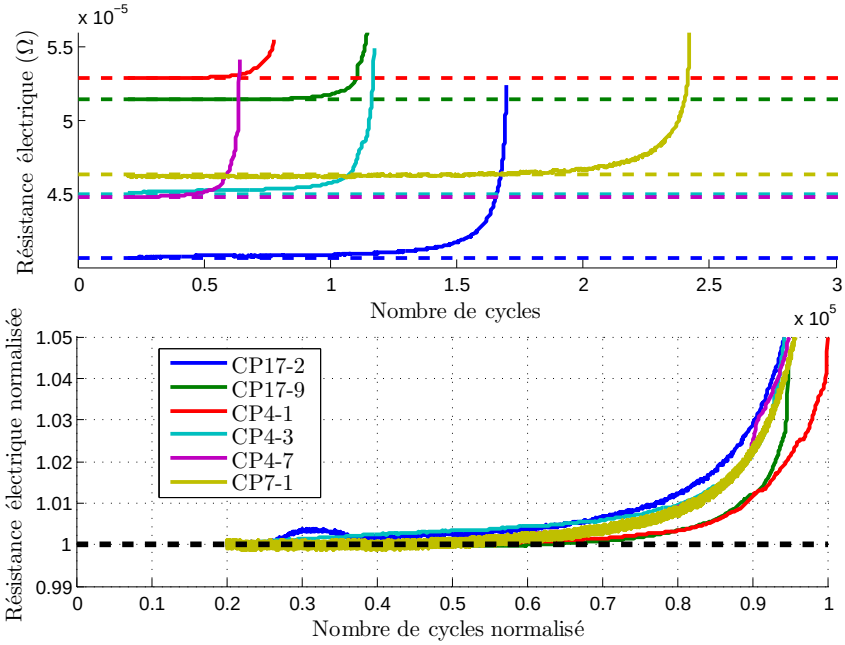


FIGURE 4.2 – Évolution de la résistance électrique mesurée pendant plusieurs essais de fatigue à amplitude constante.

résistances électriques mesurées sont stables au début des essais de fatigue puis augmentent de manière exponentielle. Cela révèle les phases d'amorçage puis de propagation de fissure en pied de cordon.

Dans le cas de chargement à amplitude variable, il a été relevé que la résistance électrique était liée à l'amplitude du chargement. Plus l'amplitude d'effort est grande plus la résistance électrique est élevée. La figure 4.3 montre des variations de résistance électrique pendant un chargement à amplitude variable à deux niveaux. La variation relative de résistance est de 2% environ. L'effet de l'effort sur la résistance électrique n'a pas une origine clairement établie. Plusieurs hypothèses sont proposées.

1. La déformation de la matière modifie la résistance locale du matériau. La dépendance exacte de la résistivité à la déformation n'est pas connue. Mais le rapport entre résistivité et déformation vaut autour de 2 pour les jauges de contraintes métalliques. Avec ce rapport et en considérant une variation de déformation de $0,5 \times 10^{-3}$ mm/mm mesurée aux jauges, la variation relative de résistance prédite est de 0,1%. Cette hypothèse pourrait donc expliquer les variations de résistances observées.

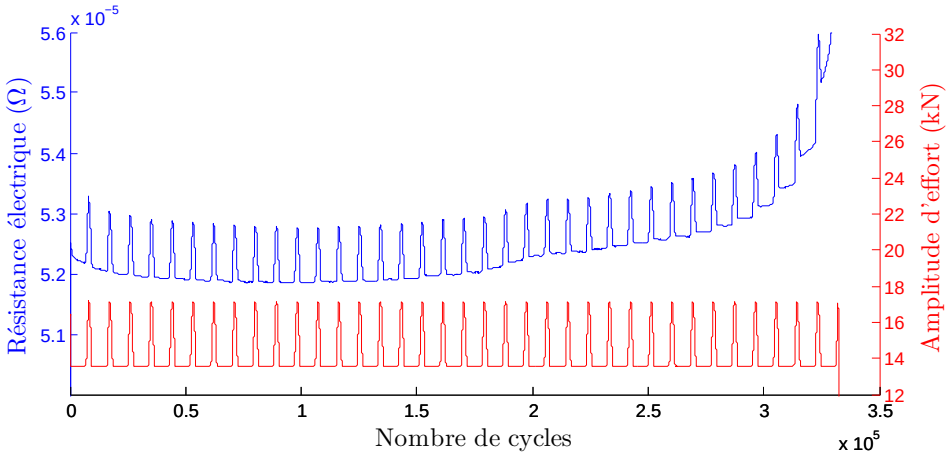


FIGURE 4.3 – Évolution de la résistance électrique mesurée pendant un essai de fatigue à amplitude variable (éprouvette CP5-8).

2. L'échauffement de la matière modifie sa résistivité. Pour les métaux, la sensibilité de la résistance à la température est comprise entre 3×10^{-3} et 7×10^{-3}. Une variation de résistivité due à la température n'est donc pas clairement négligeable.

3. Des micro-fissures existent dès le début des essais. Dans un champ de contraintes résiduelles non uniforme, ces micro-fissures sont d'autant plus ouvertes que l'effort de traction est important. En effet, les mesures de résistance sont synchronisées avec l'effort pour que l'effort soit maximal quand la résistance est enregistrée.

Une disparité importante des résistances électriques en début d'essai est observée. Elle est vraisemblablement due au positionnement des prises de potentiel électrique. En effet, un décalage de positionnement de d'ordre de 1 mm est possible et entraine une variation de résistance de l'ordre de 2×10^{-6} Ω (calculée en considérant un flux de courant uniforme dans l'éprouvette CP). Les résistances électriques en début d'essai ne sont sûrement pas dues aux déformations car aucune corrélation n'a été trouvée avec les efforts appliqués ou avec les déformations mesurées aux jauges. De plus, la dépendance à la déformation est seulement de l'ordre de 2 % contre une disparité des résistances en début d'essai de l'ordre de 10 %. Le calcul du champ de potentiel électrique par éléments finis de la partie 2.4.4 donne une résistance électrique de $4,0 \times 10^{-5}$ Ω entre les prises de potentiel pour une éprouvette CP non fissurée. Cette valeur est du même ordre de grandeur que les valeurs de résistance mesurées (entre 4 et 5,5 Ω environ). Toutefois, une différence significative demeure entre les résistances théoriques et mesurées. Cette différence est imputable à la résistivité électrique non uniforme dans l'éprouvette et notamment au niveau du cordon. En effet, la résistivité électrique est une caractéristique de la matière très sensible à la nuance d'acier utilisée.

La qualité des mesures de résistance électrique et l'influence non négligeable de l'effort sur la résistance électrique invitent à la prudence quant à l'exploitation de ces mesures. Certains essais permettraient de définir un seuil de variation de résistance à l'amorçage inférieur à 5 ×

10^{-8} Ω (soit une variation relative d'environ 0,1 %). Toutefois, certains essais présentent des dérives de résistances importantes et les résistances des essais à amplitudes variables varient avec l'effort. De plus, la déformation et la température pourraient induire des variations de résistance électrique non voulues importantes. Ces constats obligent à définir un critère d'amorçage en variation de résistance électrique dégradé. Le seuil de résistance électrique à l'amorçage est donc fixé à 5×10^{-7} Ω (soit une variation relative d'environ 1 %). Les calculs par éléments finis présentés à la partie 2.4.4 permettent d'estimer la taille des plus petites fissures détectables par chute de potentiel électrique. Ainsi, pour une précision de 5×10^{-8} Ω, la plus petite fissure détectable est estimée à plus de 3,6 mm de longueur soit une profondeur de fissure de 0,72 mm. Pour une précision de 5×10^{-7} Ω, la plus petite fissure détectable a une longueur de plus de 8 mm (soit 1,6 mm de profondeur). Dans le cas général, la propagation de fissure ne peut pas être analysée finement par les mesures de résistance électrique. Seuls quelques essais de fatigue à amplitude constante se prêtent à une interprétation détaillée de la mesure de résistance électrique. Les nombreuses perturbations du signal électrique justifient la nécessité de recouper les mesures de résistance électrique avec les mesures de déformation aux jauges pour détecter l'amorçage d'une fissure.

4.1.3 Déformations mesurées par les jauges en fin de durée de vie

Pour chaque essai de fatigue, des mesures de déformation par des jauges ont été faites en plus des mesures de résistance électrique pour le suivi de propagation de fissure. Comme l'effort imposé, les déformations aux jauges ε_J sont cycliques. On s'intéresse alors au rapport de l'amplitude des déformations par les amplitudes d'effort, nommé souplesse. L'évolution des souplesses au cours d'essais de fatigue à amplitude constante et variable est visible sur la figure 4.4. L'utilisation de la souplesse est justifiée pour l'identification de l'amorçage de fissure. La souplesse est peu sensible aux variations d'amplitudes d'effort imposées dans le cas de chargement à amplitude variable. La moyenne des déformations est moins intéressante pour suivre la propagation de fissure car elle est plus impactée par d'autres phénomènes (liés à la plasticité confinée). Ce constat sera analysé par la suite (cf. partie 4.3.4). Comme les résistances électriques, les amplitudes de déformation mesurées par les jauges sont constantes au début puis varient fortement avant la rupture. Les variations d'amplitude de déformation révèlent la propagation d'une fissure. Toutefois, contrairement aux mesures de résistances électriques, l'amplitude de déformation ne varie pas toujours de manière monotone. Par exemple, sur l'éprouvette CP5-8, l'amplitude de déformation d'une des deux jauges croit avant de décroitre. En fait, comme constaté par le calcul dans la partie 2.4.4, la présence d'une fissure peut faire augmenter ou diminuer l'amplitude de déformation mesurée par une jauge selon la position de la jauge par rapport à la fissure. Toujours à partir de l'exemple de l'éprouvette CP5-8, l'évolution des amplitudes des déformations et de la tension laisse supposer qu'une fissure s'est amorcée vers la fin du cordon. La jauge *Début* n'est alors pas en face de la fissure. Et en effet, l'observation à l'œil nu du faciès de rupture révèle une

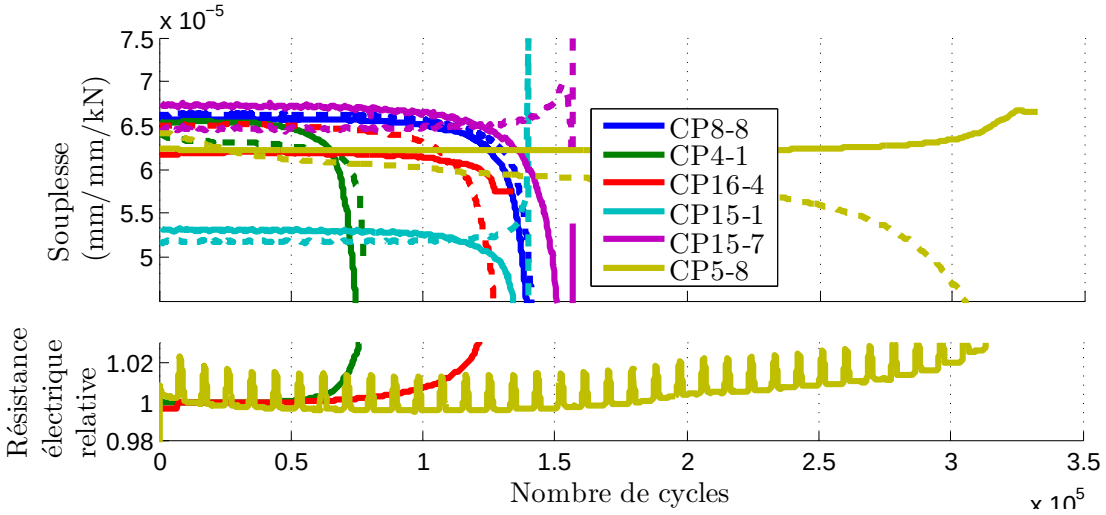


FIGURE 4.4 – Évolution des souplesses (ratio $\Delta_a \varepsilon_J / \Delta_a F_y$) pendant six essais de fatigue à amplitude constante (CP4-1, CP15-1 et CP15-7) et variable (CP8-8, CP16-4 et CP5-8). *En pointillés*, mesures sur la jauge nommée *Fin* et *en trait plein* mesures sur la jauge nommée *Début*.

semi-ellipse décentrée d'environ 5 mm vers la fin du cordon (voir la photo figure 4.1(b)). En dehors des éprouvettes CP15-1, CP15-7 et CP8-8 dont les souplesses sont illustrées sur la figure 4.4, l'amplitude de déformation ne fait que décroitre et les faciès de rupture sont plutôt symétriques par rapport au plan d'équation $x = 0$ (perpendiculaire au faciès). Ce qui laisse supposer que les fissures sont centrées (initiation et propagation autour du point $(x; y) = (0; 0)$) et que les fissures sont beaucoup plus larges que profondes (dans la gamme de taille où elles sont détectées indirectement). En particulier, les calculs par éléments finis de la partie 2.4.4 ne prédisent pas de baisse d'amplitude de déformation sur les deux jauges simultanément. Par exemple pour une fissure centrée de 8 mm de long ($a = 8$ mm et $c_x = 0$ mm), une augmentation de la souplesse de $0,4 \times 10^{-5}$ mm/mm/kN aurait due être mesurée si les calculs par éléments finis réalisés étaient exacts. Le modèle par éléments finis d'éprouvette fissurée est vraisemblablement inexact. Les fissures réelles sont vraisemblablement plus allongées que celles modélisées. Le ratio des axes principaux des fissures semi-elliptiques modélisées ($a/b = 2,5$) n'est probablement pas assez élevé.

4.1.4 Critère d'amorçage et analyse de la propagation de fissure

Indépendamment du processus de propagation de fissure, un critère d'amorçage est donné. Il s'agit d'un ensemble de seuils en variation de souplesse aux jauges et en résistance électrique. Dès qu'au moins un seuil est atteint, le nombre de cycles correspondant est relevé et il définit le nombre de cycles à l'amorçage. Le seuil de variation de souplesse est choisie à $2,8 \times 10^{-6}$ mm/mm/kN (soit une variation relative environ 4,5 %) et le seuil de variation de résistance électrique est fixé à 5×10^{-7} Ω. La définition d'un critère d'amorçage en terme de seuil de

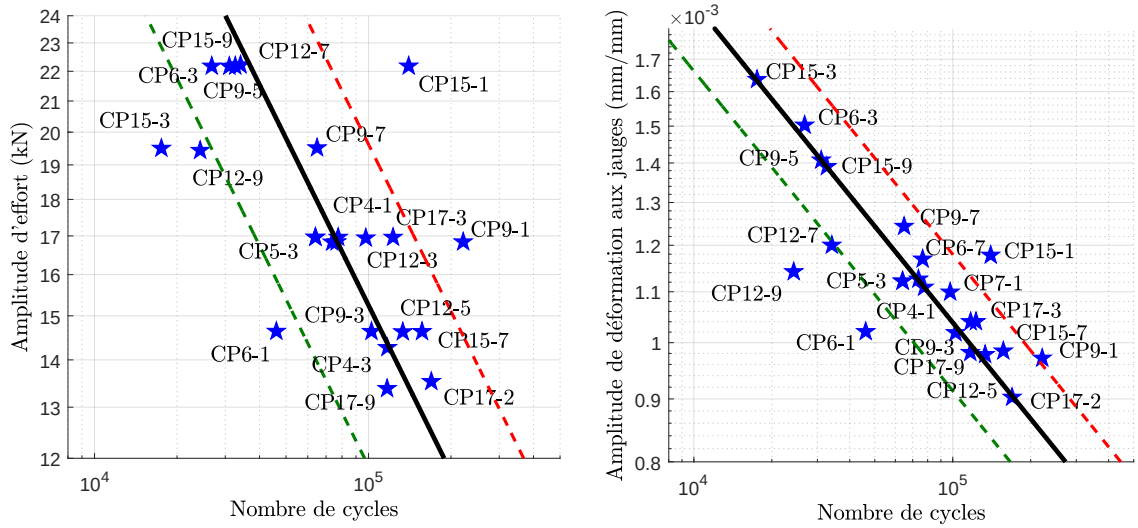
taille de fissure a été jugé trop complexe à mettre en œuvre. La dispersion de géométrie des éprouvettes et de la sensibilité des mesures aux déformations plastiques localisées demanderait de modéliser chaque essai pour estimer la forme de la fissure à partir des valeurs de résistance électrique et de déformations mesurées.

4.2 Essais de fatigue à amplitude constante

Les premiers chargements de fatigue appliqués aux éprouvettes soudées CP sont les chargements à amplitude (et moyenne) constante. Ces premiers essais de fatigue sont classiques et servent de référence.

4.2.1 Étude des durées de vie et part de la fissuration

Dans un premier temps, les résultats des essais à amplitude constante sont analysés à travers une courbe S-N. Naturellement, pour tracer une courbe S-N, on peut choisir pour S l'effort appliqué F_y et pour N le nombre de cycles appliqués jusqu'à rupture complète de l'éprouvette. Comme le montre la figure 4.5(a) cette courbe donne une dispersion plus importante que celle attendue pour un essai de fatigue sur éprouvette soudée. Qualitativement,



(a) En amplitude d'effort $\Delta_a F_y$.

(b) En amplitude de déformation $\Delta_a \varepsilon_J$.

FIGURE 4.5 – Résultats des essais de fatigue à amplitude constante sur éprouvette soudée CP : courbe S-N. Les droites représentent les courbes d'iso-probabilités à 10%, 50% et 90%.

la valeur de T_N identifiée est de 1,66 alors que Susmel dans [Susmel, 2010] trouve des valeurs comprises entre 1,11 et 2,17 (signification et calcul de T_N expliqués à la partie 2.2.2). En fait, une part de la dispersion est causée par les défauts de géométrie des éprouvettes après soudage. En effet, la partie 2.5 a révélé l'impact important des défauts géométriques dus au

soudage sur les champs mécaniques. Pour un même chargement imposé en effort, différentes contraintes et déformations locales sont réellement appliquées en pied de cordon en fonction des éprouvettes. C'est pourquoi, les courbes S-N doivent utiliser une mesure locale des champs mécaniques. L'amplitude de déformation mesurée par les jauges $\Delta_a\varepsilon_J$ est alors choisie comme « contrainte » S pour la courbe S-N. Le résultat est affiché sur la 4.5(b). La dispersion est alors fortement réduite par ce choix de « contrainte » S. La valeur de T_N associée est alors de 1,29. Ce qui est très faible par rapport aux valeurs de la littérature. Les essais sont alors valides de ce point de vue. L'utilisation des jauges compensent en grande partie les défauts de géométrie inhérents au soudage. Le pente de Basquin identifiée est affectée par ce choix de la « contrainte » S puisqu'elle passe de 3,8 si S est une amplitude d'effort à 2,7 si S est une amplitude de déformation aux jauges. Toutefois, ce changement de pente est plutôt dû à un manque de données lors de l'identification de la droite de Basquin qu'à une non linéarité entre l'effort et les déformations aux jauges (cf. figure 2.17(a)). La limite d'endurance en amplitude de déformation est estimée à $5,7 \times 10^{-4}$ mm/mm par extrapolation de la droite de Basquin à 1 million de cycles. Certains points demeurent assez éloignés de la droite de Basquin moyenne (correspondant à une probabilité de rupture de 50%). Ces points sont le résultat des essais de fatigue sur les éprouvettes CP6-1,CP9-1, CP15-1 et CP12-9. Ces quatre éprouvettes sont extraites près des bouts de cordon lors de la réalisation des éprouvettes. En particulier, les tenues exceptionnelles des éprouvettes peuvent s'expliquer à partir des mesures de déformées initiales présentées dans la partie 2.5. L'éprouvette CP15-1 a une flèche moyenne initiale qui induit une forte compression lors de la mise en place de cette éprouvette dans les mors (paramètre A fortement négatif, voir figure 2.20 et figure 2.19). La tenue très faible de l'éprouvette CP15-9 vient en partie de la flèche moyenne initiale qui induit une traction initiale élevée lors de la mise en place de l'éprouvette dans les mors.

Concernant le nombre de cycle N, il peut être modifié en choisissant un critère de défaillance. En particulier, N peut être défini comme nombre de cycle à l'amorçage N_a en choisissant un critère d'amorçage. Avec le critère d'amorçage défini précédemment à la partie 4.1.4, la pente de Basquin m et une dispersion T_N sont identifiés. La pente et la dispersion ainsi ré-identifiés ne sont pas sensiblement modifiés. Ainsi, la source de la dispersion n'est pas imputable à la seule phase de propagation (phase définie par le critère d'amorçage). Les résultats sur une courbe S-N en échelle logarithmique ne sont pas sensiblement différents de ceux déjà identifiés comme l'illustre la figure 4.6. Avec le critère d'amorçage défini à la partie 4.1.4, la part de la durée de vie en propagation est d'environ 20 % de la durée de vie totale jusqu'à rupture complète de l'éprouvette. Elle est relativement négligeable. Avec un critère d'amorçage plus sensible et en particulier avec les mesures de résistances électriques, des parts de fissuration supérieures à 50 % sont parfois détectées mais il faudrait réaliser des essais interrompus avec des observations microscopiques pour s'assurer que les variations observées sont bien dues à de la fissuration. Par extrapolation, on peut dès lors imaginer que la propagation des fissures d'une taille allant de 0,1 mm (environ 10 fois la taille des grains) à 1 mm est une part importante de la durée de vie mais la détection de ces fissures est difficile.

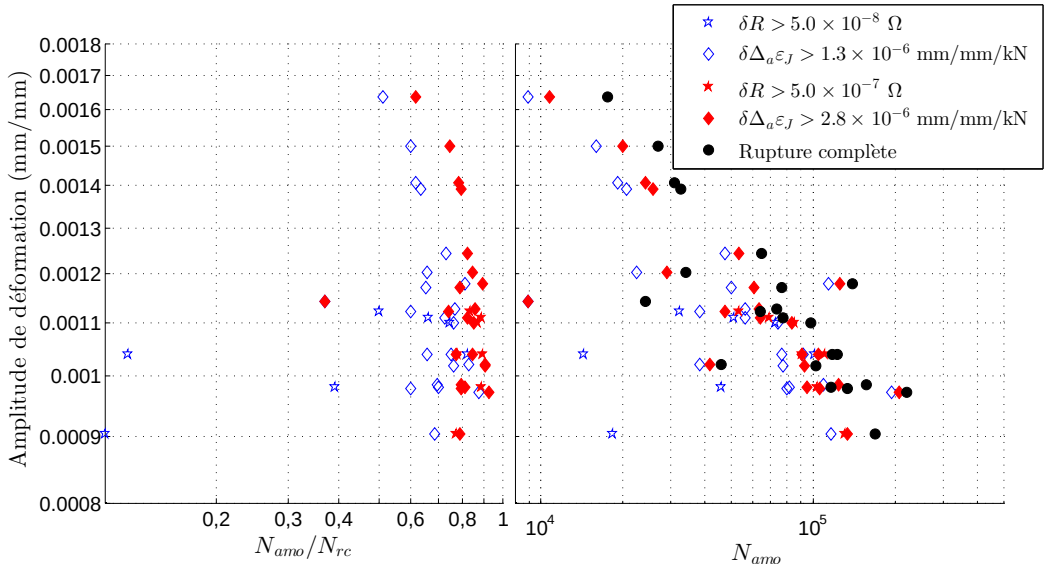


FIGURE 4.6 – Durées de vie à l'amorçage relatives *à gauche* et absolues *à droite* pour différents critères d'amorçage.

La part de la durée de vie en fissuration a tendance à être plus élevée pour des sollicitations de fatigue plus fortes.

4.2.2 Évolution de la dissipation

Le chapitre 3 donne une procédure d'estimation de la dissipation à partir des mesures de température. Pour chaque essai, un profil de température 1D a été défini à différents instants. Ce profil de température est décomposé en une somme pondérée de profils de température pour prendre en compte respectivement la convection « restante » et la source dissipative r elle-même décomposée en deux termes r_1 et r_2. L'évolution des termes r_1 et r_2 jusqu'à l'amorçage au cours des essais de fatigue à amplitude constante est présenté sur la figure 4.7. Les variations de température T_1 et T_2 sur la figure sont proportionnelles aux sources dissipatives r_1 et r_2. Pour tous les essais la source primaire identifiée r_1 n'évolue pas au cours du temps. Cela est cohérent avec le fait que r_1 est la dissipation repartie majoritairement dans des zones qui ne s'endommagent pas. r_1 doit donc évoluer seulement si les champs mécaniques dans l'éprouvette évoluent macroscopiquement. Ce qui n'est pas le cas ici avant l'amorçage tel qu'il est défini. Comme r_1, r_2 est relativement constante durant l'essai mais augmente parfois avant l'amorçage. L'augmentation de r_2 précédant l'amorçage est probablement le signe de la propagation d'une petite fissure puisqu'il a été montré à la partie 4.1 qu'il doit exister des petites fissures avant que le seuil d'amorçage soit atteint.

En particulier, la faible variation de la dissipation locale r_2 avant l'amorçage au cours d'un essai à amplitude constante appuie la possibilité d'utiliser la méthode d'auto-échauffement pour caractériser la limite d'endurance d'un assemblage soudé. Il faut toutefois prendre garde à éviter la phase de propagation de fissure qui peut survenir très rapidement notamment pour

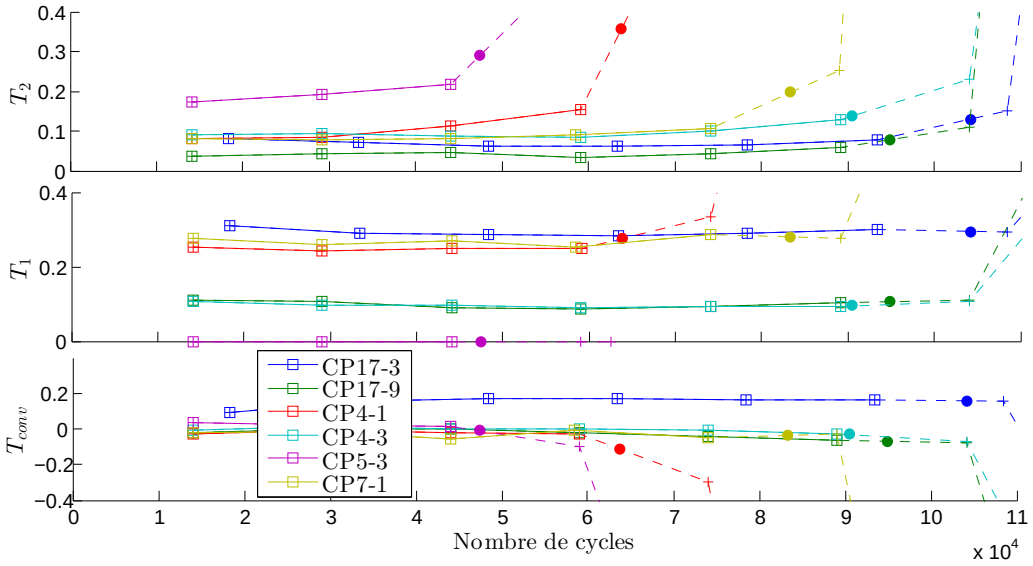
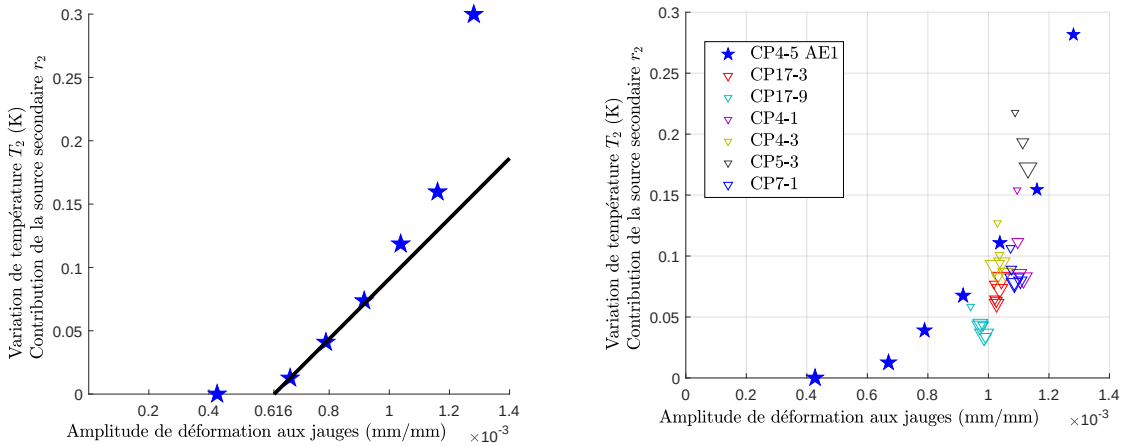


FIGURE 4.7 – Évolution des différentes sources de chaleur.

les grandes amplitudes de sollicitations. Un essai d'auto-échauffement a été réalisé pour valider la méthode de caractérisation par auto-échauffement. Une corrélation entre la présence d'une source thermique secondaire et le franchissement de la limite d'endurance a été observée. Sur la figure 4.8, on estime que la source secondaire devient positive quand l'amplitude de déformation aux jauges dépasse $6,1 \times 10^{-4}$ mm/mm. Cette valeur est obtenue par extra-



(a) Essai d'auto-échauffement (éprouvette CP4-5, blocs de 500 secondes d'amplitude croissante).

(b) Essais à amplitude constante (taille des marqueurs décroissante avec le nombre de cycles relatif).

FIGURE 4.8 – Courbe d'auto-échauffement sur des éprouvettes soudée CP.

polation linéaire de 5 points sur la courbe d'auto-échauffement. Cette valeur est à comparer à la limite d'endurance de $5,7 \times 10^{-4}$ mm/mm identifiée à partir des durées de vie pour 1

million de cycles. Il est difficile de juger de l'écart réel entre la limite de dissipation secondaire et la limite d'endurance étant donné la forte imprécision qui déprécient les valeurs relevées. La limite de dissipation secondaire est en effet assez fortement sensible à la manière de l'identifier à partir des mesures mais les mesures semblent suffisamment fiables pour imaginer que la précision pourrait être améliorée en réalisant plus de blocs d'amplitudes différentes autour du seuil de dissipation secondaire.

En endurance limitée, il existe une bonne corrélation entre la dissipation locale (représentée par T_2) est le nombre de cycles à rupture. Cela se voit sur la figure 4.9.

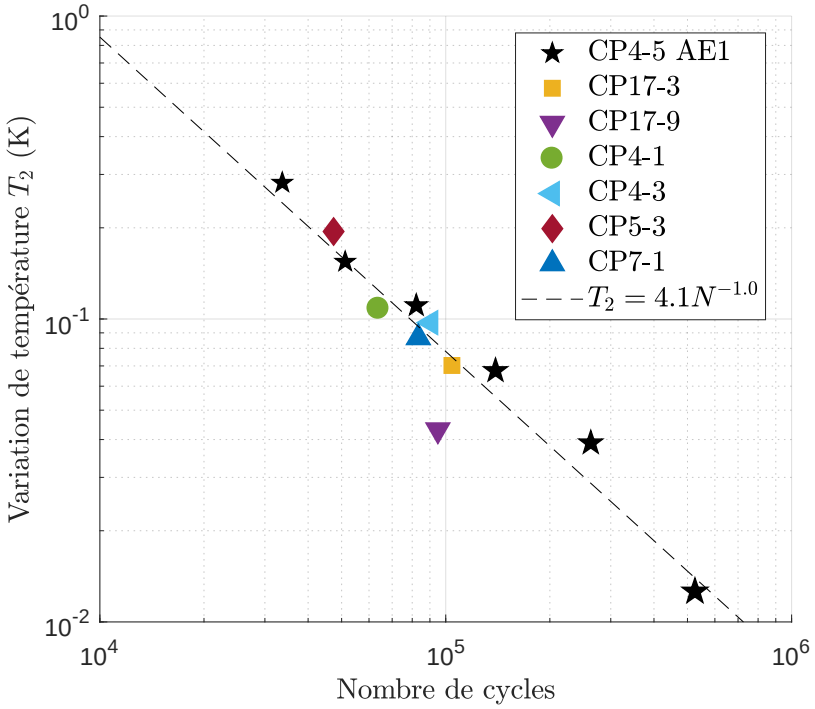


FIGURE 4.9 – Elévation de température T_2 en fonction du nombre de cycles à l'amorçage. Pour l'éprouvette CP4-5 testée sous plusieurs amplitudes (essai d'auto-échauffement), le nombre de cycles pour chaque amplitude est déduit de la loi de Basquin.

Un autre fait est remarquable sur cette figure. Le lien entre la dissipation et le nombre de cycle à l'amorçage montre que l'énergie dissipée cumulée E est constante car :

$$\bar{T_2} \overset{\text{def}}{=} \frac{1}{N} \int_0^N T_2 \, \mathrm{d}n = \frac{c}{N} \tag{4.1}$$

$$E \overset{\text{def}}{=} \int_0^N r_2 \, \mathrm{d}n \propto \int_0^N T_2 \, \mathrm{d}n = c \tag{4.2}$$

où c est une constante identifiée sur la figure 4.9. Des chercheurs tels que [Fargione *et al.*, 2002] ont déjà relevé que la puissance cumulée jusqu'à rupture était indépendante de l'amplitude du chargement sur des éprouvettes simples. Ce constat est donc validé sur une éprouvette

plus complexe présentant un fort gradient de contrainte. Des modèles fondés sur le principe d'une énergie critique à rupture comme celui de Doudard par exemple (cf. [Doudard *et al.*, 2005]) sont alors étayés par ce résultat.

4.3 Essais de fatigue à amplitude variable

Pour comprendre comment l'endommagement se cumule, des essais de fatigue à amplitude variables ont été réalisés sur les éprouvettes CP. En plus du nombre de cycles à rupture, les mesures de déformations et de température renseignent sur les mécanismes d'endommagement (ou tout du moins sur leurs effets).

4.3.1 Chargements à amplitude variable

Le choix du chargement est fait pour répondre aux questions posées dans le chapitre 1 mais le chargement est aussi conçu pour permettre l'utilisation de la dissipation comme indicateur de l'endommagement. Les chargements créés laissent la température se stabiliser (en moyenne sur une période courte pour s'affranchir du couplage thermo-élastique) à plusieurs moments au cours de l'essai de fatigue. Tous les chargements sont donc décomposables en blocs d'au moins 300 secondes dans lesquels la température se stabilise et la dissipation est identifiée (sauf s'il y a amorçage de fissure). Certains blocs sont séparés par des périodes de repos ou pauses (sans sollicitation) suffisamment longues pour permettre de prendre en compte la dérive thermique à travers la mise à jour d'un nouvel état thermique stabilisé de référence. Pour un même essai, les blocs sont de même durée pour éviter les biais dans l'identification de la dissipation qui seraient dus à une mauvaise stabilisation de la température. Pour faciliter la comparaison des dissipations issues de différents essais, sauf indications contraires, tous les cycles sont appliqués à une fréquence de 30 Hz (ou plus exactement 30,02 ou 30,08 Hz pour le repliement spectrale des mesures thermiques) et le rapport de charge en effort $R = F_{\min}/F_{\max}$ est de 0,1.

De nombreux chargements différents à amplitude variable ont été appliqués. Une notation est mise en place et expliquée pour décrire précisément les chargements appliqués (effort de consigne). Le sens naturel de lecture de la notation (de gauche à droite) suit l'ordre chronologique de séquence du chargement. Un bout d'une séquence de chargement composée de x cycles d'effort maximal y kN est noté $yFxn$. Les blocs sont délimités par des accolades suivis de B ($\{\bullet\}\,B$). B peut être suivi de l'indication de la durée du bloc et éventuellement de la lettre « p » indiquant qu'une pause (effort maintenu constant souvent nul) est réalisée à la fin du bloc. Chaque séquence de chargement peut être répétée z fois et cela est indiqué par des crochets suivis de zX. La lettre r est utilisée pour indiquer que le nombre de cycles ou de répétitions qu'il remplace est inconnu puisque dépendant de la rupture de l'éprouvette. Par exemple, pour l'éprouvette CP15-4, le chargement est nommé : [{[28F15n48F1n]1128X}B(600s) {31.7F18048n}B(600s)]rX. Cela signifie qu'une série de deux

blocs est répétée jusqu'à rupture. Le premier de ces deux blocs est composé de séquences à amplitude variable (deux niveaux) répétées 1128 fois (soit durant environ 600 secondes). Chaque séquence est constituée de 16 (15 petits puis 1 grand) cycles. L'effort maximal des petits cycles est de 28 kN. Le second bloc est à amplitude constante. Le tableau 4.1 liste alors l'ensemble des essais à amplitude variable réalisés. La notion de bloc est utilisée pour

Type	**Chargement**	**Éprouvette**
Surcharge ponctuelle	{30F18012n}B(600s){48F5n}B{30Frn}B	CP15-8
	{35F24016n}B(800s){50F5n}B{35Frn}B	CP8-5
	{35F24016n}B(800s)p(800s){50F5n}Bp [{35F24016n}B(800s)p(800s)]rX	CP10-5
Périodique à deux niveaux	[30F5n38F1n]rX	CP16-4
	[30F5n38F1n]rX	CP5-6
	[30F500n38F100n]rX	CP7-4
	[{30F7505n38F1501n}B(300s)]rX	CP5-8
Périodique à trois blocs	[{[30F55n38F24n]114X}B(300s) {30F9006n}B(300s) {38F9006n}B(300s)]rX	CP4-2
	[{[30F5n38F1n]3955X}B(790s)p(600s) {30F18012n}B(600s)p(600s) {38F18012n}B(600s)p(600s)]rX	CP7-6
Périodique à deux blocs	[{32.81F9024n}B(300s) {[30F3n38F1n]2256X}B(300s))]rX	CP7-7
	[{[28F15n48F1n]1128X}B(600s) {31.7F18048n}B(600s)]rX	CP15-4
	[{38.76-9.24F9024n}B(300s) {[37.5-10.5F3n41.1-6.9F1n]2256X}B(300s)]rX	CP8-8
	[{38.76-9.24F9024n}B(300s) {[37.5-10.5F3n41.1-6.9F1n]2256X}B(300s)]rX	CP8-3
Issu d'un enregistrement réel	cf. partie 4.3.1.4	CP15-6
		CP8-7

TABLE 4.1 – Liste des essais de fatigue effectués.

indiquer qu'à l'intérieur d'un bloc on considère que la source dissipative est suffisamment stable pour que la température se stabilise dans un bloc. La dissipation est alors identifiée au sein de chaque bloc une fois la durée de stabilisation dépassée.

4.3.1.1 Chargements avec surcharge ponctuelle

Les chargements de fatigue à amplitudes variables sont de difficulté d'analyse croissante. Les premiers chargements analysés sont nommés chargements avec surcharge ponctuelle. Les chargements avec surcharge ponctuelle sont des chargements de fatigue composés de :

1. un premier bloc de cycles à amplitude d'effort constante F_1,

2. suivi d'un second bloc de 5 cycles de surcharge à une amplitude F_2 plus importante ($F_2 > F_1$)

3. puis un dernier bloc de cycles est appliqué jusqu'à rupture. L'amplitude d'effort F_1 de ce dernier bloc est celui du premier bloc.

Ce chargement est représenté sur la figure 4.10. L'objectif des essais de fatigue avec ce type

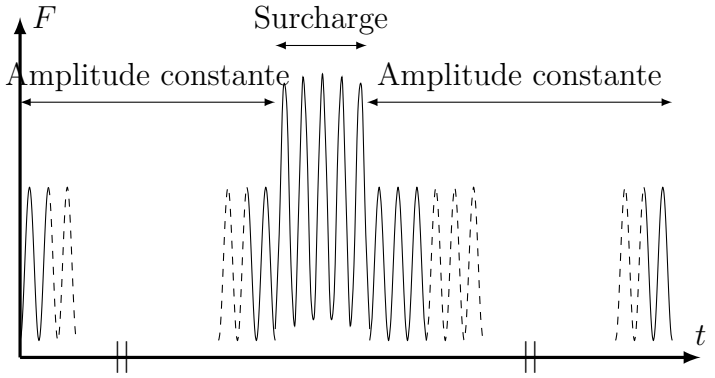


FIGURE 4.10 – Représentation d'un chargement avec surcharge.

de chargement est de voir si la surcharge influence l'endommagement produit par les cycles qui lui succèdent. Comme pour les essais à amplitude constante, les déformations aux jauges, la durée de vie et la dissipation sont analysées. En particulier, on s'intéressera à la variation des différentes grandeurs mesurées pour interpréter la durée de vie atteinte. Le second bloc contenant les cycles de surcharge à une durée trop courte pour que la température se stabilise mais le premier bloc est choisi suffisamment long pour que la dissipation associée soit identifiée et comparée à celle identifiée pendant le troisième bloc. Les surcharges imposées ont des amplitudes qui restent sous la limite des amplitudes acceptables vis-à-vis de la plasticité en conception. Les surcharges correspondent à des efforts que voient les pièces lors d'événements rares par exemple lorsque la voiture roule dans un nid de poule. Comme cela a été vu dans le chapitre 1, ce type de chargement teste plus les effets d'interaction entre les cycles de différentes amplitudes. En effet, si aucun effet d'interaction n'existe, l'endommagement produit par le bloc de surcharge est négligeable à cause du très faible nombre de cycles appliqués durant ce bloc et malgré l'amplitude importante de ces surcharges. Tous les modèles qui ne prennent pas en compte les effets d'interaction prédisent que les surcharges ne devraient donc avoir aucun effet sur le nombre de cycles à rupture.

4.3.1.2 Chargements périodiques à deux amplitudes

Si des effets d'interactions existent, il est légitime de se demander s'ils se cumulent ou non, c'est-à-dire si l'alternance d'amplitude influe sur la tenue à la fatigue ou non. Des chargements avec des blocs composés d'une alternance périodique de petits et grands cycles

ont été réalisés. Pour plus de simplicité, seuls deux niveaux d'amplitude d'effort sont imposés. Ce type de chargement est illustré par la figure 4.11. Dans ces blocs à amplitude variable, le

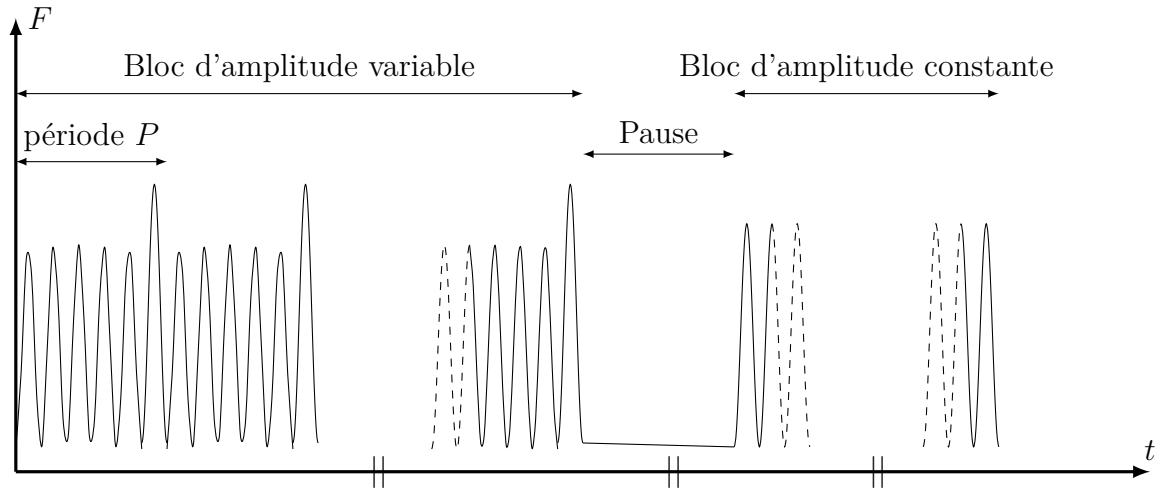


FIGURE 4.11 – Représentation d'un chargement périodique à deux amplitudes.

rapport n_1/n_2 entre nombre de grand cycles et nombre de petits cycles pendant une période est d'abord choisi pour que l'endommagement au sens de Miner des petits et grands cycles soit identique ($n_1/N_1 = n_2/n_2$). Différentes longueurs de période ont été testées.

4.3.1.3 Chargement à amplitude constante par bloc

Les chargements à amplitude constante par bloc sont constitués d'une séquence de bloc dans lesquels l'amplitude est constante. Le but de ces chargements est principalement de comparer les dissipations pour différents chargements. Les essais dits « d'auto-échauffement » utilisent généralement ce type de chargement pour identifier la limite d'endurance. La figure 4.12 schématise ce type de séquence de chargement. Bien que l'objectif premier de ce type d'essai est d'associer une dissipation à chaque niveau d'amplitude, les séquences ont été répétées jusqu'à rupture. Ainsi, la présence éventuelle d'un cumul d'endommagement non-linéaire pourrait être visible à travers les mesures durant l'essai ou à travers le nombre de cycles à rupture. Dans une période, les blocs sont appliqués par ordre croissant d'amplitude pour éviter les problèmes liée au déformations plastiques générées par les plus grands cycles.

4.3.1.4 Chargement périodique issu d'un enregistrement réel

Enfin, des essais à amplitude variable ont été réalisés sur les éprouvettes soudées CP sous une séquence de sollicitation le plus réaliste possible. L'objectif est de valider un modèle de cumul mis en place grâce aux résultats des autres essais. Cette séquence est issue d'un enregistrement de l'effort vertical sur la roue avant droite d'un véhicule instrumenté testé par un client. L'effort vertical a été choisi car il varie autour d'une moyenne non nulle ce qui est utile pour limiter les efforts de compression et ainsi éviter le flambage des éprouvettes.

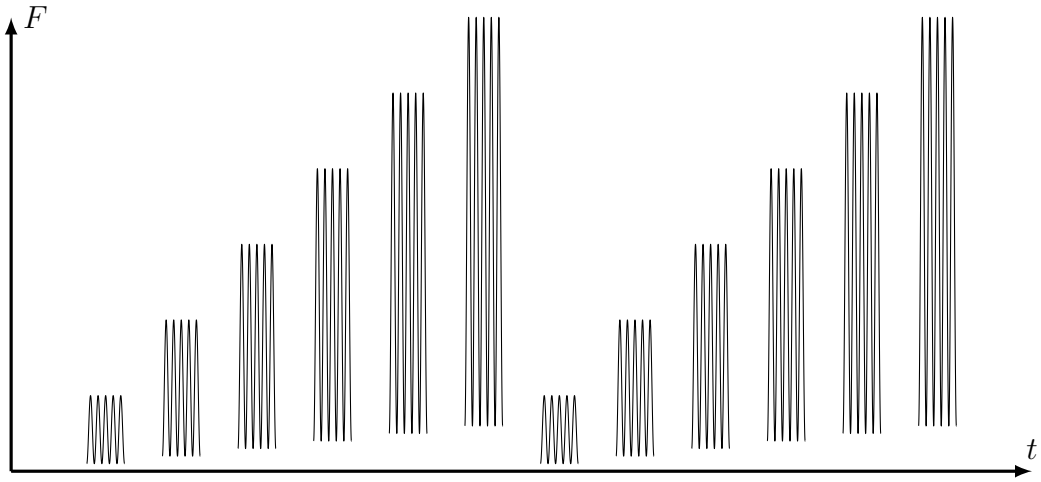


FIGURE 4.12 – Représentation d'un chargement à amplitude constante par bloc.

La séquence d'enregistrement a été adaptée pour être utilisée en essai. Un fichier de points correspondant aux efforts de consigne a été donné à la machine de traction. Ce fichier de points a été conçu selon la procédure suivante :

1. L'enregistrement des efforts verticaux à la roue est lu. Il est composé de 1369843 demi-cycles qui correspondent à 200 kilomètres de roulage.

2. Le nombre de demi-cycles est réduit pour que la durée d'essai soit raisonnable. Les cycles de plus faible amplitude sont supprimés. L'amplitude minimale est choisie à partir d'un calcul grossier de l'endommagement. L'endommagement est calculé de manière classique : les amplitudes sont identifiées par comptage de Rainflow, l'endommagement de chaque classe d'amplitude est estimé en supposant un cumul de dommage linéaire et une loi de Basquin de pente 5. L'amplitude minimale est déterminée pour que l'endommagement cumulé relatif des demi-cycles d'une amplitude inférieure ne soit pas trop élevé. Le nombre de demi-cycles conservés est de 778 demi-cycles.

3. Le signal est mis à l'échelle via un facteur multiplicatif. Ce facteur multiplicatif est choisi pour que l'effort maximal de traction soit de 50 kN. La compression maximale est de 4,6 kN ce qui est raisonnable pour éviter les problèmes de flambement.

4. Les cycles sont ensuite créés à partir des extremums mis précédemment à la bonne échelle. La fréquence des cycles est alors à 29,41 Hz.

La figure 4.13 montre alors la consigne donnée à la machine de traction ainsi que l'effort réellement appliqué. La consigne est assez appliquée et seuls les chargements réellement appliqués sont pris en compte par la suite.

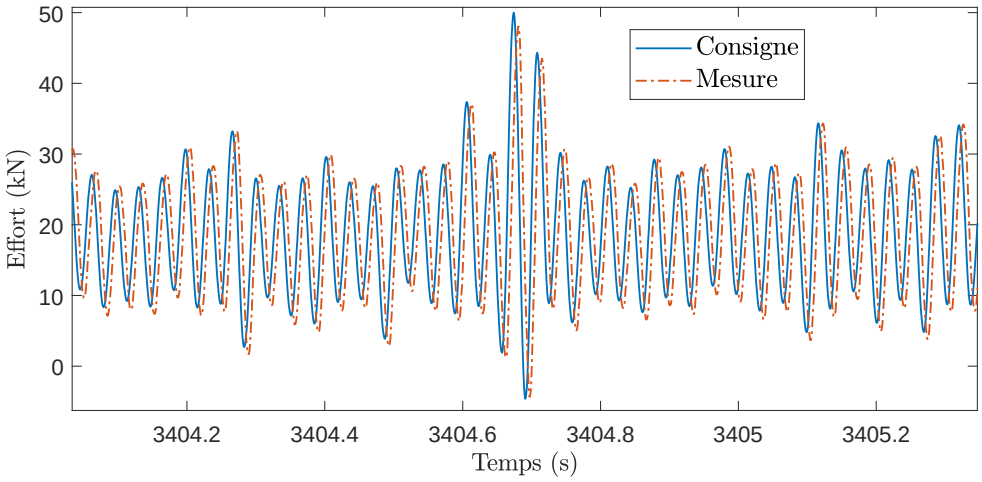


FIGURE 4.13 – Effort de consigne et effort mesuré.

4.3.2 Courbe S-N équivalente

Avant d'analyser précisément les différentes mesures au cours des essais de fatigue à amplitude variable, l'endommagement est interprété à partir du nombre de cycles à rupture des éprouvettes. Pour comparer les nombres de cycles à rupture N de tous les essais, il est proposé d'utiliser une courbe S-N avec une définition de la « contrainte » S originale. Le nombre de cycles reste défini de la même manière que dans le cas des chargements à amplitude constante. L'avantage d'utiliser une courbe S-N est que celle-ci est bien connue pour les chargements à amplitude constante et qu'elle permet de bien apprécier la dispersion. La contrainte équivalente S est définie telle que *l'endommagement linéaire calculé avec le chargement réel à la rupture est égal à celui calculé pour un chargement à amplitude constante d'amplitude S avec le même nombre de cycles*. Cela se formule :

$$\sum_{i=1}^{N_r} \frac{1}{N(S_i)} = \sum_{i=1}^{N_r} \frac{1}{N(S)} \tag{4.3}$$

donc

$$S \overset{\text{def}}{=} N^{-1}\left(\frac{N_r}{\sum_{i=1}^{N_r} \frac{1}{N(S_i)}}\right) \tag{4.4}$$

où S_i est la contrainte associée au $i^{ème}$ cycle. Or, l'amplitude de déformation aux jauges a été définie comme contrainte S pour les essais à amplitude constante. S_i est donc l'amplitude de déformations aux jauges lors du $i^{ème}$ cycle. Avec la loi de Basquin identifiée à partir des essais à amplitude constante (cf. 4.5(b)), S s'écrit :

$$S = \varepsilon_{eq} \overset{\text{def}}{=} \left[\frac{1}{N_r}\sum_{i=1}^{N_r} \Delta_a \varepsilon_{J,i}^m\right]^{\frac{1}{m}} \tag{4.5}$$

Ainsi, si la loi de cumul de Miner est exacte, chaque point doit se retrouver sur la droite de Basquin à la dispersion près. Aussi, dans le cas d'un chargement à amplitude constante

$\varepsilon_{eq} = \Delta_a \varepsilon_J$. La figure 4.14 donne les résultats des essais à amplitude variable sous forme d'une courbe S-N. On déduit de la courbe S-N que le nombre de cycles à rupture est bien prédit

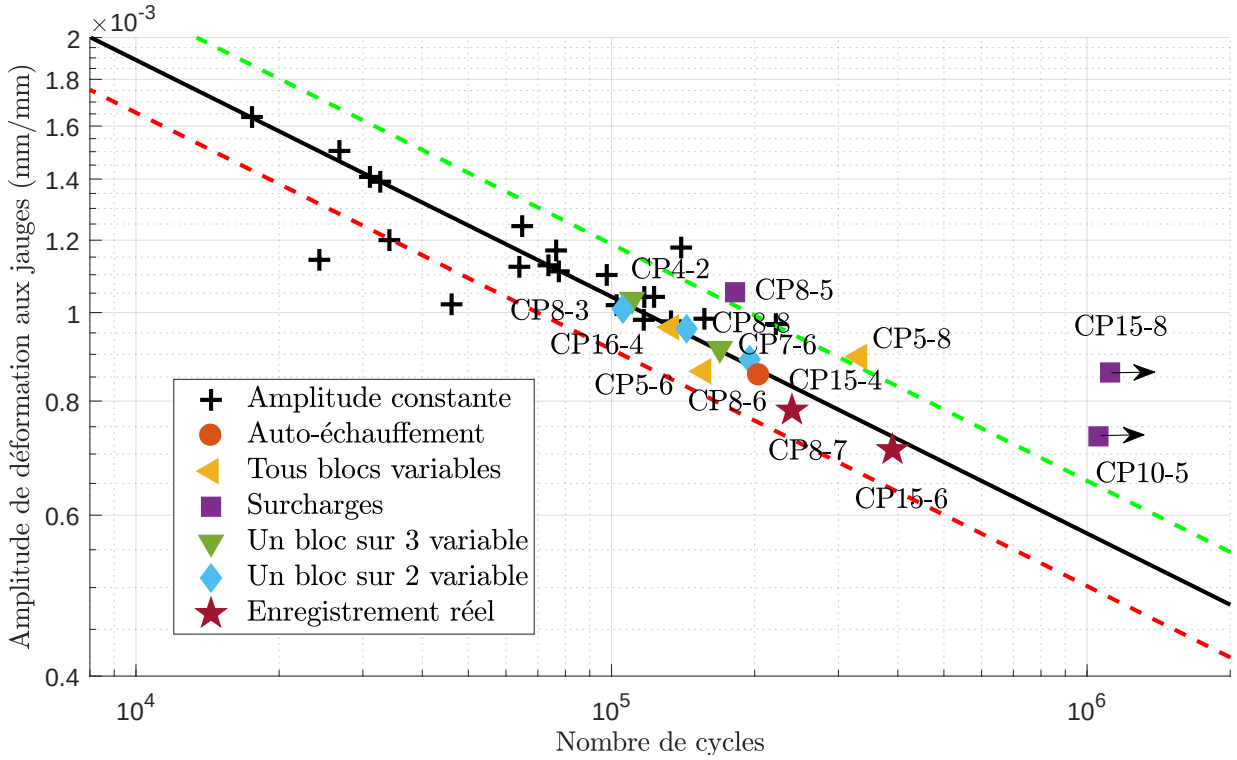


FIGURE 4.14 – Résultats des essais à amplitude variable : courbe S-N.

pour tous les essais sauf pour ceux dont le chargement est de type surcharge ponctuelle. On remarque que le calcul de la durée de vie des petits cycles (durée de vie $> 10^5$ cycles) demande une extrapolation importante de la courbe de Wöhler obtenue. Toutefois, dans la littérature, les résultats expérimentaux suivent généralement bien une droite de Basquin jusqu'au moins 10^6 cycles. Une analyse des mesures effectuées durant ces essais est réalisée dans les parties suivantes pour tenter d'expliquer les durées de vie constatées.

4.3.3 Résultats des essais sous chargement avec surcharge ponctuelle

D'après la courbe S-N de la figure 4.14, la durée de vie des éprouvettes soumises à une surcharge ponctuelle est plus importante que celle prédite par la loi de cumul de Miner. La loi de Miner prédit que l'endommagement produit par les cycles de surcharge est très faible (moins de 1%, de l'ordre de 5×10^{-4}). Donc si on suppose que seul l'endommagement de la surcharge est mal calculé (mauvaise pente de Basquin par exemple), on ne peut que diminuer très faiblement l'endommagement ou l'augmenter. Un mauvais calcul de l'endommagement produit par la surcharge n'explique donc pas la durée de vie importante. Il faut que l'endommagement induits par les cycles suivant la surcharge soit plus faible que s'il n'y avait

pas eu cette surcharge. Plusieurs hypothèses non exhaustives sont formulées pour expliquer la faiblesse de l'endommagement produit par les cycles suivant la surcharge :

Hypothèse 1. Le chargement local en pied de cordon est moins endommageant après la surcharge qu'avant pour les mêmes sollicitations en effort. Les déformations plastiques induites par la surcharge modifie le champ de contrainte. En particulier, les déformations plastiques pourraient créer des contraintes résiduelles de compression.

Hypothèse 2. Les déformations inélastiques induitent par la surcharge modifient localement la résistance à la fatigue.

4.3.3.1 Évolution des déformations

Les mesures des déformations aux jauges indiquent qu'un état adapté est très vite atteint macroscopiquement (après moins de 100 cycles, voir figure 4.15). Les variations relatives

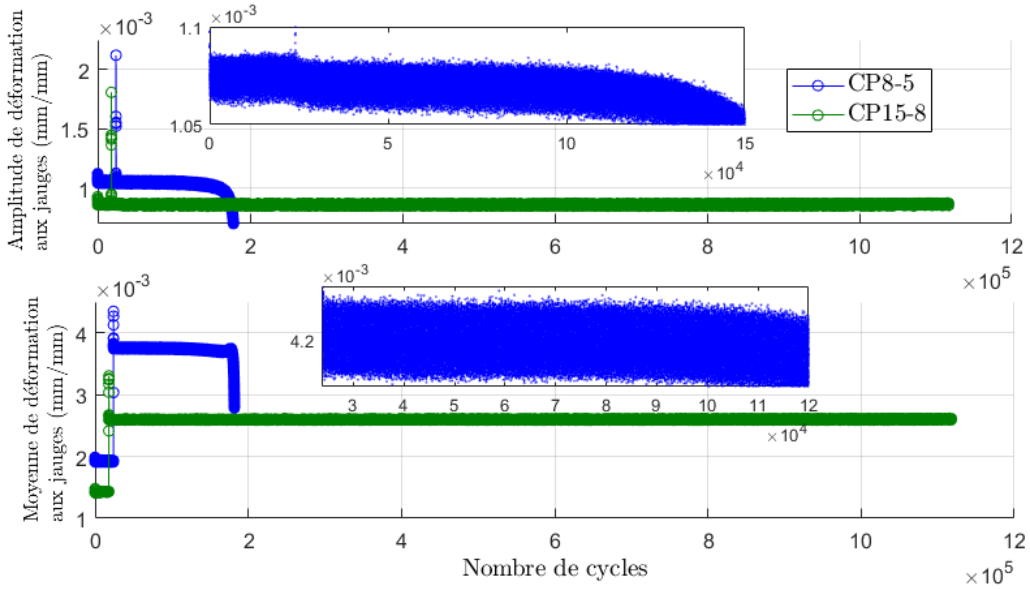


FIGURE 4.15 – Amplitudes et moyennes (*de haut en bas*) des déformations mesurées aux jauges lors d'essais avec surcharge ponctuelle.

d'amplitude de déformations aux jauges sont inférieures à 10^{-7} par cycles. La surcharge fait peu varier l'amplitude de déformation aux jauges : une diminution maximale de l'ordre de 0,3 % est mesurée mais elle est trop faible pour expliquer la durée de vie des éprouvettes ayant subies une surcharge. La déformation moyenne augmente fortement à cause de la surcharge. Cette forte augmentation de la déformation pourrait induire des contraintes résiduelles (correspondant à un effort nul) de compression élevées qui expliqueraient la tenue à la fatigue augmentée. Des mesures de corrélation d'image (sur les éprouvettes CP10-5 et CP13-7) attestent bien des remarques faites sur les déformations aux jauges : un état adapté est très vite

atteint à l'échelle macroscopique même en cas de cycles de surcharge (correspondant à un effort variant de 5 à 50 kN). Cet état adapté varie peu en terme d'amplitude de déplacement (pour une amplitude d'effort donnée) mais le déplacement résiduel (pour un effort F_y nul) est fortement impacté par la surcharge. De plus, les déplacements résiduels sont assez différents d'une éprouvette à l'autre. Ils dépendent de la géométrie initiale de l'éprouvette comme cela à été montré précédemment.

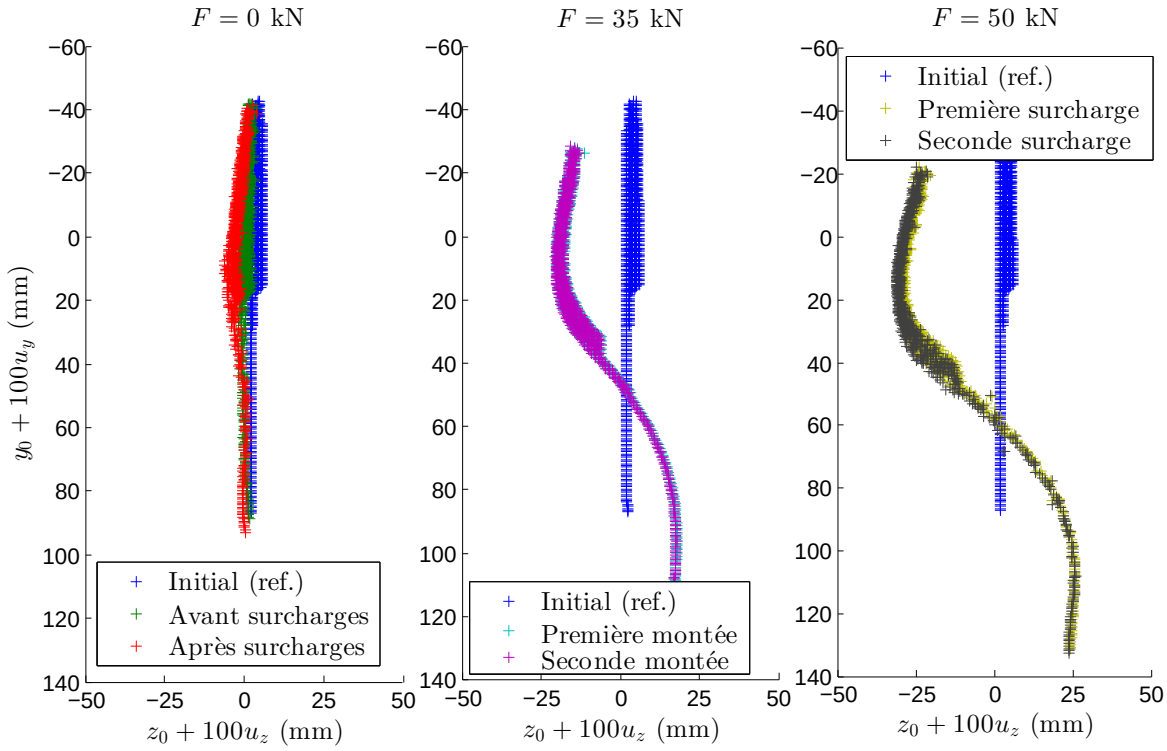


FIGURE 4.16 – Déformées de l'éprouvette CP13-7 obtenues par corrélations d'image à différents instants pour un chargement commençant par 24016 cycles à 35 kN suivis de 5 cycles de surcharges à 50 kN.

4.3.3.2 Évolution de la dissipation

L'étude de la dissipation peut aider à comprendre comment la surcharge influe sur l'endommagement des cycles postérieurs à une surcharge. Si la dissipation est un bon indicateur de l'endommagement, on s'attend à ce que la dissipation chute suite à la surcharge. Une première observation qualitative peut être faite à partir de l'évolution de la température avant et après la surcharge (voir figure 4.17). Les cinq cycles de surcharge dissipent plus que les cycles de plus faible amplitude ce qui crée un changement brusque de la température non alternée. Il y a aussi une dissipation importante après la surcharge puisque la température continue à augmenter. Ceci est confirmé par les évolutions de dissipation identifiées sur les figure 4.18 et figure 4.19

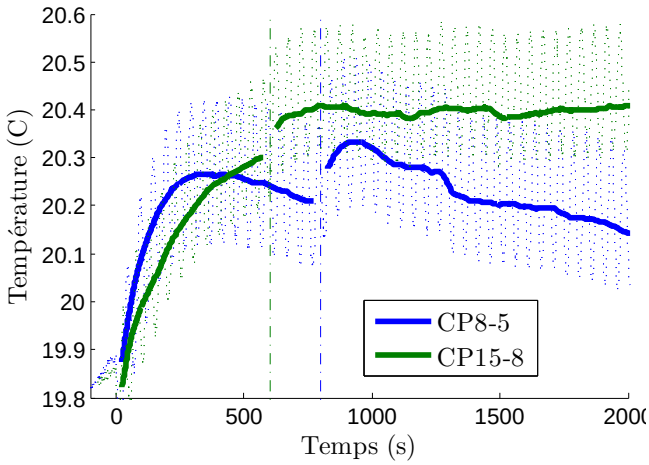


FIGURE 4.17 – Évolution temporelle de la température mesurée moyennée sur la surface *en pointillés*, puis filtrée par moyenne glissante *en traits plein*. Les *traits mixtes* représente le moment d'application des surcharges.

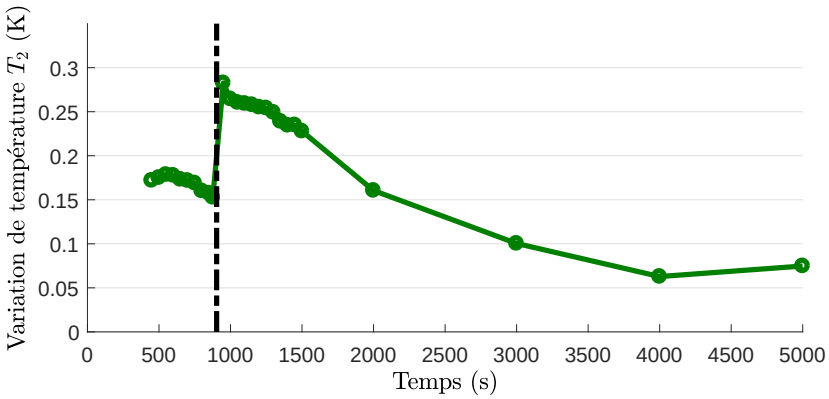


FIGURE 4.18 – Évolution temporelle de la variation de température T_2 proportionnelle à la dissipation locale au cours d'un essai de fatigue avec surcharge (CP8-5). Le *trait mixte* représente le moment où la surcharge a été appliquée.

Pour les éprouvettes CP8-5 et CP10-5, l'évolution de la dissipation est similaire. On peut imaginer que la température augmente après les cycles de surcharge pour d'autre raisons qu'une augmentation de la dissipation malgré les précautions prises dans le chapitre 3 pour l'identification de la dissipation. Par exemple, l'élévation de température après les cycles de surcharge pourrait être due à un état thermique instable notamment autour de l'éprouvette (air et mordaches). Toutefois, cette hypothèse peut être écartée grâce à l'essai sur l'éprouvette CP10-5 qui a été réalisé avec une longue pause juste après la surcharge (contrairement aux autres). La forte dissipation des cycles après la surcharge peut être le marqueur de déformations plastiques cycliques localisées initiées par la surcharge. La diminution progressive de la dissipation serait alors le signe d'un phénomène de stabilisation (adaptation ou accommoda-

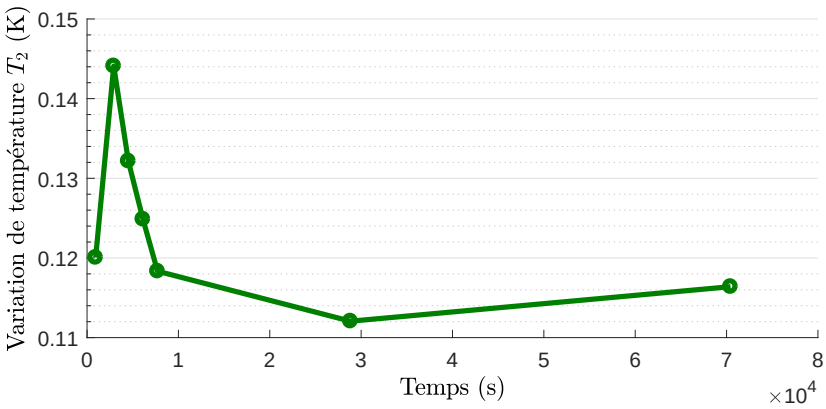


FIGURE 4.19 – Évolution temporelle de la variation de température T_2 proportionnelle à la dissipation locale au cours d'un essai de fatigue avec surcharge (CP10-5).

tion). Le fait que la dissipation finisse par être inférieure à la dissipation avant la surcharge est cohérent avec les durées de vie augmentées et pourrait s'expliquer par des contraintes résiduelles compressives dans une zone assez étendue.

Pour l'éprouvette CP8-5, la dissipation cumulée jusqu'à l'amorçage est cohérente avec celle attendue à partir des essais à amplitude constante (cf. figure 4.20). Ce constat est à

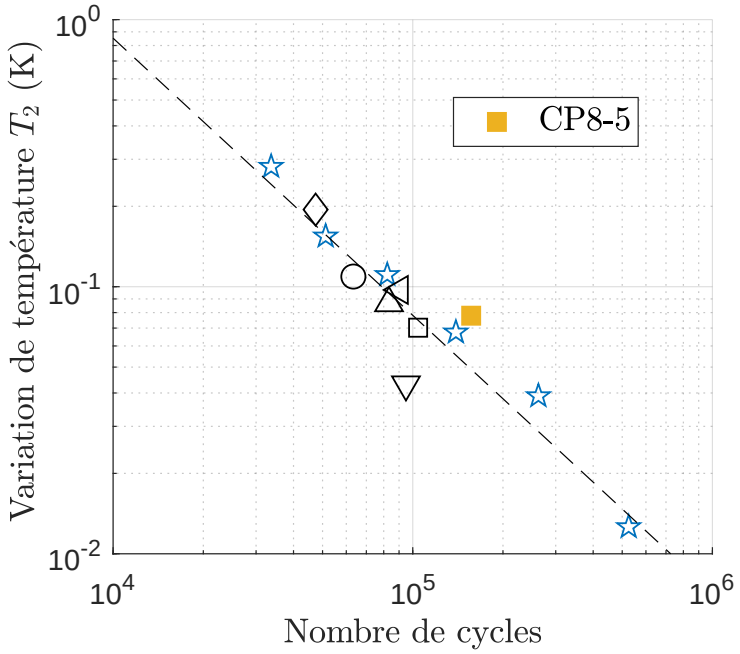


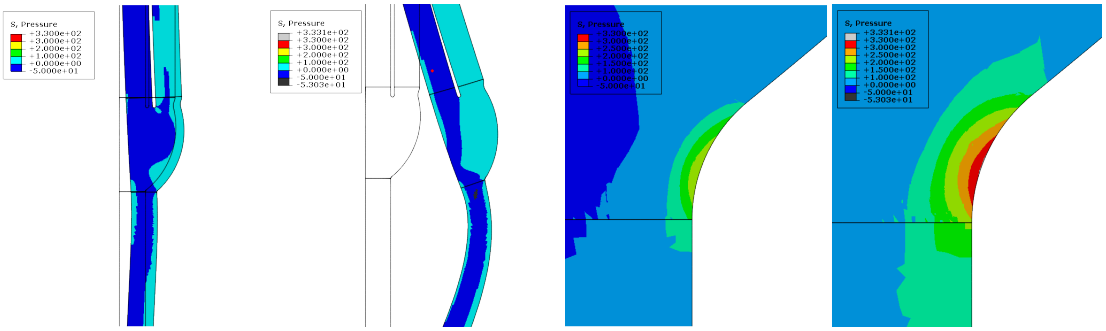
FIGURE 4.20 – Variation de température moyenne $\bar{T}_2$ proportionnelle à la dissipation localisée r_2 en fonction du nombre de cycles à l'amorçage. Les *marqueurs vides* sont identiques à ceux de la figure 4.9. L'éprouvette CP8-5 a subi une surcharge ponctuelle.

nuancer à cause de la mauvaise qualité de la peinture pour cet essai qui rend l'identification de la dissipation plus imprécise.

4.3.4 Calculs par éléments finis et analyse des essais avec surcharge ponctuelle

Un calcul par éléments finis permet de mieux comprendre les résultats des essais avec surcharge. En particulier, il permet de voir comment les contraintes macroscopiques sont modifiées en pied de cordon alors que seuls des déplacements et des déformations locales ont été mesurés. Le calcul par éléments finis réalisé utilise une loi élasto-plastique à écrouissage isotrope homogène dans l'éprouvette modélisée en déformations planes généralisées sous Abaqus. Ce choix de comportement plastique a peu d'influence sur le résultat du calcul car il y a peu de risque de plastification à la décharge. La géométrie de l'éprouvette est initialement nominale : les déformations dues au soudage ne sont pas prises en compte. Les extrémités de l'éprouvette sont encastrées ou en liaison glissière avec l'extérieur. Le chargement est composé de deux blocs constitués de 100 cycles à 35 kN suivis de 5 cycles de surcharges à 50 kN (rapport de charge de 0,1). L'effort est aussi régulièrement remis à zéro pour calculer les déformations résiduelles. Ce chargement ressemble au chargement appliqué aux éprouvettes CP8-5 et CP10-5 avec un nombre de cycles réduit. Dans un premier temps, la justesse des résultats du calcul est vérifiée par comparaison avec les mesures au jauges et de corrélation d'image. En effet, l'amplitude de déformation n'est pas modifiée par les cycles de surcharge. La souplesse aux jauges identifiée par le calcul est de $7,5 \times 10^{-5}$ mm/mm/kN et elle est proche des souplesses identifiées sur différentes éprouvettes comprises entre 6×10^{-5} et 7×10^{-5} mm/mm/kN. La déformation moyenne aux jauges $\Delta_m \varepsilon_J$ passe de $1,7 \times 10^{-3}$ mm/mm à $3,6 \times 10^{-3}$ mm/mm suite à la surcharge. Maintenant que les résultats du calcul sont jugés réalistes, l'évolution des contraintes en pied de cordon est analysée. De manière cohérente avec l'adoption de la contrainte de Dang Van comme contrainte équivalente, sont étudiés la contrainte hydrostatique résiduelle (à effort nul) et l'amplitude de cisaillement de Tresca. L'amplitude de cisaillement varie peu comme toutes les amplitudes de contrainte ou de déformation de manière générale dans cette étude. Cela est cohérent avec les mesures d'amplitude de déformation aux jauges. Par contre, sur la figure 4.21, on observe que la contrainte hydrostatique résiduelle évolue suite à la surcharge. Elle est toujours compressive en surface et notamment en pied de cordon mais cette compression est plus élevée après la surcharge qu'avant. Ces résultats sont cohérents avec l'augmentation des déformations aux jauges. En effet, au premier cycle de surcharge la matière se déforme plastiquement dans une zone assez étendue allant jusque sous la jauge. La dilatation plastique de la matière en surface devant le pied crée alors des contraintes de compression.

Il a alors été cherché comment relier quantitativement cette compression résiduelle créée par la surcharge à la durée de vie observée expérimentalement. On suppose que la loi de Miner aurait bien prédit la durée de vie de l'éprouvette CP8-5 sans cette contrainte de compression résiduelle induite par la surcharge. Elle serait donc inférieure de 50%. D'après la pente de la droite de Basquin, pour avoir une durée de vie augmentée de 50%, il faut réduire la contrainte de 29%. Le ratio des contraintes équivalentes de Dang Van avant et après la surcharge est



(a) Global. (b) En pied de cordon.

FIGURE 4.21 – Champ de contrainte hydrostatique résiduel (pour un effort nul) avant et après les cinq cycles de surcharges.

alors calculé en chaque point sur l'éprouvette. Ce ratio est différent de 1 principalement à cause de l'évolution de la contrainte hydrostatique résiduelle. Le ratio de 29% est obtenu uniquement à 0,1 mm sous le pied de cordon. Cette position pourrait alors correspondre à la position précise de l'amorçage. Finalement, le cumul non linéaire constaté dans le cas des essais avec surcharge peut s'expliquer par une modification du chargement local. Plus précisément, les contraintes hydrostatiques résiduelles de compression induites sous le pied de cordon par la surcharge peuvent expliquer la durée de vie des éprouvettes.

4.3.5 Résultats des essais sous chargements périodiques à deux amplitudes

Les durées de vie des éprouvettes soudées CP testées sous chargements périodiques à deux niveaux sont largement conformes aux prédictions de la loi de cumul de dommage de Miner comme l'atteste la figure 4.14 (sauf éprouvette CP5-8). En tenant compte des mauvaises prédictions de la loi de cumul d'endommagement de Miner faites pour les essais avec surcharge ponctuelle, ce constat est surprenant. Pour expliquer ce résultats deux possibilités sont envisagées.

1. Les grands cycles répétés réduisent les déformations résiduelles de compression. L'effet de protection d'une surcharge sur les petits cycles est désactivé.

2. Les grands cycles sont plus endommageants lorsqu'ils sont mélangés avec des petits cycles.

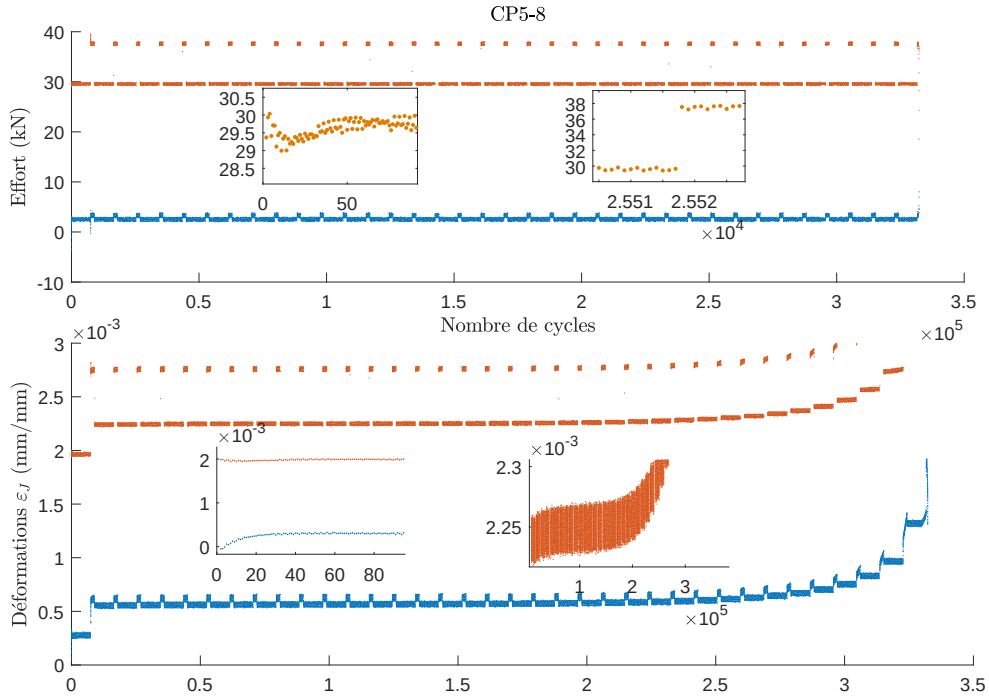
Les mesures en cours d'essais sont utilisées pour comprendre pourquoi les amplitudes les plus élevées n'ont pas globalement réduit l'endommagement comme c'est le cas avec une surcharge ponctuelle.

4.3.5.1 Évolution des déformations

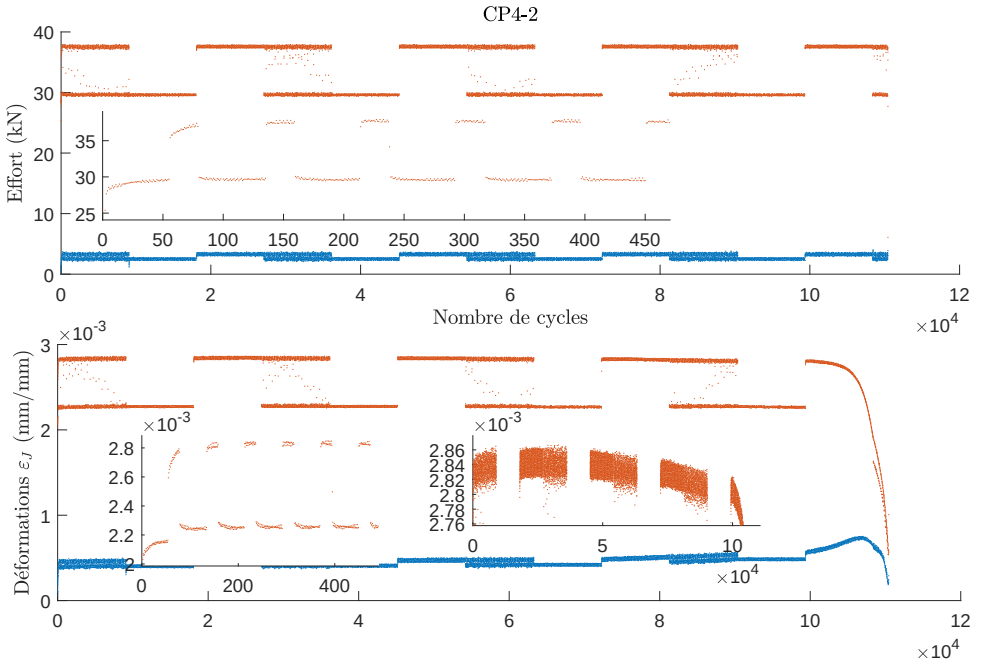
Dans un premier temps, les enregistrements de l'effort appliqué sont analysés. Grâce au réglage du pilotage PID de la machine de traction, les cycles d'efforts sont correctement appliqués même pour des chargements à amplitude variable et malgré la fréquence élevée de sollicitation (environ 30 Hz). L'effort de consigne est correctement appliqué après 50 cycles maximum. Les mesures de déformation aux jauges montrent que l'adaptation macroscopique est très rapide conformément aux constatations faites sur les essais avec surcharges. Les déformations mesurées sur les éprouvettes CP5-8, CP4-2 (cf. figure 4.22) illustrent bien ce fait. En un cycle, un état adapté (qui répond de manière affine à l'effort) est quasiment atteint sur les jauges. On voit alors que l'effort maximal appliqué, même s'il n'est appliqué qu'une fois, influe fortement sur la déformation moyenne. Concernant les amplitudes de déformation, elles sont proportionnelles à l'effort appliqué selon un facteur qui varie d'une éprouvette à l'autre. Comme précédemment ce facteur est nommé souplesse. La souplesse ne varie pas significativement au cours des essais de fatigue à amplitude variable. Seules des variations qui commencent tardivement sont mesurables. Comme discuté à la partie 4.1.3 ces variations tardives de la souplesse sont imputées à la fissuration de l'éprouvette.

Toutefois, pour les essais à amplitude variable sur les éprouvettes CP15-4 et CP8-3 (cf. figure 4.23), il semble qu'il y ait une dérive de la déformation moyenne. Plus intéressant, avec les chargements qui alternent les blocs de chargement à amplitude constante et variable, la dérive de la déformation change de sens plusieurs fois en cours d'essai. Lorsque le chargement est variable la dérive de la déformation est une augmentation et lorsque le chargement est constant la dérive est une diminution. Les faibles variations de déformations mesurées aux jauges ne peuvent pas avoir un effet directement significatif sur la durée de vie : les variations totales de déformation comparées aux valeurs absolues même sur un grand nombre de cycles sont trop faibles.

La dérive de la déformation moyenne mesurée par les jauges n'est pas clairement visible pour tous les chargements. Dans le cas des chargements à amplitude constante, la moyenne augmente lentement lorsque l'amplitude de déformation est importante. La déformation moyenne diminue lentement lorsque l'amplitude de déformation est faible. Pour des amplitudes de déformations intermédiaires, aucune variation de la moyenne n'est visible. La variation de la déformation moyenne n'est pas due à de la fissuration macroscopique car dans ce cas l'amplitude de la déformation varierait et une chute de potentiel électrique serait mesurée. Elle est donc due à la plasticité concentrée en pied de cordon (les calculs par éléments finis montrent qu'il n'y a pas de plasticité ailleurs). Sur chaque éprouvette, lorsque que les amplitudes d'effort sont suffisamment importantes, la limite élastique est dépassée dans une grande zone et en particulier sous la jauge. Les déformations plastiques sous les jauges augmentent alors la déformation mesurée. Lorsque les amplitudes d'effort sont plus faibles, la limite élastique est dépassé dans une plus petite zone. Il n'y a plus de déformation plastique sous la jauge mais les déformations plastiques en pied de cordon devant la jauge

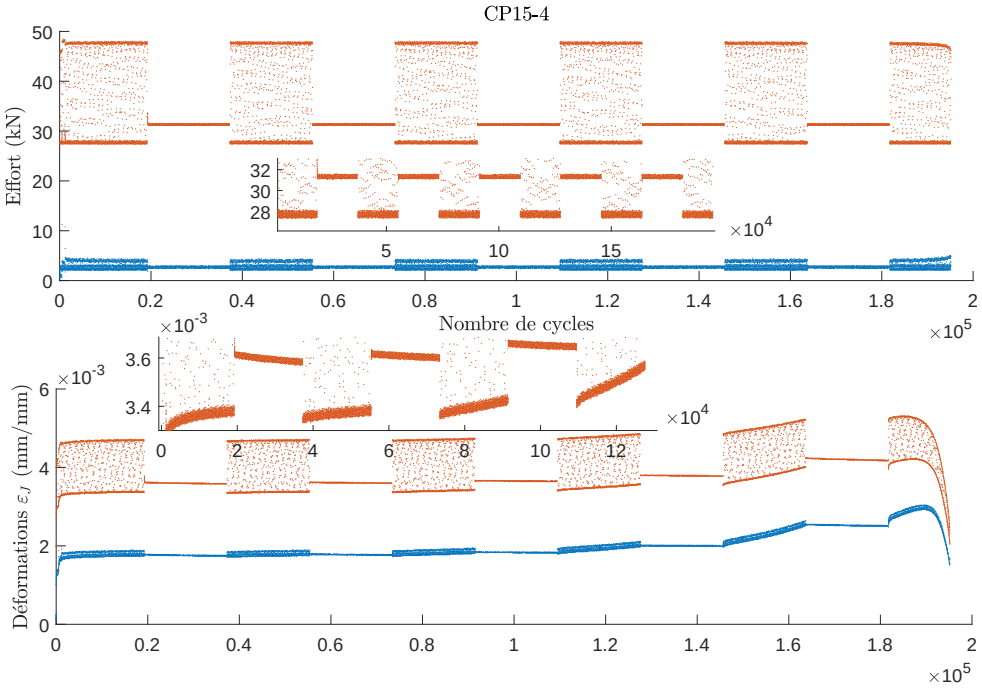


(a) Essai à période longue, éprouvette CP5-8

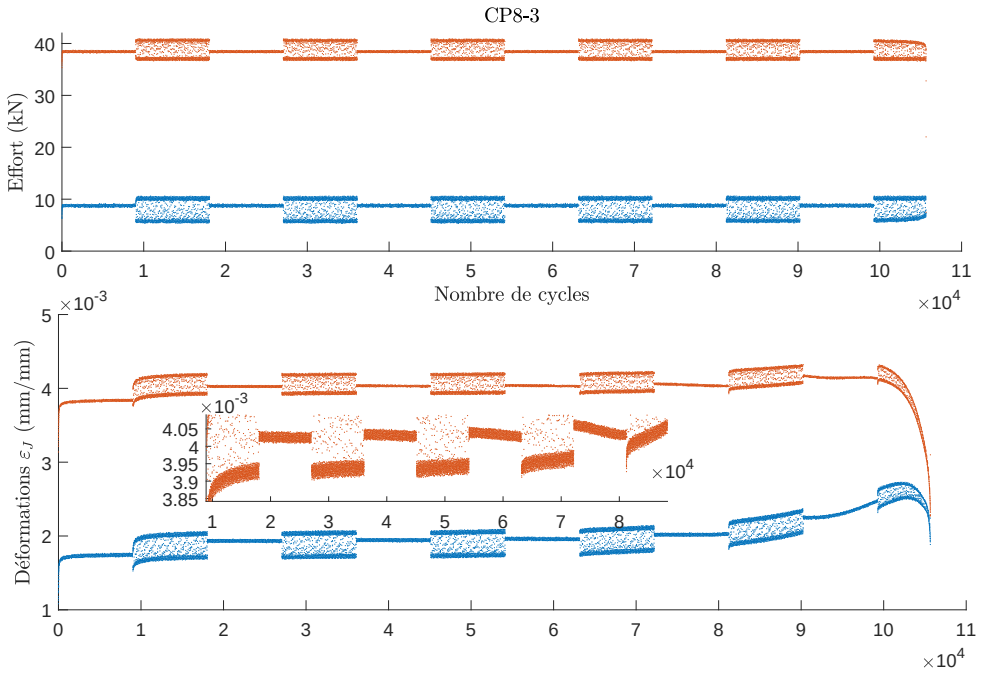


(b) Essai à deux blocs à période moyenne, éprouvette CP4-2

FIGURE 4.22 – Extremums de l'effort appliqué et des déformations aux jauges pour plusieurs essais de fatigue à amplitude variable.

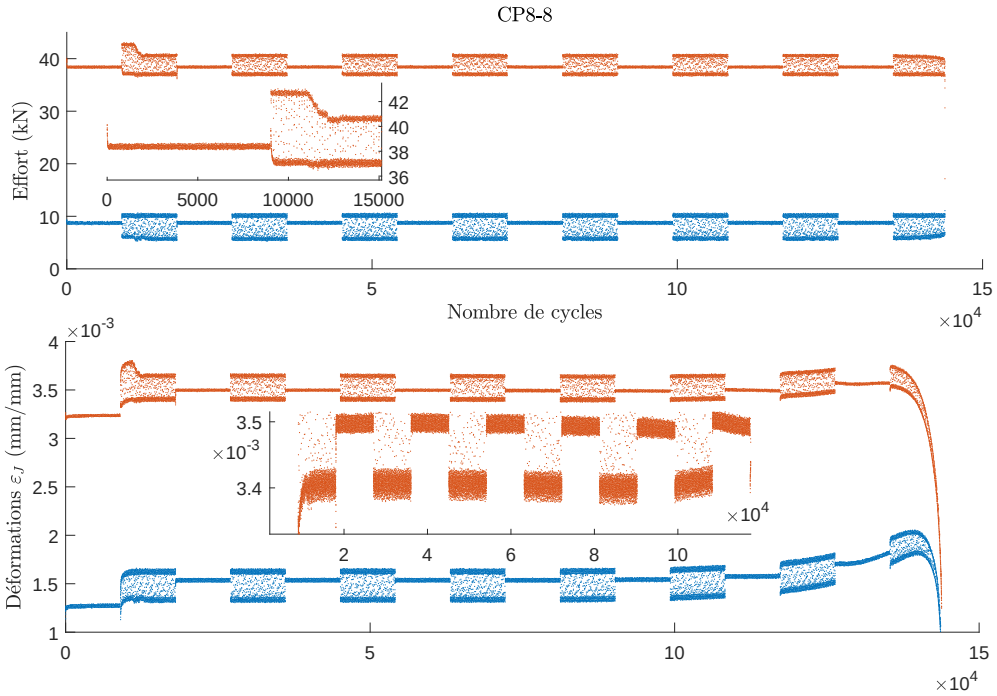


(a) Essai à deux blocs à période courte, éprouvette CP15-4



(b) Essai à deux blocs, moyenne d'effort fixe, éprouvette CP8-3

FIGURE 4.23 – Extremums de l'effort appliqué et des déformations aux jauges pour plusieurs essais de fatigue à amplitude variable.



(a) Essai à deux blocs avec surcharges, moyenne d'effort fixe, éprouvette CP8-8

FIGURE 4.24 – Extremums de l'effort appliqué et des déformations aux jauges pour plusieurs essais de fatigue à amplitude variable.

compriment progressivement la matière sous la jauge diminuant la déformation moyenne. Durant les blocs d'amplitude variable, une augmentation lente de la déformation moyenne est observée lorsque les amplitudes maximales des déformations dépassent approximativement l'amplitude maximale de déformation élastique ($\approx \sigma_y/E = 1,8 \times 10^{-3}$ mm/mm).

Ces petites variations de déformations moyennes permettent d'envisager des variations locales plus importantes localement : soit à l'échelle mésoscopique dans les grains défavorablement orientés (théorie à double échelle de Dang Van par exemple) soit en fond d'entaille (formée par une fissure ou le cordon de soudure). Les calculs par éléments finis présentés à la partie 4.3.4 ont mis en évidence ce phénomène de localisation bien connu.

4.3.5.2 Évolution de la dissipation

L'évolution de la dissipation au cours des essais à amplitude variable est présentée sur la figure 4.25.

Certains chargements périodiques sont une répétition de trois blocs dont le premier est un mélange de deux amplitudes et les deux blocs suivants sont des blocs à amplitude constante. Les deux amplitudes du bloc à amplitude variable correspond aux amplitudes des deux autres blocs. En supposant que les dissipations ne dépendent que de l'amplitude des cycles et de l'éprouvette, la dissipation moyenne pendant le bloc à amplitude variable notée $r^{(bh)}$ est

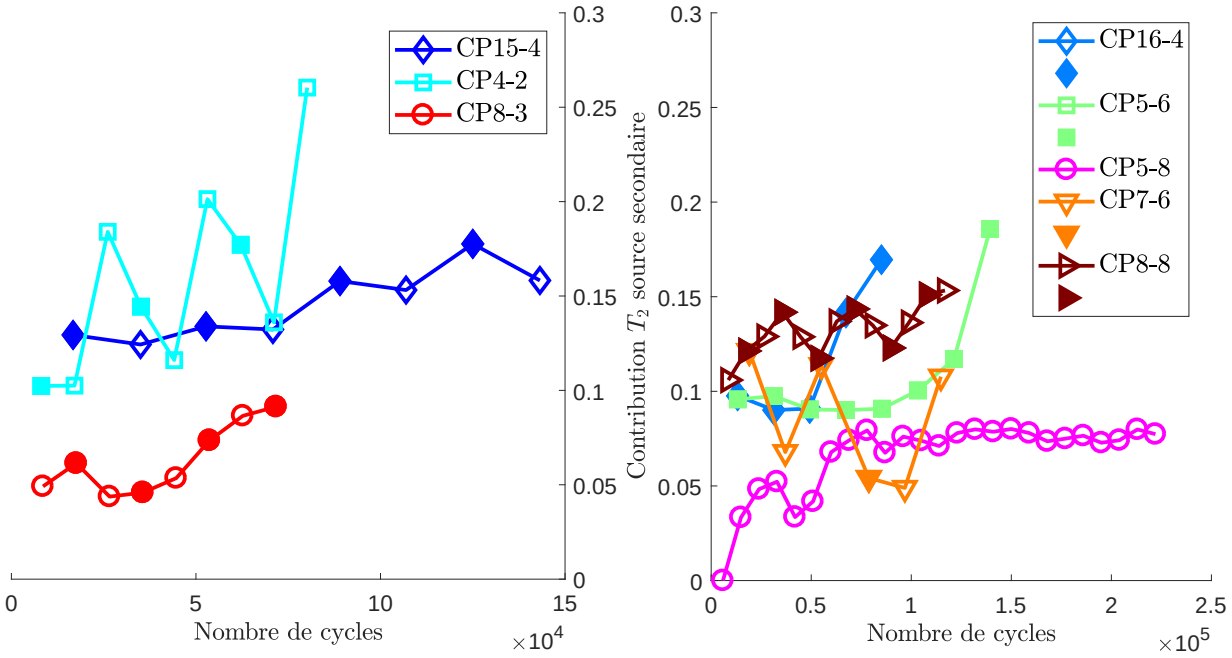


FIGURE 4.25 – Evolution de la variation de température T_2 proportionnelle à la source ponctuelle secondaire r_2 au cours de plusieurs essais de fatigue à amplitude variable. Les *marqueurs colorés pleins* correspondent aux blocs à amplitude variables alors que les *marqueurs vides* correspondent aux blocs à amplitude constante.

fonction des dissipations $r^{(b)}$ et $r^{(h)}$ identifiées dans les deux autres blocs. Ainsi, la dissipation moyenne (sur une période) $r^{(rh)}$ est :

$$r^{(bh)} = \frac{n_b r^{(b)} + n_h r^{(h)}}{n_b + n_h} \tag{4.6}$$

où n_b et n_h sont les nombres de cycles associés à chaque amplitude dans les blocs à amplitude variable. Les dissipations pendant les chargements à trois blocs est affichée sur la figure 4.26. Sur cette figure, le calcul théorique de la dissipation est aussi illustrée.

Des essais périodiques à deux blocs ont aussi été réalisés. Un bloc sur deux est à amplitude variable. L'amplitude des blocs à amplitude constante est choisie pour que l'endommagement moyen de Miner par cycle soit égal à l'endommagement moyen par cycle du bloc à amplitude variable.

$$\frac{n_m}{N_m} = \frac{\frac{n_b}{N_b} + \frac{n_h}{N_h}}{n_b + n_h} \tag{4.7}$$

où la m fait référence à l'amplitude dans les blocs à amplitude constante et b et h représentent alors les amplitudes (niveaux bas et haut) des blocs à amplitude variable. Ainsi, on estime une relation théorique entre les dissipations en supposant qu'il n'y ait pas d'effet d'histoire :

$$r^{(bh)} = \frac{n_b r^{(b)} + n_h r^{(h)}}{n_b + n_h} = \frac{n_b \frac{c}{N_b} + n_h \frac{c}{N_h}}{n_b + n_h} = c\frac{1}{N_m} = r^{(m)} \tag{4.8}$$

r représente la dissipation locale proportionnelle à T_2. Sur les éprouvettes CP8-3 et CP8-8 testées sous ce type de chargement, aucune tendance claire ne se dégage. Les blocs à amplitude

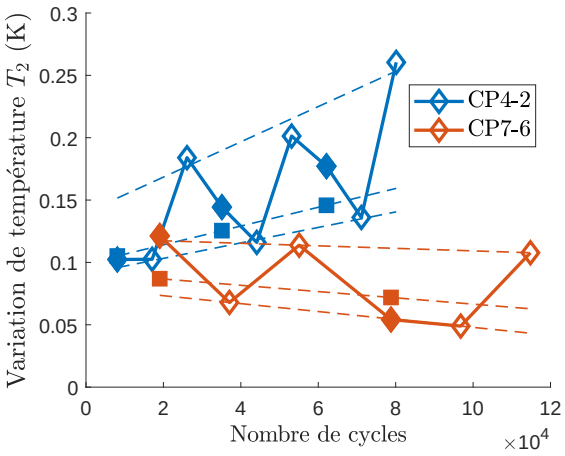
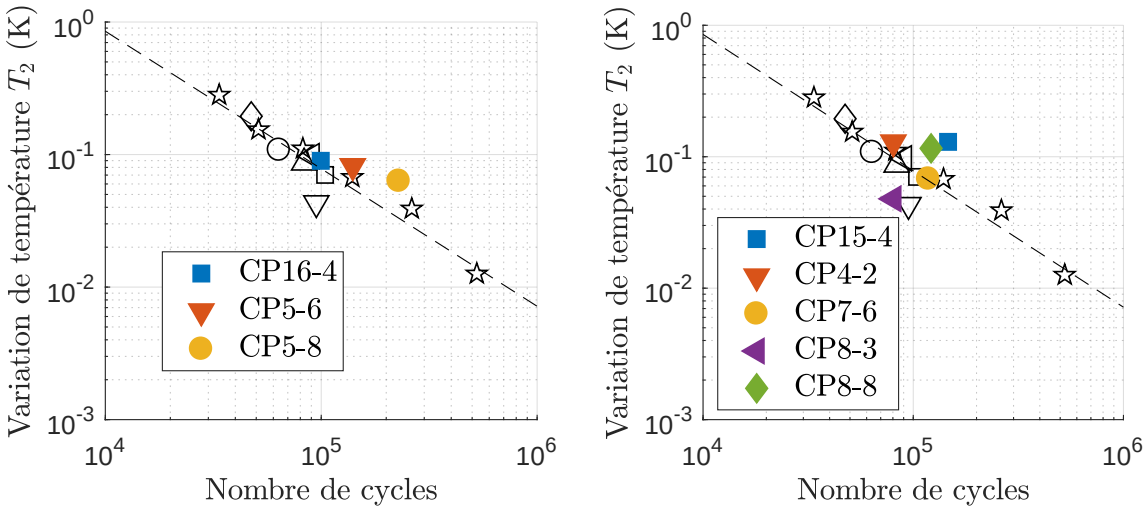


FIGURE 4.26 – Évolutions des puissances dissipées pour les chargements dont un bloc sur trois est à amplitude variable. Les *carrés* réprésentent les dissipations théoriques calculées selon l'équation (4.6) (en *pointillés* figurent les traits de construction de la dissipation théorique).

variables ne dissipent pas plus que les blocs à amplitude constante. En revanche, l'éprouvette CP15-4 pour laquelle les niveaux d'amplitudes sont plus éloignés, montre que les blocs à amplitude variable dissipent plus que les blocs à amplitude constante. Cela est probablement lié à l'activité plastique relevée par les jauges, différentes pour les deux types de blocs.

Finalement, les chargements à amplitude variable semble dissiper un peu plus d'énergie par cycle que prévue sans effet de séquence (cumul linéaire). Toutefois, cet effet n'est pas toujours clair car la dissipation pendant un bloc à amplitude constante ou variable peut être influencé par les blocs précédents. Cet effet à long terme est constaté pour les chargements avec surcharge ponctuelle.

L'énergie dissipée totale jusqu'à l'amorçage est aussi difficile à interpréter. Elle est visible indirectement (divisée par le nombre de cycles à l'amorçage) sur la figure 4.27. Sur cette figure, les points expérimentaux pour les essais à amplitude variable sont plus éloignés de la droite théorique identifiée que les points associés aux essais à amplitude constante. Cela pourrait signifier que l'existence d'une énergie dissipée cumulée constante à l'amorçage n'est pas valide pour les chargements à amplitude variable. Mais ce constat expérimental peut avoir une autre origine. En effet, pour calculer cette énergie dissipée cumulée (intégration temporelle de T_2), on considère que la source dissipative est constante au cours d'un bloc. Or, d'après l'évolution de la source dissipative suivant une surcharge (cf. figure 4.18), cette hypothèse n'est probablement pas vérifiée : il a été remarqué que la source dissipative évolue fortement après une surcharge pendant plus de 90000 cycles alors que les blocs des chargements périodiques sont pour la plupart composés de 9000 cycles environ. En fait, il faudrait une autre méthode d'identification de la dissipation mieux adaptée aux chargements périodiques à blocs pour suivre des éventuelles variations de sources sur des temps courts. La température ne pourrait alors plus être considérée comme stabilisée.



(a) Éprouvettes soumises à des chargements à amplitude variable périodiques.

(b) Éprouvettes soumises à des chargements périodiques par blocs.

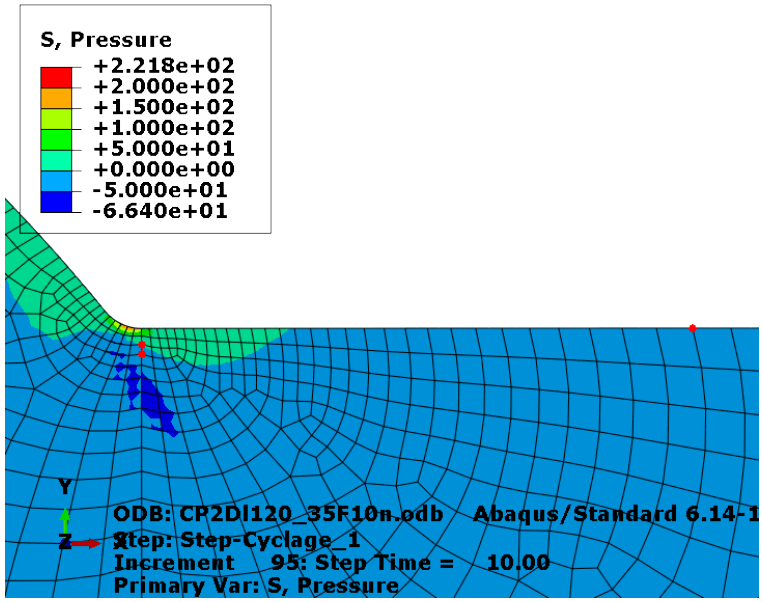
FIGURE 4.27 – Variation de température moyenne $\bar{T}_2$ proportionnelle à la dissipation localisée r_2 en fonction du nombre de cycles à l'amorçage. Les *marqueurs vides* sont identiques à ceux de la figure 4.9.

4.3.6 Calcul par éléments finis et analyse des essais périodiques

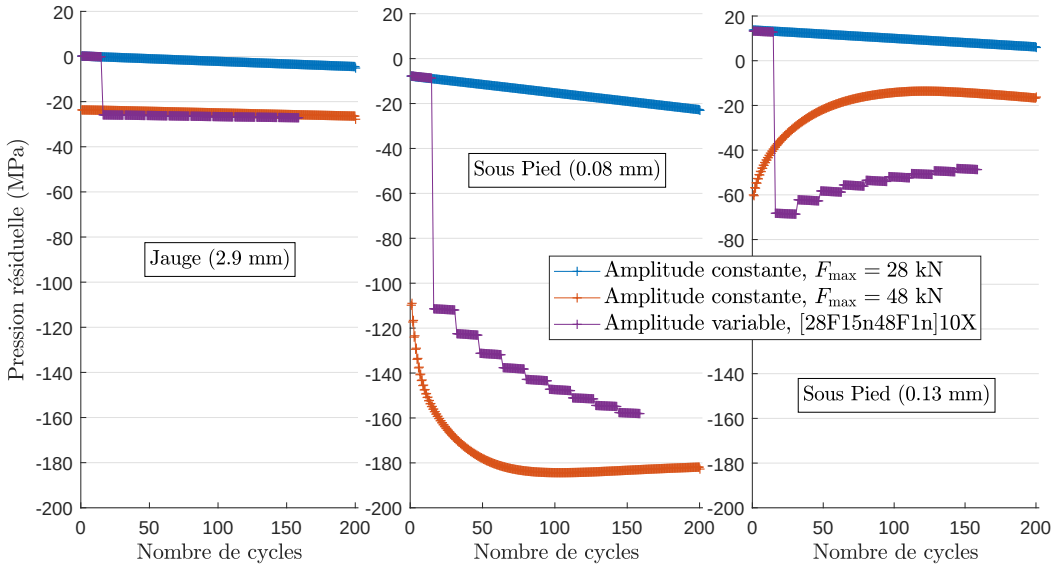
Des calculs par éléments finis ont été faits pour comprendre les résultats des essais à amplitude variable périodiques. Ces calculs sont identiques à ceux de la partie 4.3.4 mais avec des évolutions d'effort différentes. L'objectif est d'expliquer pourquoi les contraintes résiduelles de compression ne protègent pas plus la structure dans le cas de grands cycles répétés. En particulier, les deux hypothèses formulées dans la partie précédente sont envisagées. L'évolution lente de la moyenne de la déformation aux jauges n'a pas été correctement modélisée. Il est difficile de le faire car elle dépend fortement des variations des contraintes et des déformations résiduelles très locales en pied de cordon qui dépendent elles-mêmes de la géométrie locale, de la déformée due au soudage et du comportement local. Malgré cela, les calculs réalisés mettent en évidence une relaxation des contraintes résiduelles de compression (cf. figure 4.28). Toutefois, les variations de contrainte hydrostatique résiduelle sont très différentes d'un point à l'autre autour du pied de cordon et particulièrement dans l'épaisseur (selon l'axe $\underline{e}_z$). L'effet de gradient ne modifie pas que les amplitudes de contrainte.

4.3.7 Résultats des essais sous chargement issu d'un enregistrement réel

Les deux éprouvettes CP testées sous un chargement de fatigue issu d'un enregistrement réel ont une durée de vie bien prédite par la loi de cumul de dommage linéaire comme le



(a) Champ de l'opposé de la contrainte hydrostatique résiduelle ($-\operatorname{tr}\underline{\underline{\sigma}}$) pour $F_y = F_{\min} = 3,5$ kN après 10 cycles à 35 kN (R=0,1). Les nœuds en *rouges* sont les nœuds où sont extraits les contraintes.



(b) Évolution de la contrainte hydrostatique résiduelle ($+\operatorname{tr}\underline{\underline{\sigma}}$) en trois nœuds.

FIGURE 4.28 – Résultats de trois calculs par éléments finis. Évolution pendant plusieurs dizaines de cycles.

montre la figure 4.14. Le chargement issu d'un enregistrement réel est principalement caractérisé par la distribution des amplitudes et des moyennes des demi-cycles qui le compose et par le nombre de demi-cycles par séquence répétée ($L_S = 778$ demi-cycles). Alors que les chargements à amplitude variable précédents sont composés de seulement 2 ou 3 amplitudes

différentes, le cumul d'endommagement linéaire est également valable pour tous les chargements périodiques testés à période relativement courte. Il n'y a pas eu d'effet visible du nombre d'amplitudes différentes composant une séquence répétée.

4.3.8 Effets de cumul non linéaire

Dans cette partie, une interprétation cohérente de tous les essais et des mesures est donnée. Pour simplifier, on considère le cas où seuls deux types de cycles (petits et grands) se succèdent. Cela revient à discrétiser en deux morceaux la distribution réelle des cycles. Les essais sur structures soudées révèlent deux effets de cumul non linéaires.

Un premier effet de cumul non linéaire est dû à la déformation plastique de la matière dans une zone d'autant plus étendue que l'effort en traction est important. L'effort de traction maximal induit alors des contraintes résiduelles de compression. L'endommagement produit par les petits cycles qui suivent un ou plusieurs grands cycles est alors moins important. Cet effet de cumul non linéaire augmente la durée de vie de l'éprouvette par rapport à la prédiction de cumul linéaire d'endommagement. Les contraintes résiduelles sont liées à la géométrie de l'assemblage soudé et aux conditions aux limites. Ce premier effet est donc différent d'un assemblage à l'autre. Toutefois, on peut supposer que cet effet est vérifié dans une majorité des cas réels pour les raisons suivantes : les déformations plastiques demeurent assez locales et la géométrie locale est représentative de celle des structures soudées présentes dans les véhicules, de même que le chargement (flexion et traction à l'échelle des contraintes géométriques). Toutefois, cet effet est probablement différent en racine de cordon de soudure.

Dans un chargement variable, dès qu'un grand cycle est présent le premier effet de cumul non linéaire présenté devrait augmenter la durée de vie par rapport à celle prédite la loi de cumul linéaire. Toutefois, pour tous les essais sous chargements périodiques à amplitude variable la durée de vie est bien prédite par la loi de cumul linéaire. On postule alors l'existence d'un second effet de cumul non linéaire qui s'oppose au premier. Le second effet augmente temporairement l'endommagement des cycles qui suivent des cycles d'amplitude différente. Il est lié à un phénomène de non adaptation voire de non accommodation élasto-plastique transitoire en pied de cordon. La non accommodation est visible par les jauges lorsque les amplitudes de contraintes locales sont assez élevées ou assez faibles. Après les surcharges ponctuelles, une non-accomodation n'est pas vue par les jauges mais on observe une dissipation forte transitoire probablement liée à une non adaptation locale. La non-adaptation est favorisée par les variations d'amplitude du chargement. Par son caractère transitoire, ce second effet explique l'influence du nombre de cycles par séquence répétée (L_S) dans les chargements périodiques sur l'endommagement linéaire ($\sum n/N$) à la rupture. En particulier, il explique la durée de vie de l'éprouvette CP5-8. Elle est supérieure à celle prédite par la loi de cumul linéaire alors que la période du chargement est la plus longue testée ($L_S = 9000$ cycles contre des périodes inférieures à 1000 cycles dans les autres cas). Ainsi, lorsque les séquences sont courtes, ce second effet joue un rôle important car le matériau n'a jamais le

temps de s'adapter localement. Au contraire, lorsque les séquences sont longues, le matériau est adapté pendant une partie de chaque séquence répétée. Dans ce dernier cas, le premier effet de cumul non linéaire n'est pas complètement compensé par le second effet. À partir de la dissipation après une surcharge, on estime que le nombre de cycles à stabilisation est de l'ordre de quelques dizaines de milliers de cycles.

Le mode d'action de ces deux effets de cumul linéaire opposés expliquent pourquoi les essais à amplitude variable de la littérature donnent une grande dispersion de l'endommagement linéaire à la rupture ($\sum n/N$ compris entre 0,1 et 10). À cause du premier effet de cumul non linéaire, l'endommagement linéaire à la rupture dépend de l'effort maximal, de la géométrie et des conditions aux limites de la structure soudée. À cause du second effet de cumul non linéaire, l'endommagement linéaire à la rupture dépend aussi de la taille des séquences répétées, de la distribution des amplitudes et du mélange des cycles dans le cas des chargements périodiques.

4.4 Préconisations

4.4.1 Choix d'un modèle

Au cours de cette campagne d'essai, la loi de cumul d'endommagement linéaire a montré sa validité pour de nombreux chargements périodiques, en particulier pour ceux qui proviennent d'enregistrements d'effort sur véhicule. En supposant que la dissipation est fonction de l'endommagement, la loi de cumul d'endommagement linéaire est aussi cohérente avec les dissipations lors d'essais à amplitude constante puisqu'elle prévoit un endommagement constant au cours du temps. Malgré cela, cette loi de cumul n'est pas encore complètement caractérisée : d'une part à cause des résultats expérimentaux de la littérature qui vont plutôt à l'encontre de ce résultat et d'autre part à cause de la tenue importante des éprouvettes ayant subi une surcharge ponctuelle. L'interprétation des résultats d'essai a montré que la loi de cumul linéaire était valide sur un grand nombre de chargements ici testés seulement par compensation de deux phénomènes. Cependant, pour les chargements réels (de service), il n'est pas certain que les deux phénomènes de cumul non linéaire se compensent pour conduire à une validité de la loi de Miner. Pour le vérifier, il faudrait disposer d'un modèle qui prenne bien en compte ces deux effets. C'est pourquoi, dans cette partie, on évalue la pertinence des modèles présentés au chapitre 1 à prédire les résultats expérimentaux rassemblés dans ce chapitre.

- Les lois de cumul d'endommagement à évolution non linéaire présentées ne prédisent pas les durées de vie sous surcharge ponctuelle. De plus, la dissipation est quasi-constante au cours des essais à amplitude constante. L'évolution non linéaire de l'endommagement n'est pas le phénomène prépondérant pour expliquer le cumul d'endommagement dans ce contexte.

- Les lois de Morel et d'Ottosen sont intéressantes puisqu'elles modélisent le second effet de cumul non linéaire : en cas de changement d'amplitude, un endommagement supplémentaire est prédit par ces deux lois. Toutefois, la loi de Morel ne prédit pas le premier effet. Dans le cas d'une surcharge, indépendamment de l'écrouissage mésoscopique isotrope, la surcharge induit un important déplacement du centre cinématique du domaine de plasticité mésoscopique. Cela correspond à un supplément de déformation plastique cumulée mésoscopique et donc à une réduction de la durée de vie par la présence d'une surcharge. Au modèle de Morel, il faudrait ajouter la modélisation des contraintes résiduelles (premier effet de cumul non linéaire) induites par le chargement. Cela pourrait être fait à travers un calcul élasto-plastique structurel comme dans la partie 4.3.4.

À défaut de mieux, le modèle de Miner reste recommandé car il donne en moyenne de bons résultats sur les éprouvettes testées. En particulier, pour les essais issus d'un enregistrement réel, il est bien prédictif.

4.4.2 Choix d'un chargement de caractérisation

Dans ce contexte d'endurance limitée de structures soudées, aucun des modèles de cumul d'endommagement étudiés ne permet de prendre en compte les deux effets de cumul non linéaire. Ils ne permettent donc pas d'utiliser de manière fiable, des chargements à amplitude constante équivalents aux chargements réels. De ce fait, il est préférable de caractériser les assemblages soudés à partir de chargements à amplitude variable. Cela est conforme aux recommandations du LBF (Fraunhofer-Institute for Structural Durability and System Reliability). Un chargement à amplitude variable de caractérisation doit être équivalent aux chargements réels, c'est-à-dire produire les effets de cumul non linéaires dans les mêmes proportions.

Devant la difficulté de définir un chargement de caractérisation équivalent aux chargements réels, on peut envisager deux chargements limites qui créent des endommagements qui encadrent l'endommagement produit par le chargement réel. Cela est plus simple car on a vu que les deux effets de cumul non linéaire s'opposent. Le premier chargement qui créé un endommagement minimal favorise alors les contraintes résiduelles de compression à long terme. Le second chargement favorise lui la non adaptation locale. On suppose que le chargement réel est connu par une matrice de Markov, c'est-à-dire par un ensemble de couples de minimums et maximums de contrainte obtenus après comptage.

1. Pour minimiser l'endommagement, le premier chargement doit répondre aux exigences suivantes. La contrainte maximale de traction doit donc être appliquée en premier, un seule fois. Pour réduire le second effet, il faut favoriser la stabilisation. Les moyennes des contraintes doivent donc être fixées. Les amplitudes de contrainte doivent être appliquées par ordre décroissant pour réduire au maximum les variations d'amplitude. La taille des blocs répétés doit être la plus longue possible. Le nombre de cycles de

stabilisation, au-delà duquel le second effet de cumul non linéaire n'a plus d'impact étant supérieur à 10^4 cycles, il est conseillé d'avoir une période L_S supérieure à 10^4 cycles.

2. Pour maximiser l'endommagement, le second chargement doit répondre aux exigences suivantes. La taille des blocs L_S doit être assez courte pour que les efforts maximaux soient souvent répétés et éviter la stabilisation. On la conseille autour de $5 \cdot 10^3$ cycles. L'effort maximal doit bien être représenté puisqu'il influe fortement sur les contraintes résiduelles. Au sein d'une période, il faut mélanger les cycles. Un tirage aléatoire pondéré par le nombre de cycles dans la matrice de Markov peut suffire car les chargements réels alternent moins souvent les cycles. En effet, il y a dans les chargements réels des motifs liés à la route (séquence de virage, de pavés, secousses, etc.).

Le premier chargement n'est pas indispensable. On peut dimensionner de manière conservative à l'aide du second chargement proposé. Le premier chargement sert seulement à donner une borne supérieure à l'incertitude sur le cumul d'endommagement.

4.5 Conclusion

Dans ce chapitre, les résultats des essais de fatigue sur les éprouvettes CP sont présentés.

D'abord, le mode de rupture a été analysé. Comme prévu, les éprouvettes se sont bien fissurées en pied de cordon et ne se sont pas fissurées aux bords. De faibles variations de déformation aux jauges et de résistance électrique ont révélé qu'une grande partie de la durée de vie jusqu'à rupture pouvait être due à la phase de propagation. Un critère d'amorçage macroscopique a été choisi pour définir un nombre de cycle à l'amorçage pour chaque éprouvette.

Dans un second temps, les durées de vie à l'amorçage ont été étudiées. À partir des essais à amplitude constante, une courbe S-N relativement peu dispersée a pu être obtenue grâce à l'utilisation des mesures des jauges. La dispersion entre éprouvettes des champs mécaniques près du pied de cordon a eu moins d'impact grâce à la mesure de déformation locale. D'autres éprouvettes CP ont subi des chargements à amplitudes variables : soit à amplitude constante complétés par une unique surcharge, soit périodiques avec deux niveaux d'amplitude, soit encore périodiques avec une séquence répétée issue d'un enregistrement d'effort réel sur véhicule. Pour la plupart des chargements périodiques, les durées de vie à l'amorçage sont très bien prédites par la loi de cumul de Miner. Toutefois, les durées de vie expérimentales sont beaucoup plus grandes (d'un facteur supérieur à 2) que celles prédites pour les essais avec surcharge. On peut parler d'un effet de cumul non linéaire. Des calculs par éléments finis montrent que cela pourrait être dû à la compression résiduelle en pied de cordon induite par les déformations plastiques générées lors de la surcharge. Toutefois, il est difficile de comprendre pourquoi l'action de cet effet de cumul non linéaire n'est pas visible

à travers les durées de vie des éprouvettes sollicitées sous chargement à amplitude variable périodique.

Parallèlement, la source dissipative identifiée au cours de tous ces essais a été étudiée. Pour les essais à amplitude constante, on observe qu'elle est constante et corrélée à la durée de vie à l'amorçage. De plus, on constate la dissipation cumulée jusqu'à l'amorçage est constante. Ce fait remarquable pourrait servir à l'établissement d'un modèle de durée de vie à énergie critique. Ces trois constats sont favorables à l'utilisation de la source dissipative pour identifier rapidement une courbe S-N, voire comme indicateur de variation d'endommagement. Au contraire, lors des essais avec surcharge, on a vu que la source dissipative n'est pas constante mais modifiée transitoirement par les surcharges. Cela invite à être prudent sur l'utilisation de la source dissipative comme indicateur d'endommagement. À ce stade, il est trop tôt pour affirmer un lien fort entre l'endommagement et la source dissipative. Toutefois, il est intéressant de remarquer que la source dissipative a mis en évidence un état transitoire invisible par les jauges de déformation pourtant relativement proches du point d'amorçage. D'une certaine manière, la source dissipative telle qu'elle a été définie est peut-être une mesure plus sensible que la déformation aux jauges. Grâce aux essais périodiques alternant les blocs à amplitude constante et variable, il semble aussi que l'intensité de la source dissipative soit augmentée par le changement d'amplitude.

Enfin, pour expliquer l'ensemble des essais et des mesures réalisés, des hypothèses sont faites : il pourrait exister deux effets de cumul non linéaire opposés, sensibles différemment à l'évolution du chargement. Ces hypothèses rejoignent les résultats expérimentaux de la littérature. Des préconisations de loi de cumul d'endommagement et d'essais de caractérisation sont faites à partir de ces hypothèses.

Conclusion générale

Dans le cadre de la fatigue des structures soudées soumises à des chargements de fatigue réels, l'objectif premier de cette thèse est de déterminer la validité du modèle de cumul d'endommagement linéaire. Le second objectif est de déterminer comment améliorer le dimensionnement à la fatigue par la compréhension du cumul d'endommagement dans les structures soudées. Pour répondre à ces objectifs, la démarche suivante est suivie.

Dans le chapitre 1, le modèle de cumul d'endommagement linéaire est mis dans son contexte : il permet de calculer la tenue à la fatigue d'une structure soudée à l'arc soumise à un chargement à amplitude variable à partir d'essais à amplitude constante. Pour cela, le modèle de cumul d'endommagement linéaire suppose que l'endommagement produit par un cycle ne dépend pas du chargement précédent ce cycle. Pour vérifier la validité de ce modèle, des essais ont déjà été réalisés par de nombreux chercheurs. La plupart des essais montrent alors des erreurs non négligeables de prédictions du modèle de cumul d'endommagement linéaire. Pour étudier les essais de la littérature, les chargements à amplitude variable ont alors été décomposés en deux catégories : les chargements à deux blocs non périodiques et les chargements périodiques. Les résultats d'essai sur ces deux types de chargement ne sont pas conformes au modèle de cumul d'endommagement linéaire. Le premier type de chargements est assez simple. Il existe alors des modèles relativement simples nommés ici modèles à évolutions non linéaires qui prédisent assez bien les résultats expérimentaux. Toutefois les chargements sont peu réalistes. Dans la seconde catégorie de chargements, beaucoup de chargements sont assez réalistes. En particulier, la distribution des amplitudes de chargement se rapprochent de celle réelle. La plupart du temps, les éprouvettes ayant subi ces chargements ont une durée de vie qui n'est pas bien estimée par le modèle de cumul d'endommagement linéaire. Selon les campagnes d'essai sur structure soudée, le modèle de cumul linéaire surestime ou sous-estime la durée de vie. Un des paramètres importants est le nombre de cycles par période L_S. Quelques modèles de cumul non linéaire représentatifs ont été étudiés. Leur potentiel à prévoir un cumul d'endommagement non linéaire est alors évalué qualitativement dans plusieurs cas de chargements très différents. Cependant, devant les résultats très variés de la littérature qui dépendent à la fois du matériau testé et du chargement, il est difficile de statuer sur l'efficacité d'un modèle de cumul pour des chargements réels appliqués à une structure soudée fine.

Pour comprendre le cumul d'endommagement sous chargement à amplitude variable, une campagne d'essais est mise en place et présentée dans le chapitre 2. Des mini-structures ou

éprouvettes soudées sont testées. Une éprouvette est conçue à partir de l'expérience d'essais précédents et de calculs par éléments finis. Les essais de caractérisation sur des éprouvettes non conventionnelles exigent une attention particulière. Les champs mécaniques doivent être connus au mieux. Grâce à des mesures par des jauges et par corrélation d'image, deux problématiques inhérentes aux essais sur structures soudées ont été analysées et résolues. D'une part, la souplesse du bâti de la machine de traction a été mise en évidence. D'autre part, les déformations dues au soudage ont été mesurées et leur effet analysé par calcul. Une partie de la déformation due au soudage a été prise en compte géométriquement dans les modèles par éléments finis. Le comportement de deux éprouvettes sur trois est correctement calculé. Une modélisation plus fine prenant en compte les courbures et le comportement élasto-plastique est donc nécessaire pour bien modéliser chaque éprouvette. Les mesures des déformations locales par des jauges sur chaque éprouvette ont pallié ce manque de modèle fiable. En plus de l'analyse détaillée des champs mécaniques dans l'éprouvette soudée, une instrumentation spéciale est mise en œuvre avec ces essais de fatigue. En effet, un essai de fatigue classique donne peu d'information sur l'endommagement. Pour avoir un essai de fatigue plus riche, l'évolution de la dissipation a été suivie. Cette dissipation est identifiée à partir de mesures de température. Cependant, la structure un peu complexe de l'éprouvette soudée a nécessité la mise en place d'un modèle thermique qui a été vérifié progressivement. Une procédure de traitement des mesures de température pour l'identification de la dissipation est alors donnée dans le chapitre 3. Grâce à la forte localisation des contraintes en pied de cordon, la dissipation conduisant à l'endommagement (régime secondaire) est fortement localisée. La dissipation locale est bien distinguée des perturbations thermiques extérieures.

Finalement, les résultats des essais de fatigue confirment la bonne conception des essais dans le chapitre 4. Une courbe S-N peu dispersée est obtenue avec les essais de fatigue à amplitude constante. La plupart des essais de fatigue à amplitude variable ont montré la validité du cumul d'endommagement linéaire sauf les essais non périodiques avec surcharge ponctuelle. Bien que seuls ces essais avec surcharge ponctuelle invalident le cumul linéaire, il est indispensable de les analyser pour deux raisons. Premièrement, même si ces essais semblent peu représentatifs des chargements réels, on peut imaginer que certains véhicules subissent de la même manière un seul effort maximal bien plus important que les autres. Toutefois, en tentant de prendre en compte ce fait, on pourrait être amené à sous-dimensionner ; par exemple, si les événements rares que sont les efforts maximums sont mal estimés statistiquement (problème de queue de distribution des amplitudes). Deuxièmement, la durée de vie augmentée des essais avec surcharge nous interroge sur la non augmentation de la durée de vie pour les chargements périodiques contenant des surcharges mais répétées. À l'aide des différentes mesures, il a été postulé l'existence de deux effets de cumul non linaires qui s'opposent plutôt que l'atténuation de la protection par la répétition des plus grands cycles. Ainsi, dans le cas des essais périodiques à amplitude variable effectués ces deux effets se compensent. L'effet de cumul non linéaire protecteur induit par les efforts de traction importants est expliqué par la création de contraintes résiduelles de compression lors des surcharges. Par cet effet, la

durée de vie est augmentée d'un facteur supérieur à 5 pour un ratio d'amplitude de 1.6. Le second effet de cumul non linéaire est associé au changement d'amplitude dont on suppose qu'il crée une instabilité dans le comportement élasto-plastique local de la matière. Contrairement au premier effet de cumul non linéaire énoncé, ce premier effet n'est pas permanent : il s'atténue progressivement. Avec un ratio autour de 1.5, le nombre de petits cycles jusqu'à stabilisation est de l'ordre de 10^4. Plusieurs modèles de cumul qui ne prévoient pas de tels effets sont écartés comme les modèles à évolution non linéaire. Le cumul d'endommagement linéaire reste alors recommandé car il semble que les deux effets contraires de cumul non linéaire s'annulent. Finalement, des préconisations de chargements d'essais sont données en fin de chapitre car les deux effets opposés de cumul non linéaire pourraient ne pas toujours s'annuler pour des chargements réels.

La problématique du cumul d'endommagement est assez ancienne et n'est toujours pas résolue. C'est en partie dû au fait que plusieurs phénomènes agissent simultanément lors d'un chargement variable et il est alors difficile de les distinguer uniquement à partir du nombre de cycles à rupture. C'est pourquoi nous avons réalisé des essais permettant un suivi indirect de l'endommagement, à travers la dissipation et la fissuration. Cette thèse permet alors de juger la pertinence des indicateurs d'endommagement mis en œuvre.

Le premier indicateur utilisé pour la phase d'amorçage de fissure est la dissipation estimée à partir de la mesure de température. Le rôle d'indicateur d'endommagement est en partie justifié par les essais de caractérisation de la limite d'endurance par auto-échauffement : ils montrent qu'il y a une corrélation entre la présence d'endommagement (limite d'endurance dépassée) et une dissipation élevée (régime secondaire). Des chercheurs (cf. [Munier *et al.*, 2014] par exemple) ont déjà étendu la méthode d'auto-échauffement au domaine de l'endurance limitée sur des éprouvettes simples. Dans la littérature, elle a été aussi appliquée au cas de structures présentant des champs de contrainte non uniforme. Dans ce travail, cette méthode a non seulement été étendue à l'endurance limitée mais aussi aux chargements à amplitude variable « localement » pour les structures soudées. Les essais à amplitude constante et à amplitude variable, bien instrumentés, ont montré une bonne corrélation entre la durée de vie et la dissipation. De ce point de vue, la dissipation peut être un bon indicateur de l'endommagement en endurance limitée. En particulier, une énergie critique fixe à l'amorçage a été mise en évidence. Bien que ce résultat soit très intéressant, il faut rester vigilant sur plusieurs points avant de vouloir utiliser cette énergie critique. D'abord, il faut prendre garde aux effets transitoires induits par les changements d'amplitude. Après un changement d'amplitude, le dissipation ne se stabilise que si le nombre de cycles appliqués est suffisant. Notamment, la dissipation générée par les petits cycles qui suivent une surcharge ne se stabilise qu'après une centaine de milliers cycles pour les essais effectués. Ensuite, la précision des mesures de dissipation est un peu juste pour être sûr de l'existence de cette énergie critique. Pour plusieurs essais, la peinture noire utilisée n'avait pas une émissivité suffisante pour avoir la précision maximale qui a été atteinte avec les meilleures peintures. Certains essais notamment avec surcharge ponctuelle mériteraient d'être répétés pour mieux s'assurer de l'existence

d'une énergie critique et évaluer la précision de la dissipation identifiée. Enfin, la plupart des chargements ont été effectués avec le même rapport de charge. Il n'est pas certain à la vue de plusieurs résultats d'auto-échauffement de la littérature que l'énergie dissipée cumulée soit indépendante du rapport de charge. Finalement, cette thèse confirme l'utilisation de la dissipation pour caractériser à la fatigue un matériau et même une structure soudée.

Le second indicateur choisi est la propagation de fissure. Pour suivre la propagation de fissure des jauges de déformations sont utilisées ainsi qu'une mesure de chute de potentiel électrique. Les plus petites fissures amorcées sont estimées être d'environ 8 mm de long et 1.6 mm de profondeur. Les mesures de chute de potentiel ont alors permis de corroborer la présence de fissure détectées par les jauges. Toutefois, sous des chargements variables, la précision de la mesure de résistance électrique s'est révélée insuffisante pour suivre avec justesse la propagation de petites fissures. La précision est limitée par la dépendance de la résistance électrique aux déformations. Il faudrait alors trouver une autre méthode de mesure de taille de petites fissures indépendante du champ de déformation.

Perspectives

1. Les effets de cumul non linéaire prépondérants ont été bien mis en évidence. Cependant, la quasi-totalité des essais utilisés sont à rapport de charge fixe (R=0.1). Il faudrait donc étudier l'effet de la moyenne des cycles de chargement sur le cumul d'endommagement. Des essais avec surcharge ponctuelle pour différentes valeurs de la moyenne seraient particulièrement pertinents.

2. Une fois ces effets bien analysés et compris, un modèle quantitatif qui les prend en compte pourra être proposé. Il sera calibré à partir des essais et testé sur les chargements les plus réalistes.

3. Les deux chargements limites préconisés pourraient être testés pour évaluer l'écart dû aux effets de cumul non linéaire.

4. Une analyse des faciès de rupture au MEB pourrait être réalisée afin d'estimer le rôle de la fissuration. On peut espérer voir des stries de fatigue différentes pour les grands et les petits cycles. L'influence des grands cycles sur la propagation des petits cycles pourrait être alors être observée directement.

5. Enfin, la majorité de cette thèse a étudié les ruptures de fatigue en pied de cordon mais il serait intéressant de faire l'analyse du cumul d'endommagement sur la rupture en racine de cordon. Les effets de contraintes résiduelles induites par le chargement pourraient être assez différents.

Bibliographie

[Ahiale et Oh, 2014] Ahiale, G. K. et Oh, Y.-J. (2014). Microstructure and fatigue performance of butt-welded joints in advanced high-strength steels. *Materials Science and Engineering : A*, 597:342 – 348.

[Albrecht et Yamada, 1979] Albrecht, P. et Yamada, K. (1979). Simulation of service fatigue loads for short-span highway bridges. *In Service Fatigue Loads Monitoring, Simulation, and Analysis*, pages 255–255–23. ASTM International.

[Arnould *et al.*, 2005] Arnould, O., Brémond, P. et Hild, F. (2005). Fatigue limit evaluations of complex structure by using temperature measurements. *Applied Mechanics and Materials*, 3(4):71–76.

[Banvillet *et al.*, 2003] Banvillet, A., Palin-Luc, T. et Lasserre, S. (2003). A volumetric energy based high cycle multiaxial fatigue criterion. *International Journal of Fatigue*, 25:755–769.

[Baudin et Policella, 1978] Baudin, G. et Policella, H. (1978). Nouvelle méthode de mesure électrique de longueur de fissure. *La recherche aerospatiale*, 4:195–203.

[Berger *et al.*, 2002] Berger, C., Eulitz, K.-G., Heuler, P., Kotte, K.-L., Naundorf, H., Schuetz, W., Sonsino, C., Wimmer, A. et Zenner, H. (2002). Betriebsfestigkeit in germany — an overview. *International Journal of Fatigue*, 24(6):603 – 625.

[Biot, 1956] Biot, M. A. (1956). Thermoelasticity and irreversible thermodynamics. *Journal of Applied Physics*, 27(3):240–253.

[Boulanger *et al.*, 2004] Boulanger, T., Chrysochoos, A., Mabru, C. et Galtier, A. (2004). Calorimetric analysis of dissipative and thermoelastic effects associated with the fatigue behavior of steels. *International Journal of Fatigue*, 26(3):221 – 229.

[Bérard, Jean-Yves *et al.*, 1998] Bérard, Jean-Yves, Rathery, Sylvain et Béranger, Anne-Sophie (1998). Détermination de la limite d'endurance des matériaux par thermographie infrarouge. application sur un bras de suspension*. *Matériaux & Techniques*, 86(1-2):55–57.

[Bui-Quoc, 1982] Bui-Quoc, T. (1982). Cumulative damage with interaction effect due to fatigue under torsion loading. *Experimental Mechanics*, 22(5):180–187.

[Buxbaum *et al.*, 1991] Buxbaum, O., Klätschke, H. et Oppermann, H. (1991). Effect of loading sequence on the fatigue life of notched specimens made from steel and aluminium alloys. *Applied Mechanics Reviews*, 44(1):27–35.

[Costa *et al.*, 2010] Costa, J., Ferreira, J. et Abreu, L. (2010). Fatigue behaviour of butt welded joints in a high strength steel. *Procedia Engineering*, 2(1):697 – 705. Fatigue 2010.

[Dalaei et Karlson, 2011] Dalaei, K. et Karlson, B. (2011). Influence of overloading on fatigue durability and stability of residual stresses in shot peened normalized steel. *Materials Science and Engineering A*, 528:7323–7330.

[Dang Van, 1973] Dang Van, K. (1973). Sur la résistance à la fatigue des matériaux. *Sciences et Techniques de l'Armement, Mémorial de l'Artillerie française*.

[Dang-Van, 1993] Dang-Van, K. (1993). Macro-micro approach in high-cycle multiaxial fatigue. *In Advances in multiaxial fatigue*. ASTM International.

[Dang Van *et al.*, 2001] Dang Van, K., Bignonnet, A., Fayard, J. et Janosch, J. J. (2001). Assessment of welded structures by a local multiaxial fatigue approach. *Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures*, 24:369–376.

[Dang Van *et al.*, 1989] Dang Van, K., Cailletaud, G., Flavenot, J. F., Le Douaron, A. et Lieurade, H. P. (1989). Criterion for high cycle fatigue failure under multiaxial loading. *Biaxial and Multiaxial Fatigue*, pages 459–478.

[Dattoma *et al.*, 2006] Dattoma, V., Giancane, S., Nobile, R. et Panella, F. (2006). Fatigue life prediction under variable loading based on a new non-linear continuum damage mechanics model. *International Journal of Fatigue*, 28(2):89 – 95. Fatigue 2010.

[Doudard *et al.*, 2005] Doudard, C., Calloch, S., Cugy, P., Galtier, A. et Hild, F. (2005). A probabilistic two-scale model for high-cycle fatigue life predictions. *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures*, 28(3):279–288.

[Doudard *et al.*, 2007] Doudard, C., Poncelet, M., Calloch, S., Boue, C., Hild, F. et Galtier, A. (2007). Determination of an hcf criterion by thermal measurements under biaxial cyclic loading. *International Journal of Fatigue*, 29(4):748 – 757.

[Ezanno *et al.*, 2013] Ezanno, A., Doudard, C., Calloch, S. et Heuzé, J.-L. (2013). 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 – 243.

[Ezanno *et al.*, 2015] Ezanno, A., Doudard, C., Moyne, S., Calloch, S., Millot, T. et Bellèvre, D. (2015). Validation of a high-cycle fatigue model via calculation/test comparisons at structural scale : Application to copper alloy sand-cast ship propellers. *International Journal of Fatigue*, 74(Supplement C):38 – 45.

[Fargione *et al.*, 2002] Fargione, G., Geraci, A., Rosa, G. L. et Risitano, A. (2002). Rapid determination of the fatigue curve by the thermographic method. *International Journal of Fatigue*, 24(1):11 – 19.

[Fatemi et Yang, 1998] Fatemi, A. et Yang, L. (1998). Cumulative fatigue damage and life prediction theories : a survey of the state of the art for homogeneous materials. *International Journal of Fatigue*, 20(1):9 – 34.

[Fayard, 1996] Fayard, J.-L. (1996). *Dimensionnement à la fatigue polycyclique de structures soudées*. Thèse de doctorat, Ecole Polytechnique.

[Fissolo *et al.*, 2015] Fissolo, A., Gourdin, C., Chen, Y., Perez, G. et Stelmaszyk, J. M. (2015). Investigations into the cumulative fatigue life of an {AISI} 304l austenitic stainless steel used for pressure water reactors : Application of a double linear damage rule. *International Journal of Fatigue*, (0):–.

[Flaceliere et Morel, 2004] Flaceliere, L. et Morel, F. (2004). Probabilistic approach in high-cycle multiaxial fatigue : volume and surface effects. *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures*, 27(12):1123–1135.

[Florin, 2015] Florin, P. (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*. Thèse de doctorat, Université de Bretagne Occidentale.

[Florin *et al.*, 2015] Florin, P., Doudard, C., Facchinetti, M. L. et Calloch, S. (2015). Determination of the first stress tensor invariant of a complex steel sheet structure from thermoelastic stress analysis. *Procedia Engineering*, 133:736 – 745. Fatigue Design 2015, International Conference Proceedings, 6th Edition.

[Florin *et al.*, 2013] Florin, P., Facchinetti, M., Doudard, C. et Calloch, S. (2013). Fast fatigue properties identification by self-heating method : Application to automotive welded joints. *Procedia Engineering*, 66:676 – 683. Fatigue Design 2013, International Conference Proceedings.

[Fraux, 2009] Fraux, D. (2009). *Caractérisation thermomécanique par thermographie infrarouge du comportement d'éprouvettes en acier sollicitées en fatigue*. Thèse de doctorat, Université de Reims Champagne-Ardenne.

[Galietti *et al.*, 2005] Galietti, U., Modugno, D. et Spagnolo, L. (2005). A novel signal processing method for tsa applications. *Measurement Science and Technology*, 16(11):2251.

[Gassner, 1939] Gassner, E. (1939). Festigkeitsversuche mit wiederholter beanspruchung im flugzeugbau. *Luftwissen*, 6(2):61–64.

[Goglio et Rossetto, 2004] Goglio, L. et Rossetto, M. (2004). Comparison of fatigue data using the maximum likelihood method. *Engineering Fracture Mechanics*, 71(4-6):725 – 736. Fracture and Damage Mechanics.

[Gurney, 1993] Gurney, T. (1993). Comparative fatigue tests on fillet welded joints under various types of variable amplitude loading in air. *In OMAE*.

[Gurney, 2006] Gurney, T. R. (2006). *Cumulative damage of welded joints*. Woodhead Publishing.

[Halphen et Nguyen, 1975] Halphen, B. et Nguyen, Q. S. (1975). Sur les matériaux standard généralisés. *Journal de mécanique*, 14:39–63.

[Henry, 1955] Henry, D. (1955). A theory of fatigue damage in steel. *Transactions of the ASME*, 77.

[Hobbacher, 2008] Hobbacher, A. (2008). *Recommendations for fatigue design of welded joints and components*. International Institute of Welding.

[Hou, 2007] Hou, C.-Y. (2007). Fatigue analysis of welded joints with the aid of real three-dimensional weld toe geometry. *International Journal of Fatigue*, 29(4):772 – 785.

[Jegou *et al.*, 2013] Jegou, L., Marco, Y., Saux, V. L. et Calloch, S. (2013). Fast prediction of the wöhler curve from heat build-up measurements on short fiber reinforced plastic. *International Journal of Fatigue*, 47(Supplement C):259 – 267.

[Krapez *et al.*, 2000] Krapez, J., Pacou, D. et Gardette, G. (2000). Lock-in thermography and fatigue limit of metals. *OFFICE NATIONAL D ETUDES ET DE RECHERCHES AEROSPATIALES ONERA-PUBLICATIONS-TP*, (187).

[Lawrence *et al.*, 1978] Lawrence, F., Burk, J., Mattos, R. et Higashida, Y. (1978). Estimating the fatigue crack initiation life of welds. *In Fatigue Testing of Weldments*, pages 134–134–25. ASTM International.

[Lemaitre et Chaboche, 1985] Lemaitre, J. et Chaboche, J.-L. (1985). *Mécanique des matériaux solides*. Dunod.

[Lowak et Grubisic, 1985] Lowak, H. et Grubisic, V. (1985). Möglichkeiten zur lebensdauervorhersage für bauteile aus aluminiumlegierungen (possibilities of lifetime prediction for components made of aluminum alloys). *Materialprüfung*, 27:337–343.

[Luong, 1995] Luong, M. (1995). Infrared thermographic scanning of fatigue in metals. *Nuclear Engineering and Design*, 158(2):363 – 376.

[Luong, 1998] Luong, M. P. (1998). Fatigue limit evaluation of metals using an infrared thermographic technique. *Mechanics of Materials*, 28(1):155 – 163.

[Luu *et al.*, 2014] Luu, D. H., Maitournam, M. H. et Nguyen, Q. S. (2014). Formulation of gradient multiaxial fatigue criteria. *Int. J. Fatigue*, 61:170–183.

[Manson *et al.*, 1967] Manson, S., Freche, J. et Ensign, C. (1967). Application of a double linear damage rule to cumulative fatigue. *In Fatigue Crack Propagation*. ASTM International.

[Manson et Halford, 1986] Manson, S. et Halford, G. (1986). Re-examination of cumulative fatigue damage analysis - an engineering perspective. *Engineering Fracture Mechanics*, 25:539 – 571.

[Maïtournam, 2017] Maïtournam, H. (2017). *Matériaux et structures anélastiques*. École Polytechnique, 1 édition.

[Mesmacque *et al.*, 2005] Mesmacque, G., Garcia, S., Amrouche, A. et Rubio-Gonzalez, C. (2005). Sequential law in multiaxial fatigue, a new damage indicator. *International Journal of Fatigue*, 27(4):461 – 467.

[Miller et Zachariah, 1977] Miller, K. J. et Zachariah, K. P. (1977). Cumulative damage laws for fatigue crack initiation and stage i propagation. *Journal of Strain Analysis*, 12(4).

[Miner, 1945] Miner, M. A. (1945). Cumulative damage in fatigue. *J. appl. Mech.*, 12(3): A159–A164.

[Morel, 1998] Morel, F. (1998). A fatigue life prediction method based on a mesoscopic approach in constant amplitude multiaxial loading. *Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures*, 21:241–256.

[Morel, 2000] Morel, F. (2000). A critical plane approach for life prediction of high cycle fatigue under multiaxial variable amplitude loading. *International Journal of Fatigue*, 22(2):101 – 119.

[Munier, 2012] Munier, R. (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*. Theses, Université de Bretagne occidentale - Brest.

[Munier *et al.*, 2014] Munier, R., Doudard, C., Calloch, S. et Weber, B. (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.

[Nguyen et Wahab, 1998] Nguyen, T. et Wahab, M. (1998). The effect of weld geometry and residual stresses on the fatigue of welded joints under combined loading. *Journal of Materials Processing Technology*, 77(1):201 – 208.

[Ottosen *et al.*, 2008] Ottosen, N. S., Stenström, R. et Ristinmaa, M. (2008). Continuum approach to high-cycle fatigue modeling. *International Journal of Fatigue*, 30(6):996 – 1006.

[Palin-Luc, 1996] Palin-Luc, T. (1996). *Fatigue multiaxiale d'une fonte GS sous sollicitations combinées d'amplitude variable*. Thèse de doctorat, Paris, ENSAM.

[Palin-Luc et Lasserre, 1998] Palin-Luc, T. et Lasserre, S. (1998). An energy based criterion for high cycle multiaxial fatigue. *European Journal of Mechanics - A/Solids*, 17(2):237 – 251.

[Papadopoulos, 2001] Papadopoulos, I. V. (2001). Long life fatigue under multiaxial loading. *International Journal of Fatigue*, 23:839–849.

[Papadopoulos et Panoskaltsis, 1996] Papadopoulos, I. V. et Panoskaltsis, V. P. (1996). Invariant formulation of a gradient dependent multiaxial high-cycle fatigue criterion. *Engineering Fracture Mechanics*, 55(4):513 – 528.

[Pavlou, 2002] Pavlou, D. (2002). A phenomenological fatigue damage accumulation rule based on hardness increasing, for the 2024-t42 aluminum. *Engineering Structures*, 24(11): 1363 – 1368.

[Perrett, 1989] Perrett, B. (1989). An evaluation of a method of reconstituting fatigue loading from rainflow counting. Rapport technique, ROYAL AEROSPACE ESTABLISHMENT FARNBOROUGH (UNITED KINGDOM).

[Policella *et al.*, 1985] Policella, H., Baudin, G. et Cailletaud, G. (1985). Mesure de longueur de fissure, déformation et endommagement par une technique de potentiel électrique. *In AGARD conference proceedings*, numéro 393 de 1, pages 12–1. AGARD.

[Radaj, 1990] Radaj, D. (1990). *Design and analysis of fatigue resistant welded structures*. Elsevier.

[Radaj, 1996] Radaj, D. (1996). Review of fatigue strength assessment of nonwelded and welded structures based on local parameters. *International Journal of Fatigue*, 18(3):153 – 170.

[Radaj *et al.*, 2006] Radaj, D., Sonsino, C. M. et Fricke, W. (2006). *Fatigue Assessment of Welded Joints by Local Approaches*. Woodhead Publishing. Google-Books-ID : UL5QAwAAQBAJ.

[Radaj et Zhang, 1992] Radaj, D. et Zhang, S. (1992). Notch effect of welded joints subjected to antiplane shear loading. *Engineering Fracture Mechanics*, 43(4):663–669.

[Rosa et Risitano, 2000] Rosa, G. L. et Risitano, A. (2000). Thermographic methodology for rapid determination of the fatigue limit of materials and mechanical components. *International Journal of Fatigue*, 22(1):65 – 73.

[Saintier *et al.*, 2013] Saintier, N., Palin-luc, T., Bénabes, J. et Cocheteux, F. (2013). Non-local energy based fatigue life calculation method under multiaxial variable amplitude loadings. *International Journal of Fatigue*, 54(0):68 – 83.

[Schijve, 1973] Schijve, J. (1973). Effect of load sequences on crack propagation under random and program loading. *Engineering Fracture Mechanics*, 5(2):269 – 280.

[Sonsino, 2007] Sonsino, C. (2007). Fatigue testing under variable amplitude loading. *International Journal of Fatigue*, 29(6):1080 – 1089.

[Sonsino, 2009] Sonsino, C. (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. Fatigue assessment of welded connections.

[Sonsino *et al.*, 2006] Sonsino, C., Kueppers, M., Eibl, M. et Zhang, G. (2006). Fatigue strength of laser beam welded thin steel structures under multiaxial loading. *International Journal of Fatigue*, 28(5-6):657 – 662. Selected papers from the 7th International Conference on Biaxial/Multiaxial Fatigue and Fracture (ICBMFF)7th International Conference on Biaxial/Multiaxial Fatigue and Fracture.

[Sonsino *et al.*, 1997] Sonsino, C. M., Kaufmann, H. et Grubišić, V. (1997). Transferability of material data for the example of a randomly loaded forged truck stub axle. *In SAE Technical Paper Series*. SAE International.

[Sonsino et Kueppers, 2001] Sonsino, C. M. et Kueppers, M. (2001). Multiaxial fatigue of welded joints under constant and variable amplitude loadings. *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures*, 24(5):309–327.

[Stromeyer, 1914] Stromeyer, C. E. (1914). The determination of fatigue limits under alternating stress conditions. *Proceedings of the Royal Society of London. Series A, Containing Papers of a Mathematical and Physical Character*, 90(620):411–425.

[Susmel, 2010] Susmel, L. (2010). Estimating fatigue lifetime of steel weldments locally damaged by variable amplitude multiaxial stress fields. *International Journal of Fatigue*, 32(7):1057 – 1080.

[Tanaka *et al.*, 1984] Tanaka, S., Ichikawa, M. et Akita, S. (1984). A probabilistic investigation of fatigue life and cumulative cycle ratio. *Engineering Fracture Mechanics*, 20(3):501 – 513.

[Weber, 1999] Weber, B. (1999). *Fatigue multiaxiale des structures industrielles sous chargement quelconque*. Thèse de doctorat, Institut National des Sciences Appliquées de Lyon.

[Yıldırım *et al.*, 2015] Yildirim, H., Marquis, G. et Sonsino, C. (2015). Lightweight design with welded high-frequency mechanical impact (hfmi) treated high-strength steel joints from {S700} under constant and variable amplitude loadings. *International Journal of Fatigue*, pages –.

Annexe A

Schéma de résolution par différences finies

La température discrétisée en temps (taille de pas δt) et en espace (N pas de taille δy) est calculée en résolvant à chaque pas de temps :

$$\begin{pmatrix} 1+\theta(\gamma+\zeta) & -\theta\gamma & 0 & \cdots & 0 \\ -\theta\gamma & 1+\theta(\gamma+\zeta) & -\theta\gamma & \cdots & 0 \\ \vdots & \ddots & \ddots & \ddots & \vdots \\ 0 & \cdots & -\theta\gamma & 1+\theta(\gamma+\zeta) & -\theta\gamma \\ 0 & \cdots & 0 & -\theta\gamma & 1+\theta(\gamma+\zeta) \end{pmatrix} \begin{bmatrix} T_1^{n+1} \\ T_2^{n+1} \\ \vdots \\ T_{N-1}^{n+1} \\ T_N^{n+1} \end{bmatrix} =$$

$$\begin{pmatrix} 1-(1-\theta)(\gamma+\zeta) & (1-\theta)\gamma & 0 & \cdots & 0 \\ (1-\theta)\gamma & 1-(1-\theta)(\gamma+\zeta) & (1-\theta)\gamma & \cdots & 0 \\ \vdots & \ddots & \ddots & \ddots & \vdots \\ 0 & \cdots & (1-\theta)\gamma & 1-(1-\theta)(\gamma+\zeta) & (1-\theta)\gamma \\ 0 & \cdots & 0 & (1-\theta)\gamma & 1-(1-\theta)(\gamma+\zeta) \end{pmatrix}$$
$$\times \begin{bmatrix} T_1^n \\ T_2^n \\ \vdots \\ T_{N-1}^n \\ T_N^n \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \gamma\left(\theta T_{\text{inf}}^{n+1} + (1-\theta)T_{\text{inf}}^n\right) \\ \theta s_2^{n+1} + (1-\theta)s_2^n \\ \vdots \\ \theta s_{N-1}^{n+1} + (1-\theta)s_{N-1}^n \\ \gamma\left(\theta T_{\text{sup}}^{n+1} + (1-\theta)T_{\text{sup}}^n\right) \end{bmatrix} \tag{A.1}$$

où les termes ζ, γ et s_i^j sont définis par les relations :

$$\zeta \stackrel{\text{def}}{=} \delta t/\tau_{\bar{x}\bar{z}} \tag{A.2}$$

$$\gamma \stackrel{\text{def}}{=} \zeta d^2_{\bar{x}\bar{z}}/\delta y^2 \tag{A.3}$$

$$s_i^j \stackrel{\text{def}}{=} r^j_{i,\bar{x}\bar{z}}\delta t/(\rho c) + T_{\text{air}}\zeta \tag{A.4}$$

θ définit la méthode de résolution de l'équation différentielle. Si $\theta = 0$, le schéma de résolution est dit d'Euler explicite, si $\theta = 1$, le schéma de résolution est dit d'Euler implicite et si $\theta = 0.5$, le schéma de résolution est dit de Crank Nicholson. Dès que $\theta \geqslant 1/2$, la résolution est inconditionnellement stable. Seul le schéma d'Euler implicite a été utilisé.

Annexe B

Comparaison numérique des modèles de cumul d'endommagement

Dans cette annexe, l'analyse numérique des modèles de cumul d'endommagement est présentée étape par étape.

1. Dans un premier temps, les données d'essais de fatigue sont collectées dans la littérature pour tester les modèles de cumul d'endommagement. Dans toutes les campagnes d'essais choisies, des chargements à amplitude variables sont appliqués ainsi que des chargements à amplitude constante. Les campagnes d'essais sont aussi choisies de manière à être représentatives de la fatigue des assemblages soudés de la Liaison Au Sol. Parce qu'il est difficile de trouver des campagnes d'essais qui répondent à tous ces critères, la plupart des essais retenus ne sont pas appliqués à des éprouvettes soudées.

2. La plupart des lois de cumul d'endommagement sont partiellement identifiées à partir des essais de fatigue à amplitude constante. Sous leur forme originale, les lois de cumul d'endommagement donnent différentes courbes S-N pour les chargements à amplitude constante. Sous chargement à amplitude variable, une partie des différences de prédiction des lois de cumul d'endommagement non linéaire s'explique par la différence de modélisation des essais de fatigue à amplitude constante. Cette modélisation a donc un effet important mais on ne s'est pas intéressé ici à évaluer la meilleure modélisation des essais de fatigue à amplitude constante. Il a été décidé de réécrire certains modèles de cumul d'endommagement en fonction de N, le nombre de cycles à défaillance théorique à amplitude constante. N est une fonction de l'amplitude et de la moyenne du cycle du chargement. Ici, la loi de Basquin a été choisie pour calculer N. Les paramètres de la loi de Basquin sont identifiés pour chaque campagne d'essais par minimisation au sens des moindres carrés des logarithmes des durées de vie. Les courbes de Basquin de référence sont présentées sur la figure B.1. Dans la description des chargements à amplitude variable, chaque valeur d'effort ou de contrainte est donc transformée en nombre de cycles N par la loi de Basquin.

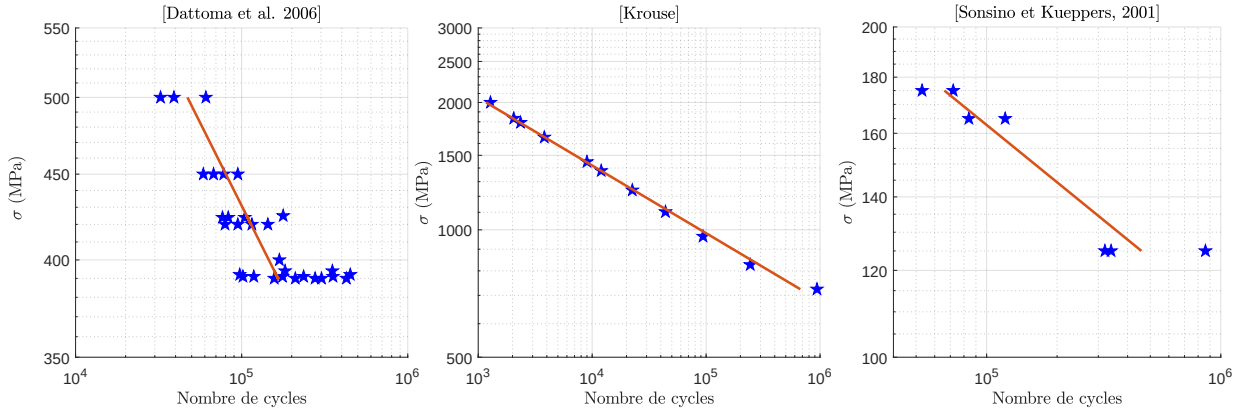


FIGURE B.1 – Résultats e fatigue à amplitude constante et courbes de Basquin identifiée pour les trois campgnes expérimentales du tableau 1.3.

3. Hormis le modèle de cumul d'endommagement de Miner, tous les modèles de cumul d'endommagement ont au moins un paramètre matériau. Les paramètres matériaux des lois de cumul d'endommagement non linéaires sont parfois reliés à des propriétés du matériau sous sollicitation monotone quasi-statique (limite d'élasticité ou limite à rupture par exemple). Celles-ci sont alors utilisées dans cette procédure. Les lois de cumul d'endommagement permettent de calculer un endommagement pour les différents chargements à amplitude variable. Elles sont alors utilisées pour calculer le nombre de cycles à rupture en testant si l'endommagement est inférieur à 1 cycle après cycle. Il est aussi possible d'obtenir ces paramètres matériaux pour minimiser les erreurs de prédictions des différentes lois de cumul d'endommagement non linéaire sous chargement à amplitude variable. Toutefois, les résultats des essais de fatigue sont souvent peu nombreux et trop dispersés pour que la minimisation des erreurs se fasse correctement.

Les résultats de ces essais sont synthétisés dans la figure B.2.

Dans le cas des chargements à deux blocs, les modèles de Henry, Bui-Quoc et Lemaitre-Chaboche reflètent la bonne tendance sur un graphique $r_1 - r_2$. Cela est visible sur la figure B.3. Ce résultat est attendu puisqu'ils sont conçus pour prédire les résultats des essais à deux blocs. Toutefois, comparée à la loi de cumul linéaire, la loi de Lemaitre-Chaboche est conservative sur les essais à deux blocs « haut-bas » mais n'est pas plus juste. Les paramètres matériaux de la loi de Lemaitre-Chaboche (ici, au nombre de 2) ont alors été optimisés (minimisation des durées de vie relatives au sens des moindres carrés). La prédiction de la loi de Lemaitre-Chaboche est alors largement améliorée (cf. figure B.4).

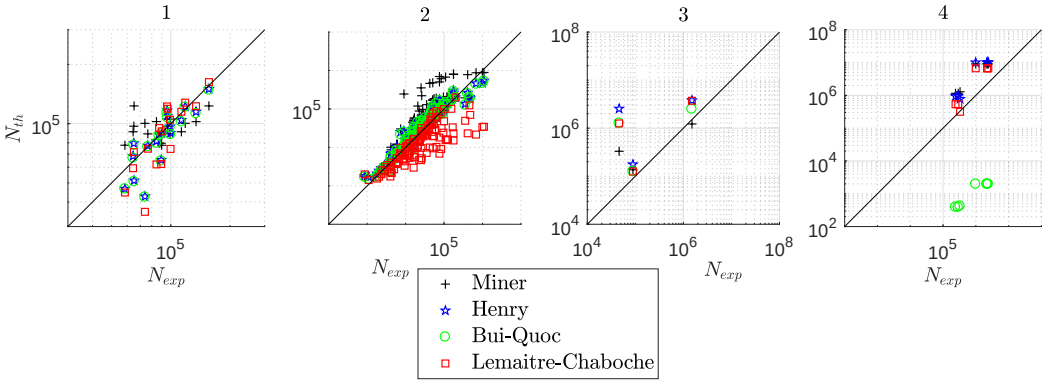


FIGURE B.2 – Comparaisons des durées de vie expérimentales et calculées pour plusieurs loi de cumul d'endommagement. Les résultats expérimentaux sont issus de plusieurs campagnes expérimentales trouvées dans la littérature correspondant au tableau 1.3.

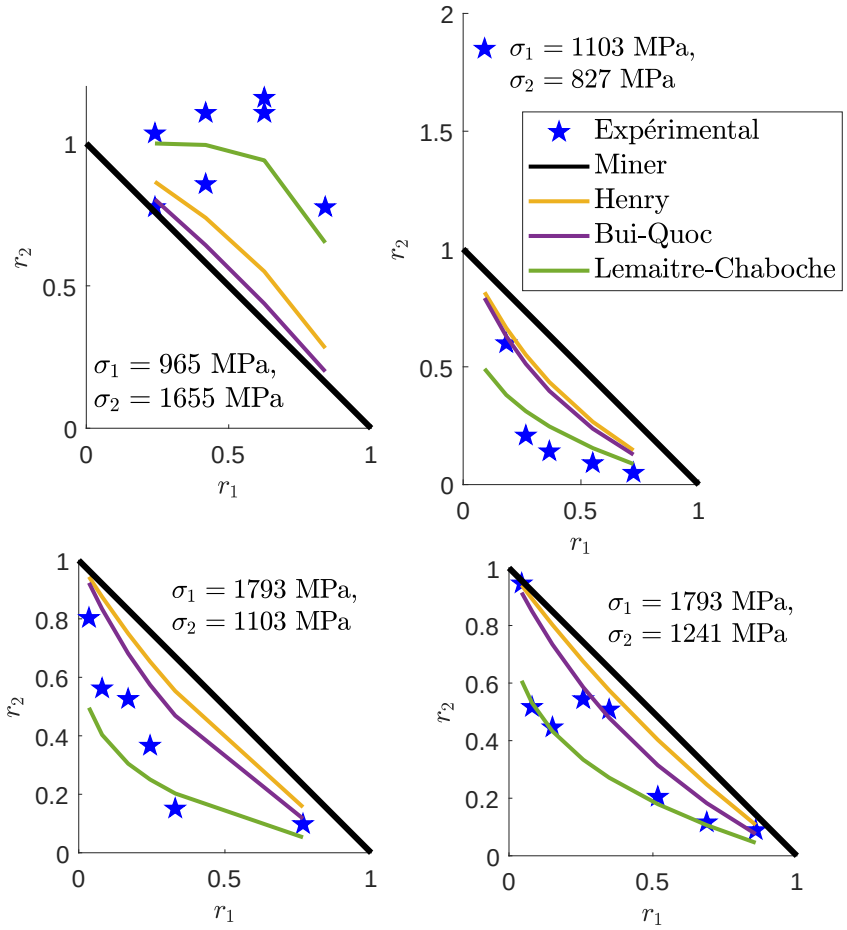


FIGURE B.3 – Quelques résultats des essais à deux blocs de Krouse & Moore (campagne d'essai numéro 2). Dans ce graphique $r_i \overset{\text{def}}{=} n_i/N(\sigma_i)$.

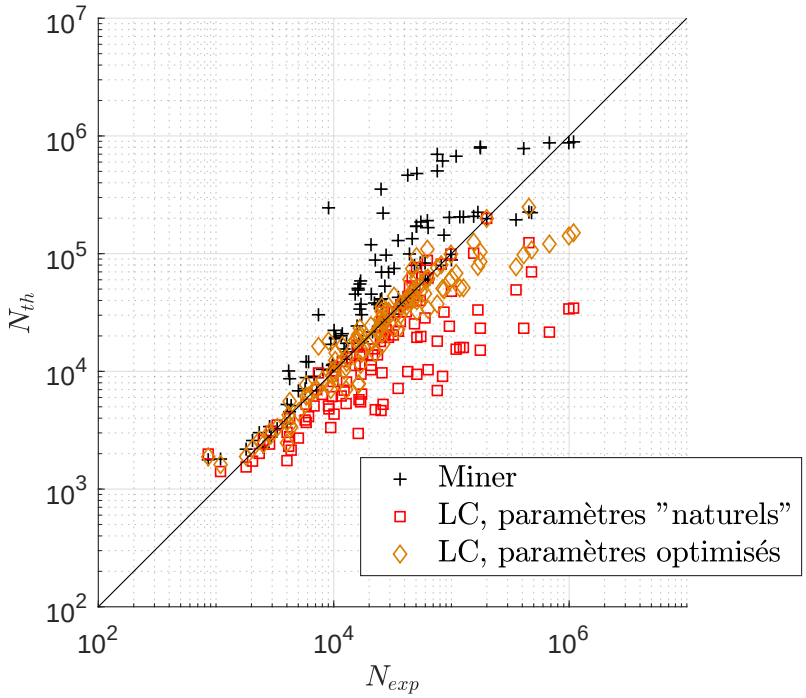


FIGURE B.4 – Durées de vie expérimentales et calculées pour la loi de cumul d'endommagement de Lemaitre-Chaboche avec des paramètres non optimisés ($\sigma_D = 689$ MPa et $\sigma_u = 2620$ MPa) et optimisés ($\sigma_D = 654$ MPa et $\sigma_u = 194000$ MPa).

Titre : Caractérisation de la fatigue des assemblages soudés soumis à des chargements à amplitude variable

Mots clés : Fatigue, structures soudées à l'arc, chargement à amplitude variable, cumul d'endommagement, auto-échauffement

Résumé : Dans le monde de l'automobile, les ingénieurs conçoivent des pièces de plus en plus légères pour répondre aux nouvelles normes de dépollution. En particulier, les pièces soudées à l'arc de la Liaison Au Sol (LAS) qui soutiennent une part du poids des véhicules doivent tenir à la fatigue malgré des épaisseurs de tôle relativement fines. Pour dimensionner les assemblages soudés, des chargements à amplitude constante sont utilisés : à la fois pour la caractérisation à la fatigue des matériaux et des assemblages mais aussi dans les calculs de champs mécaniques. Toutefois, les chargements réels vus par les pièces en service leurs sont différents. Les cahots sur la route, les virages et les freinages induisent des efforts dont l'évolution temporelle est complexe. Plusieurs modèles prédisent la durée de vie sous un chargement complexe à partir de chargement à amplitude constante. Parmi ces modèles, le modèle de cumul linéaire considère que l'endommagement créé par un cycle de chargement est indépendant du chargement qui le précède. Les résultats de la littérature contredisent cette hypothèse. Cette dernière peut induire des erreurs de dimensionnement importantes. Des modèles de cumul d'endommagement alternatifs de la littérature sont alors évalués. De plus, des essais sur structures soudées minces sont mis en œuvre pour compléter les résultats expérimentaux disponibles et ainsi contribuer à la compréhension du cumul d'endommagement sous chargements à amplitude variable. Un soin particulier a été pris pour concevoir, instrumenter, modéliser et comprendre ces essais. Les effets de déformée due au soudage et de maintien des éprouvettes sont analysés et pris en compte. Des mesures de champ de température sont utilisées pour identifier la dissipation qui permet un suivi indirect de l'endommagement. C'est une extension de la méthode de caractérisation de la limite d'endurance par auto-échauffement à l'endurance limitée des structures soudées sous chargement à amplitude variable. Les essais révèlent deux phénomènes de cumul d'endommagement non linéaire à effets contraires. D'une part, les surcharges créent des contraintes résiduelles de compression qui augmentent la durée de vie des assemblages soudés. D'autre part, la répétition des surcharges empêche l'adaptation locale. À la lumière de ces essais, des préconisations sont finalement données pour les chargements de fatigue et les modèles de cumul d'endommagement adaptés aux structures soudées.

Title : Fatigue analysis of thin welded structures under variable amplitude loadings

Keywords : Fatigue, arc-welded structures, variable amplitude loading, damage accumulation, self-heating

Abstract : In the automotive field, engineers are designing lighter and more reliable parts to meet new emissions standards. Arc-welded parts of the chassis must be resistant to fatigue despite relatively thin steel sheet. To assess welded joints fatigue, constant amplitude loadings are used: for fatigue characterization of materials and assemblies but also for mechanical field calculations. However, in-service loadings are very different. Bumps on the road, cornering and braking induce complicated time evolutions of the loading. Several models translate the complex evolution of efforts into an equivalent constant amplitude loading. Among these models, linear cumulative damage model consider that the damage created by a loading cycle is independent on the previous loading. However, this fact is contradicted by most of the literature results. This hypothesis can lead to significant design errors. Alternative damage accumulation models from the literature are evaluated. Moreover, thin welded structures are tested to determine how the damage accumulates under variable amplitude loading. Care has been taken to design, instrument, model and understand these tests. The effects of residual deformation due to welding and specimens clamping are analyzed and considering. To follow indirectly the damage evolution, dissipation is identified from temperature field measurement. It is an extension of the method of characterization of the fatigue limit by self-heating to finite life domain for welded structures under variable amplitude loading. These tests reveal two opposing effects of nonlinear damage accumulation. On the one hand, overloads create residual compression stresses that increase the life of welded joints. On the other hand, the repetition of overloads prevents the occurrence of local elastic shakedown. Considering these tests, recommendations are finally given for the choice of relevant fatigue tests loadings and damage accumulation models suitable for welded structures.