



Caractérisation expérimentale et modélisation du comportement en fatigue à grand nombre de cycles des structures soudées : application aux engins de manutention

Hugo Heyraud

► To cite this version:

Hugo Heyraud. Caractérisation expérimentale et modélisation du comportement en fatigue à grand nombre de cycles des structures soudées : application aux engins de manutention. Mécanique des matériaux [physics.class-ph]. HESAM Université, 2021. Français. NNT : 2021HESAE029 . tel-03678238

HAL Id: tel-03678238

<https://pastel.hal.science/tel-03678238>

Submitted on 25 May 2022

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.

ÉCOLE DOCTORALE SCIENCES ET MÉTIERS DE L'INGÉNIEUR

[LAMPA–Campus d'Angers]

THÈSE

présentée par **Hugo HEYRAUD**

soutenue le **05/07/2021**

pour obtenir le grade de **Docteur d'HESAM Université**

préparée à **L'École Nationale Supérieure d'Arts et Métiers**

Spécialité **Mécanique-Matériaux**

Caractérisation expérimentale et modélisation du comportement en fatigue à grand nombre de cycles des structures soudées : application aux engins de manutention

THÈSE DIRIGÉE PAR :

Prof. MOREL Franck, Dr. MAREAU Charles, Dr. ROBERT Camille

ET CO-ENCADRÉE PAR :

Dr. BELLETT Daniel

ENCADREMENT INDUSTRIEL :

Mr. DORE Olivier, Mr. BELHOMME Nicolas

Jury

M. Pierre Yves MANACH,	Professeur des Universités, IRDL, UBS,	Président
M. Yves NADOT,	Professeur des Universités, Institut P', ISAE-ENSMA,	Rapporteur
M. David THEVENET,	Professeur de l'ENSTA Bretagne, IRDL, ENSTA Bretagne,	Rapporteur
M. Fabien LEFEBVRE,	Expert fatigue, CETIM, Senlis,	Examineur
M. Franck MOREL,	Professeur des Universités, LAMPA, ENSAM Angers,	Examineur
M. Charles MAREAU,	Maître de Conférences, LAMPA, ENSAM Angers,	Examineur
M. Camille ROBERT,	Ingénieur de Recherche, LAMPA, ENSAM Angers,	Examineur
M. Daniel BELLETT,	Ingénieur de Recherche, LAMPA, ENSAM Angers,	Examineur
M. Olivier DORE,	Ingénieur structure Manitou,	Invité
M. Nicolas BELHOMME,	Responsable pôle validation structure Manitou,	Invité
M. Jonathan RAUJOL,	Ingénieur de recherche, IRT Jules Verne,	Invité

Remerciements

Les travaux présentés dans cette thèse résultent d'une collaboration entre le Laboratoire Angevin de Mécanique, Procédés et innovAtion et l'entreprise Manitou. Mes premières pensées vont à l'ensemble des personnes qui ont contribué à la mise en place de ce projet ainsi qu'à son financement.

Au cours de ces années de thèse, j'ai eu la chance de travailler avec une équipe encadrante formidable autant sur l'aspect scientifique que sur l'aspect humain. Je tiens à remercier très chaleureusement messieurs Franck Morel, Charles Mareau, Camille Robert, Daniel Bellett, Nicolas Belhomme et Olivier Doré pour tout ce qu'ils m'ont apporté.

Un grand merci également aux nombreuses personnes qui ont participé à la fabrication des différentes structures de cette étude et à la mise en place des bancs d'essai : Simon Brelet, Léopold Robin, Gilles Mortier, Jérôme Ohron, Jymmy Noblet. Je voudrais aussi remercier Jonathan Raujol, Pascal Dugast et Denis Rineau pour la confiance accordée et pour le partage de leur expertise expérimentale. Merci également à Paul Lefevre de la société Sonats pour sa collaboration.

Je voudrais remercier également les différents membres du CCRS fatigue, pour les échanges très constructifs que l'on a pu avoir. J'ai une pensée particulière envers Henri Paul Lieurade, Marc Bousseau, Didier Turlier et André Bignonnet pour leurs nombreuses remarques et suggestions.

Je remercie vivement les différents membres du jury qui m'ont fait l'honneur d'examiner mes travaux. Pierre Yves Manach d'avoir présidé mon jury, Yves Nadot et David Thèvenet d'avoir accepté la lourde tâche de rapporteur. Merci également à Fabien Lefebvre d'avoir accepté d'être examinateur de ce travail. Vos commentaires et remarques m'ont beaucoup apporté.

Je tiens également à remercier l'ensemble du personnel du Lampa et du Sater avec qui j'ai passé de très agréables moments et partagé plusieurs fous rires. Je tiens à remercier particulièrement Daniel Cuillerier pour sa confiance et ses nombreux conseils ainsi que Linamaria Gallego Mayjorca pour sa gentillesse son soutien et ses nombreux conseils d'une pertinence redoutable. Je remercie également les bibliothécaires Marie Claude Macé et Claire Thibault de nous avoir prêté leurs plantes. Les open spaces sont à présent nettement plus accueillants.

Je remercie mes parents ma nounou Denise et son mari Jean qui ont éveillé en moi une curiosité indéfectible sur le monde qui m'entoure et pour l'immensité des connaissances qu'ils m'ont transmises. Je tiens aussi à remercier les différents membres de ma famille pour leur soutien. J'ai une pensée particulière pour ma sœur adorée, ma marraine, ma grand mère Ninette et Maud qui ont traversé la France pour venir assister à ma soutenance.

Introduction

Les engins de manutention Manitou sont utilisés dans les secteurs de la construction, de l'agriculture, des industries pour réaliser une multitude de tâches en fonction de l'application prévue. Dès lors, les machines sont soumises, au cours de leur utilisation, à des sollicitations, variables, complexes et répétitives, qui endommagent la structure.

Les chariots télescopiques Manitou (figure 1) sont constitués de plusieurs organes, le châssis et la flèche étant les deux parties structurantes du véhicule. Ces deux pièces sont conçues, dimensionnées et fabriquées entièrement par Manitou sous forme d'assemblages mécano-soudés. La figure 2 donne différentes jonctions soudées représentatives du châssis et de la flèche des engins Manitou et montre la complexité géométrique de ces assemblages.

Le dimensionnement en statique de ces deux structures soudées est validé numériquement à partir de modélisations éléments finis et expérimentalement par des essais en conditions réelles d'utilisation. Le dimensionnement en fatigue de la flèche est validé numériquement puis expérimentalement avec un essai sur un banc spécifique permettant de reproduire les différentes conditions de chargement. Le dimensionnement en fatigue du châssis est validé en grande partie numériquement. Seul les chapes de liaison châssis-flèche sont validées expérimentalement. La part accordée à la modélisation dans le processus de validation tient donc une place importante. Cependant, les analyses par éléments finis sont actuellement réalisées à partir de modèles simplifiés des structures et leur représentativité pose question. Par conséquent, le concepteur est souvent amené à faire des choix conservatifs ou à s'orienter vers des solutions déjà existantes, ce qui constitue un frein à l'innovation.

Le procédé de soudage est très apprécié dans l'industrie pour sa polyvalence et est largement utilisé pour assembler toute sorte de structures de géométries plus ou moins complexes. De ce fait, un nombre considérable d'études a été mené pour étudier la résistance à la fatigue de ces structures. Le sujet reste cependant encore très ouvert, car la géométrie, la métallurgie et les déformations induites par l'opération de soudage rendent particulièrement difficiles la caractérisation de ces pièces. La complexité du joint soudé conduit souvent à ne considérer que le principal facteur influent dans les méthodes de dimensionnement en fatigue sous peine d'arriver à des modèles inexploitable dans un contexte industriel.

Les objectifs de ce travail revêtent à la fois un aspect industriel et scientifique.

D'un point de vue industriel, l'amélioration de la méthode de dimensionnement en fatigue existante constitue la finalité principale. Deux volets doivent être considérés.

Le premier consiste à établir une base de données de résultats d'essais de fatigue sur différentes structures élémentaires représentatives du châssis et de la flèche pour appréhender leur comportement sous chargement cyclique.

Le second volet vise à proposer une modélisation numérique des structures soudées plus réaliste que celle actuellement utilisée. La prise en compte de la géométrie et du comportement en raideur du cordon de soudure est le principal point d'amélioration envisagé.

Deux verrous scientifiques se dégagent de la problématique industrielle.

Le premier d'ordre numérique concerne la prise en compte de la géométrie du cordon de soudure dans la modélisation globale de la structure. Au-delà du comportement en raideur, l'objectif est de pouvoir accéder au champ de contraintes local pour l'exploiter ensuite dans le calcul d'un critère de fatigue. Les contraintes associées aux dimensions géométriques des structures en question et au temps de calcul acceptable d'un point de vue industriel restreignent les possibilités. De ce fait, les méthodes de type zoom structural apparaissent comme les plus adaptées.

Le second verrou concerne la considération des principaux facteurs affectant la résistance à la fatigue des structures soudées. L'objectif étant ensuite de proposer un critère de dimensionnement à la fatigue adapté aux structures étudiées. Les effets de gradient et de multiaxialité sur la résistance à la fatigue sont considérés ainsi que le rôle joué par la plasticité locale sur l'évolution : (i) du champ de contraintes résiduelles ; (ii) de la limite d'endurance du matériau.

Les travaux entrepris pour répondre aux différents objectifs cités sont présentés sous la forme de cinq chapitres.

Le premier chapitre expose un état de l'art sur les thèmes d'intérêt permettant de définir le cadre scientifique de cette étude et de justifier des choix effectués. Dans un premier temps, les principaux facteurs affectant la résistance à la fatigue à grand nombre de cycles des structures soudées en acier sont présentés. Les influences du chargement, de la géométrie du cordon de soudure, du comportement du matériau et des contraintes résiduelles induites par l'opération de soudage sont discutées et illustrées par des résultats de la littérature. Dans un second temps, des méthodes de dimensionnement en fatigue des structures soudées sont présentées. Elles sont regroupées en quatre grandes familles intitulées, approches nominales, approches structurales, approches locales et approches basées sur la mécanique de la rupture. Une dernière partie de synthèse apporte une justification aux orientations scientifiques choisies.

Le second chapitre présente le protocole de fabrication des différentes structures élémentaires et décrit les moyens d'essais et de mesures utilisés. Les caractéristiques mécaniques et métallurgiques du matériau de base sont exposées ainsi que le procédé de soudage utilisé. Le choix de la géométrie des structures élémentaires représentatives de la flèche et du châssis est justifié et les protocoles de fabrication sont décrits. Plusieurs bancs d'essai sont utilisés pour tester en fatigue les différentes structures élémentaires, leur mise en place, les conditions d'essai et le critère d'arrêt utilisé sont exposés. Les moyens de caractérisation employés, scanner 3D, microduromètre et diffractomètre à rayons X sont présentés succinctement.

Le troisième chapitre regroupe l'ensemble des résultats expérimentaux obtenus. La première partie donne les résultats issus de la caractérisation de la zone soudée. La conformité des soudures vis-à-vis des exigences Manitou est présentée. Ensuite les résultats des observations métallographiques et des mesures de microdureté sont détaillés afin de caractériser l'hétérogénéité matériau de la zone soudée. Des analyses de contraintes résiduelles effectuées au niveau du pied de cordon de soudure s'ajoutent à ces résultats. La seconde partie présente les résultats d'essais de fatigue effectués sur les différentes structures élémentaires. L'influence de l'épaisseur des tôles et l'influence du rapport de charge sont discutées.

Des observations fractographiques et de coupes transverses complètent les résultats d'essais.

Le quatrième chapitre présente l'approche multiéchelle proposée pour modéliser par la méthode des éléments finis les structures soudées de grandes dimensions. Elle permet de tenir compte de la géométrie du cordon de soudure. Dans un premier temps, la stratégie employée est décrite. Le cordon de soudure est représenté par un sous modèle volumique puis condensé en une matrice de raideur équivalente sous l'hypothèse d'un comportement élastique linéaire. Ensuite, les tôles de la structure globale sont modélisées par des éléments finis de type coque et la raideur du cordon de soudure par la matrice de raideur équivalente précédemment calculée. Le calcul du modèle global permet ensuite d'accéder à la raideur de la structure. Une dernière étape de restitution donne accès au champ de contraintes local au niveau du cordon. Un critère de fatigue qui prend en compte à la fois les effets de gradient et de multiaxialité est ensuite exposé. Dans un second temps, l'influence des paramètres de l'approche multiéchelle sur le comportement en raideur et sur le calcul du critère de fatigue est discutée à partir de plusieurs structures test et différents cas de chargements.

Le cinquième chapitre confronte les résultats expérimentaux et le modèle numérique présentés aux deux chapitres précédents, s'ensuit une discussion sur l'influence des principaux facteurs influençant la résistance à la fatigue. Une première partie présente les différents choix et hypothèses de modélisation ainsi que le critère de fatigue considéré. Après identification des paramètres du critère de fatigue, les influences de la géométrie du cordon de soudure, du comportement du matériau et de l'évolution des contraintes résiduelles sont discutées. Une dernière étape de validation confronte la modélisation mise en place à une structure de géométrie plus complexe. La capacité du modèle à estimer la raideur globale de la structure puis à prévoir la résistance à la fatigue est discutée.



FIGURE 1: Chariot télescopique Manitou MLT 634.



FIGURE 2: Châssis d'engin télescopique brut de soudage ainsi qu'une vue montrant des assemblages soudés représentatifs des structures Manitou.

Table des matières

Remerciements	3
Introduction	I
I Revue bibliographique sur la résistance à la fatigue à grand nombre de cycles des structures soudées en acier, sans traitement de parachèvement	1
I.1 Généralités sur le procédé de soudage utilisé chez Manitou	2
I.1.1 Présentation du procédé de soudage MAG	2
I.1.2 Terminologie associée au cordon de soudure	3
I.1.3 Comportement en fatigue	3
I.2 Principaux facteurs influençant la résistance à la fatigue des structures soudées	4
I.2.1 Géométrie du cordon de soudure	4
I.2.1.1 Paramètres globaux	5
I.2.1.2 Paramètres locaux	9
I.2.1.3 Bilan	10
I.2.2 Chargement appliqué	10
I.2.2.1 Mode de chargement	10
I.2.2.2 Sollicitation moyenne	13
I.2.3 Contraintes résiduelles	15
I.2.3.1 Procédé de soudage	15
I.2.3.2 Plastification du matériau	17
I.2.4 Matériau	18
I.2.4.1 Résistance à la fatigue	18
I.2.4.2 Effet de l'écrouissage	20
I.3 Les différentes familles d'approches de dimensionnement en fatigue	21
I.3.1 Approche nominale	21
I.3.2 Approches structurales	23
I.3.2.1 Contrainte géométrique	23
I.3.2.2 Approches Manitou	24
I.3.2.3 Approche de Fayard	25
I.3.2.4 Approche de Turlier	28
I.3.3 Approches locales	29
I.3.3.1 Contrainte d'entaille équivalente	30
I.3.3.2 Approche de Kaffenberger	30
I.3.3.3 Approche de Lautrou	33
I.3.4 Approche basées sur la mécanique de la rupture	33
I.3.4.1 Approche de Lebaillif	34
I.3.4.2 Approche IBESS	35
I.4 Bilan de la revue bibliographique	37

II Structures soudées étudiées et méthodes expérimentales	41
II.1 Matériau de base et procédé de soudage	42
II.1.1 Acier S355MC	42
II.1.2 Caractéristiques métallurgiques	42
II.1.3 Caractéristiques mécaniques statiques	43
II.1.4 Résistance en fatigue	44
II.1.5 Procédé de soudage	48
II.2 Protocoles de fabrication des différentes structures soudées	49
II.2.1 Structures élémentaires	51
II.2.1.1 Bout à bout	51
II.2.1.2 Té symétrique/Té asymétrique	52
II.2.1.3 Gousset	54
II.2.2 structures complexes	55
II.3 Conditions d'essais	57
II.3.1 Essais sur machine servo-hydraulique	57
II.3.2 Essais sur banc structure	58
II.3.2.1 Essais sur structures élémentaires	59
II.3.2.2 Essais sur structures complexes	61
II.3.3 Critère d'arrêt	62
II.3.4 Bilan des conditions d'essais	64
II.4 Caractérisation des joints soudés	64
II.4.1 Mesures topographiques de surface	65
II.4.2 Analyses des contraintes résiduelles	66
II.4.3 Mesures de microdureté	67
II.5 Conclusions	68
III Comportement en fatigue à grand nombre de cycles de différentes structures élémentaires soudées	69
III.1 Caractérisation des différentes structures élémentaires	71
III.1.1 Qualité et conformité des soudures selon les standards de Manitou	71
III.1.2 Microstructure au niveau de la zone soudée	73
III.1.3 Mesures de microdureté	76
III.1.4 Analyses de contraintes résiduelles	82
III.2 Résistance à la fatigue des différentes structures élémentaires	84
III.2.1 Observations générales sur les résultats d'essais	84
III.2.1.1 Influence de la géométrie du cordon de soudure	89
III.2.1.2 Influence de l'épaisseur des tôles	91
III.2.1.3 Influence du rapport de charge	94
III.2.2 Observations fractographiques	96
III.2.2.1 Fractographies	97
III.2.2.2 Coupes transverses	100
III.3 Conclusions	103
IV Mise en place d'une méthode de calcul multiéchelle pour le dimensionnement en fatigue de structures soudées de grandes dimensions	105
IV.1 Introduction	106
IV.2 Description de l'approche numérique proposée pour modéliser les structures soudées de grandes dimensions	106
IV.2.1 Approche à deux échelles	106

IV.2.2	Connections entre les éléments finis volumiques et de type coque . .	108
IV.2.3	Matrices de raideurs équivalentes	110
IV.2.4	Critère non local	112
IV.3	Validation	114
IV.3.1	Raideur globale des structures soudées	115
IV.3.1.1	Influence des paramètres géométriques L_1 et L_2	115
IV.3.1.2	Comparaison avec d'autres modèles	116
IV.3.2	Champ de contraintes local	118
IV.3.2.1	Influence des paramètres géométriques L_1 et L_2	119
IV.3.2.2	Influence du paramètre α	120
IV.3.2.3	Influence du paramètre ρ	121
IV.4	Conclusions	122
V	Simulation numérique de l'amorçage de fissures en fatigue à grand nombre de cycles des structures soudées	125
V.1	Comportement en fatigue des structures élémentaires	126
V.1.1	Modélisation	126
V.1.1.1	Mise en données : géométrie, maillage et conditions aux limites	126
V.1.1.2	Lois de comportement	129
V.1.1.3	Critère de fatigue non local, multiaxial et prise en compte de l'écrouissage	133
V.1.2	Identification des paramètres du critère de fatigue	137
V.1.2.1	Stratégie d'identification	137
V.1.2.2	Résultat de l'identification	138
V.1.2.3	Bilan	145
V.1.3	Influence des paramètres de la modélisation	145
V.1.3.1	Géométrie du cordon de soudure	145
V.1.3.2	Comportement mécanique	147
V.1.3.3	Effet de l'écrouissage sur la résistance en fatigue	153
V.1.4	Synthèse	155
V.1.4.1	Bilan sur la modélisation proposée	155
V.1.4.2	Application dans un cadre industriel	156
V.2	Validation de la modélisation sur structure complexe	157
V.2.1	Modélisation	157
V.2.1.1	Mise en donnée : géométrie, maillage et conditions aux limites	157
V.2.1.2	Lois de comportement	158
V.2.1.3	Critère de fatigue	159
V.2.2	Prévision de la raideur globale de la structure	159
V.2.3	Prévision de la durée de vie	160
V.2.3.1	Comportement élastique linéaire	160
V.2.3.2	Comportement élastoplastique	161
V.3	Conclusions	163
	Conclusion générale et perspectives	165
	Conclusion générale	165
	Perspectives	167

Références Bibliographiques	168
Annexes	179
A Paramètres de soudage utilisés sur les différentes structures	181
B Procédure de mise en place de l'essai sur les structures gousset	183
C Conformité des soudures	185
D Méthode de la contrainte nominale utilisée	189
E Obtention de la topographie de surface	191
F Contraintes résiduelles analysées sur les différentes structures élémentaires	193
G Dessins de définition des différentes structures soudées étudiées	197

Table des figures

1	Chariot télescopique Manitou MLT 634.	III
2	Châssis d'engin télescopique brut de soudage ainsi qu'une vue montrant des assemblages soudés représentatifs des structures Manitou.	IV
I.1	Schéma simplifié explicatif du procédé de soudage MAG, mode de transfert : pulvérisation axiale.	2
I.2	Coupe macrographique d'un cordon de soudure [Barsoum et Jonsson, 2011] et terminologie de la zone soudée.	3
I.3	Géométrie du cordon de soudure sur une structure bout à bout et té en fonction du procédé de soudage utilisé, [Remes et Fricke, 2014]	4
I.4	Comparaison de la résistance à la fatigue entre une éprouvette lisse ; percée et une structure soudées. Les différentes pièces sont réalisées à partir du même matériau de base, [Maddox, 1989]	5
I.5	Paramètres classiquement utilisés pour définir la géométrie du pied de cordon de soudure. r : rayon du pied de cordon ; θ : angle de raccordement ; h : hauteur de gorge réelle.	6
I.6	Différentes géométries de pied de cordon de soudure obtenues en modifiant la position de soudage. a : position 0° ; b : position 45° ; c : position 90° , [Barsoum et Jonsson, 2011].	6
I.7	Résultats de fatigue obtenus sur des structures cruciformes pour différentes positions de soudage, [Barsoum et Jonsson, 2011]	7
I.8	Influence de l'angle de raccordement sur la résistance en fatigue de structures soudées bout à bout et en té, [Remes et Fricke, 2014]	8
I.9	Étude numérique de l'influence de l'angle de raccordement sur la résistance à la fatigue de structures soudées bout à bout, [Schork <i>et al.</i> , 2018].	8
I.10	Multiamorçage de fissures de fatigue, observé par marquage thermique, au niveau d'un pied de cordon de soudure de longueur 50 mm [Zerbst <i>et al.</i> , 2019].	9
I.11	Comparaison de la résistance à la fatigue de structures soudées de longueur de cordon de soudure différentes [Zhang et Maddox, 2014].	9
I.12	Structures soudées, a : tube soudé sur une plaque, b : tube soudé avec un tube.	11
I.13	Résultats d'essais de fatigue obtenus par Yousefi <i>et al.</i> [2001] sur des structures de type tube soudé sur une plaque (type a) pour différentes sollicitations et un rapport de charge $R = -1$	12
I.14	Résultats d'essais de fatigue obtenus par Sonsino [1995b] sur des structures de type tube soudé sur une plaque (type a) pour différents sollicitations et un rapport de charge $R = -1$. Ces résultats sont exprimés dans le digramme de Dang Van calculé à partir du tenseur des contraintes géométrique [Fayard, 1996].	13
I.15	Exemple de poutre métallique soudée testée en fatigue par Fisher <i>et al.</i> [1974] et le banc d'essais associé.	14
I.16	Influence de la contrainte nominale minimale sur la résistance à la fatigue de poutres métalliques soudées, [Fisher <i>et al.</i> , 1974].	14

I.17	Influence du rapport de charge sur la résistance à la fatigue de structures soudées bout à bout, [Ohta <i>et al.</i> , 2003]	15
I.18	Analyses de contraintes résiduelles sur des structures soudées brut de soudage de type raidisseur réalisées avec trois moyens de mesures et des diamètres de collimateur d différents [Baumgartner et Bruder, 2013]. . . .	16
I.19	Comparaison de la résistance à la fatigue de structures soudées de type raidisseur brut de soudage et détensionné testées avec deux rapports de charge différents [Baumgartner et Bruder, 2013].	17
I.20	Influence de la nuance d'acier du matériau de base sur la résistance à la fatigue de structures soudées de type poutre, [Fisher, 1972].	18
I.21	Essais de fatigue sur quatre matériau différents de type ZAT simulée obtenus à partir d'un acier à faible taux de carbone [Nishikawa et Furuya, 2019].	19
I.22	Influence d'une prédéformation initiale de traction sur la résistance en fatigue de structures soudées bout à bout, [Masumoto <i>et al.</i> , 1982].	21
I.23	Courbes de dimensionnement (FAT) utilisées pour l'application de la contrainte nominale, [Hobbacher, 2015].	22
I.24	Exemples de détails constructifs et leurs classes FAT associées, [Hobbacher, 2015].	22
I.25	Calcul de la contrainte géométrique expérimentalement et numériquement à partir d'un modèle coque, [Hobbacher, 2015].	24
I.26	Technique de maillage utilisée par Manitou pour modéliser les structures soudées. Les éléments coques grisés sont prolongés au delà de l'extrémité de la tôle supérieure pour venir intersecter avec les éléments coques modélisant le feuillet moyen de la tôle inférieure.	25
I.27	Technique de maillage utilisée par Manitou pour modéliser les soudures à clin. Des connecteurs RBE2-RBE3 sont utilisés pour modéliser le cordon de soudure. Les éléments à partir desquels le tenseurs des contraintes principales est calculé pour effectuer le dimensionnement en fatigue sont repérés par un point noir.	25
I.28	Règles de maillage utilisées par Fayard <i>et al.</i> [1996] pour modéliser les structures soudées.	26
I.29	Structures élémentaires soudées à l'arc : une "patte"(A), une "chape"(B), un tube soudé sur une plaque (C), une "chape" soudée sur un tube (D), [Fayard, 1996].	27
I.30	Contrainte équivalente de Dang Van [1973] calculée à partir du tenseur des contraintes géométrique en fonction du nombre de cycles à la ruine correspondant à une diminution de 30 % du signal d'une jauge de déformation collée à trois millimètres du pied de cordon.	28
I.31	Connexion de l'élément coque oblique aux éléments coques représentant le feuillet moyen des tôles avec des éléments rigides RBE et des équations MPC, [Turlier <i>et al.</i> , 2014a].	29
I.32	Contrainte géométrique σ_s calculée au niveau du pied (a) ou de la racine (b) du cordon de soudure à partir de la composante de membrane σ_m et de flexion σ_b du tenseur des contraintes,[Fricke <i>et al.</i> , 2006].	29
I.33	Géométrie des structures soudées considérées par Kaffenberger et Vormwald [2012].	31

I.34	Résistance à la fatigue des différentes structures soudées présentées à la figure I.33 calculée à partir de la méthode de la contrainte d'entaille équivalente, [Kaffenberger et Vormwald, 2012].	32
I.35	Résistance à la fatigue des différentes structures soudées présentées à la figure I.33 avec prise en compte de l'influence des effets associés au gradient de contrainte et à la taille des structures, [Kaffenberger et Vormwald, 2012].	32
I.36	Longueur de fissure en fonction du nombre de cycles mesuré expérimentalement et calculé numériquement sur une structure soudée représentative des structures militaires considérées [Lebaillif, 2006].	35
I.37	Prise en compte statistique des paramètres géométriques et matériaux pour modéliser le cordon de soudure. [Madia <i>et al.</i> , 2018].	36
I.38	Résultats d'essais de fatigue sur structures soudées bout à bout et confrontation avec les durées de vie calculées numériquement [Madia <i>et al.</i> , 2018].	37
I.39	Comparaison de la résistance en fatigue : (i) d'une éprouvette lisse en acier S355, [Mares <i>et al.</i> , 2016]; (ii) d'une éprouvette en acier S355 entaillée $\theta = 135^\circ$, [Fischer <i>et al.</i> , 2016]; (iii) d'une éprouvette avec une entaille $\theta = 135^\circ$ réalisée dans la zone affectée thermiquement, [Fischer <i>et al.</i> , 2016]; (vi) d'une structure soudée de type raidisseur brute de soudage ou détensionnée testées avec deux rapports de charge $R = -1, R = 0$, [Baumgartner et Bruder, 2013].	38
II.1	Microstructure de l'acier S355MC observée au microscope optique après polissage miroir et attaque chimique au Nital 4 %. En blanc : grains de ferrite ; en noir : colonies de perlite.	43
II.2	Courbes contrainte déformation conventionnelles obtenues sur de l'acier S355MC dans trois directions différentes (0° , 45° , 90°) par rapport au sens de laminage. Le nombre d'essai réalisé dans chaque direction est indiqué entre parenthèse	44
II.3	Géométrie de l'éprouvette de fatigue lisse	45
II.4	Résistance à la fatigue des éprouvettes lisses, pour différents rapports de charge, exprimée en étendue de contrainte nominale et comparée aux résultats de Dantas <i>et al.</i> [2021] obtenus sur un acier S355MC.	45
II.5	Diagramme de Haigh décrivant l'influence de la contrainte moyenne sur la résistance en fatigue à 10×10^6 cycles	46
II.6	Géométrie de l'éprouvette de fatigue percée	47
II.7	Diagramme de Wöhler comparant la résistance en fatigue des éprouvettes lisses testées avec un rapport de charge de $R = -1,0$ et des éprouvettes percées testées avec un rapport de charge de $R = -1,0$. La flèche indique que les éprouvettes sont non rompues	48
II.8	Différentes structures soudées considérés dans cette étude ; a : structure élémentaire bout à bout ; b : structure élémentaire gousset ; c : structure élémentaire té symétrique ; d : structure élémentaire té asymétrique ; e : structure complexe.	50
II.9	Préparation des tôles avant soudage.	51
II.10	Prédéformations introduites lors des opérations de soudage.	52
II.11	Découpe des structures bout à bout ; élimination des zones pointées.	52
II.12	Positionnement de l'âme par rapport à la semelle avant soudage des structures en té.	52

II.13	Position de soudage utilisée pour la fabrication des structures en té; a : positionnement des tôles par rapport à la torche de soudage, b : schéma explicatif de la position de soudage PA (gouttière) ainsi que la forme du cordon de soudure obtenu.	53
II.14	Découpe des structures té symétrique/té asymétrique; élimination des zones pointées.	54
II.15	Positionnement de l'âme par rapport à la semelle avant soudage des structures gousset.	54
II.16	Position des points de soudure sur les structures gousset. Un point de soudure est réalisé de chaque côté de l'âme au milieu de la trajectoire de soudage longitudinale.	55
II.17	Position de soudage utilisée pour la fabrication des structures gousset; a : positionnement des tôles par rapport à la torche de soudage b : schéma explicatif de la position de soudage PB ainsi que la forme du cordon de soudure obtenu.	55
II.18	Soudage du caisson et des pattes inférieures de la structure complexe; a : positions des points de soudure; b : position de soudage utilisée (PB, soudage manuel).	56
II.19	Soudage du bouclage au niveau du gousset supérieur sur la structure complexe; a : position de la structure avant soudage; b : position de soudage utilisée (PA, soudage manuel).	57
II.20	Montage pour essais de fatigue sur structures soudées bout à bout.	58
II.21	Vue globale des deux bancs d'essai mis en place pour tester en fatigue les structures soudées élémentaires et complexes.	59
II.22	a : montage pour essais de fatigue sur structures en té, b : deux vis à tête hexagonale permettant de régler l'arrêt en translation dans la direction dt	60
II.23	Montage pour essais de fatigue sur structures soudées gousset.	61
II.24	Montage pour essais de fatigue sur structures complexes.	62
II.25	Évolution de la raideur au cours d'un essai sur une structure gousset.	63
II.26	Utilisation de ressuage fluorescent pour visualiser la longueur de la fissure de fatigue en surface et le faciès de rupture correspondant. Images prises sur une structure gousset.	64
II.27	Camera 3D Atos Core utilisé pour mesurer la topographie de surface au niveau du pied de cordon sur une structure soudée bout à bout.	66
II.28	Topographie de surface mesurée sur une structure élémentaire té.	66
II.29	Diffractomètre à rayons X Bruker utilisé pour l'analyse des contraintes résiduelles.	67
III.1	Fissures initiales au niveau de l'interface entre la zone affectée thermiquement et la zone fondue observées sur deux structures élémentaires gousset au microscope optique, grossissement $\times 1000$	71
III.2	Observations au microscope optique, grossissement $\times 1000$ réalisées au niveau du pied de cordon sur les structures élémentaires a : bout à bout, b : té 8 symétrique, c : té 15 symétrique et au niveau de la racine sur la structure d : té asymétrique.	72
III.3	Microstructure au niveau d'un cordon de soudure. a : zone fondue, b : zone affectée thermiquement, d : métal de base.	73

III.4	Microstructure de la zone affectée thermiquement observée au microscope optique après polissage miroir et attaque chimique au Nital 4 %. a : microstructure proche de l'interface entre la zone affectée thermiquement et la zone fondue ; b : microstructure proche de l'interface entre la zone affectée thermiquement et le métal de base.	75
III.5	Microstructure de la zone fondue observée au microscope optique après polissage miroir et attaque chimique au Nital 4 %.	75
III.6	Cercle de rayon 0,5 mm centré sur l'interface entre la zone affectée thermiquement et la zone fondue au niveau du pied de cordon définissant la zone dans laquelle les mesures de microdureté sont comparées.	77
III.7	Mesures de microdureté Vickers (HV 0.2) au niveau d'un pied de cordon de structures soudées bout à bout a : non testée ; b : testée avec un rapport de charge de $R = -1$; c : testée avec un rapport de charge de $R = 0,1$, $N=10^6$ cycles.	78
III.8	Mesures de microdureté Vickers (HV 0.2) au niveau d'un pied de cordon de structures soudées té 15 symétrique a : non testée ; b : testée avec un rapport de charge de $R = 0,1$, $N=10^6$ cycles ; c : testée avec un rapport de charge de $R = 0,4$, $N=10^6$ cycles.	79
III.9	Mesures de microdureté Vickers (HV 0.2) au niveau d'un pied de cordon de structures soudées gousset a : non testée ; b : testée avec un rapport de charge de $R = 0,1$, $N=10^6$ cycles.	79
III.10	Mesures de microdureté Vickers (HV 0.2) au niveau d'un pied de cordon de structures soudées té 15 symétrique. a : non testée ; b : testée avec un rapport de charge de $R = 0,1$, $N=10^6$ cycles.	80
III.11	Écart relatif entre la dureté moyenne en zone affectée thermiquement et la zone fondue entre une structure testée et une structure non testée calculé pour chaque structure élémentaire étudiée.	81
III.12	Direction longitudinale (L) et transversale (T) pour l'analyse des contraintes résiduelles.	82
III.13	Contrainte hydrostatique calculée à partir des analyses longitudinales et transversales des contraintes résiduelles au niveau du pied de cordon des différentes structures élémentaires non testées en fatigue. L'écart type associé aux analyses de contraintes résiduelles est exprimé sous la forme d'une contrainte hydrostatique et correspond aux barres verticales. . . .	83
III.14	Contrainte hydrostatique calculée à partir des analyses longitudinales et transversales des contraintes résiduelles au niveau du pied de cordon des différentes structures élémentaires testées en fatigue et non rompues. L'écart type associé aux analyses de contraintes résiduelles est exprimé sous la forme d'une contrainte hydrostatique et correspond aux barres verticales.	84
III.15	Résistance à la fatigue, exprimée en étendue de contrainte nominale, des différentes structures élémentaires étudiées en fonction du nombre de cycles à rupture correspondant à une perte de raideur de 0,5 %, telle que défini à la section II.3.3.	87
III.16	Résistance à la fatigue, exprimée en étendue de contrainte locale, des différentes structures élémentaires étudiées en fonction du nombre de cycles à rupture correspondant à une perte de raideur de 0,5 %, telle que défini à la section II.3.3.	89

III.17	Résistance à la fatigue, exprimée en étendue de contrainte nominale et locale, des structures gousset $R = 0,1$ comparée à des résultats d'études sur des structures similaires, [Park et Miki, 2008],[Madia <i>et al.</i> , 2018],[Togasaki <i>et al.</i> , 2010].	91
III.18	Résultats de fatigue sur les structures élémentaires té 15 symétrique exprimées en étendue de contrainte nominale avec la courbe S-N associée et l'étendue de contrainte moyenne à 5×10^5 cycles des structures élémentaires té 8 symétrique.	92
III.19	Distribution schématique du champ de contraintes dans l'épaisseur des tôles au niveau du pied de cordon de deux structures bout à bout conçues à partir d'épaisseur de tôles différentes [Pedersen, 2019].	93
III.20	Résultats de fatigue sur les structures élémentaires té 15 symétrique exprimées en étendue de contrainte locale avec la courbe S-N associée et l'étendue de contrainte moyenne à 5×10^5 cycles des structures élémentaires té 8 symétrique.	94
III.21	Résistance à la fatigue des structures bout à bout exprimée en étendue de contrainte nominale et comparée aux résultats de Ohta <i>et al.</i> [2003]. . . .	95
III.22	Résistance à la fatigue des structures té 15 symétrique exprimée en étendue de contrainte nominale et comparée aux résultats de Budano <i>et al.</i> [2007].	95
III.23	Courbes de perte de raideur associées à un essai réalisé sur une structure bout à bout $R = 0,1$, une structure té 15 symétrique $R = 0,1$, une structure gousset $R = 0,1$ et une structure té asymétrique $R = 0,1$	96
III.24	Faciès de ruptures observés sur des structures élémentaires bout à bout. .	97
III.25	Faciès de ruptures observés sur des structures élémentaires té 15 symétrique.	98
III.26	Faciès de ruptures observés sur des structures élémentaires té asymétrique.	98
III.27	Faciès de ruptures observés sur des structures élémentaires gousset.	99
III.28	Faciès de rupture observés sur les structures élémentaires a : bout à bout, b : té 15 symétrique, c,d : té asymétrique.	99
III.29	Faciès de rupture observés sur les structures élémentaires gousset. Ces fractographies montrent la présence de cavités légèrement sous la surface du pied de cordon.	100
III.30	Position de la fissure de fatigue par rapport à l'interface entre la zone affectée thermiquement et la zone fondue sur les différentes structures élémentaires étudiées : a : bout à bout ; b : té 15 symétrique ; c : gousset.	101
III.31	Zone d'amorçage des fissures de fatigue sur la structure élémentaire té asymétrique.	102
IV.1	Description générale de l'approche à deux échelles utilisée pour l'évaluation de la résistance en fatigue des structures soudées.	107
IV.2	Interface entre les éléments volumiques et les éléments coques. Les trois degrés de liberté d'un nœud d'un élément volumique (M) sont connectés aux six degrés de liberté des nœuds de l'élément coque correspondant (S_1 , S_2 , T_1 , T_2).	109
IV.3	Modélisation locale de la structure soudée au niveau de l'interface entre les éléments volumiques et les éléments coques. Le paramètre géométrique L_1 est la distance entre le fond de l'entaille et l'interface éléments volumiques/éléments coques. Le paramètre L_2 est la longueur des éléments coques connectés aux éléments volumiques.	110

IV.4	Définition des nœuds maîtres et des nœuds esclaves au niveau d'un modèle local. Les nœuds maîtres sont utilisés pour connecter le modèle local au modèle global. Les nœuds esclaves sont les nœuds restant au niveau du modèle local.	111
IV.5	Représentation 2D de la sphère d'intégration. Le paramètre ρ définit le rayon de la sphère d'intégration pour le calcul du critère non local.	113
IV.6	Description des trois structures soudées utilisées pour valider le modèle mis en place. a : té, b : gousset, c : joint de recouvrement. Les conditions aux limites sont aussi indiquées.	115
IV.7	Indicateur d'erreur relative e_{γ}^K obtenu en comparant les résultats de l'approche proposée, de l'approche de Fayard [1996] et de l'approche de Turlier <i>et al.</i> [2014b] aux résultats obtenus à partir de l'approche de référence. Trois structures soudées sont considérées a : té, b : gousset, c : joint de recouvrement et trois directions de chargement : $\mathbf{e}_x$, $\mathbf{e}_y$ and $\mathbf{e}_z$	117
IV.8	Évolution de l'indicateur d'erreur relative e_{γ}^{Σ} en fonction du paramètre géométrique L_1 . Trois structures soudées sont considérées a : té, b : gousset, c : joint de recouvrement et trois directions de chargement : $\mathbf{e}_x$, $\mathbf{e}_y$ and $\mathbf{e}_z$	120
IV.9	Évolution de l'indicateur d'erreur relative e_{γ}^{Σ} en fonction du rayon de la sphère d'intégration ρ . Trois structures soudées sont considérées a : té, b : gousset, c : joint de recouvrement et trois directions de chargement : $\mathbf{e}_x$, $\mathbf{e}_y$ and $\mathbf{e}_z$	122
V.1	Géométrie du cordon de soudure utilisée : a : géométrie idéalisée, b : géométrie réaliste	127
V.2	Étapes suivies pour insérer la topographie de surface scannée dans la géométrie globale de la structure	127
V.3	Conditions aux limites appliquées sur le modèle bout à bout.	129
V.4	Conditions aux limites appliquées sur les structures élémentaires en té	129
V.5	Loi d'écrouissage tabulée correspondant à la courbe de traction du matériau de base testé dans la direction 0° par rapport au sens de laminage. Loi d'écrouissage puissance identifiée à partir de la loi tabulée.	131
V.6	Loi d'écrouissage tabulée correspondant à la courbe de traction du matériau de base testé dans la direction 0° par rapport au sens de laminage. Loi d'écrouissage cinématique identifiée à partir de la loi tabulée.	132
V.7	Courbes contrainte-déformation cycliques obtenues numériquement à partir des différentes lois de comportement considérées pour une amplitude de déformation de 0,25 %.	133
V.8	Position du point de chargement nul par rapport à l'étendue de contrainte vue par un point matériel au cours d'un essai de fatigue en fonction du comportement linéaire ou non linéaire du matériau et du chargement appliqué.	135
V.9	Coupe transverse d'un cordon de soudure montrant la géométrie au niveau de la racine.	136
V.10	Résistances en fatigue des différentes structures élémentaires présentée dans le diagramme de Dang Van pour un comportement matériau élastique linéaire.	139

V.11	Résistance à la fatigue, exprimée en étendue de contrainte nominale, des structures élémentaires bout à bout, testées avec deux rapports de charge différent, en fonction du nombre de cycles à rupture correspondant à une perte de raideur de 0,5 %, tel que défini à la section II.3.3.	140
V.12	Cartographie du coefficient de danger sur les structures élémentaires a : bout à bout $R = -1$, b : té 15 symétrique $R = 0,4$ et c : té asymétrique $R = 0,1$, pour $\rho = 1$ mm et $\alpha = 0,.$ La valeur maximale du coefficient de danger se situe au niveau des pieds de cordon sur les structures a, b et au niveau de la racine sur la structure c.	141
V.13	Étude de l'influence de la taille des éléments sur la contrainte de Dang Van moyennée. Étude réalisée sur la structure élémentaire té 15 symétrique $R = 0,1$ avec un comportement matériau élastique linéaire.	142
V.14	Résistance en fatigue des différentes structures élémentaires présentée dans le diagramme de Dang Van, comportement matériau élastoplastique avec écrouissage isotrope calculé à partir de la loi puissance.	143
V.15	Cartographie du coefficient de danger sur les structures élémentaires a : bout à bout $R = -1$, b : té 15 symétrique $R = 0,4$ et c : té asymétrique $R = 0,1$, pour $\rho = 0,1$ mm, $\alpha = 0,2$, $\psi = 1,34$ et $\beta_0 = 165$ MPa. La valeur maximale du coefficient de danger se situe au niveau des pieds de cordon sur les structures a, b et au niveau de la racine sur la structure c.	144
V.16	Évolution de l'écart relatif entre la résistance en fatigue calculée à partir d'une modélisation réaliste et idéalisée du cordon de soudure en fonction du rayon de moyenne ρ . Comportement matériau élastique linéaire.	146
V.17	Évolution de l'écart relatif entre la résistance en fatigue calculée à partir des modélisations réaliste et idéalisée du cordon de soudure en fonction du rayon de moyenne ρ . Comportement matériau élastoplastique à écrouissage isotrope calculé à partir d'une loi puissance.	147
V.18	Évolution de l'écart relatif entre la contrainte hydrostatique maximale calculée à partir d'une modélisation réaliste et idéalisée du cordon de soudure en fonction du rayon de moyenne ρ . Comportement matériau élastoplastique à écrouissage isotrope.	148
V.19	Résistance en fatigue à $N = 10^6$ cycles des différentes structures élémentaires présentée dans le diagramme de Dang Van. Comportement élastique linéaire.	149
V.20	Résistance en fatigue à $N = 10^6$ cycles des différentes structures élémentaires présentée dans le diagramme de Dang Van. Comportement élastoplastique à écrouissage isotrope calculé à partir de la courbe de traction.	150
V.21	Résistance en fatigue à $N = 10^6$ cycles des différentes structures élémentaires présentée dans le diagramme de Dang Van. Comportement élastoplastique à écrouissage isotrope calculée à partir de la loi puissance.	151
V.22	Résistance en fatigue à $N = 10^6$ cycles des différentes structures élémentaires présentée dans le diagramme de Dang Van. Comportement élastoplastique à écrouissage cinématique	152
V.23	Résistance en fatigue des différentes structures élémentaires présentée dans le diagramme de Dang Van. Comportement élastoplastique à écrouissage isotrope calculée à partir de la loi puissance.	153

V.24	Représentation schématique de la prise en compte de l'effet de gradient avec une approche volumique.	155
V.25	Conditions aux limites appliquées sur la structure complexe	158
V.26	Estimation de la raideur de la structure complexe par régression linéaire à partir des mesures de déplacement du vérin et d'effort sur plusieurs cycles de chargement, sur une plage d'effort allant de 1 kN à 9 kN.	159
V.27	Zone d'amorçage de la fissure de fatigue sur la structure complexe.	160
V.28	Cartographie du critère de Dang Van pour $\rho = 1$ mm et $\alpha = 0$. La valeur maximale du critère de Dang Van se situe au niveau du pied de cordon. . .	160
V.29	Résistance en fatigue à $N = 10^6$ cycles de la structure complexe présentée dans le diagramme de Dang Van avec les autres structures élémentaires. Modélisation idéalisée du cordon de soudure et comportement élastique linéaire.	161
V.30	Cartographie du coefficient de danger sur la structure complexe pour $\rho = 0,1$ mm, $\alpha = 0,2$, $\psi = 1,34$ et $\beta_0 = 165$ MPa. La valeur maximale du coefficient de danger se situe au niveau du pied de cordon de soudure. . .	162
V.31	Résistance en fatigue à $N = 10^6$ cycles de la structure complexe présentée dans le diagramme de Dang Van avec les autres structures élémentaires. Modélisation réaliste du cordon de soudure et comportement élastoplastique avec écrouissage isotrope.	163
B.1	Protocole pour la mise en place de la structure gousset sur le banc d'essai de fatigue. a : positionnement du montage supérieur avec des cales ; b : alignement par rapport à l'axe du vérin ; c : verrouillage des deux vis inférieures ; d : verrouillage des quatre vis supérieurs	184
C.1	Définition des paramètres utilisés pour valider la géométrie d'une soudure	185
C.2	Coupes macrographiques réalisées sur les différentes structures élémentaires observées à la loupe binoculaire après attaque chimique au nital 4 %. a : bout à bout ; b : té 8 symétrique ; c : té 15 symétrique ; d : té asymétrique ; e : gousset ; f : gousset	187
D.1	Méthode utilisée pour le calcul de la contrainte nominale sur l'assemblage soudée gousset avec un effort appliqué de 1 kN	190

Liste des tableaux

II.1	Composition chimique des matériaux utilisés dans cette étude.	42
II.2	Propriétés mécaniques en traction uniaxiale de l'acier S355MC utilisé dans cette étude.	43
II.3	Composition chimique du fil utilisé pour la réalisation des soudures.	48
II.4	Propriétés mécaniques en traction uniaxiale du fil utilisé pour la réalisation des soudures en fonction du gaz protecteur utilisé, ici de l'ATAL5 (18 %CO ₂ , 82 %Ar).	48
II.5	Tableau récapitulatif des différents essais de fatigue réalisés sur cinq structures soudées différentes	64
III.1	Tableau récapitulatif des différentes tailles de grains de ferrite au niveau du métal de base (MB), de la zone affectée thermiquement (ZAT) et dans la zone fondue (ZF). Un échantillon de 50 grains est considéré.	74
III.2	Valeurs des constances C correspondantes aux courbes de dimensionnement FAT [Hobbacher, 2015].	85
V.1	Valeurs des contraintes résiduelles longitudinales et transversales considérées pour le calcul du critère de plasticité sur chaque type de structure élémentaire.	136
V.2	Effort maximal appliqué sur les différentes structures élémentaires pour une probabilité de survie de 50 %, conduisant à une durée de vie de 10 ⁶ cycles.	138
V.3	Valeur maximale du critère de von Mises calculé selon l'équation (V.21) sur les différentes structures élémentaires, pour un rayon de moyenne $\rho = 0,1$ mm.	149
A.1	Paramètres de soudage utilisés pour souder les structures bout à bout . .	181
A.2	Paramètres de soudage utilisés pour souder les structures té 15 symétrique, té asymétrique, té 8 symétrique	181
A.3	Paramètres de soudage utilisés pour souder les structures gousset	182
A.4	Paramètres de soudage utilisés pour souder les structures complexes . . .	182
C.1	Paramètres géométriques et défauts de soudure des cordons des différentes structures élémentaires	186
F.1	Valeurs des contraintes résiduelles longitudinales et transversales analysées sur la structure bout à bout 7C. La position 0 mm correspond au pied de cordon.	193
F.2	Valeurs des contraintes résiduelles longitudinales et transversales analysées sur la structure bout à bout 8F. La position 0 mm correspond au pied de cordon.	193
F.3	Valeurs des contraintes résiduelles longitudinales et transversales analysées sur la structure bout à bout 4G. La position 0 mm correspond au pied de cordon.	194
F.4	Valeurs des contraintes résiduelles longitudinales et transversales analysées sur la structure té D2. La position 0 mm correspond au pied de cordon. . .	194
F.5	Valeurs des contraintes résiduelles longitudinales et transversales analysées sur la structure gousset K3. La position 0 mm correspond au pied de cordon.	194

F.6	Valeurs des contraintes résiduelles longitudinales et transversales analysées sur la structure bout à bout $R = 0,1$ 6C. La position 0 mm correspond au pied de cordon.	194
F.7	Valeurs des contraintes résiduelles longitudinales et transversales analysées sur la structure bout à bout $R = -1$ J6. La position 0 mm correspond au pied de cordon.	195
F.8	Valeurs des contraintes résiduelles longitudinales et transversales analysées sur la structure té 15 symétrique $R = 0,1$ D4. La position 0 mm correspond au pied de cordon.	195
F.9	Valeurs des contraintes résiduelles longitudinales et transversales analysées sur la structure té 15 symétrique $R = 0,1$ C1. La position 0 mm correspond au pied de cordon.	195
F.10	Valeurs des contraintes résiduelles longitudinales et transversales analysées sur la structure té 15 symétrique $R = 0,1$ C3. La position 0 mm correspond au pied de cordon.	195
F.11	Valeurs des contraintes résiduelles longitudinales et transversales analysées sur la structure gousset L2. La position 0 mm correspond au pied de cordon.	196

Chapitre I

Revue bibliographique sur la résistance
à la fatigue à grand nombre de cycles des
structures soudées en acier, sans traite-
ment de parachèvement

Ce premier chapitre présente le contexte scientifique dans lequel s'inscrit ce travail. Plusieurs résultats d'études sont présentés, permettant ainsi de justifier les travaux réalisés et les orientations choisies. L'originalité principale de ce travail relève de la considération à la fois du caractère local du phénomène de fatigue et du comportement global d'une structure industrielle.

La première partie vise à présenter les principaux facteurs influents sur la résistance à la fatigue à grand nombre de cycles des structures en acier. Les quatre retenus sont la sollicitation appliquée, la géométrie du cordon de soudure, le matériau constitutif de la zone affectée thermiquement et le champ de contraintes résiduelles.

La seconde partie traite des principales méthodes utilisées dans l'industrie pour dimensionner en fatigue les structures soudées. Quatre familles sont identifiées : les approches nominales, structurales, locales et celles basées sur la mécanique de la rupture.

La dernière partie de ce chapitre synthétise les principaux résultats présentés permettant de définir les axes de recherches qui ont été suivis lors de cette étude.

I.1 Généralités sur le procédé de soudage utilisé chez Manitou

I.1.1 Présentation du procédé de soudage MAG

Le soudage est un procédé de fabrication permettant de réaliser une liaison permanente entre des pièces initialement disjointes. Le soudage à l'arc est une méthode largement employée dans l'industrie pour assembler des pièces métalliques, principalement des aciers à faible ou moyen taux de carbone. Le principe consiste à créer un arc électrique entre la pièce et une électrode au niveau de la zone à souder. La différence de potentiel électrique entre la pièce et l'électrode produit localement un dégagement d'énergie calorifique, qui conduit à la fusion du métal de base et de l'électrode en fonction du procédé choisi. Le procédé Metal Active Gaz (MAG), utilisé par Manitou, nécessite un métal d'apport ainsi qu'une atmosphère protectrice. Le principe général du procédé MAG est présenté sur la figure I.1.

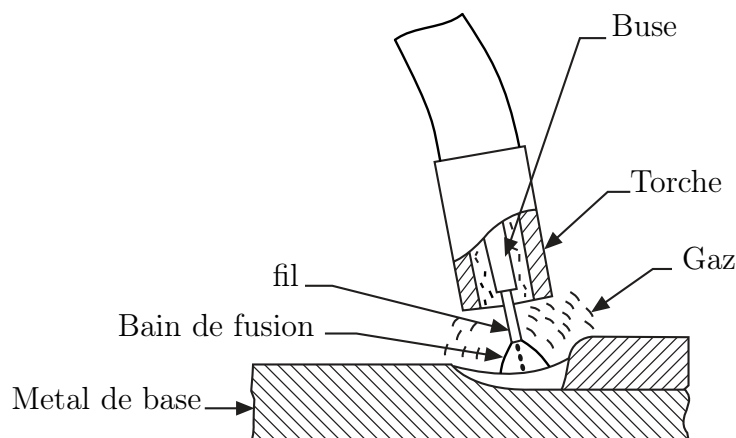


FIGURE I.1: Schéma simplifié explicatif du procédé de soudage MAG, mode de transfert : pulvérisation axiale.

D'un point de vue industriel, ce procédé est intéressant pour sa polyvalence (large gamme de vitesse d'avance et d'épaisseurs de tôles soudables) et peut être automatisé. Plusieurs passes de soudage peuvent être réalisées permettant ainsi d'assembler des tôles de fortes épaisseurs.

I.1.2 Terminologie associée au cordon de soudure

Le cordon de soudure résultant d'un soudage à l'arc avec métal d'apport est souvent décrit par trois zones métallurgiques représentatives du métal de base, de la zone affectée thermiquement et de la zone fondue. La zone affectée thermiquement se caractérise en plus par un gradient de microstructure. La terminologie associée au cordon de soudure est donnée sur la figure I.2.

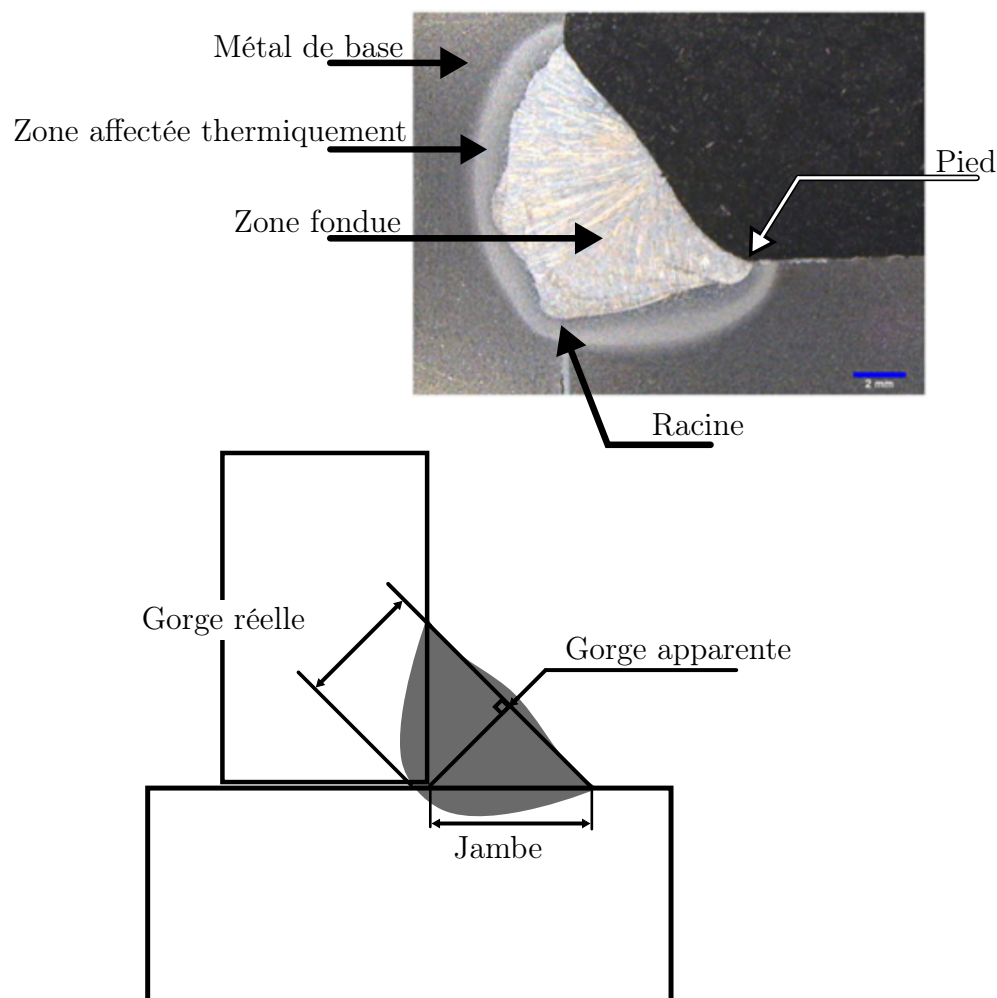


FIGURE I.2: Coupe macrographique d'un cordon de soudure [Barsoum et Jonsson, 2011] et terminologie de la zone soudée.

I.1.3 Comportement en fatigue

Le cordon de soudure est la zone critique, en termes de résistance à la fatigue, sur une structure soumise à des chargements cycliques. Les singularités géométriques, l'hétérogénéité du matériau et les contraintes internes au niveau des pieds et de la racine font de ces

zones des sites préférentiels pour l'amorçage de fissures de fatigue. Plusieurs techniques de parachèvement tel que la refusion TIG (Tungsten Inert Gas), le meulage, le grenailage ou le martelage peuvent être utilisées pour modifier la géométrie ou l'état de contrainte local et ainsi améliorer la résistance à la fatigue de la structure au niveau des pieds de cordon. Les assemblages soudés réalisés par Manitou ne subissent cependant aucun traitement de parachèvement.

C'est dans ce contexte général que cette étude s'inscrit. De très nombreux travaux de la littérature traitent de la résistance à la fatigue des structures soudées et il serait impensable de tous les présenter. De ce fait, uniquement les travaux de la littérature les plus en lien avec l'étude réalisée sont présentés dans la suite de ce chapitre.

I.2 Principaux facteurs influençant la résistance à la fatigue des structures soudées

La fatigue est définie comme l'endommagement local du matériau causé par les variations de l'état des contraintes et des déformations au sein d'une structure en service. De manière schématique, la durée de vie comprend une première phase durant laquelle des microfissures sont en mesure de s'amorcer pour une contrainte cyclique appliquée pouvant être inférieure à la limite d'élasticité du matériau. Ensuite intervient une phase de propagation des fissures jusqu'à la rupture totale de la structure. Dans le contexte des structures soudées, l'amorçage des microfissures est généralement localisé au niveau des pieds et de la racine du cordon de soudure. Ces zones préférentielles dites chaudes se caractérisent par de fortes singularités géométriques, une hétérogénéité matériau et la présence d'un champ de contraintes résiduelles initial résultant du procédé de soudage et des cycles thermiques associés. Ces trois paramètres associés, auxquels s'ajoute la sollicitation macroscopique appliquée, ont une influence directe sur l'amorçage et la propagation des fissures de fatigue. Les quatre sections suivantes ont pour objectif de présenter les principaux résultats de la littérature traitant de ces sujets pour pouvoir ensuite définir un cadre de modélisation.

I.2.1 Géométrie du cordon de soudure

La géométrie du cordon de soudure est largement conditionnée par la forme globale de la structure souhaitée et par le procédé de soudage utilisé. La figure I.4 montre un cordon de soudure de type bout à bout et de type té soudés avec le procédé MAG et un cordon de soudure bout à bout réalisé par soudage laser.



FIGURE I.3: Géométrie du cordon de soudure sur une structure bout à bout et té en fonction du procédé de soudage utilisé, [Remes et Fricke, 2014]

La concentration de contrainte qui en résulte au niveau du pied et de la racine du cordon est un facteur d'ordre un sur la résistance à la fatigue [Maddox, 1989]. Pour illustrer

ses propos, Maddox [1989] compare la résistance de deux éprouvettes (lisses et percée) et d'une structure soudée. Les trois pièces sont réalisées avec le même acier de base (BS 4360, 50B). La figure I.4 présente ces résultats. Bien que la géométrie ne soit pas le seul paramètre qui diffère entre une éprouvette lisse, percée et une structure soudée, l'auteur indique que l'écart sur la résistance à la fatigue est notable.

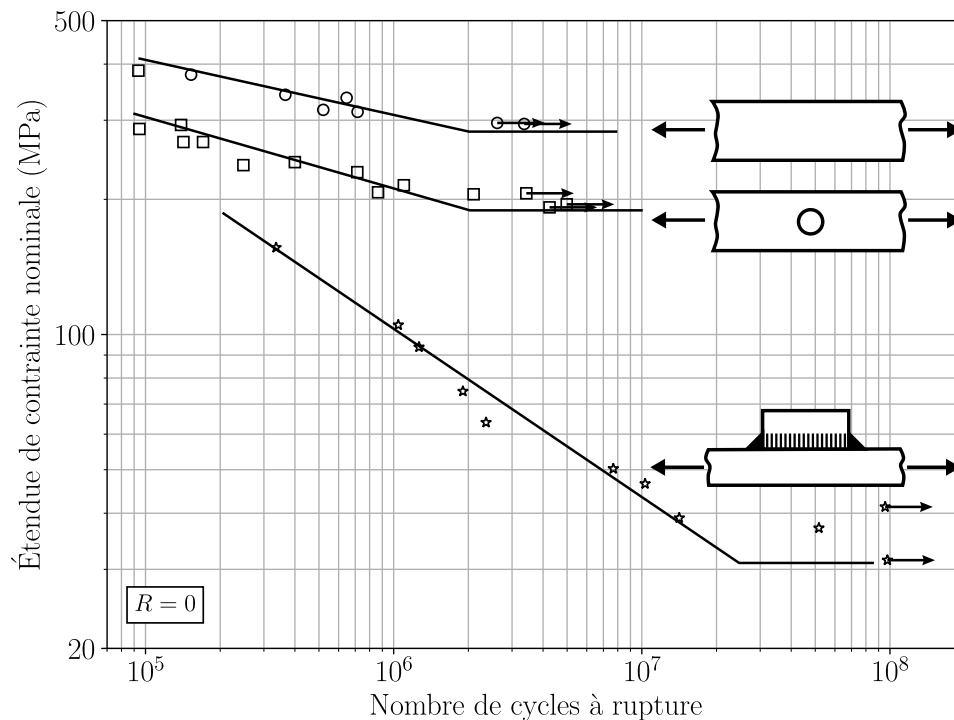


FIGURE I.4: Comparaison de la résistance à la fatigue entre une éprouvette lisse ; percée et une structure soudées. Les différentes pièces sont réalisées à partir du même matériau de base, [Maddox, 1989]

La géométrie associée au cordon de soudure revêt à la fois un caractère global et local. Par global il est entendu : hauteur de gorge réelle (h), rayon (r) et angle (θ) de raccordement représentatif en moyenne du pied de cordon. L'aspect local est associé aux variations géométriques le long du pied de cordon. L'influence de la hauteur de gorge sur la résistance à la fatigue n'est pas considérée dans la suite de cette section. Ce paramètre est directement associé à la raideur de la structure [Fayard, 1996], et par conséquent son influence est fonction de la structure soudée considérée.

I.2.1.1 Paramètres globaux

Deux paramètres globaux sont en général utilisés pour caractériser la géométrie d'un cordon de soudure. L'angle et le rayon de raccordement comme illustré sur la figure I.5. Expérimentalement, il est difficile de faire varier ces deux paramètres sans modifier la géométrie locale, les gradients microstructuraux ou l'état de contraintes résiduelles.

I.2.1.1.1 Rayon en pied de cordon

L'étude de Barsoum et Jonsson [2011] est assez intéressante à ce sujet. Des structures soudées cruciformes (acier S355, soudage MAG) ont été réalisées en variant la position de soudage, modifiant ainsi la géométrie du cordon de soudure. Le rayon de raccordement est

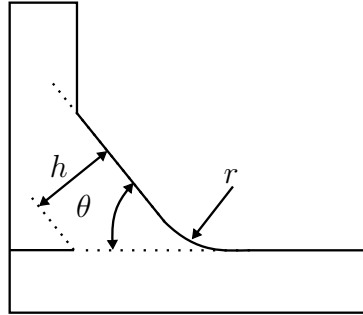


FIGURE I.5: Paramètres classiquement utilisés pour définir la géométrie du pied de cordon de soudure. r : rayon du pied de cordon ; θ : angle de raccordement ; h : hauteur de gorge réelle.

principalement affecté. La géométrie du pied de cordon pour les différentes positions de soudage est présentée sur la figure I.6.

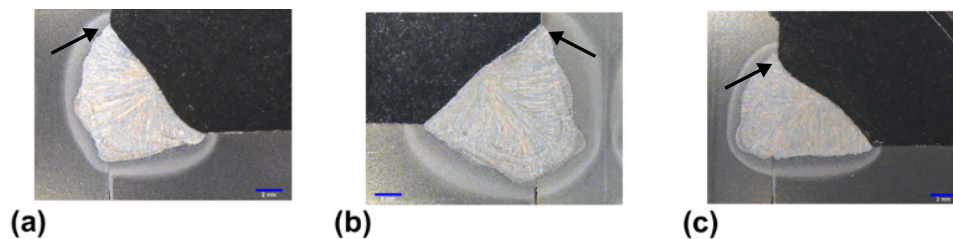


FIGURE I.6: Différentes géométries de pied de cordon de soudure obtenues en modifiant la position de soudage. a : position 0° ; b : position 45° ; c : position 90°, [Barsoum et Jonsson, 2011].

Les résultats de fatigue présentés sur la figure I.7 montrent que la structure 90° présente une résistance supérieure aux structures soudées dans les positions à 0° et 45°.

Le rayon en pied de cordon sur les structures 90° est en moyenne trois fois supérieur à celui mesuré sur les structures 0° ou 45° (0,8 mm-2,3 mm) et se traduit par une augmentation de 17 % de la résistance à la fatigue. Un écart supérieur environ (30 %) est observé par Lee *et al.* [2009] pour des variations de rayons en pied de cordon similaires. Une étude numérique de Schork *et al.* [2018] montre plutôt une augmentation de 15 % sur ce même intervalle.

La géométrie au niveau du pied de cordon étant difficilement définissable, plusieurs approches sont possibles pour évaluer un rayon moyen représentatif. Par conséquent, l'influence observée du rayon en pied de cordon est dépendante de la méthode de mesure choisie pour le déterminer, Schork *et al.* [2018], Lautrou [2007], Lieurade *et al.* [2008]. Malgré ce biais, les résultats montrent un effet non négligeable de ce paramètre ; compris entre 15 et 20 % pour un rayon de moyenne variant entre 0,8 mm et 2,3 mm. Cette conclusion peut être complétée par des résultats comparant la résistance à la fatigue de structures soudées brute de soudage et parachévées par refusion TIG. Il est généralement admis que ce procédé de parachèvement affecte principalement la géométrie du pied de cordon de soudure [Hobbacher, 2015]. Les résultats de Barsoum et Jonsson [2011], Miki *et al.* [1999], Lieurade *et al.* [2008] montrent l'effet bénéfique de ce procédé de parachèvement sur la résistance à la fatigue. Dans l'étude de Barsoum et Jonsson [2011], le rayon en pied de

cordon est augmenté au minimum de 4 mm et engendre une augmentation autour de 30 % de la résistance à la fatigue à 10^6 cycles comme illustré sur la figure I.7. Ces résultats confortent les conclusions précédentes sur l'influence importante du rayon de raccordement.

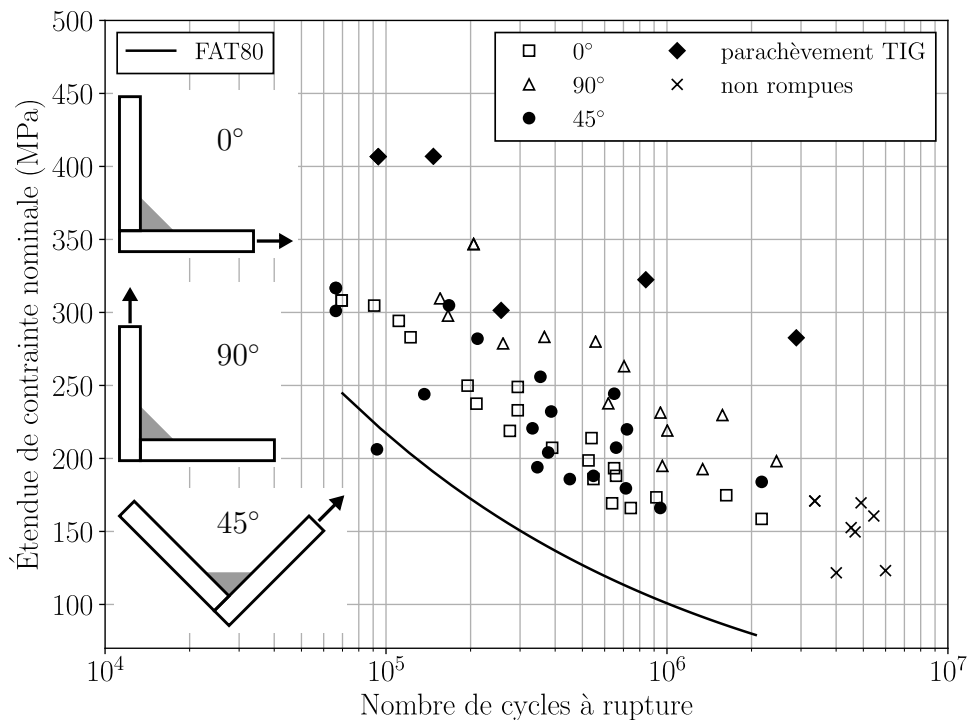


FIGURE I.7: Résultats de fatigue obtenus sur des structures cruciformes pour différentes positions de soudage, [Barsoum et Jonsson, 2011]

I.2.1.1.2 Angle de raccordement

L'angle de raccordement est le second paramètre couramment utilisé pour caractériser la géométrie au niveau du pied de cordon de soudure. Remes et Fricke [2014] ont réalisé, des essais de fatigue sur des structures bout à bout et té fabriquées à partir de tôles en acier d'épaisseur variant entre 3 et 6 mm, soudées avec trois procédés différents, arc, hybride et laser. Les différentes configurations étudiées présentent une résistance à la fatigue similaire pour des durées de vie comprises entre 10^5 cycles et 10^6 cycles. L'auteur remarque cependant une dispersion assez importante sur la durée de vie pour chaque configuration et exprime ces résultats non plus en fonction de chaque configuration, mais en fonction de l'angle de raccordement. Les résultats sont donnés sur la figure I.8.

L'effet observé est de l'ordre de 11 % entre les grands angles de raccordement ($\theta \leq 25^\circ$) et les petits angles de raccordement ($\theta \geq 45^\circ$) pour un nombre de cycles à rupture de 10^6 cycles. Le même exercice réalisé avec le rayon de raccordement ne permettait pas de conclure aussi catégoriquement. Une étude numérique menée par Schork *et al.* [2018], dont les résultats sont présentés sur la figure I.9, met en évidence une influence similaire sur la gamme d'angles de raccordement étudiée. Ces résultats montrent aussi que la résistance à la fatigue ne dépend pas linéairement de l'angle de raccordement et qu'un seuil semble apparaître au-delà de $\theta = 32^\circ$.

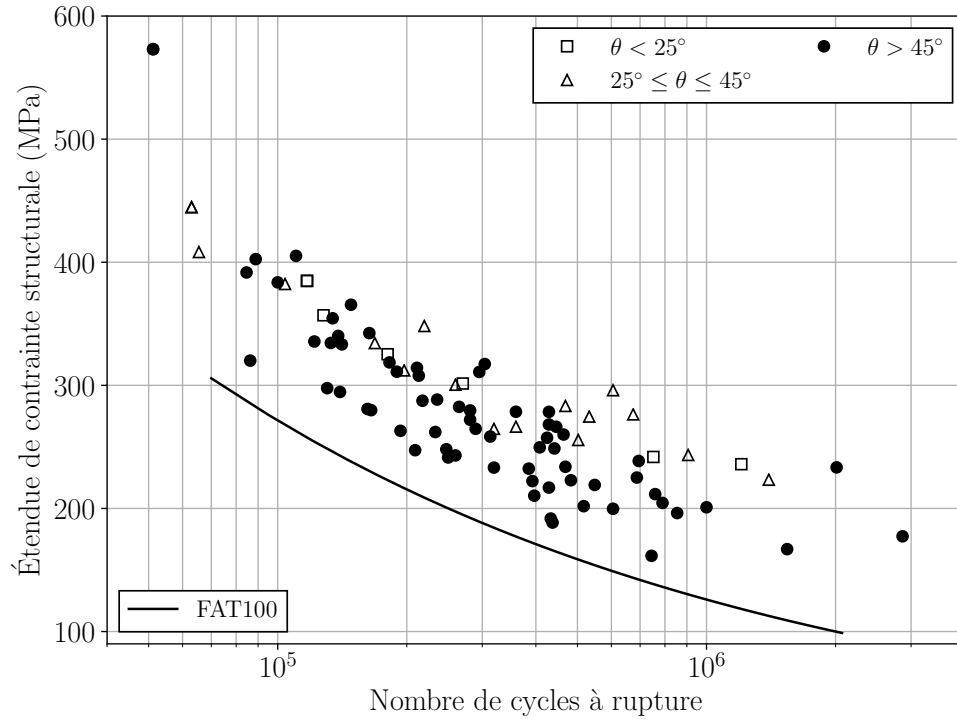


FIGURE I.8: Influence de l'angle de raccordement sur la résistance en fatigue de structures soudées bout à bout et en té, [Remes et Fricke, 2014]

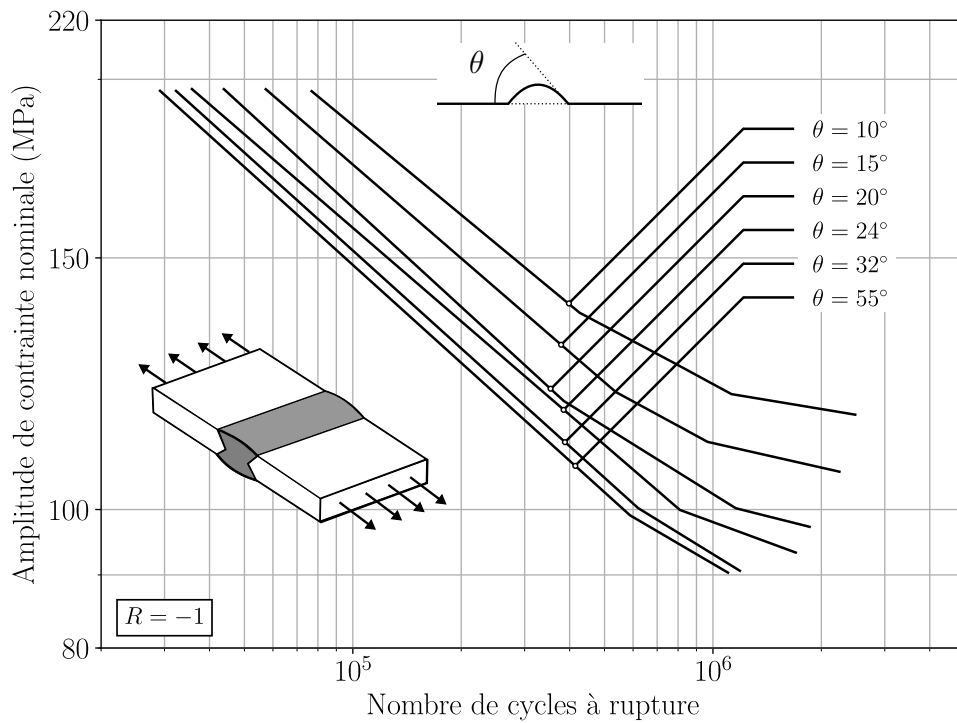


FIGURE I.9: Étude numérique de l'influence de l'angle de raccordement sur la résistance à la fatigue de structures soudées bout à bout, [Schork *et al.*, 2018].

I.2.1.2 Paramètres locaux

Les trois sections précédentes ont montré qu'il était possible de faire varier en partie la géométrie globale du cordon de soudure en modifiant les paramètres de soudage. La géométrie locale est au contraire difficilement maîtrisable, son effet sur la résistance à la fatigue est par conséquent compliqué à quantifier. L'analyse des faciès de ruptures montre généralement un multiamorçage à partir des singularités géométriques localisées tout au long de la surface du pied du cordon de soudure comme le montre la figure I.10.

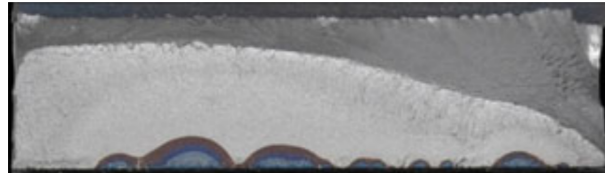


FIGURE I.10: Multiamorçage de fissures de fatigue, observé par marquage thermique, au niveau d'un pied de cordon de soudure de longueur 50 mm [Zerbst *et al.*, 2019].

Même si l'influence de la géométrie locale n'est pas quantifiable directement, il est possible d'évaluer l'effet de ses variations le long du pied de cordon. Zhang et Maddox [2014] comparent la résistance à la fatigue de nœuds tubulaires en acier ($\sigma_u = 601$ MPa) de diamètre 508 mm, d'épaisseur 19,1 mm soudés avec le procédé MAG et sollicités en flexion rotative à celle de structures bout à bout de largeur de cordon 80 mm, extraites des nœuds tubulaires et sollicitées en traction uniaxiale. Les résultats obtenus sont présentés sur la figure I.11.

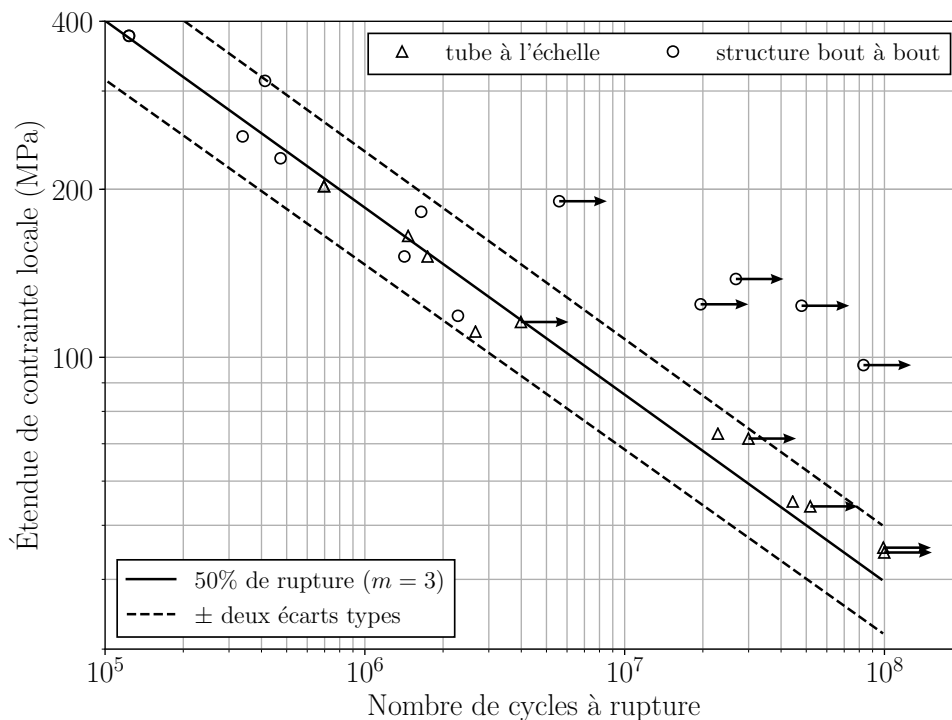


FIGURE I.11: Comparaison de la résistance à la fatigue de structures soudées de longueur de cordon de soudure différentes [Zhang et Maddox, 2014].

Les tubes et les structures bout à bout n'étant pas soumises au même type de sollicitation, ces résultats doivent être considérés avec prudence. Il est cependant intéressant de remarquer que ces deux structures présentent une résistance à la fatigue similaire entre 5×10^5 cycles et 2×10^6 cycles. Au-delà, l'écart sur la résistance à la fatigue est important, environ 60 % entre les deux structures. Les auteurs ne fournissent malheureusement pas des images des faciès de rupture. Ils attribuent l'écart observé en partie à un effet de la longueur du cordon de soudure. La probabilité de rencontrer des singularités géométriques critique en ce qui concerne la résistance à la fatigue étant plus importante sur le cordon de plus grande dimension. Les auteurs concluent aussi que l'écart observé est trop important pour être attribué uniquement à un effet de taille. L'influence de la géométrie locale au niveau des pieds et de la racine de cordon apparaît comme un paramètre intéressant à considérer dans le dimensionnement en fatigue. L'étude de Kaffenberger et Vormwald [2012] présentée à la section [I.3.3.2](#) prend en compte cet effet.

I.2.1.3 Bilan

Les différentes études présentées tendent à montrer l'influence importante de la géométrie du pied de cordon de soudure sur la résistance à la fatigue. La complexité géométrique de cette zone conduit souvent à considérer uniquement le rayon moyen et l'angle de raccordement comme paramètres influents. La comparaison des différents résultats obtenus met aussi en évidence les limites de ces études. Il est en effet difficile de se faire une idée précise de l'influence de chaque paramètre, car leur définition même pose question. Les études sur l'influence de la longueur du cordon viennent conforter ces constatations. Par conséquent, modéliser le cordon de soudure à partir de ces paramètres n'apparaît pas comme l'approche la plus judicieuse pour étudier l'influence de la géométrie du cordon sur la résistance à la fatigue.

L'étude de Chaudhuri *et al.* [2019] est intéressante à ce sujet. La topographie de surface du cordon de soudure est insérée directement dans les modèles CAO dans l'objectif d'associer la position des sites d'amorçages observés expérimentalement et les concentrations de contraintes calculées numériquement. Les conclusions plutôt encourageantes incitent à considérer une géométrie réaliste du cordon de soudure dans les modélisations. L'utilisation dans un cadre industriel se pose cependant en vue des temps de modélisation et de calcul associés.

I.2.2 Chargement appliqué

La polyvalence des engins de manutention Manitou se traduit au niveau de la structure par des sollicitations variables, complexes, difficiles à évaluer et encore plus à généraliser. Des travaux sont menés chez Manitou afin de définir des cas de chargements simplifiés représentatifs des différents secteurs d'activité, à partir de l'enregistrement des efforts et moments aux roues en conditions réelles d'utilisation. Les aspects associés à l'identification, à la simplification et au cumul de dommage des différents cas de chargements représentatifs ne sont pas le sujet de ce travail. L'influence de la direction et de la moyenne de la sollicitation sur la résistance à la fatigue est uniquement considérée ici.

I.2.2.1 Mode de chargement

L'application d'une sollicitation sur une structure se traduit en chaque point matériel par l'évolution des champs mécaniques locaux. En fonction du mode de chargement, de

la géométrie, du comportement du matériau, les différentes composantes du tenseur des contraintes n'évoluent pas de façon similaire et, par conséquent, impactent la résistance à la fatigue de la structure. Les principales études comparant les influences du mode de chargement ont été réalisées sur des structures de type tube soudé sur une plaque (type a) ou tube soudé avec un tube (type b). Les géométries de ces structures sont présentées sur la figure I.12.

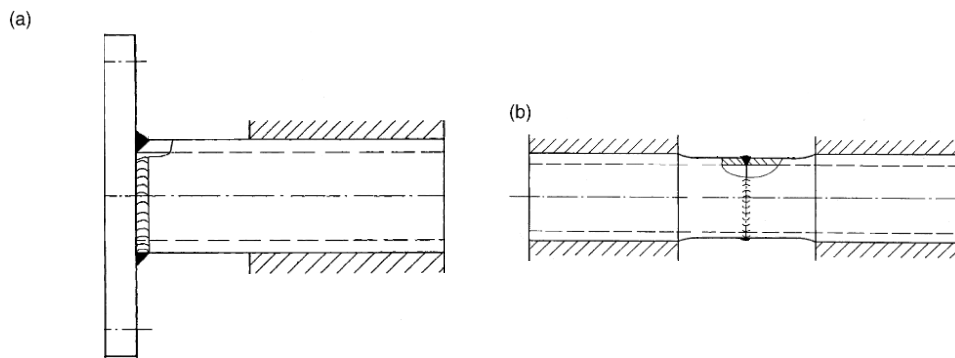


FIGURE I.12: Structures soudées, a : tube soudé sur une plaque, b : tube soudé avec un tube.

Yousefi *et al.* [2001] compare la résistance à la fatigue de structures de type a, en acier P 460 ($\sigma_u = 670$ MPa), pour quatre sollicitations différentes :

- flexion pure ;
- torsion pure ;
- flexion et torsion combinées en phase $\delta = 0^\circ$;
- flexion et torsion combinées déphasées $\delta = 90^\circ$.

La figure I.13 donne les résultats d'essais de fatigue à rupture exprimés en contrainte nominale, calculée dans la section du tube.

La contrainte nominale est déterminée à partir de l'effort ou du moment appliqué et du moment quadratique. Les structures sollicitées en flexion ou en torsion présentent une résistance à la fatigue similaire pour un nombre de cycles à rupture de 10^6 cycles. Ce n'est pas le cas pour les durées de vie plus faibles, un écart proche de 20 % est observé à 10^5 cycles. De plus, les structures sollicitées en flexion et en torsion présentent une résistance à la fatigue environ 35 % inférieure aux structures testées en flexion pure. L'écart est encore supérieur pour les plus faibles nombres de cycles. Ces résultats montrent que le mode de chargement a un effet non négligeable sur la résistance en fatigue et est aussi fonction du nombre de cycles à rupture. Des tendances similaires sont observées par Sonsino [1995b], Bertini *et al.* [2014] sur des structures soudées de type a, Shams et Vormwald [2016] sur des structures soudées de type b et Razmjoo et Tubby [1997] sur des structures de type a sollicitées en torsion et en traction. Les auteurs concluent que ces différentes directions de sollicitations conduisent à des états de contraintes nominales et locales différents. Ils suggèrent l'utilisation d'un critère de fatigue multiaxiale pour mieux prendre en compte l'influence des différentes composantes du tenseur des contraintes dans le dimensionnement en fatigue.

Fayard [1996] reprend les résultats d'essais de Sonsino [1995b] sur une structure de type

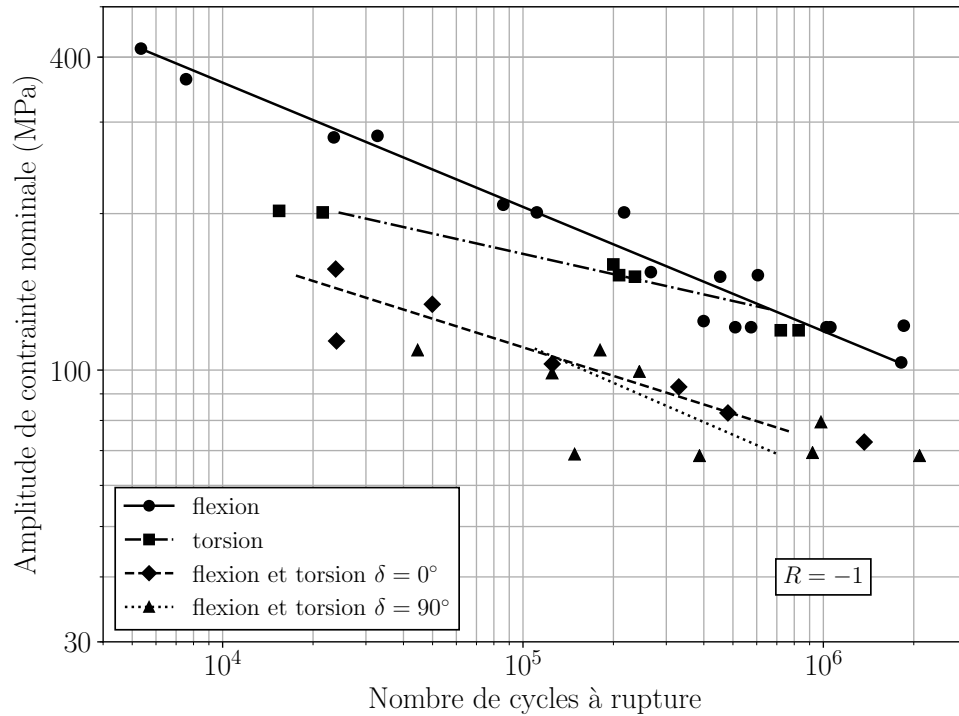


FIGURE I.13: Résultats d'essais de fatigue obtenus par Yousefi *et al.* [2001] sur des structures de type tube soudé sur une plaque (type a) pour différentes sollicitations et un rapport de charge $R = -1$

tube soudée sur une plaque en acier StE 290 ($\sigma_u = 450$ MPa) sollicitée en flexion pure, en torsion pure et en flexion/torsion combinée. Il applique ensuite le critère de Dang Van [1973] calculé à partir du tenseur des contraintes géométrique. (Plus de détails sur le calcul du tenseur des contraintes géométriques sont donnés à la section I.3.2.3). La figure I.14 donne les prédictions du critère de Dang Van pour les différentes directions de sollicitation étudiées et un nombre de cycles à rupture de 10⁶ cycles.

Le critère de Dang Van apparaît comme particulièrement bien adapté pour capter l'influence du mode de chargement. Une étude réalisée par Sonsino et Lagoda [2004] sur des structures soudées de type a montre cependant les limites du critère de Dang Van pour des sollicitations déphasées.

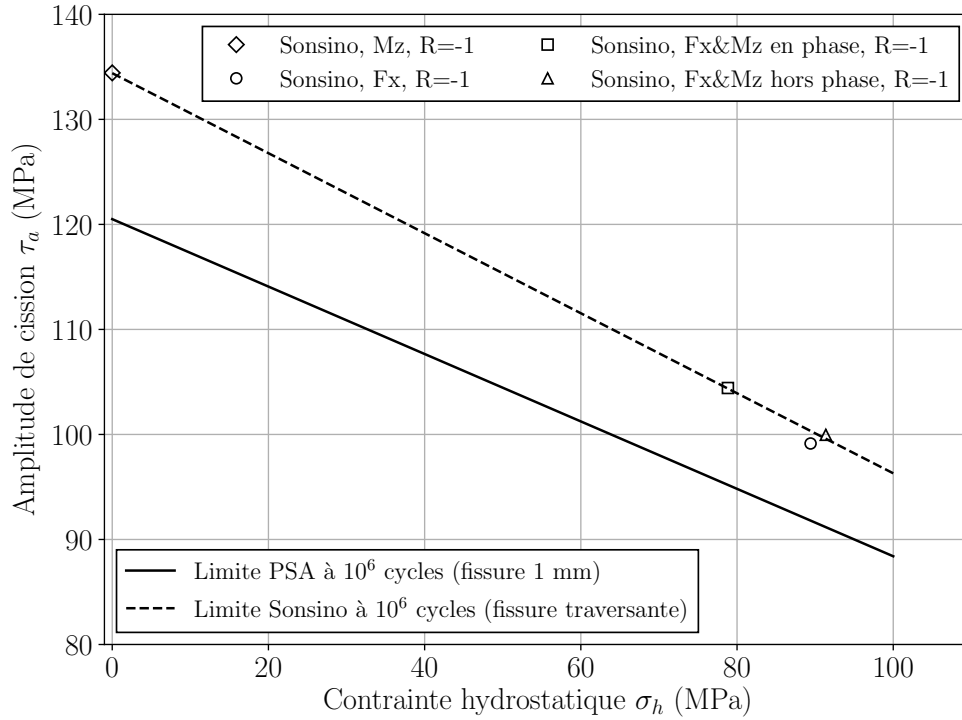


FIGURE I.14: Résultats d'essais de fatigue obtenus par Sonsino [1995b] sur des structures de type tube soudé sur une plaque (type a) pour différents sollicitations et un rapport de charge $R = -1$. Ces résultats sont exprimés dans le digramme de Dang Van calculé à partir du tenseur des contraintes géométrique [Fayard, 1996].

I.2.2.2 Sollicitation moyenne

Les résultats présentés dans la section I.2.2.1 montrent que le mode de chargement a une influence non négligeable sur la résistance à la fatigue des structures soudées. L'influence de la sollicitation moyenne ou autrement dit du rapport de charge à amplitude fixe est présentée dans cette section. Fisher [1972] étudie l'influence du rapport de charge sur la résistance à la fatigue de poutres métalliques en acier de construction, soudées à l'échelle, représentatives de sous ensembles de ponts. La figure I.20 donne un exemple de structure testée ainsi que le banc d'essai utilisé.

Trois contraintes nominales minimales sont considérées. A titre illustratif, pour un nombre de cycles $N = 10^6$ cycles, ces trois contraintes nominales minimales correspondent à trois rapports de charge différents : $R = -0,56$, $R = 0,06$, $R = 0,34$, avec,

$$R = \frac{\sigma_{min}}{\Delta\sigma + \sigma_{min}} \quad (I.1)$$

La figure I.16 montre que la résistance à la fatigue des structures étudiées est insensible au rapport de charge.

Ce résultat ne correspond pas à ce qui est classiquement observé sur des pièces non soudées. Dantas [2019] montre par exemple une réduction de la résistance à la fatigue d'un acier S355 ($\sigma_u = 579$ MPa) de 20 % à 10^6 cycles entre les rapports de charge $R = 0,01$ et $R = -1$. L'explication principale avancée par Fisher [1972] sur l'insensibilité des structures soudées étudiées au rapport de charge est la présence de fortes contraintes résiduelles de

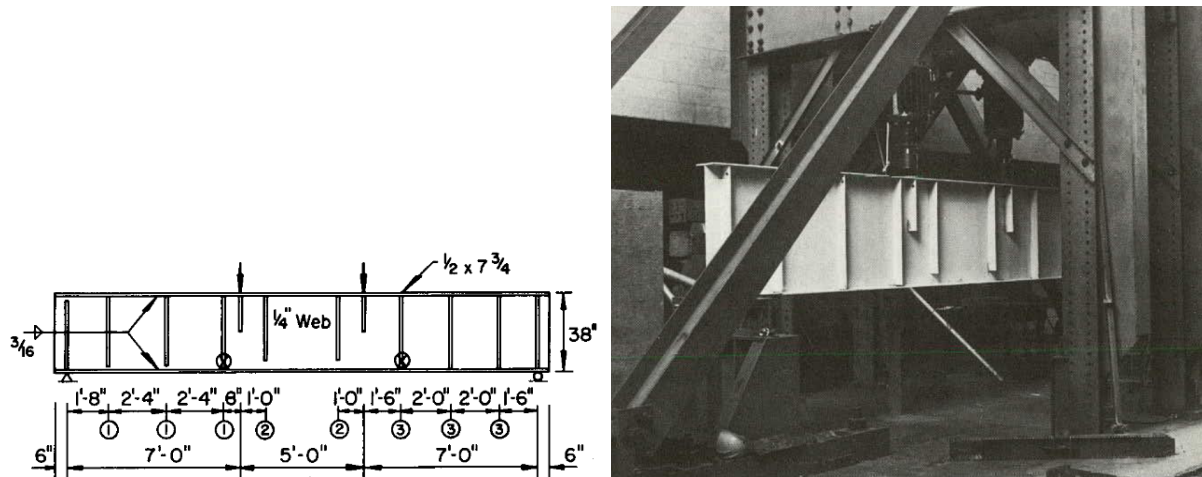


FIGURE I.15: Exemple de poutre métallique soudée testée en fatigue par Fisher *et al.* [1974] et le banc d'essais associé.

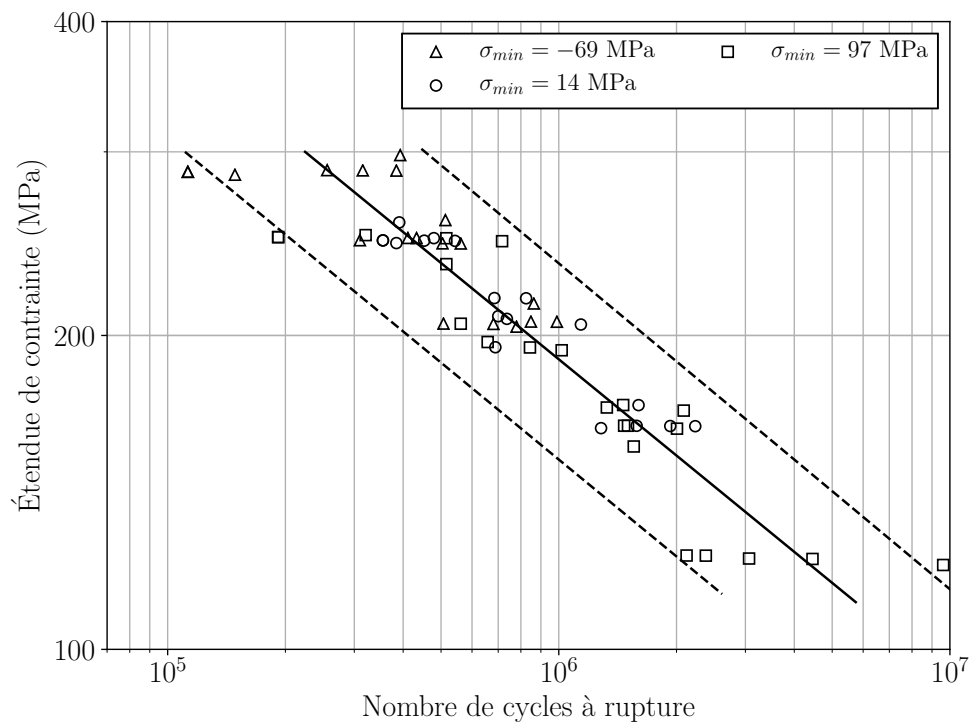


FIGURE I.16: Influence de la contrainte nominale minimale sur la résistance à la fatigue de poutres métalliques soudées, [Fisher *et al.*, 1974].

traction au niveau de la zone soudée résultant de l'opération de soudage.

Ohta *et al.* [2003] étudient l'influence du rapport de charge sur des structures soudées bout à bout détensionnées en acier SPV490 ($\sigma_u = 610 - 740 \text{ MPa}$). Les résultats présentés sur la figure I.17 montrent dans ce cas un effet du rapport de charge contrairement aux résultats de Fisher [1972]. L'opération de détensionnement ayant pour effet d'homogénéiser le niveau de contraintes résiduelles dans les pièces, les résultats de Ohta *et al.* [2003] confortent les idées de Fisher [1972].

Il est à noter cependant que l'effet du rapport de charge est deux fois plus important entre $R = -1$ et $R = 0$, environ 30 % qu'entre les rapports de charge $R = 0$ et $R = 0,5$,

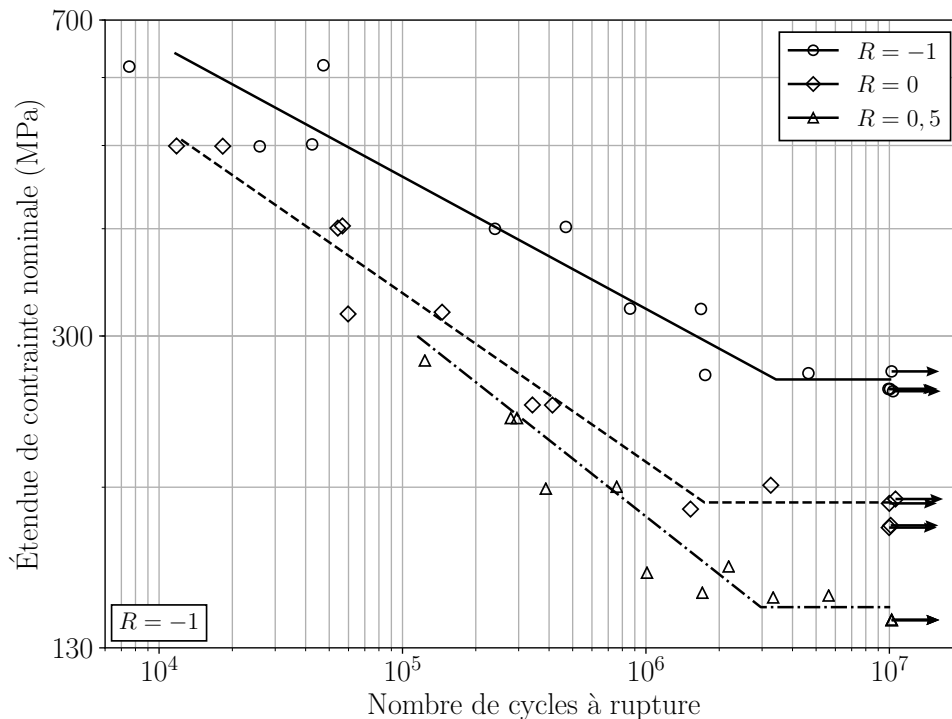


FIGURE I.17: Influence du rapport de charge sur la résistance à la fatigue de structures soudées bout à bout, [Ohta *et al.*, 2003]

15 % pour un nombre de cycles à rupture de 10^6 cycles.

D'autres auteurs ont également étudié l'influence du rapport de charge sur les structures soudées ou ont comparé les résultats de plusieurs études, [Fayard *et al.*, 1996], [Madia *et al.*, 2018], [Pedersen, 2015], [Shams et Vormwald, 2016], [Park et Miki, 2008]. Globalement, ces différents travaux mènent aux conclusions suivantes :

- l'influence du rapport de charge est généralement moins marquée sur les structures soudées que sur les pièces non soudées ;
- les structures soudées géométriquement peu complexes (bout à bout par exemple) sont généralement plus sensibles à l'effet du rapport de charge que les structures de géométrie complexes ;
- les rapports de charge positifs ont moins d'effet que les rapports de charge négatifs ;
- un traitement de détensionnement après soudage a tendance à augmenter l'effet des rapports de charge négatifs [Friedrich, 2020]. Les résultats de Klassen *et al.* [2017] montrent au contraire qu'un traitement de détensionnement n'a pas un effet significatif sur les rapports de charge positifs.

I.2.3 Contraintes résiduelles

I.2.3.1 Procédé de soudage

Les cycles thermiques associés au procédé de soudage ont pour conséquence d'introduire un champ de contraintes résiduelles dans la pièce, résultant des différentes expansions et contractions du métal de base et du métal d'apport. Le niveau et l'hétérogénéité du champ de contraintes résiduelles introduit dépend principalement du matériau [Cho et Kim, 2002], des conditions de soudage (température des tôles, bridage) [Schenk *et al.*, 2009] et des paramètres de soudage [Lin et Lee, 1997].

L'influence des contraintes résiduelles de soudage sur la résistance à la fatigue des structures soudées est généralement étudiée en comparant des structures brutes de soudage et détensionnées. Baumgartner et Bruder [2013] analysent le niveau de contraintes résiduelles dans la direction transverse au cordon de soudure sur des structures de type raidisseur fabriquées en acier S460NL ($\sigma_u = 610$ MPa). La figure I.18 donne les analyses de contraintes résiduelles effectuées sur des structures brutes de soudage. Les mesures effectuées par diffraction des rayons X avec un collimateur de diamètre 0,1 mm (IWM Freiburg, $d=0,1$ mm) sont les plus intéressantes étant donné le caractère très local du phénomène de fatigue.

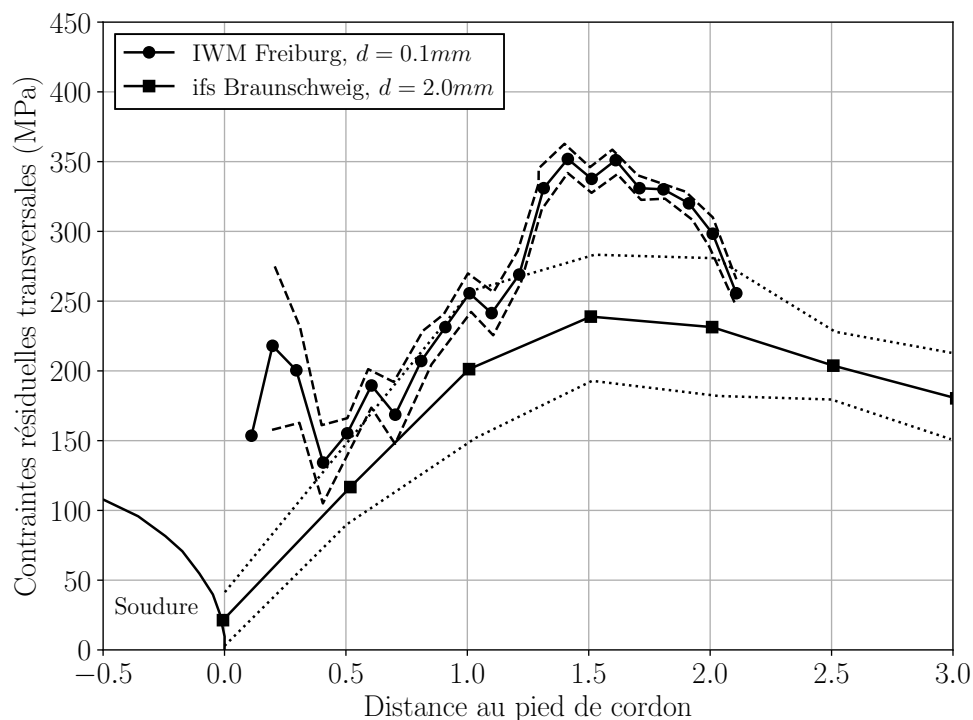


FIGURE I.18: Analyses de contraintes résiduelles sur des structures soudées brut de soudage de type raidisseur réalisées avec trois moyens de mesures et des diamètres de collimateur d différents [Baumgartner et Bruder, 2013].

Le niveau de contraintes résiduelles en pied de cordon est compris entre 150 et 270 MPa. Des analyses similaires effectuées sur les structures détensionnées montrent un niveau de contraintes résiduelles proche de zéro. Baumgartner et Bruder [2013] compare ensuite la résistance en fatigue de ces structures et considère deux rapports de charge différents. La figure I.19 montre que le détensionnement des structures n'a aucun effet lorsque la structure est sollicitée avec un rapport de charge $R = 0,1$.

Une tendance se dégage pour les structures sollicitées avec un rapport de charge $R = -1$, le détensionnement améliore la résistance à la fatigue, mais il est difficile d'en quantifier les effets. L'effet apparaît plus marqué pour les nombres de cycles supérieurs à 10^6 cycles. Des constatations similaires sont faites par Klassen *et al.* [2017], Friedrich [2020]. Ces différents résultats suggèrent que pour des sollicitations répétées, le matériau plastifie localement ce qui modifie le champ de contraintes moyen initial (résiduelles et chargement). Pour des sollicitations conduisant à des états de contrainte maximale inférieurs, la plastification

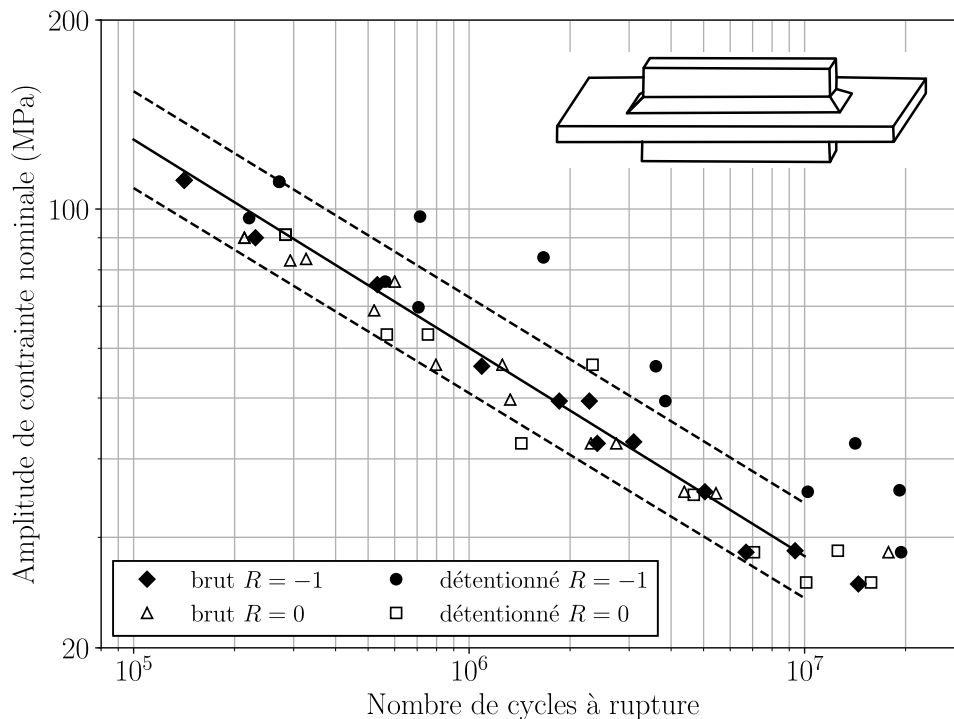


FIGURE I.19: Comparaison de la résistance à la fatigue de structures soudées de type raidisseur brut de soudage et détensionné testées avec deux rapports de charge différents [Baumgartner et Bruder, 2013].

locale du matériau est moins systématique, ce qui se traduit par un effet plus marqué des contraintes moyennes (procédé, chargement) initiales sur la résistance à la fatigue.

I.2.3.2 Plastification du matériau

Les hypothèses avancées pour expliquer le comportement des structures soudées vis-à-vis du rapport de charge sont souvent associées à l'évolution du niveau de contraintes résiduelles en pied de cordon. Le niveau de contraintes résiduelles initiales issues du procédé de soudage combiné à l'état de contrainte induit par la sollicitation entraîne dans certains cas une plastification locale du matériau. Ainsi le rapport de charge appliqué à l'échelle de la structure serait différent de celui vu localement par les zones chaudes. Le niveau de contrainte moyenne local est alors une combinaison du niveau de contraintes résiduelles initial, de la contrainte moyenne de chargement appliquée et du niveau de contraintes résiduelles introduit par la déformation plastique lors du chargement [Hensel, 2020], [Masumoto *et al.*, 1982]. L'étude de Masumoto *et al.* [1982], développée plus en détail à la section I.2.4.2, sur l'influence d'une prédéformation initiale sur la résistance à la fatigue des structures soudées, permet une meilleure compréhension des effets induits. Les résultats montrent qu'une plastification locale peut augmenter significativement la résistance à la fatigue. À titre d'exemple une prédéformation nominale de 4 % augmente de plus de 25 % la résistance à la fatigue à 10^6 cycles. L'auteur avance deux explications possibles :

- la géométrie du cordon de soudure et la plastification du matériau localement conduisent à l'introduction de contraintes résiduelles de compression modifiant l'état de contrainte moyen ;
- l'écrouissage du matériau augmente sa résistance à la fatigue. Ce point est abordé

dans la section [I.2.4.2](#).

L'ensemble de ces résultats expérimentaux montre que le couplage entre la géométrie du cordon et le comportement du matériau semble jouer un rôle important sur : (i) l'évolution des propriétés du matériau ; (ii) l'état mécanique local et par conséquent sur l'effet du rapport de charge appliqué macroscopiquement.

I.2.4 Matériau

I.2.4.1 Résistance à la fatigue

Les fissures de fatigue amorcent généralement dans la zone affectée thermiquement proche de l'interface avec la zone fondue à la surface du pied ou de la racine du cordon. De ce fait, les caractéristiques mécaniques et métallurgiques du matériau constitutif de la zone affectée thermiquement impactent la résistance à la fatigue des structures soudées. Étant donné la taille de la zone affectée thermiquement dans la direction transverse au cordon, autour de 1,5 mm (pour une passe de soudage) en fonction des paramètres de soudage, il est compliqué de caractériser ce matériau directement. Une première approche consiste à étudier l'influence du matériau de base sur la résistance à la fatigue des structures.

Fisher [1972] a réalisé 374 essais de fatigue sur des poutres métalliques identiques à celles présentées à la section [I.2.2.2](#). Trois nuances d'acier A36, A441 et A514 (limites à rupture respectives $\sigma_u = 400 - 550\text{MPa}$, $\sigma_u = 430 - 480\text{MPa}$, $\sigma_u = 690 - 1000\text{MPa}$) ont été utilisées pour fabriquer ces poutres (une seule nuance par poutre). La résistance en fatigue de ces différentes structures est présentée sur la figure [I.20](#).

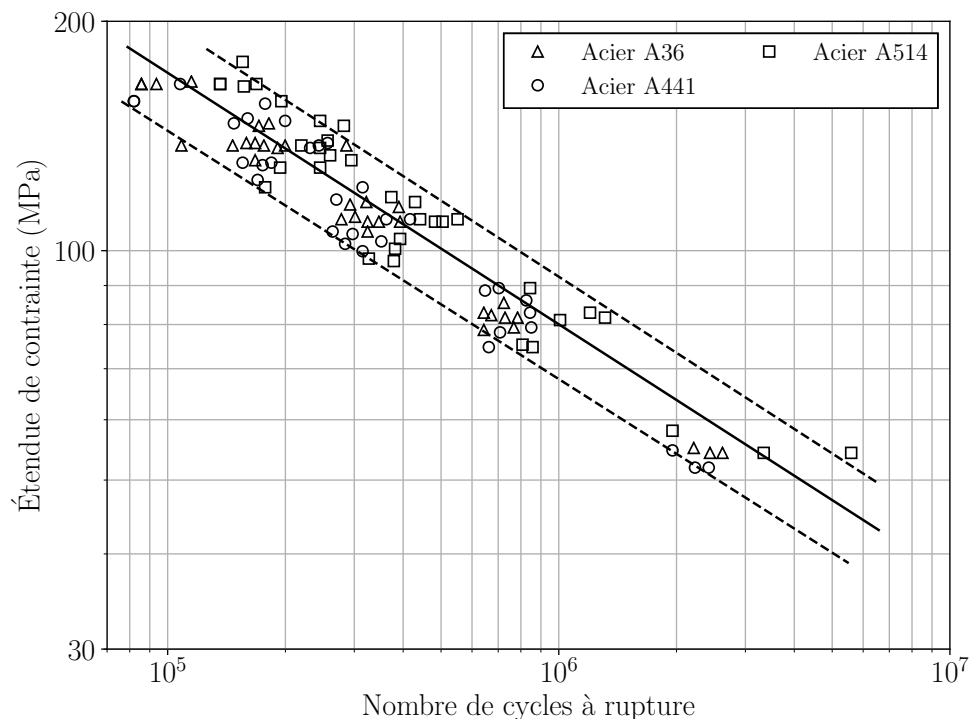


FIGURE I.20: Influence de la nuance d'acier du matériau de base sur la résistance à la fatigue de structures soudées de type poutre, [Fisher, 1972].

Les résultats montrent que la nuance de l'acier de base n'a pas un effet significatif sur la résistance à la fatigue des structures soudées. L'acier A514 étant traité thermiquement après

mise en forme (trempe revenu), ses propriétés mécaniques sont cependant significativement supérieures aux deux autres aciers considérés. Ainsi, les cycles thermiques associés au procédé de soudage ont tendance à annihiler les effets bénéfiques du traitement thermique initial. De ce fait, la résistance en fatigue du matériau de base n'est pas forcément un indicateur fiable de la résistance à la fatigue de la zone affectée thermiquement.

Une seconde approche consiste à s'intéresser directement aux propriétés mécaniques et métallurgiques de la zone affectée thermiquement. La méthode la plus couramment employée consiste dans un premier temps à reproduire ce matériau à plus grande échelle en simulant thermiquement l'opération de soudage sur le matériau de base (ZAT simulée). Ensuite, les propriétés mécaniques sont déterminées à partir du matériau simulé, [Nishikawa et Furuya, 2018], [Giraud *et al.*, 2020a]. Les auteurs présentent en général plusieurs courbes contrainte déformation en fonction du traitement thermique appliqué. Nishikawa et Furuya [2019] ont caractérisé sous chargement monotone, cyclique puis en fatigue à grand nombre de cycles quatre matériaux obtenus à partir d'un métal de base et de quatre traitements thermiques différents. Les résultats de fatigue obtenus sont donnés sur la figure I.21.

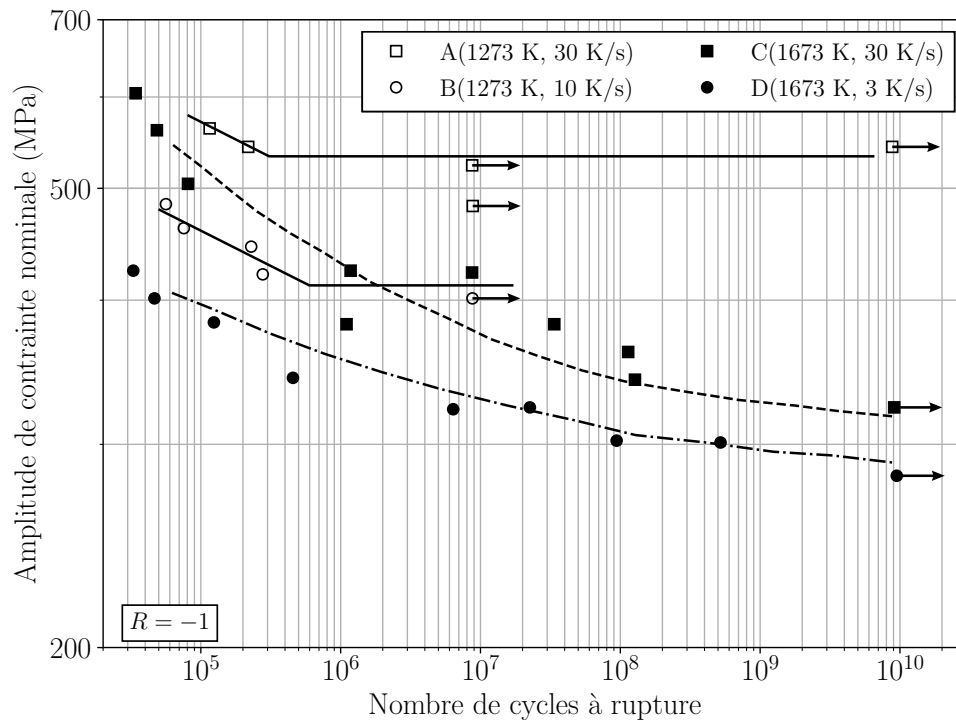


FIGURE I.21: Essais de fatigue sur quatre matériaux différents de type ZAT simulée obtenus à partir d'un acier à faible taux de carbone [Nishikawa et Furuya, 2019].

Le traitement thermique appliqué affecte de façon importante la limite d'endurance du matériau. Un écart d'environ 40 % est observé entre les microstructures A et D. Les auteurs observent que les microstructures présentant la meilleure résistance à la fatigue sont aussi celles qui ont la meilleure résistance à la traction. Ils remarquent aussi que la taille des grains semble avoir un effet, du second ordre, sur la limite d'endurance des différentes microstructures. Les microstructures A et B avec une taille de grain moyen plus petite, respectivement, 30 μm et 50 μm que les microstructures C et D, respectivement, 300 μm et 500 μm , ont une limite d'endurance à 10×10^6 cycles plus élevée. Dès lors, l'identification du traitement thermique représentatif de l'opération de soudage est de

première importances. En général, différents traitements thermiques sont testés jusqu'à l'obtention d'une microstructure comparable entre le matériau constitutif de la zone affectée thermiquement réelle et simulée. De ce fait, la représentativité des matériaux simulés par rapport à la zone affectée thermiquement peut poser question.

I.2.4.2 Effet de l'écrouissage

L'écrouissage du matériau, conséquence de la déformation plastique, modifie les propriétés mécaniques du matériau et, dans certains cas, améliore sa résistance à la fatigue. Kang *et al.* [2007] montrent par exemple que l'application d'une prédéformation initiale de 0,1 % et de 10 % sur éprouvettes lisses en acier à faible teneur en carbone (0,13%) permet d'augmenter la limite de fatigue à 10^6 cycles ($R = -1$) respectivement de 10 % et de 20 % par rapport à la limite de fatigue initiale. Le même exercice réalisé sur un matériau avec une teneur en carbone de 0,54% ne montre aucun effet d'une prédéformation initiale sur la résistance à la fatigue. Gerin *et al.* [2016] mettent en évidence un effet bénéfique d'une prédéformation initiale sur la résistance à la fatigue ($R = -1$) d'un acier 27MnCr5. Yan *et al.* [2001] étudient l'influence d'une prédéformation initiale sur la résistance en fatigue ($R = -1$) d'un acier "doux" et montrent que l'effet de la prédéformation augmente lorsque le nombre de cycles à rupture augmente. Ces différents résultats indiquent que l'effet d'une prédéformation sur la résistance en fatigue est très dépendant du matériau étudié et qu'il est difficile d'en prévoir les effets. Pour les aciers à faible taux de carbone, ces études montrent cependant un effet bénéfique de l'écrouissage sur la résistance à la fatigue.

Masumoto *et al.* [1982] ont mené une large étude sur l'influence de différents niveaux de prédéformation initiale en traction sur la résistance en fatigue de structures soudées bout à bout. Les structures sont soudées avec le procédé MAG à partir de tôles d'épaisseurs 13 mm et d'un acier SS41. Les essais de fatigue sont réalisés avec un rapport de charge $R = 0$. Les résultats sont présentés sur la figure [I.22](#).

La comparaison de la résistance en fatigue des structures bout à bout avec et sans prédéformation de traction initiale met en évidence un effet bénéfique d'une prédéformation initiale sur la résistance en fatigue. Cet effet est valable pour les différents niveaux de prédéformation appliqués et est plus ou moins marqué en fonction du nombre de cycles à rupture [Yan *et al.*, 2001]. L'augmentation de la résistance en fatigue à 10^6 cycles est comprise entre 21 et 35 % en fonction du niveau de prédéformation appliqué. La comparaison avec les effets de prédéformation observés par Kang *et al.* [2007] sur un acier de base similaire montre un effet plus marqué d'une prédéformation initiale sur les structures soudées. Ce constat doit cependant être nuancé. L'augmentation de la résistance en fatigue sur les structures soudées traduit à la fois l'effet bénéfique de l'écrouissage du matériau sur la résistance en fatigue et l'introduction de contraintes résiduelles de compression issues de la plasticité, ce qui n'est pas le cas sur une éprouvette lisse.

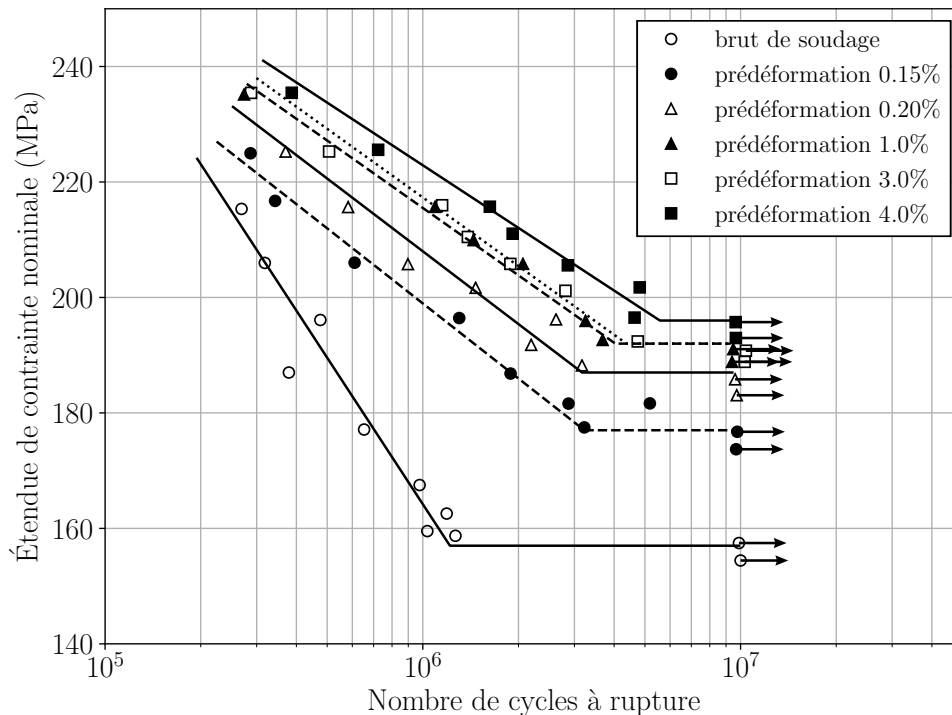


FIGURE I.22: Influence d'une prédéformation initiale de traction sur la résistance en fatigue de structures soudées bout à bout, [Masumoto *et al.*, 1982].

I.3 Les différentes familles d'approches de dimensionnement en fatigue

De nombreuses méthodes de dimensionnement ont été développées pour déterminer la résistance à la fatigue des structures soudées. Ces approches sont regroupées en quatre grandes familles traduisant différentes échelles de modélisation allant des plus globales aux plus locales.

I.3.1 Approche nominale

La méthode de la contrainte nominale consiste à calculer la contrainte dans l'aire de la section transversale la plus sollicitée. Ensuite, connaissant le rapport de charge appliqué macroscopiquement, la résistance à la fatigue est déterminée en comparant l'étendue de contrainte nominale à des courbes S-N de référence nommées classe FAT. Chaque classe FAT est associée à un détail constructif soudé (figure I.23 et figure I.24) permettant ainsi de faire un lien entre géométrie de la structure et résistance à la fatigue. Cette méthode purement phénoménologique permet de tenir compte de l'ensemble des paramètres associés au chargement, à la géométrie, au matériau et issues du procédé de fabrication, dans le dimensionnement en fatigue. La modification d'un des paramètres précédents implique cependant d'établir à chaque fois une nouvelle courbe de dimensionnement. Dans la pratique, les différents détails constructifs correspondent rarement à la structure à dimensionner. Par conséquent, le concepteur doit identifier le détail constructif qui se rapproche le plus de son cas d'étude, ce qui conduit souvent à des choix conservatifs.

Le calcul de la contrainte nominale peut être réalisé à partir de la théorie élémentaire de

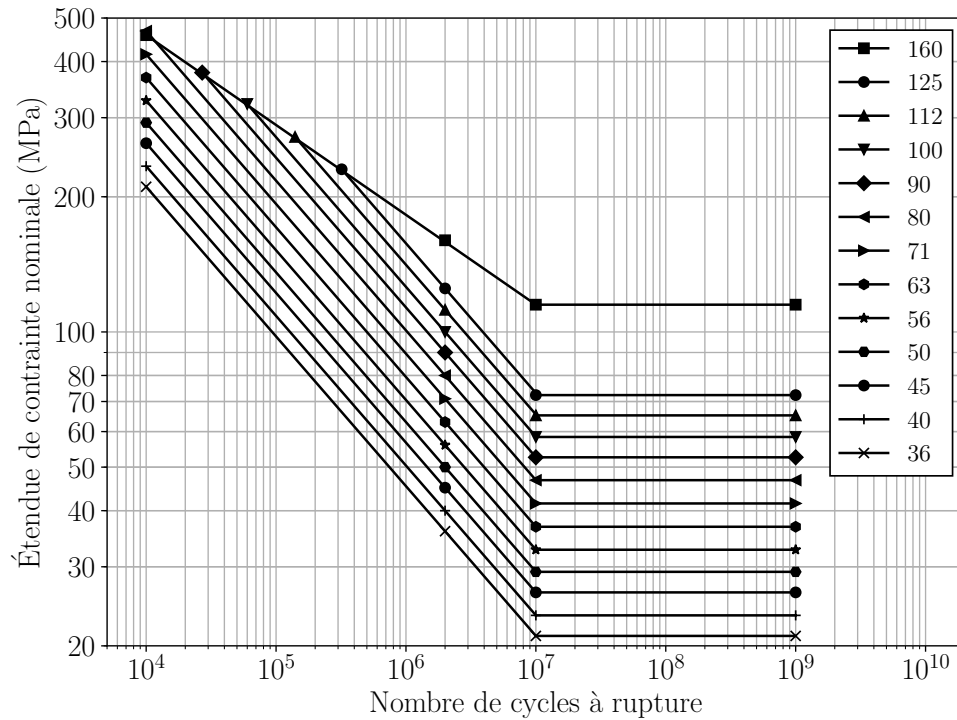


FIGURE I.23: Courbes de dimensionnement (FAT) utilisées pour l'application de la contrainte nominale, [Hobbacher, 2015].

No.	Détails constructifs	Description (Ac.=acier; Al.= aluminium)	FAT Ac.	FAT Al.	Règles et Remarques
212		Soudure bout à bout réalisée en atelier à plat, CND Bombé de soudure < 0.1 épaisseur de la tôle.	90	36	Des plats de départ et de fin de soudure doivent être utilisés puis enlevés. Les bords des tôles doivent être arasés par meulage dans le sens des contraintes. Soudage des deux cotés. Désalignement < 5% de l'épaisseur de la tôle.
511		Attache transversale fixée, pas plus épaisse que la tôle chargée. Soudure préparation en K, pied de cordon meulé Soudure d'angle des deux cotés, pied de cordon meulé Soudure d'angle, brut de soudage Attache plus épaisse que la tôle chargée	100 100 80 71	36 36 28 25	Marques de meulage perpendiculaires au cordon de soudure Les FAT prennent en compte un désalignement angulaire correspondant à km = 1.2
521		Gousset longitudinal de longueur l , avec soudure d'angle : $l < 50$ mm $l < 150$ mm $l < 300$ mm $l > 300$ mm	80 71 63 50	28 25 20 18	Pour un gousset soudé sur le chant du plat: voir 525 Particulièrement adapté pour une vérification basée sur la contrainte point chaud

FIGURE I.24: Exemples de détails constructifs et leurs classes FAT associées, [Hobbacher, 2015].

la résistance des matériaux ou bien à partir d'un calcul éléments finis. Dans le second cas, la

contrainte nominale doit être calculée au loin de la zone soudée de façon à ne considérer que les variations macro-géométriques de la structure. Cette approche est simple d'utilisation et largement utilisée dans l'industrie pour dimensionner tout type de structure soudée [Radaï *et al.*, 2006],[Fisher, 1972]. Elle peut être appliquée à partir d'une modélisation coque [Karge, 2012],[Kassner, 2012] et ne nécessite pas de modéliser finement la géométrie du cordon de soudure, ce qui limite fortement les temps de calcul associés. L'utilisation de cette méthode sur des structures de géométrie complexe est cependant délicate, car il est souvent difficile d'identifier la contrainte nominale associée à un seul détail constructif dans les zones où plusieurs détails coexistent.

I.3.2 Approches structurales

La philosophie des approches structurales est radicalement différente de l'approche nominale. L'objectif ici n'est plus de caractériser la résistance en fatigue d'un assemblage soudé dans son ensemble, mais plutôt de s'intéresser à l'effet de la géométrie du cordon de soudure sur le champ de contraintes géométrique et les conséquences sur la résistance en fatigue. L'hypothèse principale de ces approches est de considérer les dimensions macro-géométriques du cordon de soudure et le gradient de contrainte associé comme les paramètres d'ordre un sur la résistance à la fatigue.

Le calcul de la contrainte géométrique fait l'objet de très nombreuses études. Dans la suite de cette section, uniquement trois approches sont détaillées. La première est présentée dans l'IIW, les deux autres sont complémentaires et sont confrontées à de nombreux résultats d'essais de fatigue. La méthode actuellement utilisée par Manitou peut être considérée comme une approche structurale et est aussi présentée.

I.3.2.1 Contrainte géométrique

Le calcul de la contrainte géométrique repose sur la linéarisation du champ de contraintes aux abords du pied de cordon. Elle est déterminée expérimentalement ou numériquement en extrapolant au pied de cordon la contrainte calculée en des points de références. La figure I.25 illustre cette approche.

Les positions du centre des jauges de déformations ou des points matériels utilisés pour le calcul des contraintes sont définies à $a = 0,4 \times e$ et à $b = e$ dans la direction orthogonale au cordon de soudure, avec e l'épaisseur de la tôle. La contrainte géométrique est définie tel que :

$$\sigma_G = 1,67\sigma_a - 0,67\sigma_b \quad (\text{I.2})$$

Le calcul diffère légèrement dans le cas où une extrapolation quadratique est utilisée (trois points de mesure) ou lorsque la contrainte géométrique est calculée au niveau d'un gousset [Niemi *et al.*, 2006]. Cette approche est généralement utilisée avec des modèles éléments finis coques, mais peut également être utilisée à partir de modèles éléments finis volumiques [Fricke, 2002].

Le dimensionnement en fatigue est réalisé en considérant l'étendue de contrainte géométrique et des courbes de dimensionnement (FAT) spécifiques. Radenkovic [1981] dimensionne l'ensemble des structures tubulaires étudiées à partir d'une unique courbe S-N ce qui rend l'approche particulièrement intéressante en comparaison d'une approche

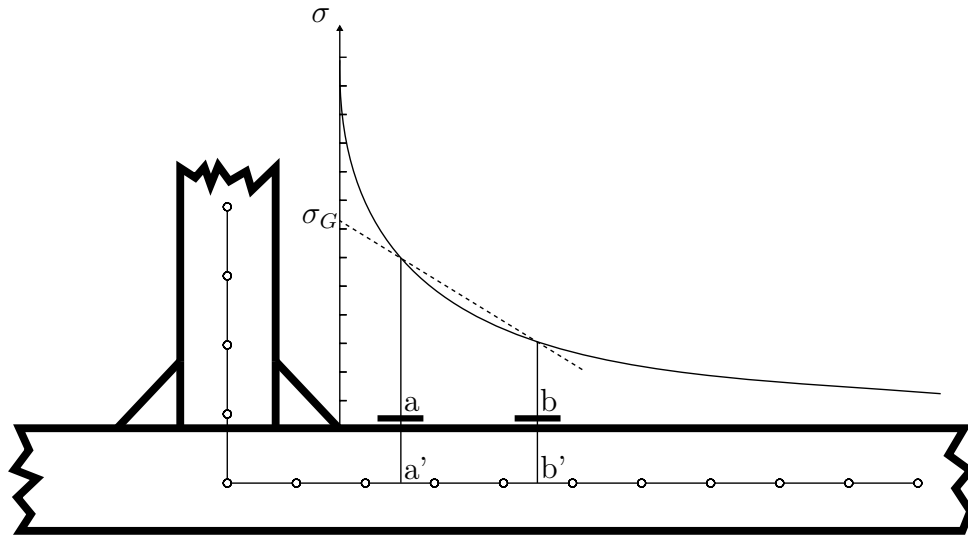


FIGURE I.25: Calcul de la contrainte géométrique expérimentalement et numériquement à partir d'un modèle coque, [Hobbacher, 2015].

nominale. Plus généralement, Hobbacher [2015] propose d'utiliser deux courbes de dimensionnement (FAT90 et FAT100) pour dimensionner en fatigue l'ensemble des pieds de cordon.

Cette approche ne prévoit cependant pas le dimensionnement de la racine du cordon de soudure. Fricke *et al.* [2006] propose de linéariser le champ de contraintes au niveau de la jambe ou de la gorge du cordon de soudure et définit la contrainte géométrique comme la valeur maximale au niveau de la racine du cordon. La confrontation avec des résultats d'essais met en évidence que la courbe de dimensionnement FAT80 est adaptée aux structures étudiées.

I.3.2.2 Approches Manitou

La méthode actuellement utilisée par Manitou considère un comportement élastique linéaire et consiste à modéliser les structures soudées avec des éléments finis de type coque. La taille des éléments est généralement comprise entre 6 et 10 mm de côté, ce qui correspond environ à la longueur de la jambe des différents cordons présents sur une structure. Au niveau du cordon de soudure, les éléments coques sont prolongés (éléments grisés) de manière à connecter les différentes tôles (connexion nœud à nœud). La figure I.26 illustre la méthode utilisée. Pour certaines connexions soudées comme les soudures à clin par exemple, la connexion nœud à nœud n'est pas toujours évidente à mettre en place. Dans ce cas, la jonction au niveau du cordon de soudure est réalisée par des connecteurs RBE2-RBE3 disponibles dans le code éléments finis NX-NASTRAN.

Le dimensionnement en fatigue des cordons de soudure modélisés par une connexion nœud à nœud est ensuite réalisé à partir de l'étendue de contrainte principale maximale ou minimale (compression) et des courbes de fatigue de l'approche nominale présentée dans l'IIW [Hobbacher, 2015]. L'étendue de contrainte est calculée à partir de la contrainte principale maximale ou minimale moyennée dans les éléments coques au niveau de la jonction nœud à nœud, les éléments avec un point de couleur noire au centre sur la figure I.26, et des cas de chargement correspondant aux efforts maximaux et minimaux.

Le dimensionnement en fatigue des cordons de soudure modélisés par des connecteurs RBE2-RBE3 est similaire, mais dans ce cas, le tenseur des contraintes principales est

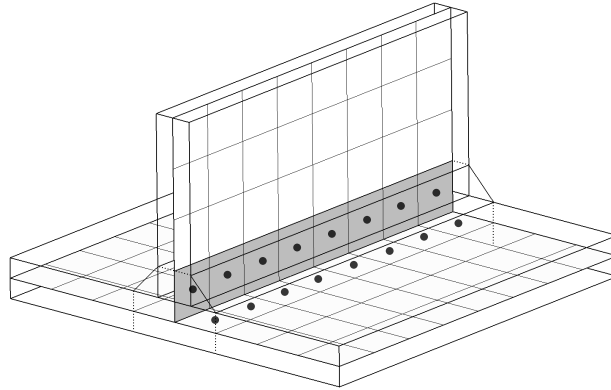


FIGURE I.26: Technique de maillage utilisée par Manitou pour modéliser les structures soudées. Les éléments coques grisés sont prolongés au delà de l'extrémité de la tôle supérieure pour venir intersecter avec les éléments coques modélisant le feuillet moyen de la tôle inférieure.

calculé sur les éléments non associés directement aux connecteurs. Les éléments sur lesquels le tenseur des contraintes principales est calculé sont repérés par un point de couleur noire sur la figure I.27.

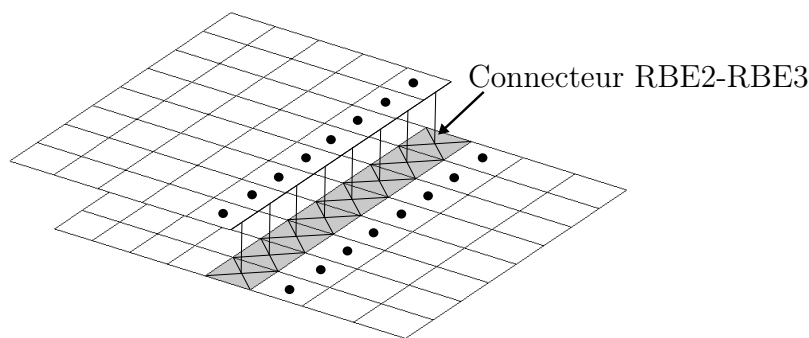


FIGURE I.27: Technique de maillage utilisée par Manitou pour modéliser les soudures à clin. Des connecteurs RBE2-RBE3 sont utilisés pour modéliser le cordon de soudure. Les éléments à partir desquels le tenseurs des contraintes principales est calculé pour effectuer le dimensionnement en fatigue sont repérés par un point noir.

Cette approche a l'avantage d'être facile à mettre en œuvre et demande peu de ressources informatiques. La raideur introduite par le cordon de soudure n'est cependant pas considérée, ce qui pose la question de la représentativité de la modélisation par rapport à la structure réelle. De plus, l'utilisation des courbes de dimensionnement de l'approche nominale peut conduire à des choix très conservatifs étant donnée la position par rapport au pied de cordon des éléments sur lesquels l'étendue de contrainte principale maximale est calculée.

I.3.2.3 Approche de Fayard

Fayard *et al.* [1996] proposent de dimensionner en fatigue les structures soudées automobiles avec une approche structurale. Les tôles sont modélisées avec des éléments finis de type coque et la raideur du cordon de soudure est prise en compte en couplant des règles de maillage spécifiques et des éléments rigides. La figure I.28 fait le parallèle entre

le modèle CAO initial et la modélisation proposée.

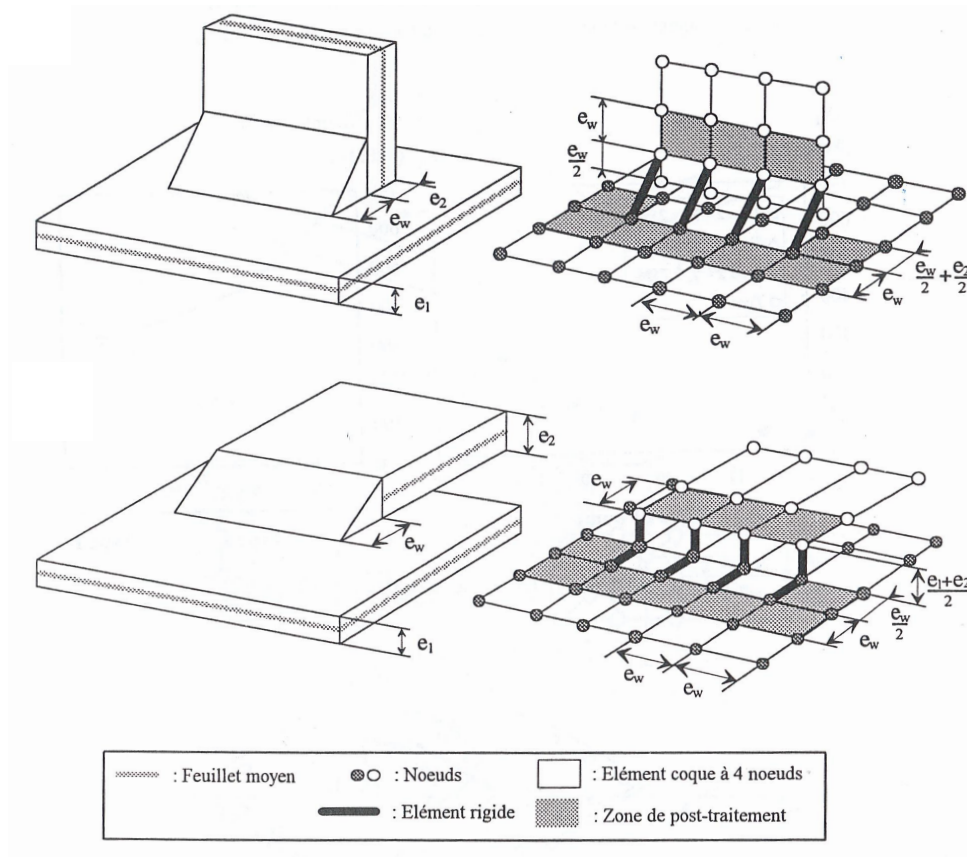


FIGURE I.28: Règles de maillage utilisées par Fayard *et al.* [1996] pour modéliser les structures soudées.

Les règles de maillages sont les suivantes

- le feuillet moyen des tôles est modélisé par des éléments finis de type coque linéaire, de forme carrée ou rectangulaire au niveau des jonctions soudées ;
- le paramètre e_w définissant les dimensions géométriques des éléments sous le cordon permet de contrôler la raideur du cordon de soudure (figure I.28) ;
- les éléments rigides connectent les éléments coques des deux tôles.

À partir du tenseur des contraintes géométrique, c'est le tenseur donc pas de s pour moi calculé au centre de gravité des éléments grisés, Fayard *et al.* [1996] calcule la contrainte équivalente de Dang Van [1973] de manière à prendre en compte l'effet de la multiaxialité du champ de contraintes dans le dimensionnement en fatigue des structures soudées [Sonsino, 1995a]. Le critère de Dang Van [1973] est rappelé ici :

$$\max_{\mathbf{n}} \left[\max_{\mathbf{t}} (\|\hat{\tau}(\mathbf{n}, t)\| + \alpha \sigma_h(t)) \right] \leq \beta \quad (\text{I.3})$$

avec $\hat{\tau}$ la partie alternée de la cission et σ_h la contrainte hydrostatique. L'identification du critère à partir de résultats d'essais sur quatre structures différentes et pour différents modes de chargements donne $\alpha = 0,33$ et $\beta = 120$ MPa. Les quatre structures considérées sont présentées sur la figure I.29.

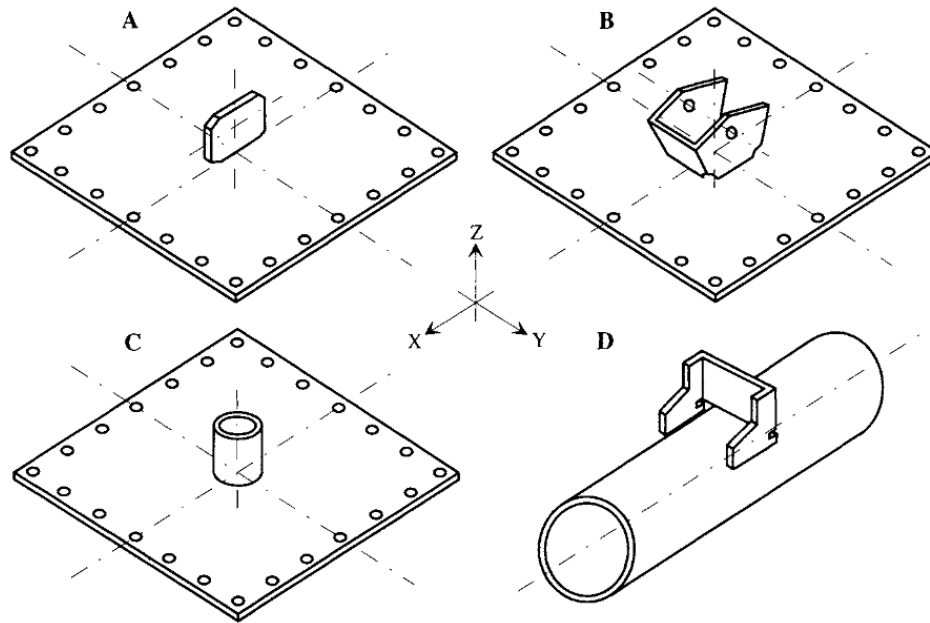


FIGURE I.29: Structures élémentaires soudées à l'arc : une "patte"(A), une "chape"(B), un tube soudé sur une plaque (C), une "chape" soudée sur un tube (D), [Fayard, 1996].

Cette approche, qui prend en compte à la fois l'effet du gradient de contrainte géométrique et l'influence de la multiaxialité du champ de contraintes, permet d'établir une courbe de dimensionnement unique adaptée à l'ensemble des configurations étudiées, voir figure I.30.

La modélisation proposée par Fayard *et al.* [1996] comporte trois paramètres : les deux paramètres du critère de fatigue et la longueur de la jambe du cordon e_w . Fayard *et al.* [1996] considèrent donc la raideur du cordon de soudure et la multiaxialité du champ de contraintes comme les principaux facteurs affectant la résistance à la fatigue des structures soudées.

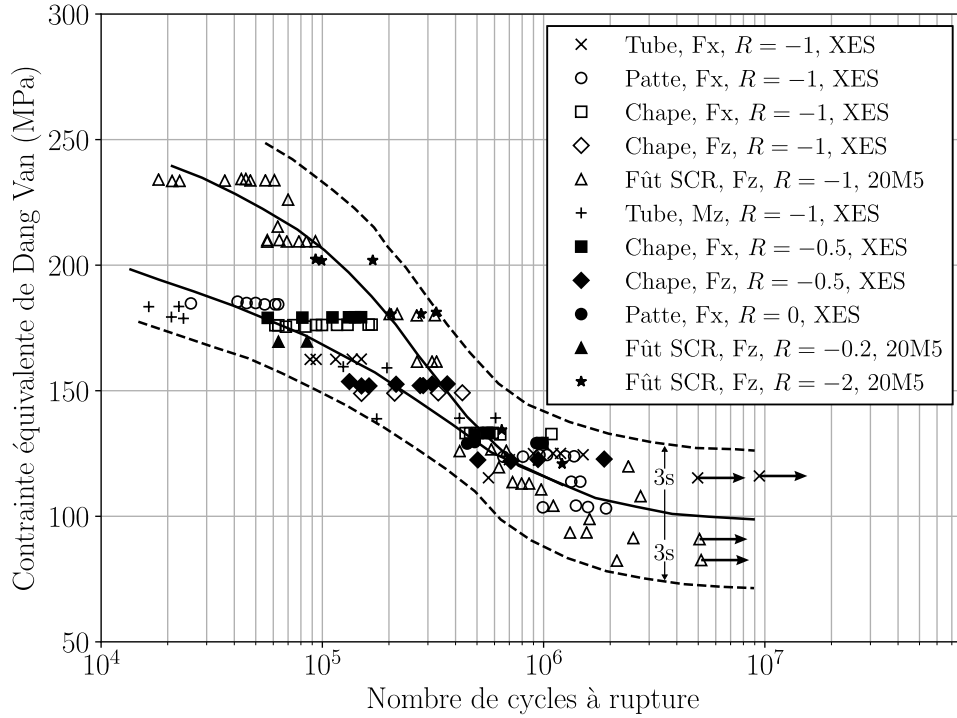


FIGURE I.30: Contrainte équivalente de Dang Van [1973] calculée à partir du tenseur des contraintes géométrique en fonction du nombre de cycles à la ruine correspondant à une diminution de 30 % du signal d'une jauge de déformation collée à trois millimètres du pied de cordon.

I.3.2.4 Approche de Turlier

L'approche proposée par Turlier *et al.* [2014a] est comparable à l'approche de Fayard *et al.* [1996] dans le sens où la raideur du cordon de soudure est considérée comme un paramètre du premier ordre sur la résistance en fatigue. Le feuillet moyen des tôles est modélisé avec des éléments finis de type coque et le cordon de soudure est représenté par un élément coque oblique. L'épaisseur de l'élément coque oblique est le paramètre permettant de contrôler la raideur du cordon de soudure. La figure I.31 illustre ces propos.

Une contrainte géométrique est ensuite calculée en exploitant les efforts et moments aux nœuds A et B [Dong, 2001] pour dimensionner en fatigue les pieds et la racine du cordon [Fricke *et al.*, 2006]. Pour cela, une distribution linéaire du champ de contraintes est supposée respectivement dans l'épaisseur de la tôle ou dans une section du cordon [Niemi *et al.*, 2006]. La figure I.32 illustre le calcul de la contrainte géométrique σ_s au niveau du pied ou de la racine du cordon tel que :

$$\sigma_s = \sigma_m + \sigma_b \quad (\text{I.4})$$

avec σ_m la composante de membrane et σ_b la composante de flexion du tenseur des contraintes. L'application de cette méthode au dimensionnement de plusieurs structures soudées élémentaires et de géométries complexes montre que les courbes FAT90 et FAT100 sont adaptées pour dimensionner les pieds de cordon et la courbe FAT80 pour dimensionner la racine.

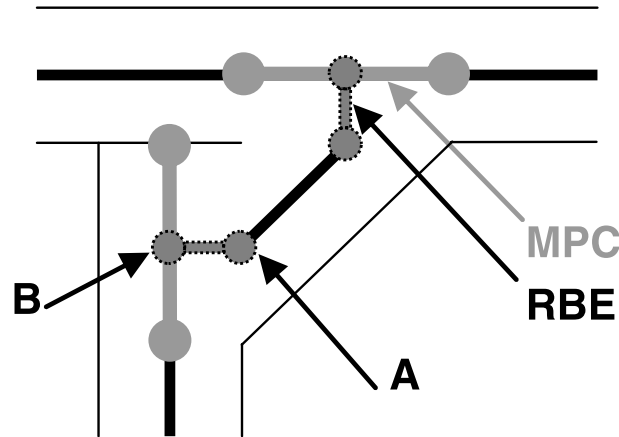


FIGURE I.31: Connexion de l'élément coque oblique aux éléments coques représentant le feuillet moyen des tôles avec des éléments rigides RBE et des équations MPC, [Turlier *et al.*, 2014a].

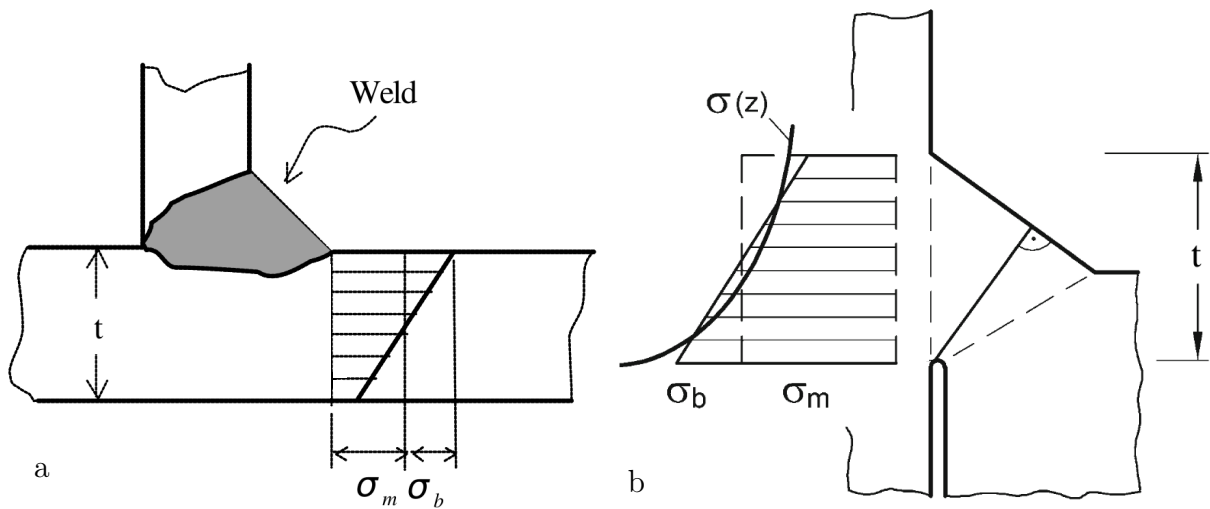


FIGURE I.32: Contrainte géométrique σ_s calculée au niveau du pied (a) ou de la racine (b) du cordon de soudure à partir de la composante de membrane σ_m et de flexion σ_b du tenseur des contraintes, [Fricke *et al.*, 2006].

I.3.3 Approches locales

Contrairement aux approches structurales, les approches locales considèrent que la résistance en fatigue des structures soudées est associée à des facteurs plus locaux que la géométrie globale du cordon de soudure. Ces approches font face à trois problèmes de taille. La première difficulté est d'ordre géométrique. La concentration de contrainte introduite par la géométrie locale du pied ou de la racine du cordon de soudure est difficile à définir et associée à une forte dispersion tout au long du cordon. La seconde difficulté est d'ordre matériau. Les sites d'amorçages des fissures de fatigue sont généralement proches de l'interface entre la zone fondue et la zone affectée thermiquement, caractérisée par des comportements matériaux différents. La troisième difficulté est associée à l'hétérogénéité du champ de contraintes résiduelles local. Ces trois difficultés mettent en évidence l'effort important à fournir pour modéliser les structures soudées à partir d'une approche locale plutôt que d'une approche structurale.

Des approches locales adaptées au contexte industriel ont tout de même été développées

à partir d'hypothèses plus ou moins fortes sur les différents aspects cités précédemment. Trois approches sont présentées ici. La première est la méthode de la contrainte d'entaille équivalente présentée dans l'IIW [Hobbacher, 2015]. La seconde est l'approche proposée par Kaffenberger et Vormwald [2012] qui se concentre sur l'influence de l'effet de la taille du cordon de soudure. La dernière est l'approche proposée par Lautrou *et al.* [2009] qui propose de modéliser l'endommagement local conduisant à l'amorçage d'une fissure de fatigue. Les approches de Dal Cero Coehlo [2014], Susmel et Taylor [2012] utilisent aussi les champs mécaniques locaux pour dimensionner en fatigues les structures soudées. Ces méthodes ne sont cependant pas présentées ici.

I.3.3.1 Contrainte d'entaille équivalente

La méthode de la contrainte d'entaille équivalente développée par Radaaj et Sonsino [1998] repose sur le concept du "microstructural notch support" introduit par Neuber [1937]. Ce terme signifie que l'amorçage d'une fissure de fatigue est associé au volume le plus fortement sollicité plutôt qu'à la contrainte maximale en un point matériel. La contrainte effective correspond alors au champ de contraintes moyenné sur une longueur caractéristique ρ^* en considérant un comportement élastique linéaire, [Lawrence *et al.*, 1981], [Taylor, 2007] et permet ainsi de prendre en compte l'effet de gradient. La stratégie consiste à moyenner géométriquement le pied et la racine du cordon de soudure par un rayon fictif équivalent de rayon ρ , Radaaj [1996]. Le rayon fictif est défini de la manière suivante :

$$\rho = \rho_0 + s\rho^* \quad (\text{I.5})$$

avec ρ_0 le rayon réel au niveau du pied ou de la racine du cordon, s le coefficient de multiaxialité de Neuber [1937]. Les travaux de Radaaj [1996] ont conduit à choisir $\rho = 1$ mm, ce qui correspond à un rayon réel ρ_0 nul.

Le dimensionnement en fatigue est ensuite réalisé à partir de l'étendue de la contrainte principale maximale calculée dans le rayon fictif et d'une unique courbe de dimensionnement FAT225 [Hobbacher, 2015]. Cette courbe est adaptée pour dimensionner à la fois les pieds et la racine du cordon de soudure. Les variations de la géométrie locale le long du cordon et le comportement élastoplastique du matériau ne sont pas considérés.

I.3.3.2 Approche de Kaffenberger

Kaffenberger et Vormwald [2012] comparent la résistance en fatigue de différentes structures soudées (différentes géométries, épaisseurs, longueur de cordon de soudure), calculée à partir de la méthode de la contrainte d'entaille équivalente. Les structures considérées sont présentées sur la figure I.33. Les résultats d'essais (figure I.34) montrent une dispersion importante sur la résistance en fatigue. Kaffenberger et Vormwald [2012] associent cette dispersion à l'effet de la longueur du cordon et plus particulièrement aux singularités géométriques à la surface du pied de cordon.

L'approche proposée par Kaffenberger et Vormwald [2012] consiste dans un premier temps à introduire la topographie de surface mesurée sur les structures réelles dans des modélisations éléments finis. Un calcul réalisé en élasticité linéaire lui permet ensuite d'accéder au champ de contraintes sur toute la structure. Dans un second temps, une contrainte équivalente $\sigma_{grad,stat}$ prenant en compte à la fois l'effet du gradient de contrainte et l'effet de taille est calculée. Elle couple une approche de type distance critique pour

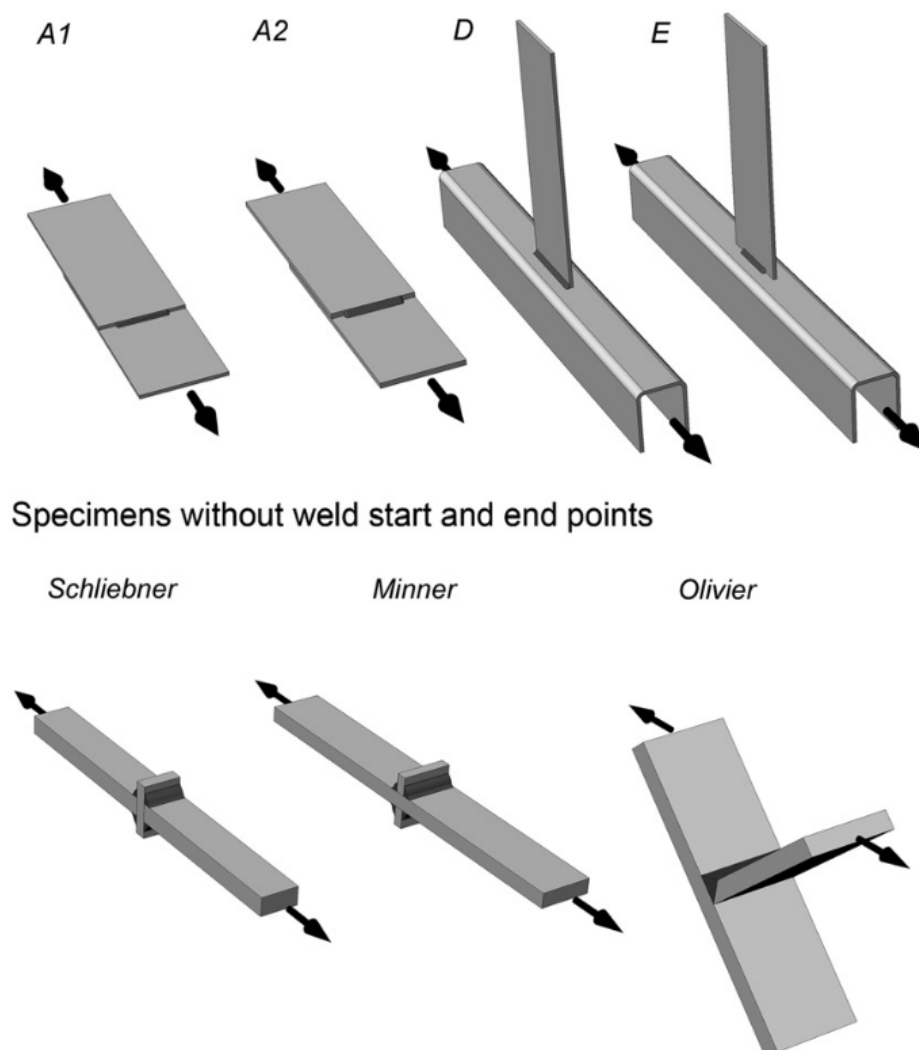


FIGURE I.33: Géométrie des structures soudées considérées par Kaffenberger et Vormwald [2012].

prend en compte l'effet de gradient, et une approche probabiliste basée sur une distribution de Weibull pour prendre en compte l'effet associé à la taille de la surface en pied de cordon. La contrainte équivalente ainsi définie est calculée en considérant un comportement élastique linéaire. La prise en compte de l'effet de gradient et de la taille de la surface en pied de cordon permet de regrouper l'ensemble des résultats d'essais de fatigue à l'intérieur d'une unique bande de dispersion comme illustré sur la figure [I.35](#).

Cette approche met en évidence l'intérêt de considérer les singularités géométriques le long de la surface du pied de cordon dans le dimensionnement en fatigue. L'utilisation de la topographie de surface du cordon de soudure est cependant une contrainte importante et rend délicate l'utilisation de ce type d'approche dans un contexte industriel.

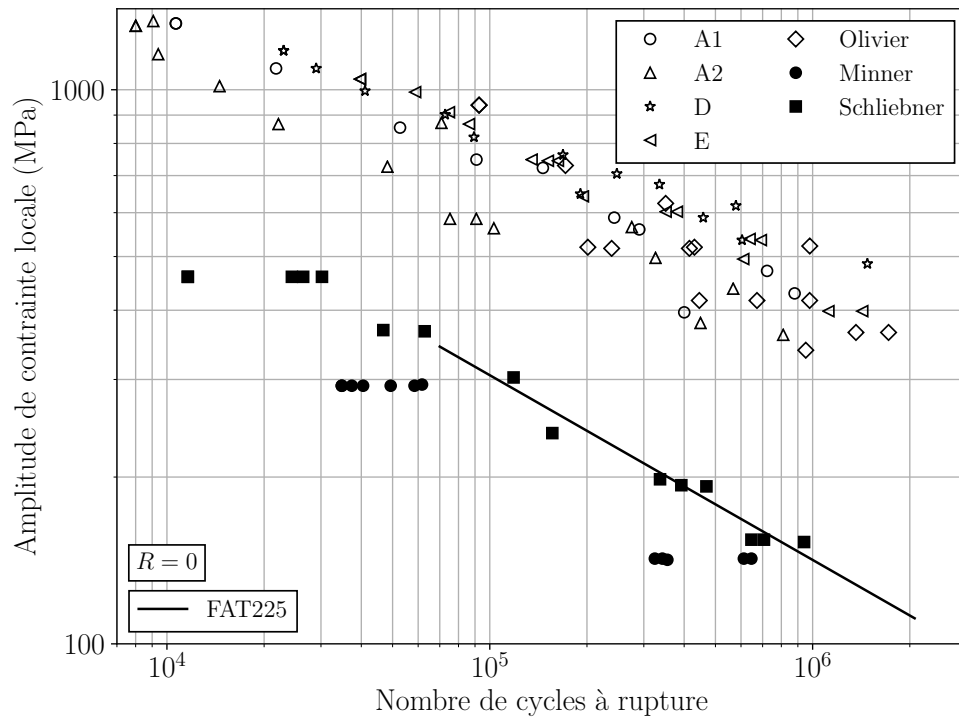


FIGURE I.34: Résistance à la fatigue des différentes structures soudées présentées à la figure I.33 calculée à partir de la méthode de la contrainte d'entaille équivalente, [Kaffenberger et Vormwald, 2012].

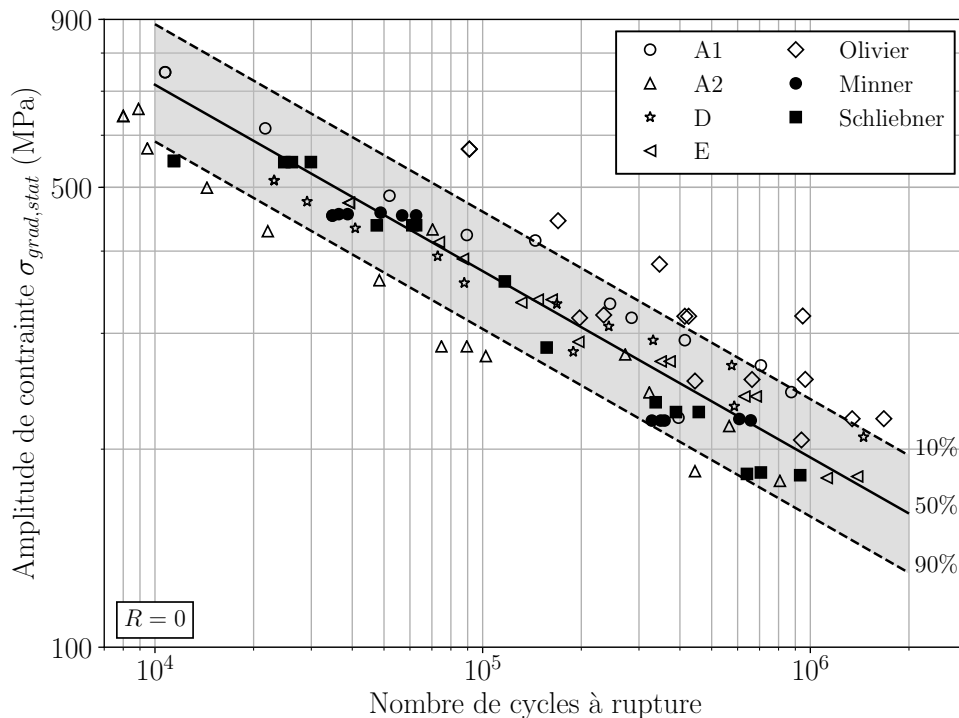


FIGURE I.35: Résistance à la fatigue des différentes structures soudées présentées à la figure I.33 avec prise en compte de l'influence des effets associés au gradient de contrainte et à la taille des structures, [Kaffenberger et Vormwald, 2012].

I.3.3.3 Approche de Lautrou

L'approche proposée par Lautrou *et al.* [2009] diffère de ce qui a été présenté précédemment tant sur le plan de la modélisation qu'en ce qui concerne le dimensionnement en fatigue. L'objectif principal de Lautrou *et al.* [2009] est de proposer une stratégie de modélisation de l'endommagement de fatigue au niveau du pied de cordon de soudure. Deux étapes sont nécessaires, dans un premier temps, le travail consiste à estimer le plus précisément possible le champ de déformations au niveau des zones chaudes, puis dans un second temps, de proposer une modélisation de l'endommagement. Les différents choix de modélisation sont exposés ci-dessous :

Modélisation de la structure

- la géométrie du pied de cordon de soudure est décrite à partir de deux paramètres, l'angle et le rayon de raccordement, identifiables à partir de mesures de profils sur les structures à tester ;
- un comportement matériau élastoplastique non homogène sur toute la structure est considéré. La loi de comportement est établie à partir d'essais de caractérisation monotones et cycliques sur le matériau de base ou sur un matériau représentatif de la zone affectée thermiquement [Erny *et al.*, 2012]. L'hétérogénéité du comportement matériau au niveau de la zone soudée est estimée par des mesures de microdureté et est introduite dans la loi de comportement en considérant une limite d'élasticité variable spatialement. Une relation de proportionnalité entre la dureté et la limite d'élasticité est supposée.

La modélisation proposée comporte à ce stade plusieurs paramètres. Deux paramètres géométriques définissant la concentration de contrainte au niveau du pied de cordon ; des paramètres matériaux dont le nombre dépend de la loi de comportement considérée.

Modélisation de l'endommagement de fatigue.

- Un changement d'échelle mésoscopique (échelle du volume élémentaire représentatif) - microscopique (échelle des microdéfauts) est considéré. La loi d'Eshelby [1957] est utilisée pour exprimer le tenseur des déformations mésoscopique, calculé au niveau d'un point chaud, à l'échelle de l'inclusion. L'inclusion est modélisée avec un comportement élastoplastique à écrouissage cinématique linéaire et une variable d'état scalaire associée à l'endommagement est introduite dans la loi de comportement. Le nombre de cycles à rupture de la structure soudée correspond au nombre de cycles nécessaires à ce que la variable d'endommagement atteigne une valeur critique.

Les différents paramètres du modèle sont identifiés à partir d'essais réalisés sur des structures soudées bout à bout pour deux rapports de charge différents [Lautrou *et al.*, 2009]. Le modèle est ensuite validé par Erny *et al.* [2012] sur une structure soudée de géométrie plus complexe. Les résultats montrent que le modèle donne des prédictions conservatives par rapport aux résultats expérimentaux. Les auteurs soulignent le fait que l'approche multiéchelle utilisée ne permet pas de considérer les effets associés au gradient de contraintes sur la résistance en fatigue. De plus, l'identification des paramètres de la loi de comportement associée à l'inclusion semble délicate sur ce type de structure.

I.3.4 Approche basées sur la mécanique de la rupture

Les trois familles précédentes considèrent la structure à l'état initial comme étant non endommagée. Les approches basées sur la mécanique de la rupture supposent au contraire

une fissure initiale et s'attachent à décrire son évolution au cours des cycles de chargement. La géométrie locale au niveau du pied et de la racine du cordon étant très accidentée, des auteurs considèrent que ces accidents géométriques sont des fissures initiales et que la durée de vie d'une structure soudée est principalement constituée d'une phase de propagation. Les approches classiquement utilisées pour dimensionner en fatigues les structures soudées reposent sur la mécanique linéaire de la rupture, [Lebaillif, 2006], [Meneghetti, 2012], [Verreman *et al.*, 1987], [Albuquerque *et al.*, 2015] ou alors s'attachent à modéliser la propagation des fissures courte, [Zerbst *et al.*, 2019], [Kucharczyk *et al.*, 2018], [Schork *et al.*, 2018]. Parmi ces différentes approches, deux sont présentées. l'approche proposée par Lebaillif [2006], car elle est appliquée dans un cadre industriel à des structures de grandes dimensions. L'approche proposée par Zerbst *et al.* [2019], car elle est confrontée à de nombreux résultats d'essais.

I.3.4.1 Approche de Lebaillif

Lebaillif [2006] s'intéresse à la propagation des fissures de fatigue dans les structures militaires. La méthode proposée repose sur une démarche multiéchelle. Un premier calcul éléments finis réalisé à l'échelle de la structure, modélisée entièrement avec des éléments finis de type coque, permet de calculer une contrainte nominale, comme définie à la section I.3.1, au niveau de chaque cordon de soudure. Ensuite, le tenseur des contraintes planes locales $\Sigma_{p,local}$ est estimé à partir du tenseur des contraintes planes nominales $\Sigma_{p,nominal}$ et du tenseur de concentration de contrainte K_t tel que :

$$\Sigma_{p,local} = K_t \Sigma_{p,nominal} \quad (I.6)$$

Le tenseur K_t est calculé au préalable à partir de sous modèles volumiques représentatifs des différentes liaisons soudées composant la structure globale. Le critère de Dang Van est ensuite appliqué à partir du tenseur $\Sigma_{p,local}$, permettant ainsi de déterminer la position des zones chaudes et un nombre de cycles à l'amorçage.

Ensuite, un calcul de propagation de fissure est réalisé pour déterminer le nombre de cycles à rupture, connaissant les paramètres de la loi de Paris identifiée expérimentalement. Pour ce faire, la structure globale est maillée avec des éléments finis de type coque et une singularité dans le maillage est introduite au niveau des zones chaudes identifiées précédemment. La région autour des pointes de fissures est maillée avec des éléments volumiques. Des relations cinématiques sont utilisées pour connecter les deux types d'éléments. Des règles de maillage particulières sont utilisées au niveau des sous modèles volumiques pour faciliter le calcul de l'intégrale de contour J puis du facteur d'intensité de contrainte.

Différents calculs éléments finis sont ensuite réalisés (chargement unitaire) avec différentes tailles de fissures initiales permettant de calculer différents facteurs d'intensité de contrainte. La forme finale de la fissure est donc supposée connue. Un spectre de chargement réel est ensuite considéré. La connaissance du facteur d'intensité de contrainte pour différentes tailles de fissures permet d'estimer un nombre de cycles à rupture, quels que soient l'ordre et les scénarios de chargement considérés.

La durée de vie totale des structures est ensuite obtenue en additionnant la durée de vie à l'amorçage et le nombre de cycles nécessaire pour atteindre une fissure de longueur donnée. La figure I.36 compare la longueur de fissure atteinte pour un nombre de cycles donné, mesurée expérimentalement sur une structure représentative des engins étudiés, calculée numériquement. Une bonne corrélation essai/calcul est observée dans ce cas.

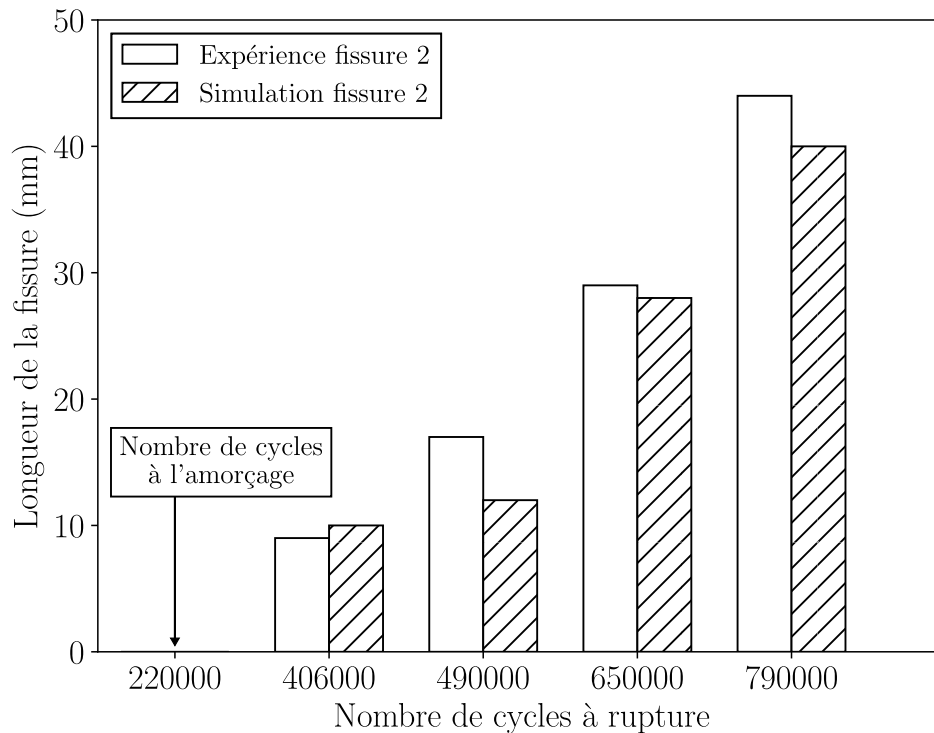


FIGURE I.36: Longueur de fissure en fonction du nombre de cycles mesuré expérimentalement et calculé numériquement sur une structure soudée représentative des structures militaires considérées [Lebaillif, 2006].

I.3.4.2 Approche IBESS

L'approche proposée par Zerbst *et al.* [2019] vise plutôt à modéliser l'endommagement associé à la propagation des fissures courtes. Il est entendu par fissure courte une taille de fissure comparable à la taille de la zone plastique en front de fissure. Plusieurs facteurs sont identifiés par les auteurs comme influençant la propagation des fissures courtes parmi lesquels :

- la géométrie du cordon de soudure : angle de raccordement, rayon en pied de cordon et singularités géométriques en surface du pied de cordon ;
- la longueur initiale de la fissure ;
- le comportement élastoplastique du matériau ;
- le phénomène de multiamorçage ;
- le chargement appliqué ;
- le champ de contraintes résiduelles.

Les différents paramètres géométriques étant difficiles à définir comme il a été vu à la section I.2.1, l'idée ici est plutôt d'utiliser des fonctions de densité de probabilité identifiées expérimentalement pour les représenter. De ce fait, le nombre de cycles à rupture calculé avec cette approche est aussi donné sous la forme d'une densité de probabilité. La définition probabiliste de la géométrie du cordon de soudure est très intéressante et certainement la méthode la plus judicieuse compte tenu des variations géométriques importantes le long du pied de cordon. Pour modéliser le phénomène de multiamorçage, l'idée consiste à découper le cordon de soudure en différentes bandes de largeurs fixes comme illustré sur la figure I.37.

Chaque bande possède des paramètres géométriques différents déterminés aléatoirement

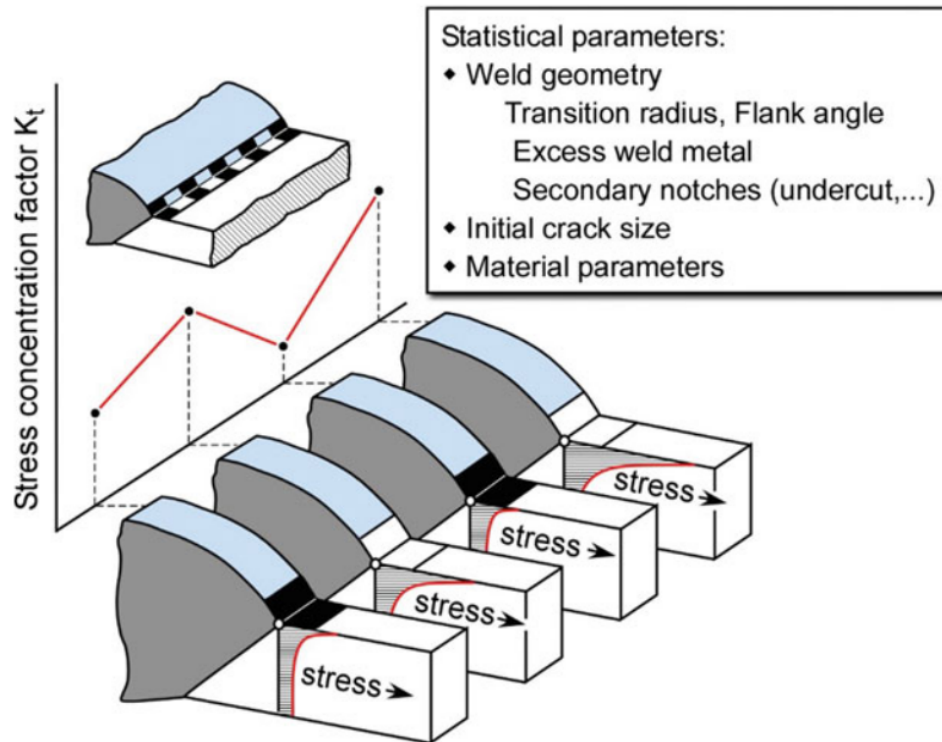


FIGURE I.37: Prise en compte statistique des paramètres géométriques et matériaux pour modéliser le cordon de soudure. [Madia *et al.*, 2018].

(sur des domaines bornés) à partir des fonctions de distribution précédentes. Ainsi les fissures initiales introduites dans chaque bande peuvent ou non se propager en fonction du chargement appliqué puis coalescer pour former un front de fissure unique. Le phénomène de multiamorçage est ainsi modélisé.

Le facteur d'intensité de contrainte est ensuite déterminé à partir de l'intégrale de contour cyclique ΔJ et la prise en compte d'un facteur correctif permettant de considérer l'influence du comportement élastoplastique du matériau (les paramètres matériaux sont aussi définis par une fonction de densité de probabilité). L'utilisation de l'intégrale de contour cyclique permet de considérer la propagation de la fissure lors de la phase de décharge et permet aussi de prendre en compte l'effet de fermeture de fissure. L'effet des contraintes résiduelles est discuté, mais n'est pas considéré de manière systématique.

La confrontation de l'approche à des résultats d'essais sur structures bout à bout brutes de soudage sollicitées avec un rapport de charge $R = -1$ est illustrée sur la figure I.38. Ces résultats montrent une bonne corrélation entre les durées de vie mesurées expérimentalement et calculées numériquement.

Le même exercice réalisé sur des structures gousset détensionnées testées avec des rapports de charge positifs montre que les durées de vie calculées numériquement sont environ 1,5 à 2 fois inférieures aux durées de vie mesurées expérimentalement. Les explications principales données par les auteurs concernent la non-prise en compte des contraintes résiduelles issues du procédé de soudage.

L'approche développée par Zerbst *et al.* [2019] est certainement la plus élaborée pour dimensionner en fatigue les structures soudées.

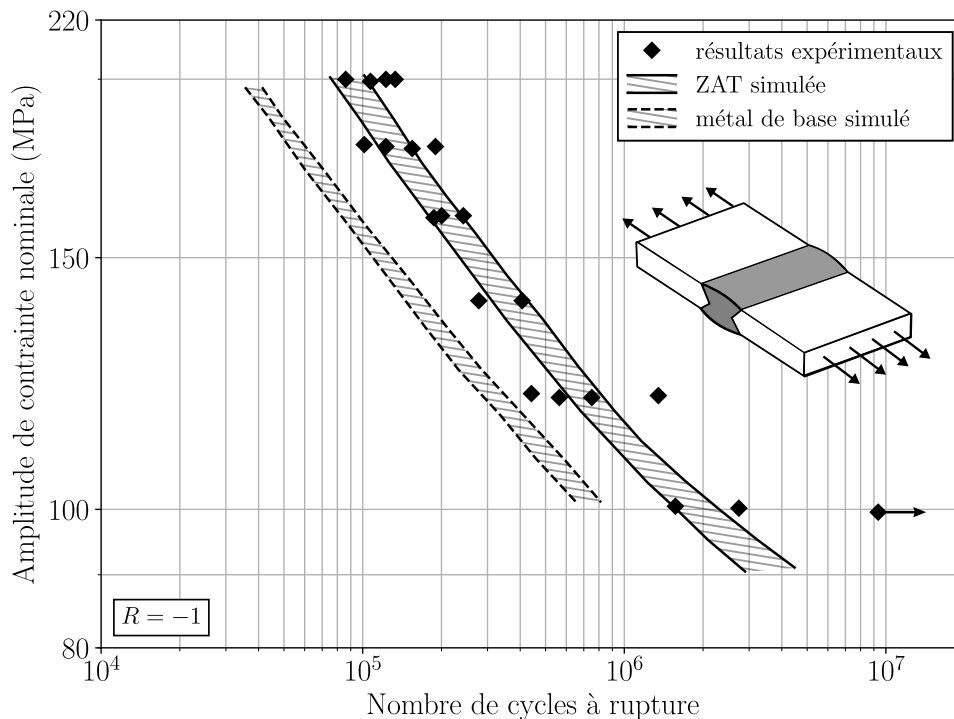


FIGURE I.38: Résultats d'essais de fatigue sur structures soudées bout à bout et confrontation avec les durées de vie calculées numériquement [Madia *et al.*, 2018].

I.4 Bilan de la revue bibliographique

Le comportement en fatigue des structures soudées a été très largement étudié dans la littérature et de nombreuses méthodes ont été mises en place pour dimensionner en fatigue ce type de structure. Dans le contexte des engins de manutention, quatre facteurs principaux affectent la résistance en fatigue des structures soudées. La géométrie du cordon de soudure, le comportement matériau, la sollicitation appliquée et le champ de contraintes résiduelles introduit par l'opération de soudage. La figure I.39 met en parallèle l'influence de ces différents facteurs sur la résistance à la fatigue.

La singularité géométrique introduite par le cordon de soudure apparaît clairement comme le facteur d'ordre un. En ce qui concerne l'effet du comportement du matériau, du chargement appliqué et du champ de contraintes résiduelles introduit par l'opération de soudage, il est beaucoup plus difficile de se positionner malgré la quantité considérable d'essais de fatigue déjà réalisés. Ces constatations traduisent deux particularités des assemblages soudés :

- le soudage est très employé dans l'industrie pour sa polyvalence permettant de fabriquer des assemblages de toute sorte. En contrepartie, les conséquences de l'opération de soudage sur le matériau de la zone affectée thermiquement et le niveau de contraintes résiduelles introduit sont rarement maîtrisés ;
- le pied et la racine du cordon de soudure, sites préférentiels pour l'amorçage des fissures de fatigue regroupent à la fois une singularité géométrique, une hétérogénéité du matériau et un champ de contraintes résiduelles. En résulte un couplage potentiel entre ces différents facteurs.

L'influence des contraintes résiduelles de soudage et l'influence de la longueur du cordon,

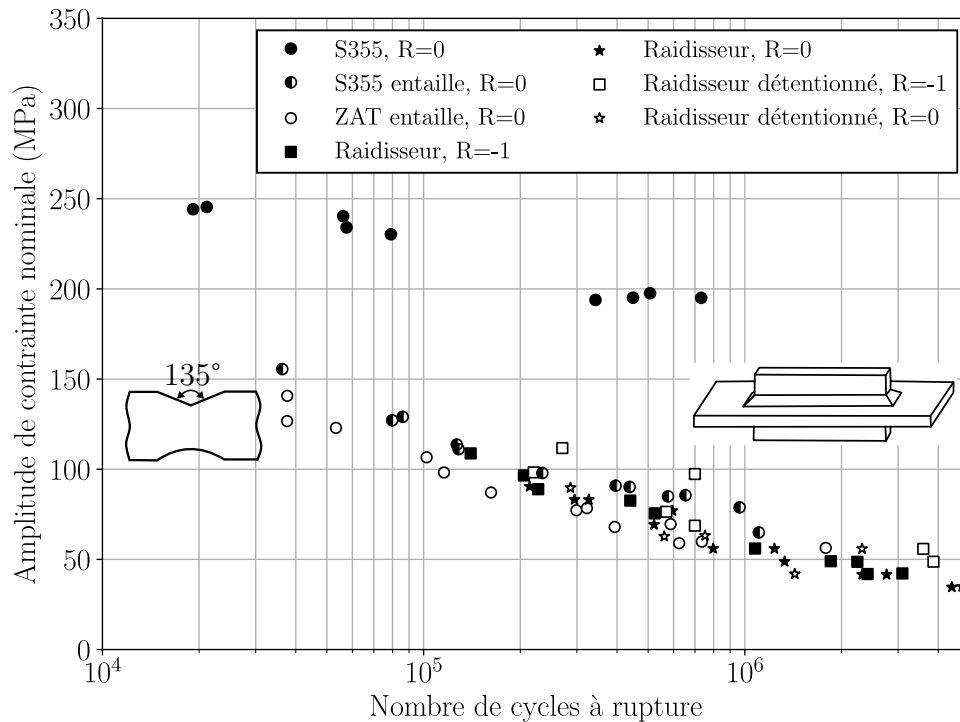


FIGURE I.39: Comparaison de la résistance en fatigue : (i) d'une éprouvette lisse en acier S355, [Mares *et al.*, 2016] ; (ii) d'une éprouvette en acier S355 entaillée $\theta = 135^\circ$, [Fischer *et al.*, 2016] ; (iii) d'une éprouvette avec une entaille $\theta = 135^\circ$ réalisée dans la zone affectée thermiquement, [Fischer *et al.*, 2016] ; (vi) d'une structure soudée de type raidisseur brute de soudage ou détensionnée testées avec deux rapports de charge $R = -1, R = 0$, [Baumgartner et Bruder, 2013].

plus marquées pour les grands nombres de cycles, indiquent que le comportement du matériau, au niveau des zones chaudes, évolue en fonction de la sollicitation appliquée. L'interaction entre les facteurs géométriques et matériaux et plus particulièrement l'influence des singularités géométriques en pied de cordon sur la plastification locale apparaît donc comme un axe important à approfondir. Les résultats d'essais montrant l'influence bénéfique d'une prédéformation sur la résistance à la fatigue confortent cette analyse.

De nombreuses méthodes ont été développées pour dimensionner en fatigue les structures soudées avec une considération plus ou moins importante donnée aux quatre facteurs précédemment cités. Les approches structurales apparaissent particulièrement bien adaptées pour dimensionner les structures de grandes dimensions de type engin de manutention. Cependant, la modélisation simplifiée utilisée pour représenter le cordon de soudure ne permet pas d'accéder au champ de contraintes local. La connaissance du champ de contraintes au niveau du cordon est néanmoins nécessaire pour étudier et prendre en compte les effets associés à la géométrie locale et au comportement élastoplastique du matériau. Les approches locales sont plus intéressantes de ce point de vue, mais conduisent à des modèles trop lourds non adaptés au contexte Manitou. Le dimensionnement en fatigue des structures soudées chez Manitou est en partie validé expérimentalement par des essais de fatigue durant lesquels uniquement la position des sites d'amorçage et le nombre de cycles nécessaires à faire apparaître une fissure détectable à l'œil nu est considéré. Aucun dispositif de suivi de fissuration n'est mis et ne souhaite être mis en place, ni sur les essais, ni sur les machines une fois en service. Compte tenu du contexte industriel, les

approches basées sur mécanique de la rupture n'ont donc pas été considérées dans cette étude. L'approche proposée par Lebaillif [2006] basée sur la technique du "zoom structural" est cependant intéressante, car elle permet d'étudier la propagation d'une fissure en des zones particulières d'une structure militaire de taille réelle. La modélisation multiéchelle semble être le bon compromis pour accéder au champ de contraintes au niveau du cordon tout en conservant un modèle global composé d'éléments finis de type coque. Néanmoins, Lebaillif [2006] réalise uniquement des "zooms structuraux" au niveau des zones chaudes, identifiées initialement à partir d'une modélisation coque, sans considérer la raideur du cordon. De ce fait, l'auteur suppose que la raideur du cordon de soudure n'a pas d'effet sur la position des zones chaudes, ce qui semble difficile à généraliser d'une structure à l'autre. Il apparaît alors intéressant d'utiliser une approche multiéchelle pour modéliser à la fois la raideur du cordon et pour accéder aux champs de contraintes locaux.

Cette revue bibliographique met en évidence deux principaux axes de recherche intéressants. Le premier axe concerne la représentation d'un point de vue numérique des structures soudées de grandes dimensions. Une modélisation éléments finis couplant à la fois des éléments finis de type coque et des éléments volumiques sera proposée afin : (i) d'estimer précisément la raideur locale et globale des structures ; (ii) d'accéder au champ de contraintes local au niveau de zones chaudes. Le second axe de recherche concerne l'interaction entre la géométrie du cordon de soudure et le comportement du matériau. Une étude à la fois expérimentale et numérique sera menée sur différentes structures soudées élémentaires. On cherchera à mieux comprendre l'influence de la plastification localisée au niveau du pied et de la racine du cordon sur l'évolution : (i) du champ de contraintes résiduelles ; (ii) de la résistance à la fatigue du matériau.

L'ensemble de ces travaux conduira finalement à proposer une méthode de dimensionnement à la fatigue adaptée aux structures d'engin de manutention Manitou.

Chapitre II

Structures soudées étudiées et méthodes expérimentales

Sommaire

I.1	Généralités sur le procédé de soudage utilisé chez Manitou .	2
I.1.1	Présentation du procédé de soudage MAG	2
I.1.2	Terminologie associée au cordon de soudure	3
I.1.3	Comportement en fatigue	3
I.2	Principaux facteurs influençant la résistance à la fatigue des structures soudées	4
I.2.1	Géométrie du cordon de soudure	4
I.2.1.1	Paramètres globaux	5
I.2.1.2	Paramètres locaux	9
I.2.1.3	Bilan	10
I.2.2	Chargement appliqué	10
I.2.2.1	Mode de chargement	10
I.2.2.2	Sollicitation moyenne	13
I.2.3	Contraintes résiduelles	15
I.2.3.1	Procédé de soudage	15
I.2.3.2	Plastification du matériau	17
I.2.4	Matériau	18
I.2.4.1	Résistance à la fatigue	18
I.2.4.2	Effet de l'écrouissage	20
I.3	Les différentes familles d'approches de dimensionnement en fatigue	21
I.3.1	Approche nominale	21
I.3.2	Approches structurales	23
I.3.2.1	Contrainte géométrique	23
I.3.2.2	Approches Manitou	24
I.3.2.3	Approche de Fayard	25
I.3.2.4	Approche de Turlier	28
I.3.3	Approches locales	29
I.3.3.1	Contrainte d'entaille équivalente	30
I.3.3.2	Approche de Kaffenberger	30
I.3.3.3	Approche de Lautrou	33
I.3.4	Approche basées sur la mécanique de la rupture	33
I.3.4.1	Approche de Lebaillif	34
I.3.4.2	Approche IBESS	35
I.4	Bilan de la revue bibliographique	37

La première étape de l'étude concerne la mise en place et la conduite d'une importante campagne expérimentale visant à la caractérisation de la tenue en fatigue à grand nombre de cycles d'éprouvettes structure soudées. Plus précisément, différents assemblages soudés représentatifs d'un châssis de télescopique sont identifiés puis fabriqués selon les standards Manitou. Ce chapitre a pour objectif de présenter les méthodes utilisées pour la préparation et la réalisation de la campagne d'essais. Les différents résultats sont exposés dans le chapitre III.

La première partie de ce chapitre présente les différentes structures soudées considérées en rappelant les raisons de leurs choix. Les moyens mis en œuvre pour assurer une certaine répétabilité dans le processus de fabrication sont exposés. La description du procédé de soudage, les caractéristiques du matériau de base et du métal d'apport sont détaillées dans la seconde partie.

La troisième partie présente les moyens utilisés pour la réalisation des différents essais de fatigue. Les différents montages, les conditions d'essais et le critère d'arrêt utilisé sont exposés.

La quatrième partie concerne les moyens de mesure utilisés pour caractériser la surface au niveau de la zone soudée. La méthodologie pour numériser la géométrie locale du pied de cordon est décrite. Les techniques utilisées pour évaluer le niveau de contraintes résiduelles proche du pied de cordon et pour caractériser le niveau de dureté locale sont données.

II.1 Matériau de base et procédé de soudage

II.1.1 Acier S355MC

L'acier de construction métallique S355MC utilisé dans cette étude est très largement utilisé par Manitou pour la fabrication des structures soudées. Il est fourni sous forme de tôles de plusieurs épaisseurs, provenant de coulées différentes. Ces tôles sont laminées à chaud puis grenaillées.

II.1.2 Caractéristiques métallurgiques

La composition chimique des différents aciers S355MC utilisés en fonction de l'épaisseur de tôle est donnée dans le tableau II.1. Le carbone équivalent C_{eq} , indicateur de la soudabilité du matériau est calculé selon la formule [Committee, 2009] :

$$C_{eq} = \%C + \frac{\%Mn + \%Si}{6} + \frac{\%Cr + \%Mo + \%V}{5} + \frac{\%Cu + \%Ni}{15}, \quad (II.1)$$

Épaisseurs (mm)	Élément	C	Si	Mn	Ni	Cu	Cr	Mo	V	$C_{eq}(\%)$
8	%massique	0.058	0.01	0.60	0.04	0.01	0.02	0.00	0.01	0.17
15	%massique	0.064	0.01	0.59	0.04	0.01	0.02	0.00	0.00	0.17

TABLEAU II.1: Composition chimique des matériaux utilisés dans cette étude.

La valeur de C_{eq} est inférieure à 0,42 % pour les deux épaisseurs de tôles considérées ; aucune précaution particulière ne doit donc être prise pour souder ces matériaux [Committee, 2009].

La microstructure du métal de base (figure II.1) rendue visible par un polissage puis une attaque chimique au nital 4 %, est constituée principalement de grains de ferrite et de colonies de perlite. La taille de grain, calculée en faisant la moyenne sur 50 grains de la plus longue distance à l'intérieur d'un grain, est de l'ordre de $13\text{ }\mu\text{m}$ avec un écart type de $6\text{ }\mu\text{m}$. La méthode de calcul de la taille des grains décrite ici est la même dans toute la suite de ce rapport.

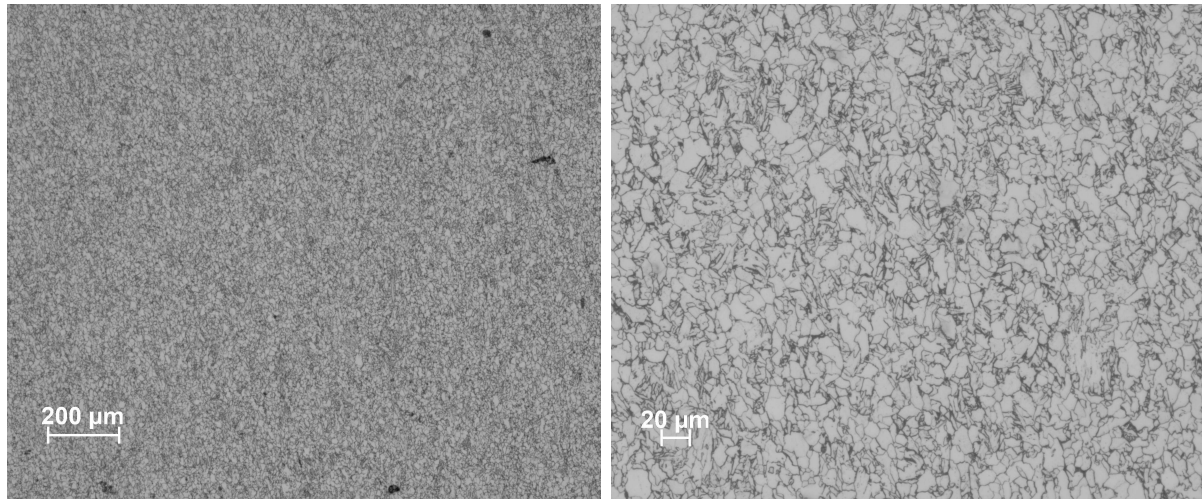


FIGURE II.1: Microstructure de l'acier S355MC observée au microscope optique après polissage miroir et attaque chimique au Nital 4 %. En blanc : grains de ferrite ; en noir : colonies de perlite.

II.1.3 Caractéristiques mécaniques statiques

Les caractéristiques mécaniques statiques de l'acier S355MC utilisé sont récapitulées dans le tableau II.2. Ces données proviennent de certificats matière 3,1 délivrés par le fournisseur SSAB.

Épaisseurs	$R_{p0,2\%}$ (MPa)	R_m (MPa)	A (%)
8	438	507	26.5
15	381	488	32.5
30	371	451	27.5

TABEAU II.2: Propriétés mécaniques en traction uniaxiale de l'acier S355MC utilisé dans cette étude.

En complément des données issues des certificats matières, des essais de traction monotone ont été réalisés sur des éprouvettes découpées dans une tôle d'épaisseur 8 mm. Les éprouvettes ont été découpées dans la direction de laminage (0°), à 45° par rapport au sens de laminage (45°) et dans la direction normale au sens de laminage (90°). Les essais sont réalisés sur une machine de traction Instron 8815 équipée d'un capteur d'effort de 100 kN et d'un extensomètre à couteaux de longueur initiale l_0 .

La section initiale des éprouvettes S_0 au niveau de la zone utile est mesurée à l'aide d'un pied à coulisse. Les essais sont réalisés en déformation nominale totale imposée. Les paramètres utilisés pour ces essais sont les suivants :

- serrage des mors : 200 bar ;
- vitesse de déformation imposée ($2 \times 10^{-3} \text{ s}^{-1}$).

Les essais sont conduits jusqu'à rupture totale de l'éprouvette. Au cours de chaque essai, le signal d'effort et l'élongation totale de l'éprouvette sont enregistrés. Connaissant l'écartement initial l_0 entre les couteaux de l'extensomètre, il est possible d'établir la courbe contrainte déformation conventionnelle de chaque essai. Les résultats sont présentés dans la figure II.2. Les différentes courbes de traction mettent en évidence un comportement anisotrope du matériau (de l'ordre de 10 %) entre les directions ($0^\circ - 45^\circ$) et ($90^\circ - 45^\circ$), résultant de l'opération de laminage à chaud. Ce procédé de mise en forme a tendance à allonger les grains dans la direction de laminage. Le mouvement des dislocations sur les plans denses parallèles à la direction de laminage étant moins entravé que sur les plans denses orientés à 45° , un comportement mécanique différent est observé entre les différentes orientations étudiées [Sanchez *et al.*, 2012]. Dans toute la suite de ce rapport, le caractère anisotrope du matériau de base est cependant négligé.

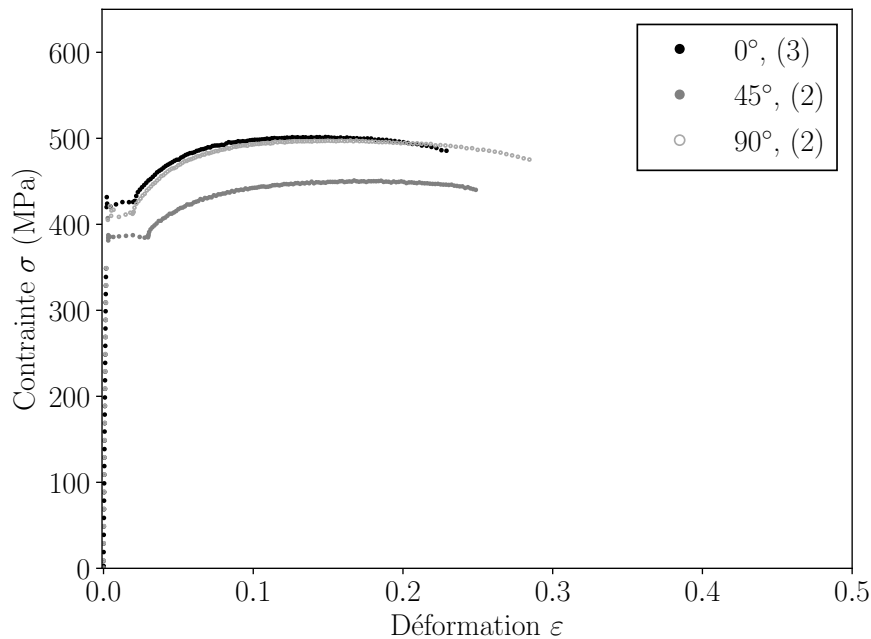


FIGURE II.2: Courbes contrainte déformation conventionnelles obtenues sur de l'acier S355MC dans trois directions différentes (0° , 45° , 90°) par rapport au sens de laminage. Le nombre d'essai réalisé dans chaque direction est indiqué entre parenthèse

II.1.4 Résistance en fatigue

Une étude préliminaire à ce projet a été menée par Manitou pour caractériser la tenue en fatigue de l'acier S355MC. Les essais sont réalisés sur des éprouvettes lisses dont les dimensions géométriques sont exposées sur la figure II.3. Différents modes de chargement

sont considérés de façon à évaluer l'influence du rapport de charge sur la limite de fatigue à 10×10^6 cycles.

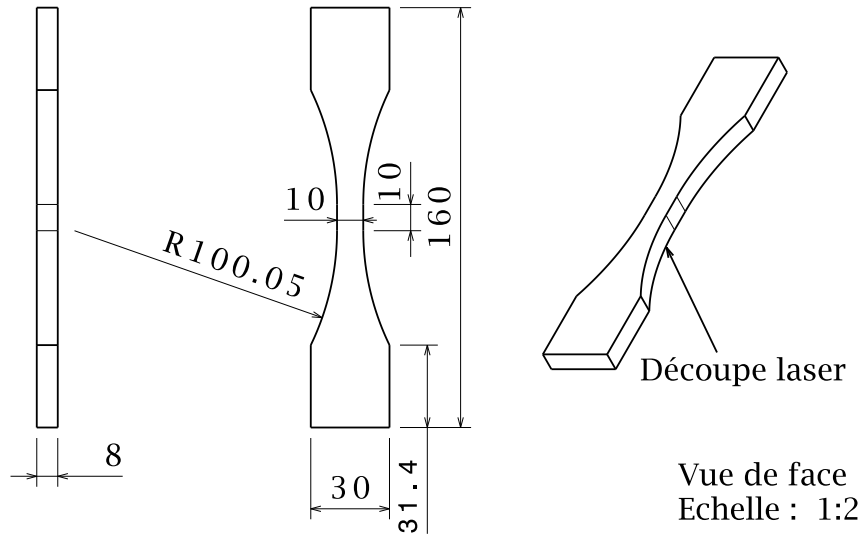


FIGURE II.3: Géométrie de l'éprouvette de fatigue lisse

Les résultats de fatigue sont présentés dans un diagramme de Wöhler (figure II.4) en amplitude de contrainte nominale.

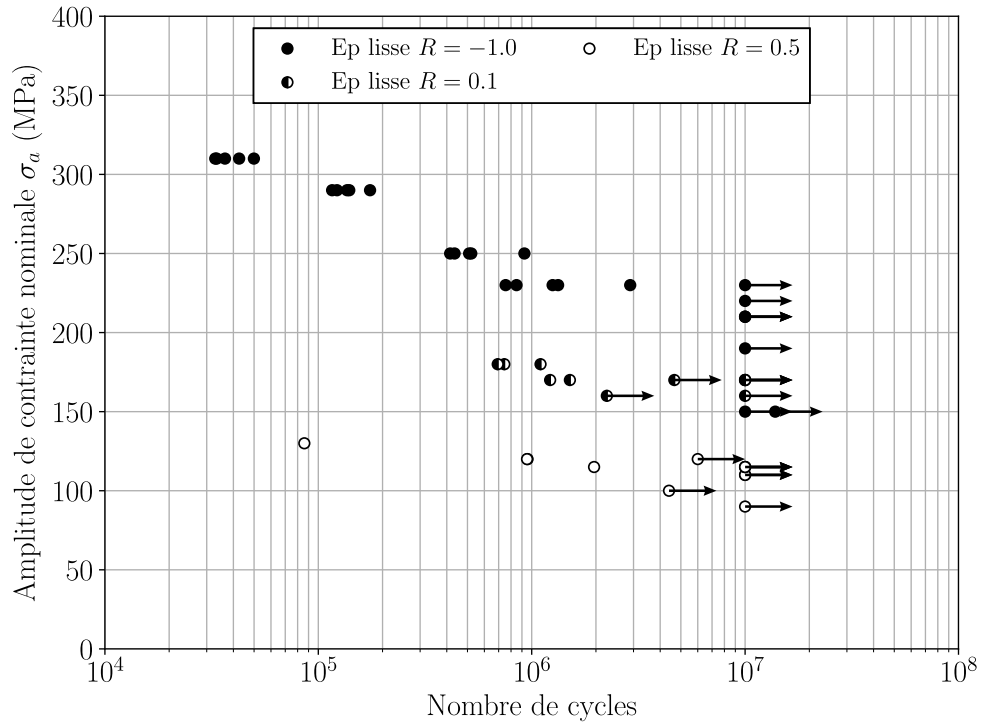


FIGURE II.4: Résistance à la fatigue des éprouvettes lisses, pour différents rapports de charge, exprimée en étendue de contrainte nominale et comparée aux résultats de Dantas *et al.* [2021] obtenus sur un acier S355MC.

La contrainte nominale σ_{nom} est calculée selon la formule

$$\sigma_{nom} = \frac{F}{S_0} \quad (\text{II.2})$$

avec F l'effort appliqué et S_0 la section nominale de l'éprouvette. Le rapport de charge R est défini tel que :

$$R = \frac{\sigma_{min}}{\sigma_{max}} \quad (\text{II.3})$$

avec σ_{min} et σ_{max} les contraintes nominales minimales et maximales.

Ces résultats montrent que le rapport de charge a un effet non négligeable sur la résistance à la fatigue de l'acier S355MC. Un écart de 10 % est observé de sur la résistance à la fatigue à 10×10^6 cycles entre les éprouvettes testées avec un rapport de charge $R = 0,1$ et $R = -1$ et de 40 % entre les éprouvettes testées avec un rapport de charge $R = 0,5$ et $R = -1$. Les résultats d'essais de fatigue de Dantas *et al.* [2021] obtenus à partir d'éprouvettes en acier S355MC, testées avec deux rapports de charge différents montrent une tendance similaire.

Le diagramme de Haigh permettant de représenter l'influence de la contrainte moyenne sur la résistance en fatigue est présenté sur la figure II.5.

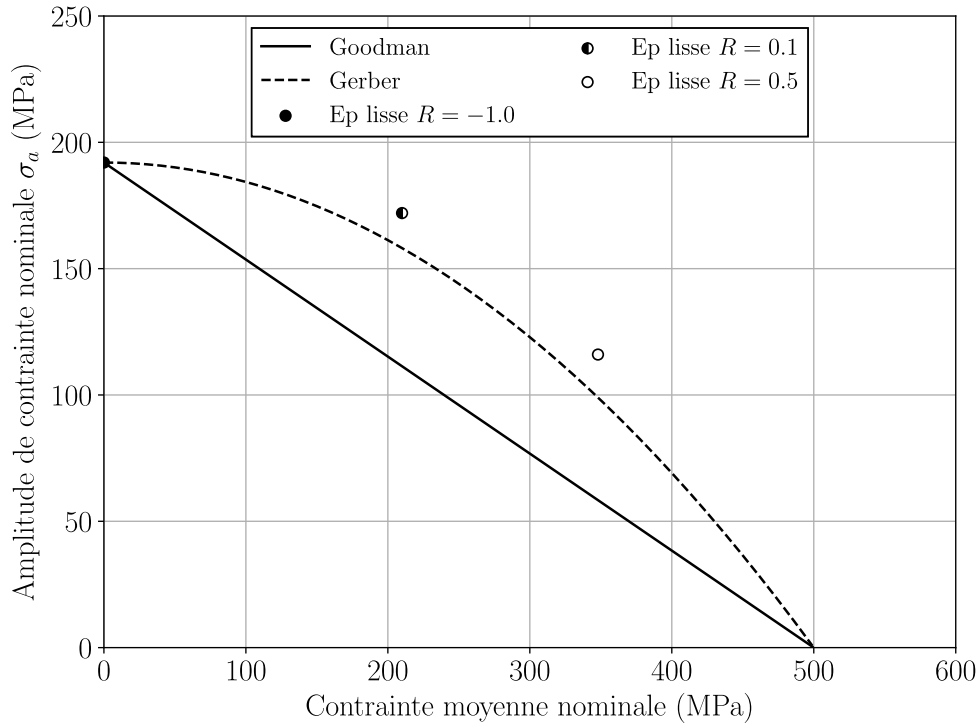


FIGURE II.5: Diagramme de Haigh décrivant l'influence de la contrainte moyenne sur la résistance en fatigue à 10×10^6 cycles

Ce diagramme est tracé pour une limite de fatigue estimée à 10×10^6 cycles par la méthode de l'escalier. À ce diagramme sont ajoutées la droite de Goodman et la parabole de Gerber en considérant une limite à rupture de 607 MPa identifiée à partir de la courbe de traction 0° sur la figure II.2. L'évolution de la limite de fatigue à 10×10^6 cycles en fonction de la contrainte moyenne appliquée suit une évolution de type Gerber. Il est à noter cependant que la limite à rupture considérée est identifiée sur la courbe de traction exprimée en contrainte vraie et déformation vraie. Classiquement, la limite à rupture est identifiée sur la courbe de traction exprimée en contrainte et déformation ingénieur. Elle vaut ici $\sigma_u = 500$ MPa. Dans ce cas, la parabole sur-estime l'effet de la contrainte moyenne. Les essais de traction présentés à la section II.1.3 n'ayant pas été réalisés sur un acier

S355MC provenant du même fournisseur, la valeur de la limite à rupture $\sigma_u = 500$ MPa est peut-être sous-estimée ici.

Des essais sur des éprouvettes percées sont aussi réalisés pour évaluer l'impact d'une concentration de contrainte sur la résistance en fatigue de l'acier S355MC. La géométrie des éprouvettes percées est donnée sur la figure II.6.

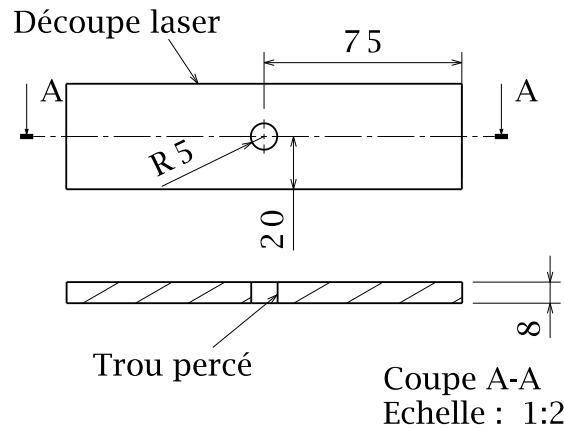


FIGURE II.6: Géométrie de l'éprouvette de fatigue percée

La contrainte nominale calculée sur les éprouvettes percées est définie de la façon suivante :

$$\sigma_{nom} = \frac{F}{e(w - d)} \quad (\text{II.4})$$

avec e l'épaisseur de l'éprouvette, w la largeur de l'éprouvette et d le diamètre du trou. Les essais de fatigue sont réalisés sous un chargement purement alterné. Le diagramme de Wöhler figure II.7 exprimé en amplitude de contrainte nominale présente ces résultats d'essais.

La présence d'un trou correspondant à une concentration de contrainte de $K_t = 2,5$ (sans prise en compte de l'état de surface du trou) réduit la résistance en fatigue de 44 % ($K_f = 1,8$) par rapport aux éprouvettes lisses sollicitées avec un chargement équivalent.

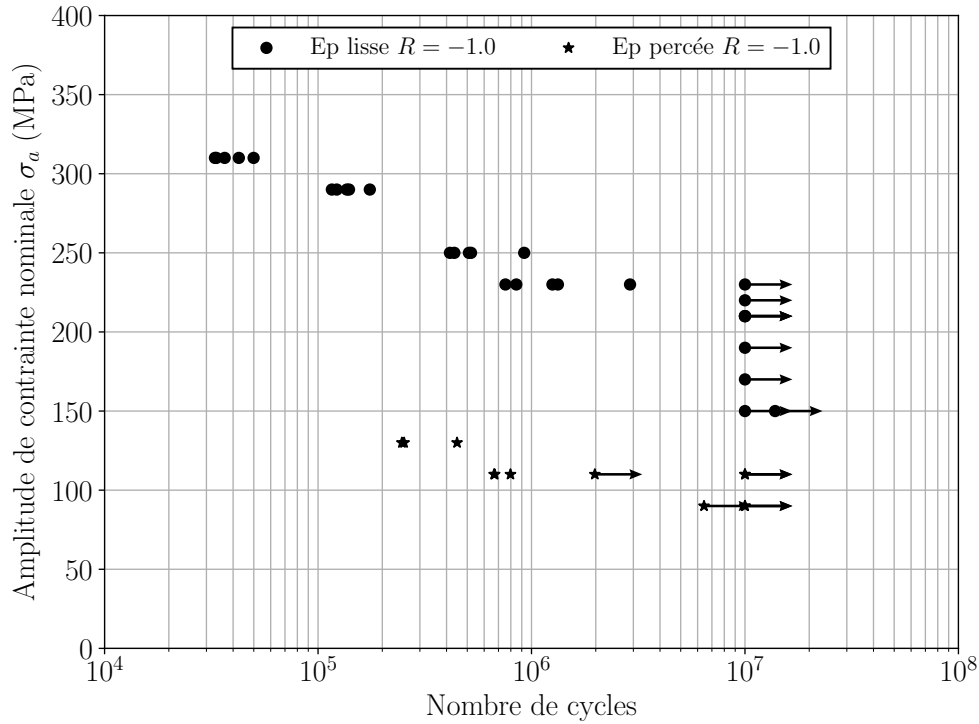


FIGURE II.7: Diagramme de Wöhler comparant la résistance en fatigue des éprouvettes lisses testées avec un rapport de charge de $R = -1,0$ et des éprouvettes percées testées avec un rapport de charge de $R = -1,0$. La flèche indique que les éprouvettes sont non rompues

II.1.5 Procédé de soudage

Manitou utilise le procédé de soudage MAG pour assembler les parties structurantes des engins de manutention. Le principe du procédé MAG a été présenté à la section I.1.1.

Le métal d'apport utilisé est issu d'une bobine de fil Lincoln Electric UltraMag de diamètre 1,2 mm respectant la norme EN 13479/ISO 14341-A. La composition chimique ainsi que les propriétés mécaniques issues des données fournisseur sont indiquées dans les tableau II.3 et tableau II.4.

Élément	C	Mn	Si
%massique	0.078	1.4	0.85

TABLEAU II.3: Composition chimique du fil utilisé pour la réalisation des soudures.

	Gaz	$R_{p0,2\%}$ (MPa)	R_m (MPa)	$A_{\%r}$ (%)
Typical values	ATAL5	502	574	28

TABLEAU II.4: Propriétés mécaniques en traction uniaxiale du fil utilisé pour la réalisation des soudures en fonction du gaz protecteur utilisé, ici de l'ATAL5 (18 %CO₂, 82 %Ar).

Le soudage MAG est le procédé majoritairement utilisé par Manitou pour fabriquer les

châssis et la flèche des engins de manutention. Les principales raisons sont les suivantes :

- vitesse élevée (0,25 – 1m/minute) ;
- large gamme d'épaisseurs de tôles soudables. Le châssis et la flèche des engins de manutention Manitou sont fabriqués avec des tôles d'épaisseurs variant entre 8 et 40 mm ;
- procédé automatisable et utilisé en robotique ;

II.2 Protocoles de fabrication des différentes structures soudées

Le châssis d'un engin télescopique Manitou est une structure géométriquement complexe composée d'un nombre important de connexions soudées de géométries différentes. Caractériser expérimentalement le comportement en fatigue de l'ensemble de ces connexions soudées n'étant pas envisageable, les plus représentatives sont identifiées. Suite à ce premier travail d'identification, quatre structures élémentaires et une structure complexe sont définies comme représentatives d'un châssis de télescopique et serviront de première base pour caractériser le comportement en fatigue des structures soudées Manitou. La figure II.8 donne une représentation 3D des structures soudées retenues. Les section II.2.1 et section II.2.2 présentent les différents protocoles mis en place pour la fabrication de ces structures. Une attention particulière est apportée à la définition des différents protocoles de fabrication pour : (i) respecter les standards Manitou ; (ii) limiter au maximum la dispersion entre les différentes structures soudées, induite par le procédé de soudage.

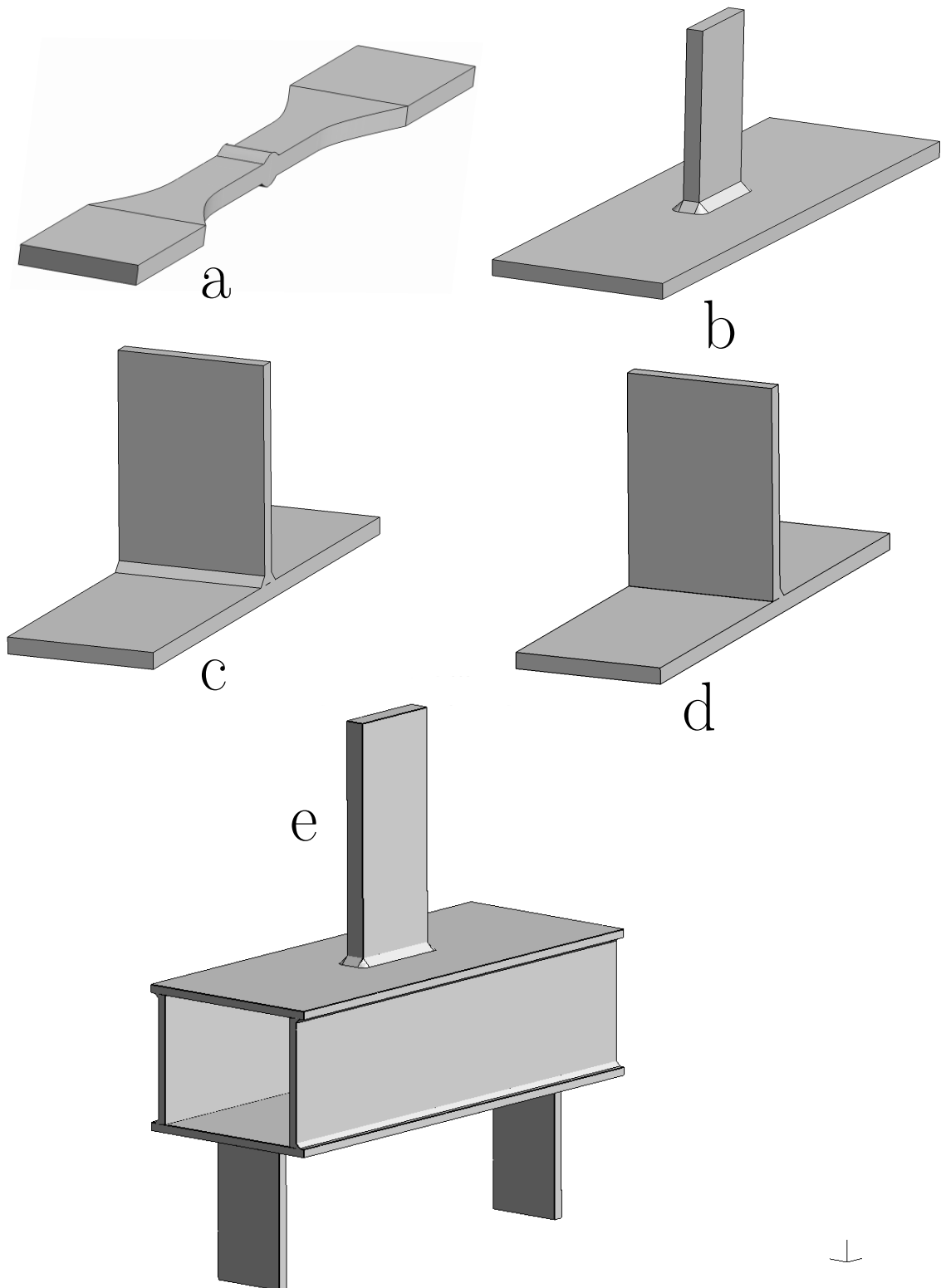


FIGURE II.8: Différentes structures soudées considérés dans cette étude ; a : structure élémentaire bout à bout ; b : structure élémentaire gousset ; c : structure élémentaire té symétrique ; d : structure élémentaire té asymétrique ; e : structure complexe.

II.2.1 Structures élémentaires

II.2.1.1 Bout à bout

Les structures bout à bout sont fabriquées à partir de deux tôles de dimension 500×125 mm et d'épaisseur 8 mm, soudées des deux côtés. Une préparation en X est réalisée (figure II.9), permettant d'assurer une pénétration totale de la soudure.

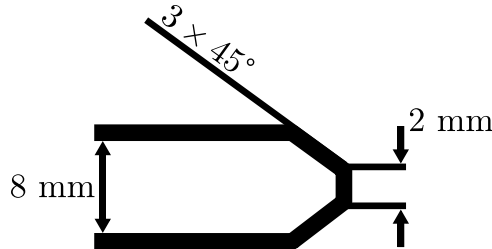


FIGURE II.9: Préparation des tôles avant soudage.

Les cycles thermiques associés à l'opération de soudage et le champ de contraintes résiduelles résultant, provoquent des désalignements angulaires et axiaux entre les tôles soudées. Les structures bout à bout étant ensuite testées sur une machine de traction uniaxiale, les déformations macroscopiques initiales doivent être réduites au maximum. En effet, le serrage dans les mors introduit un moment de flexion parasite plus ou moins important en fonction des désalignements initiaux, ce qui impacte les champs mécaniques au niveau de la pièce à tester. Le protocole d'essais utilisé sur les structures bout à bout est donné à la section II.3.1.

Différentes stratégies de fabrication ont donc été testées afin de définir un protocole de soudage permettant de limiter les déformations macroscopiques induites par l'opération de soudage. La stratégie choisie consiste à introduire des prédéformations initiales à l'aide de cales d'épaisseur 1,5 mm. La figure II.10a montre la mise en place des tôles avant la première passe de soudage. Quatre cales sont introduites sous les tôles ainsi que quatre serre-joints positionnés le long de la trajectoire de soudure, permettant d'assurer la prédéformation. Un point de soudure est ensuite réalisé pour éviter que les tôles ne s'écartent lors du soudage. Le premier cordon est ensuite réalisé en commençant à l'opposé de la zone pointée comme illustré sur la figure II.10a. Après quelques dizaines de secondes, les serre-joints sont déverrouillés et la structure soudée est retournée pour réaliser le second cordon. À nouveau des cales de 1,5 mm d'épaisseur sont introduites, cette fois-ci sous la trajectoire de soudure et les serre-joints sont positionnés à l'opposé comme illustré sur la figure II.10b. Le second cordon est ensuite réalisé. Finalement après quelques dizaines de secondes, les serre-joints sont déverrouillés.

Les paramètres de soudages utilisés sont donnés en annexe A. Les structures soudées sont ensuite sciées puis usinées en huit sous-structures. Le début, la fin du cordon et les zones pointées sont éliminées (figure II.11). Le désalignement angulaire de chaque structure bout à bout est ensuite vérifié à l'aide d'une machine de mesure tridimensionnelle Johansson cordimatic 7000. Uniquement les structures bout à bout présentant une déflexion maximale inférieure à 0,3 mm (désalignement inclus dans les courbes S-N sans nécessité de correction, [Hobbacher, 2015]) sont retenues pour la campagne d'essais de fatigue. Le taux de rebut est de l'ordre de 60 %.

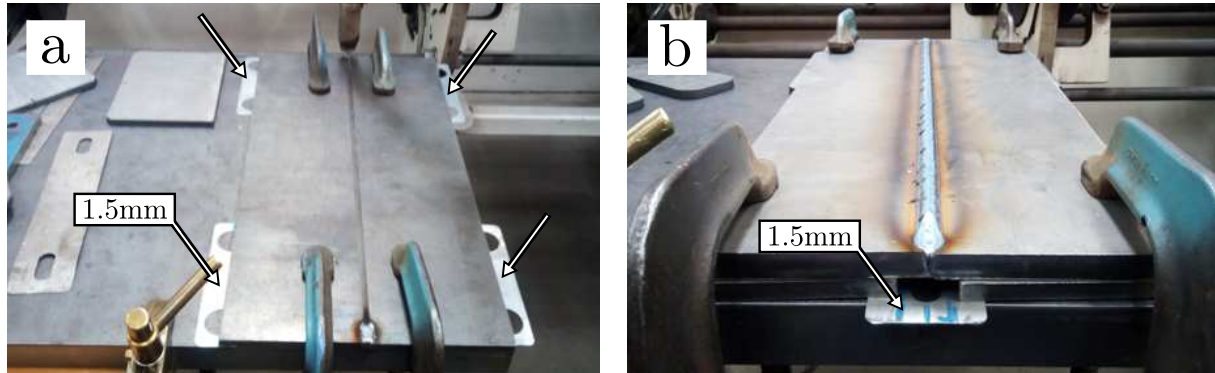


FIGURE II.10: Prédéformations introduites lors des opérations de soudage.

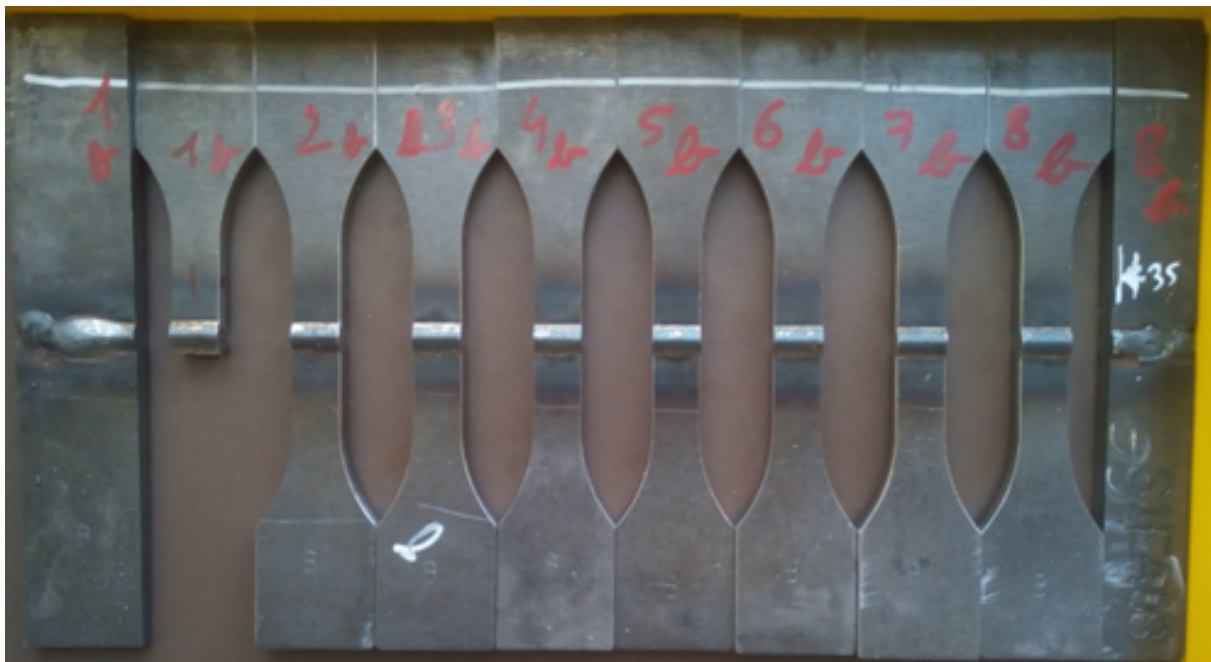


FIGURE II.11: Découpe des structures bout à bout ; élimination des zones pointées.

II.2.1.2 Té symétrique/Té asymétrique

Les structures en té sont fabriquées en épaisseurs 8 et 15 mm à partir d'une semelle de dimensions 1000×500 mm et d'une âme de même épaisseur de dimensions 1000×200 mm. La figure II.12 montre le positionnement de l'âme par rapport à la semelle, aucun jeu n'est introduit entre les deux tôles. Aucune préparation particulière n'est réalisée, permettant d'avoir une pénétration partielle de la soudure.

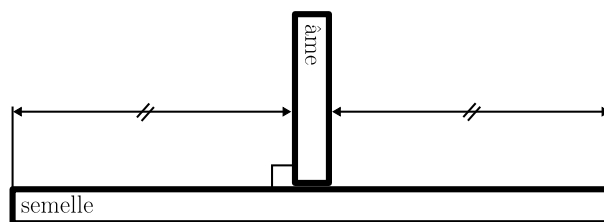


FIGURE II.12: Positionnement de l'âme par rapport à la semelle avant soudage des structures en té.

Contrairement aux structures bout à bout, les structures en té sont testées en flexion. Le banc d'essai mis en place, présenté à la section II.3.2, est moins contraint qu'une machine de traction uniaxiale et s'adapte à la géométrie de la structure à tester. De ce fait, la présence de déformations macroscopiques initiales introduites par l'opération de soudage est moins problématique, ce qui simplifie le protocole de fabrication.

Dans un premier temps, l'âme et la semelle sont pointées à mi-parcours et aux deux extrémités de la trajectoire de soudure comme illustré sur la figure II.13. La perpendicularité entre les deux tôles est ensuite vérifiée avec une équerre et corrigée au marteau si nécessaire. Le soudage du premier cordon de soudure est ensuite réalisé en position PA comme illustré sur la figure II.13. Cette position de soudage consiste à conserver la torche de soudage dans une position verticale et à orienter convenablement la pièce à souder. La géométrie du cordon de soudure est alors symétrique par rapport au plan défini par la trajectoire de soudure et l'axe de la torche de soudage. À cette étape, les structures en té sont asymétriques. Finalement, le second cordon de soudure est réalisé de l'autre côté de l'âme dans la même configuration que précédemment. À cette étape, les structures en té sont symétriques.

Les paramètres de soudages utilisés sont donnés en annexe A. La hauteur de gorge demandée est de 3,5 mm pour les structures réalisées avec des tôles d'épaisseurs 8 mm et de 6 mm pour les structures réalisées avec des tôles d'épaisseurs 15 mm. Les structures soudées sont ensuite sciées puis usinées en six sous-structures. Le début, la fin du cordon et les zones pointées sont éliminées (figure II.14).

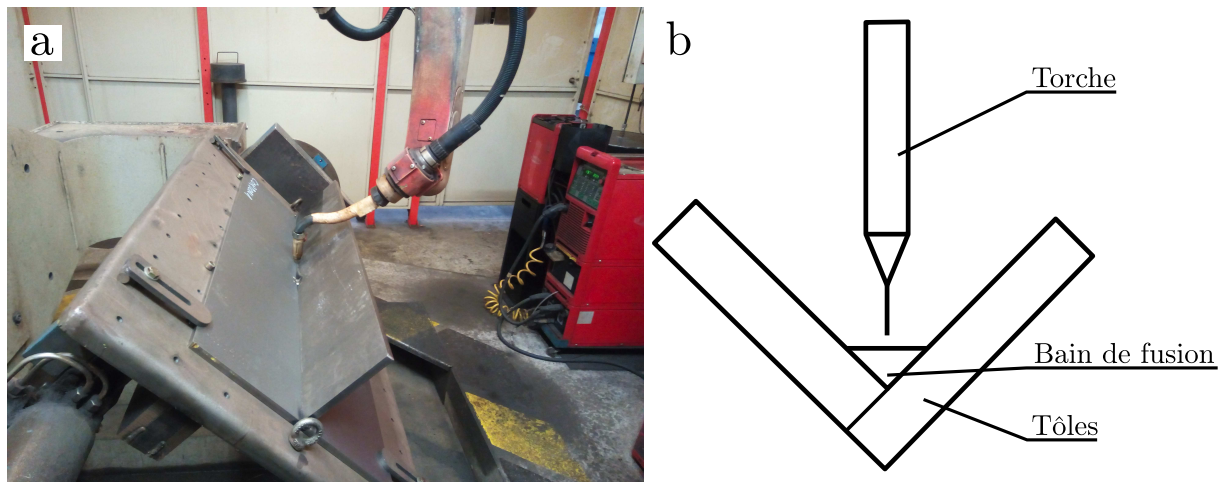


FIGURE II.13: Position de soudage utilisée pour la fabrication des structures en té ; a : positionnement des tôles par rapport à la torche de soudage, b : schéma explicatif de la position de soudage PA (gouttière) ainsi que la forme du cordon de soudure obtenu.



FIGURE II.14: Découpe des structures té symétrique/té asymétrique ; élimination des zones pointées.

II.2.1.3 Gousset

Les structures gousset sont fabriquées en épaisseur 15 mm à partir d'une semelle de dimensions 500×150 mm et d'une âme de même épaisseur de dimensions 80×200 mm. La figure II.15 montre le positionnement de l'âme par rapport à la semelle, aucun jeu n'est introduit entre les deux tôles. L'âme n'est pas chanfreinée avant soudage permettant ainsi d'avoir une pénétration partielle de la soudure.

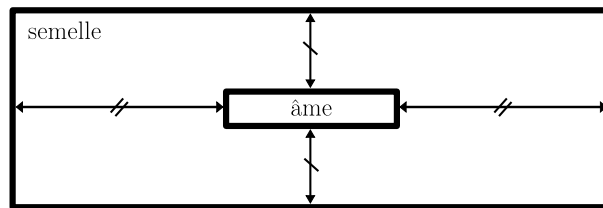


FIGURE II.15: Positionnement de l'âme par rapport à la semelle avant soudage des structures gousset.

Comme pour les structures en té, les structures gousset sont testées en flexion et le banc d'essai s'adapte à la géométrie de la structure à tester par conséquent aucune disposition n'est prise pour compenser les déformations macroscopiques induites par l'opération de soudage.

Le cordon de soudure sur les structures gousset est composé de deux cordons longitudinaux et de deux bouclages. Après pointage de l'âme et de la semelle à mi-parcours de la trajectoire de soudure longitudinale comme illustré sur la figure II.16, les deux cordons longitudinaux sont soudés en position PB et en sens opposé (figure II.17). Cette position de soudage ne permet pas d'avoir un cordon symétrique par rapport au plan défini par la trajectoire de soudure et l'axe de la torche. Au contraire, le cordon de soudure s'affaisse légèrement sous l'effet de la gravité, ce qui a pour effet de sévérer la géométrie au niveau du pied de cordon côté semelle comme illustré sur la figure II.17b. Une pause d'au moins une minute est ensuite considérée après la réalisation des deux cordons longitudinaux pour que la pièce refroidisse. Ce temps d'attente est nécessaire et permet ainsi de limiter la formation de caniveaux au niveau du pied de cordon côté âme lors du soudage des bouclages. Finalement, les deux bouclages sont soudés en position PB en allant de la fin vers le début des cordons longitudinaux.

Les paramètres de soudage utilisés sont donnés en annexe A. La hauteur de gorge demandée pour les différents cordons est de 6 mm.



FIGURE II.16: Position des points de soudure sur les structures gousset. Un point de soudure est réalisé de chaque côté de l'âme au milieu de la trajectoire de soudage longitudinale.

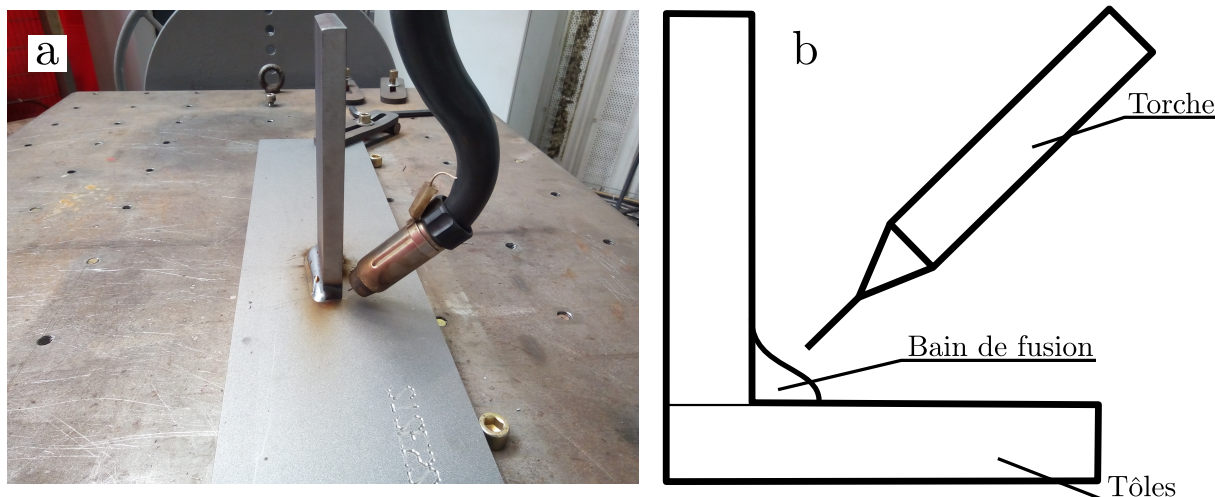


FIGURE II.17: Position de soudage utilisée pour la fabrication des structures gousset ; a : positionnement des tôles par rapport à la torche de soudage b : schéma explicatif de la position de soudage PB ainsi que la forme du cordon de soudure obtenu.

II.2.2 structures complexes

Les structures complexes sont conçues à partir des connexions en té symétrique/té asymétrique et gousset présentées précédemment. Un dessin de définition est donnée en annexe G. Les différentes soudures sont réalisées sans préparation particulière ni jeu entre les tôles permettant ainsi une pénétration partielle des différentes soudures. Contrairement

aux différentes structures élémentaires, les structures complexes sont soudées manuellement. Le temps nécessaire à la mise en place des différents gabarits d'assemblage et d'un programme de soudage robotisé était trop important par rapport au nombre de structures complexes à fabriquer.

Le protocole utilisé pour le soudage des structures complexes est similaire aux protocoles utilisés sur les structures en té et gousset. Dans un premier temps, les différentes tôles sont assemblées par pointage et l'orthogonalité est vérifiée à chaque étape. La position des différents points de soudage sur le caisson et sur les pattes inférieures est donnée sur la figure II.18a. Les différents cordons sont ensuite réalisés en position PB. Les étapes de soudage du gousset supérieur (figure II.16) sont identiques à celles utilisées sur les structures gousset. La seule différence est que les quatre cordons (deux longitudinaux et deux bouclages) sont réalisés cette fois-ci en position PA comme illustré sur la figure II.19.

Le soudage manuel ne permettant pas d'avoir accès aux différents paramètres de soudage, uniquement la tension l'intensité et une vitesse d'avance estimée en moyennant le temps nécessaire pour souder différents cordons sont données en annexe A.

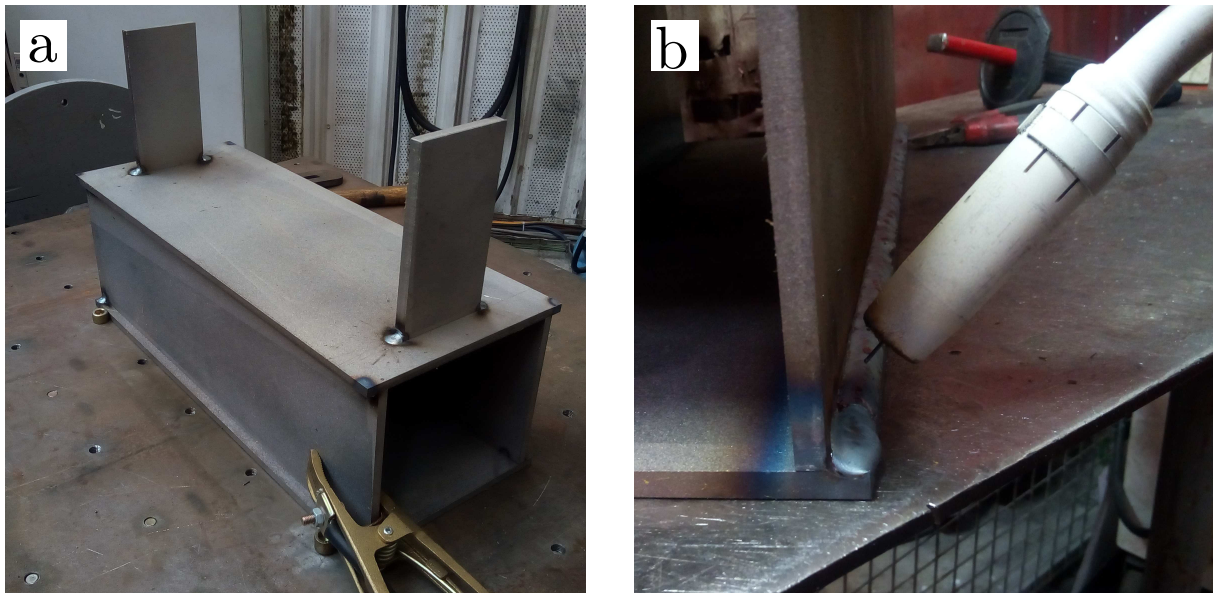


FIGURE II.18: Soudage du caisson et des pattes inférieures de la structure complexe ; a : positions des points de soudure ; b : position de soudage utilisée (PB, soudage manuel).



FIGURE II.19: Soudage du bouclage au niveau du gousset supérieur sur la structure complexe ; a : position de la structure avant soudage ; b : position de soudage utilisée (PA, soudage manuel).

II.3 Conditions d'essais

Différentes structures sont considérées dans cette étude pour caractériser la tenue en fatigue des assemblages soudés Manitou. Le protocole de fabrication des structures élémentaires et des structures complexes ayant été détaillé, l'objectif de cette partie est de présenter les conditions d'essais mises en place pour tester en fatigue ces différentes structures. Les différents essais sont réalisés en fatigue à grand nombre de cycles sur un intervalle de nombre de cycles compris entre 10^5 et 10^6 cycles dans les conditions de température et de pression du laboratoire.

II.3.1 Essais sur machine servo-hydraulique

La géométrie des structures élémentaires bout à bout a été choisie de manière à pouvoir tester ces structures en fatigue sur une machine d'essai servo-hydraulique Instron 8815 équipée d'un capteur d'effort de 100 kN et sans outillage particulier supplémentaire. Les essais sont réalisés en contrainte nominale imposée avec deux rapports de charge différents ($R = -1$ et $R = 0,1$). Le protocole d'essai mis en place est décrit ci-dessous :

- mise en place de la structure bout à bout entre le mors inférieur et le mors supérieur de la machine en vérifiant le bon alignement (figure II.20) ;
- serrage des mors avec une pression de 200 bar ;
- application d'une contrainte nominale moyenne positive pour les essais réalisés avec un rapport de charge $R = 0,1$;
- cyclage de la structure ; application d'une contrainte nominale alternée sous une fréquence de 15 Hz ;
- au cours de l'essai, les signaux d'effort et de déplacement du vérin sont enregistrés via un boîtier d'acquisition quantumX et le logiciel Catman (HBM) avec une

- fréquence d'échantillonnage $F_e = 20 \text{ cycle}^{-1}$;
- l'essai est arrêté pour une perte de raideur de 0,5 % de la structure. Le critère d'arrêt mis en place est décrit à la section II.3.3 ;
- une fois le critère d'arrêt atteint, sur quelques structures, la contrainte nominale maximale appliquée est augmentée de 15 – 20 % et l'essai poursuit jusqu'à rupture de la structure.

Le nombre de structures et les différents rapports de charge utilisés pour tester en fatigue les structures élémentaires bout à bout sont synthétisés à la section II.3.4.

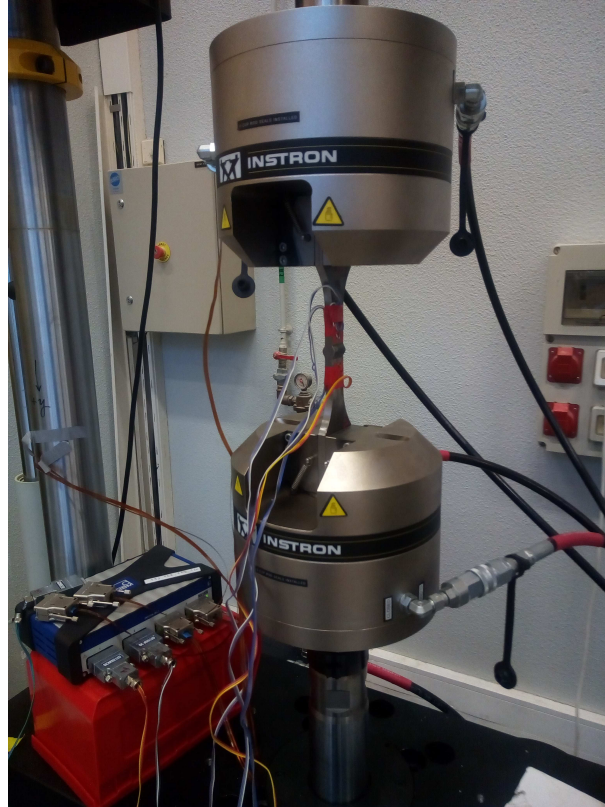


FIGURE II.20: Montage pour essais de fatigue sur structures soudées bout à bout.

II.3.2 Essais sur banc structure

Les essais sur les structures élémentaires té symétrique/té asymétrique, gousset et les structures complexes sont réalisées sur le banc d'essai multiaxial de l'IRT Jules Vernes. Les éléments mis à disposition pour ces essais sont les suivants :

- un quart de la taque : plateau STHOLLE de $10 \times 4 \text{ m}$ mètres ;
- deux vérins hydrauliques QUIRI de 100 kN ;
- deux cellules d'effort de 25 kN ;
- deux équerres CFM SCHILLER.

La figure II.21 donne une vue globale des deux bancs d'essais mis en place et utilisés pour tester en fatigue les structures soudées élémentaires et complexes.

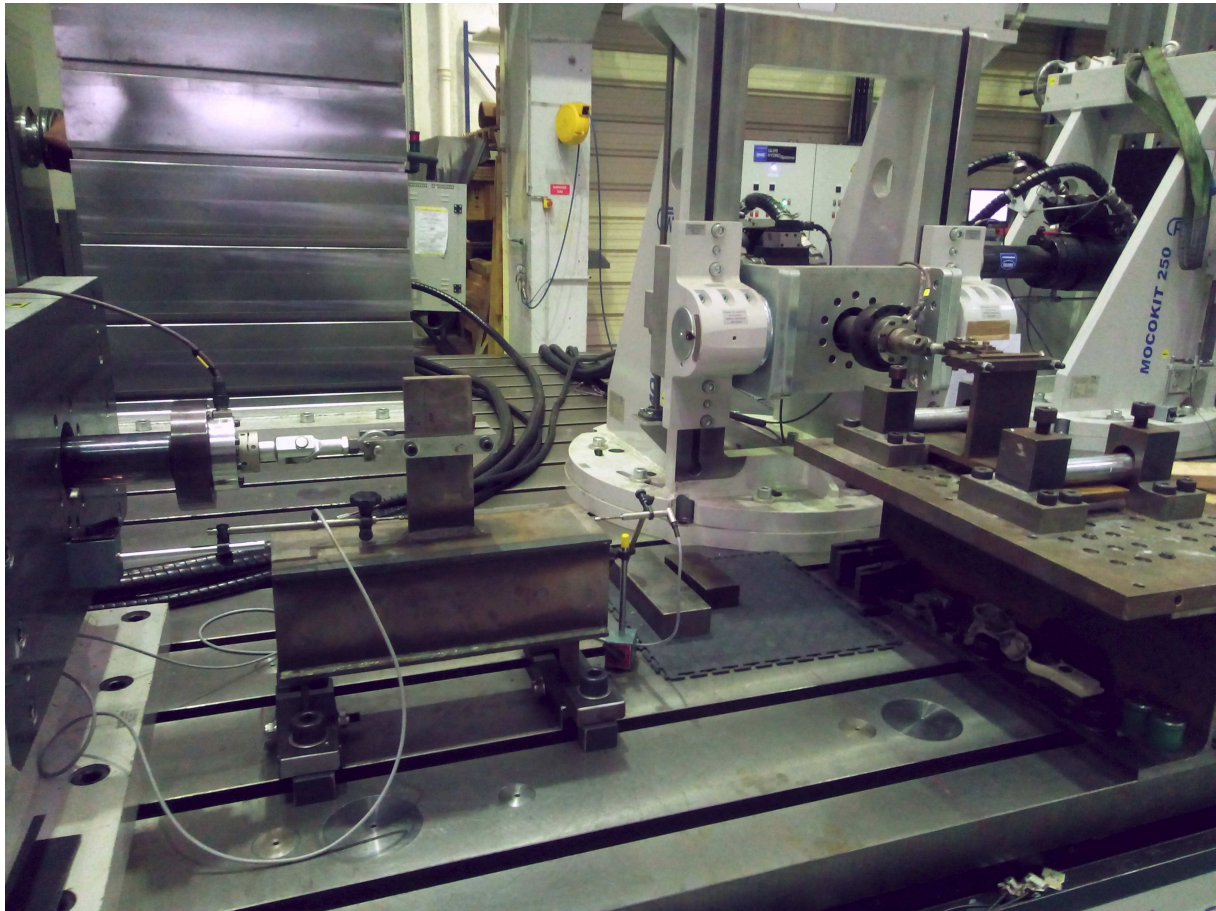


FIGURE II.21: Vue globale des deux bancs d'essai mis en place pour tester en fatigue les structures soudées élémentaires et complexes.

II.3.2.1 Essais sur structures élémentaires

En parallèle des éléments mis à disposition par l'IRT Jules Vernes, des outillages spécifiques ont été développés :

- un support inférieur pour fixer les structures à tester sur la taque ;
- des pièces de connexions réalisant la liaison entre le vérin hydraulique et les structures à tester.

Le support inférieur a été conçu et dimensionné en fatigue en amont de cette étude. Il comprend quatre rouleaux permettant de réaliser un appui linéique à 50 mm de chaque côté de la semelle dans la direction **dn** (figure II.22a). L'arrêt en translation dans la direction **dt** est assuré par deux vis réglables (figure II.22b). L'arrêt en translation dans la direction **dl** est assuré uniquement par la pression de contact au niveau des appuis linéiques.

Les pièces de connexions entre le vérin hydraulique et les structures à tester sont conçues et dimensionnées en fatigue dans le cadre de cette étude. L'acier utilisé est du 35NCD16.

Deux pièces de connexions sont fabriquées, la première adaptée aux structures élémentaires en té comme illustré sur la figure II.22 et la seconde adaptée aux structures élémentaires gousset (figure II.23). Le principe est similaire dans les deux cas. Deux mors permettent de serrer l'âme de la structure, les mors sont ensuite reliés au vérin par l'intermédiaire d'une double rotule et d'une chape vissée dans la cellule d'effort. Une cale biaise positionnée entre la chape et la cellule d'effort permet de ne pas solliciter en fatigue

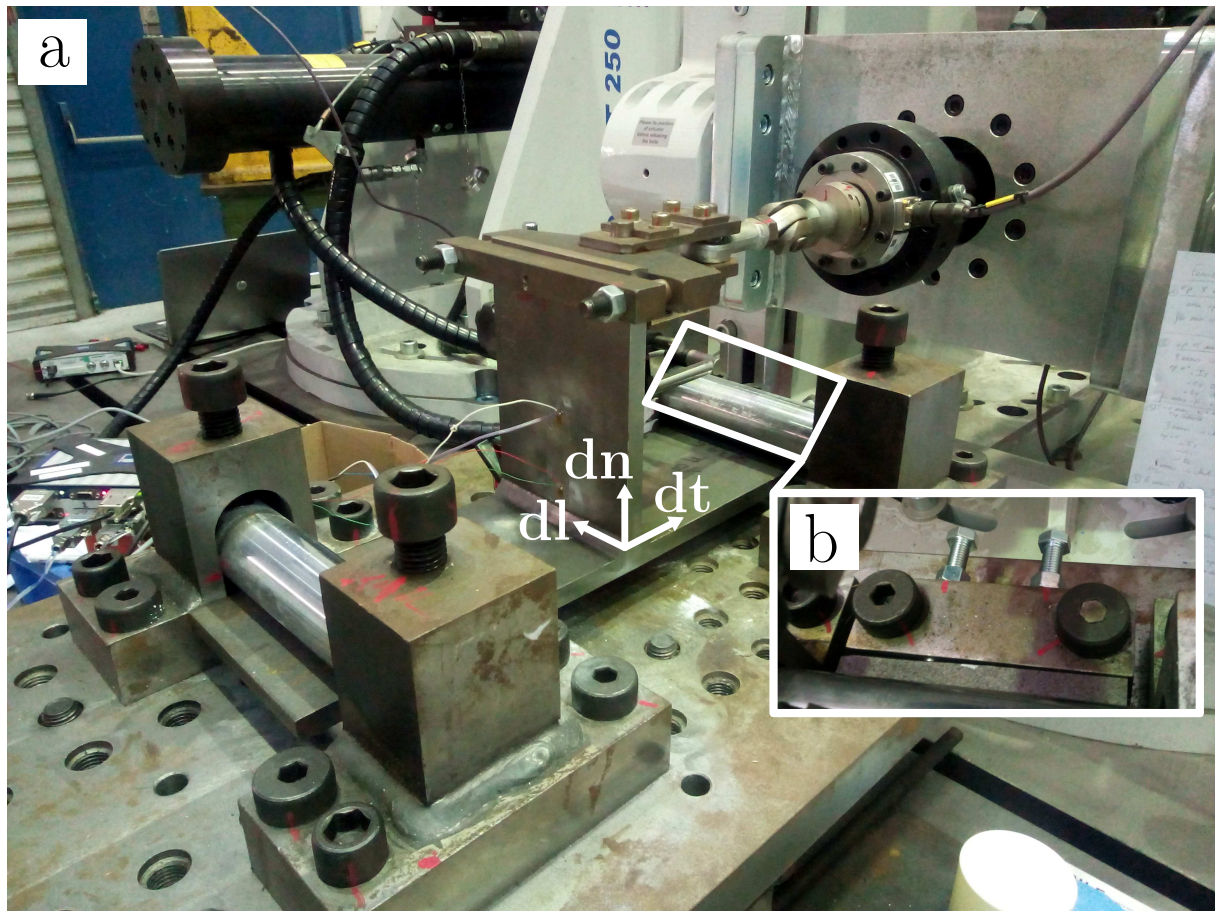


FIGURE II.22: a : montage pour essais de fatigue sur structures en té, b : deux vis à tête hexagonale permettant de régler l'arrêt en translation dans la direction dt .

l'axe fileté de la chape. L'emploi d'une double rotule permet d'imposer uniquement des efforts transverses au vérin, causés par : (i) la déflexion de la structure testée au cours de l'essai ; (ii) des désalignements éventuels.

Les essais sont réalisés en contrainte nominale ondulée de traction imposée. Le protocole d'essais mis en place est décrit ci-dessous :

- positionnement de la structure élémentaire à tester sur le banc d'essai et alignement par rapport à l'axe du vérin. La procédure mise en place pour positionner d'une manière répétable les différentes structures sur le banc d'essai est exposée en annexe B ;
- utilisation d'un capteur de déplacement LVDT HBM pour mesurer le déplacement de la structure testée au cours de l'essai. L'utilisation d'un capteur de déplacement autre que celui intégré dans le vérin hydraulique a deux intérêts : (i) une meilleure sensibilité ; (ii) la raideur de la pièce de connexion (vérin-structure) n'a pas d'influence sur l'évolution du déplacement mesuré par le capteur LVDT.
- application d'une contrainte nominale moyenne positive ;
- cyclage de la structure ; application d'une contrainte nominale alternée sous une fréquence de 4 Hz ;
- au cours de l'essai, le signal d'effort et de déplacement du LVDT est enregistré via un boîtier d'acquisition quantumX et le logiciel Catman (HBM) avec une fréquence d'échantillonnage de $F_e = 100$ Hz ;
- arrêt pour une perte de raideur de 0,5 % de la structure, modification du chargement

appliqué et poursuite de l'essai ;

Le nombre de structures et les différents rapports de charge utilisés pour tester en fatigue les structures élémentaires en té et gousset sont synthétisées à la section II.3.4.

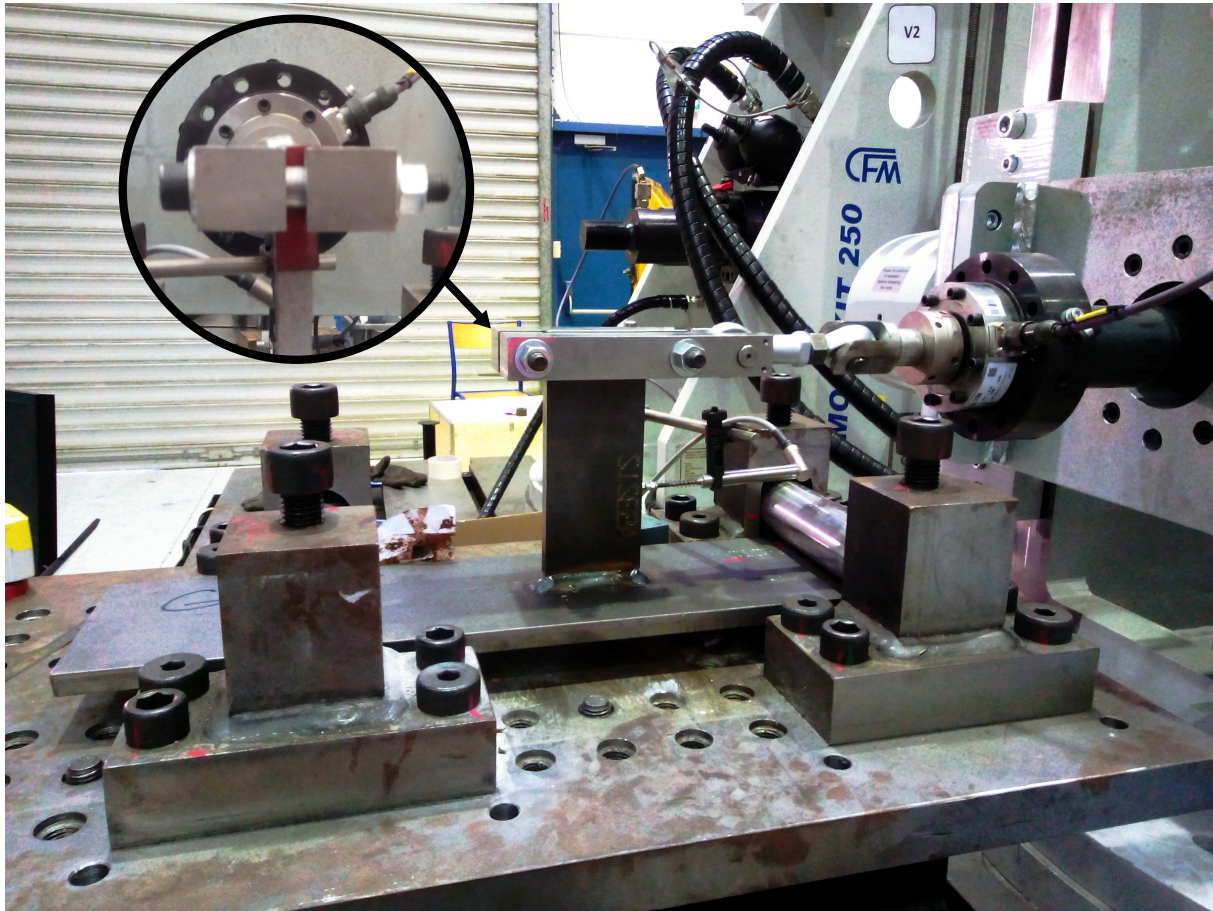


FIGURE II.23: Montage pour essais de fatigue sur structures soudées gousset.

II.3.2.2 Essais sur structures complexes

Les essais sur structures complexes sont réalisés en encastrant les deux pattes inférieures de la structure sur la taque. La liaison encastrement est réalisée en serrant chaque patte inférieure entre deux barres d'acier avec un couple de 200 N m (M16 8.8). Les deux barres d'acier sont ensuite fixées sur la taque par l'intermédiaire de deux cales serrées avec un couple de 1000 N m (M30 12.9). La pièce de connexion reliant le vérin à la structure testée est la même que celle utilisée pour tester les structures élémentaires gousset (figure II.24).

Les essais sont réalisés en contrainte nominale ondulée de traction imposée. Le protocole d'essais est similaire à celui mis en place pour tester les structures élémentaires en té et gousset. Le nombre de structures et le rapport de charge utilisé pour tester en fatigue les structures complexes est donnée à la section II.3.4.

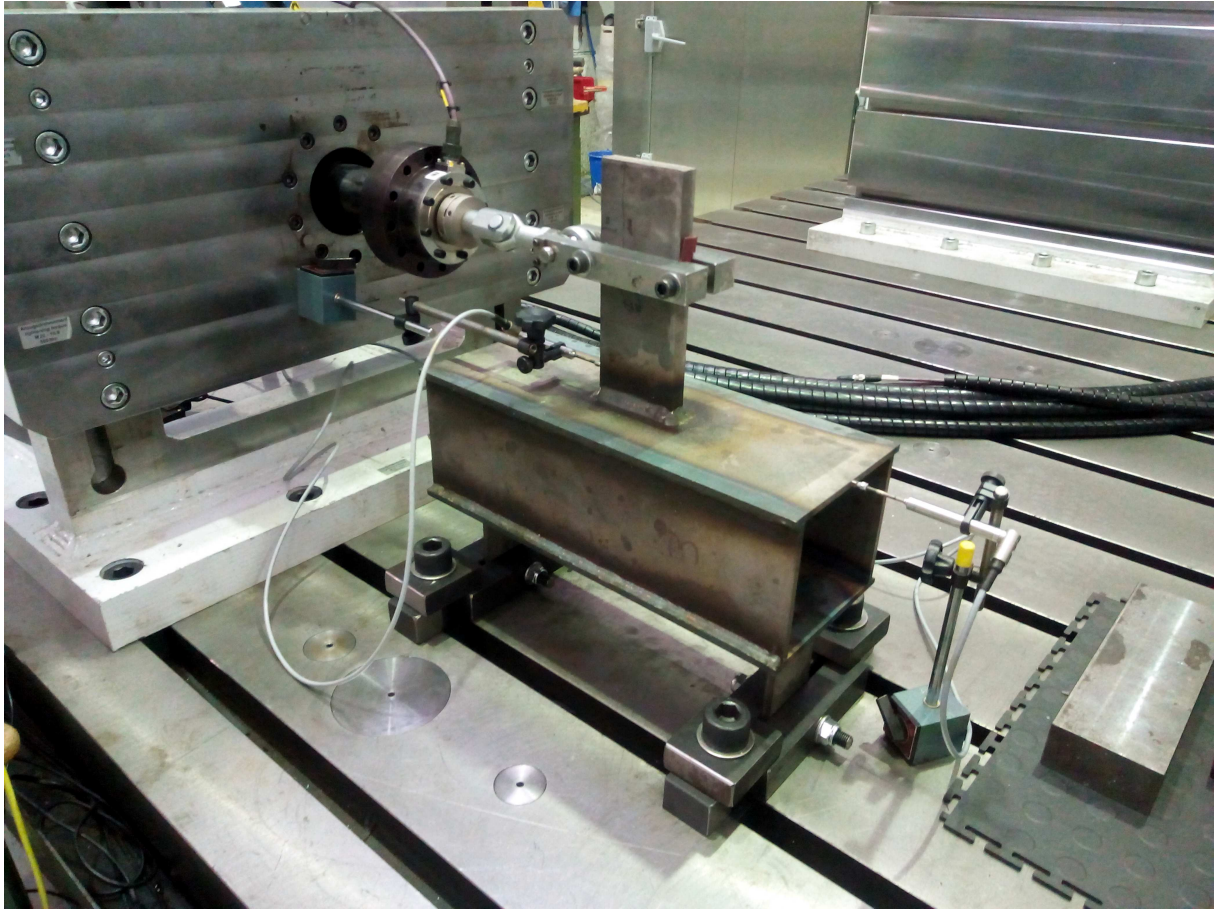


FIGURE II.24: Montage pour essais de fatigue sur structures complexes.

II.3.3 Critère d'arrêt

Les différents essais de fatigue de cette étude sont réalisés sur cinq types de structures soudées différentes et sur trois bancs d'essai différents. La comparaison de la résistance en fatigue de ces différentes structures nécessite la mise en place d'un critère d'arrêt commun et adapté à chaque type de structure. De plus, le critère d'arrêt doit permettre de détecter l'apparition de fissures de fatigue d'une manière automatique afin d'assurer une certaine répétabilité dans les mesures. Plusieurs méthodes classiquement utilisées lors d'essais sur structures soudées répondent aux différents critères. Parmi ces méthodes, l'A/DCPD (Alternating/Direct Current Potential Drop techniques) consiste à faire circuler un courant alternatif/continu constant dans la pièce testée et à mesurer l'évolution de la chute de potentiel électrique connaissant la résistance électrique initiale de la pièce. L'apparition d'une fissure se traduit par une chute de potentiel électrique [Raujol-Veillé *et al.*, 2015]. Une alternative consiste à coller des jauges de déformations à une certaine distance du pied de cordon en fonction de la méthode choisie et à mesurer l'évolution des déformations au cours de l'essai. L'apparition d'une fissure se traduit par une chute du niveau de déformation [Chapetti et Jaureguizar, 2011]. Une autre alternative consiste à mesurer l'évolution du déplacement du vérin au cours de l'essai réalisé à effort imposé. Connaissant l'effort appliqué, l'évolution de la raideur de l'ensemble peut être calculée. L'apparition d'une fissure se traduit par une chute de raideur. Un équipement de chute de potentiel n'étant pas disponible au laboratoire, le collage de jauge étant délicat et chronophage, la méthode basée sur la perte de raideur a été préférée.

La méthode mise en place pour calculer la raideur de la structure testée au cours de l'essai consiste à calculer tous les $n = 200$ cycles, la quantité

$$k_n = \frac{\sum_{i=0}^{n \times F_e} (U_i - U_m)(F_i - F_m)}{(U_i - U_m)^2} \quad (\text{II.5})$$

avec k_n la raideur équivalente de la structure sur les 200 derniers cycles, F_e la fréquence d'échantillonnage, U_i et F_i le déplacement et l'effort à l'instant i , U_m et F_m le déplacement et l'effort moyenné sur l'intervalle $n \times F_e$.

La raideur de référence correspond à la raideur équivalente maximale atteinte au cours de l'essai $\max_{\text{essai}}(k_n)$ en excluant les premières dizaines de milliers de cycles. Un signal TTL est envoyé à la baie d'acquisition lorsque la raideur courante est inférieure à $x\%$ de la raideur de référence permettant ainsi de stopper automatiquement l'essai. Une courbe de raideur enregistrée pendant un essai sur une structure gousset est donnée sur la figure II.25.

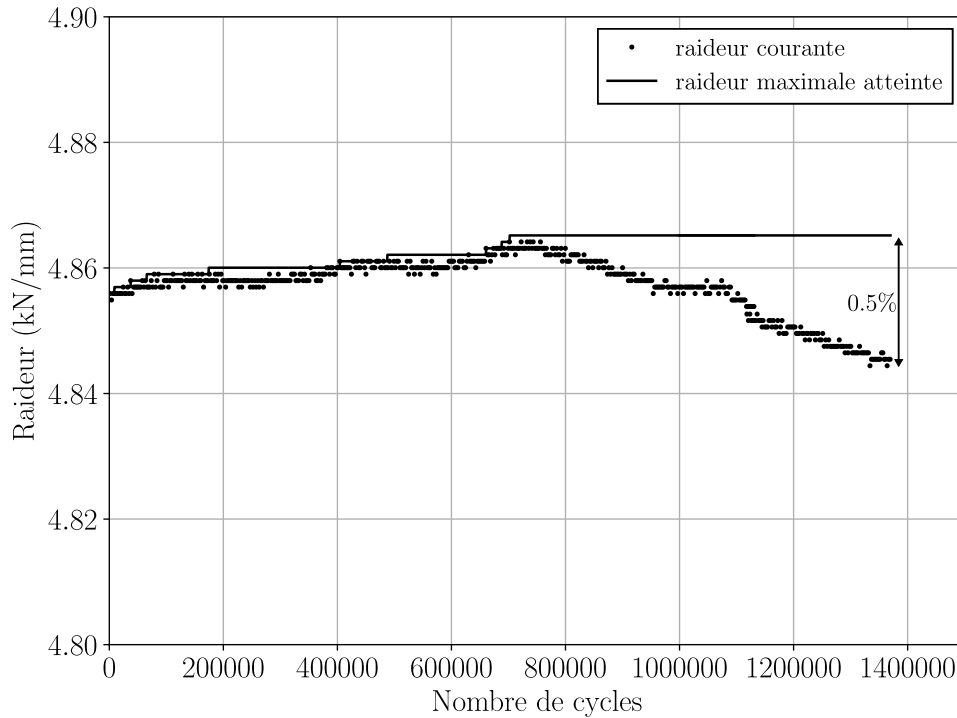


FIGURE II.25: Évolution de la raideur au cours d'un essai sur une structure gousset.

Manitou réalise des essais de fatigue sur structures réelles pour valider les nouvelles conceptions de flèches. Les structures sont peintes en blanc et inspectées visuellement au cours de l'essai. Une fissure en surface du pied de cordon de longueur 10 à 20 mm signe la fin de l'essai. Le critère d'arrêt mis en place dans cette étude a été calibré en cohérence avec le critère d'arrêt utilisé sur structures réelles.

La géométrie locale au niveau du pied de cordon étant très accidentée, la détection de fissures de longueur 10 à 20 mm n'est pas toujours aisée. Plusieurs méthodes de contrôle non destructif au cours de plusieurs essais ont été confrontées. L'utilisation de ressuage fluorescent (figure II.26) et le contrôle par courants de Foucault ont permis d'identifier qu'une perte de raideur de 0,5 % correspondait à une longueur de fissure en surface de l'ordre de 10 à 20 mm. Une fois la chute de raideur atteinte un marquage du front de fissure par modification de la contrainte maximale appliquée a permis de mesurer la longueur de fissure en surface a posteriori et ainsi valider le critère d'arrêt.

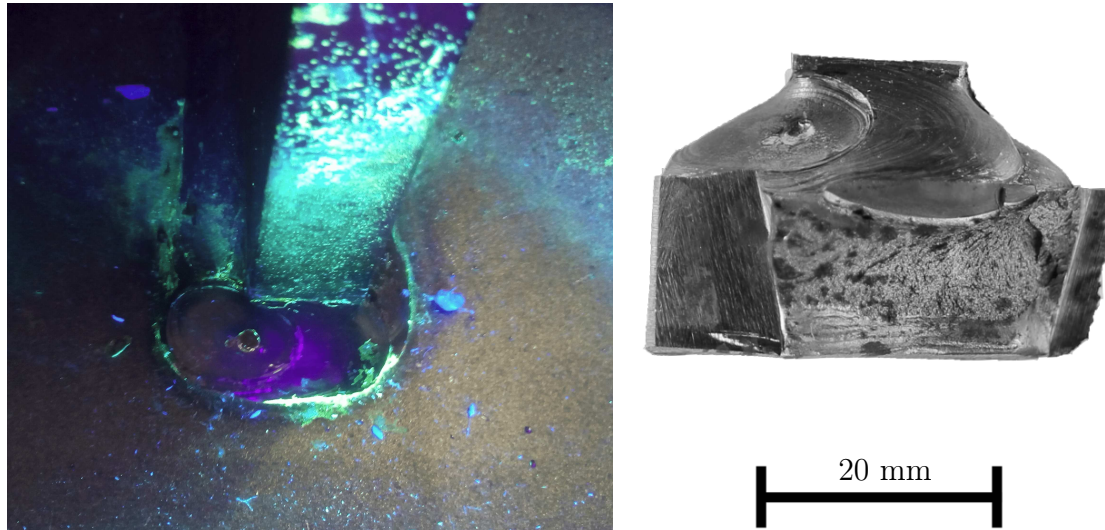


FIGURE II.26: Utilisation de ressuage fluorescent pour visualiser la longueur de la fissure de fatigue en surface et le faciès de rupture correspondant. Images prises sur une structure gousset.

II.3.4 Bilan des conditions d'essais

Le tableau suivant présente les différents essais de fatigue réalisés dans cette étude.

Nom structure	Épaisseur tôles (mm)	Structures testées	Rapport de charge
bout à bout	8	10	0,1
	8	7	-1,0
té symétrique	8	10	0,1
	15	16	0,1
	15	4	0,4
té asymétrique	15	5	0,1
gousset	15	17	0,1
structure complexe	8, 10, 20	4	0,1

TABLEAU II.5: Tableau récapitulatif des différents essais de fatigue réalisés sur cinq structures soudées différentes

II.4 Caractérisation des joints soudés

Les essais de fatigue présentés précédemment permettent d'accéder à une estimation quantitative de la résistance en fatigue à grand nombre de cycles des différentes structures étudiées. L'identification des principaux paramètres influençant la tenue en fatigue nécessite des mesures de caractérisation complémentaires. La géométrie locale du pied de cordon [Hentschel *et al.*, 1990], le niveau de contraintes résiduelles [Harati *et al.*, 2015] introduit par l'opération de soudage et l'hétérogénéité du matériau au niveau de la zone soudée

sont souvent présentés comme influant sur la tenue en fatigue des structures soudées et méritent d'être caractérisés [Farajian *et al.*, 2010; Ladinek *et al.*, 2018].

II.4.1 Mesures topographiques de surface

Localement, au niveau des pieds et racines de cordon, la topographie est accidentée et difficilement mesurable. Différentes méthodes destructives ou non destructives permettent néanmoins d'en capter les principales caractéristiques. Lautrou [2007] photographie le cordon de soudure dans son plan transverse, mesure le profil au niveau du pied de cordon et estime ensuite l'angle du flan et l'angle de raccordement [Dal Cero Coehlo, 2014]. Cette technique est fortement dépendante de l'état de surface laissé après découpe des structures soudées et nécessite de réitérer l'opération plusieurs fois au long du cordon de soudure pour en capter les variations. Une approche alternative consiste à numériser en partie ou la totalité de la surface de la structure soudée à l'aide d'un profilomètre mécanique (1D) [Lieurade *et al.*, 2008], d'un profilomètre laser (2D) [Schork *et al.*, 2018] ou d'un scanner optique (3D) [Schubnell *et al.*, 2020]. Ces trois méthodes sont applicables uniquement au niveau du pied de cordon, sont fortement dépendantes de la résolution des appareils utilisés et du post-traitement effectué [Schubnell *et al.*, 2020]. À partir des mesures de profilométrie, il est ensuite possible d'extraire certaines caractéristiques géométriques comme mentionné précédemment.

Le laboratoire disposant d'un scanner optique Atos Core, la topographie de surface des différentes structures soudées est numérisée (figure II.27). La surface numérisée est ensuite maillée, simplifiée et insérée dans un modèle CAO. Ces différentes étapes sont décrites en annexe E. La topographie de surface mesurée sur une structure élémentaire té est donnée sur la figure II.28.

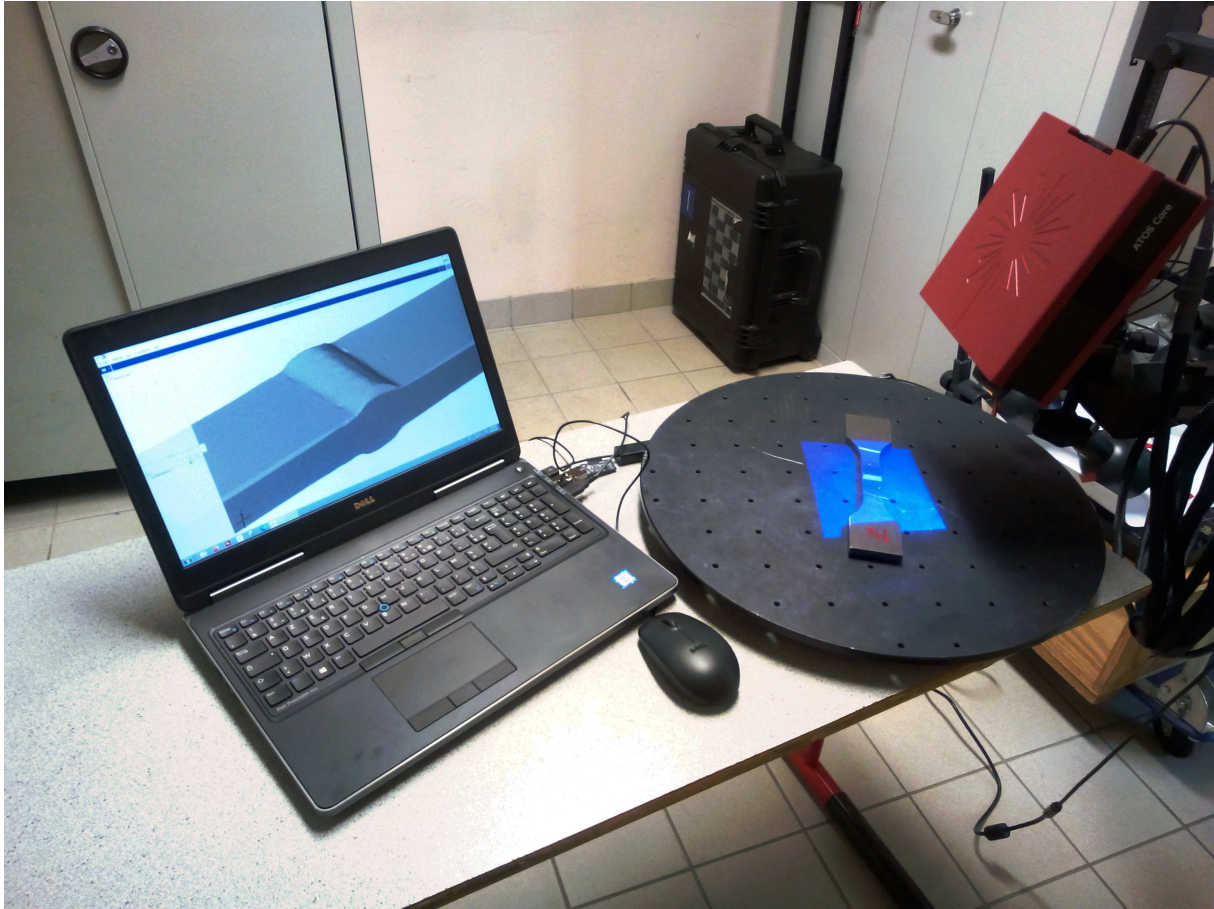


FIGURE II.27: Camera 3D Atos Core utilisé pour mesurer la topographie de surface au niveau du pied de cordon sur une structure soudée bout à bout.

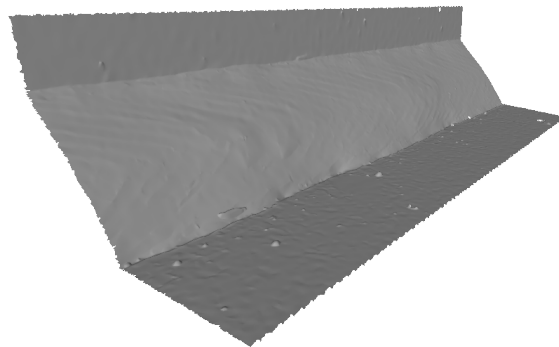


FIGURE II.28: Topographie de surface mesurée sur une structure élémentaire té.

II.4.2 Analyses des contraintes résiduelles

Caractériser le champ de contraintes résiduelles d'ordre 1 au niveau d'un pied de cordon de soudure de plusieurs centimètres de long est totalement illusoire tant le nombre de mesures serait important. L'approche utilisée ici consiste plutôt à choisir un ou deux

sites d'amorçage de fissure de fatigue potentiels et de réaliser des analyses ponctuelles dans ces zones. Un diffractomètre à rayons X Bruker (figure II.29) est utilisé avec comme paramètres :

- plans réticulaires $\{211\}$;
- longueur d'onde $\text{Cr K}\alpha$;
- diamètre du faisceau 0,5 mm ;
- temps d'exposition 2-3 secondes.

Les analyses sont réalisées en surface à des positions variant de 0 mm à 1,5 mm dans la direction normale au pied de cordon. Les contraintes résiduelles sont analysées avant et après essais pour évaluer l'influence du chargement sur leurs évolutions. Les dimensions des structures soudées étant trop importantes par rapport à la place disponible dans le diffractomètre, elles sont découpées. En conséquence, les analyses avant et après essais de fatigue sont réalisées sur des structures différentes.

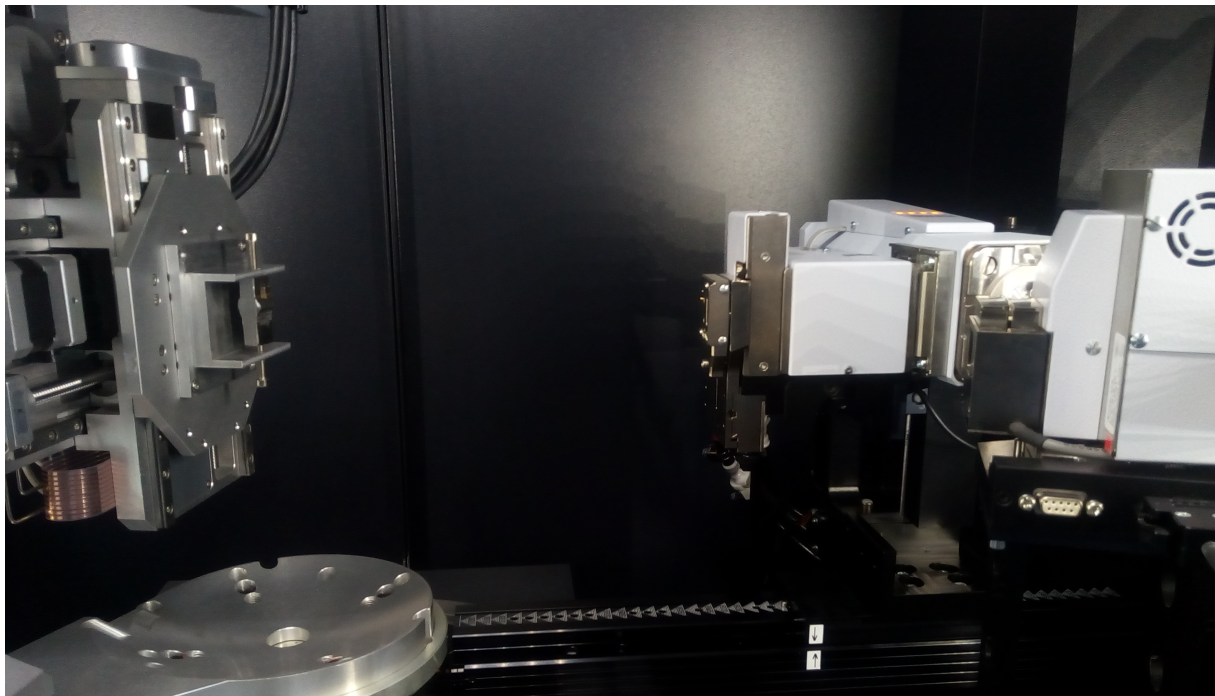


FIGURE II.29: Diffractomètre à rayons X Bruker utilisé pour l'analyse des contraintes résiduelles.

II.4.3 Mesures de microdureté

Caractériser les matériaux au niveau des pieds et racines de cordon est délicat pour deux principales raisons : (i) les zones en question sont très localisées en proche surface et de petites dimensions ; (ii) le matériau au niveau de la zone soudée est hétérogène. Les caractéristiques mécaniques locales peuvent cependant être estimées en prélevant de microéprouvettes de traction en ZAT [Kursten et Gaggiano, 2017], en imposant des traitements thermiques à un barreau de matériau de base pour obtenir une ZAT simulée [Bilat, 2007; Erny, 2010; Guo *et al.*, 2018; Giraud *et al.*, 2020a] ou en réalisant des essais de micro-indentation instrumentés [Jung *et al.*, 2015]. L'élaboration d'une ZAT simulée n'ayant pas été envisagée dans cette étude et le laboratoire ne disposant pas d'un microduremètre instrumenté, seuls des profils de duretés sont réalisés sur plusieurs structures soudées avant

et après essais de fatigue. L'objectif étant de déceler une éventuelle plasticité confinée causée par le chargement appliqué. Les paramètres utilisés pour la microindentation sont les suivants :

- indenteur pyramidal (dureté Vickers) ;
- charge appliquée : 200 gforce ;
- temps de maintien 10 s ;
- espacement entre chaque empreinte : trois fois la taille de l'empreinte.

II.5 Conclusions

Dans ce chapitre, les protocoles de fabrication des différentes structures soudées sont présentés ainsi que les différents bancs d'essai de fatigue mis en place. Cinq structures différentes sont fabriquées selon les standards Manitou en essayant de conserver au mieux des conditions de fabrication et des paramètres de soudages similaires. La campagne d'essais de fatigue nécessite la mise en place de banc d'essai adaptés à chaque type de structure soudée. La conception et le dimensionnement des différents bancs d'essais utilisés pour tester les structures en té, gousset et les structure complexe sont réalisés dans le cadre de cette étude.

Les différents essais de fatigue sur les structures soudées sont aussi réalisés dans le cadre de cette étude. Des conditions d'essais et un critère d'arrêt identique sont utilisés pour chaque type de structures soudées. Ces essais sont complétés par des mesures locales au niveau des pieds et racines de cordon pour caractériser les paramètres les plus influents sur la résistance en fatigue des structures soudées étudiées.

Chapitre III

Comportement en fatigue à grand nombre de cycles de différentes structures élémentaires soudées

Sommaire

II.1	Matériau de base et procédé de soudage	42
II.1.1	Acier S355MC	42
II.1.2	Caractéristiques métallurgiques	42
II.1.3	Caractéristiques mécaniques statiques	43
II.1.4	Résistance en fatigue	44
II.1.5	Procédé de soudage	48
II.2	Protocoles de fabrication des différentes structures soudées	49
II.2.1	Structures élémentaires	51
II.2.1.1	Bout à bout	51
II.2.1.2	Té symétrique/Té asymétrique	52
II.2.1.3	Gousset	54
II.2.2	structures complexes	55
II.3	Conditions d'essais	57
II.3.1	Essais sur machine servo-hydraulique	57
II.3.2	Essais sur banc structure	58
II.3.2.1	Essais sur structures élémentaires	59
II.3.2.2	Essais sur structures complexes	61
II.3.3	Critère d'arrêt	62
II.3.4	Bilan des conditions d'essais	64
II.4	Caractérisation des joints soudés	64
II.4.1	Mesures topographiques de surface	65
II.4.2	Analyses des contraintes résiduelles	66
II.4.3	Mesures de microdureté	67
II.5	Conclusions	68

Les résultats de la campagne d'essais expérimentale visant à caractériser la tenue en fatigue à grand nombre de cycles des structures soudées Manitou sont présentés dans ce chapitre. Les résultats obtenus sont ensuite exploités de manière à identifier les principaux facteurs gouvernant l'amorçage de fissure de fatigue.

Dans un premier temps, des observations macrographiques et micrographiques sont réalisées sur des cordons de différentes structures élémentaires pour valider la qualité des soudures. Ensuite, les résultats de caractérisation au niveau des pieds et de la racine du cordon des différentes structures élémentaires sont présentés. Ils regroupent des observations métallographiques et des mesures de microdureté réalisées dans les différentes zones constitutives de la zone soudée. Ces données sont complétées par des analyses de contraintes résiduelles réalisées en surface au niveau du pied de cordon. Les mesures de microdureté et les analyses de contraintes résiduelles sont réalisées avant et après essai pour évaluer l'incidence de la sollicitation appliquée sur les propriétés mécaniques locales.

Dans un second temps, les résultats d'essais de fatigue sont exposés. Les diagrammes de Wöhler sont tracés avec les méthodes de la contrainte nominale et d'entaille équivalente (locale) selon les recommandations de l'IIW [Hobbacher, 2015]. Ensuite, la résistance à la fatigue calculée avec ces deux méthodes est comparée de manière à identifier les principaux facteurs affectant la résistance en fatigue des structures soudées. Les faciès de rupture et des coupes transverses réalisées au niveau des zones fissurées sont observés pour déterminer la position des sites d'amorçage par rapport : (i) à la géométrie locale ; (ii) à l'interface entre la zone affectée thermiquement et la zone fondue.

Dans un souci de simplicité, les notations suivantes sont utilisées dans la suite du rapport pour nommer les différentes structures élémentaires étudiées.

Dénomination des différentes structures élémentaires étudiées

BW08 : structure élémentaire bout à bout, épaisseur des tôles 8 mm ;

T08 : structure élémentaire té symétrique, épaisseur des tôles 8 mm ;

T15 : structure élémentaire té symétrique, épaisseur des tôles 15 mm ;

TR15 : structure élémentaire té asymétrique, épaisseur des tôles 15 mm ;

G15 : structure élémentaire gousset, épaisseur des tôles 15 mm.

Structures élémentaires testées avec un rapport de charge $R = x$

Nom structure élémentaire Rx ;

Exemple : BW08R01 : structure élémentaire bout à bout testée avec un rapport de charge $R = 0,1$.

III.1 Caractérisation des différentes structures élémentaires

III.1.1 Qualité et conformité des soudures selon les standards de Manitou

À l'instar de n'importe quel procédé de fabrication, le soudage est caractérisé par des défauts de nature différente en fonction du procédé de soudage utilisé. Les principaux défauts de soudage associés au procédé par fusion rencontrés selon la norme Iso 5817 sont :

- la géométrie du cordon ne satisfaisant pas les standards imposés ;
- un manque de pénétration ;
- un manque de fusion (collage) ;
- des fissures ;
- des soufflures ou des cavités ;
- des inclusions.

Des coupes transverses au cordon de soudure sont réalisées sur les différentes structures élémentaires avant essai pour vérifier l'absence de défauts de soudage au niveau des pieds et de la racine de cordon. D'un point de vue géométrique, la hauteur de gorge apparente, la hauteur de gorge efficace et l'angle de raccordement en pied de cordon sont vérifiés. L'analyse des macrographies de soudure réalisées sur les différentes structures élémentaires est regroupée dans l'annexe C.

Les différents cordons de soudure sont globalement conformes aux standards de Manitou. La pénétration au niveau des jambes de cordon est cependant faible ($0,2 - 0,3$ mm) sur les structures élémentaires gousset. De ce fait, des observations au microscope optique du pied de cordon de deux structures élémentaires gousset sous un plus fort grossissement $\times 1000$ ont été réalisées pour vérifier la bonne pénétration des soudures. La figure III.1 présente ces résultats. Une fissure est souvent observée à l'interface entre la zone fondue et la zone affectée thermiquement au niveau du bouclage. Ces fissures mesurent respectivement $24\text{ }\mu\text{m}$ et $59\text{ }\mu\text{m}$, correspondant à la plus courte distance entre la pointe de fissure et la surface.

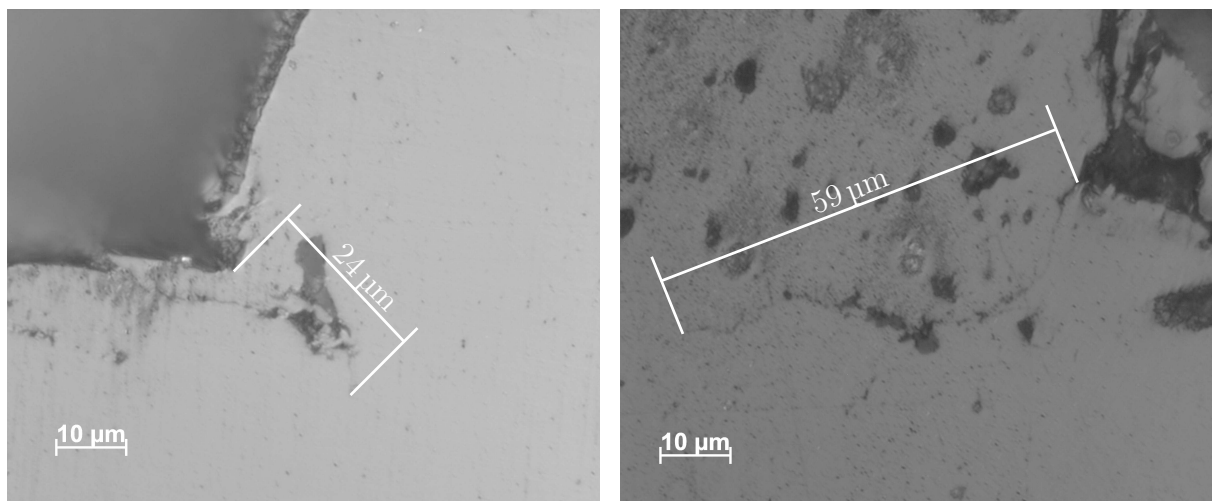


FIGURE III.1: Fissures initiales au niveau de l'interface entre la zone affectée thermiquement et la zone fondue observées sur deux structures élémentaires gousset au microscope optique, grossissement $\times 1000$.

Ces observations ont conduit à réaliser un exercice similaire sur les structures bout à bout, té 8 symétrique, té 15 symétrique, té asymétrique. Les différentes observations microscopiques sont présentées à la figure III.2. L'état de surface en pied de cordon rend difficile l'analyse à un grossissement $\times 1000$. Par conséquent, il n'est pas possible de conclure de manière certaine à l'absence de fissures initiales au niveau des différents pieds de cordon. Cependant, ces différentes observations ne permettent pas d'identifier non plus des fissures de formes et de tailles similaires à celles observées sur les structures élémentaires gousset. L'observation microscopique réalisée au niveau de la racine de la structure té asymétrique est présentée sur la figure III.2 d. La géométrie locale est comparable à une fissure initiale qui dans ce cas a pour origine la position de l'âme par rapport à la semelle lors du soudage (assemblage sans jeu).

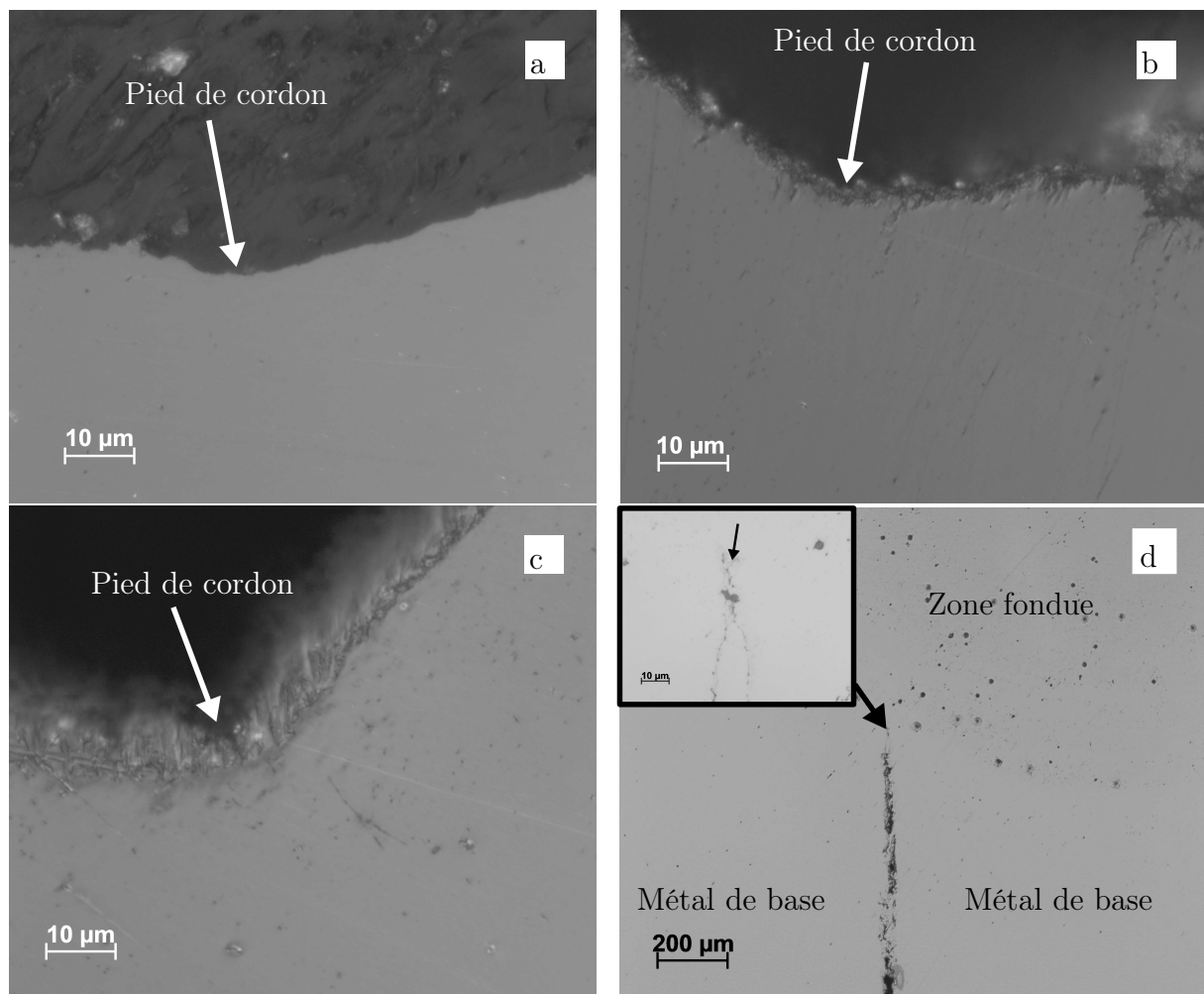


FIGURE III.2: Observations au microscope optique, grossissement $\times 1000$ réalisées au niveau du pied de cordon sur les structures élémentaires a : bout à bout, b : té 8 symétrique, c : té 15 symétrique et au niveau de la racine sur la structure d : té asymétrique.

La présence de fissures initiales sur les structures élémentaires gousset est difficile à expliquer et peut provenir de plusieurs facteurs. Les hypothèses envisagées sont les suivantes :

- un léger affaissement du cordon de soudure sous l'effet de la gravité. La partie affaissée se serait déposée sur le métal de base sans réelle pénétration. Le cordon serait localement collé ;

- lors du refroidissement, des contraintes internes trop importantes au niveau du cordon de soudure conduiraient à une fissuration locale.

III.1.2 Microstructure au niveau de la zone soudée

La figure III.3 présente une vue globale de la microstructure au niveau d'un cordon de soudure. Les trois zones caractéristiques sont visibles :

- a : la passe de métal fondue ;
- b : la zone affectée thermiquement ;
- c : le métal de base.

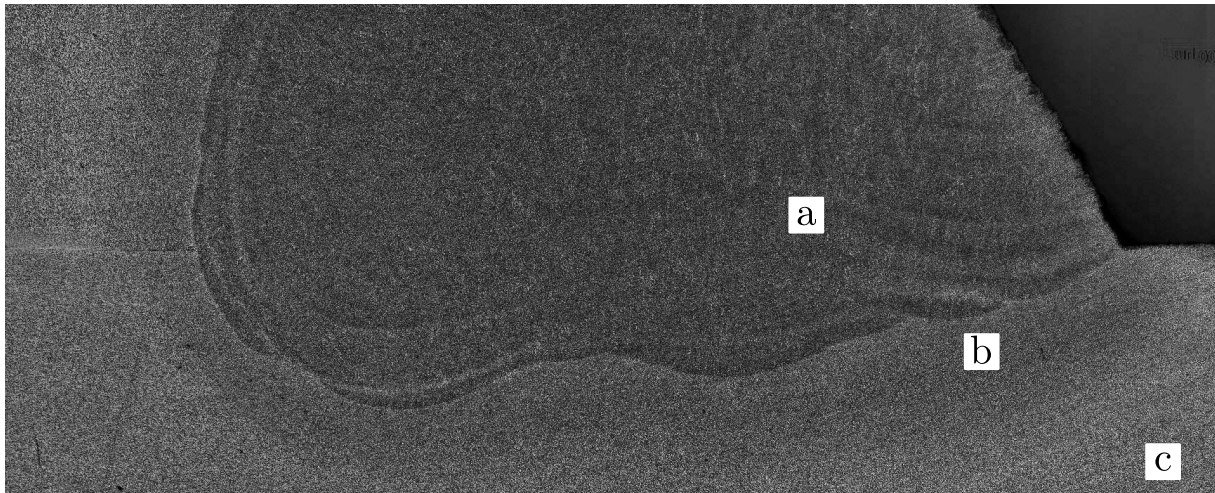


FIGURE III.3: Microstructure au niveau d'un cordon de soudure. a : zone fondue, b : zone affectée thermiquement, d : métal de base.

Des micrographies réalisées dans ces trois zones, avec des grossissements de $\times 50$ et $\times 100$, donnent un aperçu de l'évolution de la microstructure de la zone fondue jusqu'au métal de base.

Les principales caractéristiques du métal de base ont été présentées à la section II.1.2. Pour rappel la taille moyenne des grains est calculée à partir de la plus grande distance à l'intérieur d'un grain et d'un échantillon de 50 grains. Une taille moyenne de $13\text{ }\mu\text{m}$ est observée sur la microstructure du métal de base

La microstructure au niveau de la zone affectée thermiquement présentée sur la figure III.4 n'est pas uniforme, résultant des différents cycles thermiques imposés pendant l'opération de soudage. Proche du métal de base non affecté thermiquement, la microstructure (figure III.4a) est composée de ferrite et de perlite avec une taille de grains (en moyenne $9\text{ }\mu\text{m}$) légèrement inférieure à celle observée au niveau du métal de base. La diminution de la taille des grains est associée à un traitement thermique durant lequel la température de transformation Ac_1 est atteinte pendant le cycle thermique. La ferrite et la perlite commencent à se transformer en austénite sans atteindre la température de transformation Ac_3 [Williams *et al.*, 1970], [Zavdoveev *et al.*, 2020].

Proche de la zone fondue, la microstructure de la zone affectée thermiquement (figure III.4b) est composée de ferrite et de perlite avec une taille de grains très hétérogène, caractérisée par deux populations de grains de tailles moyennes respectives de $6\text{ }\mu\text{m}$ et $42\text{ }\mu\text{m}$. Cette hétérogénéité est associée à un traitement thermique durant lequel la température de transformation Ac_3 est atteinte et la totalité de la perlite et de la ferrite

s'est transformée en austénite. La vitesse de refroidissement étant rapide, l'austénite se transforme principalement en bainite (agrégat : gros grains) et quelques grains de perlite précipitent (grains de petite taille) [Liu *et al.*, 2007].

La microstructure au niveau de la zone fondue est sous la forme de ferrite aciculaire. Elle se caractérise par des anciens grains d'austénite primaire à l'intérieur desquels des petits grains de ferrite en forme d'aiguille ont germé à partir d'inclusions non métalliques [Sarma *et al.*, 2009].

Le tableau III.1 récapitule les tailles moyennes des grains de ferrite et les écarts types associés mesurés dans les différentes zones constitutives de la soudure.

Zone de mesure		Taille (μm)	Écart type (μm)
MB		13	6
ZAT-MB		9	3
ZAT-ZF	petits grains	6	3
	gros grains	42	13
ZF	austénite primaire	310	130
	aiguille de ferrite	9	5

TABLEAU III.1: Tableau récapitulatif des différentes tailles de grains de ferrite au niveau du métal de base (MB), de la zone affectée thermiquement (ZAT) et dans la zone fondue (ZF). Un échantillon de 50 grains est considéré.

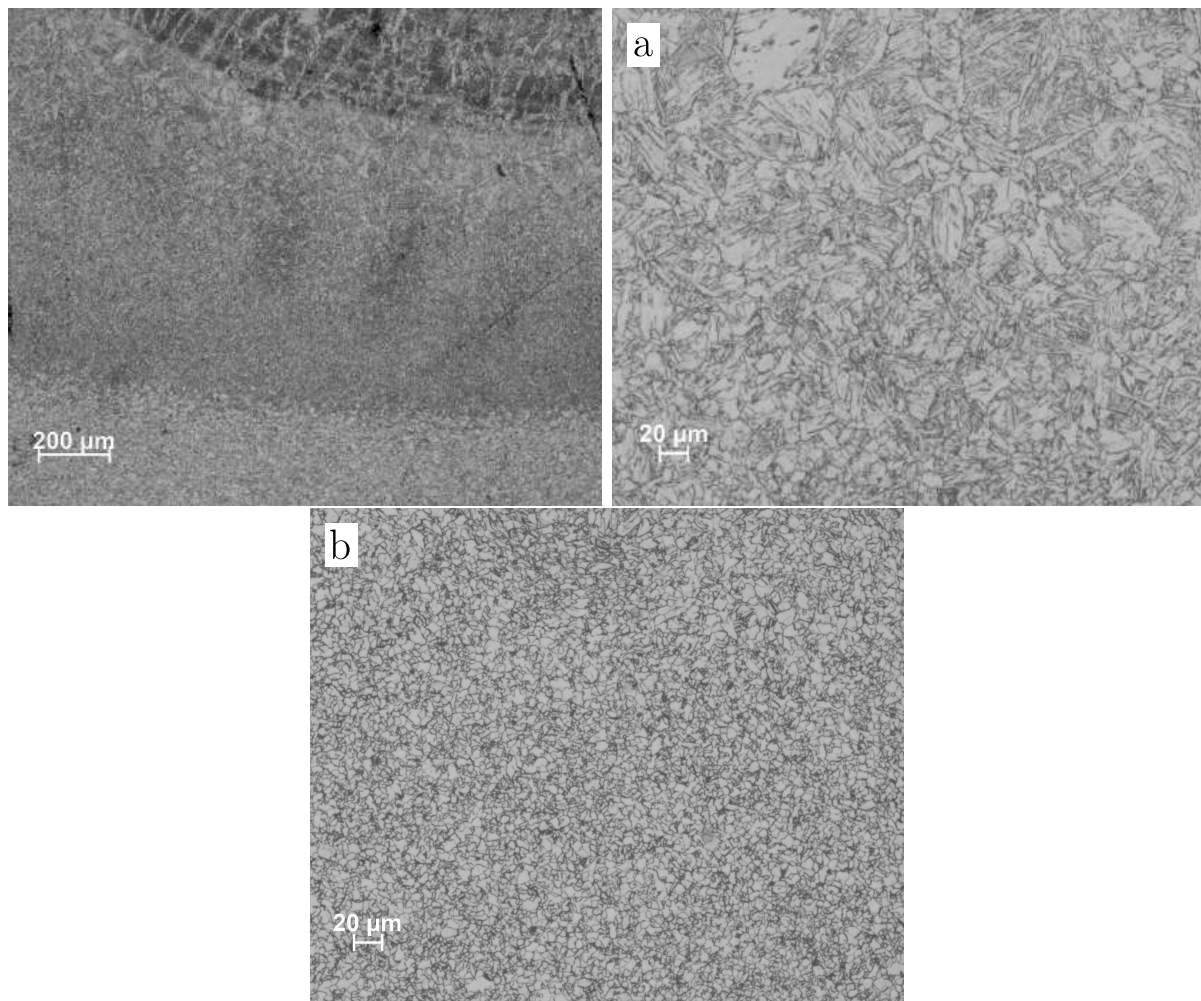


FIGURE III.4: Microstructure de la zone affectée thermiquement observée au microscope optique après polissage miroir et attaque chimique au Nital 4 %. a : microstructure proche de l'interface entre la zone affectée thermiquement et la zone fondue ; b : microstructure proche de l'interface entre la zone affectée thermiquement et le métal de base.

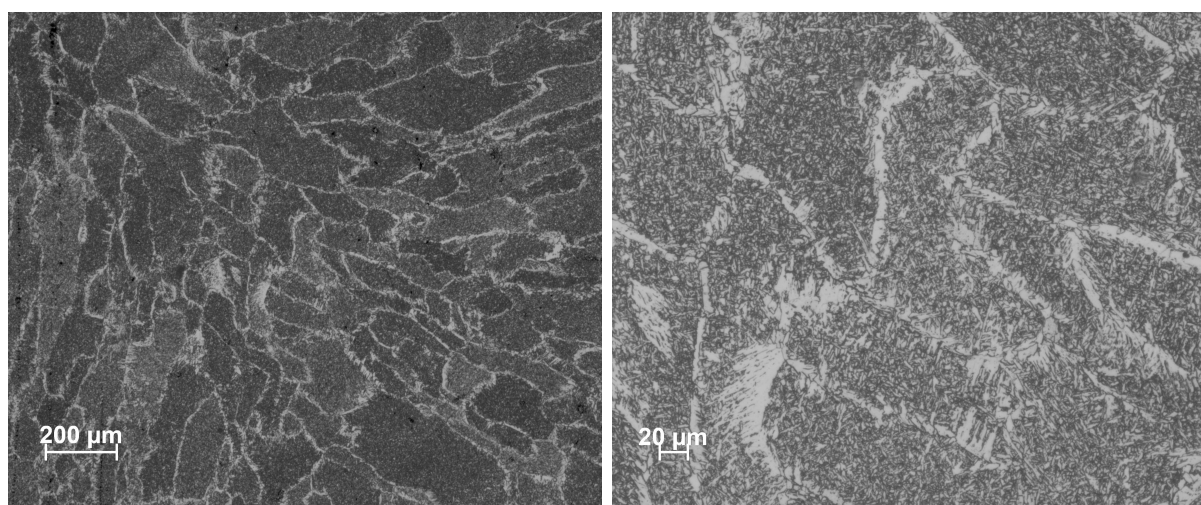


FIGURE III.5: Microstructure de la zone fondue observée au microscope optique après polissage miroir et attaque chimique au Nital 4 %.

III.1.3 Mesures de microdureté

Les résultats précédents montrent les variations importantes de la taille des grains au niveau des différentes zones constituant le cordon de soudure, mais ne donnent pas d'information sur les caractéristiques mécaniques locales. Des cartographies de microdureté sont donc réalisées avant et après essais de fatigue au niveau du pied ou de la racine du cordon le plus sollicité. Ces mesures ont pour objectifs : (i) de caractériser l'hétérogénéité du champ de dureté entre la zone affectée thermiquement et la zone fondue sur chaque structure élémentaire ; (ii) d'évaluer si le chargement appliqué lors des essais de fatigue à 10^6 cycles impacte le champ de dureté initial. Les structures devant être détruites avant de réaliser les mesures de microdureté, les mesures avant et après essais sont effectuées sur des structures différentes.

Entre 40 et 50 micro-indentations sont exploitables, en fonction de la structure élémentaire considérée, sur une surface de $3,2 \text{ mm}^2$. En arrière-plan des différentes figures, une image de la coupe transversale sur laquelle ont été faites les mesures est insérée permettant de visualiser pour chaque valeur de microdureté Vickers sa position par rapport au pied ou à la racine du cordon. Les valeurs de microdureté sont exprimées suivant une échelle de couleurs allant du bleu 150 HV au rouge foncé 250 HV. Dans la suite de ce paragraphe, les mesures de microdureté réalisées sur les différentes structures sont comparées. Ces comparaisons sont faites à partir d'un échantillon relevé dans un cercle de rayon 0,5 mm centré sur l'interface entre la zone affectée thermiquement et la zone fondue au niveau du pied ou de la racine du cordon, comme explicité sur la figure III.6. Le rayon de 0,5 mm a été choisi de manière à : (i) définir une zone de mesure de géométrie similaire, avec une position par rapport au pied ou à la racine de cordon identique entre les différentes structures élémentaires ; (ii) maximiser le nombre de mesures prises en compte ; (iii) négliger le gradient de dureté en zone affectée thermiquement.

Les différentes cartographies de microdureté sont présentées sur les figures III.7 à III.10. D'un point de vue global, le niveau de dureté est généralement plus élevé 17 % au niveau de la zone fondue 229 HV qu'au niveau de la zone affectée thermiquement 190 HV sur les structures té 15 symétrique (figure III.8a) et té asymétrique (figure III.10a). Le champ de dureté sur les structures bout à bout (figure III.7a) et gousset (figure III.9) est plus homogène, un écart de 4,4 % est constaté entre la zone affectée thermiquement 196 HV et la zone fondue 205 HV. Ces résultats montrent aussi que l'hétérogénéité du niveau de dureté observée sur les structures té 15 symétrique et té asymétrique provient majoritairement d'une zone fondue plus dure.

L'influence du chargement appliqué sur l'évolution du niveau de microdureté en zone affectée thermiquement et en zone fondue est aussi comparée sur les différentes structures élémentaires. Pour ce faire, l'écart relatif e^{HV} est défini tel que :

$$e^{HV} = \frac{|(HV_0 - HV_{10^6})|}{HV_0} \quad (\text{III.1})$$

avec HV_0 la dureté moyenne sur la structure non testée et HV_{10^6} la dureté moyenne sur la structure testée. La figure III.11 présente ces résultats. L'écart relatif est de 7,5 % en zone affectée thermiquement et 8,9 % en zone fondue sur la structure té 15 symétrique $R = 0,4$. Ces résultats traduisent une évolution des caractéristiques mécaniques locales au cours de l'essai de fatigue résultant de l'écrouissage du matériau. L'écart relatif calculé sur les autres configurations étant plus faible, inférieur à 3,5 %, il est plus difficile de tirer des conclusions similaires.

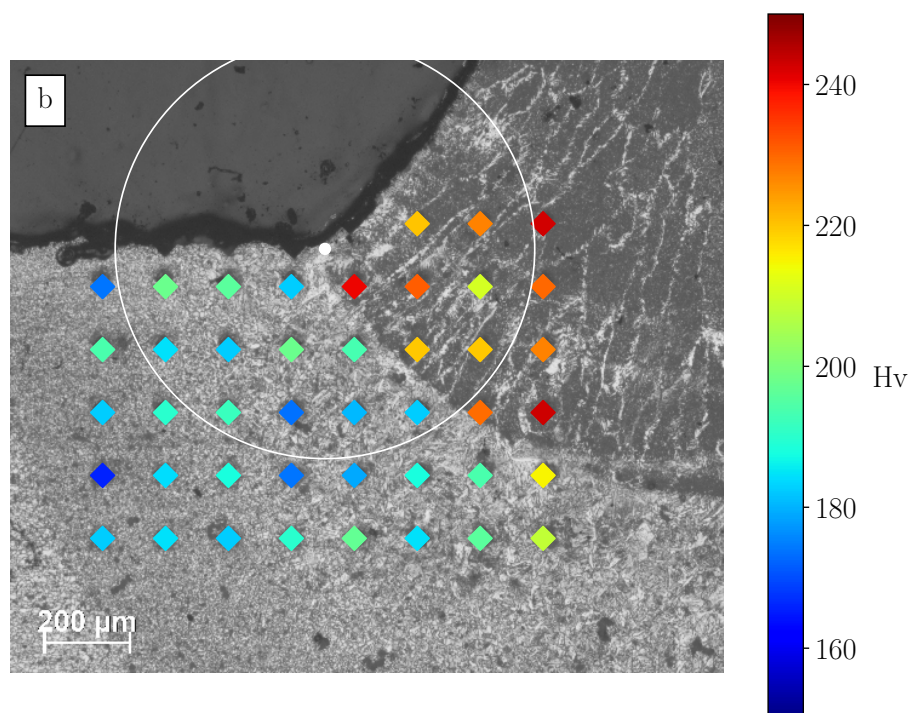


FIGURE III.6: Cercle de rayon 0,5 mm centré sur l'interface entre la zone affectée thermiquement et la zone fondue au niveau du pied de cordon définissant la zone dans laquelle les mesures de microdureté sont comparées.

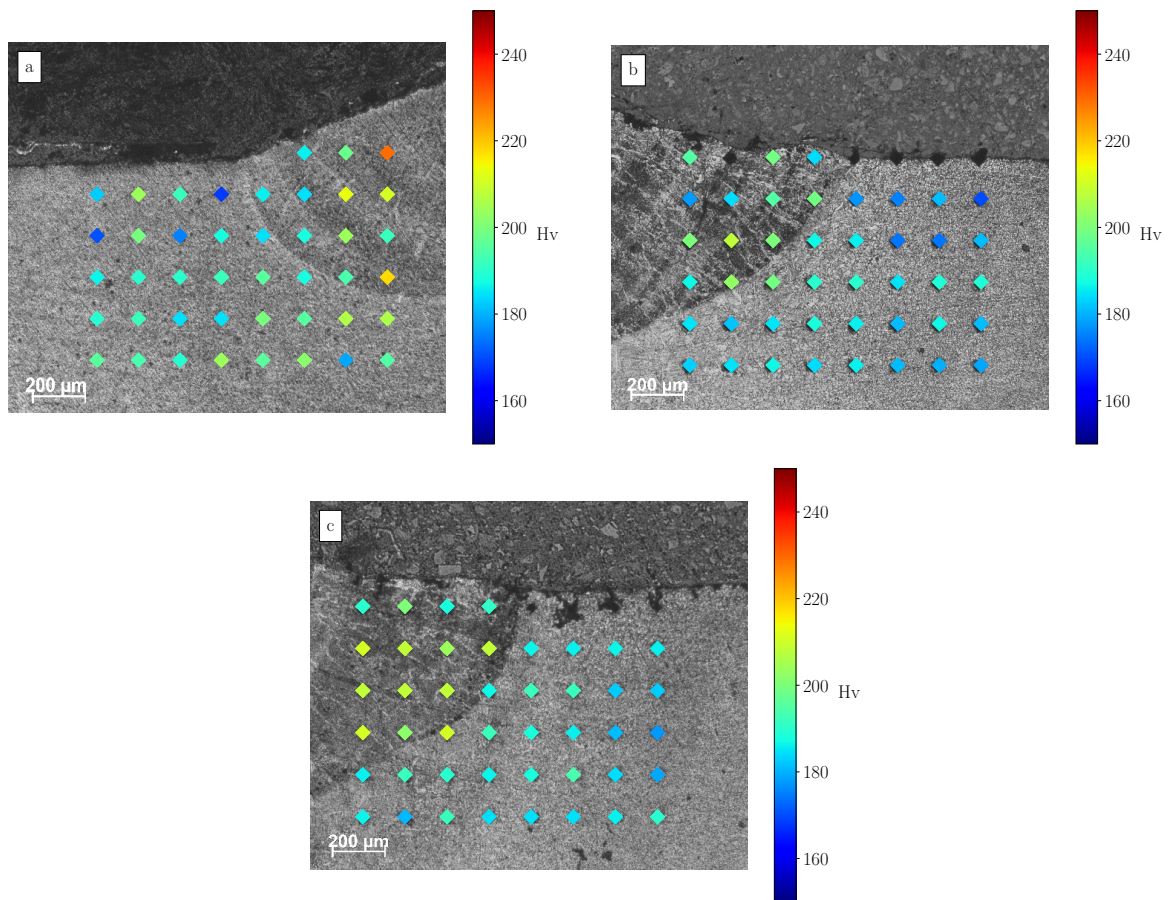


FIGURE III.7: Mesures de microdureté Vickers (HV 0.2) au niveau d'un pied de cordon de structures soudées bout à bout a : non testée ; b : testée avec un rapport de charge de $R = -1$; c : testée avec un rapport de charge de $R = 0,1$, $N=10^6$ cycles.

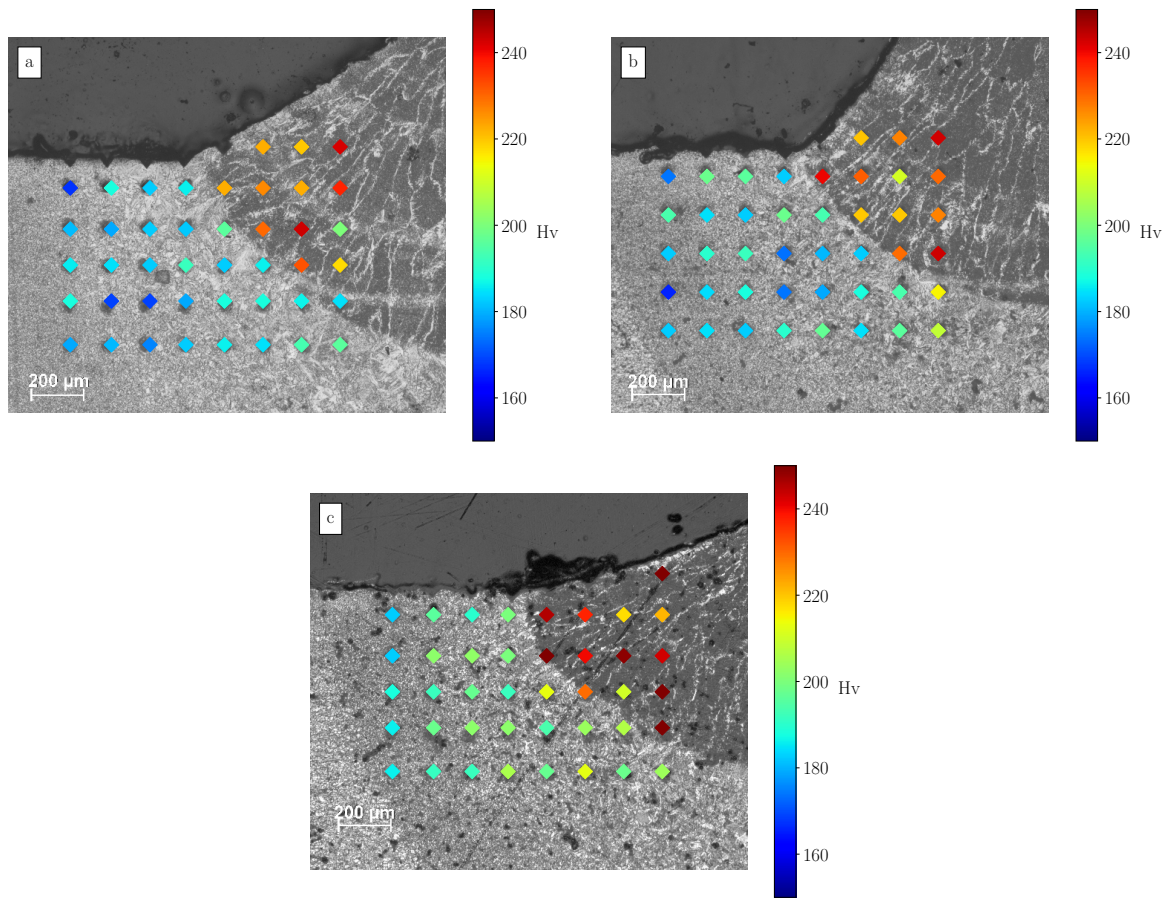


FIGURE III.8: Mesures de microdureté Vickers (HV 0.2) au niveau d'un pied de cordon de structures soudées té 15 symétrique a : non testée ; b : testée avec un rapport de charge de $R = 0,1$, $N=10^6$ cycles ; c : testée avec un rapport de charge de $R = 0,4$, $N=10^6$ cycles.

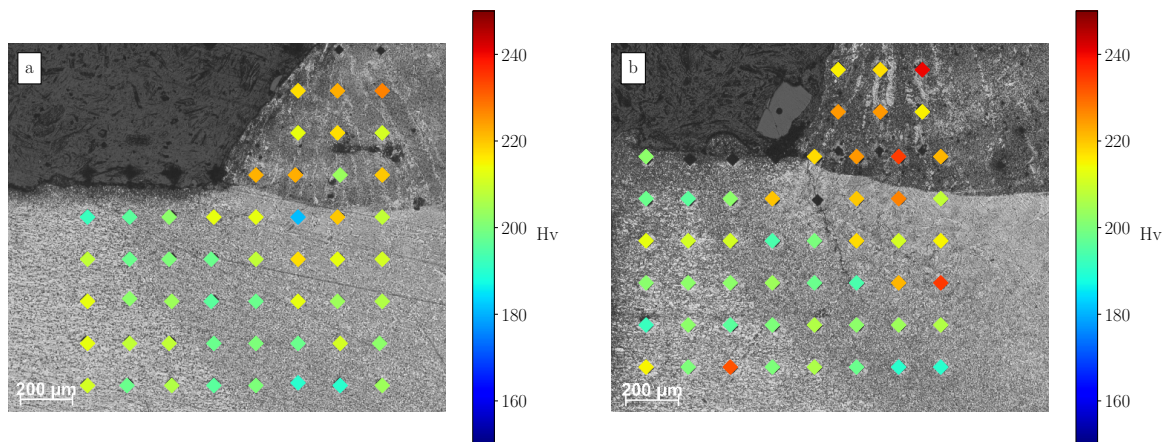


FIGURE III.9: Mesures de microdureté Vickers (HV 0.2) au niveau d'un pied de cordon de structures soudées gousset a : non testée ; b : testée avec un rapport de charge de $R = 0,1$, $N=10^6$ cycles.

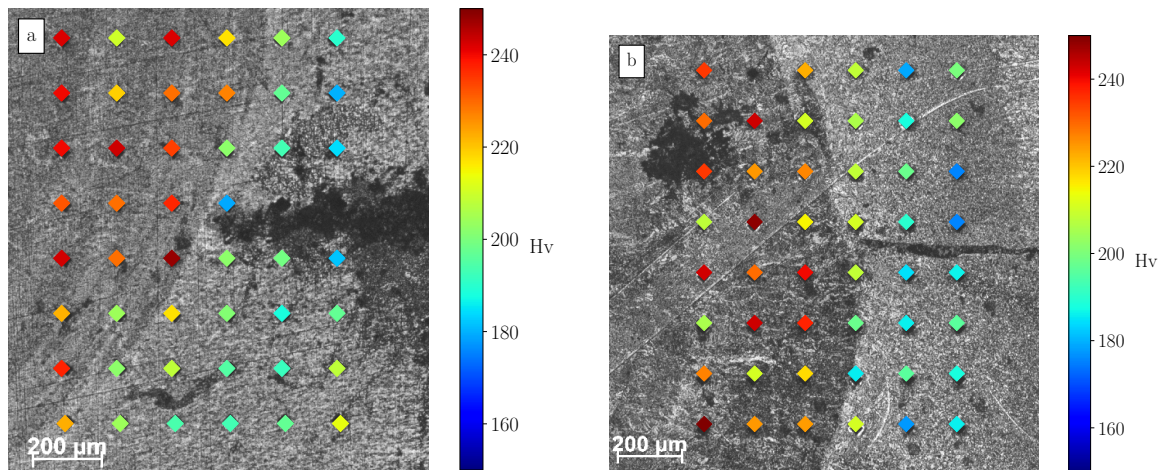


FIGURE III.10: Mesures de microdureté Vickers (HV 0.2) au niveau d'un pied de cordon de structures soudées té 15 symétrique. a : non testée ; b : testée avec un rapport de charge de $R = 0,1$, $N=10^6$ cycles.

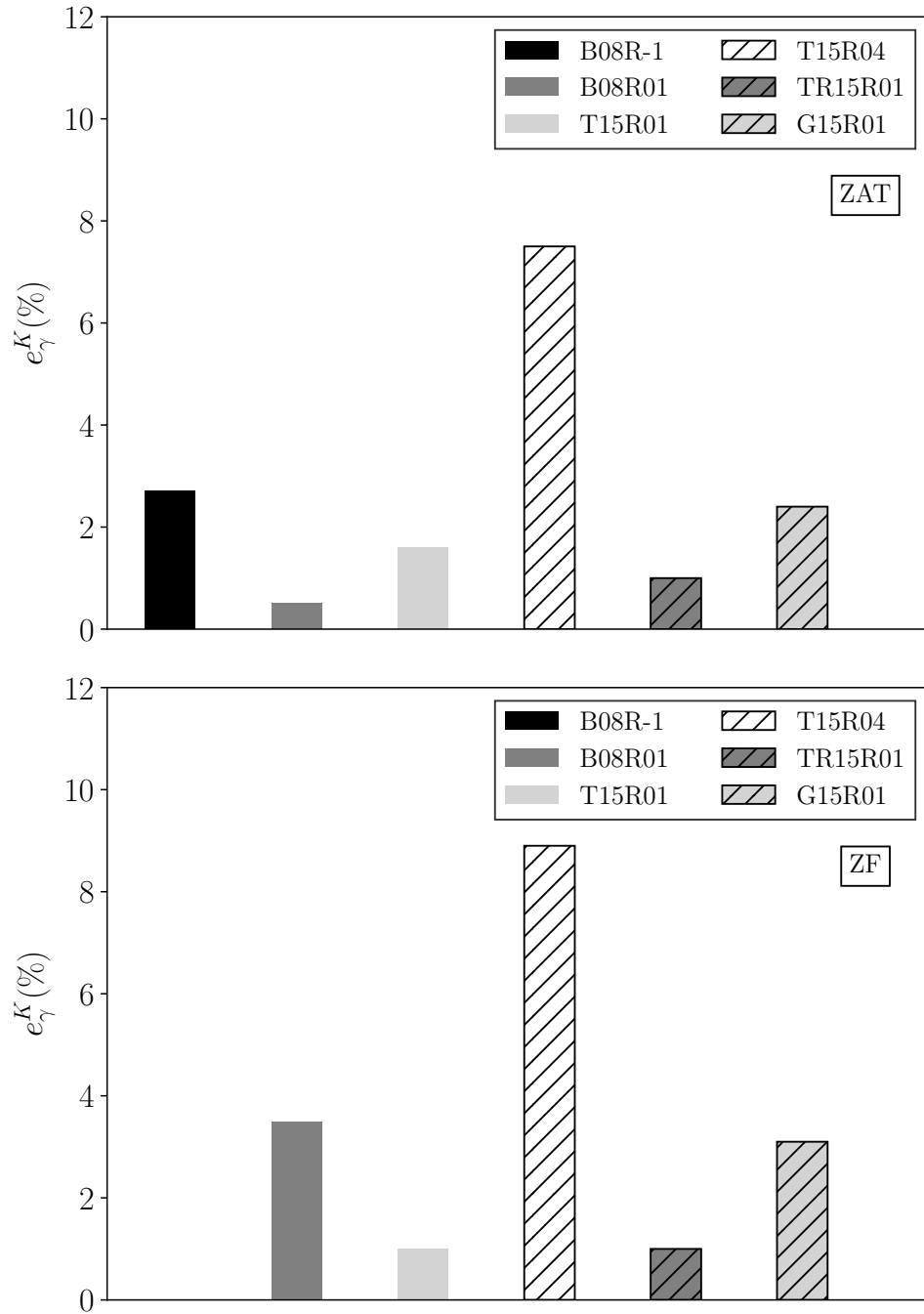


FIGURE III.11: Écart relatif entre la dureté moyenne en zone affectée thermiquement et la zone fondue entre une structure testée et une structure non testée calculé pour chaque structure élémentaire étudiée.

III.1.4 Analyses de contraintes résiduelles

Les contraintes résiduelles sont analysées à partir de mesures par diffraction des rayons X réalisées ponctuellement en surface sur le métal de base (épaisseurs 8 et 15 mm) et au niveau du pied de cordon sur les structures bout à bout, té 15 symétrique et gousset. Les analyses sont réalisées dans les directions longitudinale et transversale par rapport au cordon de soudure comme défini sur la figure III.12.

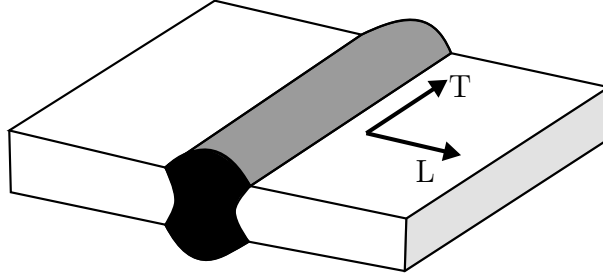


FIGURE III.12: Direction longitudinale (L) et transversale (T) pour l'analyse des contraintes résiduelles.

Des analyses sont effectuées avant et après essai de fatigue à 10^6 cycles, sur des structures élémentaires non rompues, pour évaluer l'influence de la sollicitation appliquée sur l'évolution du champ de contraintes résiduelles. Les structures devant être détruites avant analyse, les analyses avant et après essais sont effectuées sur des structures différentes.

Le niveau de contraintes résiduelles moyen sur le métal de base est de l'ordre de ± 50 MPa dans chaque direction et considéré comme peu important. Les résultats des différentes analyses réalisées au niveau des pieds de cordon sont donnés en annexe F. Les valeurs des contraintes résiduelles longitudinales et transversales étant du même ordre de grandeur sur chaque structure, elles sont considérées ici uniquement sous la forme d'une contrainte hydrostatique résiduelle. Le tenseur des contraintes résiduelles est défini de la manière suivante :

$$\Sigma_{hcr} = \begin{bmatrix} \sigma_{hcr}^l & 0 & 0 \\ 0 & \sigma_{hcr}^t & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \quad (III.2)$$

avec σ_{hcr}^l la valeur de la contrainte résiduelle longitudinale et σ_{hcr}^t la valeur de la contrainte résiduelle transversale analysée en un point particulier. La contrainte hydrostatique résiduelle σ_{hcr} est ensuite calculée suivant la relation :

$$\sigma_{hcr} = \frac{1}{3} Tr(\Sigma_{hcr}) \quad (III.3)$$

La figure III.13 donne la contrainte hydrostatique résiduelle calculée à l'état initial à partir des analyses réalisées sur le pied de cordon 0 mm et en différents points espacés de 0,3 mm dans la direction transverse au pied de cordon. Le niveau de contrainte hydrostatique résiduelle sur les structures élémentaires té 15 symétrique et gousset est du même ordre de grandeur compris entre 7 MPa et 59 MPa. Les structures élémentaires bout à bout présentent au contraire une contrainte hydrostatique résiduelle de compression comprise entre -42 MPa et -81 MPa.

Globalement, le niveau de contrainte hydrostatique initial sur les différentes structures élémentaires n'est pas très élevé. Les conditions de soudages étant différentes entre les structures bout à bout (bridées) et les structures té 15 symétrique et gousset (non bridées),

les écarts observés sur le niveau de contrainte hydrostatique entre ces différentes structures ne sont pas surprenants.

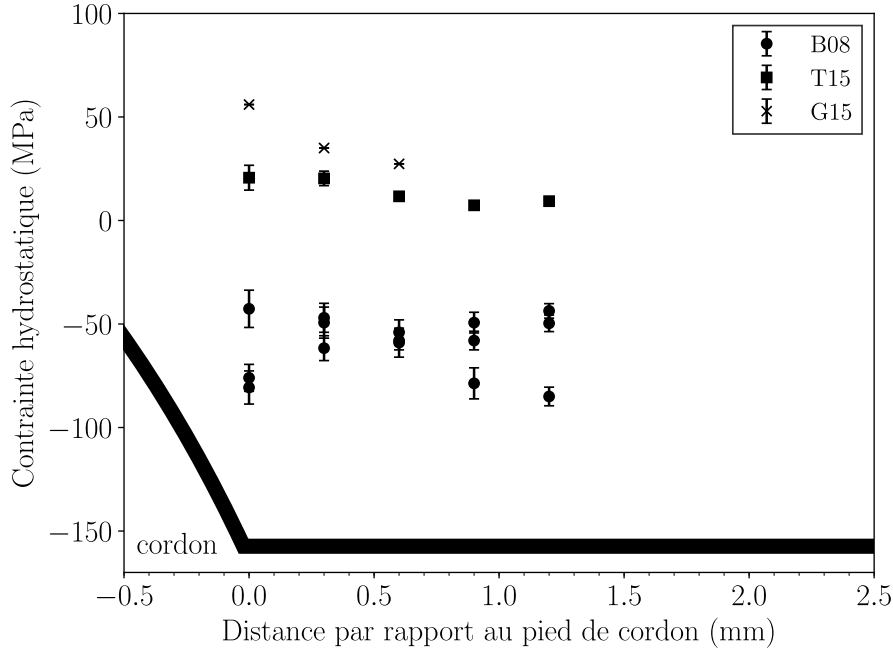


FIGURE III.13: Contrainte hydrostatique calculée à partir des analyses longitudinales et transversales des contraintes résiduelles au niveau du pied de cordon des différentes structures élémentaires non testées en fatigue. L'écart type associé aux analyses de contraintes résiduelles est exprimé sous la forme d'une contrainte hydrostatique et correspond aux barres verticales.

À l'état final ($N=10^6$ cycles), le niveau de contrainte hydrostatique sur les structures élémentaires té 15 symétrique $R = 0,1$, té 15 symétrique $R = 0,4$ et bout à bout $R = -1$, gousset $R = 0,1$ est similaire à celui calculé à l'état initial. De ce fait, ces analyses ne permettent pas de conclure à une éventuelle plastification locale du matériau bien que les mesures de microdureté sur la structure té 15 symétrique $R = 0,4$ traduisent un écrouissage local.

Le niveau de contrainte hydrostatique résiduelle final sur les structures bout à bout $R = 0,1$ est similaire au niveau de contrainte hydrostatique résiduelle initial proche du pied de cordon, position 0,0 et 0,3 mm. Au-delà de 0,3 mm, un niveau de contrainte hydrostatique résiduelle de compression plus important qu'à l'état initial est observé. Les simulations numériques effectuées sur cette configuration, présentées au chapitre V, montrent que le volume plastifié sur ces structures est localisé en pied de cordon dans un rayon inférieur à 0,2 mm. Par conséquent, les écarts observés entre le niveau de contrainte hydrostatique résiduelle initial et final sur les structures bout à bout $R = 0,1$ résultent possiblement de la méthode mise en place pour analyser les contraintes résiduelles. En effet, les analyses avant et après essais sont réalisées sur des structures différentes.

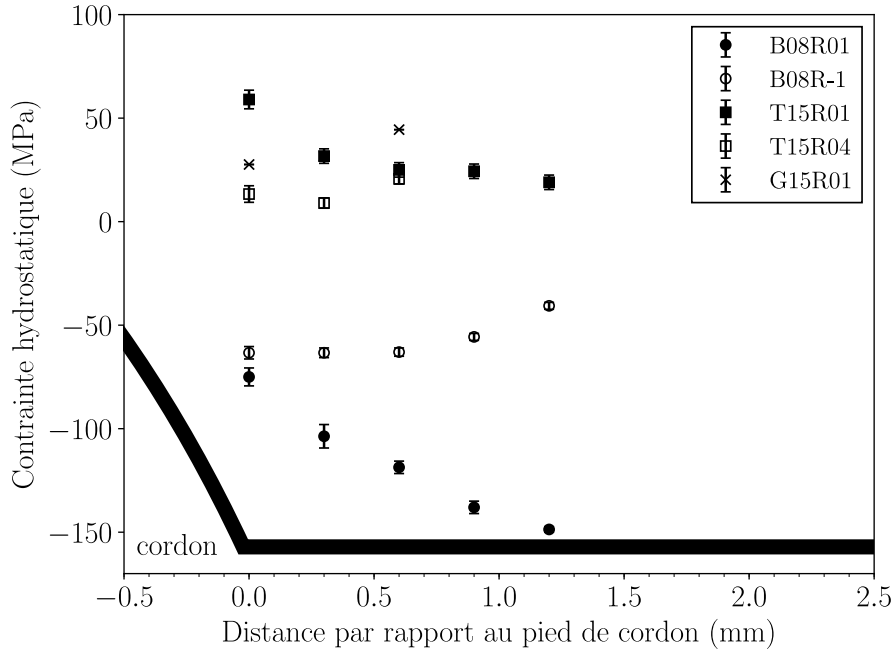


FIGURE III.14: Contrainte hydrostatique calculée à partir des analyses longitudinales et transversales des contraintes résiduelles au niveau du pied de cordon des différentes structures élémentaires testées en fatigue et non rompues. L'écart type associé aux analyses de contraintes résiduelles est exprimé sous la forme d'une contrainte hydrostatique et correspond aux barres verticales.

III.2 Résistance à la fatigue des différentes structures élémentaires

Cette partie présente l'ensemble des résultats de fatigue obtenus sur les différentes structures élémentaires. Les protocoles d'essais sont présentés à la section II.3.

III.2.1 Observations générales sur les résultats d'essais

Soixante-treize essais de fatigue sur cinq structures élémentaires soudées ont été réalisés dans cette étude. L'étendue de contrainte de chaque structure testée est donnée en fonction du nombre de cycles à rupture ; correspondant à une perte de raideur de 0,5 % telle que définie au paragraphe II.3.3. Il convient de préciser que le nombre de cycles à rupture considéré inclut une phase d'amorçage et une phase de propagation. Les faciès de rupture correspondant à une perte de raideur de 0,5 % sont présentés à la section III.2.2.1.

À titre illustratif, différentes courbes (FAT 50 %) sont également tracées en utilisant l'équation de Basquin III.4 reliant le nombre de cycles à rupture à l'étendue de contrainte $\Delta\sigma$. Ces courbes correspondent aux courbes de dimensionnement (FAT) tracées pour une probabilité de rupture de 50 %, en considérant un écart type sur $\log_{10}(N)$ égal à 0,178 [Hobbacher, 2015]. Il convient de préciser là aussi que les courbes de dimensionnement incluent une phase d'amorçage et une phase de propagation. Le critère d'arrêt considéré est dans ce cas la perte des fonctions structurantes de l'assemblage.

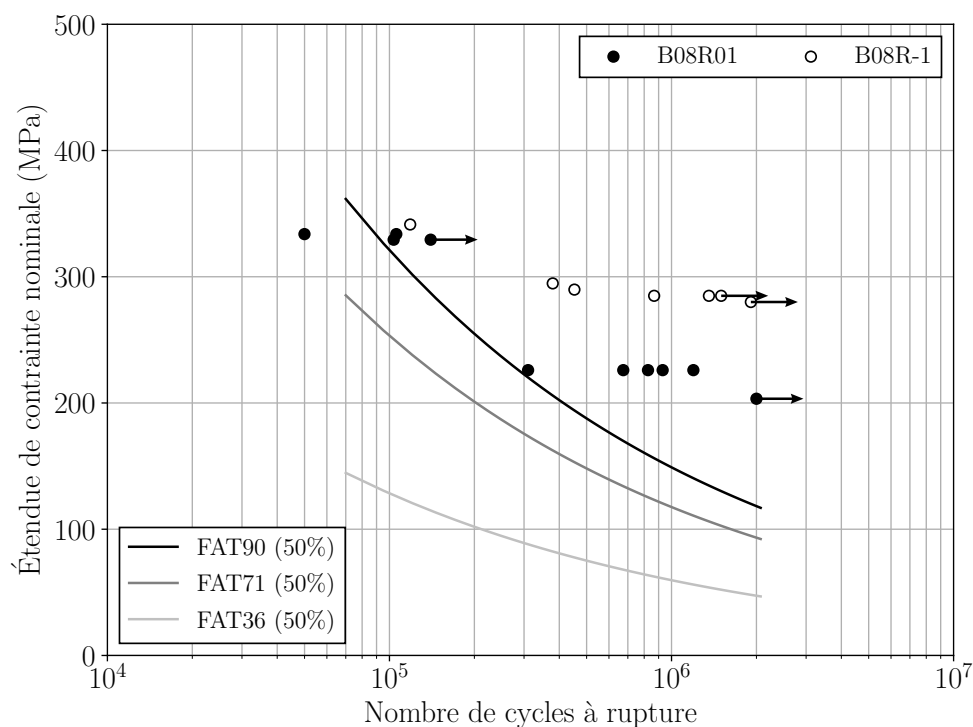
$$\log_{10}(N) = \log_{10}(C) - m \log_{10}(\Delta\sigma) \quad (\text{III.4})$$

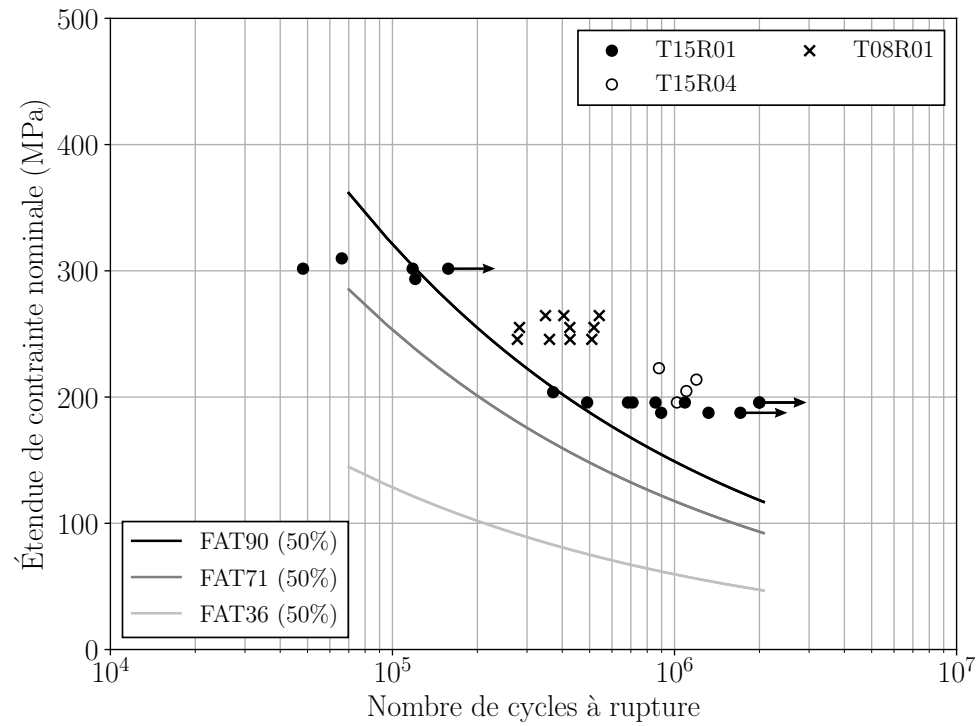
avec $m = 3$ la pente de la droite m et C une constante dont les valeurs sont données dans le tableau III.2 suivant la classe FAT considérée :

FAT	C
36	$9,331 \times 10^{10}$
71	$7,158 \times 10^{11}$
90	$1,458 \times 10^{12}$
225	$2,278 \times 10^{13}$

TABLEAU III.2: Valeurs des constances C correspondantes aux courbes de dimensionnement FAT [Hobbacher, 2015].

La résistance à la fatigue des différentes structures élémentaires est donnée en étendue de contrainte nominale et en étendue de contrainte d'entaille équivalente en fonction du nombre de cycles à rupture. Dans la suite, le terme *contrainte locale* est employé à la place du terme *contrainte d'entaille équivalente*, car il est plus explicite. La figure III.15 donne les diagrammes de Wöhler en contrainte nominale des différentes structures élémentaires. La méthode utilisée pour calculer la contrainte nominale sur les différentes structures considérées est décrite dans l'annexe D. La méthode utilisée pour calculer la contrainte locale suit les recommandations de l'IIW et est présentée à la section I.3.3.1.





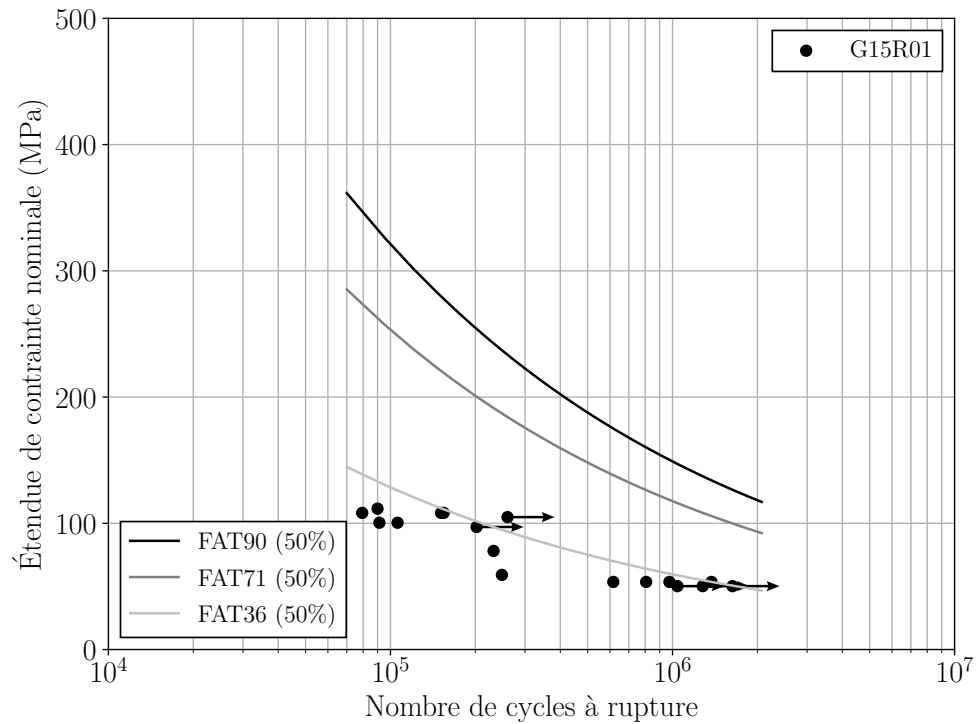
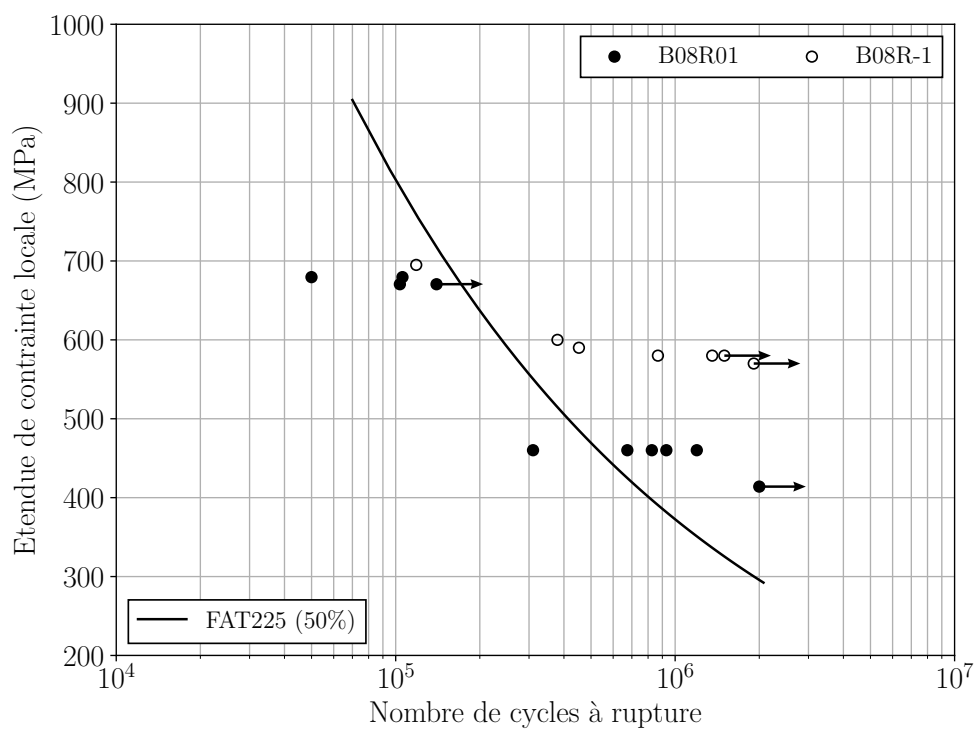
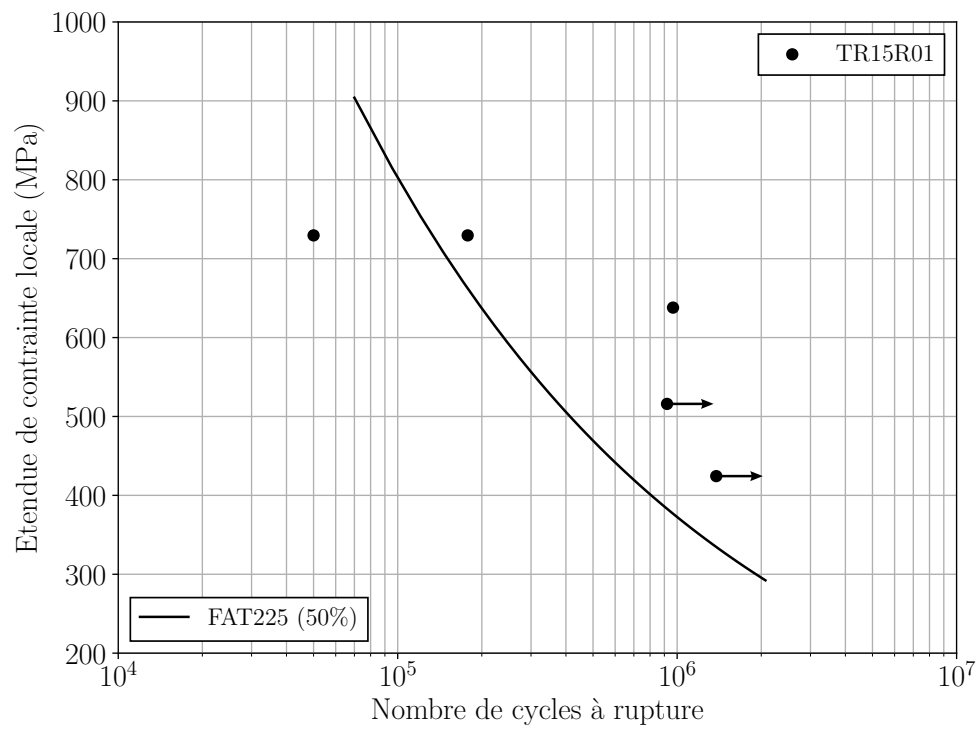
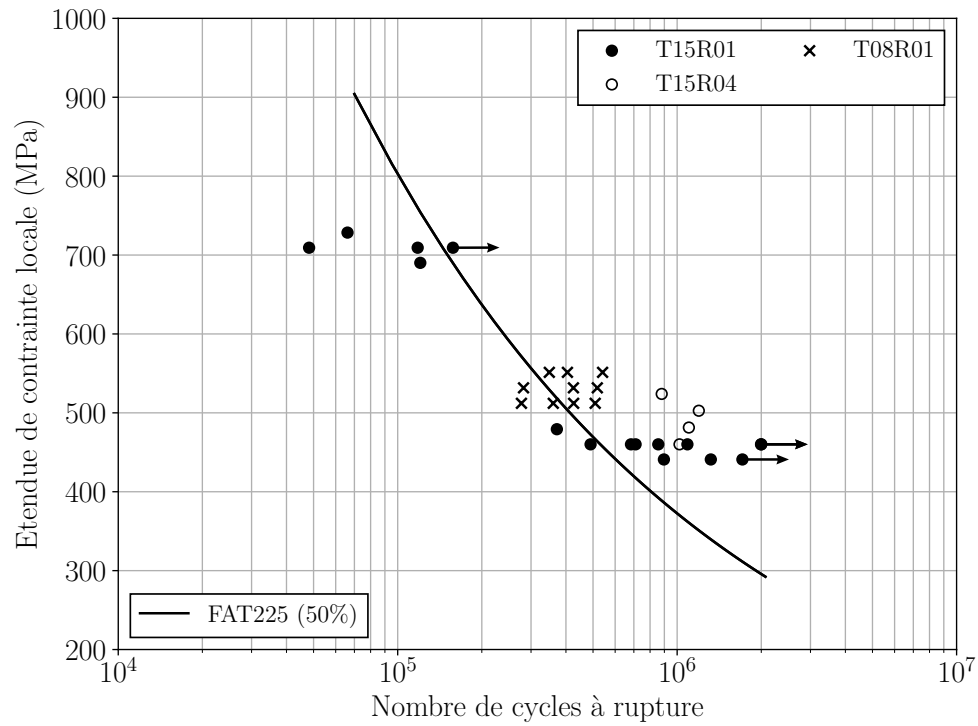


FIGURE III.15: Résistance à la fatigue, exprimée en étendue de contrainte nominale, des différentes structures élémentaires étudiées en fonction du nombre de cycles à rupture correspondant à une perte de raideur de 0,5 %, telle que défini à la section II.3.3.





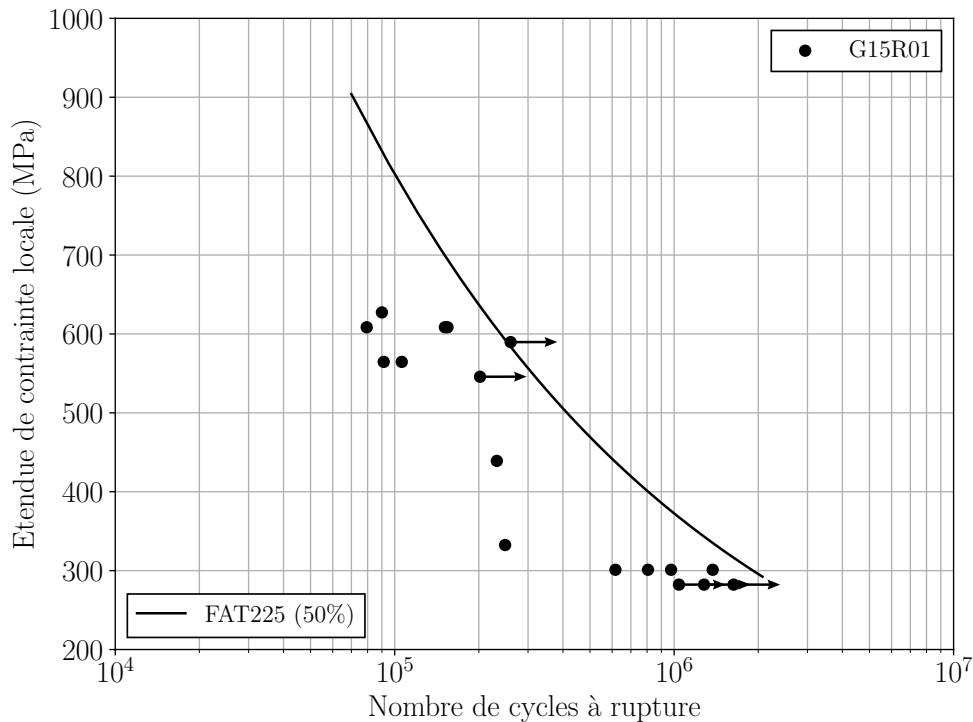


FIGURE III.16: Résistance à la fatigue, exprimée en étendue de contrainte locale, des différentes structures élémentaires étudiées en fonction du nombre de cycles à rupture correspondant à une perte de raideur de 0,5 %, telle que défini à la section II.3.3.

III.2.1.1 Influence de la géométrie du cordon de soudure

Les résultats d'essais exprimés en étendue de contrainte nominale montrent une dispersion relativement importante sur la résistance à la fatigue des différentes structures élémentaires. L'étendue de contrainte nominale des structures bout à bout $R = 0,1$ est supérieure de 20 MPa environ par rapport aux structures té 15 symétrique $R = 0,1$ sur la plage de durées de vie considérée. L'écart est bien supérieur avec les structures gousset $R = 0,1$, environ 170 MPa. Le faible nombre de résultats d'essais sur la structure té asymétrique $R = 0,1$ rend l'analyse délicate. Néanmoins, l'écart sur l'étendue de contrainte nominale avec la structure bout à bout $R = 0,1$ est de l'ordre de 190 MPa.

Au contraire de l'approche nominale, l'approche locale permet de considérer l'influence de la géométrie du cordon de soudure dans le dimensionnement en fatigue. Les résultats d'essais de fatigue exprimés avec cette approche montrent une dispersion sur la résistance à la fatigue moins importante que précédemment. Les structures bout à bout $R = 0,1$ et té 15 symétrique $R = 0,1$ présentent une résistance en fatigue similaire entre 10^5 cycles et 10^6 cycles. Les deux résultats d'essais sur la structure té asymétrique $R = 0,1$ ($N = 50\,000$ cycles et $N = 1\,780\,000$ cycles) conduisent à des conclusions similaires. Pour les durées de vie, de l'ordre de 10^6 cycles, ce constat semble moins vérifié, mais trop peu d'essais ont été réalisés pour conclure de façon plus certaine. La courbe FAT225 50 % est en bon accord avec la plupart des résultats d'essais obtenus sur les structures bout à bout et té. Par conséquent la courbe de dimensionnement FAT225 semble adaptée pour dimensionner en fatigue ces structures.

La résistance à la fatigue des structures gousset $R = 0,1$ exprimée avec la méthode locale est toujours nettement inférieure à la résistance en fatigue des structures bout à bout $R = 0,1$ et té 15 symétrique $R = 0,1$, principalement pour les durées de vie, de l'ordre de

10^6 cycles. Un écart supérieur à 30 % est observé. De plus, la courbe FAT255 50 % n'est pas adaptée dans ce cas. Ce résultat est à mettre en parallèle avec les observations micrographiques présentées à la section III.1.1 montrant une fissure initiale au niveau du pied de cordon entre la zone fondue et la zone affectée thermiquement. Il semblerait que la présence d'une fissure initiale affecte de manière importante la résistance à la fatigue de cette structure. Pour illustrer ces propos, des résultats d'essais sur des structures type gousset ont été identifiés dans différentes études. La figure III.17 présente ces résultats exprimés en étendue de contrainte nominale et locale.

La résistance à la fatigue des structures testées dans cette étude est inférieure à ce qui est classiquement observé. Les résultats de Park et Miki [2008]; Madia *et al.* [2018]; Togasaki *et al.* [2010] sont en bon accord avec la courbe FAT71 50 % (approche nominale), contrairement aux résultats de notre étude. L'application de la méthode de la contrainte locale conduit à des conclusions similaires. Il est intéressant de remarquer dans ce cas que les résultats de Park et Miki [2008] présentent une résistance à la fatigue similaire aux structures bout à bout $R = 0,1$ et té 15 symétrique $R = 0,1$.

Ces différents résultats conduisent aux conclusions suivantes :

- la comparaison de la résistance à la fatigue des structures bout à bout $R = 0,1$, té 15 symétrique $R = 0,1$ et des structures de Park et Miki [2008] exprimées en étendue de contrainte nominale ou en étendue de contrainte locale montre l'effet important de la géométrie du cordon sur la résistance à la fatigue. En effet, la prise en compte de la géométrie locale du cordon et des effets de gradient associés (rayon fictif), en utilisant l'approche locale, permet d'obtenir une résistance à la fatigue similaire entre ces différentes structures, ce qui n'est pas le cas avec une approche nominale.
- la résistance à la fatigue des structures gousset $R = 0,1$ est nettement inférieure : (i) à la résistance à la fatigue des autres structures étudiées ; (ii) à la résistance à la fatigue de structures de type gousset identifiées dans la littérature, quelle que soit la méthode de dimensionnement utilisée. Ces résultats tendent à montrer que les mécanismes d'endommagement entre ces structures ne sont pas les mêmes. La présence d'une fissure initiale au niveau du pied de cordon sur les structures gousset $R = 0,1$ laisse penser que la durée de vie de ces structures est constituée uniquement d'une phase de propagation. Les observations et les mesures réalisées ne permettent cependant pas de conclure plus précisément ni de manière plus certaine.

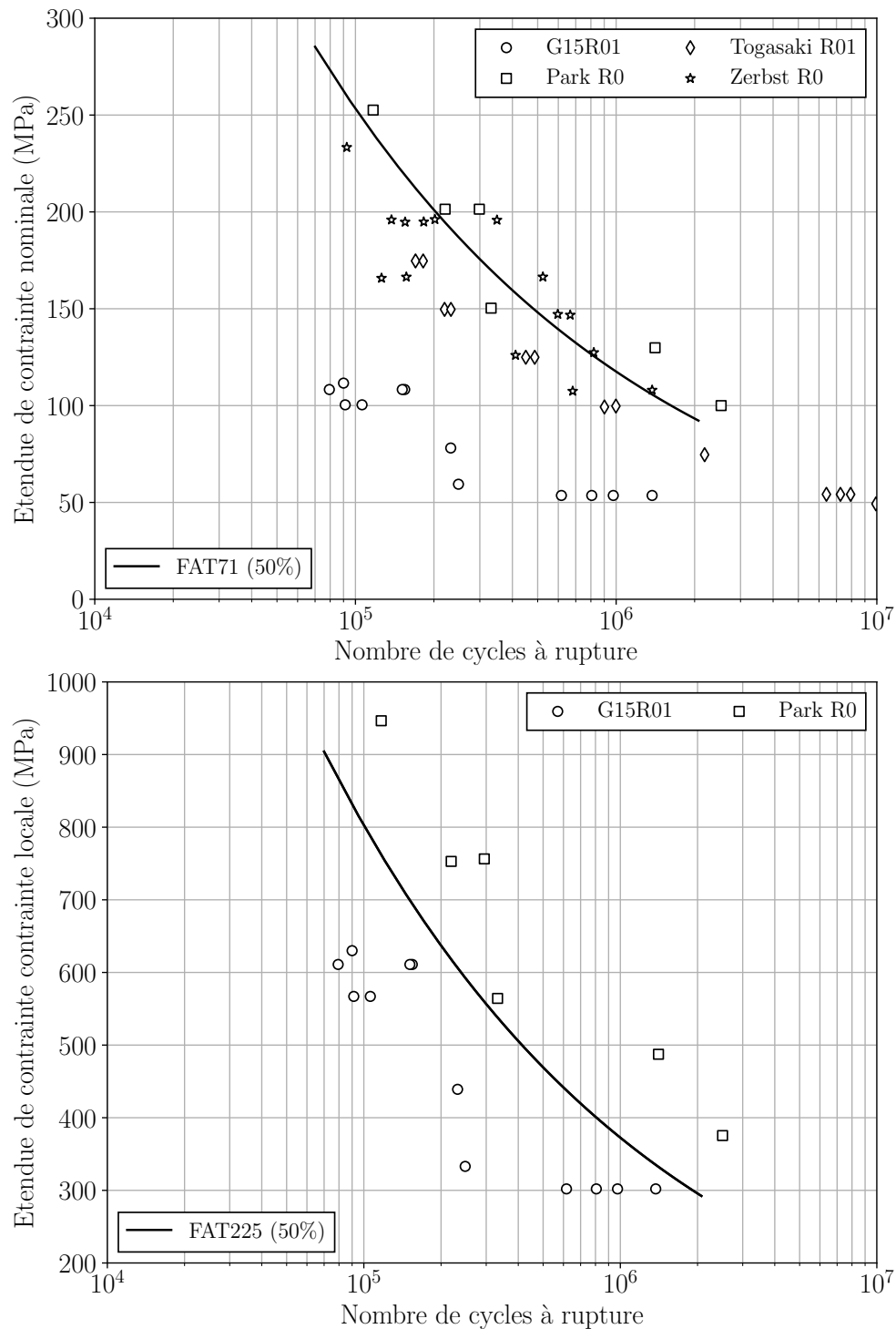


FIGURE III.17: Résistance à la fatigue, exprimée en étendue de contrainte nominale et locale, des structures gousset $R = 0,1$ comparée à des résultats d'études sur des structures similaires, [Park et Miki, 2008],[Madia *et al.*, 2018],[Togasaki *et al.*, 2010].

III.2.1.2 Influence de l'épaisseur des tôles

L'influence de l'épaisseur des tôles sur la tenue en fatigue est considérée uniquement sur les structures élémentaires té symétriques. Les structures sont réalisées avec des tôles d'épaisseurs 8 et 15 mm suivant le protocole décrit à la section II.2.1.2. La hauteur de gorge du cordon de soudure des structures en épaisseur 8 mm est choisie de manière à

avoir une quasi-homothétie entre les structures té 15 symétrique et té 8 symétrique. Les contraintes du procédé de soudage utilisé n'ont cependant pas permis d'avoir une hauteur de gorge réelle inférieure à 4 mm.

Les essais de fatigue sur les deux types de structures en té sont réalisés à des étendues de contraintes différentes. Il est cependant possible de comparer les résistances en fatigue de ces structures en traçant la courbe S-N et les intervalles de confiance à 95 % associée aux résultats sur structures en épaisseur 15 mm. L'ajustement de la courbe S-N aux résultats d'essais est réalisé suivant le modèle de Basquin par régression linéaire en considérant : (i) la variable $\log_{10} N$ comme variable dépendante ; (ii) uniquement les structures rompues. Ce modèle implique deux hypothèses :

- une distribution log-normale de la résistance et des durées de vie à défaillance ;
- un coefficient de variation en durées de vie et en résistance constant sur l'ensemble du domaine considéré.

Les deux paramètres C et m de la droite de Basquin sont identifiés à partir des résultats d'essais sur les structures élémentaires té 15 symétrique $R = 0,1$. Le coefficient directeur m est ensuite utilisé pour identifier l'étendue de contrainte moyenne des structures en épaisseur 8 mm, pour un nombre de cycles donné (10 structures). Les différents calculs sont réalisés suivant la norme ASTM E739-10.

La figure figure III.18 présente ces résultats calculés à partir de la méthode de la contrainte nominale. Pour un nombre de cycles $N = 5 \times 10^5$ cycles les structures té 8 symétrique $R = 0,1$ affichent une résistance à la fatigue moyenne supérieure aux structures té 15 symétrique $R = 0,1$. L'écart en étendue de contrainte nominale entre ces deux types de structures est de l'ordre de 15 %.

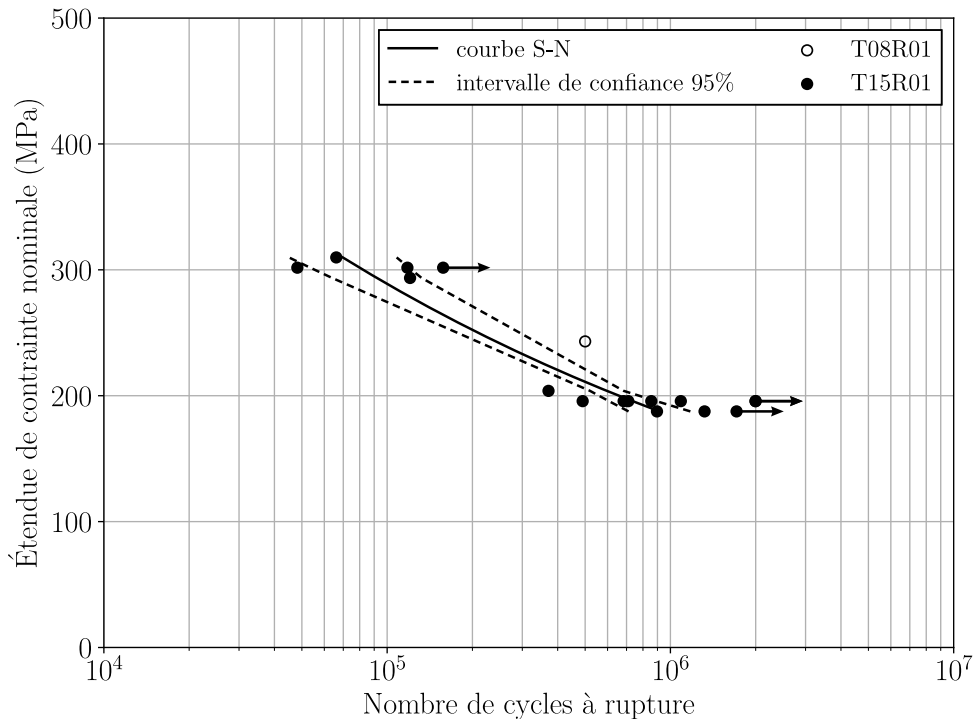


FIGURE III.18: Résultats de fatigue sur les structures élémentaires té 15 symétrique exprimées en étendue de contrainte nominale avec la courbe S-N associée et l'étendue de contrainte moyenne à 5×10^5 cycles des structures élémentaires té 8 symétrique.

La géométrie des structures té 8 symétrique $R = 0,1$ et té 15 symétrique $R = 0,1$ étant

globalement homothétique, le matériau et les étapes de soudages similaires, la principale différence entre ces deux structures est la distribution du champ de contraintes au niveau du pied de cordon. La figure III.19 donne une représentation schématique de la distribution des contraintes dans l'épaisseur des tôles au niveau du pied cordon de structures bout à bout de deux épaisseurs différentes.

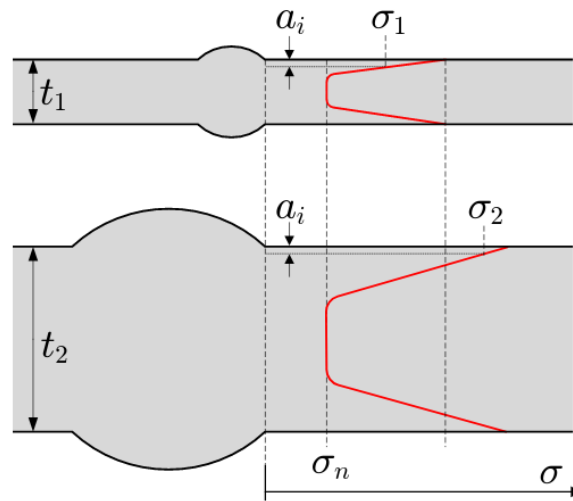


FIGURE III.19: Distribution schématique du champ de contraintes dans l'épaisseur des tôles au niveau du pied de cordon de deux structures bout à bout conçues à partir d'épaisseurs de tôles différentes [Pedersen, 2019].

Pour une profondeur a_i donnée, la contrainte moyenne dans le volume le plus fortement sollicité est plus faible sur les structures de plus faible épaisseur. Dit autrement, la taille du volume le plus fortement sollicité est plus faible sur les structures de plus faible épaisseur, car elles présentent un gradient de contrainte localement plus fort. L'effet bénéfique du gradient de contrainte sur la résistance à la fatigue des structures soudées est largement documenté dans la littérature [Berge, 1985],[Pedersen, 2019],[Fischer et Fricke, 2015],[Zettlemoyer et Fisher, 1977],[Livieri et Tovo, 2020]. Pour illustrer cette tendance, la résistance à la fatigue des structures té 8 symétrique $R = 0,1$ et té 15 symétrique $R = 0,1$ est calculée avec la méthode locale. L'utilisation d'un rayon fictif dans cette méthode permet de prendre en compte les effets associés au gradient de contrainte [Radaj et Sonsino, 1998]. Les résultats présentés sur la figure III.20 montrent que la résistance à la fatigue des structures té 8 symétrique $R = 0,1$ et té 15 symétrique $R = 0,1$ à $N = 5 \times 10^5$ cycles est similaire dans ce cas.

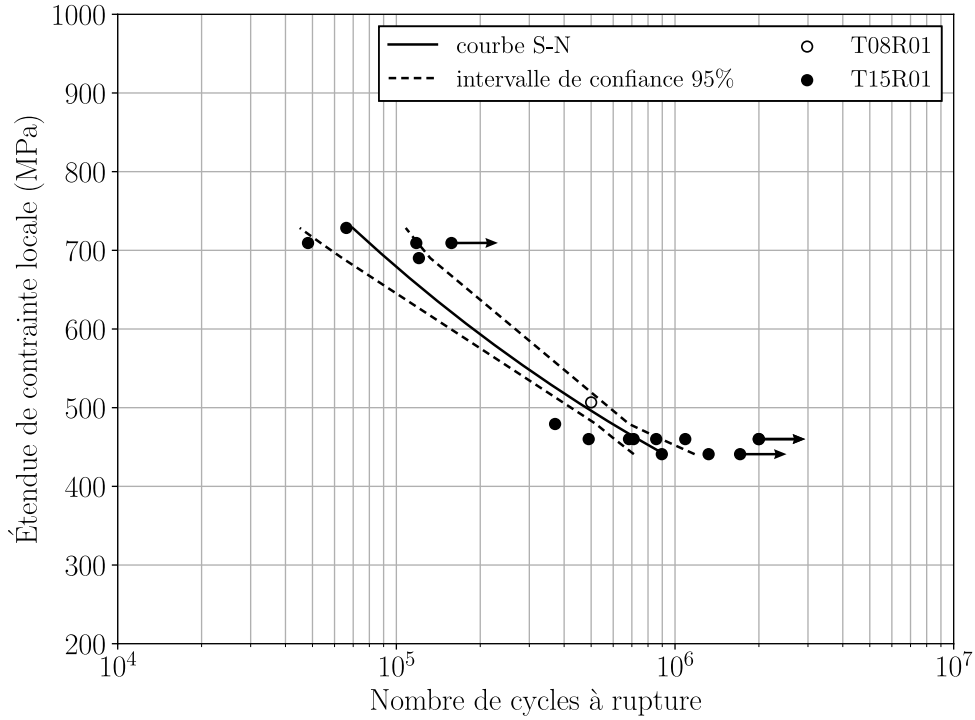


FIGURE III.20: Résultats de fatigue sur les structures élémentaires té 15 symétrique exprimées en étendue de contrainte locale avec la courbe S-N associée et l'étendue de contrainte moyenne à 5×10^5 cycles des structures élémentaires té 8 symétrique.

III.2.1.3 Influence du rapport de charge

Les essais de fatigue sur les structures élémentaires bout à bout réalisés avec deux rapports de charge différents, $R = 0,1$ et $R = -1$ montrent un effet non négligeable du rapport de charge sur la résistance à la fatigue. Pour un nombre de cycles $N = 10^6$ cycles, la résistance à la fatigue des structures testées avec un rapport de charge $R = -1$ est environ 20 % supérieure à la résistance à la fatigue des structures testées avec un rapport de charge $R = 0,1$ (figure III.15, figure III.16). L'effet semble moins marqué pour les nombres de cycles plus faibles, mais le nombre d'essais réalisés ne permet pas de conclure de manière définitive. Contrairement à ce qui est observé sur les structures bout à bout, l'augmentation du rapport de charge de $R = 0,1$ à $R = 0,4$ n'a pas d'effet sur la résistance à la fatigue des structures té 15 symétrique $R = 0,1$ et té 15 symétrique $R = 0,4$. La tendance serait même légèrement inverse, mais là aussi le faible nombre de résultats d'essais sur les structures té 15 symétrique $R = 0,4$ ne permet pas de l'affirmer.

Ces résultats sont en accord avec ce qui est généralement observé dans la littérature. Pour illustrer ces propos, la figure III.21 et la figure III.22 mettent en parallèle la résistance à la fatigue exprimée en étendue de contrainte nominale des structures bout à bout et té 15 symétrique aux résultats de Ohta *et al.* [2003] et de Budano *et al.* [2007]. Ces différents résultats mènent à des conclusions similaires. Les résultats de Ohta *et al.* [2003] montrent aussi que l'effet du rapport de charge est plus marqué entre $R = 0,1$ et $R = -1$ qu'entre $R = 0,1$ et $R = 0,5$ sur les structures bout à bout.

L'explication principale de l'effet plus ou moins marqué du rapport de charge sur la résistance à la fatigue des structures soudées, exposée au chapitre I, est associée au champ de contraintes résiduelles important au niveau des zones chaudes. Les analyses de contraintes résiduelles réalisées sur les différentes structures avant et après essais

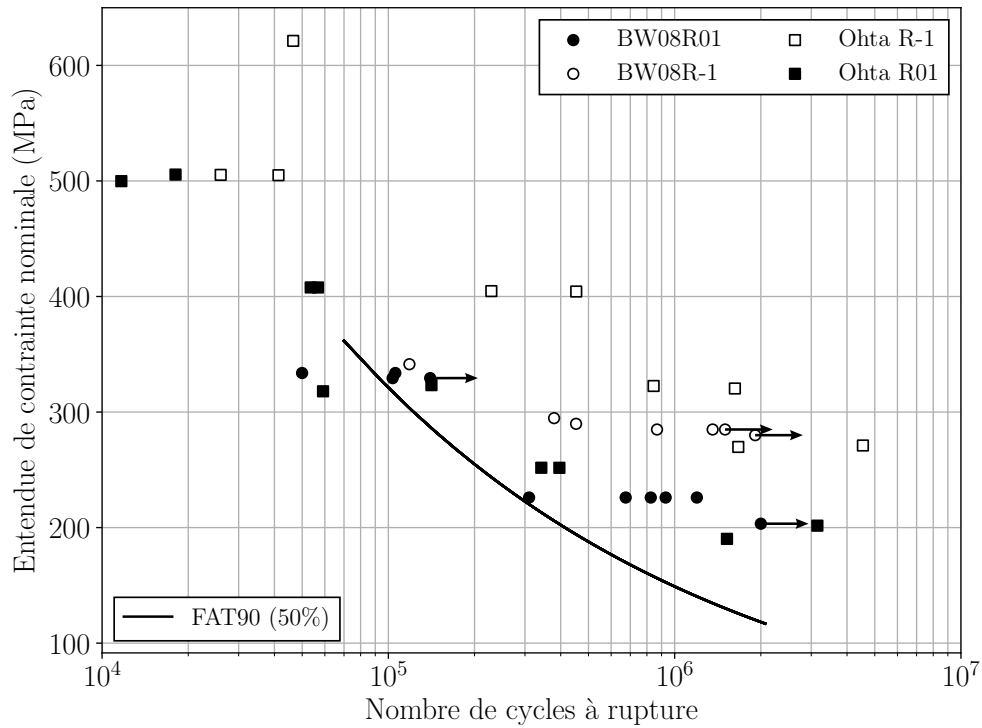


FIGURE III.21: Résistance à la fatigue des structures bout à bout exprimée en étendue de contrainte nominale et comparée aux résultats de Ohta *et al.* [2003].

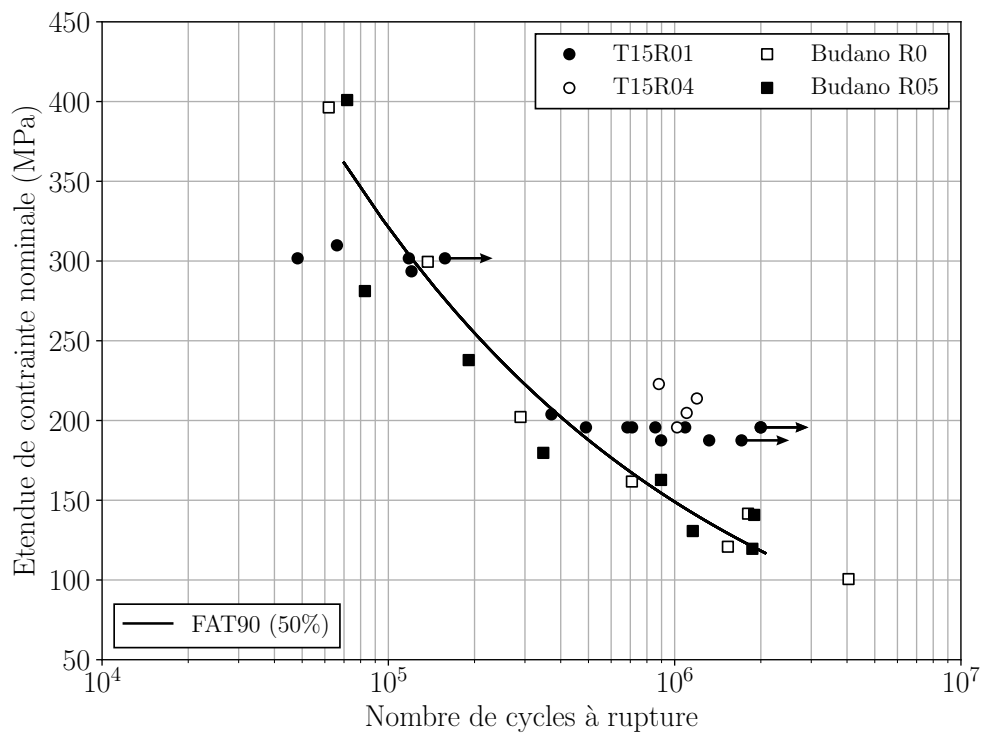


FIGURE III.22: Résistance à la fatigue des structures té 15 symétrique exprimée en étendue de contrainte nominale et comparée aux résultats de Budano *et al.* [2007].

(figure III.13 et figure III.14) ne montrent cependant pas de variations significatives en pied de cordon entre les structures té 15 symétrique $R = 0,1$ et té 15 symétrique $R = 0,4$. La différence est plutôt observée sur les mesures de microdureté montrant un écrouissage

local du matériau sur les structures té 15 symétrique $R = 0,4$. L'influence du rapport de charge sur la résistance à la fatigue des structures soudées est développée plus en détail au chapitre V.

III.2.2 Observations fractographiques

Les différentes observations fractographiques présentées dans cette section sont réalisées sur des structures rompues pour des étendues de contraintes conduisant à des durées de vie de l'ordre de 10^6 cycles sur les structures élémentaires bout à bout, té 15 symétrique, gousset et 5×10^5 cycles sur les structures té 8 symétrique $R = 0,1$. À titre illustratif la figure III.23 donne l'évolution de la raideur associée à un essai réalisé sur une structure bout à bout $R = 0,1$, une structure té 15 symétrique $R = 0,1$, une structure gousset $R = 0,1$ et une structure té asymétrique $R = 0,1$. La durée de vie à rupture au sens du critère d'arrêt, présenté à la section II.3.3 (perte de raideur de 0,5 %), des différentes structures est de l'ordre de 1×10^6 cycles. Durant les 8×10^5 premiers cycles environ, la raideur des structures té 15 symétrique $R = 0,1$, gousset $R = 0,1$ té asymétrique $R = 0,1$ augmente légèrement alors que la raideur de la structure bout à bout $R = 0,1$ semble plus stable. Les essais étant réalisés sur des bancs différents, il est cependant difficile de comparer ces différentes courbes avec plus de précision. Une fois le critère d'arrêt dépassé, la raideur évolue de manière différente sur chaque structure élémentaire résultant des différentes géométries et des différents chargements appliqués.

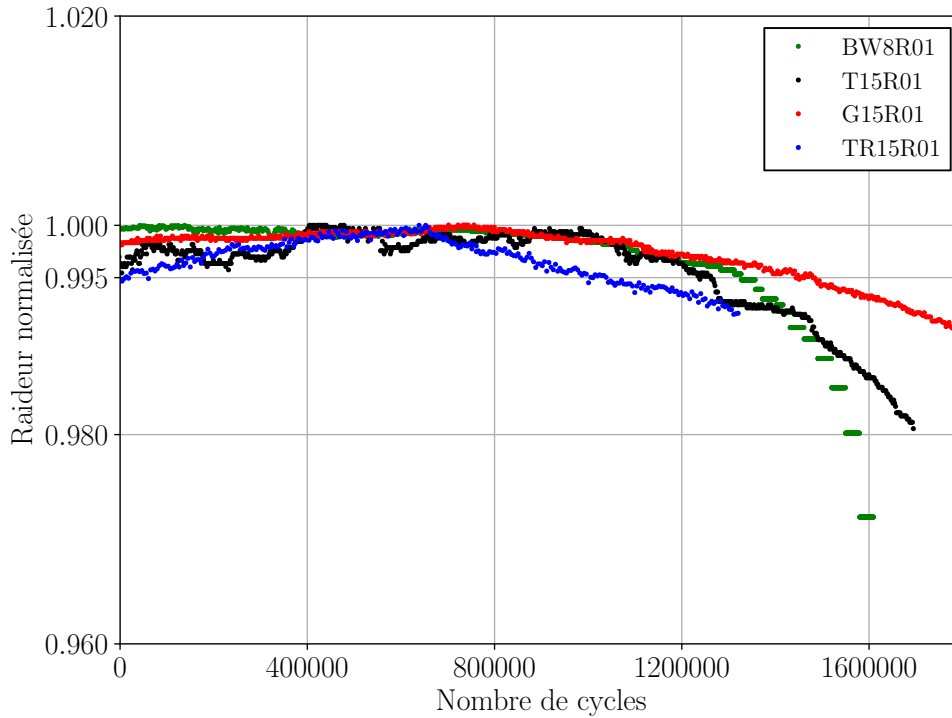


FIGURE III.23: Courbes de perte de raideur associées à un essai réalisé sur une structure bout à bout $R = 0,1$, une structure té 15 symétrique $R = 0,1$, une structure gousset $R = 0,1$ et une structure té asymétrique $R = 0,1$.

III.2.2.1 Fractographies

La visualisation des faciès de rupture nécessite au préalable de rompre la structure testée en deux parties disjointes. Une fois le critère d'arrêt atteint, le niveau de chargement appliqué est augmenté de manière à : (i) marquer le front de fissure pour pouvoir localiser plus facilement les zones où s'est produit l'amorçage des fissures de fatigue ; (ii) augmenter la vitesse de propagation et la taille de la zone fissurée. Une dernière étape de rupture ductile est réalisée à l'aide d'une masse. Des exemples de faciès de rupture des structures soudées bout à bout, té 15 symétrique, té asymétrique et gousset sont présentés sur les figure III.24 à figure III.27. Les zones les plus foncées sur la fissure de fatigue correspondent à une perte de raideur inférieure ou égale au critère d'arrêt (0,5 %).

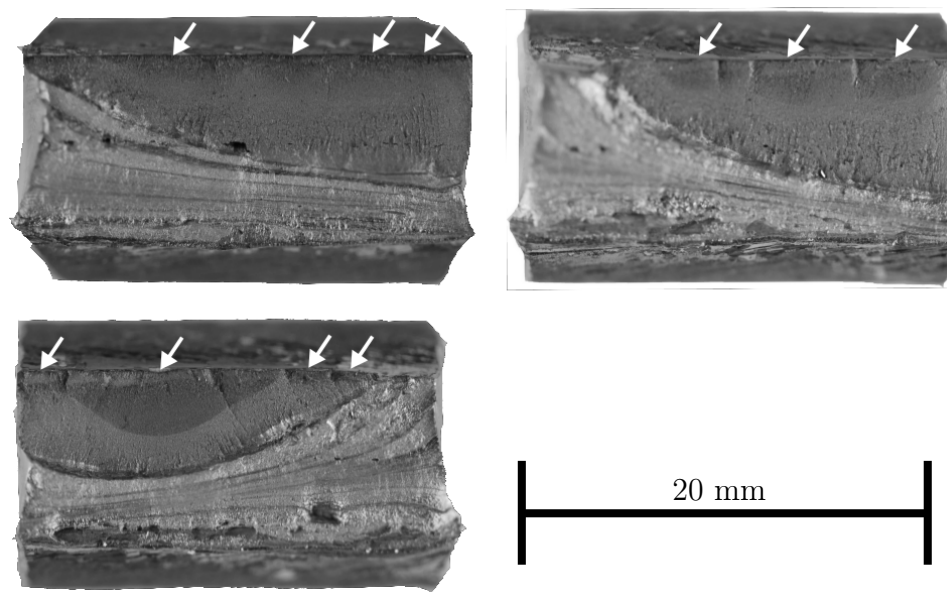


FIGURE III.24: Faciès de ruptures observés sur des structures élémentaires bout à bout.

Deux zones distinctes apparaissent qui correspondent aux deux modes de chargements appliqués. La partie correspondante à la fissure de fatigue se distingue par un aspect lisse et mate, la partie restante correspond à la rupture ductile. D'un point de vue macroscopique, la fissure de fatigue présente des caractéristiques similaires entre les différents faciès observés. Plusieurs zones plus foncées caractéristiques de la première phase de propagation apparaissent au niveau du pied ou de la racine du cordon de soudure. Les zones plus claires correspondent à la seconde phase de propagation après modification du chargement appliqué.

La position et la forme de la fissure de fatigue sur les trois faciès observés de chaque structure élémentaire sont différentes. Ce constat montre : (i) que les défauts de symétries, d'alignements éventuels associés au banc d'essai utilisés ne pilotent pas au premier ordre le mode de fissuration ; (ii) la position des sites d'amorçage est influencée par des paramètres plus locaux tels que la géométrie locale au niveau du pied ou de la racine du cordon. Ces observations macroscopiques sont complétées par des observations locales (MEB) au niveau des zones plus foncées pour essayer d'identifier plus précisément la position des sites d'amorçage. La figure III.28 montre une zone du faciès de rupture des structures élémentaires bout à bout, té 15 symétrique et té asymétrique. Les fissures de fatigue semblent s'amorcer à partir de la surface du pied (bout à bout, té 15 symétrique) ou de la racine (té asymétrique) du cordon. Cependant, il est très difficile de localiser un site

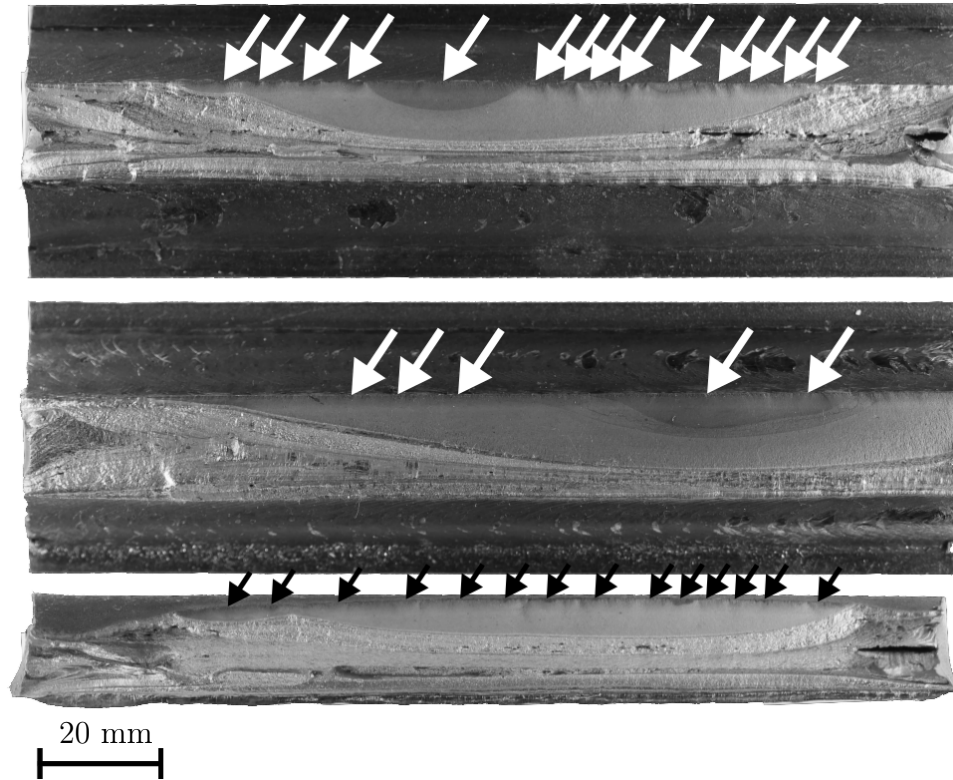


FIGURE III.25: Faciès de ruptures observés sur des structures élémentaires té 15 symétrique.

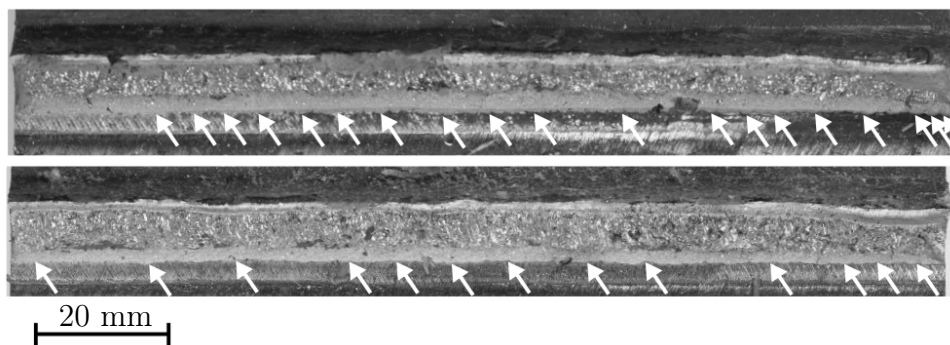


FIGURE III.26: Faciès de ruptures observés sur des structures élémentaires té asymétrique.

d'amorçage en particulier. Ces différents faciès sont caractéristiques d'un multiamorçage à partir de différents sites répartis le long du pied ou de la racine du cordon.

La figure III.29 montre une zone du faciès de rupture observé sur les structures gousset. Là encore, il est difficile d'identifier un site d'amorçage en particulier. Ces fractographies montrent aussi des cavités très légèrement sous la surface du pied de cordon qui ne sont pas observées sur les faciès des autres structures élémentaires. Ces cavités pourraient correspondre à des fissures observées sur les coupes transverses initiales présentées à la section III.1.1. Rien ne permet cependant de l'affirmer.

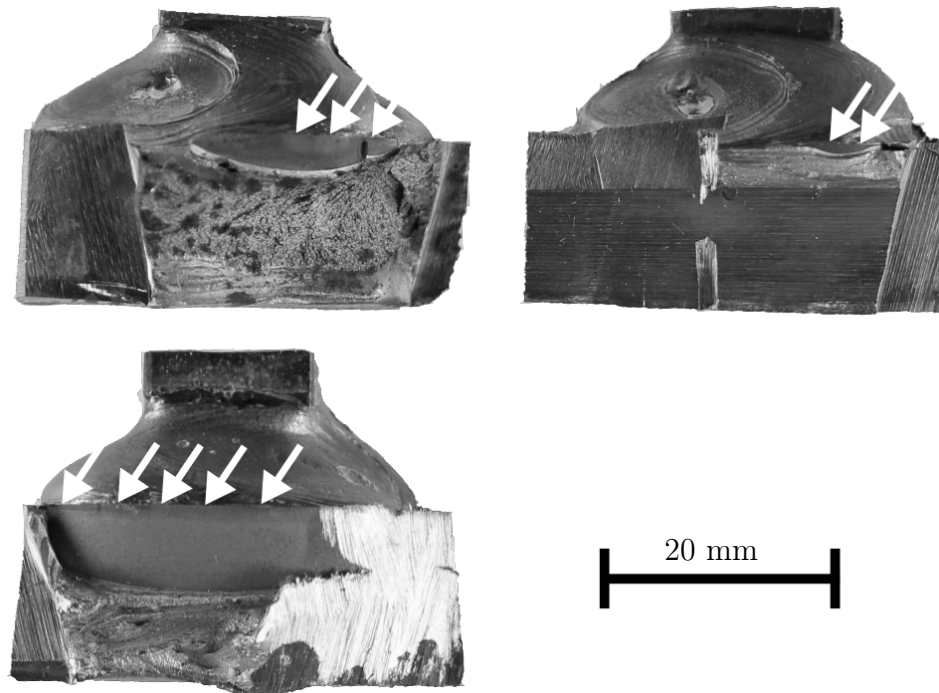


FIGURE III.27: Faciès de ruptures observés sur des structures élémentaires gousset.

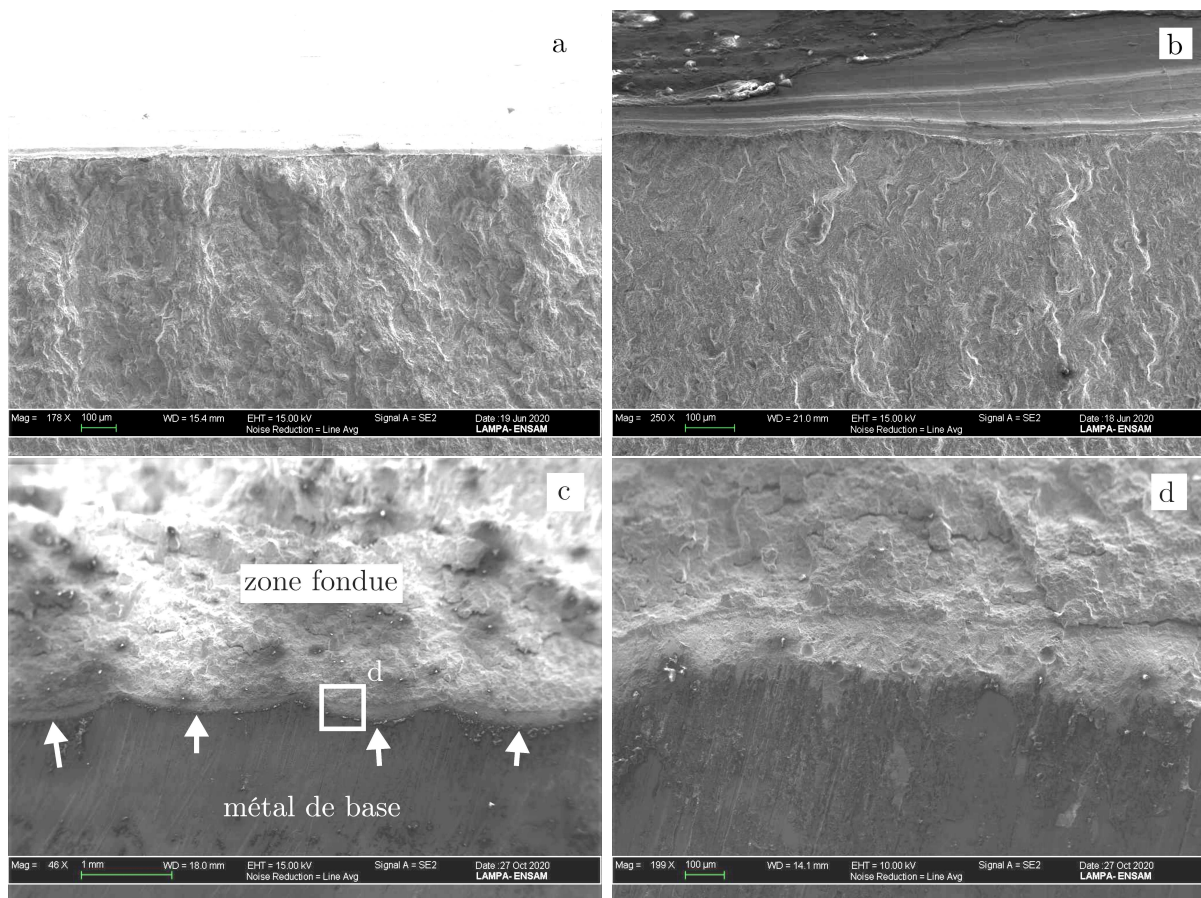


FIGURE III.28: Faciès de rupture observés sur les structures élémentaires a : bout à bout, b : té 15 symétrique, c,d : té asymétrique.

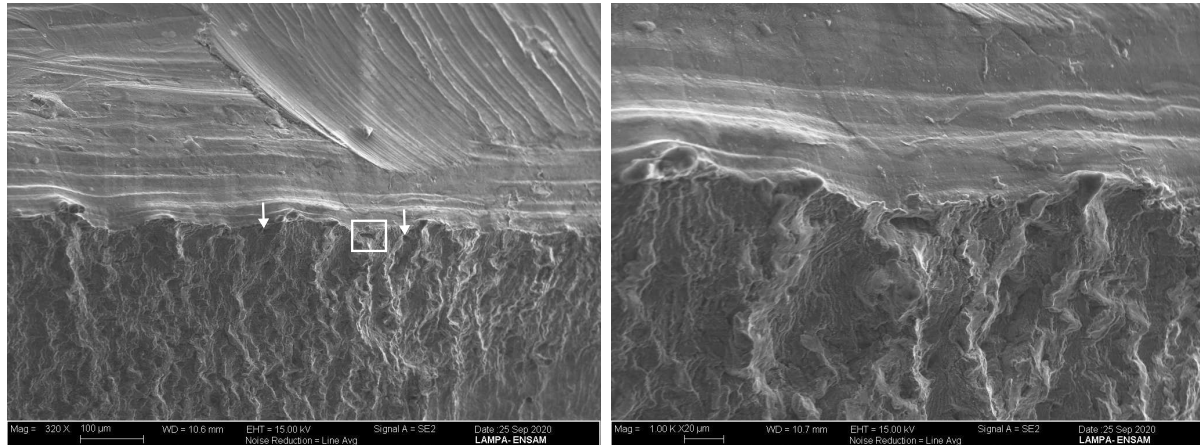


FIGURE III.29: Faciès de rupture observés sur les structures élémentaires gousset. Ces fractographies montrent la présence de cavités légèrement sous la surface du pied de cordon.

III.2.2.2 Coupes transverses

Des coupes transverses sont réalisées dans les zones fissurées pour identifier la position de la fissure par rapport : (i) au pied ou à la racine du cordon ; (ii) aux différents matériaux constituant la zone soudée. Les fissures de fatigue, au niveau du pied de cordon des structures bout à bout, té 8 symétrique et té 15 symétrique, sont données sur la figure III.30.

Sur chaque structure élémentaire, les fissures s'amorcent à l'interface ou en proche interface de la zone affectée thermiquement et de la zone fondue, se propagent ensuite dans la zone affectée thermiquement puis dans le métal de base. L'interface zone entre la zone affectée thermiquement et la zone fondue étant localisée au niveau du pied de cordon où les singularités géométriques sont les plus marquées, il est difficile d'identifier avec ces observations lequel des paramètres géométriques ou matériaux impact le plus la position des sites d'amorçage des fissures de fatigue. L'étude de Taylor *et al.* [2002] permet d'apporter une première réponse. Des structures bout à bout fabriquées en acier sont rectifiées pour enlever l'excédent de métal fondu puis testées en fatigue. Les auteurs indiquent que les fissures amorcent à l'interface entre la zone affectée thermiquement et la zone fondue. De ce fait, le facteur géométrique ne semble pas gouverner à lui seul la position des sites d'amorçage. Aucune analyse de contraintes résiduelles ou de microdureté n'ayant été faite pour évaluer l'influence de la rectification sur les champs mécaniques locaux, ce résultat doit cependant être considéré avec prudence.

La figure III.31 montre la fissure de fatigue sur la structure té asymétrique.

Dans ce cas, la fissure s'amorce aussi au niveau de l'interface entre la zone affectée thermiquement et la zone fondue. La phase de propagation diffère cependant par rapport au cas précédent. Durant les premiers stades de la propagation, la fissure longe l'interface entre la zone affectée thermiquement et la zone fondue et se propage ensuite dans le métal fondu. La direction du chargement appliqué par rapport à la position du site d'amorçage est l'explication principale.

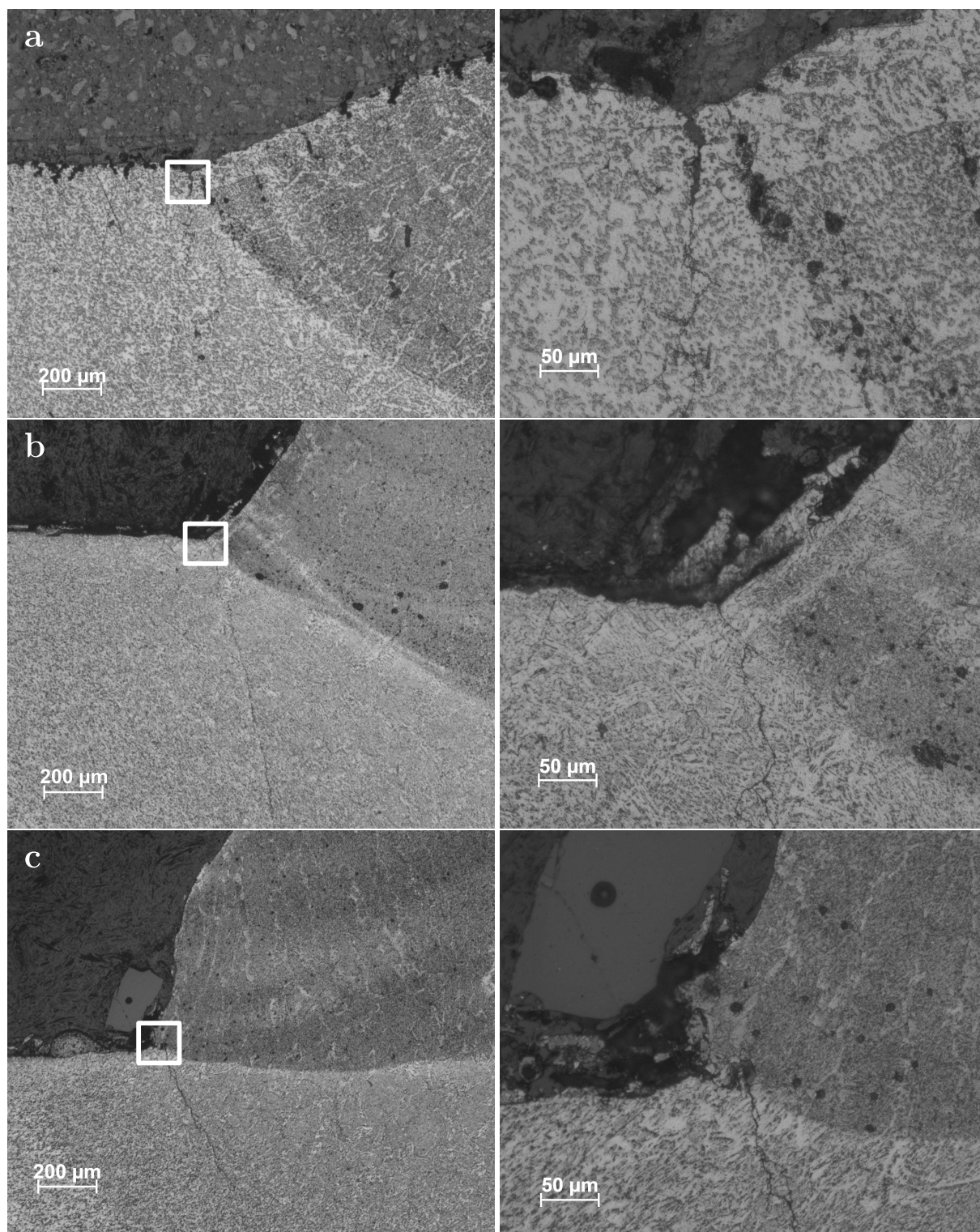


FIGURE III.30: Position de la fissure de fatigue par rapport à l'interface entre la zone affectée thermiquement et la zone fondue sur les différentes structures élémentaires étudiées : a : bout à bout ; b : té 15 symétrique ; c : gousset.

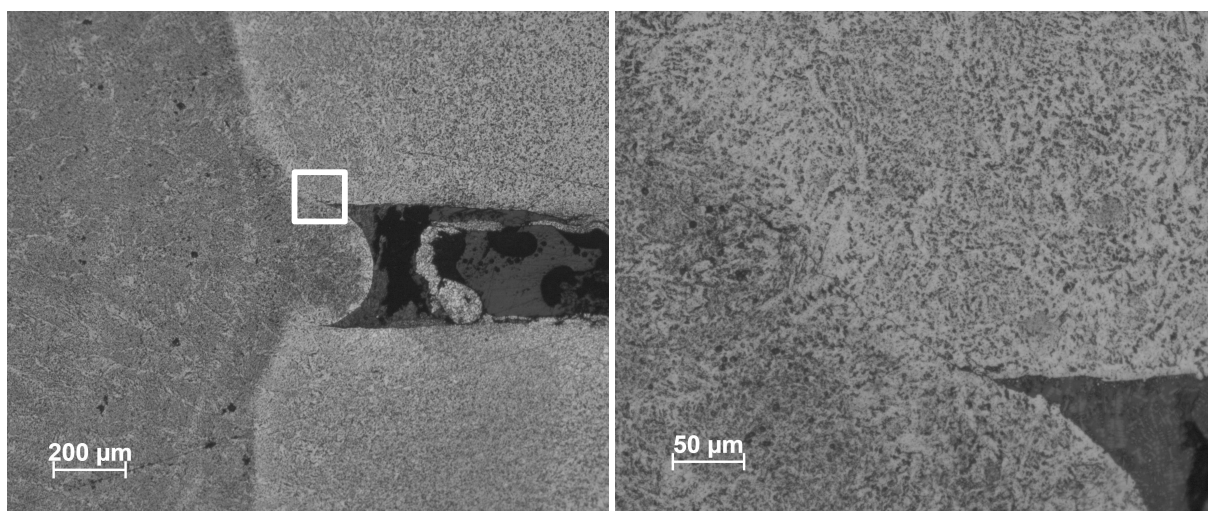


FIGURE III.31: Zone d'amorçage des fissures de fatigue sur la structure élémentaire té asymétrique.

III.3 Conclusions

Les différents résultats expérimentaux obtenus durant cette étude sont présentés dans ce chapitre. L'objectif principal étant d'avoir un premier aperçu de la résistance à la fatigue des structures soudées représentatives des engins de manutention Manitou. Cinq structures élémentaires soudées différentes sont dans un premier temps caractérisées sur le plan de la géométrie globale du cordon, de l'hétérogénéité du matériau et du champ de contraintes résiduelles. Ensuite, les résultats d'essais de fatigue sur les différentes structures élémentaires sont présentés. Les principales conclusions de cette campagne expérimentale sont les suivantes :

- les coupes macrographiques sur les différentes structures élémentaires montrent que les cordons de soudure sont conformes aux standards Manitou. Cependant, des observations micrographiques révèlent des fissures initiales au niveau du pied de cordon sur les structures élémentaires gousset de tailles comprises entre $24\text{ }\mu\text{m}$ et $59\text{ }\mu\text{m}$. Les mêmes observations menées sur les autres structures élémentaires ne permettent pas d'identifier des discontinuités similaires.
- le matériau au niveau du cordon de soudure se caractérise par une hétérogénéité microstructurale résultant de l'opération de soudage et des cycles thermiques associés. Les mesures de microdureté révèlent aussi un comportement différent entre les différentes zones constitutives de la soudure. La zone affectée thermiquement est globalement moins dure que la zone fondue. Les variations de microdureté sont cependant plus marquées sur les structures en té (17 %).
- le niveau de contrainte hydrostatique résiduelle initial au niveau des zones soudées n'est pas très élevé. Plutôt en compression sur les structures bout à bout (-80 MPa) et plutôt en traction sur les structures té 15 symétrique et gousset (60 MPa) ;
- l'influence du chargement appliqué lors des essais de fatigue se traduit par un écrouissage local au niveau du pied de cordon sur les structures té 15 symétrique $R = 0,4$. Au contraire, le chargement appliqué semble avoir peu d'effet sur les autres structures élémentaires et sur le champ de contraintes résiduelles.

Les différents essais de fatigue réalisés dans cette étude ont mené aux résultats suivants :

- la comparaison des résultats d'essais exprimés en étendue de contrainte nominale et en étendue de contrainte locale montre l'effet important de la géométrie du cordon de soudure sur la résistance à la fatigue ;
- la résistance à la fatigue des structures gousset est nettement inférieure (30 %) à la résistance en fatigue des autres structures élémentaires, même quand l'influence de la géométrie du cordon de soudure est prise en compte dans le dimensionnement. La comparaison avec des résultats de la littérature mène à des conclusions similaires. La présence d'une fissure initiale à l'interface entre la zone affectée thermiquement et la zone fondue semble être l'explication principale. Dès lors, le problème de la représentativité des structures gousset par rapport aux structures Manitou se pose. En effet, le bouclage sur les structures gousset a été réalisé de manière automatique (soudage robotique) dans le cadre de cette étude. L'objectif étant de limiter au maximum la dispersion associée aux différentes étapes de fabrication. En production, les bouclages au niveau des goussets sont cependant soudés manuellement. À ce stade, il apparaît donc difficile de statuer sur l'intérêt de ces résultats d'essais. De ce fait, il ne seront pas considérés dans la suite de ce rapport. De nouveaux essais sur des structures gousset en réalisant cette fois-ci les bouclages manuellement sont nécessaires pour caractériser la résistance à la fatigue de ces assemblages ;

- les résultats d'essais sur les structures té 8 symétrique $R = 0,1$ et té 15 symétrique $R = 0,1$ mettent en évidence l'influence de l'épaisseur des tôles sur la résistance à la fatigue. La comparaison des résultats d'essais exprimés en étendue de contrainte nominale et en étendue de contrainte locale permet d'associer ce phénomène à l'effet bénéfique du gradient de contrainte sur la résistance à la fatigue des structures soudées ;
- le comportement en fatigue des structures soudées vis-à-vis du rapport de charge est étudié sur les structures bout à bout et té 15 symétrique. Les résultats obtenus montrent un effet marqué entre les rapports de charge $R = -1$ et $R = 0,1$ sur les structures bout à bout. Cependant, aucun effet n'est observé entre les rapports de charge $R = 0,1$ et $R = 0,4$ sur les structures té 15 symétrique. Les mesures de microdureté réalisées au niveau du pied de cordon de la structure élémentaire té 15 symétrique $R = 0,4$ testée en fatigue montrent un écrouissage local du matériau. Ce résultat suggère que la plasticité locale et l'évolution du champ de contraintes résiduelles induisent un rapport de charge local en pied de cordon différent du rapport de charge appliqué à l'échelle de la structure. Cet aspect sera développé plus en détail au chapitre [V](#) ;
- les faciès de rupture indiquent que les fissures de fatigue s'amorcent en surface au niveau du pied ou de la racine de cordon sous forme de multiamorçage ;
- les coupes transverses au cordon de soudure réalisées après essais montrent que les fissures de fatigue s'amorcent proches de l'interface entre la zone affectée thermiquement et la zone fondue. La position de cette interface correspond aussi à la zone où la singularité géométrique est la plus sévère. Les essais réalisés ne permettent pas de savoir quel paramètre de la géométrie locale et de l'hétérogénéité matériau influence le plus la position des sites d'amorçage.

Chapitre IV

Mise en place d'une méthode de calcul multiéchelle pour le dimensionnement en fatigue de structures soudées de grandes dimensions

Sommaire

III.1 Caractérisation des différentes structures élémentaires	71
III.1.1 Qualité et conformité des soudures selon les standards de Manitou	71
III.1.2 Microstructure au niveau de la zone soudée	73
III.1.3 Mesures de microdureté	76
III.1.4 Analyses de contraintes résiduelles	82
III.2 Résistance à la fatigue des différentes structures élémentaires	84
III.2.1 Observations générales sur les résultats d'essais	84
III.2.1.1 Influence de la géométrie du cordon de soudure	89
III.2.1.2 Influence de l'épaisseur des tôles	91
III.2.1.3 Influence du rapport de charge	94
III.2.2 Observations fractographiques	96
III.2.2.1 Fractographies	97
III.2.2.2 Coupes transverses	100
III.3 Conclusions	103

IV.1 Introduction

La campagne expérimentale menée sur cinq structures élémentaires soudées différentes permet d'avoir un aperçu global de la résistance en fatigue des connexions soudées les plus représentatives d'un châssis de manutention. Les résultats montrent que la géométrie du cordon de soudure et les gradients de contrainte associés sont des paramètres de premier ordre sur la résistance en fatigue et qu'il est nécessaire de les considérer dans le dimensionnement. Le châssis étant soumis à des sollicitations complexes lors de l'utilisation des machines il apparaît aussi intéressant de prendre en compte l'influence de la multiaxialité du champ de contraintes dans le calcul de la résistance à la fatigue [Dang Van *et al.*, 2001], [Zettlemoyer et Fisher, 1977; Radaj *et al.*, 2006].

Un critère de fatigue qui prend en compte à la fois l'effet du gradient de contrainte et la multiaxialité du chargement nécessite de modéliser la géométrie locale du cordon de soudure pour accéder au champ de contraintes au niveau des pieds et de la racine du cordon. Toutefois, un châssis comporte un nombre important de cordons dont la longueur totale cumulée correspond en moyenne à cinquante mètres. Une modélisation volumique de l'ensemble de la structure n'est donc pas envisageable d'un point de vue industriel.

Ce chapitre présente l'approche numérique mise en place dans cette étude pour modéliser les structures soudées de grandes dimensions. À partir d'un modèle global constitué d'éléments finis de type coque et de matrices de raideurs équivalentes, l'objectif de cette approche est double. Premièrement, évaluer correctement la raideur locale des zones soudées ainsi que le comportement global de la structure. Le second objectif est de calculer précisément le champ de contraintes au niveau des zones soudées pour ensuite considérer l'influence du gradient de contrainte et d'un champ de contraintes multiaxial dans le contexte de la fatigue à grands nombres de cycles.

La première partie de ce chapitre présente la stratégie générale utilisée pour modéliser les structures soudées et évaluer leur résistance à la fatigue. Les différentes étapes permettant l'élaboration puis le calcul des matrices de raideurs équivalentes sont décrites. La méthode utilisée pour estimer le critère de fatigue est aussi présentée.

La seconde partie de ce chapitre consiste à valider la modélisation mise en place. La capacité de l'approche proposée à estimer la raideur globale des structures et à prévoir le champ de contraintes local pour le calcul d'un critère de fatigue multiaxiale est discutée.

IV.2 Description de l'approche numérique proposée pour modéliser les structures soudées de grandes dimensions

IV.2.1 Approche à deux échelles

Le dimensionnement en fatigue de structures soudées de grandes dimensions soulève deux problématiques. D'un côté, le temps de calcul doit être relativement court pour pouvoir tester des conceptions différentes. Dans ce contexte, les éléments coques sont souvent privilégiés. D'un autre côté, pour pouvoir estimer la résistance en fatigue, le champ de contraintes dans les zones critiques (c'est-à-dire les pieds et racines du cordon) doit être calculé. La prise en compte des effets de gradient et de multiaxialité dans le dimensionnement en fatigue nécessite une connaissance locale du champ de contraintes. Dès lors, les zones critiques doivent être modélisées avec des éléments finis volumiques, ce

qui a pour conséquence d'augmenter drastiquement le nombre de degrés de liberté (ddl) et donc le temps de calcul. Un moyen de contourner ce problème consiste à utiliser la technique dite des sous-modèles [McCune *et al.*, 2000; Lebaillif, 2006; Dou *et al.*, 2020]. Dans un premier temps, la structure est entièrement modélisée avec des éléments finis de type coque pour permettre l'identification des zones de concentration de contraintes. Ensuite, au niveau des zones identifiées, la structure est modélisée avec des éléments finis volumiques pour pouvoir accéder au champ de contraintes local. Les conditions aux limites au niveau des sous modèles sont issues du modèle global, ce qui peut donner lieu à quelques approximations si le modèle coque ne représente pas correctement le comportement en raideur globale de la structure.

La stratégie développée dans ce travail, présentée sur la figure IV.1, consiste à modéliser les structures soudées en adoptant une approche à deux échelles. À l'échelle locale, les zones soudées sont modélisées avec des éléments finis volumiques pour accéder aux champs de contraintes locaux. À l'échelle globale, les tôles sont modélisées avec des éléments coques permettant ainsi de limiter le temps de calcul. Cependant, au lieu de résoudre directement un problème global composé d'éléments volumiques et d'éléments coques, coûteux en temps de calcul, une étape intermédiaire est introduite. Les modèles locaux composés d'éléments volumiques et de quelques éléments coques sont dans un premier temps condensés indépendamment en matrices de raideur équivalente avant d'être insérés dans le modèle global. La réponse de la structure soudée est ensuite calculée à partir d'un modèle global composé d'éléments coques et de matrices de raideur équivalente. Après calcul, les déplacements aux nœuds du modèle global sont introduits comme conditions aux limites dans les modèles locaux. La dernière étape consiste à post-traiter les champs de contraintes locaux en utilisant un critère de fatigue approprié pour estimer la durée de vie de la structure soudée.

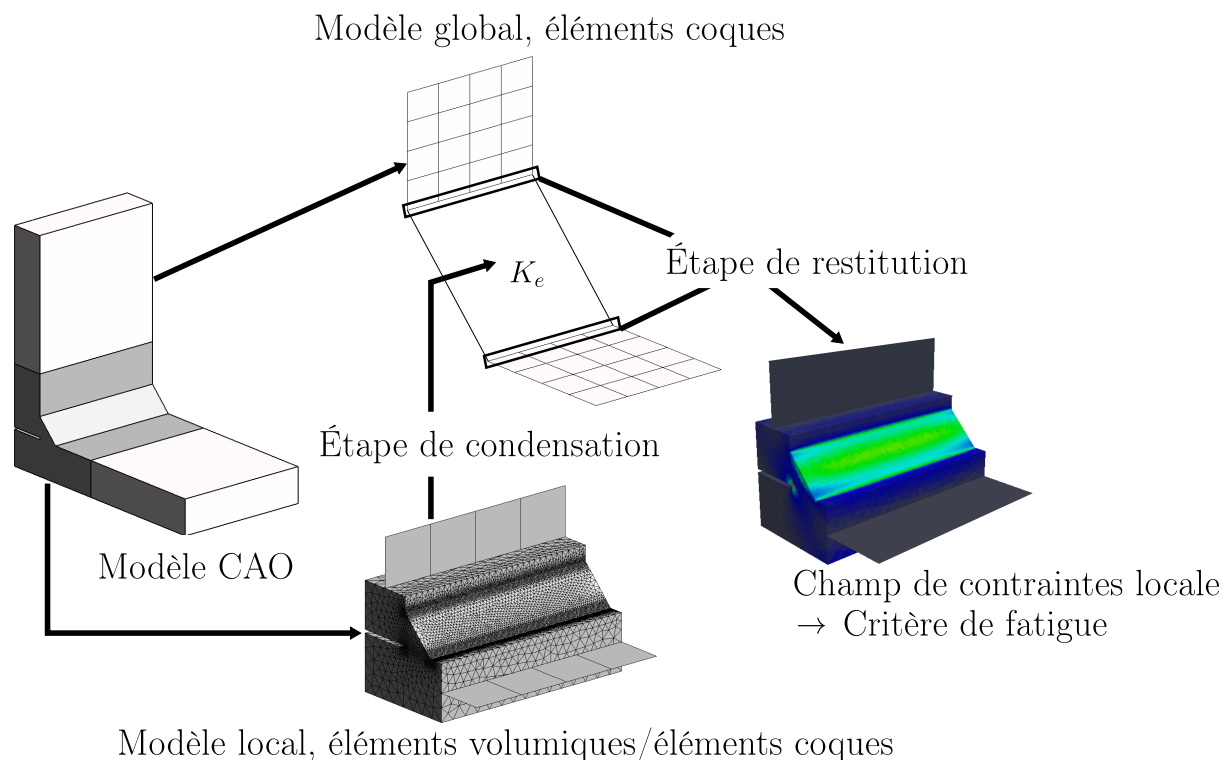


FIGURE IV.1: Description générale de l'approche à deux échelles utilisée pour l'évaluation de la résistance en fatigue des structures soudées.

IV.2.2 Connections entre les éléments finis volumiques et de type coque

Les matrices de raideurs équivalentes sont calculées à partir de modèles locaux constitués principalement d'éléments volumiques. Néanmoins, pour assurer la connexion avec le modèle global, quelques éléments coques sont aussi introduits. Pour assurer la continuité du champ de déplacement à l'interface entre les éléments volumiques et les éléments coques, des équations de couplage ont été mises en place. Sous l'hypothèse d'un comportement linéaire élastique isotrope, la connexion entre ces deux types d'éléments peut être définie soit en égalant le travail des forces de chaque côté de l'interface entre les éléments volumiques et les éléments coques, soit en ayant recours aux fonctions de formes des éléments coques. La seconde option, moins contraignante sur la forme des éléments volumiques à l'interface, a été choisie. La mise en place de ces équations de couplage doit tenir compte :

- des déplacements aux nœuds des éléments volumiques ;
- des déplacements aux nœuds des éléments coques ;
- des rotations aux nœuds des éléments coques ;
- des fonctions de formes associées aux arêtes des éléments coques.

Pour assurer la continuité du champ de déplacement à l'interface entre les éléments finis volumiques et les éléments finis de type coque, le déplacement $\mathbf{U}(M)$ du nœud M appartenant à un élément volumique, comme illustré sur la figure IV.2, doit tenir compte de deux contributions.

$$\mathbf{U}(M) = \mathbf{U}^S(M) + \mathbf{U}^P(M) \quad (\text{IV.1})$$

La contribution $\mathbf{U}^S(M)$ est obtenue directement à partir de l'interpolation des déplacements aux nœuds des éléments coques voisins.

La contribution $\mathbf{U}^P(M)$ permet de prendre en compte l'effet Poisson. La contribution $\mathbf{U}^S(M)$ s'exprime de la manière suivante :

$$\mathbf{U}^S(M) = \sum_{k=1}^2 (\mathbf{u}^k + (\mathbf{v} \cdot \mathbf{e}_z) \Phi \cdot \boldsymbol{\theta}^k) h_k(\eta) \quad (\text{IV.2})$$

où $\mathbf{u}^k$ et $\boldsymbol{\theta}^k$ correspondent respectivement aux déplacements et aux rotations du nœud S_k appartenant à l'élément coque positionné à l'interface avec les éléments volumiques. Les $h(\eta) = (1 \pm \eta)/2$ correspondent aux fonctions de formes du premier ordre associées à l'arête de l'élément coque, avec $\eta = \pm 1$. Le vecteur unitaire $\mathbf{e}_z$ représente la normale au plan de l'élément coque et $\mathbf{v}$ correspond au vecteur $\mathbf{S}_1 M$. Le tenseur du second ordre antisymétrique Φ est construit à partir des composantes du vecteur unitaire $\mathbf{e}_z$. Il s'écrit de la manière suivante :

$$\Phi = \begin{bmatrix} 0 & e_{z3} & -e_{z2} \\ -e_{z3} & 0 & e_{z1} \\ e_{z2} & -e_{z1} & 0 \end{bmatrix} \quad (\text{IV.3})$$

L'équation (IV.2) couple les trois degrés de liberté des nœuds des éléments volumiques aux six degrés de liberté des nœuds des éléments coques à l'interface des éléments volumiques-coques. Pour prendre en compte l'effet Poisson dans la direction normale au plan de l'élément coque ($\mathbf{e}_z$), les composantes du champ de déplacement peuvent être déduites à partir des déformations hors plan de l'élément coque. Sous l'hypothèse d'un état

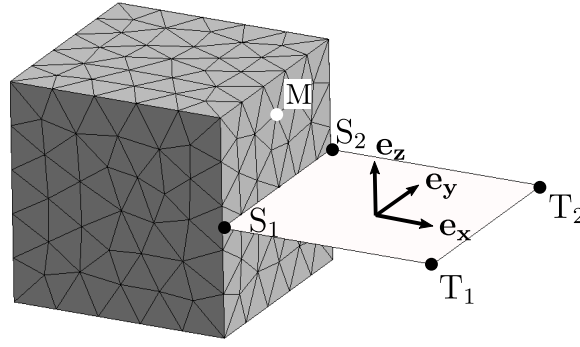


FIGURE IV.2: Interface entre les éléments volumiques et les éléments coques. Les trois degrés de liberté d'un nœud d'un élément volumique (M) sont connectés aux six degrés de liberté des nœuds de l'élément coque correspondant (S_1 , S_2 , T_1 , T_2).

de contrainte plane, les composantes du tenseur des déformations au niveau de l'élément coque sont données par :

$$\epsilon_{11} = \frac{1}{E}\sigma_{11} - \frac{\nu}{E}\sigma_{22} \quad (\text{IV.4})$$

$$\epsilon_{22} = \frac{1}{E}\sigma_{22} - \frac{\nu}{E}\sigma_{11} \quad (\text{IV.5})$$

$$\epsilon_{33} = -\frac{\nu}{E}\sigma_{11} - \frac{\nu}{E}\sigma_{22} \quad (\text{IV.6})$$

$$\epsilon_{12} = \epsilon_{21} = \frac{1+\nu}{E}\sigma_{12} \quad (\text{IV.7})$$

$$\epsilon_{23} = \epsilon_{32} = 0 \quad (\text{IV.8})$$

$$\epsilon_{31} = \epsilon_{13} = 0 \quad (\text{IV.9})$$

où E est le module de Young et ν est le coefficient de Poisson du matériau en question. La composante hors plan du tenseur des déformations ϵ_{33} peut être exprimée en fonction des composantes dans le plan de l'élément coque de la manière suivante :

$$\epsilon_{33} = \frac{-\nu}{(1-\nu)}(\epsilon_{11} + \epsilon_{22}), \quad (\text{IV.10})$$

L'effet de Poisson dans la direction hors plan de l'élément coque est pris en compte dans les équations de couplage en exprimant l'équation (IV.10) en fonction des déplacements nœaux de l'élément coque. La contribution $\mathbf{U}^P(M)$ s'écrit alors :

$$\mathbf{U}^P(M) = \sum_{k=1}^2 (\mathbf{v} \cdot \mathbf{e}_z) \left(\frac{-\nu}{(1-\nu)} \right) \left\{ \left(\left[\frac{\mathbf{w}^k - \mathbf{u}^k}{D_1} \right] h_k \right) \cdot \mathbf{e}_x + \left(\frac{\mathbf{u}^1 - \mathbf{u}^2}{D_2} \right) \cdot \mathbf{e}_y \right\} \mathbf{e}_z \quad (\text{IV.11})$$

où $\mathbf{w}^k$ correspond au vecteur des déplacements nœaux associés au nœud T_k de l'élément coque. Les distances D_1 et D_2 correspondent respectivement aux normes des vecteurs $\mathbf{S}_1\mathbf{T}_1$ et $\mathbf{S}_2\mathbf{T}_2$. Le vecteur unité $\mathbf{e}_x$ indique la direction normale à l'interface entre les éléments volumiques et les éléments coques et le vecteur $\mathbf{e}_y$ est défini en fonction des vecteurs $\mathbf{e}_z$ et $\mathbf{e}_x$ de la manière suivante $\mathbf{e}_y = \mathbf{e}_z \times \mathbf{e}_x$.

La prise en compte de l'effet de Poisson dans la direction normale au plan de l'élément coque est réalisée en considérant l'hypothèse d'un état de contraintes planes à l'interface entre les éléments volumiques et les éléments coques. Cependant, proche d'une singularité géométrique (pied ou racine de cordon par exemple), le champ de contraintes local peut être triaxial. L'interface entre les éléments volumiques et les éléments coques doit être positionnée à une distance minimum de la singularité géométrique pour limiter son influence sur le champ de contraintes local. Deux paramètres géométriques L_1 et L_2 ont été introduits dans les modèles locaux permettant de positionner l'interface entre les deux types d'éléments à distance de la singularité géométrique. La figure IV.3 définit ces deux paramètres. L'influence des paramètres L_1 et L_2 sur le comportement en raideur et sur le champ de contraintes local sera discutée dans la section IV.3.1.1 et dans la section IV.3.2.1.

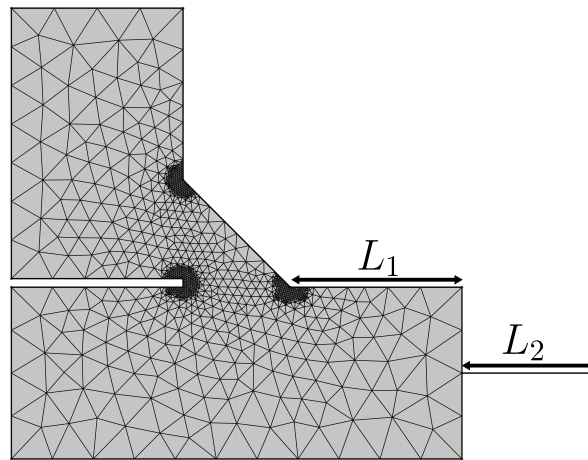


FIGURE IV.3: Modélisation locale de la structure soudée au niveau de l'interface entre les éléments volumiques et les éléments coques. Le paramètre géométrique L_1 est la distance entre le fond de l'entaille et l'interface éléments volumiques/éléments coques. Le paramètre L_2 est la longueur des éléments coques connectés aux éléments volumiques.

IV.2.3 Matrices de raideurs équivalentes

La connaissance précise du champ de contraintes local au niveau des pieds et racines du cordon de soudure nécessite de raffiner localement le maillage de manière importante. Par conséquent, la taille de la matrice de raideur représentative d'un modèle local K_l reliant les déplacements nodaux U aux efforts nodaux F peut devenir rapidement importante. Du point de vue des ressources informatiques, il n'est pas envisageable de modéliser des structures comportant plusieurs mètres de cordons de soudure en insérant directement les matrices de raideurs locales dans le modèle global. Pour contourner ce problème, la stratégie proposée consiste à condenser chaque modèle local en une matrice de raideur équivalente K_e uniquement sur les degrés de liberté de ses nœuds frontières. La dimension de la matrice de raideur équivalente K_e ainsi obtenue est très inférieure à la dimension de la matrice de raideur initiale K_l du modèle local. La matrice de raideur d'un modèle local K_l peut s'écrire de la manière suivante :

$$[K_l] = \begin{bmatrix} K_{volumique} & 0 & \boxed{K_\lambda^t} \\ 0 & K_{coque} & \boxed{K_\lambda} \\ \boxed{K_\lambda} & 0 & 0 \end{bmatrix} \quad (IV.12)$$

où $K_{volumique}$ représente la matrice de raideur associée aux éléments finis volumiques et K_{coque} représente la matrice de raideur associée aux éléments finis de type coque dans le modèle local. Les équations de connexion entre les éléments volumiques et les éléments coques sont introduites dans la matrice de raideur K_l sous forme de multiplicateurs de Lagrange K_λ . Le calcul de la matrice de raideur équivalente nécessite de faire la distinction entre les nœuds frontières ou nœuds maîtres U_m, F_m et les nœuds esclaves U_s, F_s . Les nœuds maîtres sont les nœuds communs à la fois aux modèles locaux et globaux alors que les nœuds esclaves existent uniquement dans le modèle local. La figure IV.4 présente la distinction faite entre les nœuds maîtres et les nœuds esclaves.

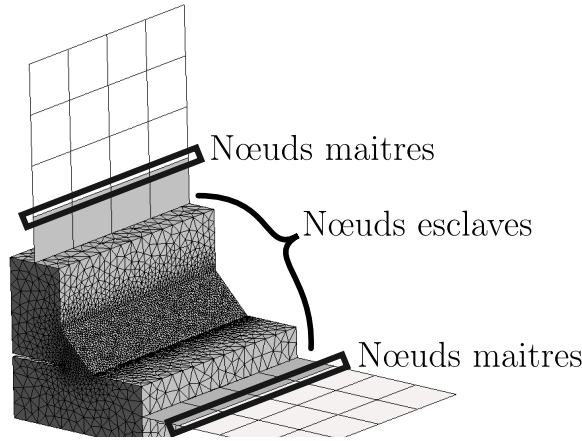


FIGURE IV.4: Définition des nœuds maîtres et des nœuds esclaves au niveau d'un modèle local. Les nœuds maîtres sont utilisés pour connecter le modèle local au modèle global. Les nœuds esclaves sont les nœuds restant au niveau du modèle local.

La condensation de la matrice de raideur K_l en la matrice de raideur K_e consiste à résoudre le système linéaire suivant en imposant un déplacement unitaire sur un degré de liberté d'un nœud maître et en fixant tous les autres degrés de liberté des différents nœuds maîtres à zéro.

$$\begin{bmatrix} K_{volumique} & 0 & \boxed{K_\lambda^t} \\ 0 & K_{coque} & \boxed{K_\lambda} \\ \boxed{K_\lambda} & 0 & 0 \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} U_s \\ U_m \\ 0 \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} F_s \\ F_m \\ \lambda \end{Bmatrix}, \quad (IV.13)$$

La matrice de raideur équivalente met en relation les déplacements nodaux et les efforts nodaux des nœuds maîtres. Elle est construite par concaténation des vecteurs des efforts

nodaux des nœuds maîtres résultant de l'application d'un déplacement unitaire sur un degré de liberté d'un nœud maître. Une fois construite, la matrice de raideur équivalente de chaque modèle local est introduite dans le modèle global. Ainsi, le modèle global est constitué d'éléments coques et de matrices de raideur équivalentes représentatives des modèles locaux. L'ajout des modèles locaux ne modifie pas la dimension de la matrice de raideur du modèle global. Le problème global est ensuite résolu par la méthode des éléments finis.

En parallèle de la construction de la matrice de raideur équivalente, la matrice de relation des déplacements U_{sm} entre les nœuds maîtres et les nœuds esclaves est établie. Elle est construite par concaténation des vecteurs des déplacements nodaux des nœuds esclaves U_s résultant de l'application d'un déplacement unitaire sur un degré de liberté d'un nœud maître. Une fois le système global résolu, la matrice est utilisée pour accéder au champ de déplacements dans les modèles locaux. Cette étape dite de restitution consiste premièrement à extraire les déplacements nodaux des nœuds maîtres à partir du vecteur solution du modèle global. Ensuite, dans le contexte de l'élasticité linéaire, un produit matriciel entre la matrice U_{sm} et le vecteur U_s permet d'obtenir le vecteur solution au niveau des modèles locaux. Le champ de déformations est obtenu à partir des vecteurs déplacements au niveau des nœuds maîtres et des nœuds esclaves. Le champ de contraintes est ensuite calculé en considérant un comportement élastique linéaire isotrope. Il peut aussi être envisagé de calculer le champ de contraintes au niveau des modèles locaux en considérant un comportement élastoplastique. Dans ce cas, il est important de s'assurer que la plastification au niveau des zones chaudes n'affecte pas la raideur globale de la structure.

La modélisation multiéchelle exposée permet ainsi d'accéder au champ de contraintes local au niveau du cordon de soudure pour des structures de grandes dimensions. En ce qui concerne le temps de calcul, l'étape la plus coûteuse est la condensation des matrices de raideur équivalente. Elle consiste en une première étape de factorisation (temps CPU élevé) puis plusieurs étapes de résolutions (temps CPU faible) correspondant au nombre de degrés de liberté associé aux nœuds maîtres. L'objectif est de constituer initialement une base de données de matrices de raideur équivalentes puis de les stocker pour ne pas les recalculer à chaque nouvelle conception. Ensuite, le temps de calcul associé à la résolution du modèle global est identique à un modèle composé uniquement d'éléments coques. L'intérêt de la méthode réside principalement dans le fait de découper un modèle global volumineux en plusieurs petits sous modèles pouvant être calculés avec les moyens informatiques à disposition chez Manitou. À titre illustratif, le nombre de degrés de liberté associé aux éléments volumiques utilisés pour modéliser le cordon de soudure des trois structures présentées dans la suite de ce chapitre est de l'ordre de un million. Sur un châssis, le nombre de cordons se compte par dizaines. Par conséquent, résoudre le problème en une seule étape reviendrait à résoudre un problème de plusieurs dizaines de millions de degrés de liberté, ce qui n'est pas viable industriellement. Avec l'approche proposée, des sous modèles comprenant quelques millions de degrés de liberté sont résolus séparément puis assemblés dans un modèle global constitué uniquement d'éléments coques de quelques milliers de degrés de liberté.

IV.2.4 Critère non local

L'approche mise en place pour modéliser les structures soudées de grandes dimensions permet d'accéder aux champs de contraintes locaux au niveau des différents joints soudés.

Dans une démarche de dimensionnement en fatigue, la prise en compte du gradient de contraintes peut s'effectuer via une approche de type distance critique. Ce type d'approche est mis en place en considérant l'état de contrainte : (i) à une certaine distance de la zone d'étude dans la direction du plus fort gradient (méthode du point) ; (ii) sur une ligne dans la direction du plus fort gradient (méthode de la ligne) ; (iii) en moyennant à l'intérieur d'un volume (méthode volumique).

Compte tenu du type de structure considéré dans cette étude, de la multitude de chargements possibles, la direction de plus fort gradient peut parfois être difficile à identifier. La méthode volumique ne nécessitant pas de rechercher la direction de plus fort gradient, elle a été préférée. Plusieurs auteurs tels que Taylor [1999, 2001]; Livieri et Tovo [2020] ont montré l'efficacité de cette approche pour capter les effets de gradient sur des structures présentant une entaille. Elle peut facilement être couplée à un critère de fatigue multiaxiale permettant ainsi de considérer à la fois l'influence du gradient et de la multiaxialité des contraintes [Morel et Palin-Luc, 2002; Susmel et Taylor, 2012]. Elle peut aussi servir à définir des quantités non locales. Par exemple un critère de plasticité non local ou une déformation plastique cumulée non locale.

Dans le contexte d'une approche non locale, il est commode d'introduire une contrainte équivalente Σ_{FIP} calculée à partir d'une moyenne volumique. Σ_{FIP} s'écrit alors :

$$\Sigma_{FIP}(\mathbf{x}) = \frac{1}{V(\mathbf{x})} \int_V \sigma_{FIP}(\mathbf{x}') dv, \quad (\text{IV.14})$$

Comme illustré sur la figure IV.5, V est défini comme un volume sphérique de rayon ρ centré sur le centroïde de chaque élément fini. La position spatiale du centroïde de chaque élément fini est utilisée pour identifier les éléments à l'intérieur du volume sphérique V . La contrainte équivalente Σ_{FIP} est ensuite déterminée en réalisant la moyenne pondérée du critère considéré $\sigma_{FIP}(\mathbf{x}')$.

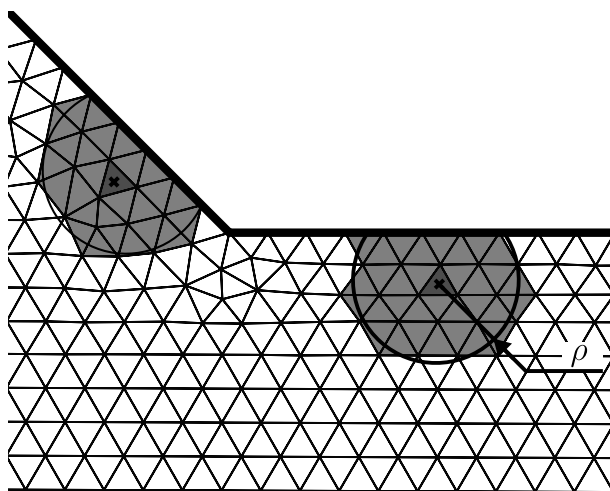


FIGURE IV.5: Représentation 2D de la sphère d'intégration. Le paramètre ρ définit le rayon de la sphère d'intégration pour le calcul du critère non local.

La relation précédente définit une contrainte équivalente non locale permettant de considérer l'influence du gradient de contraintes. De plus, en présence de singularités géométriques localisées, l'approche non locale permet aussi d'atténuer leurs influences sur les champs mécaniques locaux, en fonction du rayon ρ du volume d'intégration V choisi.

IV.3 Validation

La stratégie présentée dans le paragraphe précédent doit permettre : (i) de représenter de manière satisfaisante la raideur locale et globale des structures soudées ; (ii) de calculer un critère de fatigue multiaxiale non local à partir du champ de contraintes local au niveau des zones soudées. Pour valider ces deux aspects, la stratégie présentée a été déployée sur plusieurs structures soudées élémentaires et les résultats comparés à ceux de modèles composés uniquement d'éléments finis volumiques. Les modèles volumiques de référence ont été maillés en utilisant des éléments tétraédriques d'ordre 2. La taille des éléments a été choisie de manière à avoir au minimum cinq éléments dans l'épaisseur des tôles ; localement les arêtes des éléments sont de l'ordre de 0,08 mm de long. Pour l'application de la méthode proposée, les éléments coques utilisés sont de type quadrangles du premier ordre avec une taille d'arête de 4 mm environ. Des tétraèdres d'ordre 2 sont utilisés pour mailler les géométries 3D locales ; les règles de maillage sont similaires à celles utilisées pour mailler les structures de références. Une implémentation de la méthode des éléments finis basée sur le mailleur GMSH [Geuzaine et Remacle, 2009] et sur le solveur MUMPS [Amestoy *et al.*, 2001] a été développée pour appliquer l'approche proposée.

Les structures élémentaires considérées pour valider l'approche proposée sont : une structure de type té, une structure de type gousset et une structure de type joint de recouvrement. L'âme et la semelle de ces structures ont une épaisseur de 15 mm et un jeu d'un millimètre est considéré entre les deux tôles. Le cordon est modélisé par un triangle rectangle isocèle et a une hauteur de gorge de 6 mm. Les pieds et racines du cordon sont modélisés par des entailles aiguës, par conséquent, aucun rayon fictif n'est considéré. La géométrie des trois structures soudées considérées est décrite sur la figure IV.6. Pour chaque structure élémentaire, trois cas de chargements sont considérés. Ces cas de chargements correspondent à l'application d'un effort unitaire dans une des directions $\mathbf{e}_x$, $\mathbf{e}_y$ ou $\mathbf{e}_z$.

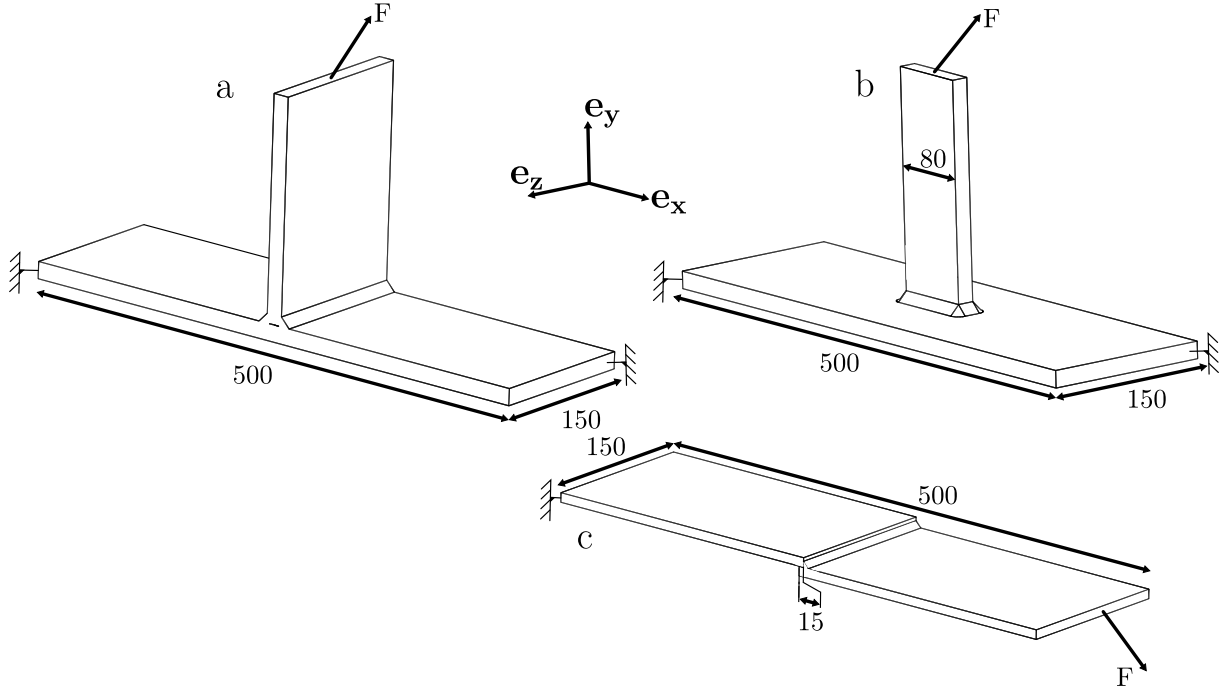


FIGURE IV.6: Description des trois structures soudées utilisées pour valider le modèle mis en place. a : té, b : gousset, c : joint de recouvrement. Les conditions aux limites sont aussi indiquées.

IV.3.1 Raideur globale des structures soudées

Pour étudier la capacité de la méthode proposée à estimer la raideur globale des structures soudées, la raideur K_γ suivant la direction γ (où $\gamma = e_x, e_y$ ou e_z) a été calculée. K_γ correspond au rapport entre l'effort appliqué F_γ et le déplacement résultant U_γ relevé au niveau où l'effort a été appliqué. Afin de comparer différents modèles sur le plan de la raideur, un indicateur calculé à partir d'une erreur relative est défini comme :

$$e_\gamma^K = \frac{|K_\gamma^r - K_\gamma|}{K_\gamma^r} \quad (\text{IV.15})$$

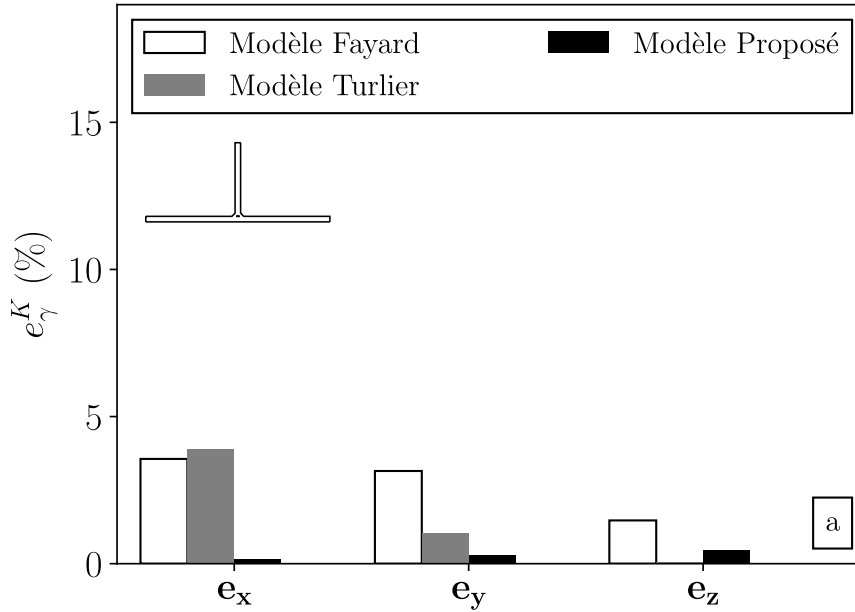
où K_γ^r est la raideur du modèle de référence et K_γ est la raideur du modèle évalué pour un effort appliqué dans la direction γ .

IV.3.1.1 Influence des paramètres géométriques L_1 et L_2

La stratégie de modélisation proposée dépend de deux paramètres géométriques L_1 et L_2 comme discuté à la section IV.2.2. Le paramètre L_1 définit la longueur de la partie 3D entre le pied de cordon et l'interface 2D-3D. Le paramètre L_2 définit la longueur de la première rangée d'éléments coque située à l'interface 2D-3D. Pour étudier l'influence de ces deux paramètres sur le comportement en raideur, l'erreur relative e_γ^K a été calculée sur chaque configuration pour L_1 et L_2 allant de 2 à 24 mm. L'erreur relative la plus importante a été obtenue sur la structure de type té chargé suivant la direction e_z . L'écart en raideur par rapport à la configuration de référence est de 0,68 %, ce qui peut être considéré comme négligeable pour ce type d'application. Ces résultats montrent que les deux paramètres géométriques L_1 et L_2 de la modélisation proposée n'ont pas de réelle influence sur l'estimation de la raideur des structures soudées.

IV.3.1.2 Comparaison avec d'autres modèles

Pour évaluer la raideur des structures soudées, Fayard [1996] et Turlier *et al.* [2014b] ont proposé des modélisations basées sur un maillage coque. Ces deux approches ont été utilisées pour modéliser les différentes structures présentées à la section IV.3. Pour chaque configuration, la raideur macroscopique calculée à partir des modèles 3D de référence est comparée à la raideur calculée à partir de la modélisation proposée. Les deux paramètres L_1 et L_2 de la modélisation proposée ont été fixés respectivement à 6 et 4 mm dans le cadre de cette étude comparative. Le logiciel de calcul éléments finis NX-NASTRAN a été utilisé pour appliquer les méthodes Fayard [1996] et Turlier *et al.* [2014b]. Les éléments coques utilisés sont de type quadrangle du premier ordre et les équations cinématiques au niveau du cordon de soudure sont introduites respectivement avec les éléments de type RBE2 et RBE2-RBE3. Chaque structure soudée a été modélisée avec un nombre de degrés de liberté similaire, quelle que soit la modélisation utilisée, excepté les modèles 3D. La figure IV.7 montre l'écart relatif en raideur pour les différentes modélisations et structures soudées étudiées.



Dans la plupart des configurations étudiées, l'approche proposée fournit la meilleure estimation de la raideur des structures par rapport au modèle 3D de référence. Dans quelques situations, les modèles de Fayard [1996] et Turlier *et al.* [2014b] fournissent de meilleures estimations que la modélisation proposée cependant l'erreur maximale en raideur ne dépasse pas 0,68 % (pour la structure de type gousset chargée dans la direction e_x , voir la figure IV.7b). L'écart relatif maximal entre la modélisation Fayard [1996] et le modèle 3D de référence atteint $e_{e_z}^K \approx 14,8\%$ pour la structure de type joint de recouvrement. L'approche Turlier *et al.* [2014b] fournit globalement une meilleure estimation de la raideur que le modèle Fayard [1996], l'erreur maximale $e_{e_y}^K = 8,0\%$ est obtenue sur la structure joint de recouvrement. Dans le contexte des structures soudées de type engins de manutention, ces résultats mettent en lumière les limites des stratégies proposées par Fayard [1996] et Turlier *et al.* [2014b] à estimer correctement la raideur des structures

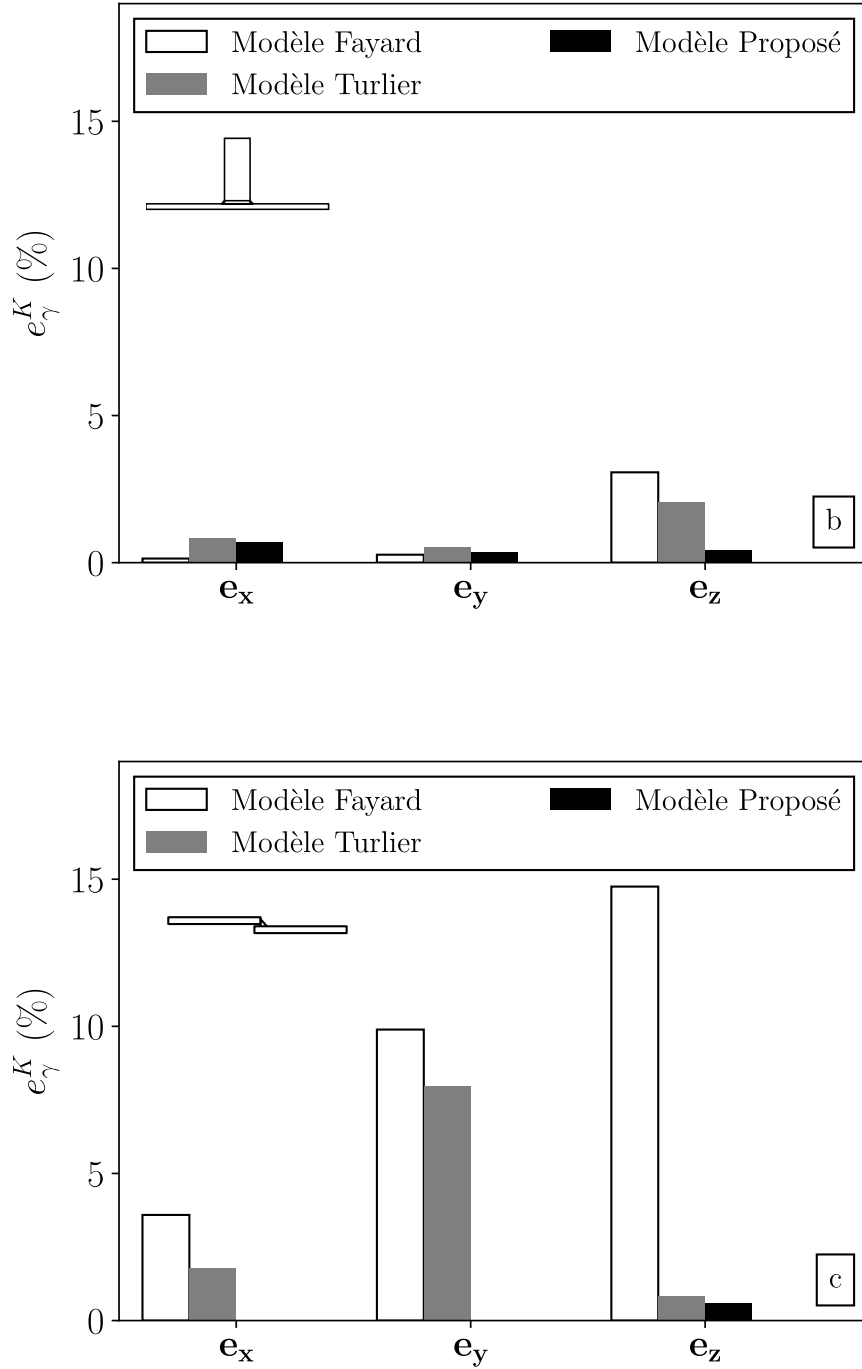


FIGURE IV.7: Indicateur d'erreur relative e_{γ}^K obtenu en comparant les résultats de l'approche proposée, de l'approche de Fayard [1996] et de l'approche de Turlier *et al.* [2014b] aux résultats obtenus à partir de l'approche de référence. Trois structures soudées sont considérées a : té, b : gousset, c : joint de recouvrement et trois directions de chargement : e_x , e_y and e_z .

soudées, quels que soient la géométrie et le type de chargement utilisé.

IV.3.2 Champ de contraintes local

Pour étudier la capacité de la méthode proposée à estimer la résistance en fatigue des structures soudées, un critère de fatigue multiaxiale non local est utilisé. Ensuite, les résultats sont comparés à ceux obtenus avec un modèle composé uniquement d'éléments finis volumiques. Dans la suite, le critère de Dang Van [1973] est choisi comme critère de fatigue multiaxiale. D'après les études réalisées par Dang Van *et al.* [2001] et Callens et Bignonnet [2012], le critère de Dang Van est adapté pour prendre en compte la multiaxialité du champ de contraintes sur les structures soudées et l'influence des contraintes résiduelles [Fayard *et al.*, 1996].

Ce critère est défini à partir de la partie alternée de la cission $\hat{\tau}$ et de la contrainte hydrostatique σ_h . Au niveau d'un point matériel, ce critère prend la forme suivante :

$$\sigma_{DV}(\mathbf{x}) = \max_{\mathbf{n}} \left(\max_t (\|\hat{\tau}(\mathbf{x}, \mathbf{n}, t)\| + \alpha \sigma_h(\mathbf{x}, t)) \right) \leq \beta \quad (\text{IV.16})$$

où α et β sont deux paramètres matériaux. Un troisième paramètre définissant le rayon de moyenne ρ du volume V est introduit permettant d'écrire le critère de Dang Van sous sa forme non locale, cf. équation (V.25). Il est ensuite possible de calculer un taux de triaxialité défini à partir du critère de Dang Van non local tel que :

$$\eta_\gamma = \frac{P_\gamma}{2T_{a,\gamma}} \quad (\text{IV.17})$$

où P_γ est la contrainte hydrostatique maximale non locale et $T_{a,\gamma}$ est l'amplitude de cission maximale non locale pour une structure chargée dans la direction γ . Pour des chargements de référence, le taux de triaxialité prend les valeurs de

- $\eta_\gamma = 0$: pour un champ de contraintes purement de cission ;
- $\eta_\gamma = \frac{1}{3}$: pour un champ de contraintes uniaxial ;
- $\eta_\gamma = \frac{2}{3}$: pour un champ de contraintes equibiaxial.

En prenant un rayon de moyenne de 0,4 mm [Kaffenberger et Vormwald, 2012], le degré de triaxialité calculé sur les trois modèles de référence chargés suivant e_x est de $\eta_{e_x} = 0,50$ pour la structure de type té ; $\eta_{e_x} = 0,56$ pour la structure de type gousset ; $\eta_{e_x} = 0,47$ pour la structure de type joint de recouvrement. Ces résultats montrent qu'en pied et racine de cordon, le champ de contraintes local est multiaxial ($\eta_{e_x} > 0,33$) et que le degré de triaxialité varie en fonction de la structure considérée.

Dans le but de réaliser une étude comparative, la contrainte équivalente de Dang Van non locale maximale $\Sigma_{max,\gamma}$ résultant de l'application d'un effort unitaire dans la direction γ (avec $\gamma = e_x, e_y$ et e_z) est calculée de la manière suivante :

$$\Sigma_{max,\gamma} = \max_{\mathbf{x}} (\Sigma_{FIP}(\mathbf{x})) , \quad (\text{IV.18})$$

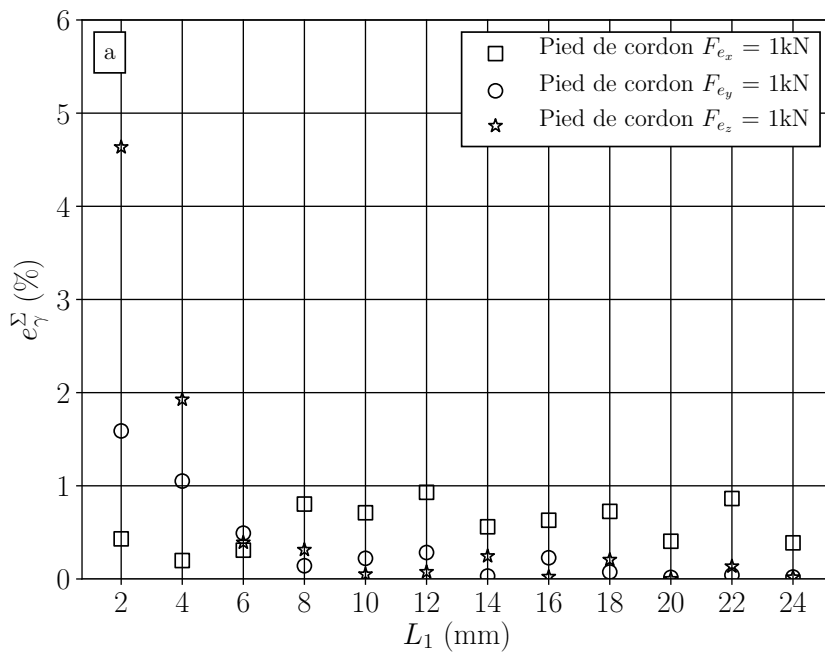
Pour évaluer l'erreur entre la contrainte équivalente calculée à partir de la modélisation proposée et de la modélisation de référence, l'indicateur e_γ^Σ est défini comme :

$$e_\gamma^\Sigma = \frac{|\Sigma_{max,\gamma}^r - \Sigma_{max,\gamma}|}{\Sigma_{max,\gamma}^r} \quad (\text{IV.19})$$

où $\Sigma_{max,\gamma}^r$ est la contrainte équivalente de Dang Van non locale maximale calculée à partir du modèle de référence et $\Sigma_{max,\gamma}$ est la contrainte équivalente de Dang Van non locale maximale calculée à partir de la modélisation proposée.

IV.3.2.1 Influence des paramètres géométriques L_1 et L_2

Étudier l'influence des paramètres géométriques L_1 et L_2 sur la contrainte de Dang Van non locale maximale nécessite de fixer les paramètres matériaux α et ρ . D'après les travaux de Fayard *et al.* [1996], α est fixé à 0,33 et d'après Neuber, cité par Kaffenberger et Vormwald [2012], le rayon de la sphère d'intégration ρ est fixé à 0,4 mm. L'influence des deux paramètres α et ρ sur la contrainte équivalente de Dang Van non locale est discutée dans les paragraphes suivants. L'évolution de l'erreur e_γ^Σ en fonction du paramètre L_1 est présentée sur la figure IV.8 pour les différentes structures soudées et cas de chargements présentés sur la figure IV.6. Le paramètre L_1 varie entre 2 et 24 mm. Les résultats obtenus sur les différentes structures et pour les différents cas de chargements montrent que l'erreur e_γ^Σ augmente lorsque L_1 diminue. Ces résultats soulignent que dans la zone proche du pied ou de la racine du cordon de soudure, le champ de contraintes ne peut pas être réduit à un champ de contraintes planes, voir (section IV.3.2). L'erreur relative e_γ^Σ est inférieure à 1 % lorsque la valeur de L_1 est supérieure à 6 mm, ce qui correspond à la hauteur de gorge utilisée sur ces structures. Une étude identique a été menée sur le paramètre L_2 . Les résultats montrent que l'erreur relative e_γ^Σ est toujours inférieure à 0,1 % quelle que soit la valeur prise par L_2 . En conclusion, le paramètre L_2 a une influence négligeable sur le champ de contraintes local au niveau du pied et de la racine de cordon sur les différentes structures considérées.



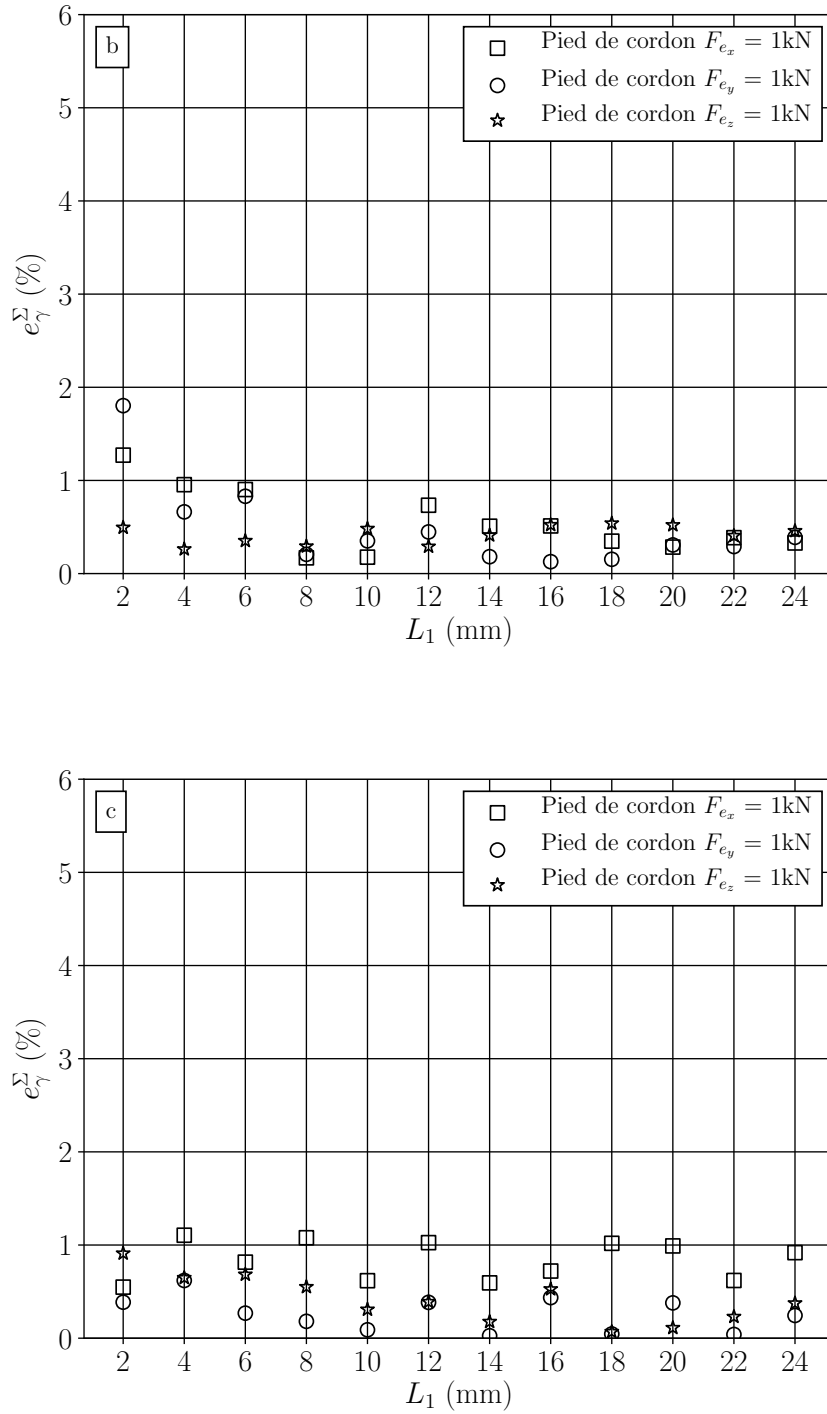


FIGURE IV.8: Évolution de l'indicateur d'erreur relative e_{γ}^{Σ} en fonction du paramètre géométrique L_1 . Trois structures soudées sont considérées a : té, b : gousset, c : joint de recouvrement et trois directions de chargement : e_x , e_y and e_z .

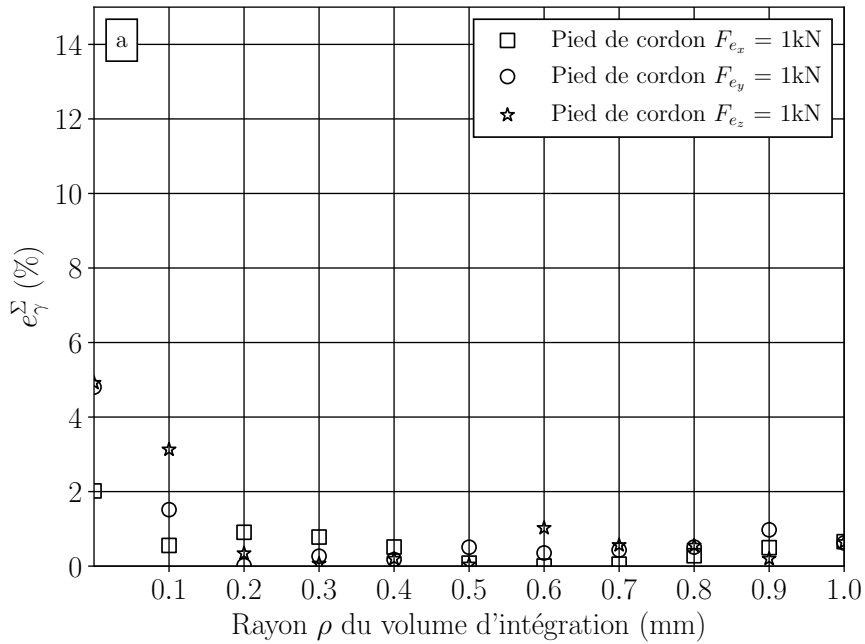
IV.3.2.2 Influence du paramètre α

Le paramètre α utilisé dans le critère de Dang Van caractérise la sensibilité du matériau considéré vis-à-vis de la contrainte hydrostatique. Pour évaluer la sensibilité de l'approche proposée par rapport au paramètre α , l'erreur relative e_{γ}^{Σ} a été calculée pour les différentes

structures et pour les différents cas de chargements considérés précédemment avec α variant de 0 à 0,5 mm. Les paramètres L_1 et L_2 sont fixés respectivement à 6 et 4 mm. Les résultats montrent que l'erreur relative e_γ^Σ est inférieure à 0,1 % pour les différentes valeurs de α considérées. L'approche proposée peut donc être appliquée sur des matériaux plus ou moins sensibles à la contrainte hydrostatique.

IV.3.2.3 Influence du paramètre ρ

Pour étudier l'influence du rayon de la sphère d'intégration sur le critère de Dang Van non local, différentes valeurs de ρ comprises entre 0 et 1 mm ont été considérées. Les deux paramètres L_1 et L_2 sont respectivement fixés à 6 et 4 mm et une valeur de 0.33 est choisie pour le paramètre α . L'erreur relative e_γ^Σ est tracée sur la figure IV.9 pour les différentes structures et cas de chargements considérés. L'erreur e_γ^Σ est supérieure à 2 % pour les petites valeurs de ρ , ($\rho \leq 0,1$ mm), pour lesquelles, la sensibilité au maillage est la plus importante. Néanmoins, l'approche proposée permet de contourner ce problème tant que le rayon de moyenne ρ est supérieur à la taille du maillage utilisée.



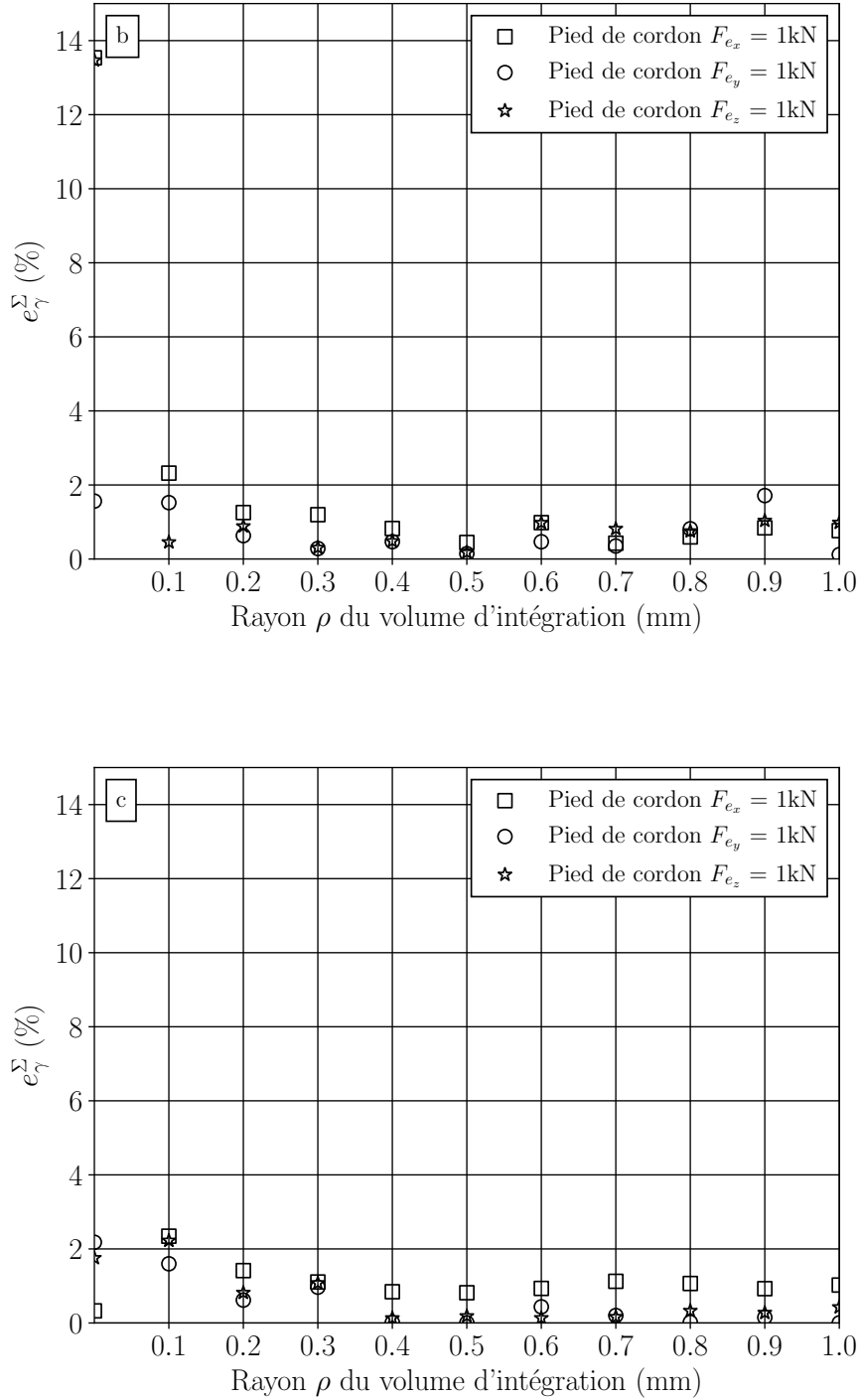


FIGURE IV.9: Évolution de l'indicateur d'erreur relative e_{γ}^{Σ} en fonction du rayon de la sphère d'intégration ρ . Trois structures soudées sont considérées a : té, b : gousset, c : joint de recouvrement et trois directions de chargement : e_x , e_y and e_z .

IV.4 Conclusions

Dans ce chapitre une méthode basée sur une modélisation à deux échelles (globale locale) a été proposée pour dimensionner en fatigue les structures soudées. Les trois

principaux objectifs qui ont conduit à la mise en place de cette méthode sont : (i) estimer correctement la raideur des structures soudées de grandes dimensions ; (ii) accéder aux champs de contraintes locaux au niveau des pieds et de la racine de cordon avec un temps de calcul raisonnable d'un point de vue industriel ; (iii) appliquer un critère de fatigue multiaxial non local pour prendre en compte les effets de gradient et de multiaxialité du champ de contraintes dans le dimensionnement en fatigue des structures soudées.

Les zones soudées sont modélisées avec des éléments volumiques et des éléments coques avant d'être condensées en matrices de raideur équivalente. Ensuite, le modèle global constitué d'éléments coques modélisant les tôles et des matrices de raideur équivalente au niveau des zones soudées est résolu par la méthode des éléments finis. Une dernière étape de restitution permet à partir de la solution du modèle global d'accéder aux champs de contraintes locaux dans les zones soudées. Le champ de contraintes local est ensuite utilisé pour calculer une contrainte de fatigue équivalente. La stratégie déployée est adaptée aux structures soudées de grandes dimensions pour un temps de calcul similaire à celui d'un modèle constitué entièrement d'éléments coques.

Une étude paramétrique sur les paramètres géométriques L_1 et L_2 réalisée à partir de trois structures soudées et trois cas de chargement différents est réalisée. Les résultats montrent que l'approche proposée permet d'estimer la raideur des structures soudées avec un faible niveau d'erreur par rapport à aux modèles de référence constitués entièrement d'éléments finis volumiques. (Écart maximal inférieur à 0,68 %).

Le critère de Dang Van est utilisé sous sa forme non locale pour étudier la capacité de l'approche proposée à correctement estimer le champ de contraintes local. La comparaison avec des modèles de référence constitués entièrement d'éléments finis volumiques montre que l'approche proposée fournit une bonne estimation de la contrainte de fatigue équivalente si : (i) le rayon de la sphère d'intégration est suffisamment grand ($\rho \geq 0,2 \text{ mm}$) ; (ii) que l'interface 2D-3D est suffisamment éloignée du pied et de la racine de cordon ($L_1 > 6 \text{ mm}$). Une taille d'élément inférieure à 0,08 mm en pied de cordon permet cependant de considérer des rayons de moyenne plus faibles. Plus de détails sont donnés au chapitre suivant.

Chapitre V

Simulation numérique de l’amorçage de fissures en fatigue à grand nombre de cycles des structures soudées

Sommaire

IV.1 Introduction	106
IV.2 Description de l’approche numérique proposée pour modéliser les structures soudées de grandes dimensions	106
IV.2.1 Approche à deux échelles	106
IV.2.2 Connections entre les éléments finis volumiques et de type coque	108
IV.2.3 Matrices de raideurs équivalentes	110
IV.2.4 Critère non local	112
IV.3 Validation	114
IV.3.1 Raideur globale des structures soudées	115
IV.3.1.1 Influence des paramètres géométriques L_1 et L_2	115
IV.3.1.2 Comparaison avec d’autres modèles	116
IV.3.2 Champ de contraintes local	118
IV.3.2.1 Influence des paramètres géométriques L_1 et L_2	119
IV.3.2.2 Influence du paramètre α	120
IV.3.2.3 Influence du paramètre ρ	121
IV.4 Conclusions	122

L'étude expérimentale de la résistance à la fatigue des structures soudées étudiées a été exposée au chapitre III. La démarche de modélisation permettant d'évaluer la résistance en fatigue de ces structures a été présentée au chapitre IV. Elle repose sur : (i) une approche multiéchelle pour calculer le champ de contraintes local au voisinage des soudures ; (ii) un critère qui prend en compte à la fois les effets de gradient et de multiaxialité. L'objectif de ce chapitre est, d'une part, de confronter la modélisation proposée aux résultats expérimentaux et, d'autre part, de discuter des principaux facteurs influençant la résistance à la fatigue des structures soudées. Ce chapitre est ainsi découpé en cinq parties :

- La première partie présente les différentes possibilités de modélisation envisagées. Elles se distinguent les unes des autres à la fois par la description géométrique des soudures et par les lois de comportement utilisées.
- La seconde partie détaille la stratégie d'identification du critère de fatigue.
- La troisième partie discute de l'influence de la géométrie locale du cordon de soudure et du comportement matériau sur la résistance en fatigue.
- La quatrième partie synthétise les résultats précédents. L'objectif est de proposer une méthode de dimensionnement en fatigue adaptée au contexte industriel.
- La dernière partie confronte la modélisation proposée aux résultats expérimentaux obtenus sur la structure complexe. La capacité de la modélisation à estimer la raideur globale de la structure et à prévoir la résistance à la fatigue est discutée.

V.1 Comportement en fatigue des structures élémentaires

V.1.1 Modélisation

Cette première partie présente deux manières de considérer la géométrie locale du cordon de soudure. Les règles de maillage, les conditions aux limites sont également précisées. Les différentes lois de comportement envisagées et le critère de fatigue utilisé sont ensuite décrits. Les calculs numériques effectués dans ce qui suit, parce qu'ils traitent de structures élémentaires, sont réalisés à partir de modèles volumiques. La modélisation à deux échelles exposée au chapitre IV n'est donc pas utilisée ; l'objectif étant de dissocier l'aspect raideur et prévision du champ de contraintes local de ce qui a trait au comportement en fatigue des structures soudées.

V.1.1.1 Mise en données : géométrie, maillage et conditions aux limites

V.1.1.1.1 Géométrie

La géométrie globale des différentes structures élémentaires est présentée sur la figure II.8. Les plans de définition sont fournis en annexe G. Deux géométries du cordon de soudure sont considérées. La première géométrie repose sur une représentation idéalisée tandis que la seconde intègre une description géométrique plus réaliste.

La géométrie idéalisée est donnée sur la figure V.1a. Le cordon est représenté par l'extrusion d'un triangle rectangle isocèle avec une hauteur de gorge égale à la hauteur de gorge nominale. Les pieds du cordon et la racine sont modélisés par des entailles sans rayon de raccordement.

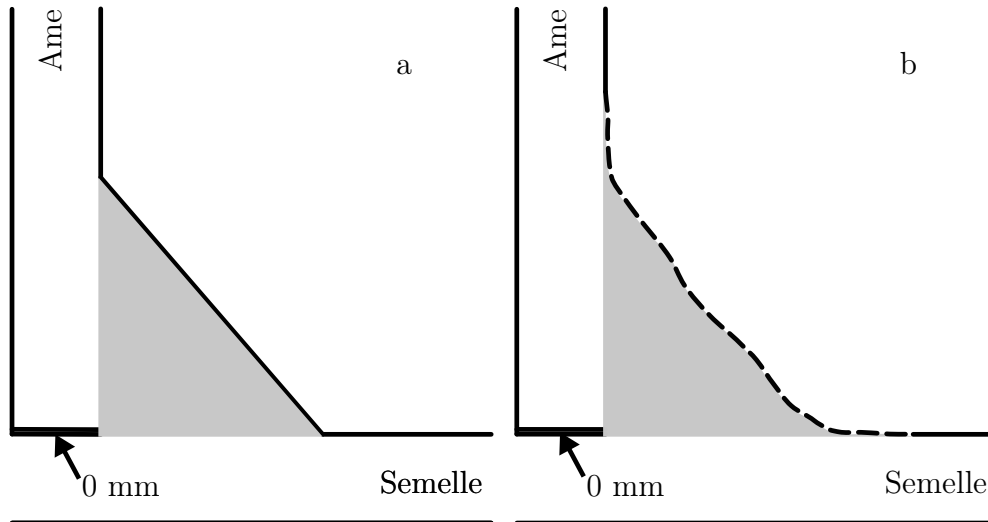


FIGURE V.1: Géométrie du cordon de soudure utilisée : a : géométrie idéalisée, b : géométrie réaliste

La géométrie réaliste (figure V.1b) utilise la topographie de surface mesurée du cordon de soudure pour en construire la face supérieure. L'obtention de la topographie de surface d'un cordon de soudure est décrite à l'annexe E. Son insertion dans le modèle CAO (figure V.2) repose sur les étapes suivantes :

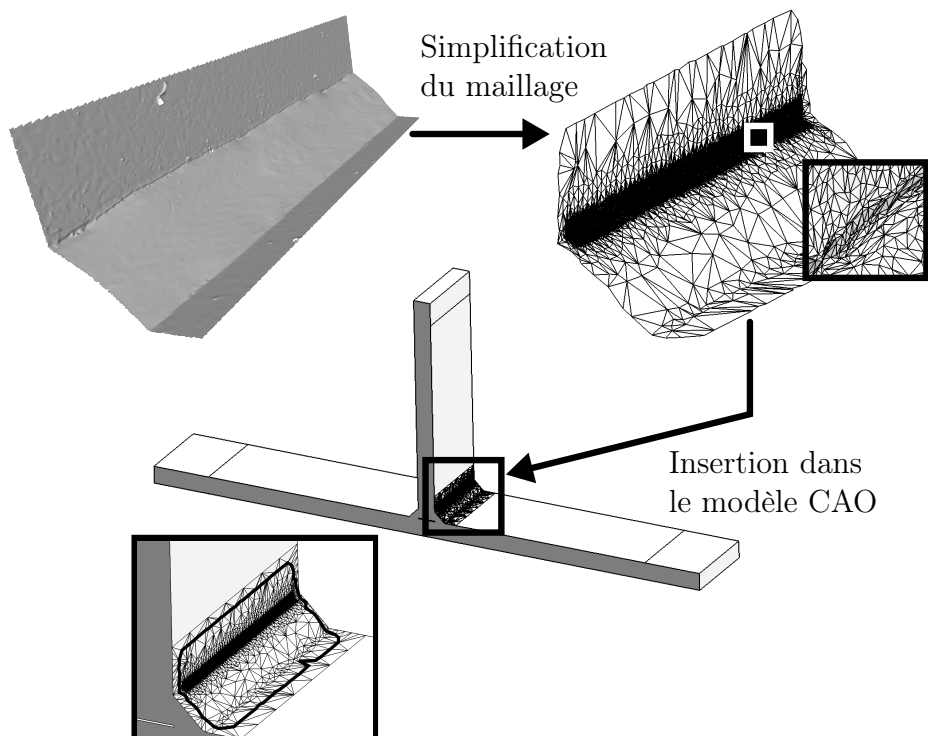


FIGURE V.2: Étapes suivies pour insérer la topographie de surface scannée dans la géométrie globale de la structure

- simplification du maillage : la topographie scannée est polygonalisée en maillage triangulaire puis simplifiée avec le logiciel GOM Inspect de façon à reboucher les trous éventuels et éliminer les reliefs inutiles hors de la zone d'intérêt. Le logiciel

Meshlab [Cignoni *et al.*, 2008] est ensuite utilisé pour simplifier le maillage hors de la zone d'intérêt. L'option utilisée est : *remeshing : isotropic explicit remeshing*. Cette option permet de réduire la distorsion des facettes triangulaires et régularise la surface en réduisant le nombre de facettes. Le maillage est ensuite converti en une géométrie regroupant un ensemble de points, lignes et facettes triangulaires sous le format (.geo) pour être lu ensuite avec le logiciel GMSH [Geuzaine et Remacle, 2009].

- insertion dans le modèle CAO : la géométrie scannée est exprimée dans la base de la géométrie globale puis positionnée convenablement. Les deux géométries sont ensuite reliées entre elles par des facettes triangulaires.

La racine du cordon de soudure sur la structure élémentaire té asymétrique ne pouvant être scannée, seule la géométrie idéalisée est utilisée pour cette structure.

V.1.1.1.2 Maillage

Les structures sont maillées entièrement avec des éléments tétraédriques à dix nœuds avec un minimum de cinq éléments dans l'épaisseur des tôles. Au niveau du pied ou de la racine le plus sollicité du cordon de soudure idéalisé, le maillage est raffiné à l'intérieur d'un cylindre de rayon 0,5 mm. La taille des éléments y est de l'ordre de 50 μm . La géométrie du pied de cordon de soudure réaliste étant beaucoup moins régulière, raffiner localement le maillage est une opération plus complexe. La stratégie employée consiste à identifier sur toute la longueur du pied de cordon les sites où les singularités géométriques sont les plus marquées. Le maillage est ensuite raffiné le long d'une trajectoire passant par ces différents sites dans un rayon minimum de 0,5 mm. La taille des éléments y est également de l'ordre de 50 μm . Le nombre de degrés de liberté sur les différentes structures ne dépasse pas six millions .

V.1.1.1.3 Conditions aux limites

Les conditions aux limites réelles utilisées sur les différentes structures élémentaires sont décrites au chapitre II. Elles sont introduites dans les différents modèles sous une forme simplifiée, en vertu du principe de Saint-Venant. Les conditions aux limites simplifiées ont été validées en comparant : (i) la raideur globale entre l'essai et le modèle ; (ii) les déformations calculées à celles mesurées expérimentalement avec des jauges de déformations positionnées au loin de la zone soudée. Les conditions aux limites utilisées sur les structures bout à bout et sur les structures en té sont présentées sur les figure V.3 et figure V.4.

Des conditions de déplacements imposés sont appliquées au niveau des plans de symétrie et aux endroits où le symbole U_α est indiqué (où $\alpha = x$, $\alpha = y$ ou $\alpha = z$). L'effort F est appliqué sur une surface par l'intermédiaire d'une pression uniformément répartie.

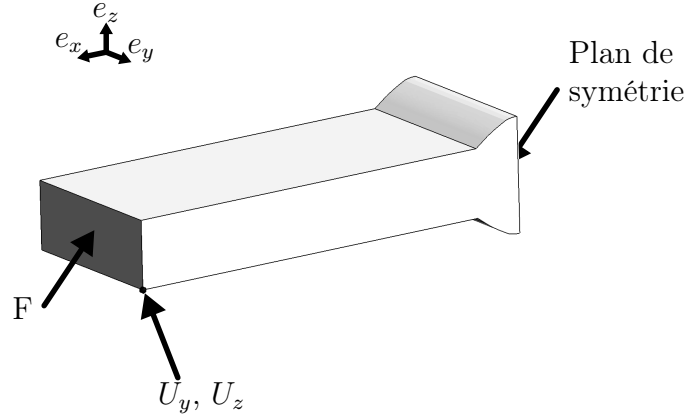


FIGURE V.3: Conditions aux limites appliquées sur le modèle bout à bout.

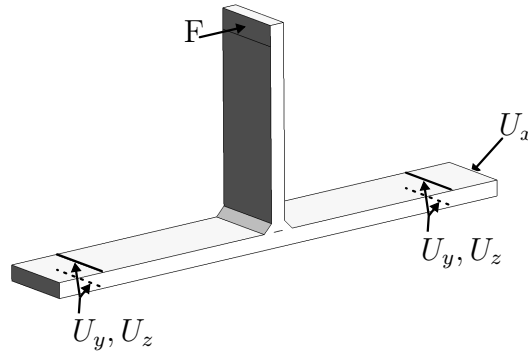


FIGURE V.4: Conditions aux limites appliquées sur les structures élémentaires en té

V.1.1.2 Lois de comportement

Le joint soudé est caractérisé par une hétérogénéité microstructurale importante, avec des propriétés mécaniques différentes entre le métal de base, la zone affectée thermiquement et la zone fondue. Les mesures de microdureté et les analyses de contraintes résiduelles avant et après essais de fatigue suggèrent que localement le matériau est susceptible de plastifier durant les premiers cycles de chargement, en fonction du chargement appliqué. Il apparaît ainsi important de considérer l'effet de l'accumulation de déformation plastique sur l'évolution du champ de contraintes.

La prise en compte d'un comportement élastoplastique dans le calcul du champ de contraintes nécessite de caractériser le comportement du matériau au niveau des zones chaudes. Cette opération est délicate, l'hétérogénéité du matériau et la taille de la zone affectée thermiquement rendent difficile l'extraction d'éprouvettes représentatives dans cette zone. Une alternative consiste à imposer des cycles thermiques au matériau de base, jusqu'à l'obtention d'une microstructure représentative de celle des zones critiques [Giraud *et al.*, 2020b], [Erny *et al.*, 2010], [Bilat *et al.*, 2006]. Ce type d'approche, s'il peut permettre d'identifier une loi de comportement, n'a pas été envisagé dans cette étude. En effet, la mise en place d'une telle démarche demande des efforts expérimentaux importants, qui sont peu compatibles avec un contexte industriel. La démarche utilisée ici consiste plutôt à considérer plusieurs modèles de comportement mécanique. Les résultats numériques correspondants sont ensuite utilisés pour évaluer l'impact du comportement sur la résistance en fatigue. On considère ainsi trois modèles de comportement, qui sont brièvement décrits ci-après.

V.1.1.2.1 Élasticité linéaire isotrope

Le comportement mécanique le plus simple est celui qui considère l'élasticité comme seul mécanisme de déformation. Dans le cas linéaire et isotrope, le tenseur des contraintes Σ est une fonction linéaire du tenseur des déformations E telle que :

$$\Sigma = \lambda \text{tr}(E)I + 2\mu E, \quad (\text{V.1})$$

Ce modèle comporte deux paramètres λ et μ (les coefficients de Lamé) donnés par :

$$\lambda = \frac{E\nu}{(1+\nu)(1-2\nu)} \quad (\text{V.2})$$

$$\mu = \frac{E}{2(1+\nu)} \quad (\text{V.3})$$

avec $E = 210\,000$ MPa le module d'Young et $\nu = 0,3$ le coefficient de Poisson pour l'acier étudié.

V.1.1.2.2 Élastoplasticité avec écrouissage isotrope

Afin de considérer le rôle de la plasticité, l'hypothèse des petites déformations permet de décomposer additivement le tenseur des déformations en une contribution élastique (exposant e) et une contribution plastique (exposant p) :

$$E = E^e + E^p, \quad (\text{V.4})$$

L'état de contrainte se déduit de l'état de déformation élastique par :

$$\Sigma = \lambda \text{tr}(E^e)I + 2\mu E^e, \quad (\text{V.5})$$

Aussi, dans le cadre de la plasticité indépendante du temps, l'évolution de la déformation plastique est obtenue à partir d'un critère de plasticité et d'une loi d'écrouissage. Le critère de plasticité de von Mises, qui néglige l'anisotropie de déformation plastique, consiste à utiliser la définition suivante de la contrainte équivalente σ_{eq} :

$$\sigma_{eq} = \sqrt{\frac{3}{2} \Sigma^d : \Sigma^d}, \quad (\text{V.6})$$

où Σ^d désigne la partie déviatorique du tenseur des contraintes. Pour décrire l'évolution du domaine d'élasticité, on adopte ici une description purement isotrope de l'écrouissage. Cela suppose que l'évolution du domaine d'élasticité se traduit uniquement par un changement de sa taille dans l'espace des contraintes. Dans ce contexte, la fonction de charge f , qui permet de déterminer si les conditions de l'écoulement plastique sont réunies, s'exprime par :

$$f = \sigma_{eq} - \sigma_y(p), \quad (\text{V.7})$$

où σ_y est la limite d'élasticité et p est la déformation plastique cumulée. Pour préciser l'évolution de la limite d'élasticité σ_y en fonction de la déformation plastique cumulée p , deux options sont explorées. La première consiste à utiliser les résultats de l'essai de traction monotone pour définir une loi d'écrouissage dans une forme tabulée. La seconde option est celle qui utilise une loi d'écrouissage de type puissance (loi de Ludwik), soit :

$$\sigma_y(p) = \sigma_{y0} + K p^n \quad (\text{V.8})$$

avec σ_{y0} la limite d'élasticité initiale. Pour l'acier S355, le module d'écrouissage isotrope K est de 487 MPa tandis que le coefficient d'écrouissage n est de 0,3469. Il est intéressant de remarquer que ces deux lois d'écrouissage (tabulée ou puissance) donnent des résultats semblables, à ceci près que la forme puissance néglige le palier de Lüders. L'évolution de ces deux lois d'écrouissage en fonction de la déformation est donnée sur la figure V.5.

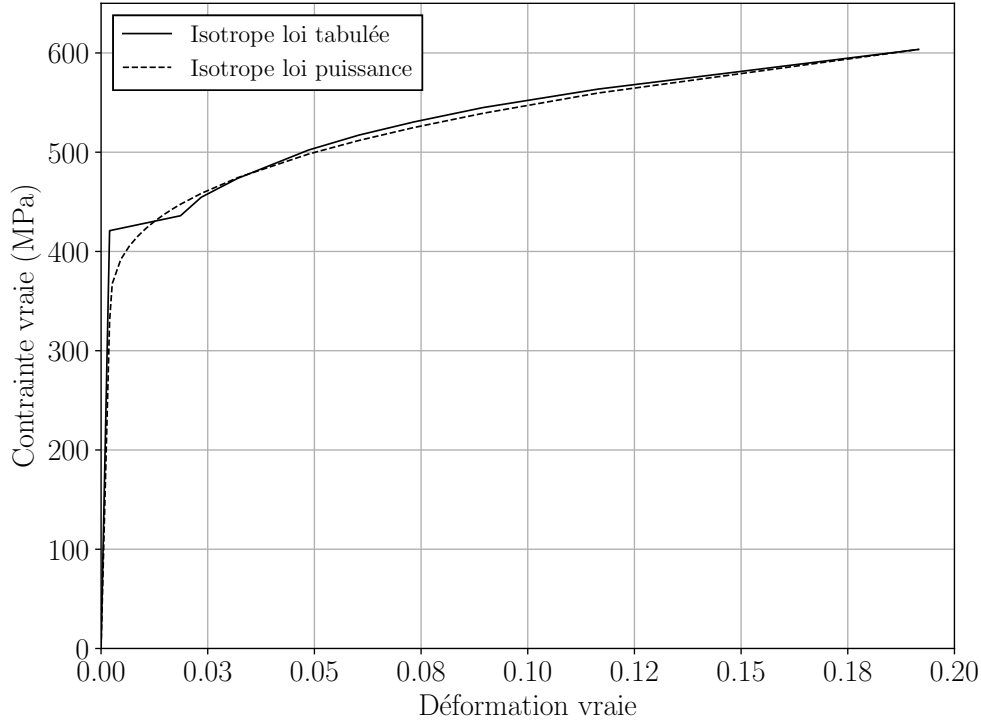


FIGURE V.5: Loi d'écrouissage tabulée correspondant à la courbe de traction du matériau de base testé dans la direction 0° par rapport au sens de laminage. Loi d'écrouissage puissance identifiée à partir de la loi tabulée.

V.1.1.2.3 Élastoplasticité avec écrouissage cinématique

Les essais cycliques réalisés par Gadouini *et al.* [2008] sur un matériau semblable au S355 indiquent que l'écrouissage peut revêtir une composante cinématique importante. Afin de voir l'impact du type d'écrouissage sur le comportement en fatigue, une loi de comportement élastoplastique avec écrouissage cinématique a été utilisée. La partition des déformations reste inchangée puisque :

$$\mathbf{E} = \mathbf{E}^e + \mathbf{E}^p, \quad (\text{V.9})$$

$$\boldsymbol{\Sigma} = \lambda \text{tr}(\mathbf{E}^e) \mathbf{I} + 2\mu \mathbf{E}^e, \quad (\text{V.10})$$

La principale différence réside dans la définition de la contrainte de von Mises qui incorpore une contrainte cinématique $\mathbf{X}$. Cette dernière grandeur caractérise la translation du domaine d'élasticité dans l'espace des contraintes. Le critère de von Mises qui en résulte est donné par :

$$\sigma_{eq} = \sqrt{\frac{3}{2}(\boldsymbol{\Sigma}^d - \mathbf{X}) : (\boldsymbol{\Sigma}^d - \mathbf{X})}, \quad (\text{V.11})$$

Aussi, en supposant que l'écrouissage est de nature purement cinématique, la fonction de charge s'écrit :

$$f = \sigma_{eq} - \sigma_{y0}, \quad (V.12)$$

où la constante σ_{y0} représente ici la limite d'élasticité initiale. Pour décrire l'évolution de la contrainte cinématique, on adopte une loi d'écrouissage non linéaire de la forme suivante :

$$\dot{\mathbf{X}} = \frac{C}{\sigma_{y0}}(\boldsymbol{\Sigma} - \mathbf{X})\dot{p} - \gamma \mathbf{X}\dot{p}, \quad (V.13)$$

avec $\dot{p}$ la vitesse de déformation plastique cumulée. Cette loi fait intervenir deux paramètres, C et γ . Une courbe d'écrouissage cyclique de l'acier utilisé n'ayant pas été mesurée expérimentalement, les deux paramètres C et γ ont été identifiés à partir des résultats d'un essai de traction monotone. Cette identification conduit à $C = 7500$ MPa et $\gamma = 34$. La courbe d'écrouissage ainsi identifiée est donnée sur la figure V.6.

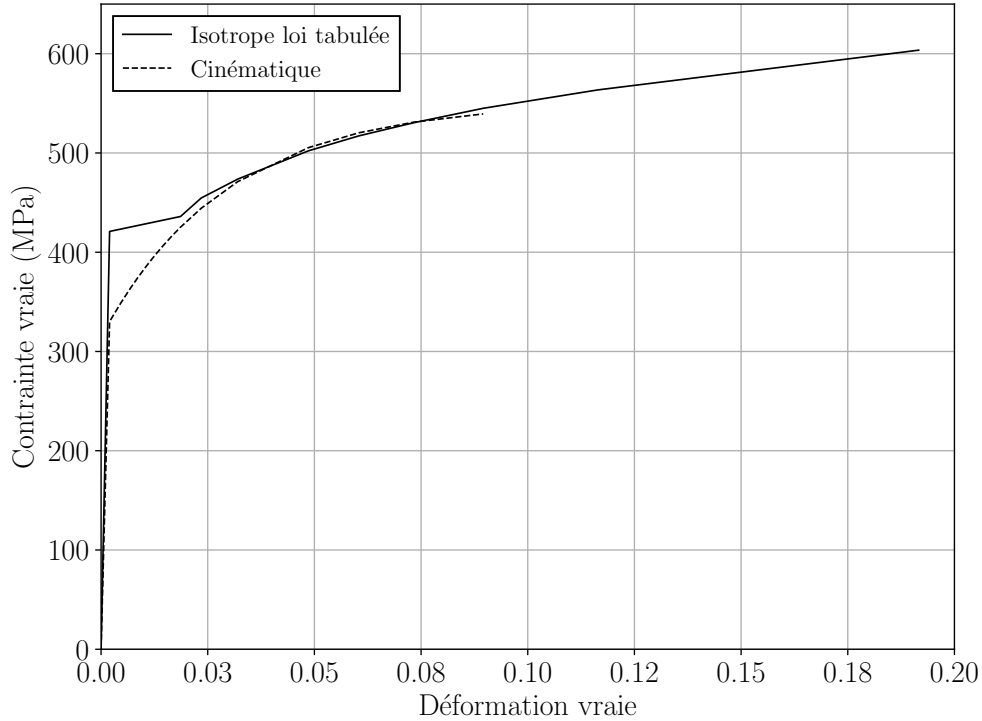


FIGURE V.6: Loi d'écrouissage tabulée correspondant à la courbe de traction du matériau de base testé dans la direction 0° par rapport au sens de laminage. Loi d'écrouissage cinématique identifiée à partir de la loi tabulée.

V.1.1.2.4 Bilan

Différents modèles de comportement sont considérés, identifiés à partir des essais de traction réalisés sur le matériau de base dans la direction de laminage. À titre illustratif, les courbes contrainte-déformation obtenues lors d'un essai cyclique avec contrôle en déformation (d'amplitude 0,25 %) sont présentées sur la figure V.7. La comparaison de l'évolution des deux lois d'écrouissage isotrope en fonction du nombre de cycles montre que la loi puissance converge plus rapidement vers un état adapté élastiquement. Cela traduit la différence de comportement, affine pour la loi tabulée, et puissance pour la seconde, entre 2×10^{-2} et 2,2 % de déformation. Au contraire des deux lois d'écrouissage isotrope,

la loi d'écrouissage cinématique ne permet pas d'atteindre un état adapté élastiquement, mais uniquement un état accommodé.

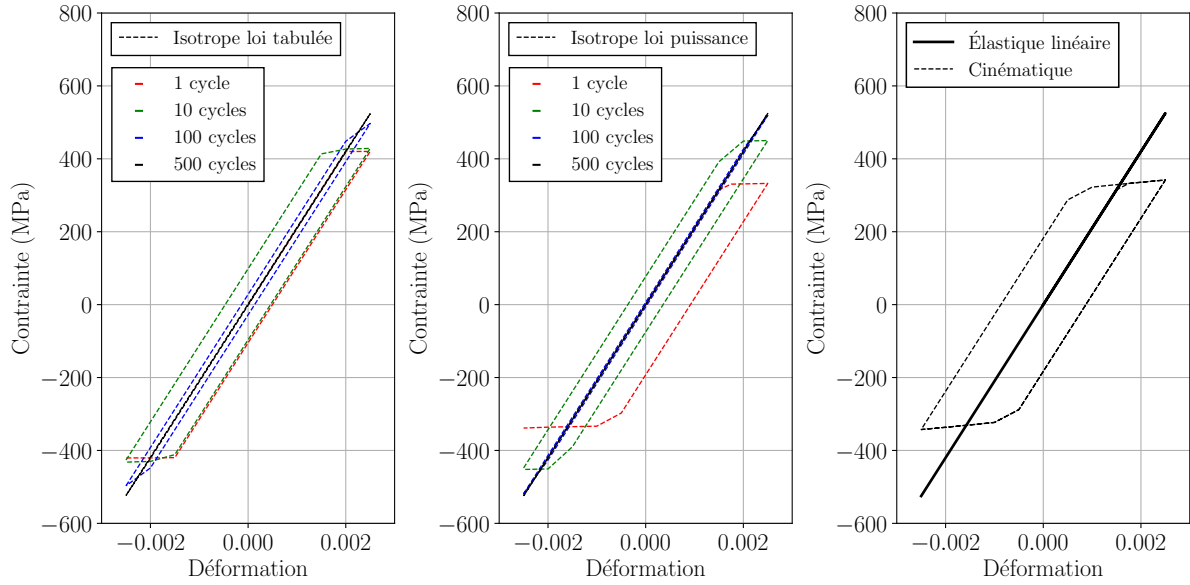


FIGURE V.7: Courbes contrainte-déformation cycliques obtenues numériquement à partir des différentes lois de comportement considérées pour une amplitude de déformation de 0,25 %.

V.1.1.3 Critère de fatigue non local, multiaxial et prise en compte de l'écrouissage

Le critère présenté au chapitre IV couple une approche non locale de type distance critique et un critère de fatigue multiaxiale. Cette stratégie permet de prendre en compte respectivement l'effet du gradient et la multiaxialité dans le dimensionnement en fatigue. En accord avec les travaux de Fayard *et al.* [1996], le critère de fatigue de Dang Van [1973] est utilisé dans ce qui suit. Ce critère s'écrit :

$$\Sigma_{DV}(\mathbf{x}) = T_a(\mathbf{x}) + \alpha P(\mathbf{x}) \leq \beta, \quad (\text{V.14})$$

avec $\Sigma_{DV}(\mathbf{x})$ la contrainte équivalente de Dang Van sous sa forme non locale, $T_a(x)$ et $P(x)$ respectivement égales à

$$T_a(\mathbf{x}) = \frac{1}{V(\mathbf{x})} \max_{\mathbf{n}} \left(\max_{\mathbf{t}} \left[\int_V \|\hat{\tau}(\mathbf{x}', \mathbf{n}, \mathbf{t})\| d\mathbf{x}' \right] \right) \quad (\text{V.15})$$

$$P(\mathbf{x}) = \frac{1}{V(\mathbf{x})} \max_{\mathbf{t}} \left[\int_V \sigma_h(\mathbf{x}', \mathbf{t}) d\mathbf{x}' + \sigma_{hcr}(\mathbf{x}) \right] \quad (\text{V.16})$$

avec σ_h la contrainte hydrostatique induite par le chargement et σ_{hcr} la contrainte hydrostatique résiduelle issue du procédé de soudage. La faible dépendance de la résistance en fatigue à grand nombre de cycles au cisaillement moyen étant admise [Smith, 1942], [Findley, 1959], [Davoli *et al.*, 2003], les contraintes résiduelles issues du procédé de soudage sont considérées dans le critère de fatigue sous la forme d'une contrainte hydrostatique résiduelle σ_{hcr} uniquement.

Plusieurs lois de comportement sont envisagées pour évaluer l'influence de la déformation plastique sur le champ de contraintes local. L'écroutissage associé à la plasticité peut aussi faire évoluer la résistance en fatigue initiale du matériau [Masumoto *et al.*, 1982], [Xu *et al.*, 2020], [Munier *et al.*, 2010]. Ce point est discuté plus largement au section V.1.3.3.

Pour répercuter l'impact de la microstructure, donc des propriétés, sur la résistance en fatigue, plusieurs approches ont été proposées. Par exemple, Deperrois [1991] propose de prendre en compte l'effet du durcissement associé à un traitement thermochimique sur la résistance en fatigue en modifiant le critère de Crossland. Le second membre β est ainsi une fonction du taux de durcissement telle que [Terres *et al.*, 2010], [Jeddi et Lieurade, 2010] :

$$\beta = \beta_0 \left(\frac{HV}{HV_0} \right)^\psi, \quad (\text{V.17})$$

où HV_0 et HV sont les duretés mesurées sur le matériau avant et après traitement de surface, β_0 la cission maximal admissible et ψ un paramètre à identifier. Une relation entre la dureté et la résistance à la traction étant clairement établie pour des aciers similaires à ceux de cette étude [Pavlina et Vantyne, 2008], la relation précédente peut s'écrire :

$$\beta = \beta_0 \left(\frac{R_m}{R_{m0}} \right)^\psi, \quad (\text{V.18})$$

avec R_{m0} et R_m la résistance à la traction avant et après traitement de surface.

Dans le cadre de cette étude, la prise en compte de l'effet du durcissement sur la résistance en fatigue est uniquement associée à l'écroutissage du matériau. Il est toutefois important de remarquer que la résistance à la traction n'est pas impactée par l'écroutissage. La construction d'un critère basé sur la variation de dureté ou de résistance à la traction ne semble donc pas pertinente. On préfère utiliser le seuil d'écoulement plastique pour rendre compte de l'effet de l'écroutissage sur la résistance en fatigue. À cette fin, la limite d'endurance en cission alterné β est telle que :

$$\beta = \beta_0 \left(\frac{\sigma_y(p)}{\sigma_{y0}} \right)^\psi, \quad (\text{V.19})$$

avec σ_{y0} le seuil d'écoulement plastique initial du matériau calculé à partir d'un essai de traction monotone et $\sigma_y(p)$ la contrainte d'écoulement pour un niveau de déformation plastique cumulé p donné. Cette relation suppose qu'il existe un lien entre le seuil d'écoulement plastique et la limite d'endurance σ_e . Pour les aciers à faible taux de carbone, la relation $\sigma_e = 0,7\sigma_{y0}$ est plutôt bien vérifiée [Mutoh et Radhakrishnan, 1981], [Usami et Shida, 1979], [Gorash et MacKenzie, 2017], [Paul, 2020].

L'équation (V.19) suppose que l'évolution de la résistance en fatigue du matériau sous l'effet de l'écroutissage est uniquement associée à une augmentation de la taille du domaine d'élasticité (écrouissage isotrope) et est indépendante de la translation de la surface de charge (écrouissage cinématique). En utilisant la relation précédente, le critère de fatigue présenté à l'équation (V.14) prend la forme :

$$\Sigma_{DV}(\mathbf{x}) = T_a(\mathbf{x}) + \alpha P(\mathbf{x}) \leq \beta_0 \left(\frac{\sigma_y(p)}{\sigma_{y0}} \right)^\psi, \quad (\text{V.20})$$

Ce critère utilise quatre paramètres, qui doivent donc être identifiés : le rayon ρ de la sphère de moyenne $V(\mathbf{x})$, le paramètre α qui pondère le terme de contrainte hydrostatique maximale, l'amplitude de cission maximale admissible β_0 et le paramètre ψ qui contrôle l'effet de l'écroutissage sur la résistance en fatigue.

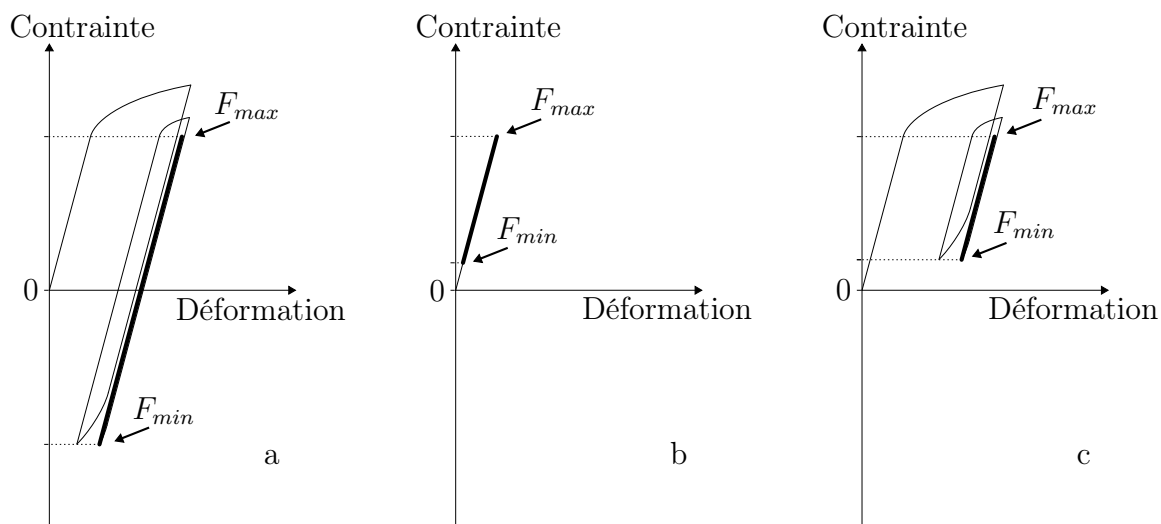


FIGURE V.8: Position du point de chargement nul par rapport à l'étendue de contrainte vue par un point matériel au cours d'un essai de fatigue en fonction du comportement linéaire ou non linéaire du matériau et du chargement appliqué.

V.1.1.3.1 Prise en compte des contraintes résiduelles issues du procédé de soudage

Comme discuté au section III.1.4, des contraintes résiduelles issues du procédé de soudage sont initialement présentes au niveau des zones chaudes. En fonction du chargement appliqué, le champ de contraintes résiduelles peut évoluer au cours des premiers cycles de l'essai sous l'effet de la déformation plastique, avant adaptation élastique de la structure. Après adaptation élastique, le champ de contraintes résiduelles est le résultat du champ de contraintes résiduelles initial (issu du procédé de soudage) et du champ de contraintes résiduelles induit par la plasticité cyclique. Trois scénarios peuvent être envisagés, présentés sur la figure V.8.

- cas a : le point de chargement nul est sur le cycle de chargement ($R \leq 0$). Sous l'hypothèse de l'adaptation élastique de la structure, le champ de contraintes résiduelles sur une structure testée en fatigue et non fissurée correspond au champ de contraintes résiduelles final.
- cas b : le point de chargement nul n'est pas sur le cycle de chargement ($R \geq 0$) mais le comportement du matériau reste élastique. Dans ce cas, le champ de contraintes résiduelles sur une structure non testée correspond au champ de contraintes résiduelles initial ou final.
- cas c : le point de chargement nul n'est pas sur le cycle de chargement ($R \geq 0$) et le matériau plastifie. Dans ce cas, le champ de contraintes résiduelles final n'est pas accessible directement. Il n'est en effet pas possible d'exclure la possibilité d'une plastification locale à la fin de l'essai (passage de l'effort minimal à un effort nul).

La structure élémentaire bout à bout $R = -1$ correspond au cas a. L'ensemble des calculs sur cette structure est réalisé en élasticité linéaire et le champ de contraintes résiduelles analysé expérimentalement est considéré dans le critère de fatigue sous la forme d'une contrainte hydrostatique résiduelle σ_{hcr} . Les autres structures élémentaires sont testées avec des rapports de charge positifs et correspondent aux cas b ou c.

Un indicateur de plasticité tenant compte du champ de contraintes résiduelles initial est défini pour identifier les structures correspondant au cas b ou au cas c. Classiquement,

le critère de von Mises est comparé au seuil d'écoulement plastique du matériau. La contrainte équivalente de von Mises est calculée ici selon l'équation (V.21) tel que :

$$\sigma_{eq}(\Sigma(\mathbf{x}) + \Sigma_{cr0}(\mathbf{x})) \leq \sigma_{y0}, \quad (\text{V.21})$$

avec $\Sigma(\mathbf{x})$ le tenseur des contraintes moyen (fonction de ρ) en $\mathbf{x}$, pour un effort appliqué $F = F_{max}$. Aussi, $\Sigma_{cr0}(\mathbf{x})$ représente le tenseur des contraintes résiduelles initial en $\mathbf{x}$ et σ_{y0} le seuil d'écoulement plastique initial du matériau de base. Ce calcul est réalisé sur les structures élémentaires soudées en considérant un comportement élastique linéaire.

Le champ de contraintes résiduelles est analysé en des points particuliers sur chaque structure. Dans le critère, il est considéré indépendant de la position $\mathbf{x}$ et uniforme sur toute la structure. Le tableau V.1 donne les valeurs des contraintes résiduelles initiales considérées dans $\Sigma_{cr0}(\mathbf{x})$. Elles correspondent aux valeurs analysées à la position 0 mm par rapport au pied de cordon, voir figure III.13.

Structures élémentaires	Contraintes résiduelles (MPa)	
	longitudinales	transversales
bout à bout	-138	-61
té 8 symétrique	86	-24
té 15 symétrique	86	-24
té asymétrique	0	0

TABLEAU V.1: Valeurs des contraintes résiduelles longitudinales et transversales considérées pour le calcul du critère de plasticité sur chaque type de structure élémentaire.

La méthode de diffraction des rayons X utilisée dans l'analyse des contraintes résiduelles n'est pas applicable au niveau de la racine du cordon de soudure dans des conditions similaires. Les résultats présentés dans la suite de ce rapport montrent néanmoins que le niveau de plastification au niveau de la racine du cordon est important pour le rayon de moyenne ρ considéré. Par conséquent, le champ de contraintes résiduelles issu du procédé de soudage est supposé nul sur la structure té asymétrique.

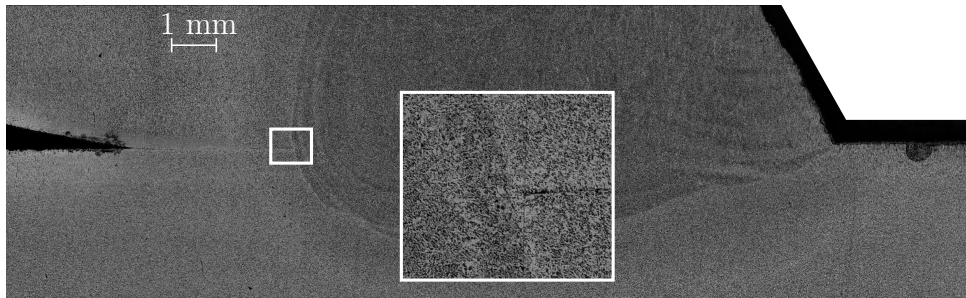


FIGURE V.9: Coupe transverse d'un cordon de soudure montrant la géométrie au niveau de la racine.

En fonction de la structure élémentaire et du rayon de moyenne ρ , si la contrainte équivalente de von Mises calculée ne dépasse pas le seuil d'écoulement plastique du matériau, les contraintes résiduelles analysées expérimentalement sont considérées intégralement dans le critère de fatigue.

V.1.2 Identification des paramètres du critère de fatigue

V.1.2.1 Stratégie d'identification

Le critère de fatigue exposé à la section précédente comprend quatre paramètres ρ , α , β et ψ indéterminés à ce stade. La stratégie retenue pour identifier le critère consiste à trouver le jeu de paramètres (ρ , α , β et ψ) permettant de minimiser l'écart sur la résistance à la fatigue, pour un nombre de cycles donné, des différentes structures élémentaires. Pour ce faire, un coefficient de danger D^i est défini pour la i -ème structure tel que :

$$D^i = \frac{\Sigma_{DV}^i}{\beta^i} \quad (\text{V.22})$$

avec Σ_{DV}^i la contrainte de Dang Van calculée sur la structure élémentaire i et β^i le second membre associé. Un coefficient de danger égal à 1 signifie que le critère prédit exactement la résistance à la fatigue de la structure en question. Un coefficient de danger inférieur à 1 indique que le critère fournit des prédictions conservatives et non conservatives dans le cas contraire. L'identification des paramètres du critère de fatigue est ensuite réalisée en minimisant la somme des écarts des distances quadratiques de l'ensemble des structures élémentaires, soit en calculant :

$$e = \frac{1}{n} \min \left[\sum_{i=1}^n (D^i - 1)^2 \right] \quad (\text{V.23})$$

avec n le nombre de structures élémentaires.

V.1.2.1.1 Calcul de la limite d'endurance à 10^6 cycles

Les structures Manitou sont dimensionnées pour un nombre de cycles à l'amorçage compris entre 10^5 cycles et 10^6 cycles en fonction du secteur d'activité et des cas de chargements considérés. En toute rigueur, l'identification des paramètres du critère de fatigue devrait être réalisée en considérant l'ensemble des résultats d'essais sur cet intervalle de nombre de cycles. Néanmoins, le nombre limité d'essais réalisés sur les différentes structures élémentaires ne permet pas de faire un tel exercice avec un niveau de confiance suffisant. De ce fait, le critère est identifié uniquement pour un nombre de cycles à l'amorçage de 10^6 cycles ce qui revêt un aspect conservatif.

La limite d'endurance à 10^6 cycles des structures élémentaires bout à bout $R = 0,1$, bout à bout $R = -1$, té 15 symétrique $R = 0,1$ et té asymétrique $R = 0,1$ est calculée en utilisant l'équation de Basquin, identifiée pour chaque type de structure selon la méthode présentée au section III.2.1.2. Il est à noter que dû au faible nombre de résultats d'essais (3) sur la structure élémentaire té asymétrique $R = 0,1$, le calcul d'une limite d'endurance sur cette structure est discutable.

Les résultats d'essais sur les structures élémentaires té 8 symétrique $R = 0,1$ et té 15 symétrique $R = 0,4$ sont regroupés respectivement autour de 5×10^5 cycles et de 10^6 cycles et ne permettent pas d'appliquer la même approche pour déterminer la limite d'endurance à 10^6 cycles. En considérant une évolution de la résistance en fatigue en fonction du nombre de cycles similaire entre les structures élémentaires en té, seul le second paramètre (A) de l'équation de Basquin est identifié à partir des résultats d'essais.

La limite d'endurance à 10^6 cycles des différentes structures élémentaires, exprimée en effort maximal appliqué, est donnée dans le tableau V.2.

Structure élémentaire	Effort maximal appliqué (kN)
bout à bout $R = 0,1$	38,6
bout à bout $R = -1$	22,7
té 15 symétrique $R = 0,1$	6,8
té 15 symétrique $R = 0,4$	11,6
té 8 symétrique $R = 0,1$	2,25
té asymétrique $R = 0,1$	2,3

TABLEAU V.2: Effort maximal appliqué sur les différentes structures élémentaires pour une probabilité de survie de 50 %, conduisant à une durée de vie de 10^6 cycles.

V.1.2.2 Résultat de l'identification

Deux géométries du cordon de soudure et trois comportements mécaniques sont présentés à la section V.1.1. Ces différents choix de modélisation impactent le champ de contraintes local, et donc l'identification des paramètres du critère de fatigue. Deux stratégies d'identification sont proposées dans ce qui suit.

D'un point de vue industriel, il est difficilement envisageable de modéliser les structures soudées à partir d'une géométrie réaliste du cordon de soudure et d'un comportement mécanique non linéaire compte tenu des temps de mise en données et de calcul associés. Par conséquent, le critère de fatigue est identifié dans un premier temps en considérant une géométrie idéalisée du cordon de soudure et un comportement matériau élastique linéaire isotrope. Cela constitue la démarche la plus simple à mettre en œuvre. Il est important de remarquer que, due à l'absence de déformation plastique, cette approche ignore les effets d'écrouissage.

Dans un second temps, le critère est identifié à partir d'une géométrie réaliste du cordon de soudure et d'un comportement élastoplastique à écrouissage isotrope, calculé à partir de la loi puissance. L'objectif de cette seconde identification est d'évaluer l'influence de la géométrie locale du cordon de soudure et du comportement matériau sur la résistance en fatigue. À la différence de la première approche, l'effet de l'écrouissage sur la résistance en fatigue est considéré.

V.1.2.2.1 Géométrie idéalisée et comportement élastique

Les paramètres ρ , α sont identifiés respectivement sur les intervalles $[0; 1, 1]$ mm et $[0; 0, 5]$ avec un pas de 0, 1. Le paramètre $\beta = \beta_0$ est identifié sur l'intervalle $[0; 100]$ MPa avec un pas de 1 MPa. Les valeurs optimales des paramètres sont $\rho = 1$ mm $\alpha = 0$ et $\beta = 69$ MPa. La résistance en fatigue des différentes structures élémentaires pour ce jeu de paramètres est donnée dans le diagramme de Dang Van, où l'amplitude de la cission maximale est exprimée en fonction de la contrainte hydrostatique maximale (figure V.10). Le critère de plasticité indique que le matériau plastifie localement sur les structures té 15 symétrique $R = 0,4$ et té asymétrique $R = 0,1$. De ce fait, la contrainte hydrostatique résiduelle issue du procédé de soudage est considérée sur les structures élémentaires bout à bout, té 8 symétrique $R = 0,1$, té 15 symétrique $R = 0,1$.

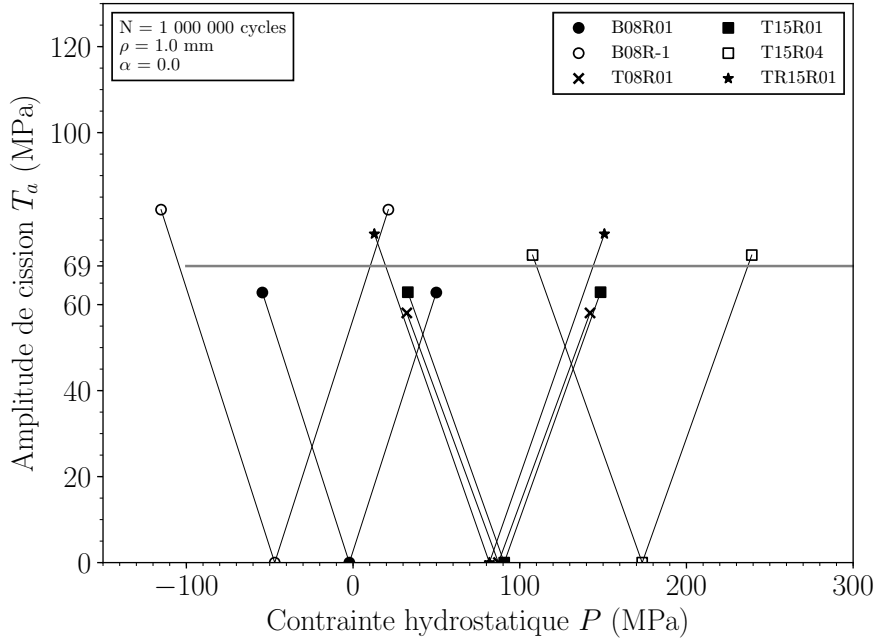


FIGURE V.10: Résistances en fatigue des différentes structures élémentaires présentée dans le diagramme de Dang Van pour un comportement matériau élastique linéaire.

Le niveau de cisailon aux points extrêmes du cycle de chargement, pour les différentes structures élémentaires, est proche de 69 MPa, quel que soit le niveau de contrainte hydrostatique. De ce fait, la résistance en fatigue dépend de l'amplitude de la cisailon maximale moyennée sur une sphère de rayon $\rho = 1$ mm mais pas de la contrainte hydrostatique. Ce résultat est vérifié expérimentalement sur les structures té 15 symétrique $R = 0,1$ et té 15 symétrique $R = 0,4$ et en désaccord avec les résultats expérimentaux obtenus sur les structures bout à bout, comme le montre la figure V.11. L'écart type sur l'amplitude de cisailon calculé en considérant uniquement les structures bout à bout est de 10,2 MPa alors qu'il est de 8,5 MPa lorsque l'ensemble des structures élémentaires est pris en compte. Par conséquent, l'effet de moyenne observé sur les structures bout à bout n'est pas assez significatif par rapport à la dispersion totale pour être intégré dans le critère.

La figure V.12 donne la cartographie du coefficient de danger, pour un rayon de moyenne de $\rho = 1$ mm et $\alpha = 0$. Les valeurs maximales prises par le coefficient de danger se situent au niveau des pieds et de la racine de cordon, ce qui est en accord avec les observations expérimentales présentées au chapitre III.

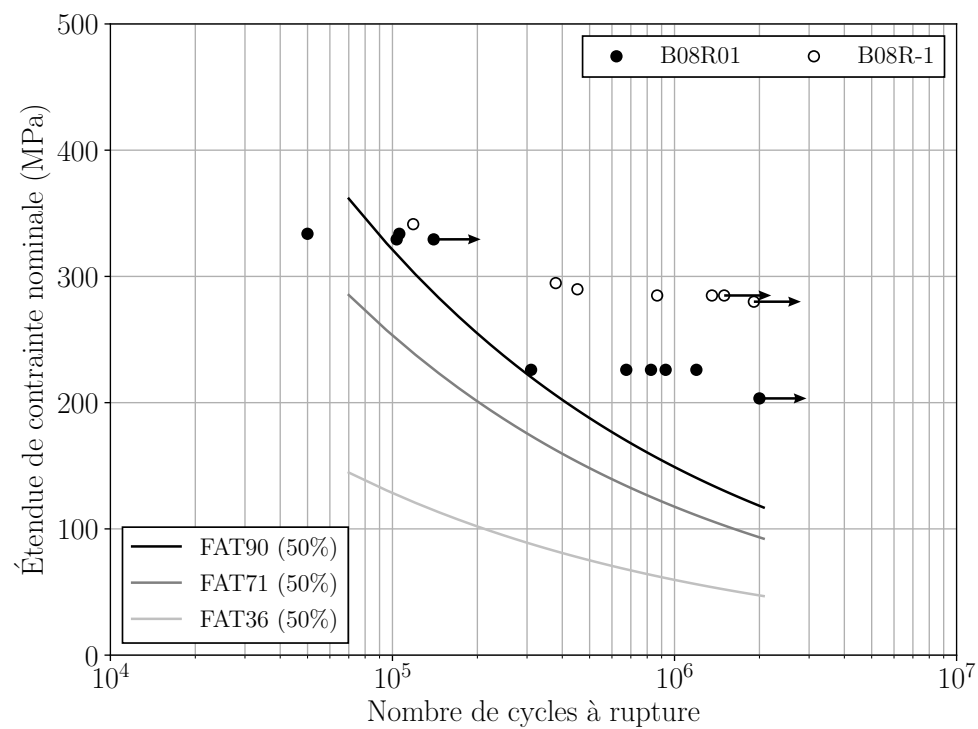


FIGURE V.11: Résistance à la fatigue, exprimée en étendue de contrainte nominale, des structures élémentaires bout à bout, testées avec deux rapports de charge différent, en fonction du nombre de cycles à rupture correspondant à une perte de raideur de 0,5 %, tel que défini à la section II.3.3.

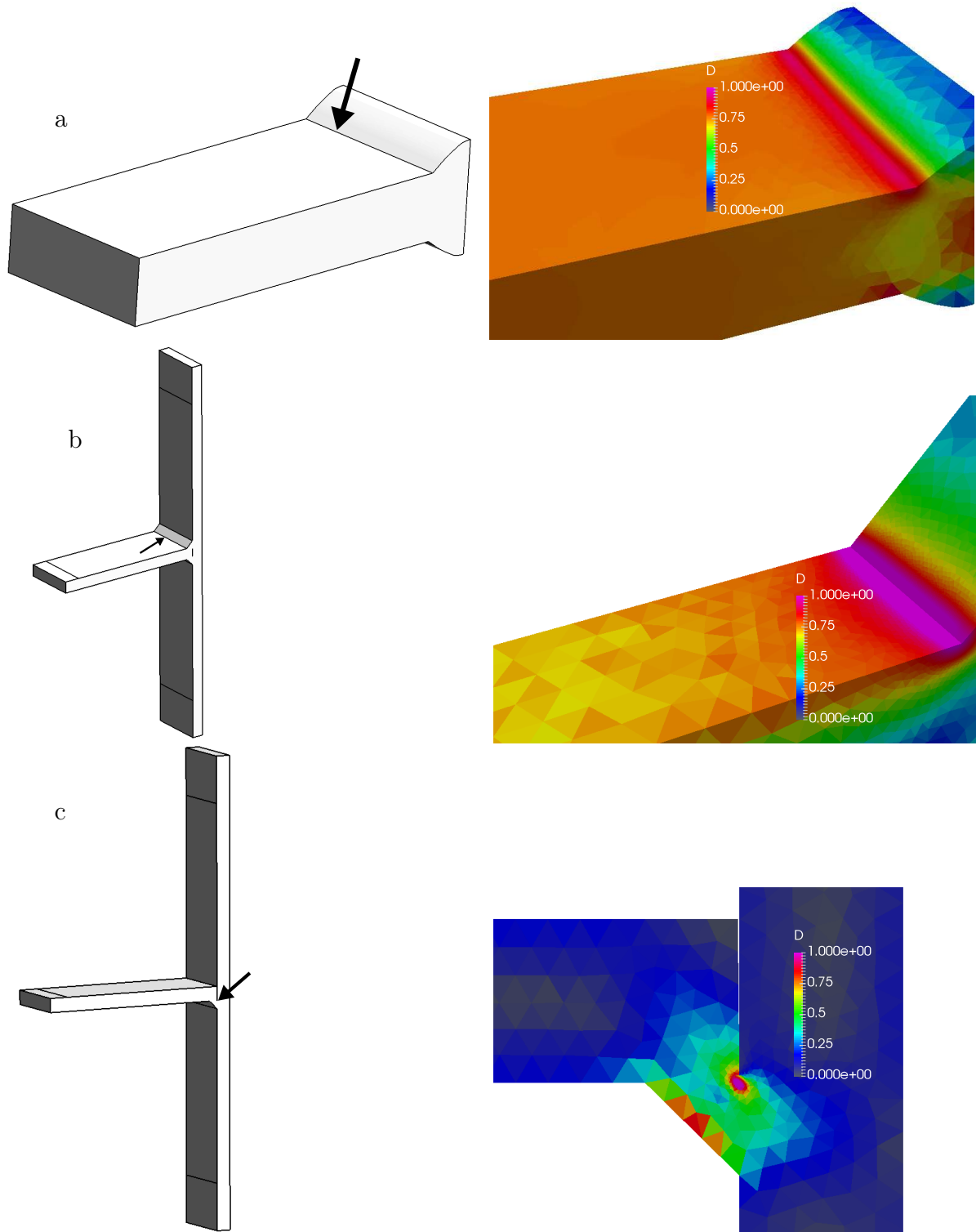


FIGURE V.12: Cartographie du coefficient de danger sur les structures élémentaires a : bout à bout $R = -1$, b : té 15 symétrique $R = 0,4$ et c : té asymétrique $R = 0,1$, pour $\rho = 1 \text{ mm}$ et $\alpha = 0,.$ La valeur maximale du coefficient de danger se situe au niveau des pieds de cordon sur les structures a, b et au niveau de la racine sur la structure c.

V.1.2.2.2 Géométrie réaliste et comportement élastoplastique

Les paramètres ρ et α sont identifiés respectivement sur les intervalles $[0, 1]$ mm et $[0, 0,5]$ avec un pas de 0,1. Le paramètre ψ est identifié sur l'intervalle $[1, 2]$, avec un pas de 0,01 et le paramètre β_0 est identifié sur l'intervalle $[0; 200]$ MPa avec un pas de 1 MPa. Les valeurs optimales des paramètres sont $\rho = 0,1$ mm, $\alpha = 0,2$, $\beta_0 = 165$ MPa et $\psi = 1,34$. Le rayon de moyenne optimale $\rho = 0,1$ mm est seulement deux fois plus grand que la taille minimale des éléments 0,05 mm. De ce fait, une étude de convergence a été menée pour évaluer l'influence de la taille des éléments sur le champ de contraintes moyenné. La figure V.13 présente ces résultats. Pour un rayon de moyenne $\rho = 0,1$ mm, l'écart entre la contrainte de Dang Van maximale calculée à partir d'un maillage de taille d'élément 0,02 mm et 0,05 mm est égal à $-0,8\%$. Par conséquent, une taille d'élément de 0,05 mm permet de calculer le champ de contraintes avec un niveau de précision satisfaisant.

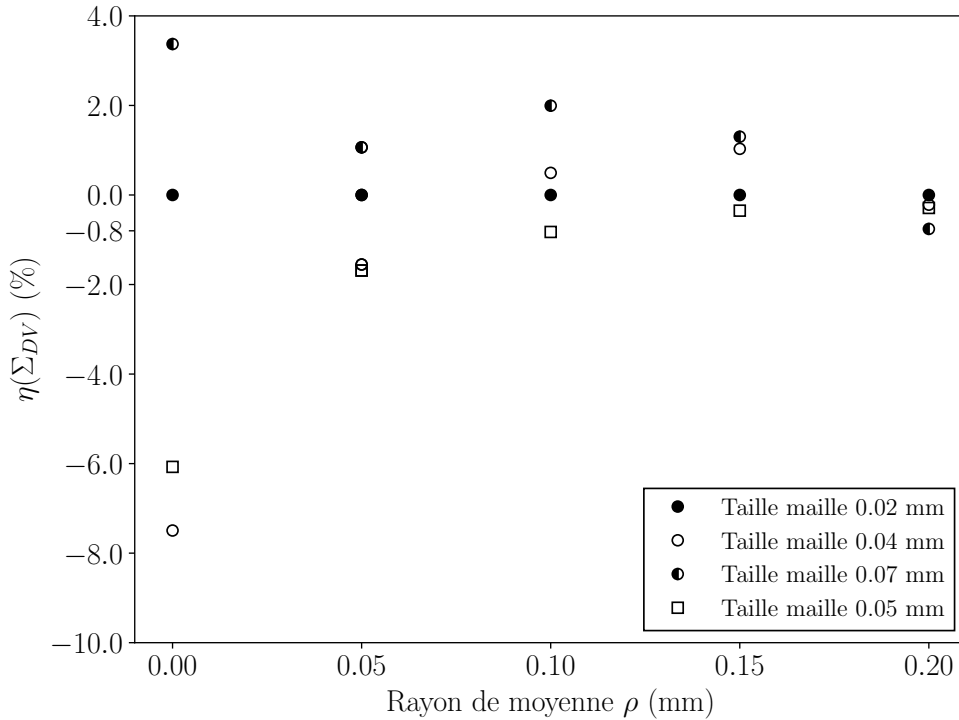


FIGURE V.13: Étude de l'influence de la taille des éléments sur la contrainte de Dang Van moyennée. Étude réalisée sur la structure élémentaire té 15 symétrique $R = 0,1$ avec un comportement matériau élastique linéaire.

La résistance en fatigue des différentes structures élémentaires pour ce jeu de paramètres est donnée sur la figure V.14. La contrainte hydrostatique résiduelle issue du procédé de soudage est considérée uniquement sur les structures élémentaires bout à bout $R = -1$. Le critère de plasticité indique que le matériau plastifie localement sur les autres structures. Dans un souci de clarté, uniquement le trajet de chargement entre l'effort moyen et l'effort maximal appliqué est tracé. Dans la suite de ce rapport, les différents digrammes de Dang Van sont tracés de façon similaire.

Le comportement matériau considéré permet de prendre en compte l'effet de l'écrouissage à la fois sur le champ de contraintes et sur la résistance en fatigue du matériau. Comme pour le cas précédent, le coefficient de danger est maximal au niveau des pieds et de la racine de cordon ce qui est en accord avec les observations expérimentales. La figure V.15 permet d'illustrer ces propos.

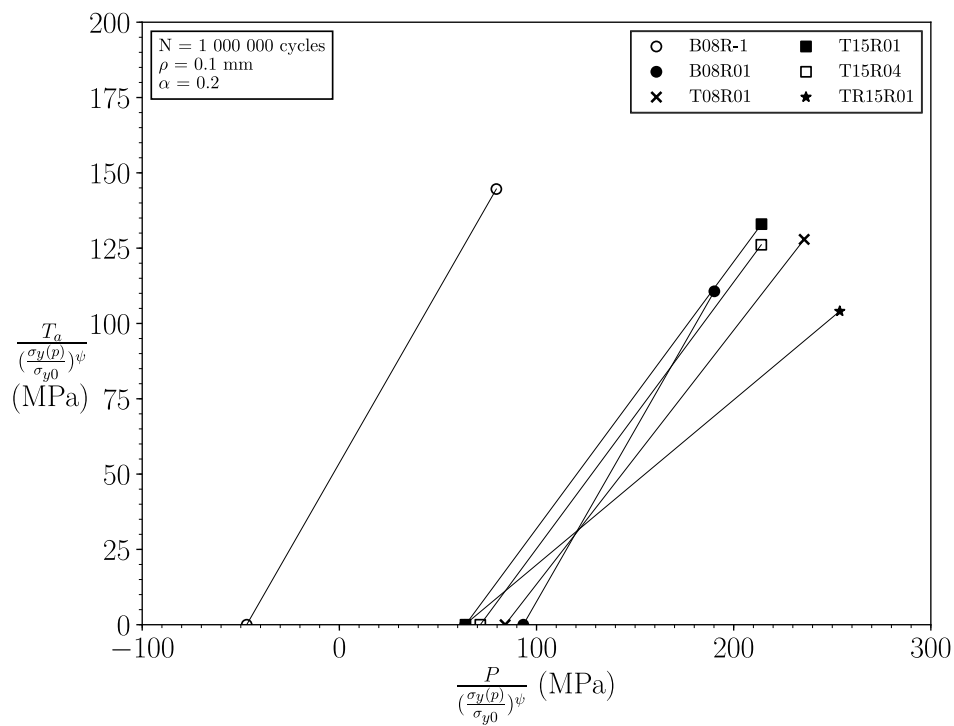


FIGURE V.14: Résistance en fatigue des différentes structures élémentaires présentée dans le diagramme de Dang Van, comportement matériau élastoplastique avec écrouissage isotrope calculé à partir de la loi puissance.

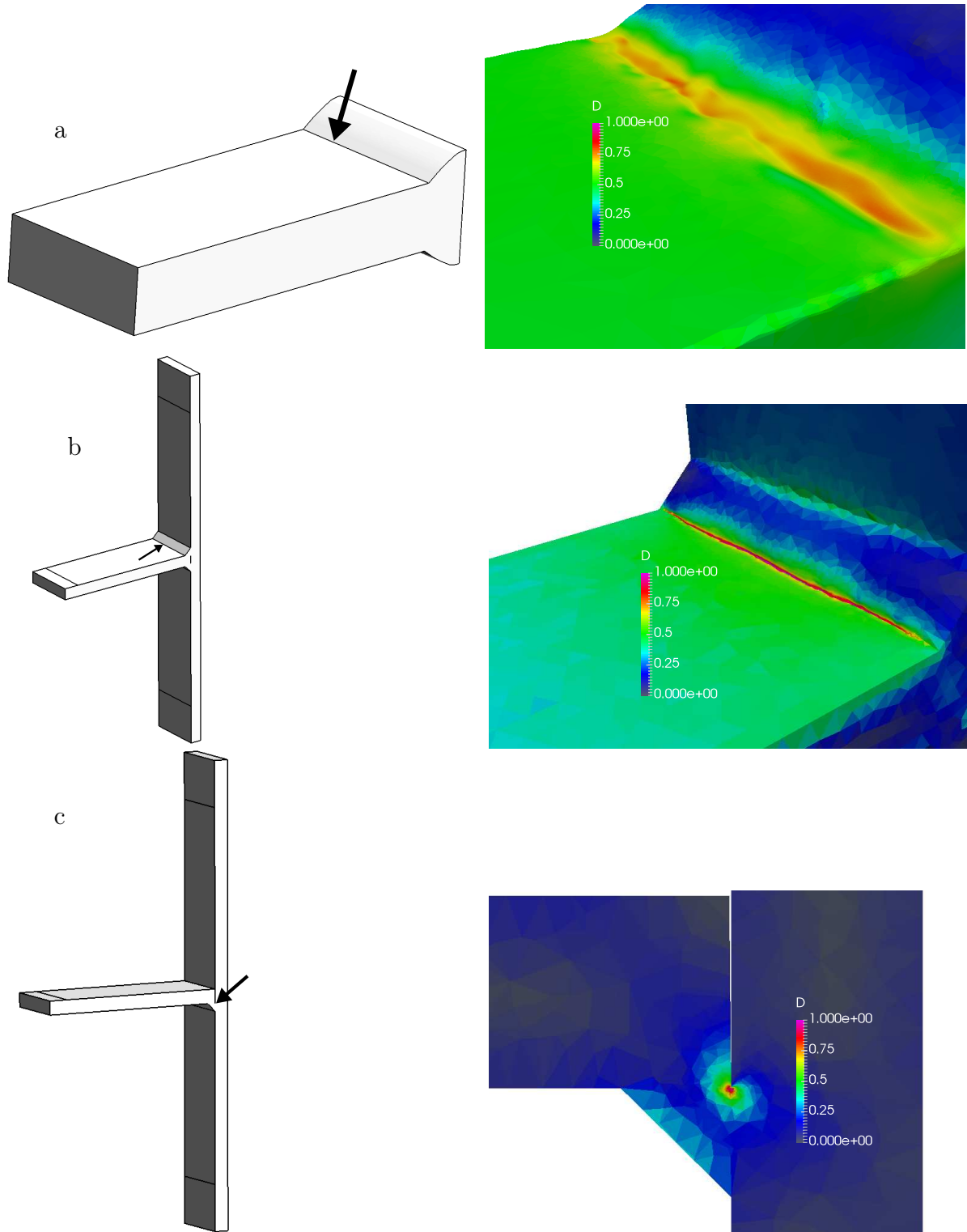


FIGURE V.15: Cartographie du coefficient de danger sur les structures élémentaires a : bout à bout $R = -1$, b : té 15 symétrique $R = 0,4$ et c : té asymétrique $R = 0,1$, pour $\rho = 0,1$ mm, $\alpha = 0,2$, $\psi = 1,34$ et $\beta_0 = 165$ MPa. La valeur maximale du coefficient de danger se situe au niveau des pieds de cordon sur les structures a, b et au niveau de la racine sur la structure c.

V.1.2.3 Bilan

L'identification du critère de fatigue à partir des deux modélisations considérées conduit à des paramètres ρ , α , ψ et β différents. Le critère identifié en considérant une géométrie réaliste et un comportement élastoplastique du matériau permet de diviser par deux la dispersion par rapport à la résistance à la fatigue moyenne. Le coefficient de variation défini comme le rapport entre l'écart type et la moyenne, est de $C_v = 0,12$ pour la première modélisation, et $C_v = 0,06$ pour la seconde. Ainsi, il apparaît intéressant de discuter des effets respectifs de la géométrie locale et du comportement matériau sur la résistance à la fatigue.

V.1.3 Influence des paramètres de la modélisation

Les influences de la géométrie du cordon de soudure et du comportement matériau sur la résistance en fatigue des structures soudées sont discutées dans cette section.

V.1.3.1 Géométrie du cordon de soudure

V.1.3.1.1 Élasticité linéaire

L'identification du critère de fatigue à partir d'une géométrie idéalisée du cordon de soudure et d'un comportement élastique linéaire, montre qu'un rayon de moyenne $\rho = 1$ mm est optimal et que le paramètre α est nul. Le critère de fatigue est alors uniquement fonction de T_a . La valeur du rayon de moyenne ρ indique que les variations géométriques de tailles inférieures à 1 mm et les gradients de contraintes associés n'ont pas une influence de premier ordre sur la résistance en fatigue. La figure V.16 donne l'écart relatif $\eta(\Sigma_{DV})$ entre la résistance en fatigue calculée à partir d'une modélisation réaliste $\Sigma_{DV}^{réaliste}$ et idéalisée $\Sigma_{DV}^{idéalisée}$ du cordon de soudure avec un comportement matériau élastique linéaire tel que :

$$\eta(\Sigma_{DV}) = \frac{\Sigma_{DV}^{réaliste} - \Sigma_{DV}^{idéalisée}}{\Sigma_{DV}^{réaliste}}, \quad (V.24)$$

Les résultats, pour un rayon de moyenne variant de 0 à 2 mm, montrent que la géométrie au niveau des zones chaudes a une influence différente en fonction de la structure considérée.

- structure té asymétrique : la géométrie idéalisée et réaliste au niveau de la racine du cordon de soudure étant identique l'écart relatif η est nul sur cette structure ;
- structures bout à bout : l'écart relatif η est supérieur à 20 % pour un rayon de moyenne nul. Le champ de contraintes n'étant pas convergé localement, cette valeur n'a aucune signification. L'augmentation du rayon de moyenne permet dans un premier temps pour $\rho = 0,1$ mm, d'avoir un niveau de prévision sur la résistance en fatigue quasiment similaire avec une modélisation réaliste et idéalisée du cordon de soudure. L'écart relatif η se stabilise ensuite autour de 11 % pour un rayon de moyenne compris entre 0,4 et 1,5 mm et diminue légèrement pour $\rho = 2,0$ mm. L'augmentation du rayon de moyenne au-delà de 2 mm permettrait de gommer cette différence et de revenir à un niveau de prévision similaire entre les deux modélisations. Ce résultat traduit que le gradient de contrainte en pied de cordon sur la modélisation idéalisée est plus fort que celui sur la géométrie réaliste.
- structures té : l'écart relatif η décroît progressivement avec l'augmentation du rayon de moyenne. Le niveau de prédiction de la résistance en fatigue calculé avec

les deux modélisations est quasiment identique pour $\rho \geq 0,6$ mm sur la structure té 8 symétrique et $\rho \geq 1,1$ mm sur la structure té 15 symétrique. À partir de cette taille de rayon de moyenne, la géométrie idéalisée converge plus rapidement vers la géométrie réaliste que pour la structure bout à bout.

L'écart relatif maximal η est de 11 % pour le rayon de moyenne identifié ($\rho = 1$ mm). Compte tenu de la simplification géométrique opérée, cet écart est raisonnable. La taille du rayon de moyenne optimal $\rho = 1$ mm indique aussi que l'influence du gradient de contrainte sur la résistance en fatigue est majoritairement associée à la géométrie globale du cordon de soudure pour un comportement matériau élastique linéaire. Les accidents géométriques dont la taille est très inférieure à ce rayon de moyenne ont en effet un impact négligeable sur le critère de fatigue. Ce constat est en accord avec les travaux de Fayard *et al.* [1996] qui calcule le critère de Dang Van à partir du tenseur des contraintes géométrique, voir section I.3.2.3.

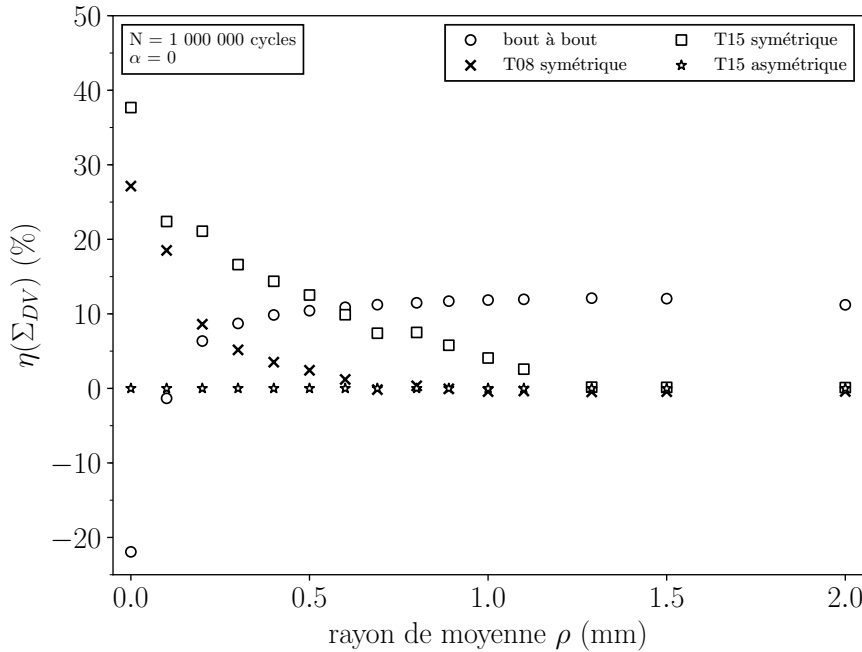


FIGURE V.16: Évolution de l'écart relatif entre la résistance en fatigue calculée à partir d'une modélisation réaliste et idéalisée du cordon de soudure en fonction du rayon de moyenne ρ . Comportement matériau élastique linéaire.

V.1.3.1.2 Élastoplasticité avec écrouissage isotrope

La section précédente a montré que la géométrie locale du cordon de soudure a une influence limitée sur l'amplitude de cisssion maximale lorsque le comportement matériau est élastique linéaire pour un rayon de moyenne $\rho = 1$ mm. L'identification du critère de fatigue à partir d'une géométrie réaliste du cordon de soudure, d'un comportement matériau élastoplastique à écrouissage isotrope calculé à partir d'une loi puissance, montre qu'un rayon de moyenne $\rho = 0,1$ mm est optimal. Lorsque la loi de comportement élastoplastique est adoptée, le caractère non local du critère de fatigue est donc moins prononcé. La

figure V.17 donne l'écart relatif $\eta(\Sigma_{DV})$ dans ce cas.

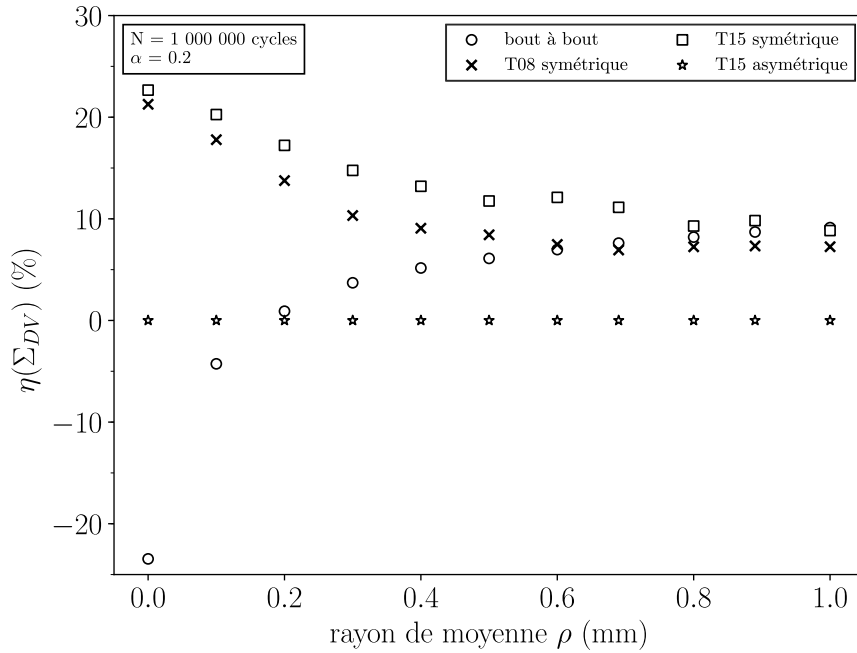


FIGURE V.17: Évolution de l'écart relatif entre la résistance en fatigue calculée à partir des modélisations réaliste et idéalisée du cordon de soudure en fonction du rayon de moyenne ρ . Comportement matériau élastoplastique à écrouissage isotrope calculé à partir d'une loi puissance.

Pour un petit rayon de moyenne, $\rho = 0,1$ mm, l'écart relatif $\eta(\Sigma_{DV})$ est supérieur à 15 % sur les structures té 15 symétrique et té 8 symétrique. l'écart relatif $\eta(\Sigma_{DV})$ calculé à partir d'une modélisation en élasticité linéaire est similaire pour $\rho = 0,1$ mm. Le comportement matériau a donc peu d'effet sur l'influence de la géométrie locale sur la résistance en fatigue. L'écart $\eta(\Sigma_{DV})$ de 15 % traduit principalement le fait que la géométrie idéalisée ne permet pas de reproduire avec exactitude le champ de contraintes obtenu avec une géométrie réaliste du cordon.

La comparaison de la figure V.16 et de la figure V.17 montre aussi que l'écart relatif sur les structures té 15 symétrique et té 8 symétrique ne tend pas vers zéro pour $\rho \geq 0,7$ mm, contrairement à la modélisation en élasticité linéaire. Cette différence s'explique principalement par la prise en compte de l'influence de la contrainte hydrostatique $\alpha = 0,2$ lors de la seconde identification. La figure V.18 donne l'évolution de l'écart relatif $\eta(P_{max})$ calculé à partir du terme de contrainte hydrostatique entre une modélisation réaliste et idéalisée du cordon, en fonction du rayon de moyenne ρ .

Ces résultats montrent que la géométrie idéalisée a plus de difficulté à reproduire le champ de contraintes hydrostatique que le champ de cisssion.

V.1.3.2 Comportement mécanique

L'influence du comportement mécanique sur la résistance en fatigue des structures soudées est étudiée dans cette section. Dans ce qui suit, une géométrie réaliste du cordon de soudure est considérée et le critère de fatigue est calculé avec comme paramètres

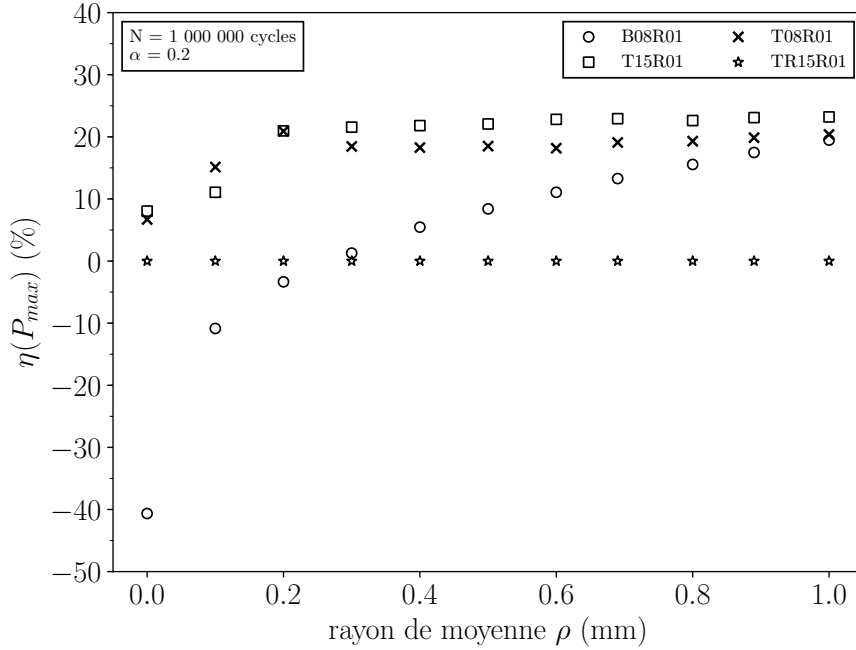


FIGURE V.18: Évolution de l'écart relatif entre la contrainte hydrostatique maximale calculée à partir d'une modélisation réaliste et idéalisée du cordon de soudure en fonction du rayon de moyenne ρ . Comportement matériau élastoplastique à écrouissage isotrope.

$\rho = 0,1$ mm et $\alpha = 0,2$. Le paramètre β est supposé indépendant du taux d'écrouissage dans un premier temps, soit $\psi = 0$. Différents comportements matériaux sont considérés et leurs influences sur le champ de contraintes au niveau des zones chaudes sont discutées par l'intermédiaire du critère de fatigue.

V.1.3.2.1 Élasticité linéaire

La résistance en fatigue des différentes structures élémentaires est calculée ici en considérant un comportement matériau élastique linéaire. La figure V.19 présente ces résultats.

La comparaison de la résistance en fatigue des structures bout à bout $R = 0,1$ et bout à bout $R = -1$ montre que l'amplitude de cission maximale T_a et la contrainte hydrostatique P_a , avec $P_{max} = P_a + P_{moy}$, diminue lorsque le rapport de charge augmente ; contrairement à ce qui est observé entre les structures té 15 symétrique $R = 0,1$ et té 15 symétrique $R = 0,4$. Ces observations laissent à penser que le matériau plastifie localement. Le tableau V.3 donne les valeurs maximales du critère de von Mises pour un rayon de moyenne $\rho = 0,1$ mm sur chaque structure élémentaire.

La comparaison des résultats de ce tableau avec le seuil d'écoulement plastique initial du matériau de base $\sigma_{y0} = 420$ MPa montre clairement que le matériau plastifie sur les structures en té. Une modélisation en élasticité linéaire n'est donc pas adaptée pour estimer correctement le champ de contraintes hydrostatique.

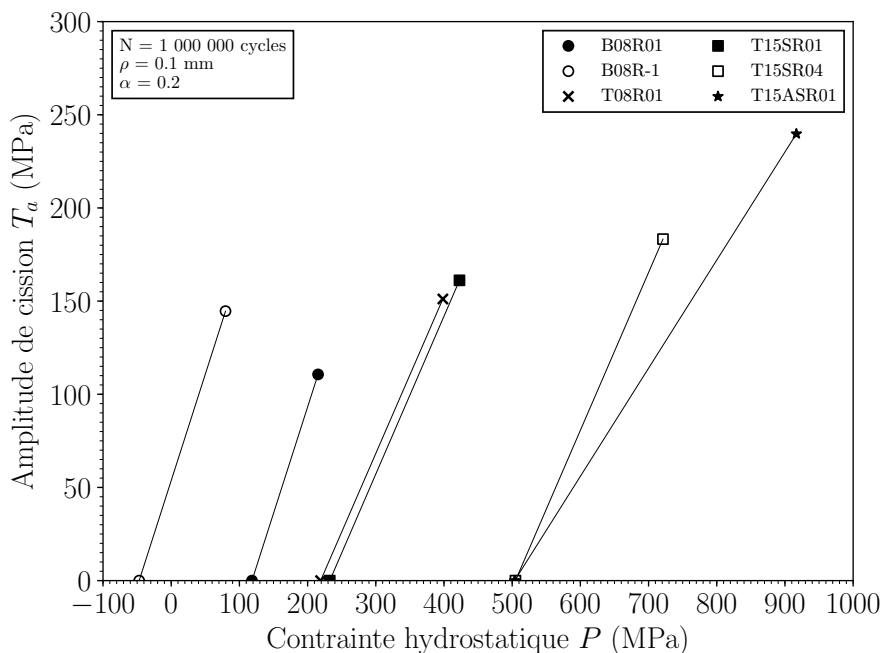


FIGURE V.19: Résistance en fatigue à $N = 10^6$ cycles des différentes structures élémentaires présentée dans le diagramme de Dang Van. Comportement élastique linéaire.

Structures élémentaires	σ_{eq} (MPa)
bout à bout $R = -1$	384
bout à bout $R = 0,1$	377
té 8 symétrique $R = 0,1$	697
té 15 symétrique $R = 0,1$	747
té 15 symétrique $R = 0,4$	1218
té asymétrique $R = 0,1$	1019

TABLEAU V.3: Valeur maximale du critère de von Mises calculé selon l'équation (V.21) sur les différentes structures élémentaires, pour un rayon de moyenne $\rho = 0,1$ mm.

V.1.3.2.2 Elastoplasticité avec écrouissage isotrope (forme tabulée)

Une première approche pour prendre en compte le comportement élastoplastique du matériau est de considérer un écrouissage isotrope calculé à partir d'une loi tabulée. La résistance en fatigue des différentes structures élémentaires est présentée sur la figure V.20.

La comparaison de la figure V.19 et de la figure V.20 montre que la prise en compte d'un comportement élastoplastique se traduit par une diminution uniquement du niveau de contrainte hydrostatique moyenne P_{moy} sur les structures bout à bout $R = 0,1$, té et té asymétrique. Le niveau de contrainte hydrostatique maximale sur la structure élémentaire té 15 symétrique $R = 0,4$ est similaire à celui observé sur la structure élémentaire té 15 symétrique $R = 0,1$, ce qui n'était pas le cas pour un comportement matériau élastique linéaire. Le niveau de contrainte hydrostatique moyenne sur la structure élémentaire té asymétrique $R = 0,1$ est aussi fortement réduit de plus de 320 MPa.

La prise en compte d'un comportement élastoplastique permet en effet d'introduire une

contrainte hydrostatique résiduelle moyenne de compression conséquence de la plastification au niveau du pied de cordon. Ce phénomène résulte du comportement du matériau considéré couplé à la singularité géométrique introduite par le pied ou la racine du cordon de soudure. La singularité géométrique permet de localiser la zone plastique au sein d'une matrice élastique et conduit à l'apparition de contraintes résiduelles de compression. L'évolution du champ de contraintes moyen sous l'effet de la plasticité cyclique se traduit par un rapport de charge au niveau du pied et la racine du cordon différent du rapport de charge appliqué à l'échelle de la structure. De ce fait, la plastification locale est une première explication du non-effet du rapport de charge appliqué sur les structures té 15 symétrique $R = 0,1$ et té 15 symétrique $R = 0,4$.

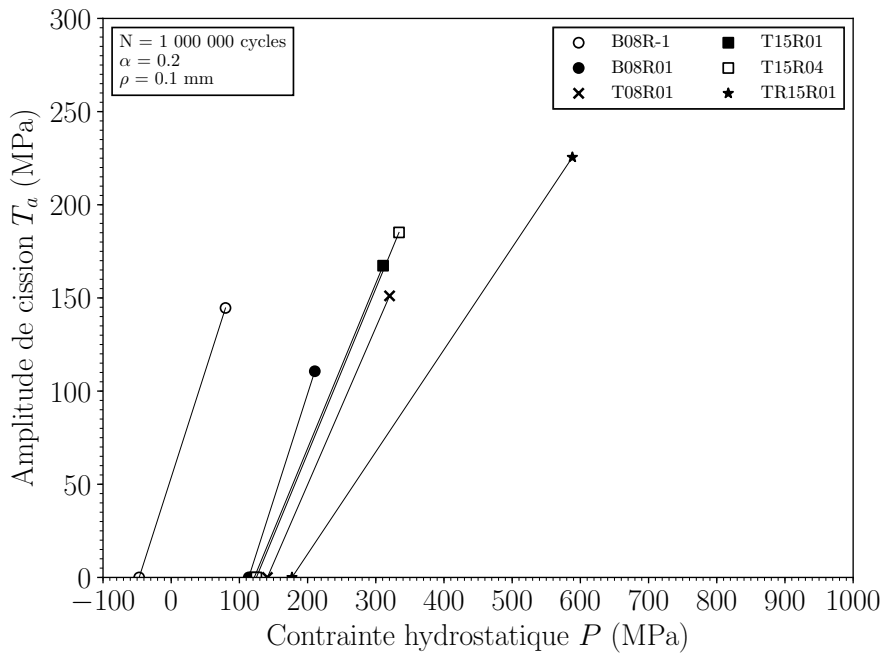


FIGURE V.20: Résistance en fatigue à $N = 10^6$ cycles des différentes structures élémentaires présentée dans le diagramme de Dang Van. Comportement élastoplastique à écrouissage isotrope calculé à partir de la courbe de traction.

V.1.3.2.3 Elastoplasticité avec écrouissage isotrope (forme puissance)

Les résultats précédents montrent qu'un comportement élastoplastique avec écrouissage isotrope permet de réduire de façon significative le niveau de contrainte hydrostatique moyen sur les structures élémentaires té 15 symétrique $R = 0,4$ et té asymétrique $R = 0,1$. Cela n'est néanmoins pas suffisant pour expliquer l'écart sur la résistance en fatigue entre les structures bout à bout, té et té asymétrique. Une façon d'augmenter artificiellement le niveau de contrainte hydrostatique résiduelle issue de la plasticité consiste à abaisser le seuil d'écoulement plastique initial du matériau. L'écrouissage isotrope du matériau est calculé à partir de la loi puissance de Ludwik. Dans ce cas, le seuil d'écoulement plastique initial passe de $\sigma_{y0} = 420$ MPa à $\sigma_{y0} = 330$ MPa et le palier de Lüders disparaît. La résistance en fatigue des différentes structures élémentaires est donnée sur la figure V.21.

L'abaissement du seuil d'écoulement plastique initial se traduit sur les structures

élémentaires té 15 symétrique $R = 0,1$, té 8 symétrique $R = 0,1$, té asymétrique par une baisse du niveau de contrainte hydrostatique moyen de l'ordre de 12 % et de l'ordre de 5 % sur les structures élémentaires té 15 symétrique $R = 0,4$ et té asymétrique. Ces différentes évolutions de P_{moy} traduisent que la déformation plastique cumulée au niveau de la zone chaude sur les structures té 15 symétrique $R = 0,1$, té 8 symétrique $R = 0,1$ est majoritairement comprise entre 0 et 1,5 % pour un rayon de moyenne $\rho = 0,1$ mm, voir la figure II.2. A contrario, l'évolution du niveau de contrainte hydrostatique sur les structures té 15 symétrique $R = 0,4$ et té asymétrique est moins prononcée. Cela indique que la déformation plastique cumulée au niveau de la zone chaude est majoritairement au-delà de 1,5 % pour un rayon de moyenne $\rho = 0,1$ mm. De plus, l'amplitude de la cission maximale et l'amplitude de la contrainte hydrostatique augmentent très légèrement. Au-delà des erreurs d'arrondis et d'approximations intrinsèques à la modélisation numérique utilisée, cet effet peut être associé à l'évolution de l'acuité de la singularité géométrique, conséquence de la déformation plastique.

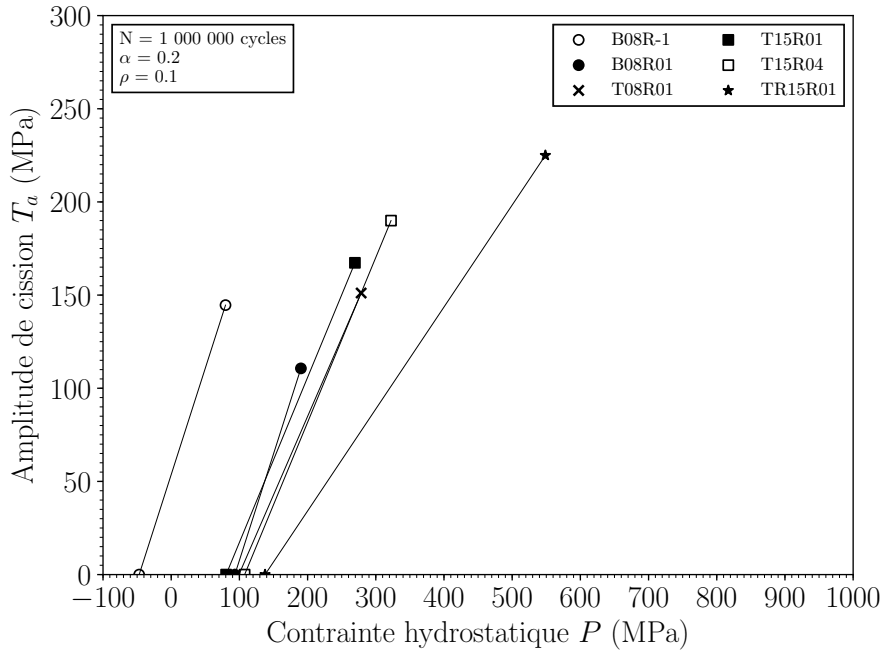


FIGURE V.21: Résistance en fatigue à $N = 10^6$ cycles des différentes structures élémentaires présentée dans le diagramme de Dang Van. Comportement élastoplastique à écrouissage isotrope calculée à partir de la loi puissance.

V.1.3.2.4 Elastoplasticité avec écrouissage cinématique

Une seconde approche pour tenir compte du comportement élastoplastique du matériau est de considérer un modèle à écrouissage cinématique. La résistance en fatigue des différentes structures élémentaires pour ce cas est présentée sur la figure V.22. La comparaison des figure V.20 et figure V.21 met en évidence les différents comportements observés en fonction de la structure élémentaire considérée :

- structure bout à bout $R = 0,1$: la résistance en fatigue calculée à partir d'un modèle élastoplastique à écrouissage isotrope ou cinématique est identique. Le niveau de

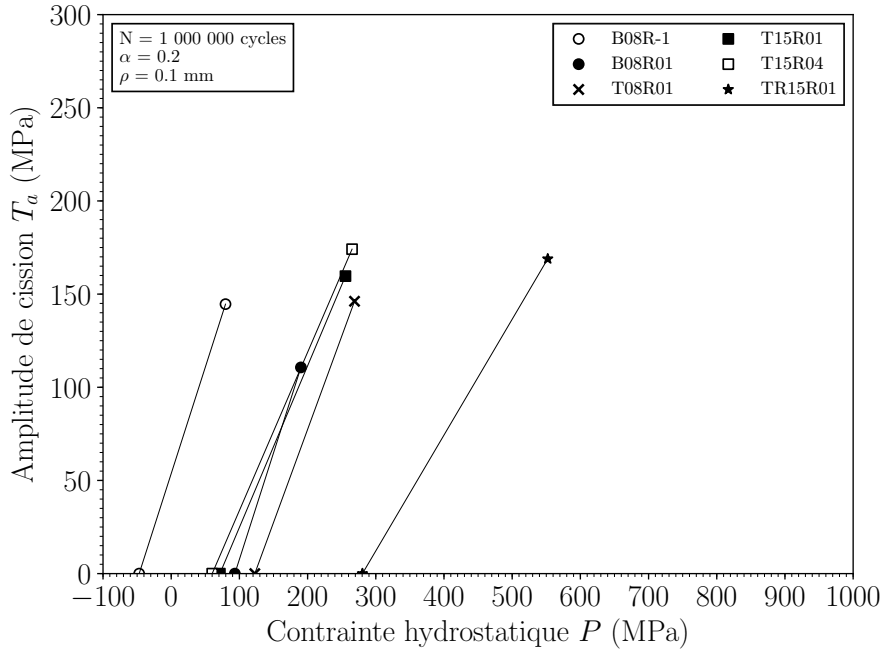


FIGURE V.22: Résistance en fatigue à $N = 10^6$ cycles des différentes structures élémentaires présentée dans le diagramme de Dang Van. Comportement élastoplastique à écrouissage cinématique

déformation plastique n'est pas assez important pour que la structure plastifie à la décharge ;

- structures en té : le modèle à écrouissage cinématique permet de réduire à la fois le niveau de contrainte hydrostatique maximal et le niveau d'amplitude de cisson maximale, en conservant le ratio entre T_a et P_a constant ;
- structure té asymétrique $R = 0,1$: le modèle à écrouissage cinématique permet de réduire à la fois le niveau de contrainte hydrostatique maximal et le niveau d'amplitude de cisson maximale et diminue aussi le ratio entre T_a et P_a .

La diminution de l'amplitude de cisson maximale sur les structures en té et l'évolution du ratio entre T_a et P_a sur la structure té asymétrique $R = 0,1$ met en évidence que localement les structures élémentaires plastifiées sont pilotées, au moins partiellement, en déformation bien que globalement, les structures soient pilotées en contrainte. Ce comportement local est caractéristique de la plasticité confinée au niveau d'une singularité géométrique [Zeng et Fatemi, 2001].

Un modèle à écrouissage cinématique permettant de conserver la taille du domaine d'élasticité, la plastification à la décharge est facilitée à l'opposé d'un modèle à écrouissage isotrope. Le niveau de contraintes résiduelles de compression introduit est donc moins important avec ce type de comportement matériau. Le niveau de contrainte hydrostatique maximal est cependant plus faible sur l'ensemble des structures plastifiées (excepté sur la structure bout à bout $R = 0,1$), avec un modèle à écrouissage cinématique. Ce résultat est plutôt associé à un niveau de contraintes local, induit par le chargement maximal, moins important.

La prise en compte d'un comportement élastoplastique avec écrouissage cinématique permet de réduire à la fois le niveau de contrainte hydrostatique maximal et le niveau

d'amplitude de cisssion maximale sur les structures élémentaires té et té asymétrique. La correction apportée n'est cependant pas suffisante expliquer l'écart sur la résistance en fatigue entre les structures bout à bout, té et té asymétrique.

V.1.3.3 Effet de l'écrouissage sur la résistance en fatigue

Les résultats précédents ont montré que, localement au niveau du pied ou de la racine du cordon de soudure, le matériau plastifie en fonction de la structure élémentaire et du chargement considéré. La prise en compte de la géométrie réaliste et du comportement élastoplastique du matériau permet de mieux appréhender l'effet de la déformation plastique sur l'évolution du champ de contraintes au niveau des zones chaudes. Cet effet n'est cependant pas suffisant pour expliquer les écarts observés entre la résistance en fatigue des différentes structures élémentaires.

En parallèle de la déformation plastique, le matériau s'écrouit. Les résultats d'études présentés dans la revue bibliographique montrent que dans certains cas l'écrouissage augmente la résistance à la fatigue du matériau. L'effet de la plasticité sur le champ de contraintes résiduelles est pris en compte dans le terme de contrainte hydrostatique P_{max} . La prise en compte de l'écrouissage sur la résistance en fatigue est intégrée dans le second membre β du critère de fatigue comme exposé à la section V.1.1.3. La figure V.23 présente le diagramme de Dang Van obtenu dans ce cas (identique à la figure V.14).

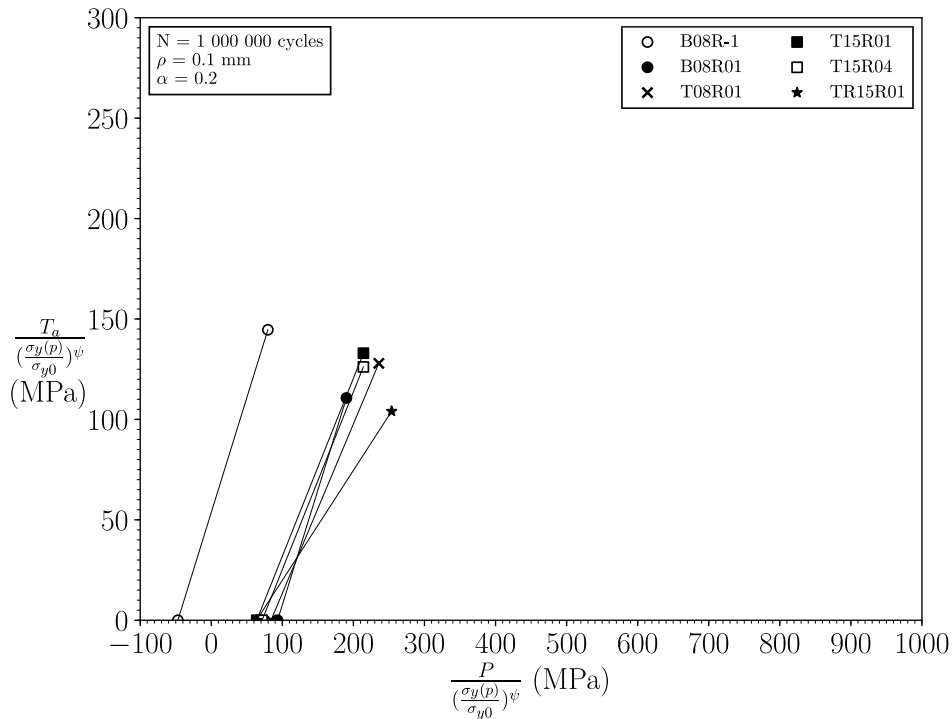


FIGURE V.23: Résistance en fatigue des différentes structures élémentaires présentée dans le diagramme de Dang Van. Comportement élastoplastique à écrouissage isotrope calculée à partir de la loi puissance.

Le niveau d'amplitude de cisssion maximale normalisée par le terme $\left(\frac{\sigma_y(p)}{\sigma_{y0}}\right)^\psi$ et de contrainte hydrostatique maximale normalisée par le terme $\left(\frac{\sigma_y(p)}{\sigma_{y0}}\right)^\psi$ entre les structures

té 15 symétrique $R = 0,1$ et té 15 symétrique $R = 0,4$ est quasiment identique. L'augmentation du chargement moyen appliqué se traduit localement par : (i) l'introduction de contraintes résiduelles de compression issues de la plasticité pour compenser l'augmentation de la contrainte hydrostatique moyenne P_{moy} induite par le chargement ; (ii) une augmentation de la résistance en fatigue du matériau conséquence de l'écrouissage qui impacte à la fois le niveau d'amplitude de cisssion maximale et la contrainte hydrostatique maximale.

La prise en compte de l'effet de l'écrouissage se traduit sur les structures élémentaires té 8 symétrique $R = 0,1$ et té 15 symétrique $R = 0,1$ par une augmentation de la résistance en fatigue du matériau comprise entre 15 et 20 % ce qui est en accord avec les observations de Kang *et al.* [2007]. L'augmentation est cependant supérieure à 30 % sur les structures té 15 symétrique $R = 0,4$ et té asymétrique $R = 0,1$ et semble moins réaliste. De ce fait, l'effet bénéfique de l'écrouissage ne semble pas être le seul facteur associé à la correction apportée. Deux éléments peuvent être avancés :

- les hypothèses sur la loi d'écrouissage et le fait de considérer un comportement identique entre le matériau de base, la zone affectée thermiquement et la zone fondue sont probablement des modélisations trop simplistes par rapport au comportement réel. La prise en compte : (i) d'une loi de comportement identifiée sur un matériau de type zone affecté thermiquement simulée ; (ii) de l'hétérogénéité du comportement au niveau du cordon de soudure [Lautrou *et al.*, 2009] serait un moyen d'évaluer la pertinence des hypothèses considérées. Il serait aussi intéressant de réaliser des essais de fatigue supplémentaires, avec différents cas de chargement, afin de mieux appréhender l'influence de l'écrouissage sur l'augmentation de la résistance à la fatigue de ces structures ;
- la contrainte d'écoulement plastique $\sigma_y(p)$ ne peut être dissociée du chargement appliqué, de la géométrie locale du pied ou de la racine du cordon et par conséquent du gradient de contrainte local. De ce fait, la correction utilisée pour prendre en compte l'effet bénéfique de l'écrouissage traduit peut être aussi les limites de l'approche volumique utilisée pour capter correctement les effets associés au gradient de contrainte. En effet, l'approche volumique permet de capter les effets de gradient uniquement en présence d'une surface libre, c'est-à-dire, lorsque le champ de contrainte n'est pas défini sur la totalité du domaine d'intégration. Dans le cas contraire, la moyenne volumique ne permet pas de capter les effets de gradient d'ordre un, mais uniquement ceux d'ordres supérieurs et pairs. La figure V.24 illustre ces propos. Les structures élémentaires bout à bout, té 15 symétrique et gousset correspondent à la figure figure V.24a. Concernant la structure té asymétrique l'espacement entre les deux tôles est proche de zéro millimètre, de ce fait, le champ de contraintes est défini sur la quasi-totalité du domaine d'intégration $\rho = 0,1$ mm, ce qui correspond aux cas b ou c sur la figure V.24. Par conséquent, l'approche volumique utilisée ne permet pas de capter l'effet de gradient d'ordre un sur cette structure. Une situation similaire pourrait être rencontrée lorsque l'amorçage se produit en sous-couche. Une façon de mieux appréhender les effets de gradient serait de considérer la variance du champ de contraintes à l'intérieur du domaine d'intégration au lieu de prendre en compte uniquement la moyenne.

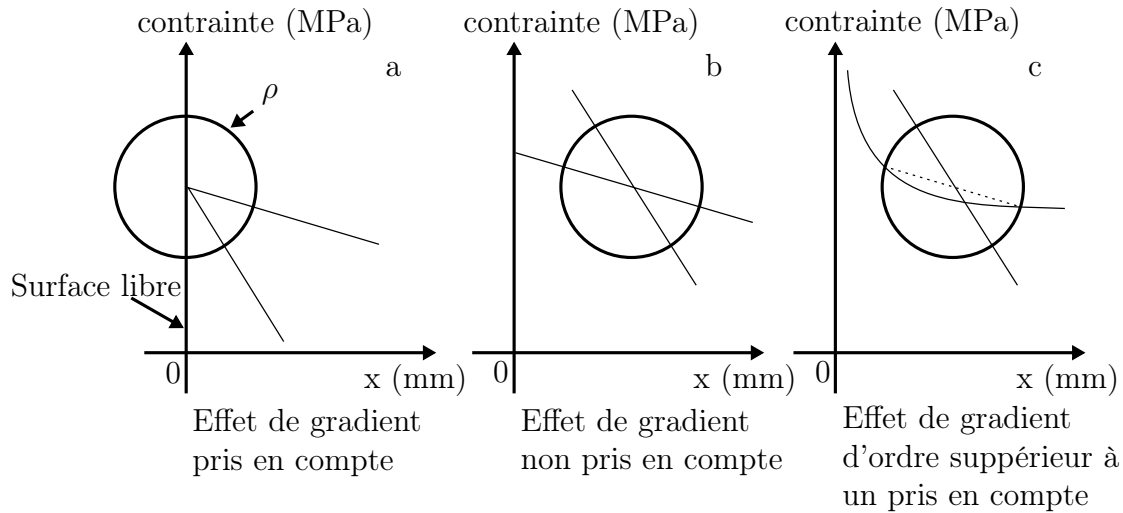


FIGURE V.24: Représentation schématique de la prise en compte de l'effet de gradient avec une approche volumique.

V.1.4 Synthèse

V.1.4.1 Bilan sur la modélisation proposée

L'identification du critère de fatigue à partir des structures élémentaires modélisées avec la géométrie idéalisée du cordon de soudure et un comportement matériau élastique linéaire met en évidence une insensibilité de la résistance en fatigue à la contrainte moyenne. Les niveaux élevés de la contrainte de von Mises maximale sur les structures en té, par rapport au seuil d'écoulement plastique initial du matériau de base, indiquent cependant que le matériau plastifie et qu'un comportement élastique linéaire n'est pas le plus adapté. Le comportement mécanique du matériau au niveau de la zone soudée étant inconnu, différentes hypothèses ont été faites afin d'identifier le rôle joué par la plasticité locale sur la résistance en fatigue. L'identification du critère de fatigue à partir d'une modélisation réaliste du cordon de soudure et avec un comportement matériau élastoplastique à écrouissage isotrope met en évidence que la géométrie locale couplée au comportement matériau affecte la résistance en fatigue. L'étude de l'influence de ces deux facteurs conduit aux conclusions suivantes :

- la géométrie idéalisée du cordon de soudure reproduit plus ou moins fidèlement le champ de contraintes calculé sur une géométrie réaliste du cordon en fonction de la structure soudée et du rayon de moyenne ρ considéré ;
- la simplification de la géométrie affecte plus sévèrement le niveau de contrainte hydrostatique moyen que l'amplitude de cisssion maximale et de contrainte hydrostatique ;
- la prise en compte du comportement élastoplastique du matériau se traduit par l'introduction de contraintes résiduelles de compression au niveau des zones chaudes. Ce phénomène traduit à la fois un effet géométrique et matériau. La géométrie locale du cordon de soudure localise la déformation plastique au sein d'une matrice élastique. Le niveau de contrainte hydrostatique moyen est alors plus ou moins réduit en fonction du niveau de plastification ;
- le seuil d'écoulement plastique initial du matériau est un paramètre important, car il conditionne le niveau de contraintes résiduelles de compression introduit par l'écrouissage ;

- un comportement élastoplastique à écrouissage isotrope permet d'augmenter la taille du domaine d'élasticité et limite la plastification à la décharge. Le niveau des contraintes résiduelles de compression issues de la plasticité cyclique est maximal avec ce type de modèle ;
- la considération d'un comportement élastoplastique à écrouissage cinématique se traduit par une diminution à la fois de l'amplitude de la cission maximale et de la contrainte hydrostatique maximale. Ce résultat traduit le fait que localement le matériau est piloté au moins en partie en déformation.
- l'évolution du niveau de contraintes résiduelles au niveau des zones chaudes sous l'effet de la plastification locale n'est pas le seul facteur permettant d'expliquer les écarts sur la résistance en fatigue entre les structures bout à bout, té et té asymétrique ;
- l'effet de l'écrouissage sur la résistance en fatigue semble être un facteur intéressant à considérer. L'augmentation de la résistance en fatigue correspondant à cet effet n'est cependant pas en accord avec les résultats de la littérature. Cela traduit possiblement les limites (i) des hypothèses sur le comportement considérées ; (ii) de l'approche volumique utilisée pour prendre en compte les effets du gradient de contrainte.

Les différentes hypothèses considérées sur le comportement du matériau ont permis de mettre en évidence le rôle important du couple géométrie locale-comportement matériau sur la résistance en fatigue des structures soudées. La connaissance des propriétés matériau au niveau des zones chaudes est l'étape suivante pour valider les hypothèses considérées et pour mieux appréhender le rôle de l'écrouissage sur la résistance à la fatigue.

V.1.4.2 Application dans un cadre industriel

Un châssis de télescopique Manitou comprend entre 50 et 100 mètres de cordon de soudure. D'un point de vue industriel, il est inenvisageable de considérer la géométrie réaliste du cordon de soudure et un comportement matériau élastoplastique compte tenu du temps de calcul associé. L'identification du critère de fatigue en considérant la géométrie idéalisée du cordon de soudure et un comportement élastique linéaire met en évidence deux points importants :

- le critère est insensible à la contrainte hydrostatique. Cela permet de s'affranchir de la prise en compte des effets associés à la contrainte moyenne issue du chargement et des contraintes résiduelles, ce qui facilite grandement le dimensionnement en fatigue.
- l'écart type sur la résistance en fatigue des différentes structures élémentaires est de 11 MPa ce qui est de l'ordre de l'écart qu'il y a entre deux classes FAT utilisées pour dimensionner en fatigue à partir de la méthode de la contrainte nominale [Hobbacher, 2015].

Le dimensionnement en fatigue des structures soudées à partir de l'amplitude de cission maximale moyennée dans une sphère de rayon $\rho = 1 \text{ mm}$, d'une géométrie idéalisée du cordon de soudure et d'un comportement élastique linéaire apparaît comme un bon compromis d'un point de vue industriel. Contrairement à la méthode de la contrainte d'entaille équivalente, [Hobbacher, 2015], l'approche proposée ne nécessite pas d'introduire un rayon fictif au niveau des pieds et de la racine de cordon. Cette étape peut s'avérer fastidieuse et chronophage lorsque la géométrie du cordon de soudure devient complexe.

V.2 Validation de la modélisation sur structure complexe

V.2.1 Modélisation

V.2.1.1 Mise en donnée : géométrie, maillage et conditions aux limites

V.2.1.1.1 Géométrie

La géométrie globale de la structure élémentaire complexe est présentée sur la figure II.8. Les plans de définitions sont fournis en annexe G. La géométrie du cordon de soudure est considérée idéalisée comme définie à la figure V.1. Le cordon de soudure le plus sollicité est modélisé à la fois avec une géométrie idéalisée et une géométrie réaliste pour valider les deux identifications du critère de fatigue.

V.2.1.1.2 Maillage

La structure complexe est modélisée avec l’approche à deux échelles exposée au chapitre IV. Les tôles sont maillées avec des éléments finis de type coque du premier ordre, avec une longueur d’arête comprise entre 6 et 8 mm. Les zones soudées sont maillées avec des éléments tétraédriques à 10 nœuds en considérant au minimum 5 éléments dans l’épaisseur. Au niveau du pied de cordon le plus sollicité, le maillage est raffiné tel que :

- géométrie idéalisée : à l’intérieur d’un cylindre de rayon 0,5 mm. La taille des éléments est de l’ordre de 50 μm ;
- géométrie réaliste : le long d’une trajectoire passant par les différents sites dans un rayon au minimum de 0,5 mm. La taille des éléments est de l’ordre de 50 μm .

Le nombre d’éléments coques est de 12004 et le nombre de matrices de raideur équivalente est de 6.

V.2.1.1.3 Conditions aux limites

Les conditions aux limites réelles utilisées sur la structure complexe sont décrites au chapitre II. Elles sont introduites dans la modélisation sous forme simplifiée, en vertu du principe de Saint-Venant. La figure V.25 présente les conditions aux limites et la position où l’effort est appliqué. Les deux pattes inférieures sont raccourcies de 50 mm (hauteur des barres de fixation, voir figure II.24) et considérées encastrees. L’effort est appliqué sur l’arrête des éléments coques sur une hauteur de 30 mm sous la forme d’un effort linéique.

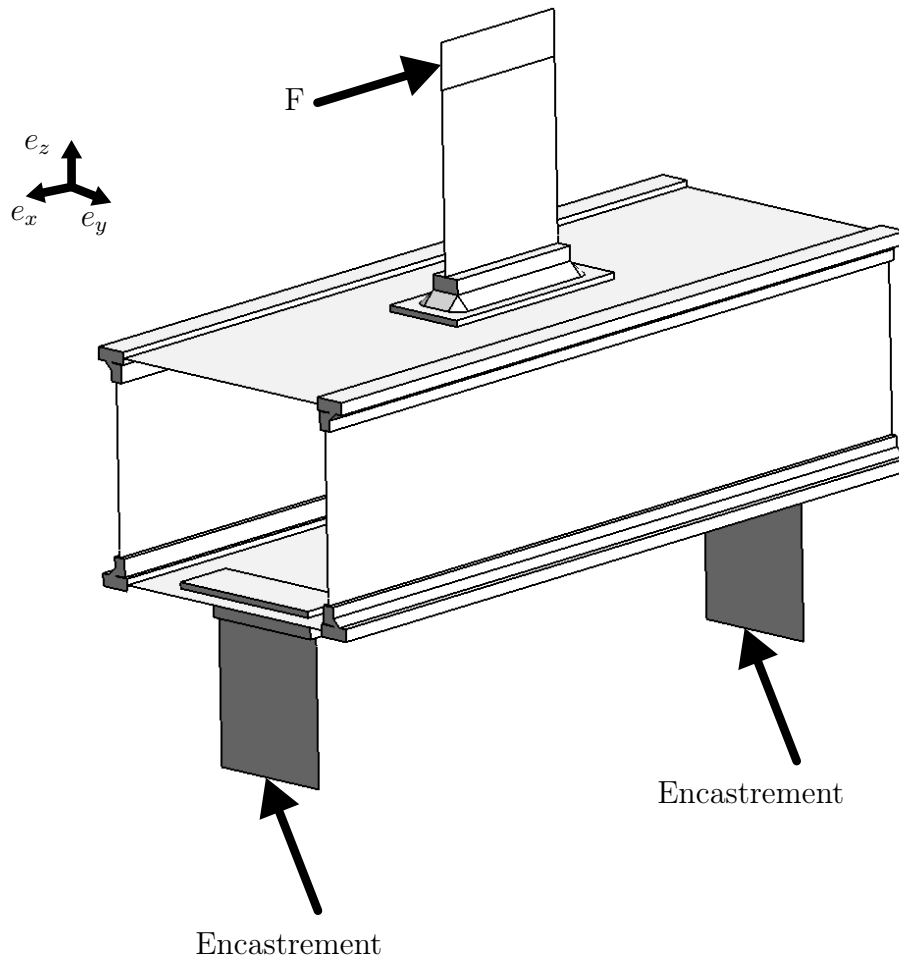


FIGURE V.25: Conditions aux limites appliquées sur la structure complexe

V.2.1.2 Lois de comportement

Une condition nécessaire à la condensation des modèles volumiques en matrices de raideur équivalente tel que présentée au chapitre IV est la linéarité du système. De ce fait uniquement un comportement matériau élastique linéaire peut être envisagé.

Sous l'hypothèse que la déformation plastique ait un effet négligeable sur la raideur globale du système, il est tout de même possible de considérer un comportement élastoplastique pour modéliser un cordon de soudure. Dans un premier temps, les modèles volumiques sont condensés en matrices de raideurs équivalentes en considérant un comportement matériau élastique linéaire. Le modèle global est ensuite résolu en conservant le même comportement matériau. Les déplacements aux nœuds des éléments tétraédriques connectés aux éléments coques d'un sous modèle volumique sont ensuite récupérés et injectés comme conditions aux limites sur le même sous modèle volumique, mais en considérant cette fois-ci un comportement matériau élastoplastique. Un calcul éléments finis est ensuite nécessaire pour calculer le champ de contraintes.

Deux lois de comportement présentées à la section V.1.1.2 sont considérées ici :

- élasticité linéaire isotrope
- élastoplasticité avec un écrouissage isotrope calculé à partir de la loi puissance

V.2.1.3 Critère de fatigue

Le critère de fatigue utilisé est identique à celui présenté à la section V.1.1.3. Il est donc non-local, multiaxial et intègre l'effet de l'écrouissage sur la résistance en fatigue.

V.2.2 Prédiction de la raideur globale de la structure

La modélisation à deux échelles exposée au chapitre IV est validée ici en comparant la raideur de la structure sur le banc d'essai et la raideur calculée numériquement.

La raideur de la structure complexe sur le banc d'essai est estimée en calculant le ratio entre l'effort appliqué et le déplacement résultant mesuré respectivement par la cellule d'effort et par le capteur de déplacement du vérin. Bien que la structure complexe soit sollicitée macroscopiquement dans le domaine élastique, la relation entre ces deux grandeurs n'est pas parfaitement linéaire sur toute la plage de chargement. Les signaux de déplacement et d'effort sont enregistrés pour différents niveaux sur une plage allant de 1 kN à 9 kN et la raideur moyenne est ensuite estimée par régression linéaire, voir figure V.26.

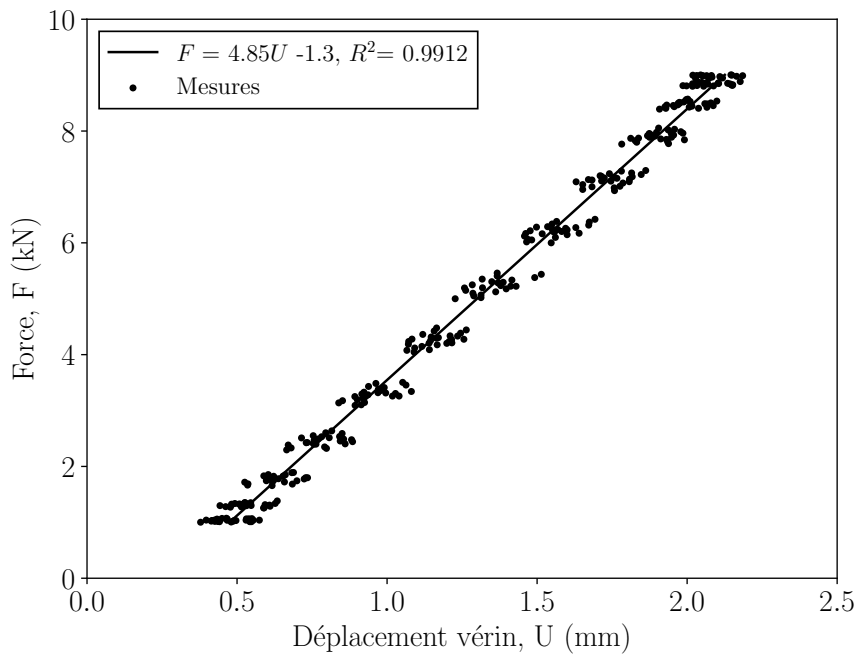


FIGURE V.26: Estimation de la raideur de la structure complexe par régression linéaire à partir des mesures de déplacement du vérin et d'effort sur plusieurs cycles de chargement, sur une plage d'effort allant de 1 kN à 9 kN.

La raideur de la structure complexe modélisée avec l'approche à deux échelles est estimée en calculant le déplacement moyen sur la ligne où un effort unitaire est appliqué, voir figure V.25. La raideur calculée est de 4.97 kN mm^{-1} . L'écart relatif par rapport à la raideur estimée sur le banc d'essai est de 2,5 %, ce qui est raisonnable et valide le fait que la modélisation à deux échelles mise en place est adaptée pour modéliser en raideur les structures soudées de géométries complexes.

V.2.3 Prédiction de la durée de vie

La phase d'identification du critère de fatigue a mis en évidence deux manières de considérer le dimensionnement en fatigue des structures soudées selon que le comportement matériau est considéré élastique linéaire ou élastoplastique. La résistance en fatigue des structures complexes est estimée selon les deux approches et la position du site d'amorçage au sens du critère est donnée. Expérimentalement, les fissures de fatigue s'amorcent au niveau du pied de cordon de soudure entre la patte supérieure et le caisson, voir figure V.27.

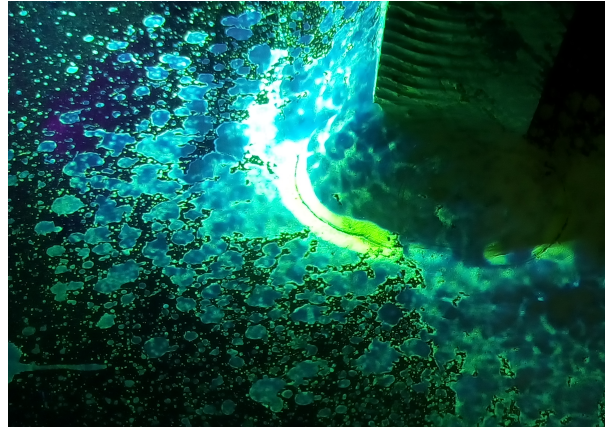


FIGURE V.27: Zone d'amorçage de la fissure de fatigue sur la structure complexe.

V.2.3.1 Comportement élastique linéaire

La position du site d'amorçage de la fissure de fatigue identifiée avec le critère de fatigue est donnée sur la figure V.28.

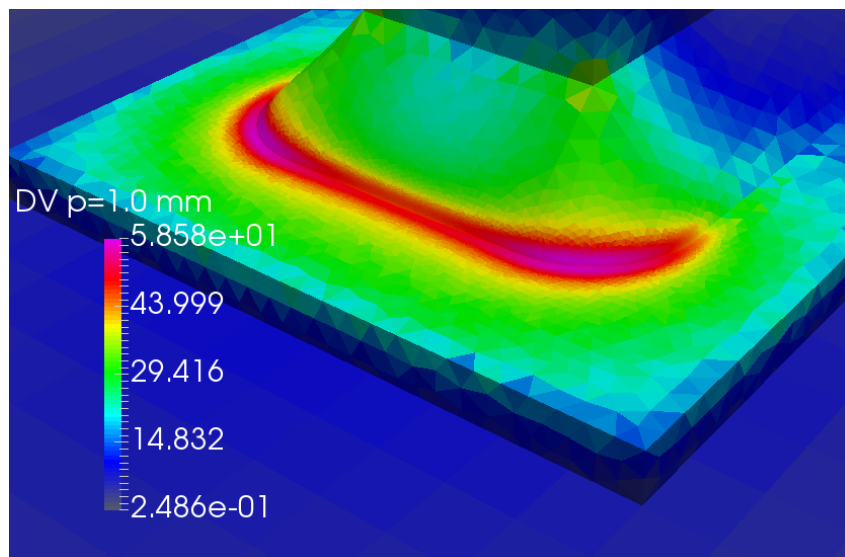


FIGURE V.28: Cartographie du critère de Dang Van pour $\rho = 1$ mm et $\alpha = 0$. La valeur maximale du critère de Dang Van se situe au niveau du pied de cordon.

La prédiction du critère est en accord avec les observations expérimentales. La figure V.31 donne la résistance en fatigue à 10^6 cycles de la structure complexe dans le diagramme de Dang Van par rapport aux différentes structures élémentaires.

Au sens strict, le critère de fatigue est non conservatif, il ne prévoit pas la rupture de la structure complexe à 10^6 cycles pour l'effort appliqué. L'écart entre la résistance en fatigue moyenne donné par le critère et la résistance en fatigue calculée sur la structure complexe est de 11 MPa, ce qui correspond à un écart type. Ce résultat valide l'identification du critère de fatigue à partir d'une modélisation idéalisée du cordon de soudure et d'un comportement élastique linéaire.

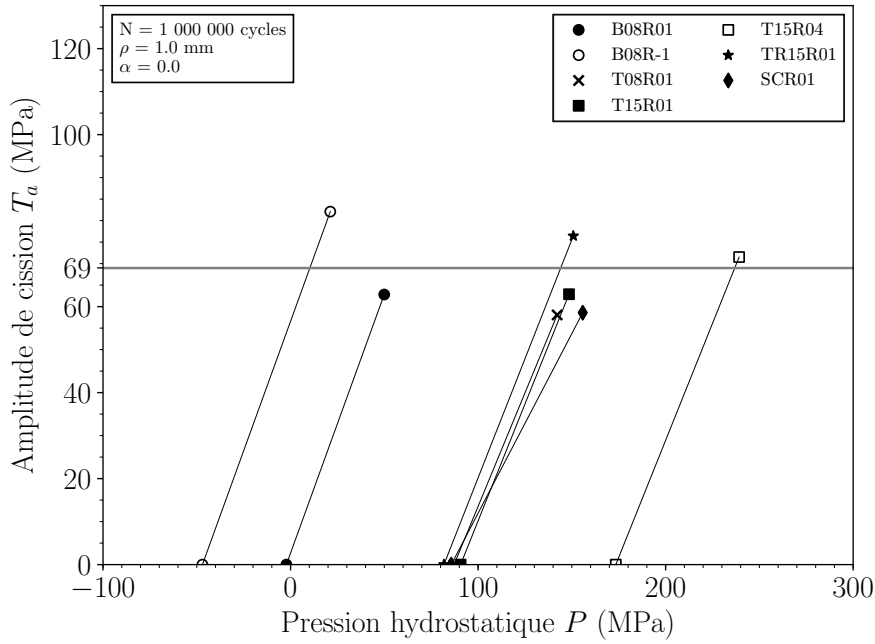


FIGURE V.29: Résistance en fatigue à $N = 10^6$ cycles de la structure complexe présentée dans le diagramme de Dang Van avec les autres structures élémentaires. Modélisation idéalisée du cordon de soudure et comportement élastique linéaire.

V.2.3.2 Comportement élastoplastique

La position de la zone d'amorçage des fissures de fatigue observée expérimentalement et la position du site d'amorçage identifiée avec le critère de fatigue à partir de la modélisation élastique linéaire montrent que le cordon de soudure reliant le caisson à la patte supérieure est le plus critique en ce qui concerne la résistance à la fatigue. La procédure décrite à la section V.2.1.2 pour considérer un comportement élastoplastique est appliquée uniquement sur ce cordon. Cela revient à faire l'hypothèse que la position des sites d'amorçage des fissures de fatigue ne dépend pas du comportement matériau considéré ni de la géométrie locale. Cette hypothèse est difficilement justifiable. Elle est cependant considérée ici pour trois raisons :

- la détection de fissures par ressuage lors des essais de fatigue sur structures complexes a permis d'identifier des sites d'amorçage uniquement au niveau du pied de cordon entre le caisson et la patte supérieure ;
- les mesures de topographie de surface et l'insertion dans le modèle CAO sont des étapes chronophages ;

— le temps de calcul associé aux modèles élastoplastiques est important.

La position du site d'amorçage de la fissure de fatigue identifiée avec le critère de fatigue est donnée sur la figure V.30. La position calculée est en accord avec les observations expérimentales.

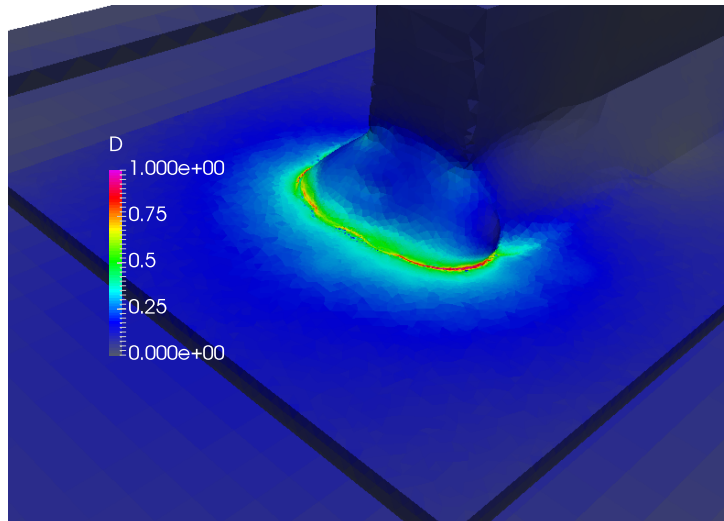


FIGURE V.30: Cartographie du coefficient de danger sur la structure complexe pour $\rho = 0,1$ mm, $\alpha = 0,2$, $\psi = 1,34$ et $\beta_0 = 165$ MPa. La valeur maximale du coefficient de danger se situe au niveau du pied de cordon de soudure.

La figure V.31 donne la résistance en fatigue à 10^6 cycles de la structure complexe dans le diagramme de Dang Van par rapport aux différentes structures élémentaires. L'écart entre la résistance en fatigue prédite par le critère et la valeur calculée sur la structure complexe est de 1 MPa. Ce résultat valide l'identification du critère de fatigue à partir d'une modélisation réaliste du cordon de soudure et d'un comportement élastoplastique avec écrouissage isotrope. La prise en compte des paramètres géométrique et matériau permet d'améliorer le niveau de prédiction du critère par rapport à la modélisation considérée précédemment.

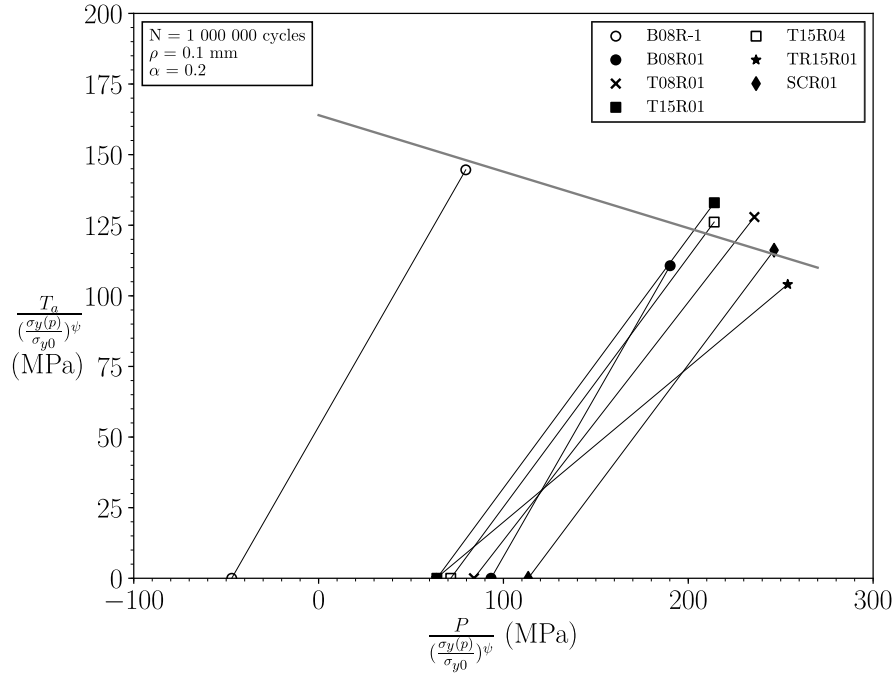


FIGURE V.31: Résistance en fatigue à $N = 10^6$ cycles de la structure complexe présentée dans le diagramme de Dang Van avec les autres structures élémentaires. Modélisation réaliste du cordon de soudure et comportement élastoplastique avec écrouissage isotrope.

V.3 Conclusions

Le présent chapitre a eu pour objectifs : (i) de valider la capacité de l'approche à deux échelles à estimer la raideur de la structure complexe ; (ii) de déterminer les principaux facteurs influençant la résistance en fatigue des structures soudées et de les prendre en compte dans un critère de fatigue ; (iii) d'estimer ensuite la résistance en fatigue de la structure complexe.

La confrontation essais-calculs montre un écart de 2,5 % sur la raideur de la structure complexe, ce qui permet de valider l'approche à deux échelles proposée pour évaluer la raideur des assemblages soudés.

La considération à la fois de la géométrie locale au niveau des pieds et de la racine du cordon de soudure et du comportement élastoplastique du matériau permet de mieux appréhender l'effet du rapport de charge sur la résistance en fatigue des structures soudées. L'effet de la plasticité sur le champ de contraintes résiduelles local et de l'écrouissage sur l'augmentation de la résistance en fatigue du matériau apparaissent comme les principales explications. L'utilisation d'une loi de comportement plus réaliste est l'étape suivante pour valider les hypothèses considérées dans cette étude.

L'étape d'identification a aussi montré que pour un rayon de moyenne plus élevé $\rho = 1,0$ mm, le critère de fatigue calculé à partir d'une modélisation idéalisée du cordon de soudure et un comportement élastique linéaire permet d'estimer la résistance en fatigue à 10^6 cycles des structures complexes avec un niveau d'erreur acceptable, ce qui est intéressant d'un point de vue industriel. Le critère est alors indépendant de la contrainte hydrostatique et s'écrit :

$$\Sigma_{DV}(\mathbf{x}) = T_a(\mathbf{x}) \leq \beta, \quad (\text{V.25})$$

avec un rayon de moyenne $\rho = 1,0$ mm et $\beta = 69$ MPa.

Conclusion générale et perspectives

Conclusion générale

Les travaux menés dans cette étude sont consacrés au dimensionnement à la fatigue à grand nombre de cycles des structures soudées représentatives des engins de maintenance Manitou. L'objectif étant de proposer un modèle permettant de prédire l'amorçage de fissures de fatigue sur des structures soudées de grandes dimensions. La fatigue des matériaux étant un phénomène local, l'approche mise en place considère la géométrie, le comportement matériau et les champs mécaniques locaux au niveau du cordon de soudure tout en étant adaptée au contexte industriel.

Les zones d'amorçage des fissures de fatigue étant caractérisées par : (i) des singularités géométriques importantes ; (ii) une microstructure et un comportement matériau hétérogène ; (iii) la présence d'un champ de contraintes résiduelles important, l'influence de ces différents paramètres a été discutée. La forte dépendance de ces facteurs au procédé de fabrication utilisé justifie la réalisation d'une campagne expérimentale conséquente pour caractériser la résistance à la fatigue des structures Manitou.

La prise en compte de ces différents facteurs, dans le dimensionnement des structures de grandes dimensions, est cependant difficile dans un contexte industriel et se traduit souvent par l'utilisation de méthodes structurales. De fortes hypothèses sont alors considérées pour modéliser la géométrie du cordon de soudure.

La constitution d'une base de données d'essais de fatigue représentatifs des structures Manitou nécessite de définir des structures élémentaires représentatives ainsi qu'un protocole de fabrication similaire à celui utilisé en production. Cinq structures élémentaires et une structure complexe sont fabriquées en acier S355MC avec différentes épaisseurs de tôles puis testées en fatigue. Le critère d'arrêt mis en place correspondant à une perte de raideur de 0,5 % permet d'observer des fissures de longueur en surface en accord avec les standards Manitou.

La résistance à la fatigue des structures soudées bout à bout et té est globalement en bon accord avec des résultats d'essais d'autres études de la littérature et valide le protocole de fabrication mis en place. La comparaison des différents résultats d'essais obtenus met en évidence l'influence de la sollicitation appliquée et de la géométrie des structures sur la résistance à la fatigue. Les résultats d'essais sur les structures té 8 symétrique $R = 0,1$ et té 15 symétrique $R = 0,1$ montrent aussi clairement l'effet du gradient de contrainte locale.

La résistance en fatigue des structures té 15 symétrique est insensible aux rapports de charge considérés $R = 0,1$, $R = 0,4$. Les mesures de microdureté réalisées, après essais de fatigue, au niveau du pied de cordon le plus sollicité traduisent un écrouissage local du matériau, sur les structures té 8 symétrique $R = 0,1$. De ce fait, le comportement élastoplastique du matériau doit être considéré pour évaluer l'influence de la plastification locale sur la résistance à la fatigue.

Une approche multiéchelle est proposée pour accéder au champ de contraintes local au niveau du cordon de soudure à partir d'une modélisation globale composée uniquement

d'éléments finis de type coque. Le principe consiste dans un premier temps à identifier puis modéliser les cordons de soudure avec des éléments volumiques et une rangée d'éléments coques. Ensuite, ces modèles locaux sont condensés indépendamment en matrices de raideurs équivalentes. Dans un second temps, les tôles de la structure globale sont modélisées entièrement avec des éléments finis de type coque. Ensuite, les matrices de raideurs équivalentes sont introduites dans le modèle global pour modéliser la raideur des cordons de soudure. Cette opération ne rajoute pas de degrés de liberté dans le modèle. Pour finir, après avoir réalisé un calcul élément finis sur le modèle global, une dernière étape de restitution permet d'accéder au champ de contrainte au niveau des cordons de soudure. La confrontation de l'approche proposée à différentes méthodes de modélisation montre le potentiel de l'approche proposée à estimer : (i) la raideur globale des structures ; (ii) le champ de contrainte local au niveau du cordon.

Le dimensionnement à la fatigue des structures élémentaires étudiées nécessite la mise en place d'une modélisation du cordon de soudure et d'un critère de fatigue adapté. Les différentes études bibliographiques présentées et les résultats d'essais obtenus conduisent à considérer les influences : (i) de la géométrie réaliste du cordon de soudure ; (ii) du gradient et de la multiaxialité du champ de contraintes ; (iii) du comportement élastoplastique du matériau ; (iv) du champ de contraintes résiduelles. Deux géométries et trois comportements matériau sont considérés pour évaluer leurs niveaux d'influences sur la résistance à la fatigue à 10^6 cycles. Les différentes simulations réalisées montrent le couplage fort entre le comportement matériau et la géométrie locale du cordon de soudure. Localement sur certaines structures, en fonction de la géométrie et du chargement appliqué, une plastification locale se produit et conduit à : (i) une évolution du champ de contrainte résiduelle locale ; (ii) une augmentation de la résistance à la fatigue du matériau conséquence de l'écrouissage. Par conséquent, le rapport de charge appliqué peut être différent du rapport de charge local au niveau des zones chaudes. De plus, le matériau a localement une résistance à la fatigue différente sur chaque structure élémentaire en fonction de la sollicitation appliquée. Ces différents résultats permettent d'illustrer l'effet plus ou moins marqué du rapport de charge classiquement observé sur la résistance à la fatigue des structures soudées.

Les résultats montrent aussi que la prise en compte du gradient de contrainte, associé uniquement à la géométrie globale du pied ou de la racine du cordon, permet d'estimer, avec une précision acceptable, la résistance à la fatigue des différentes structures élémentaires. Dans ce cas une géométrie idéalisée du cordon et un comportement élastique linéaire peuvent être considérés, ce qui est intéressant d'un point de vue industriel.

L'approche multiéchelle proposée et les critères de fatigue proposés sont validés à partir des résultats d'essais obtenus sur la structure complexe. L'approche proposée permet d'estimer la raideur globale de la structure à moins de 3 % ce qui est tout à fait acceptable. Le niveau de prédiction sur la résistance à la fatigue à 10^6 cycles est de l'ordre de 15 % lorsqu'une géométrie idéalisée du cordon et un comportement élastique linéaire sont considérés ce qui est aussi acceptable d'un point de vue industriel, en vue des simplifications réalisées.

Perspectives

Les résultats obtenus lors de ces travaux de recherche ouvrent des perspectives à la fois industrielles et scientifiques.

D'un point de vue industriel les différents essais réalisés permettent d'avoir une première vision globale de la résistance à la fatigue des structures soudées fabriquées par Manitou. Des essais de fatigue complémentaires sont cependant nécessaires. Il serait intéressant de réaliser :

- des essais sur des structures de type gousset soudées manuellement pour vérifier si la faible résistance à la fatigue observée sur ces structures est représentative des liaisons gousset réalisées en production. Des essais complémentaires sur des structures té asymétrique seraient aussi nécessaires avec différents rapports de charge pour vérifier si l'effet observé en pied de cordon est similaire au niveau de la racine.
- des essais sur d'autres assemblages soudés notamment de type flexion/torsion d'un tube soudé sur une plaque, représentatif de la connexion entre le châssis et la flèche. Il faudrait ensuite vérifier le niveau de prédiction du modèle sur le plan de la raideur et du comportement en fatigue.
- le châssis pouvant être soumis à des sollicitations déphasées dans certaines applications, par exemple le roulage tout terrain avec une charge au niveau de l'accessoire, il serait intéressant d'évaluer l'influence de ce type de sollicitation sur la résistance à la fatigue et les conséquences sur le critère de fatigue ;
- certaines pièces de la structure sont moulées (tête de flèche sur certains modèles) et assemblées par soudage à des tôles laminées. Il serait intéressant de vérifier si ces liaisons soudées ont un comportement en fatigue similaire à ceux observés dans cette étude.

L'application de la modélisation multiéchelle proposée, dans un cadre industriel, est à ce stade possible sur la majorité des connexions soudées, mais il reste quelques points à développer pour modéliser entièrement un châssis. La modélisation des cordons de soudure courbes nécessite de généraliser les équations de connexion entre les éléments volumiques et les éléments coques. En effet dans ce cas, la face de connexion des éléments volumiques n'est plus plane, mais courbe. L'utilisation d'éléments coque quadratiques pourrait être une solution. Un autre problème concerne les cordons de soudure longs. Dans ce cas, le nombre de degrés de liberté associés aux matrices de raideurs équivalent peut être supérieur à quelques millions ce qui peut poser problème en fonction des ressources informatiques disponibles. Une possibilité serait de découper les cordons en plusieurs tranches et de généraliser la condensation aux degrés de liberté des éléments volumiques appartenant aux faces de coupes.

D'un point de vue scientifique, les résultats obtenus ouvrent des perspectives à la fois sur la modélisation multiéchelle des structures et sur le comportement en fatigue de la zone soudée.

La prise en compte de topographies de surface pour modéliser la géométrie réaliste du cordon de soudure conduit à des calculs lourds en temps CPU, ce qui réduit leurs utilisations à des structures élémentaires. Une possibilité serait de poursuivre les travaux de Zerbst *et al.* [2019]. Il définit la géométrie du cordon de soudure à partir de plusieurs paramètres et leur associe des fonctions de probabilité. Il serait alors intéressant de considérer une matrice de raideur équivalente paramétrique évitant ainsi l'utilisation de topographie de

surface. L'utilisation de méthodes de réduction de modèle comme la Proper Generalized Decomposition par exemple pourrait être utilisée [Nasri *et al.*, 2015]. La prise en compte d'un comportement élastoplastique dans ce cas serait un verrou scientifique important.

Les différentes modélisations élastoplastiques donnent de premières indications intéressantes sur l'influence de la plasticité en pied et en racine de cordon sur la résistance à la fatigue. L'étape suivante serait de valider ces conclusions en considérant une loi de comportement plus représentative du matériau en pied de cordon. L'identification d'une loi de comportement à partir d'une zone affectée thermiquement et la prise en compte du comportement hétérogène du matériau à partir de mesures de microdureté dans toute la zone soudée [Erny, 2010] seraient une piste intéressante. Pour aller plus loin et étudier très localement le rôle de l'interface entre la zone affectée thermiquement et la zone fondue, sur la résistance à la fatigue, une modélisation polycristalline du pied de cordon pourrait être envisagée. L'influence des hétérogénéités microstructurales, des propriétés matériau et des champs mécaniques locaux sur l'amorçage de fissures de fatigue serait intéressante à étudier [Yuan *et al.*, 2018]. La caractérisation des propriétés mécaniques au niveau du pied de cordon et l'analyse des contraintes résiduelles étant très complexe sur ces structures, une description probabiliste de certaines variables puis une étude statistique pourrait être envisagée.

Les travaux de Masumoto *et al.* [1982] sur l'étude d'une prédéformation initiale sur la résistance à la fatigue des structures soudées nécessiteraient une étude complémentaire. Tout particulièrement, il serait intéressant de déterminer le seuil à partir duquel l'effet d'une surcharge devient néfaste pour la résistance à la fatigue et évaluer le niveau de pression hydrostatique résiduelle et le taux d'écrouissage du matériau dans ce cas.

Références Bibliographiques

- C. ALBUQUERQUE, A. L.L. SILVA, A.M.P. DE JESUS et R. CALÇADA : An efficient methodology for fatigue damage assessment of bridge details using modal superposition of stress intensity factors. *International Journal of Fatigue*, 81:61–77, 2015. ISSN 0142-1123. URL <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S014211231500211X>.
- P. R. AMESTOY, I. S. DUFF, J. KOSTER et J.Y. L'EXCELLENT : A fully asynchronous multifrontal solver using distributed dynamic scheduling. *SIAM Journal on Matrix Analysis and Applications*, 23(1):15–41, 2001.
- ASTM E739-10. Practice for statistical analysis of linear or linearized stress-life (s-n) and strain-life (ϵ -n) fatigue data. Standard, ASTM International, West Conshohocken, PA, 2015.
- Z. BARSOUM et B. JONSSON : Influence of weld quality on the fatigue strength in seam welds. *Engineering Failure Analysis*, 18(3):971 – 979, 2011. ISSN 1350-6307.
- J. BAUMGARTNER et T. BRUDER : Influence of weld geometry and residual stresses on the fatigue strength of longitudinal stiffeners. *Welding in the World*, 57(6):841–855, Nov 2013. ISSN 1878-6669.
- S. BERGE : On the effect of plate thickness in fatigue of welds. *Engineering Fracture Mechanics*, 21(2):423–435, 1985. ISSN 0013-7944. URL <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/001379448590030X>.
- L. BERTINI, A. CERA et F. FRENDI : Experimental investigation of the fatigue resistance of pipe-to-plate welded connections under bending, torsion and mixed mode loading. *International Journal of Fatigue*, 68:178–185, 2014. ISSN 0142-1123.
- A.-S. BILAT : *Estimation du risque de rupture fragile de soudures de pipelines en aciers à haut grade : caractérisation et modélisation*. Theses, École Nationale Supérieure des Mines de Paris, juin 2007. URL <https://pastel.archives-ouvertes.fr/tel-00186517>.
- A. S. BILAT, A. F. GOURGUES-LORENZON et A. BESSON, J. and Pineau : Brittle fracture in heat-affected zones of girth welds of modern line pipe steel (x100). In E. E. GDOUTOS, éditeur : *Fracture of Nano and Engineering Materials and Structures*, pages 109–110, Dordrecht, 2006. Springer Netherlands.
- S. BUDANO, M. KUPPERS, H. KAUFMANN, A. MEIZOSO et C. DAVIES : Application of high-strength steel plates to welded deck components for ships and bridges subjected to medium/high service loads. *Europace*, 2007.
- A. CALLENS et A. BIGNONNET : Fatigue design of welded bicycle frames using a multiaxial criterion. *Procedia Engineering*, 34:640 – 645, 2012. ISSN 1877-7058. ENGINEERING OF SPORT CONFERENCE 2012.
- M.D. CHAPETTI et L.F. JAUREGUIZAHAR : Estimating the fatigue behaviour of welded joints. *Procedia Engineering*, 10:959 – 964, 2011. ISSN 1877-7058. URL <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S1877705811003468>. 11th International Conference on the Mechanical Behavior of Materials (ICM11).

- S. CHAUDHURI, J. CRUMP, P. A. S. REED et B. G. MELLOR : High-resolution 3d weld toe stress analysis and acpd method for weld toe fatigue crack initiation. *Welding in the World*, 63(6):1787–1800, Nov 2019. ISSN 1878-6669.
- S.-H. CHO et J.-W. KIM : Analysis of residual stress in carbon steel weldment incorporating phase transformations. *Science and Technology of Welding and Joining*, 7(4):212–216, 2002.
- P. CIGNONI, M. CALLIERI, M. and Corsini, M. DELLEPIANE, F. GANOVELLI et G. RANZUGLIA : MeshLab : an Open-Source Mesh Processing Tool. In Vittorio SCARANO, Rosario De CHIARA et Ugo ERRA, éditeurs : *Eurographics Italian Chapter Conference*. The Eurographics Association, 2008. ISBN 978-3-905673-68-5.
- AWS D1 Structural Welding COMMITTEE : *Guide for Strengthening and Repairing Existing Structures*. AWS D1.7/D1.7M :2010. American Welding Society (AWS), 1st edition édition, 2009. ISBN 978-1-61344-504-4, 978-0-470-74602-8, 978-0-87171-761-0.
- F. DAL CERO COEHLO : *Fatigue Life Assessment of Welded Joints*. Theses, ISAE-ENSMA Ecole Nationale Supérieure de Mécanique et d’Aérotechnique - Poitiers, 2014. URL <https://tel.archives-ouvertes.fr/tel-01127338>.
- K. DANG VAN : *Sur la résistance à la fatigue des métaux*. Thèse de doctorat, 1973.
- K DANG VAN, A. BIGNONNET, J.L. FAYARD et J.J. JANOSCH : Assessment of welded structures by a local multiaxial fatigue approach. 24:369 – 376, 2001.
- R. DANTAS : *Fatigue life estimation of steel half-pipes bolted connections for onshore wind towers applications*. Thèse de doctorat, Faculty of Engineering, University of Porto, 2019.
- R. DANTAS, J. CORREIA, G. LESIUK, D. ROZUMEK, S.-P. ZHU, A. DE JESUS, L. SUSMEL et F. BERTO : Evaluation of multiaxial high-cycle fatigue criteria under proportional loading for s355 steel. *Engineering Failure Analysis*, 120:105037, 2021. ISSN 1350-6307.
- P. DAVOLI, A. BERNASCONI, F. MAURO, S. FOLETTI et I. PAPADOPOULOS : Independence of the torsional fatigue limit upon a mean shear stress. *International Journal of Fatigue*, 25:471–480, 06 2003.
- A. DEPERROIS : *Sur le calcul de limites d’endurance des aciers*. Thèse de doctorat, Ecole Polytechnique, 1991.
- P. DONG : A structural stress definition and numerical implementation for fatigue analysis of welded joints. *International Journal of Fatigue*, 23(10):865 – 876, 2001. ISSN 0142-1123.
- W. DOU, L. ZHANG, G. CHEN et S. STICHEL : A boundary-condition-transfer method for shell-to-solid submodeling and its application in high-speed trains. *International Journal of Mechanical Sciences*, 177:105542, 2020. ISSN 0020-7403.
- C. ERNY : *Prévision de l’amorçage de fissures de fatigue dans des assemblages soudés pour applications navales*. Thèse de doctorat, 2010. URL <http://www.theses.fr/2010BRES2043>. 2010BRES2043.

- C. ERNY, D. THEVENET, J.-Y. COGNARD et M. KORNER : Fatigue life prediction of welded ship details. *Marine Structures*, 25(1):13–32, 2012. ISSN 0951-8339.
- C. ERNY, D. THEVENET, J.Y. COGNARD et M. KORNER : Fatigue assessment of naval welded assemblies. *Procedia Engineering*, 2(1):603–612, 2010. ISSN 1877-7058. URL <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S1877705810000664>. Fatigue 2010.
- J. D. ESHELBY : The determination of the elastic field of an ellipsoidal inclusion, and related problems. *Proceedings of the Royal Society of London Series A*, 241(1226):376–396, aug 1957.
- EUROCODE 3. Calcul des structures en acier. Eurocode, 1993.
- M. FARAJIAN, T. NITSCHKE-PAGEL et K. DILGER : Mechanisms of residual stress relaxation and redistribution in welded high-strength steel specimens under mechanical loading. *Welding in the World*, 54(11):R366–R374, Nov 2010.
- J.L. FAYARD : *Dimensionnement a la fatigue polycyclique de structures soudees*. Thèse de doctorat, Sciences appliquées. Physique Palaiseau, Ecole polytechnique 1996, 1996. URL <http://www.theses.fr/1996EPXXA040>. Thèse de doctorat dirigée par Dang Van, Ky.
- J.L. FAYARD, A. BIGNONNET et K. DANG VAN : Fatigue design criterion for welded structures. *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures*, 19(6):723–729, 1996.
- W. N. FINDLEY : A Theory for the Effect of Mean Stress on Fatigue of Metals Under Combined Torsion and Axial Load or Bending. *Journal of Engineering for Industry*, 81(4):301–305, 11 1959. ISSN 0022-0817. URL <https://doi.org/10.1115/1.4008327>.
- C. FISCHER et W. FRICKE : Consideration of stress gradient effects for complex structures in local fatigue approaches. 03 2015.
- C. FISCHER, W. FRICKE et C. M. RIZZO : Fatigue tests of notched specimens made from butt joints at steel. *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures*, 39(12):1526–1541, 2016.
- J. FISHER : Fatigue strength of welded steel beam details and design considerations, summary, january 1972 (72-5). 01 1972.
- J. FISHER, P. ALBRECHT, B. T. YEN, D. J. KLINGERMAN et B. MCNAMEE : Fatigue strength of steel beams with welded stiffeners and attachments. *NCHRP Report*, 1974.
- W. FRICKE : Recommended hot-spot analysis procedure for structural details of ships and fpsos based on round-robin fe analyses. *International Journal of Offshore and Polar Engineering*, 01 2002.
- W. FRICKE, A. KAHL et H. PAETZOLD : Fatigue assessment of root cracking of fillet welds subject to throat bending using the structural stress approach. *Welding in the World*, 50(7):64–74, Jul 2006. ISSN 1878-6669.
- N. FRIEDRICH : Experimental investigation on the influence of welding residual stresses on fatigue for two different weld geometries. *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures*, 43(11):2715–2730, 2020.

- H. GADOUINI, Y. NADOT et C. REBOURS : Influence of mean stress on the multiaxial fatigue behaviour of defective materials. *International Journal of Fatigue*, 30(9):1623–1633, 2008. ISSN 0142-1123. URL <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0142112307003222>.
- B. GERIN, E. PESSARD, F. MOREL, C. VERDU et A. MARY : Beneficial effect of prestrain due to cold extrusion on the multiaxial fatigue strength of a 27mncr5 steel. *International Journal of Fatigue*, 92:345–359, 2016. ISSN 0142-1123. URL <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S014211231630216X>.
- C. GEUZAIN et J.F. REMACLE : Gmsh : A 3-d finite element mesh generator with built-in pre- and post-processing facilities. *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, 79(11):1309–1331, 2009.
- L. GIRAUD, C. POUVREAU, F. JOSSE, W. BERCKMANS, F. LEFEBVRE, C. CARRILLO et E. FEULVARCH : A multi-phase linear kinematic elastoplastic model for the haz of welded s355j2 steel under low-cycle fatigue. *Comptes Rendus. Mécanique*, 348(3):175–190, 2020a.
- L. GIRAUD, C. POUVREAU, F. JOSSE, W. BERCKMANS, F. LEFEBVRE, C. CARRILLO et E. FEULVARCH : A multi-phase linear kinematic elastoplastic model for the haz of welded s355j2 steel under low-cycle fatigue. *Comptes Rendus. Mécanique*, 348(3):175–190, 2020b.
- Y. GORASH et D. MACKENZIE : On cyclic yield strength in definition of limits for characterisation of fatigue and creep behaviour. *Open Engineering*, 7(1):126–140, 2017.
- Y.H. GUO, Li LIN, Donghui ZHANG, Lili LIU et M.K. LEI : Microstructure and mechanical properties of heat-affected zone of repeated welding aisi 304n austenitic stainless steel by gleeble simulator. *Metals*, 8(10), 2018. ISSN 2075-4701.
- E. HARATI, L. KARLSSON, L.E. SVENSSON et K. DALAEI : The relative effects of residual stresses and weld toe geometry on fatigue life of weldments. *International Journal of Fatigue*, 77:160 – 165, 2015. ISSN 0142-1123. URL <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0142112315001036>.
- J. HENSEL : Mean stress correction in fatigue design under consideration of welding residual stress. *Welding in the World*, 64(3):535–544, Mar 2020. ISSN 1878-6669.
- K. HENTSCHEL, P. BERGER, K. ROSSLER et M. SCHMIDT : Weld geometry as a factor controlling the fatigue strength of butt welded joints. *Welding International*, 4(6):494–499, 1990.
- A. HOBACHER : Recommendations for fatigue design of welded joints and components (second edition). Rapport technique, International institute of welding, 2015.
- Iso 5817. Soudage — assemblages en acier, nickel, titane et leurs alliages soudés par fusion (soudage par faisceau exclu) — niveaux de qualité par rapport aux défauts. Iso, 2014.
- D. JEDDI et H. P. LIEURADE : Effect of retained austenite on high cycle fatigue behavior of carburized 14nicr11 steel. *Procedia Engineering*, 2(1):1927–1936, 2010. ISSN 1877-7058. Fatigue 2010.

- J. K. JUNG, P. THAI-HOAN et K. SEUNG-EOCK : Instrumented indentation testing and fe analysis for investigation of mechanical properties in structural steel weld zone. *International Journal of Mechanical Sciences*, 103:265 – 274, 2015. ISSN 0020-7403.
- M. KAFFENBERGER et M. VORMWALD : Considering size effects in the notch stress concept for fatigue assessment of welded joints. *Computational Materials Science*, 64:71 – 78, 2012. ISSN 0927-0256.
- M. KANG, Y. AONO et H. NOGUCHI : Effect of prestrain on and prediction of fatigue limit in carbon steel. *International Journal of Fatigue*, 29(9):1855–1862, 2007. ISSN 0142-1123. URL <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0142112307000424>. Fatigue Damage of Structural Materials VI.
- M. KARGE : Improvements in the fatigue assessment of large welded structures using the nominal stress approach. In *SAE Technical Paper*, 2012. URL <https://doi.org/10.4271/2012-01-1910>.
- M. KASSNER : Fatigue strength analysis of a welded railway vehicle structure by different methods. *International Journal of Fatigue*, 34(1):103–111, 2012. ISSN 0142-1123. URL <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0142112311000375>. Modern Local Design Concepts for the Fatigue Assessment of Welded Structures – Industrial Applications.
- J. KLASSEN, N. FRIEDRICH, W. FRICKE, T. NITSCHKE-PAGEL et K. DILGER : Influence of residual stresses on fatigue strength of large-scale welded assembly joints. *Welding in the World*, 61(2):361–374, Mar 2017. ISSN 1878-6669.
- P. KUCHARCZYK, M. MADIA, U. ZERBST, B. SCHORK, P. GERWIEN et S. MÜNSTERMANN : Fracture-mechanics based prediction of the fatigue strength of weldments. material aspects. *Engineering Fracture Mechanics*, 198:79 – 102, 2018.
- B. KURSTEN et R. GAGGIANO : Scc susceptibility of carbon steel radioactive waste packages exposed to concrete porewater solutions under anoxic conditions. *Corrosion Engineering, Science and Technology*, 52:90–94, 04 2017.
- M. LADINEK, A. NIEDERWANGER et R. LANG : An individual fatigue assessment approach considering real notch strains and local hardness applied to welded joints. *Journal of Constructional Steel Research*, 148:314 – 325, 2018. ISSN 0143-974X. URL <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0143974X18301834>.
- N. LAUTROU : *Amorçage de fissure de fatigue dans un joint soudé de type naval : étude expérimentale et numérique*. Thèse de doctorat, 2007. URL <http://www.theses.fr/2007BRES2051>.
- N. LAUTROU, D. THEVENET et J.-Y. COGNARD : Fatigue crack initiation life estimation in a steel welded joint by the use of a two-scale damage model. *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures*, 32(5):403–417, 2009.
- F. V. LAWRENCE, N. J. HO et P. K. MAZUMDAR : Predicting the fatigue resistance of welds. *Annual Review of Materials Science*, 11(1):401–425, 1981.

- D. LEBAILLIF : *Crack growth in welded structures submitted to fatigue complex loading*. Theses, Université Blaise Pascal - Clermont-Ferrand II, 2006. URL <https://tel.archives-ouvertes.fr/tel-00695047>.
- C.H. LEE, K.H. CHANG, G.C. JANG et C.Y. LEE : Effect of weld geometry on the fatigue life of non-load-carrying fillet welded cruciform joints. *Engineering Failure Analysis*, 16 (3):849–855, 2009. ISSN 1350-6307.
- H. P. LIEURADE, I. HUTHER et F. LEFEBVRE : Effect of weld quality and postweld improvement techniques on the fatigue resistance of extra high strength steels. *Welding in the World*, 52(7):106–115, Jul 2008. ISSN 1878-6669.
- Y.C. LIN et K.H. LEE : Effect of welding parameters on the residual stress by the parallel heat welding. *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, 71(2):197–202, 1997. ISSN 0308-0161.
- Z. LIU, Y. KOBAYASHI, M. YIN, F. Kuwabara et K. NAGAI : Nucleation of acicular ferrite on sulfide inclusion during rapid solidification of low carbon steel. *Isij International - ISIJ INT*, 47:1781–1788, 01 2007.
- P. LIVIERI et R. TOVO : Overview of the geometrical influence on the fatigue strength of steel butt welds by a nonlocal approach. *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures*, 43(3):502–514, 2020.
- S. J. MADDOX : *Fatigue Behaviour of Welded Joints*, pages 539–550. Springer Netherlands, Dordrecht, 1989.
- M. MADIA, U. ZERBST, Beier H. TH. et B. SCHORK : The ibess model – elements, realisation and validation. *Engineering Fracture Mechanics*, 198:171–208, 2018. ISSN 0013-7944. URL <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0013794417304885>. Fracture mechanics-based determination of the fatigue strength of weldments.
- V. MARES, L. HORSACK, B. STRADEL et S. VEJVODA : The effect of mean stress on fatigue characteristics of s355 nl+l steel. pages 562–567, 2016.
- I. MASUMOTO, K. MATSUDA, H. IWATA et M. HASEGAWA : Effect of prestrain and hammer peening on fatigue strength improvement of mild steel welded joint. *Journal of the Japan welding society*, 51(7):610–616, 1982.
- R.W. McCUNE, C.G. ARMSTRONG et D.J. ROBINSON : Mixed-dimensional coupling in finite element models. *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, 49 (6):725–750, 2000.
- G. MENEGHETTI : The use of peak stresses for fatigue strength assessments of welded lap joints and cover plates with toe and root failures. *Engineering Fracture Mechanics*, 89:40–51, 2012. ISSN 0013-7944.
- C. MIKI, K. ANAMI, T. TANI et I. SUGIMOTO : Methods for fatigue strength improvement by weld toe treatment. *Welding International*, 13(10):795–803, 1999.
- F. MOREL et T. PALIN-LUC : A non-local theory applied to high-cycle multiaxial fatigue. *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures*, 25:649 – 665, 07 2002.

- R. MUNIER, C. DOUDARD, S. CALLOCH et B. WEBER : Towards a faster determination of high cycle fatigue properties taking into account the influence of a plastic pre-strain from selfheating measurements. *Procedia Engineering*, 2:1741–1750, 04 2010.
- Y. MUTOH et V. M. RADHAKRISHNAN : An analysis of grain size and yield stress effects on stress at fatigue limit and threshold stress intensity factor. *Journal of Engineering Materials and Technology*, Jul 1981. ISSN 0094-4289.
- M. A. NASRI, C. ROBERT, S. EL AREM, F. MOREL et A. AMMAR : Proper Generalized Decomposition (PGD) for numerical calculation of polycrystalline aggregates under cyclic loading. In *Workshop on Reduced Basis, POD and PGD Model Reduction Techniques*, Cachan, France, novembre 2015. URL <https://hal.archives-ouvertes.fr/hal-01311840>.
- H. NEUBER : Kerbspannungslehre : Grundlagen für genaue spannung-srechnung. 1937. URL <http://gen.lib.rus.ec/book/index.php?md5=e47d484fb451443604e3dcc4d1d24a96>.
- E. NIEMI, W. FRICKE et S.J. MADDUX : *Fatigue Analysis of Welded Components - Designer's Guide to the Hot-Spot Stress Approach*. 09 2006. ISBN 978-1-84569-124-0.
- H.-A. NISHIKAWA et Y. FURUYA : Cyclic yield characterization for low-carbon steel with haz microstructures. *MATERIALS TRANSACTIONS*, 60, 12 2018.
- H.-A. NISHIKAWA et Y. FURUYA : Gigacycle fatigue fracture of low strength carbon steel, tested using a simulated heat affected zone microstructure. *ISIJ International*, 59, 06 2019.
- A. OHTA, N. SUZUKI et Y. MAEDA : Shift of s-n curves with stress ratio. *Welding in the World*, 47, Jan 2003.
- W. PARK et C. MIKI : Fatigue assessment of large-size welded joints based on the effective notch stress approach. *International Journal of Fatigue*, 30(9):1556–1568, 2008. ISSN 0142-1123. URL <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0142112307003350>.
- S. K. PAUL : Correlation between endurance limit and cyclic yield stress determined from low cycle fatigue test. *Materialia*, 11:100695, 2020. ISSN 2589-1529.
- E.J. PAVLINA et Chester VANTYNE : Correlation of yield strength and tensile strength with hardness for steels. *Journal of Materials Engineering and Performance*, 17:888–893, 12 2008.
- M. PEDERSEN : Multiaxial fatigue assessment of welded joints using the notch stress approach. *International Journal of Fatigue*, 83, 10 2015.
- M. PEDERSEN : Thickness effect in fatigue of welded butt joints : A review of experimental works. *International Journal of Steel Structures*, 19, 06 2019.
- D. RADAJ : Review of fatigue strength assessment of nonwelded and welded structures based on local parameters. *International Journal of Fatigue*, 18(3):153–170, 1996. ISSN 0142-1123. URL <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/0142112395001174>.

- D. RADAJ et C.M. SONSINO : *Fatigue assessment of welded joints by local Approaches (Second edition)*. Abington Publishing, 1998.
- D. RADAJ, C.M. SONSINO et W. FRICKE : *Fatigue assessment of welded joints by local Approaches (Second edition)*. Woodhead Publishing, 2006. ISBN 9781855739482.
- D. RADENKOVIC : Analyse des contraintes dans les joints tubulaires. *Institut de la recherche de la sidérurgie française*, 1981.
- J. RAUJOL-VEILLÉ, D. THÉVENET, C. DOUDARD, S. CALLOCH et H. MINNEBO : Rapid method for low cycle fatigue properties : thickness effect on the fatigue crack initiation life of welded joints. *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures*, 38 (12):1492–1506, 2015.
- G. R. RAZMJOO et P. J. TUBBY : Fatigue of welded joints under complex loading. In G. MARQUIS et J. SOLIN, éditeurs : *Fatigue Design of Components*, volume 22 de *European Structural Integrity Society*, pages 153–164. Elsevier, 1997.
- H. REMES et W. FRICKE : Influencing factors on fatigue strength of welded thin plates based on structural stress assessment. *Welding in the World, Le Soudage Dans Le Monde*, 58:915–923, 11 2014.
- N. SANCHEZ, D. HOECKE et M. LIEBEHERR : Mechanical anisotropy of hot rolled line pipe steel coil. volume 3, 09 2012.
- D. S. SARMA, A. V. KARASEV et P. G. JÖNSSON : On the role of non-metallic inclusions in the nucleation of acicular ferrite in steels. *ISIJ International*, 49(7):1063–1074, 2009.
- T. SCHENK, Ian RICHARDSON, Martin KRASKA et S. OHNIMUS : A study on the influence of clamping on welding distortion. *Computational Materials Science*, 45:999–1005, 06 2009.
- v SCHORK, P. KUCHARCZYK, M. MADIA, U. ZERBST, J. HENSEL, J. BERNHARD, v TCHUINDJANG, v KAFFENBERGER et M. OECHSNER : The effect of the local and global weld geometry as well as material defects on crack initiation and fatigue strength. *Engineering Fracture Mechanics*, 198:103 – 122, 2018. ISSN 0013-7944. Fracture mechanics-based determination of the fatigue strength of weldments.
- J. SCHUBNELL, M. JUNG, C. H. LE, M. FARAJIAN, M. BRAUN, S. EHLERS, W. FRICKE, M. GARCIA, A. NUSSBAUMER et J. BAUMGARTNER : Influence of the optical measurement technique and evaluation approach on the determination of local weld geometry parameters for different weld types. *Welding in the World*, 64(2):301–316, Feb 2020. ISSN 1878-6669.
- E. SHAMS et M. VORMWALD : Fatigue of weld ends under combined in- and out-of-phase multiaxial loading. *Fracture and Structural Integrity*, 10:114–120, 2016.
- J. O. SMITH : The effect of range of stress on the fatigue strength of metal. *Engineering experiment station bulletin series No. 334*, 1942.
- C. M. SONSINO : Multiaxial fatigue of welded joints under in-phase and out-of-phase local strains and stresses. *International Journal of Fatigue*, 1995a. ISSN 0142-1123.

- C.M. SONSINO : Multiaxial fatigue of welded joints under in-phase and out-of-phase local strains and stresses. *International Journal of Fatigue*, 17(1):55–70, 1995b. ISSN 0142-1123.
- C.M. SONSINO et T. ŁAGODA : Assessment of multiaxial fatigue behaviour of welded joints under combined bending and torsion by application of a fictitious notch radius. *International Journal of Fatigue*, 26(3):265–279, 2004. ISSN 0142-1123.
- L. SUSMEL et D. TAYLOR : A critical distance/plane method to estimate finite life of notched components under variable amplitude uniaxial/multiaxial fatigue loading. *International Journal of Fatigue*, 38:7 – 24, 2012. ISSN 0142-1123.
- D TAYLOR : Geometrical effects in fatigue : a unifying theoretical model. *International Journal of Fatigue*, 21(5):413 – 420, 1999. ISSN 0142-1123.
- D. TAYLOR : A mechanistic approach to critical-distance methods in notch fatigue. *Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures*, 24(4):215–224, 2001. cited By 94.
- D. TAYLOR : *CHAPTER 2 - The Theory of Critical Distances : Basics : An Introduction to the Basic Methodology of the TCD*. Elsevier Science Ltd, Oxford, 2007. ISBN 978-0-08-044478-9.
- D. TAYLOR, N. BARRETT et G. LUCANO : Some new methods for predicting fatigue in welded joints. *International Journal of Fatigue*, 24(5):509 – 518, 2002. ISSN 0142-1123.
- M. A. TERRES, S. MOHAMED et H. SIDHOM : Influence of ion nitriding on fatigue strength of low-alloy (42crmo4) steel : Experimental characterization and predictive approach. *International Journal of Fatigue*, 32:1795–1804, 11 2010.
- Y. TOGASAKI, H. TSUJI, T. HONDA, T. SASAKI et A. YAMAGUCHI : Effect of uit on fatigue life in web-gusset welded joints. *Journal of Solid Mechanics and Materials Engineering*, 4(3):391–400, 2010.
- D. TURLIER, P. KLEIN et F. BÉRARD : Fea shell element model for enhanced structural stress analysis of seam welds. *Welding in the World*, 58(4):511–528, Jul 2014a. ISSN 1878-6669.
- D. TURLIER, P. KLEIN et F. BÉRARD : Fea shell element model for enhanced structural stress analysis of seam welds. *Welding in the World*, 58:511–528, 2014b.
- S. USAMI et S. SHIDA : Elastic plastic analysis of the fatigue limit for a material with small flaws. *Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures*, 1(4):471–481, 1979.
- Y. VERREMAN, J.P. BAÏLON et J. MASOUNAVE : Fatigue of v-notched members : Short crack behavior and endurance limit. *Engineering Fracture Mechanics*, 28(5):773–783, 1987. ISSN 0013-7944. URL <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/0013794487900695>. Special Issue in Honor of Professor Takeo Yokobori.
- H.E. WILLIAMS, H. OTTSEN, F.V. LAWENCE et W.H. MUNSE : The effects of weld geometry on the fatigue behavior of welded connections. Rapport technique, University of Illinois Engineering Experiment Station. College of Engineering. University of Illinois at Urbana-Champaign., 1970.

- K. XU, G. QIAO, J. WANG, H. LI et F. XIAO : Effect of plastic pre-strain on the fatigue properties of welded joints of x80 lsaw pipes. *International Journal of Fatigue*, 139:105788, 2020. ISSN 0142-1123.
- B. YAN, P. BELANGER et K. CITRIN : Effect of forming strain on fatigue performance of a mild automotive steel. *SAE Transactions*, pages 62–71, 2001. URL <http://www.jstor.org/stable/44699751>.
- F. YOUSEFI, M. WITT et H. ZENNER : Fatigue strength of welded joints under multiaxial loading : experiments and calculations. *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures*, 24(5):339–355, 2001.
- H. YUAN, W. ZHANG, G.M. CASTELLUCCIO, J. KIM et Y. LIU : Microstructure-sensitive estimation of small fatigue crack growth in bridge steel welds. *International Journal of Fatigue*, 112:183–197, 2018. ISSN 0142-1123. URL <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0142112318300999>.
- A. ZAVDOVEEV, V. POZNYAKOV, T. BAUDIN, M. ROGANTE, H.S. KIM, M. HEATON, Y. DEMCHENKO et M. SKORYK : Effect of high-temperature heating on the mechanical properties and microstructure of HSLA steels processed by various technologies. URL <https://hal.archives-ouvertes.fr/hal-03048910>. working paper or preprint, décembre 2020.
- Z. ZENG et A. FATEMI : Elasto-plastic stress and strain behaviour at notch roots under monotonic and cyclic loadings. *The Journal of Strain Analysis for Engineering Design*, 36(3):287–300, 2001.
- U. ZERBST, M. MADIA, B. SCHORK, J. HENSEL, P. KUCHARCZYK, D. NGOULA, D.D. TCHUINDJANG, J. BERNHARD et C. BECKMANN : *Fatigue and Fracture of Weldments : The IBESS Approach for the Determination of the Fatigue Life and Strength of Weldments by Fracture Mechanics Analysis*. Springer, 01 2019. ISBN 978-3-030-04072-7.
- N. ZETTLEMOYER et J.V. FISHER : Stress gradient correction factor for stress intensity at welded stiffeners and cover plates. Rapport technique, 1977.
- Y.-H. ZHANG et S. J. MADDOX : Fatigue Testing of Full Scale Girth Welded Pipes Under Variable Amplitude Loading. *Journal of Offshore Mechanics and Arctic Engineering*, 136(2), 01 2014. ISSN 0892-7219.

Annexes

Annexe A

Paramètres de soudage utilisés sur les différentes structures

	Épaisseur 8 (mm)
Vitesse d'avance (cm min^{-1})	44
Vitesse de fil (m min^{-1})	9
Balayage (mm)	2.5
Stick out (mm)	14
Tension (V)	26
Intensité (A)	260
Énergie de soudage (kJ m^{-1})	0.92

TABLEAU A.1: Paramètres de soudage utilisés pour souder les structures bout à bout

	Épaisseur 8 (mm)	Épaisseur 15 (mm)
Vitesse d'avance (cm min^{-1})	55	35
Vitesse de fil (m min^{-1})	11	13.5
Balayage (mm)	2	3
Correction d'arc	-5	-6
Tension (V)	27.7	28.3
Intensité (A)	304	310
Énergie de soudage (kJ m^{-1})	0.92	1.5

TABLEAU A.2: Paramètres de soudage utilisés pour souder les structures té 15 symétrique, té asymétrique, té 8 symétrique

	Épaisseur 15 (mm)		
	longi 1	longi 2	bouclages
Vitesse d'avance (cm min^{-1})	27	30	30
Vitesse de fil (m min^{-1})	11.5	11.5	9
Balayage (mm)	3	3	/
Correction d'arc	-6	-6	-7
Tension (V)	27.8	27.8	25
Intensité (A)	302	302	233
Énergie de soudage (kJ m^{-1})	1.9	1.7	1.2

TABEAU A.3: Paramètres de soudage utilisés pour souder les structures gousset

	Épaisseur 15 (mm)		
	longi 1	longi 2	bouclages
Vitesse d'avance (cm min^{-1})	27	30	30
Vitesse de fil (m min^{-1})	11.5	11.5	9
Balayage (mm)	3	3	/
Correction d'arc	-6	-6	-7
Tension (V)	27.8	27.8	25
Intensité (A)	302	302	233
Énergie de soudage (kJ m^{-1})	1.9	1.7	1.2

TABEAU A.4: Paramètres de soudage utilisés pour souder les structures complexes

Annexe B

Procédure de mise en place de l'essai sur les structures gousset

La procédure de mise en place d'un essai sur les structures élémentaires gousset étant la plus complète, elle est détaillée ici. Une image du banc d'essai est donnée sur la figure [B.1](#)

- la structure soudée est placée entre les rouleaux du montage inférieur. Les quatre vis de serrage supérieures ne sont pas verrouillées ;
- mise en place de la connexion vérin-assemblage soudé. Utilisation de cales permettant de positionner les mors de manière répétable. Les mors sont ensuite verrouillés avec les deux vis de serrage ;
- centrage de l'assemblage soudé sur le banc d'essai. Un faisceau laser est utilisé pour aligner la structure avec l'axe du vérin. Des marquages, sur le banc d'essai, réalisés initialement permettent de positionner le laser dans la même position sur chaque essai ;
- un effort 0,5 kN est ensuite appliqué permettant d'éliminer les jeux de l'assemblage ;
- les rouleaux sont ensuite verrouillés avec les quatre vis supérieures et un couple de 80 N m.

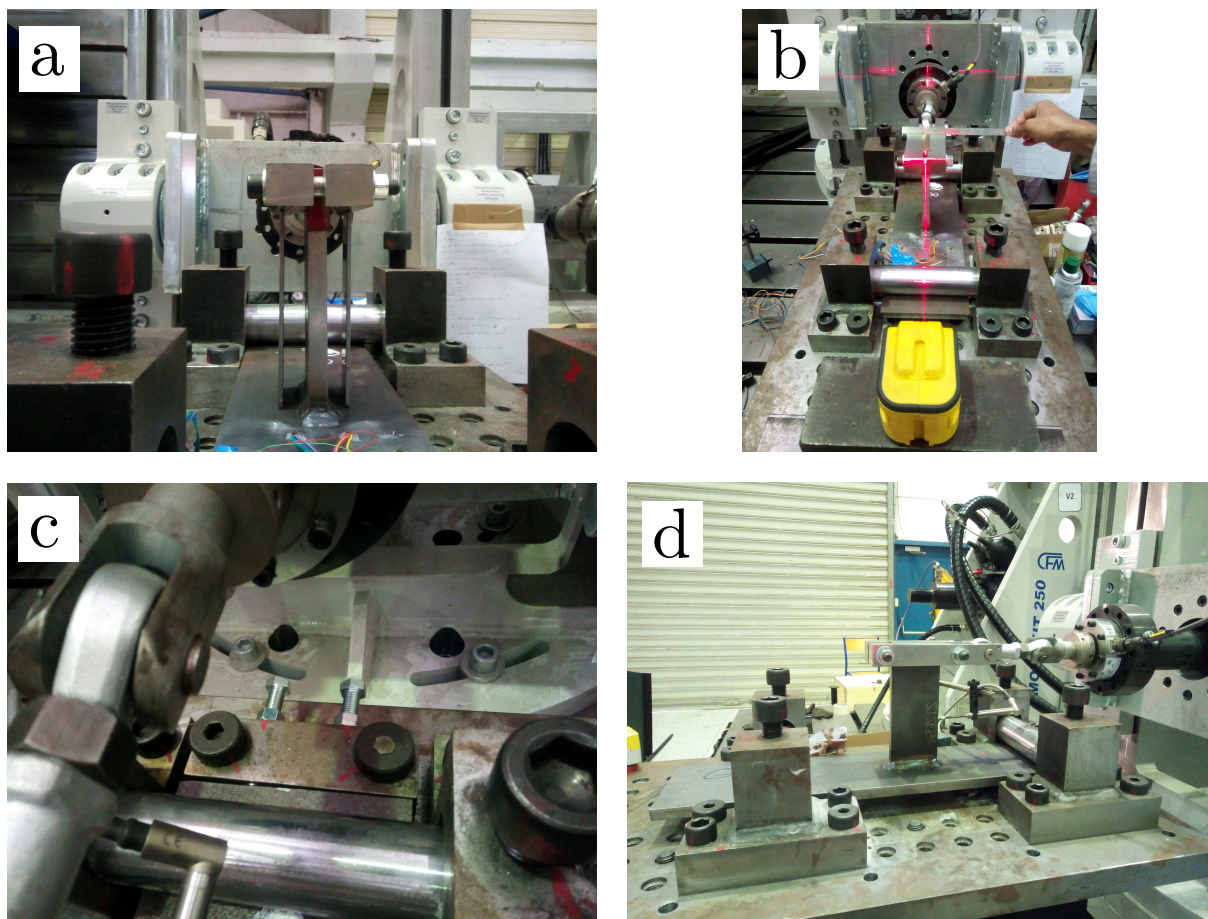


FIGURE B.1: Protocole pour la mise en place de la structure gousset sur le banc d'essai de fatigue. a : positionnement du montage supérieur avec des cales ; b : alignement par rapport à l'axe du vérin ; c : verrouillage des deux vis inférieures ; d : verrouillage des quatre vis supérieurs

Annexe C

Conformité des soudures

La conformité des cordons de soudures, vis-à-vis des défauts de soudage, présentée à la section III.1.1 des différentes structures élémentaires a été validée à partir des coupes macrographiques voir figure C.2 selon les standards manitou établit à partir de la norme Iso 5817. Les principales observations sur les différentes structures élémentaires sont présentées dans le tableau C.1. La figure C.1 définit la manière de mesurer les différents paramètres géométriques.

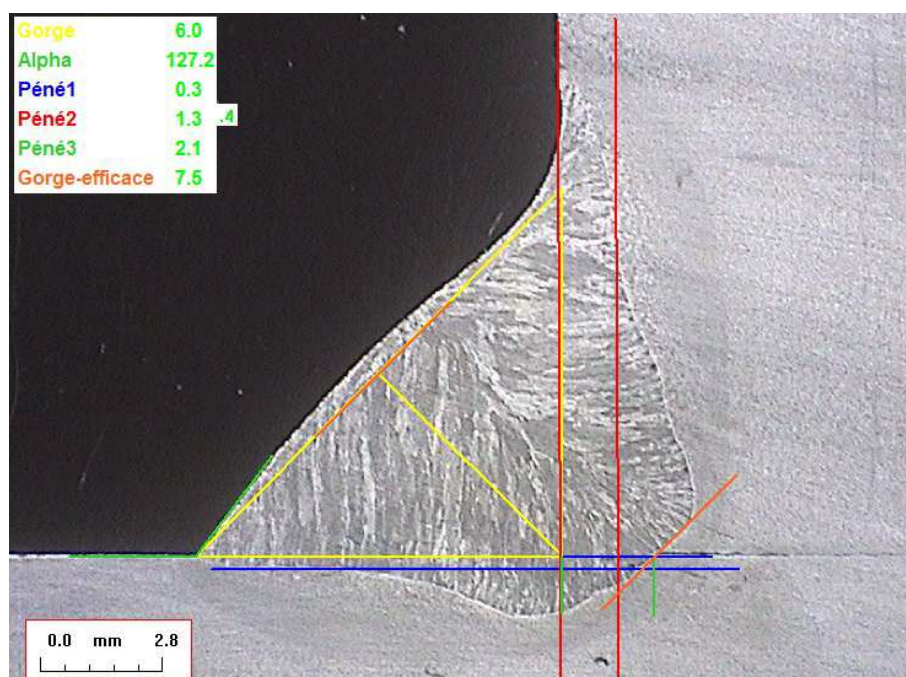
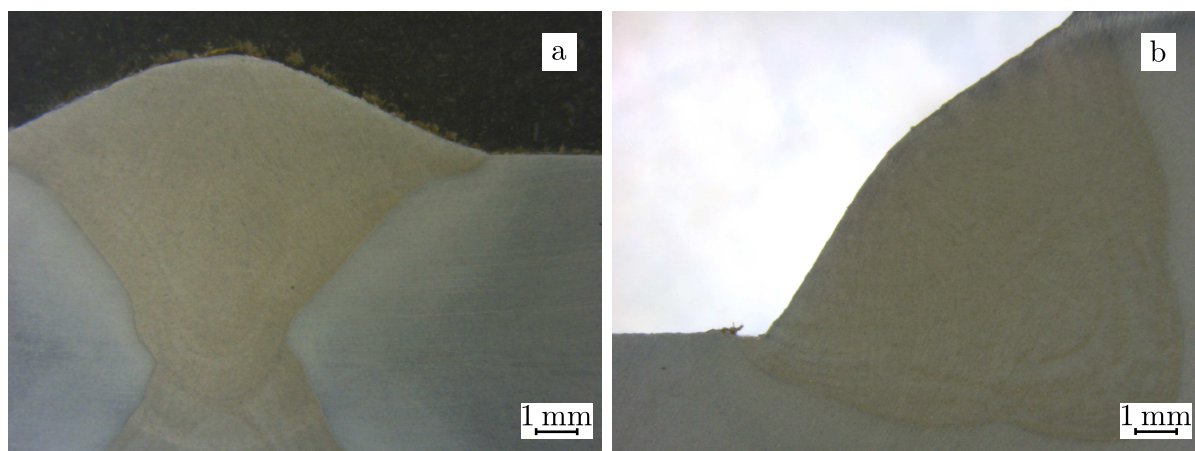


FIGURE C.1: Définition des paramètres utilisés pour valider la géométrie d'une soudure

Nom structure	Gorge apparente (mm)	Gorge efficace (mm)	Angle pied de cordon (°)	Remarques
bout à bout	8,0	12,0	157 > 150	Géométrie conforme pas de défauts de soudure
té 8 symétrique	4,0	5,4	122 > 110	Géométrie conforme pas de défauts de soudure
té 15 symétrique	6,3	8,4	126 > 110	Géométrie conforme pas de défauts de soudure
gousset	5,9	6,9	116 > 110	Hauteur de gorge apparente inférieure à 6 mm (hauteur demandée). Le cordon est ce- pendant considéré conforme en vue de la hauteur de gorge efficace. Cordon de soudure faible- ment pénétré dans la tôle in- férieure (Péné1= 0,2 mm)
gousset	6,4	6,4	138 > 110	Géométrie conforme Cordon de soudure faible- ment pénétrée dans la tôle inférieure (Péné1= 0,3 mm)

TABLEAU C.1: Paramètres géométriques et défauts de soudure des cordons des différentes structures élémentaires

La mesure des différents paramètres géométriques et l'absence de défauts de soudage de type fissures, porosités ou inclusions permettent de valider la conformité des différents cordons de soudure.



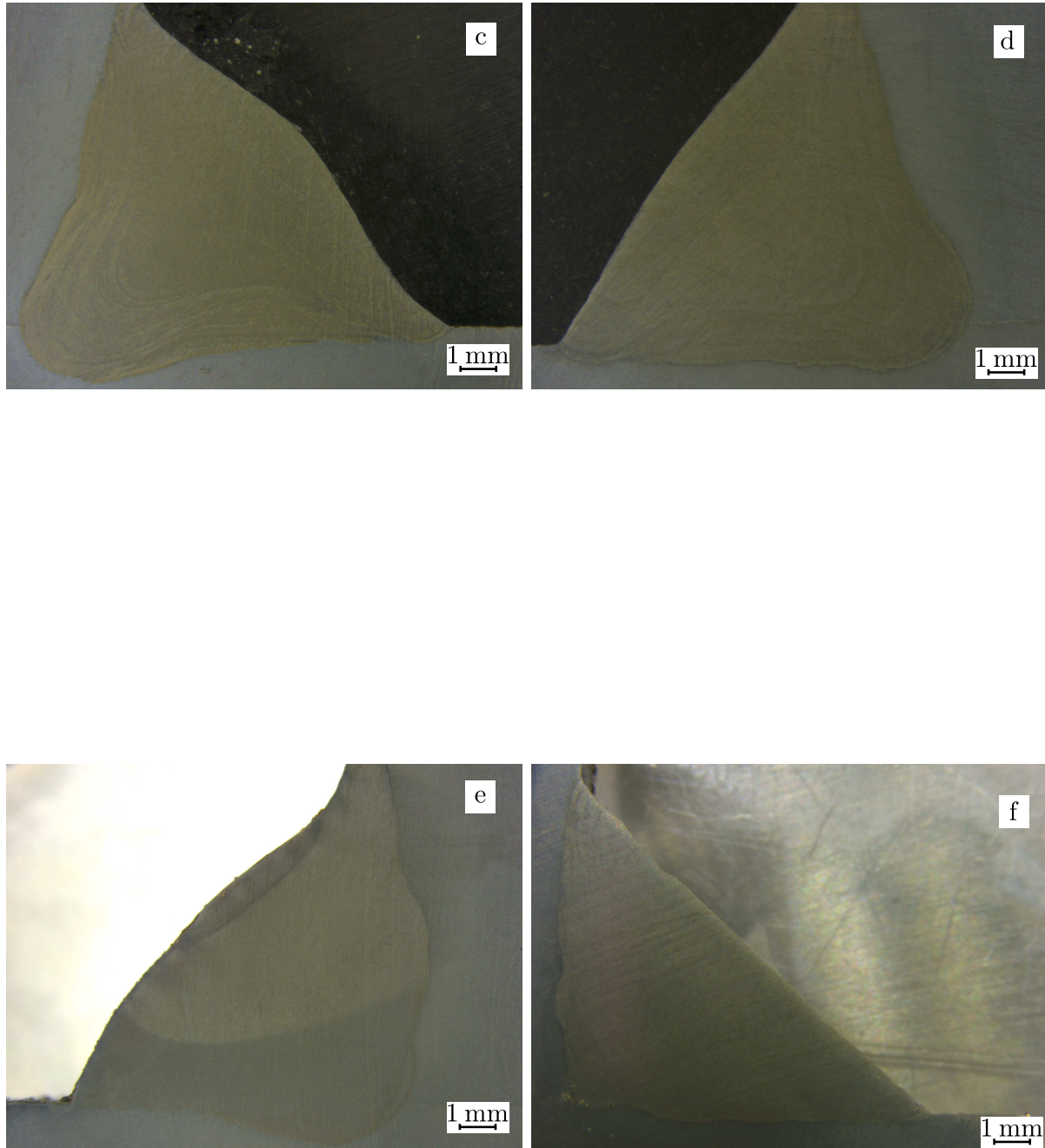


FIGURE C.2: Coupes macrographiques réalisées sur les différentes structures élémentaires observées à la loupe binoculaire après attaque chimique au nital 4%. a : bout à bout ; b : té 8 symétrique ; c : té 15 symétrique ; d : té asymétrique ; e : gousset ; f : gousset

Annexe D

Méthode de la contrainte nominale utilisée

La contrainte nominale est définie comme la contrainte calculée dans l'air de la section considérée, sans tenir compte des effets locaux causés par la présence d'un joint soudé. Elle peut être déterminée par la théorie élémentaire de la résistance des matériaux pour les géométries simples [EUROCODE 3] et par la méthode des éléments finis pour les géométries plus complexes [Hobbacher, 2015]. L'approche basée sur la méthode des éléments finis est utilisée ici de manière à rester cohérent avec l'approche utilisée par Manitou. Les structures élémentaires sont modélisées en trois dimensions. La géométrie du cordon de soudure est idéalisée selon les paramètres suivants :

- structure bout à bout : le cordon de soudure est arasé, la contrainte nominale équivaut à $\sigma_{nominale} = \frac{F}{S}$ avec F l'effort appliqué et S la section de la tôle de base ;
- structures en té et gousset : le cordon de soudure est modélisé par un triangle rectangle isocèle. La hauteur du triangle est égale à la hauteur de gorge réelle théorique.

Un espace de 0,5 mm est considéré entre les deux tôles soudées lorsque la pénétration est partielle. La structure est maillée avec des éléments tétraédriques de degré 2 avec au minimum 5 éléments dans l'épaisseur des tôles. Un comportement élastique linéaire est considéré. La contrainte nominale est déterminée en extrapolant linéairement en pied ou en racine de cordon la partie linéaire de la contrainte principale maximale σ_I , moyennée au centroïde des éléments dont au moins un nœud appartient à la surface de la tôle, voir figure D.1. Une bande d'environ 15 mm de largeur centrée sur un site d'amorçage de fissure potentiel est considérée de manière à avoir un nombre de valeurs similaire entre les différentes structures soudées. La contrainte nominale la plus importante est retenue. En fonction du rapport de charge souhaité, l'étendue de contrainte principale maximale pour un nombre de cycles à rupture donné est déterminée en utilisant les courbes S-N [Hobbacher, 2015] préalablement retracées pour une probabilité de rupture de 95%. Aucune correction des courbes S-N n'est considérée. Les principaux paramètres de la modélisation des différentes structures élémentaires et les conditions aux limites utilisées sont décrits à la paragraphe V.1.1.1.3.

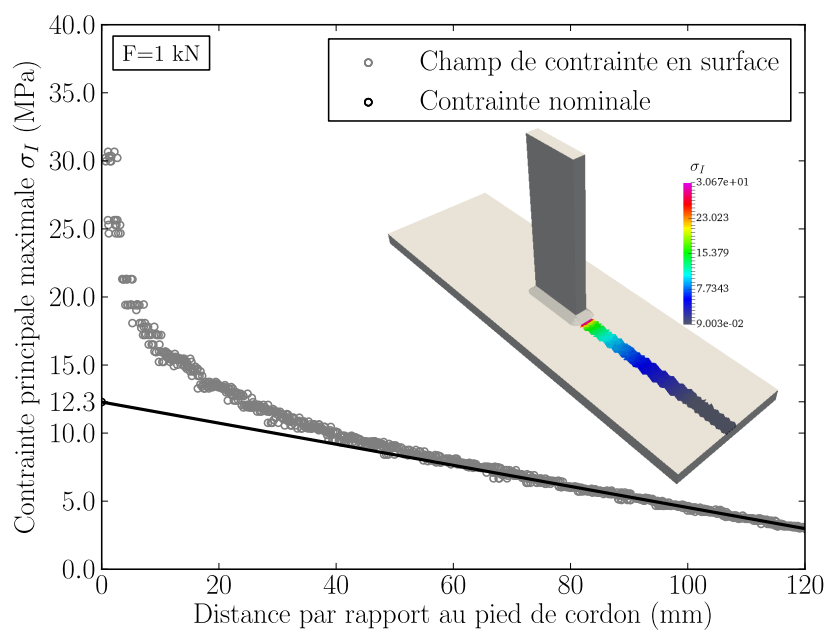


FIGURE D.1: Méthode utilisée pour le calcul de la contrainte nominale sur l'assemblage soudée gousset avec un effort appliqué de 1 kN

Annexe E

Obtention de la topographie de surface

Une caméra 3D ATOS Core est utilisée pour mesurer la topographie de surface sur les structures soudées. Les étapes suivantes sont suivies :

- sablage contrôlé du cordon de soudure à numériser. L'objectif étant d'éliminer la calamine présente sur le pied de cordon sans modifier la géométrie locale ;
- un matifiant est appliqué sur la zone à numériser. Une attention particulière a été apportée pour appliquer le moins possible de matifiant et ainsi ne pas dénaturer la géométrie du pied de cordon ;
- des gommettes fournies avec la caméra sont collées autour de la zone à numériser. L'objectif étant de pouvoir numériser la pièce sous plusieurs angles et ensuite assembler les différentes images. Les gommettes jouent le rôle de points de références que le logiciel utilise ensuite pour reconstituer l'image globale
- numérisation de la pièce, dans une pièce sombre ;
- l'image numérisée est ensuite découpée numériquement pour ne conserver que les zones d'intérêt ;
- la topographie de surface est ensuite triangularisée avec l'option proposée par le logiciel GOM scan. L'option "maillage moyen" est utilisée. Une option maillage fin permet d'obtenir une représentation plus fidèle de l'image numérisée. Elle a été essayée, mais elle conduit à des maillages lourds inexploitable dans une modélisation éléments finis ;
- si le maillage obtenu ne constitue pas une surface continue, l'option permettant de reboucher les trous manuellement, proposée par le logiciel GOM scan, est utilisée. L'objectif étant ici de constituer une surface continue en la modifiant le moins possible ;
- le maillage est finalement sauvegardé au format .stl.

Annexe F

Contraintes résiduelles analysées sur les différentes structures élémentaires

Structures soudées non testées avant analyses des contraintes résiduelles.

Position (mm)	Contraintes résiduelles (MPa)	
	longitudinales	transversales
0.0	-133± 16	-109± 16
0.3	-98± 14	-43± 14
0.6	-121± 12	-41± 12
0.9	-96± 10	-52± 10
1.2	-76± 17	-55± 7
1.5	-57± 17	-56± 7

TABLEAU F.1: Valeurs des contraintes résiduelles longitudinales et transversales analysées sur la structure bout à bout 7C. La position 0 mm correspond au pied de cordon.

Position (mm)	Contraintes résiduelles (MPa)	
	longitudinales	transversales
0.0	-131± 18	3± 18
0.3	-131± 15	-17± 15
0.6	-136± 14	-41± 14
0.9	-156± 15	-80± 15
1.2	-160± 9	-95± 9
1.5	-158± 6	-118± 6

TABLEAU F.2: Valeurs des contraintes résiduelles longitudinales et transversales analysées sur la structure bout à bout 8F. La position 0 mm correspond au pied de cordon.

Structures soudées testées en fatigue et non rompues (10^6 cycles) avant analyses des contraintes résiduelles.

Position (mm)	Contraintes résiduelles (MPa)	
	longitudinales	transversales
0.0	-151± 13	-77± 13
0.3	-124± 12	-61± 12
0.6	-94± 9	-80± 9
0.9	-82± 9	-92± 9
1.2	-46± 8	-103± 8
1.5	-21± 7	-88± 7

TABEAU F.3: Valeurs des contraintes résiduelles longitudinales et transversales analysées sur la structure bout à bout 4G. La position 0 mm correspond au pied de cordon.

Position (mm)	Contraintes résiduelles (MPa)	
	longitudinales	transversales
0.0	86± 12	-24± 12
0.3	87± 7	-26± 7
0.6	76± 4	-41± 4
0.9	74± 4	-52± 4
1.2	88± 3	-60± 3
1.5	125± 4	-52± 4

TABEAU F.4: Valeurs des contraintes résiduelles longitudinales et transversales analysées sur la structure té D2. La position 0 mm correspond au pied de cordon.

Position (mm)	Contraintes résiduelles (MPa)	
	longitudinales	transversales
0.0	137± 1	31± 1
0.3	76± -4	29± -4
0.6	79± 7	3± 7

TABEAU F.5: Valeurs des contraintes résiduelles longitudinales et transversales analysées sur la structure gousset K3. La position 0 mm correspond au pied de cordon.

Position (mm)	Contraintes résiduelles (MPa)	
	longitudinales	transversales
0.0	-139± 13	-86± 13
0.3	-184± 17	-127± 17
0.6	-195± 9	-161± 9
0.9	-205± 9	-209± 9
1.2	-209± 4	-237± 4
1.5	-212± 5	-238± 5

TABEAU F.6: Valeurs des contraintes résiduelles longitudinales et transversales analysées sur la structure bout à bout $R = 0,1$ 6C. La position 0 mm correspond au pied de cordon.

Position (mm)	Contraintes résiduelles (MPa)	
	longitudinales	transversales
0.0	-134± 9	-56± 9
0.3	-114± 7	-76± 7
0.6	-89± 6	-100± 6
0.9	-58± 5	-109± 5
1.2	-19± 5	-103± 5

TABEAU F.7: Valeurs des contraintes résiduelles longitudinales et transversales analysées sur la structure bout à bout $R = -1$ J6. La position 0 mm correspond au pied de cordon.

Position (mm)	Contraintes résiduelles (MPa)	
	longitudinales	transversales
0.0	175± 9	2± 9
0.3	120± 7	-25± 7
0.6	85± 7	-10± 7
0.9	74± 7	-1± 7
1.2	53± 7	-4± 7
1.5	50± 13	-16± 13

TABEAU F.8: Valeurs des contraintes résiduelles longitudinales et transversales analysées sur la structure té 15 symétrique $R = 0,1$ D4. La position 0 mm correspond au pied de cordon.

Position (mm)	Contraintes résiduelles (MPa)	
	longitudinales	transversales
0.0	96± 8	56± 8
0.3	116± 5	-89± 5
0.6	146± 5	-84± 5
0.9	195± 5	-61± 5

TABEAU F.9: Valeurs des contraintes résiduelles longitudinales et transversales analysées sur la structure té 15 symétrique $R = 0,1$ C1. La position 0 mm correspond au pied de cordon.

Position (mm)	Contraintes résiduelles (MPa)	
	longitudinales	transversales
0.0	84± 4	-13± 4
0.3	40± 5	-13± 5
0.6	26± 5	-22± 5
0.9	8± 6	-35± 6
1.2	1± 9	-41± 9
1.5	-17± 10	-23± 10

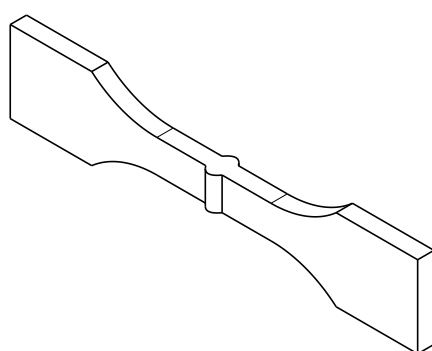
TABEAU F.10: Valeurs des contraintes résiduelles longitudinales et transversales analysées sur la structure té 15 symétrique $R = 0,1$ C3. La position 0 mm correspond au pied de cordon.

Position (mm)	Contraintes résiduelles (MPa)	
	longitudinales	transversales
0.0	64	23
0.3	86	1
0.6	52	-40

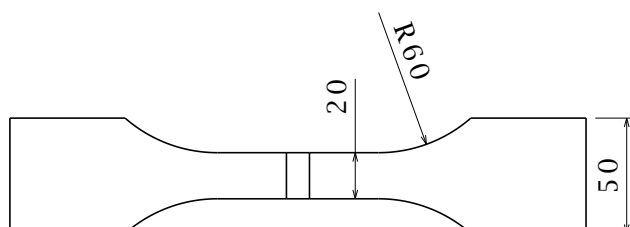
TABLEAU F.11: Valeurs des contraintes résiduelles longitudinales et transversales analysées sur la structure gousset L2. La position 0 mm correspond au pied de cordon.

Annexe G

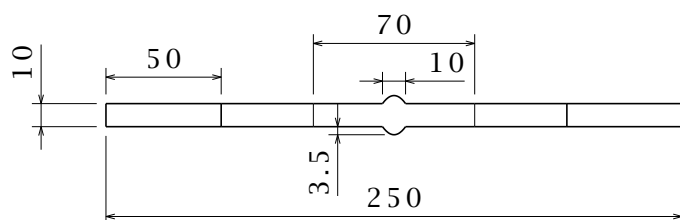
Dessins de définition des différentes structures soudées étudiées



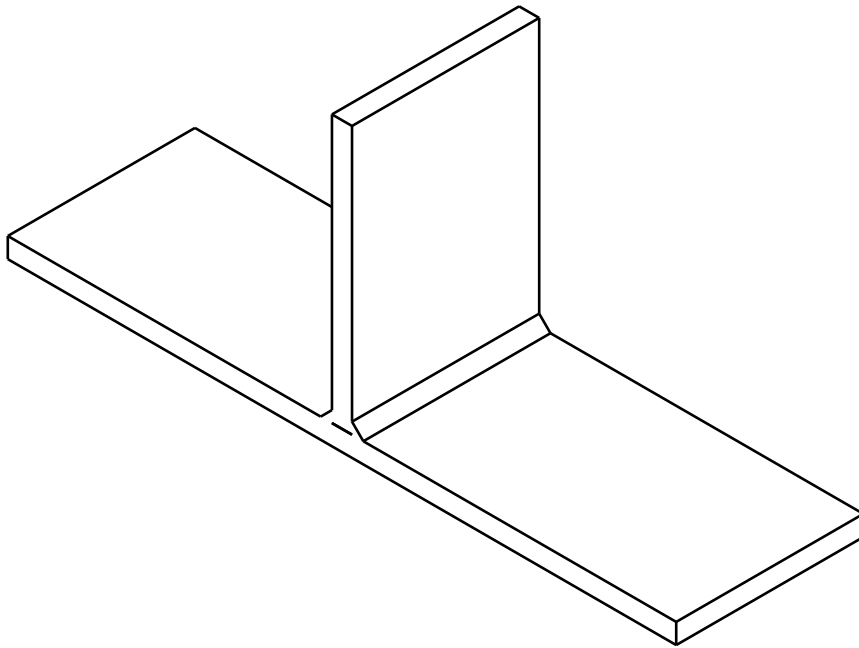
Vue isométrique
Echelle : 1:2



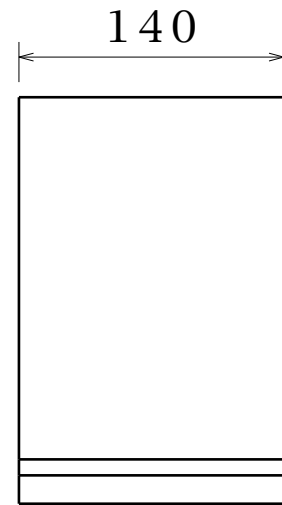
Vue de face
Echelle : 1:2



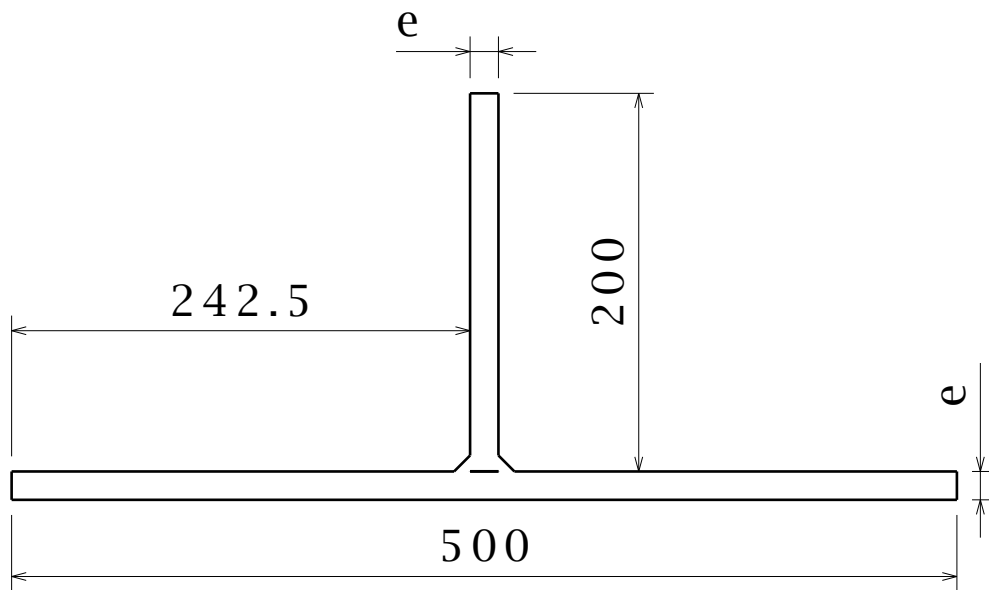
Vue de face
Echelle : 1:2



Vue isométrique
Echelle : 1:4



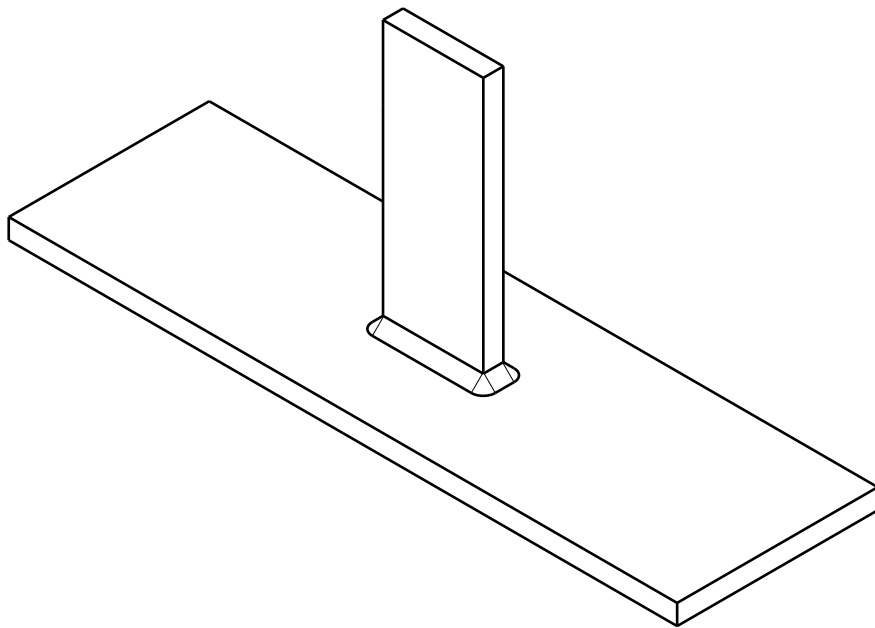
Vue de face
Echelle : 1:4



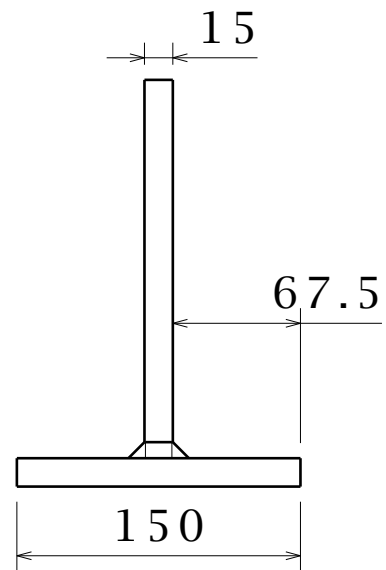
Vue de face
Echelle : 1:4

Epaisseurs e
8 mm
15 mm
jeu âme/semelle: 0 mm

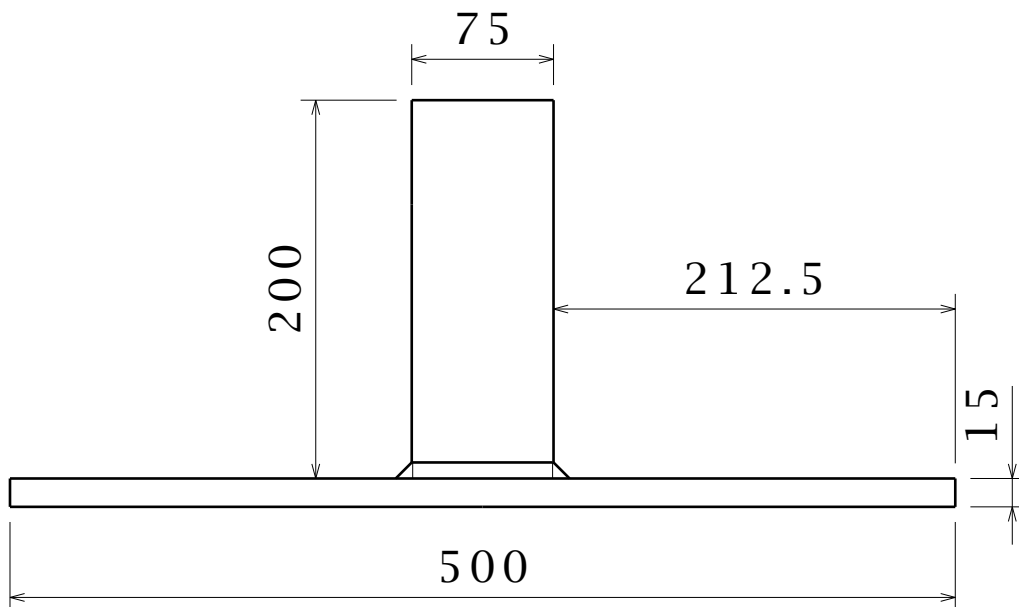
Cordon de soudure
hauteur de gorge: 3.5 mm
hauteur de gorge: 6 mm



Vue isométrique
Echelle : 1:4

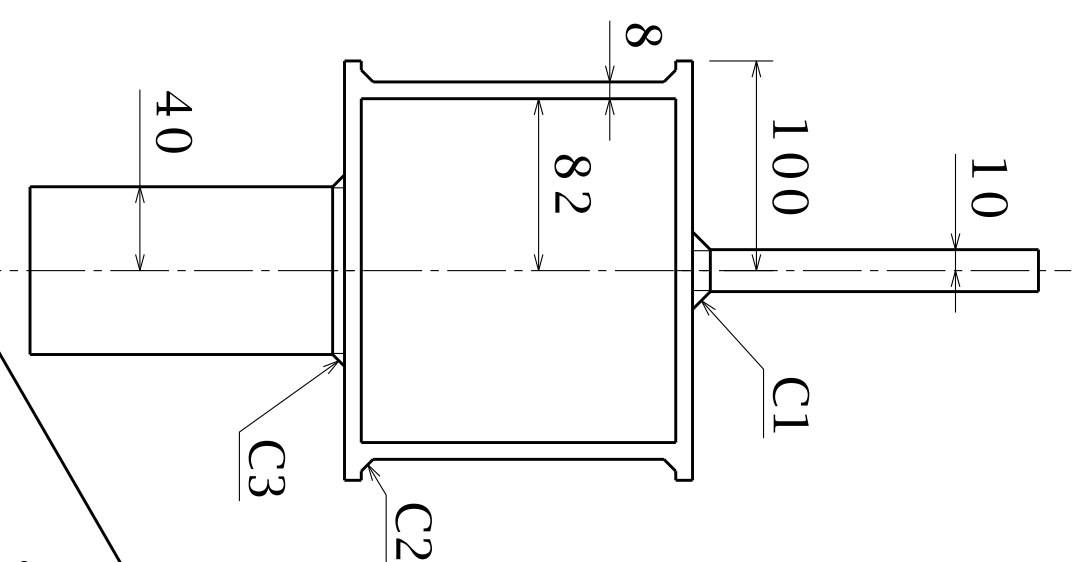
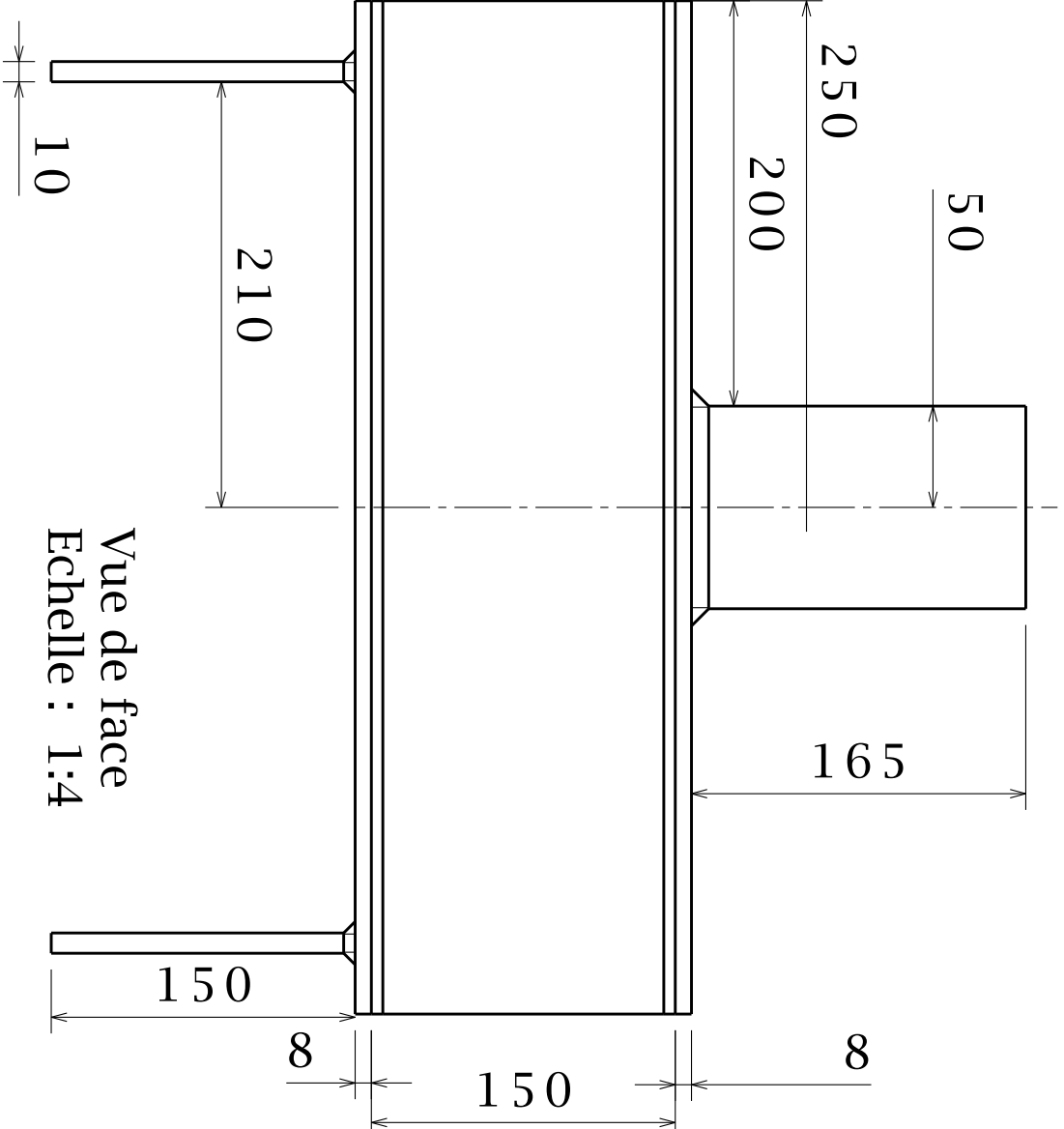


Vue de face
Echelle : 1:4



Vue de face
Echelle : 1:4

Cordon de soudure
hauteur de gorge: 6mm
jeu âme/semelle: 0mm

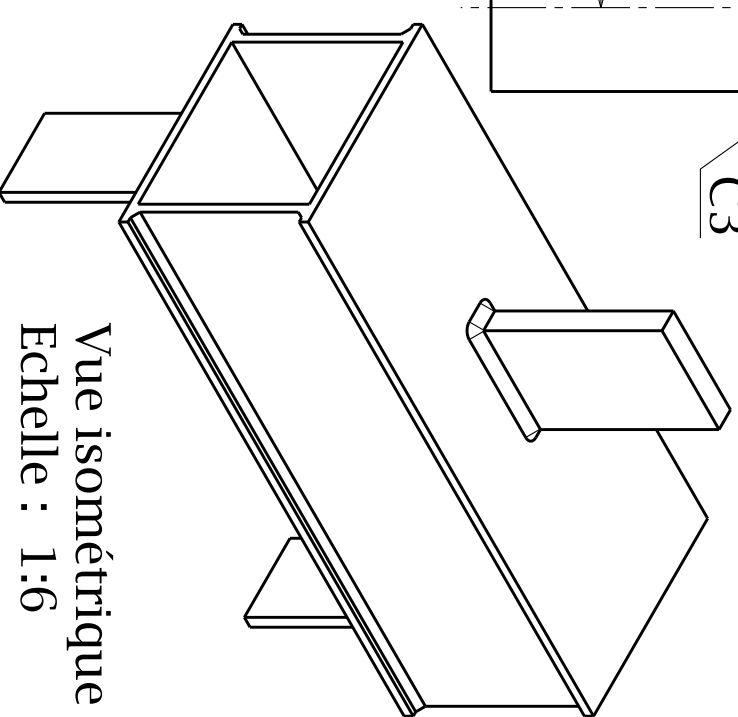


Cordons de soudure

hauteur de gorge

C1
C2
C3

6 mm
4 mm
4 mm



Vue isométrique
Echelle : 1:6

Résumé : La structure des engins de manutention Manitou est composée de deux assemblages mécano-soudés, le châssis et la flèche, soumis à des chargements variables et complexes au cours de l'utilisation des machines. Le dimensionnement en fatigue des structures soudées est donc un enjeu majeur, pour Manitou, afin d'assurer la résistance en fatigue des machines, à minima pour 10000 heures de fonctionnement. L'objectif du présent travail est de proposer une approche de dimensionnement en fatigue des assemblages soudés plus adaptée que la méthode actuellement utilisée. La mise en place d'une méthode de dimensionnement nécessite, dans un premier temps, de réaliser une campagne d'essais sur des structures élémentaires représentatives des structures réelles afin de caractériser leur résistance à la fatigue. Ensuite, la fatigue des matériaux étant un phénomène local, la connaissance des champs mécaniques locaux au niveau des cordons est nécessaire pour calculer un critère de fatigue. De ce fait, une modélisation multiéchelle adaptée aux structures de grandes dimensions est mise en place. Les différents résultats d'essais sont alors utilisés pour identifier un critère de fatigue, calculé à partir des champs mécaniques locaux, adapté aux structures étudiées. L'influence de la géométrie du cordon de soudure, du comportement matériau et du champ de contraintes résiduelles sur la résistance à la fatigue sont ensuite analysés et l'influence du rapport de charge est discutée. Finalement, le modèle est confronté à des essais réalisés sur une structure complexe permettant de discuter de la validité de l'approche mise en place.

Mots clés : structures soudées, fatigue à grand nombre de cycles, modélisation multiéchelle, rapport de charge.

Abstract : The structure of the handling equipment manufactured by Manitou encompasses two welded assemblies, the chassis and the boom. These two structures are submitted to variable and complex loading during the service life of the machines (10000 hours). Therefore, the fatigue design, of the welded structures, is a major challenge for Manitou. The main objective of this work consists of setting up a numerical sizing approach adapted to the structures considered. First fatigue tests are conducted on different elementary welded structures, typical of the chassis and the boom, in order to assess the fatigue resistance of the welded structures manufactured by Manitou. Considering the material fatigue as a local phenomenon and the size of the chassis and the boom, a multiscale numerical approach is presented. This approach makes it possible to access the mechanical fields at the weld toes and the weld root from a global shell element model. Then a fatigue criterion calculated from local mechanical fields is identified, considering experimental fatigue test results. The criterion is then used to discuss the influence of the local geometry, the material behaviour and the residual stress field on the fatigue resistance of the welded structure. In particular, the influence of the local plasticity on the effect of the applied stress ratio is studied. Eventually, the proposed model is used to evaluate the stiffness behaviour and the fatigue resistance of a more complex welded structure. Comparison with experimental results gives promising results.

Keywords : welded joints, high-cycle fatigue, multiscale modelling, stress ratio.