



Université du Québec
à Rimouski

ÉTUDE DE L'INFLUENCE DES PATRONS DE SOUDAGE LASER SUR LES PROPRIÉTÉS MÉCANIQUES DES JOINTS SOUDÉS PAR RECOUVREMENT

Mémoire présenté

dans le cadre du programme de maîtrise en ingénierie

en vue de l'obtention du grade de maître ès sciences appliquées (M.Sc.A.)

PAR

© JEAN MAILLEY

Août 2020

Composition du jury :

Abderrazak El Ouafi, président du jury, Université du Québec à Rimouski

Jean Brousseau, directeur de recherche, Université du Québec à Rimouski

Noureddine Barka, codirecteur de recherche, Université du Québec à Rimouski

Vincent Demers, examinateur externe, École de technologie supérieure

Lorraine Blais, Solutions Novika inc.

Dépôt initial le 25 juin 2020

Dépôt final le 28 août 2020

UNIVERSITÉ DU QUÉBEC À RIMOUSKI
Service de la bibliothèque

Avertissement

La diffusion de ce mémoire ou de cette thèse se fait dans le respect des droits de son auteur, qui a signé le formulaire « *Autorisation de reproduire et de diffuser un rapport, un mémoire ou une thèse* ». En signant ce formulaire, l'auteur concède à l'Université du Québec à Rimouski une licence non exclusive d'utilisation et de publication de la totalité ou d'une partie importante de son travail de recherche pour des fins pédagogiques et non commerciales. Plus précisément, l'auteur autorise l'Université du Québec à Rimouski à reproduire, diffuser, prêter, distribuer ou vendre des copies de son travail de recherche à des fins non commerciales sur quelque support que ce soit, y compris l'Internet. Cette licence et cette autorisation n'entraînent pas une renonciation de la part de l'auteur à ses droits moraux ni à ses droits de propriété intellectuelle. Sauf entente contraire, l'auteur conserve la liberté de diffuser et de commercialiser ou non ce travail dont il possède un exemplaire.

REMERCIEMENTS

J'aimerais en tout premier lieu remercier Jean Brousseau, directeur de ce projet, pour l'investissement et le temps qu'il m'a abondamment consacré ainsi que pour ses nombreux conseils. Je souhaiterais également remercier Noureddine Barka, codirecteur de ce projet, pour son aide à la fois permanente et précieuse.

Je remercie également l'entreprise Bombardier Transport pour ce projet et plus chaleureusement Gabriel Caron-Guillemette, leur ingénieur qui a supervisé le projet, pour son engagement. Je pense aussi à toute l'équipe de recherche et technologie de l'usine de La Pocatière.

Je tiens aussi à remercier le centre collégial de transfert de technologie Solution Novika inc., plus particulièrement Lorraine Blais, Patrick Martel et Daniel Chénard, pour avoir mis à disposition les moyens afin de réaliser les soudures laser.

Je tiens à remercier mes parents pour leur indéfectible soutien qu'ils m'ont apporté au cours de mes études et plus particulièrement dans la poursuite de ma maîtrise.

Finalement je tiens à remercier tous mes collègues de l'UQAR pour m'avoir épaulé dans cette recherche et plus spécifiquement Alexandre du Fraysseix et Herinandrianina Ramiarson avec qui j'ai notamment fréquemment travaillé.

RÉSUMÉ

Le procédé de soudage laser gagne actuellement en popularité dans l'industrie manufacturière. Les joints laser soudés par recouvrement peuvent présenter une infinité de patrons ou motifs de soudage, inhérents à la trajectoire parcourue par le faisceau laser soudeur. Pour le moment les différentes études menées se sont simplement limitées à des formes simples. Treize patrons de soudage sont sélectionnés au sein de cette étude, en lien avec le fabricant de matériel roulant ferroviaire Bombardier Transport, afin d'étudier leurs influences sur les propriétés mécaniques que sont les résistances à la traction et à la fatigue.

Une étude morphologique est, préalablement aux études mécaniques, menée afin de sélectionner les paramètres des procédés, mais aussi afin de mesurer les différentes surfaces de connexion entre les plaques soudées. L'étude sur les propriétés de traction se concentre sur la recherche de la résistance ultime de chacun des patrons. Il appert que la résistance en traction des joints soudés dépend principalement de la taille de la surface de connexion et peu du patron de soudage. L'étude sur les propriétés de fatigue se limite à la recherche de la limite d'endurance à cinq millions de cycles pour un ratio de chargement de 0,5 de chaque patron à l'aide de la méthode de l'escalier. La famille des patrons circulaires s'est manifestée comme la meilleure. Des courbes de fatigue sont également tracées pour certains patrons. La pente de ces courbes s'est révélée hautement tributaire des patrons de soudage.

Les ruptures par fatigue sont celles qui apparaissent le plus souvent lors de l'utilisation de pièces mécaniques et notamment dans le milieu ferroviaire. Cette recherche propose donc une modélisation du comportement en fatigue des patrons sélectionnés à l'aide de la méthode des éléments finis et des méthodes de dimensionnement à la fatigue des assemblages soudés. Le principe de Neuber est utilisé afin de modéliser la soudure. La contrainte équivalente uniaxiale complètement renversée maximale au sein de chaque patron est finalement calculée afin d'être corrélée aux limites d'endurance mesurées précédemment.

Mots clés : patrons, soudage laser, 201LN, morphologie des soudures, essais de traction, essais de fatigue, méthode de l'escalier, méthode des éléments finis

ABSTRACT

The laser welding process is currently gaining popularity in the manufacturing industry. Laser welded lap joints may present an infinity of patterns or weld shape. Patterns depends on the path taken by the laser beam during the welding. Until now studies addressed only on simple laser patterns. Thirteen welding patterns are selected in this research with the railway rolling stock manufacturer Bombardier Transportation. The goal of this research is to study the pattern influence on the mechanical properties (tensile and fatigue).

A morphological study is firstly conducted in order to choose the process parameters but also to measure the connexion surface sizes between the welded sheets. The studies of the tensile properties focus on the determination of the ultimate strength of each pattern. It appears that the tensile strength of the welded joints depends mostly on the connexion surface size and only a little on the welding pattern. The study of the fatigue properties restricts itself on the assessment of the fatigue limit according to the staircase method for each welding pattern. The stress ratio is 0.5 and the run out is fixed to five million cycles. The circular pattern family turns up to be the best. Fatigue curves are also presented for some patterns. Their slopes come out to be very dependent upon the welding patterns.

Fatigue breaks are the most common failure of mechanical components, and so on the railways industry. Hence this research proposes a numerical modelling by means of the finite element analysis and by means of fatigue assessment methods for welded structures. Neuber's concept is used for representing the weld part. The maximal equivalent stress completely reversed uniaxial in each pattern is finally calculated in order to be correlated with the fatigue limits previously measured.

Keywords: patterns, laser welding, 201LN, weld morphologies, tensile tests, fatigue tests, staircase method, finite element method

TABLE DES MATIÈRES

REMERCIEMENTS.....	v
RÉSUMÉ.....	vii
ABSTRACT.....	ix
TABLE DES MATIÈRES.....	xi
LISTE DES TABLEAUX.....	xv
LISTE DES FIGURES.....	xix
LISTE DES ABRÉVIATIONS, DES SIGLES ET DES ACRONYMES.....	xxiii
LISTE DES SYMBOLES.....	xxvii
INTRODUCTION GÉNÉRALE.....	2
CHAPITRE 1 État des connaissances, objectifs et méthodologie.....	5
1.1 NORMES ET DÉFINITIONS GÉNÉRALES.....	5
1.2 PRÉSENTATION DE L'ACIER 201LN.....	6
1.3 PRÉSENTATION DU PROCÉDÉ ET DE LA CONFIGURATION DE SOUDAGE.....	8
1.3.1 Présentation du procédé.....	8
1.3.2 Présentation des paramètres procédés et de la configuration de soudage.....	10
1.3.3 Présentation de la configuration de soudage.....	11
1.4 FACTEURS INFLUANT SUR LES JOINTS SOUDÉS AU LASER.....	11
1.4.1 Facteurs influençant les propriétés, hors fatigue, des soudures autogènes réalisées dans des plaques en acier austénitique inoxydable.....	12
1.4.2 Facteurs influant sur la résistance en fatigue (soudures rectilignes).....	13

1.5	L'IMPACT DE LA MODIFICATION DE LA TRAJECTOIRE SUR LES PROPRIÉTÉS MÉCANIQUES DE LA SOUDURE.....	14
1.5.1	Impact des patrons de soudage sans oscillations sur les propriétés microscopiques et mécaniques de la soudure.....	15
1.5.2	Impact des oscillations du faisceau laser par un scanner sur la soudure.....	16
1.6	OBJECTIFS ET MÉTHODOLOGIE.....	18
CHAPITRE 2 Présentation des patrons de soudage étudiés et des modes de fabrication des assemblages soudés		
2.1	PROCÉDURES DE QUALIFICATION RETENUES.....	19
2.2	LISTE DES PATRONS ÉTUDIÉS	21
2.3	PRODUCTION DES ASSEMBLAGES SOUDÉS.....	24
2.3.1	Production de la famille de patron n° I :	24
2.3.2	Production des familles de patron n° II à V:	25
2.3.3	Production de la famille de patron n° VI :.....	25
2.3.4	Paramètres opératoires	26
2.4	CONDUITE DES ESSAIS MACROGRAPHIQUES ET MÉCANIQUES.....	27
2.5	RÉCAPITULATIF DU CHAPITRE	27
CHAPITRE 3 Étude macrographique		
3.1	RÈGLES D'ACCEPTATION DES DÉFAUTS DE SOUDAGE	29
3.2	MÉTHODE D'EXAMEN MACROSCOPIQUE EMPLOYÉE.	31
3.3	ÉTUDE MACROGRAPHIQUE DE LA FAMILLE DE PATRON N°1	33
3.4	MÉTHODOLOGIE DU DÉROULEMENT DES ESSAIS MACROGRAPHIQUES DE LA FAMILLE DE PATRON N° II À V.	34
3.5	MÉTHODOLOGIE DU DÉROULEMENT DES ESSAIS MACROGRAPHIQUES DE LA FAMILLE DE PATRON N°VI.....	40
3.6	ESTIMATION DE LA TAILLE DES SURFACES DE CONNEXION.....	42
CHAPITRE 4 Essais de traction		
		45

4.1	NORMES RELATIVES AUX ESSAIS DE TRACTION :	45
4.2	MÉTHODOLOGIE DES ESSAIS DE TRACTION.....	45
4.3	RÉSULTAT DES ESSAIS DE TRACTION	46
4.4	ANALYSE DES ESSAIS DE TRACTION.	48
CHAPITRE 5 Essais de fatigue		53
5.1	REVUE DE LITTÉRATURE	53
5.1.1	Références normatives liées aux essais de fatigue.....	53
5.1.2	Bref rappel	53
5.1.3	Paramètres inhérents aux conditions des essais de fatigue et influents sur les essais.....	54
5.1.4	Détermination de la limite d'endurance par la méthode de l'escalier.....	56
5.2	DESCRIPTION DES TESTS ET DES PROCÉDURES.....	58
5.3	RÉSULTATS EXPÉRIMENTAUX	60
5.3.1	Analyse fractographique des éprouvettes rompues lors des essais fatigue.....	60
5.3.2	Déroulement des séquences d'évaluation des limites d'endurance des différents patrons selon la méthode de l'escalier.....	66
5.3.3	Analyse des limites d'endurance mesurées.....	73
5.3.4	Tracé des courbes de fatigue.....	76
5.4	ANALYSES DES ESSAIS DE FATIGUE	82
5.5	RÉCAPITULATIF DES ESSAIS DE FATIGUE	84
CHAPITRE 6 Simulation numérique des essais de fatigue.....		85
6.1	INTRODUCTION	85
6.1.1	Livres à propos :.....	85
6.1.2	Objectifs et plan du chapitre	86
6.1.3	État de l'art du dimensionnement en fatigue des assemblages soudés.	86
6.2	MÉTHODE DE CALCUL UTILISÉE POUR ANALYSER LES MODÈLES NUMÉRIQUES.....	89
6.3	CRÉATION DES MODÈLES NUMÉRIQUES	91
6.3.1	Création du modèle en coupe 2D de la soudure	92

6.3.1	Création du modèle numérique 3D :	96
6.4	RÉSULTATS DES ESSAIS NUMÉRIQUES	98
6.4.1	Comparaison des patrons.....	98
6.4.2	Étude des cercles	103
6.5	RÉSUMÉ DE L'ANALYSE NUMÉRIQUE	105
	CONCLUSION GÉNÉRALE	106
	LISTE DES ANNEXES	111
	ANNEXE I : Études réalisées pour obtenir les paramètres opératoires de la famille de patron n°VI.....	112
	ANNEXE II : Courbes de traction	120
	ANNEXE III : Essais de fatigue	124
	ANNEXE IV : Script Matlab - simulation numérique.....	133
	ANNEXE V : Représentations visuelles des maillages utilisés.....	135
	RÉFÉRENCES BIBLIOGRAPHIQUES	138

LISTE DES TABLEAUX

Tableau 1 : Composition chimique de l'acier 201LN	7
Tableau 2 : Propriétés mécaniques de l'acier 201LN recuit.....	7
Tableau 3 : Propriétés mécaniques de l'acier 201 LN durcit de ¼.....	7
Tableau 4: Seuils d'acceptation des soudures.....	21
Tableau 5 : Liste de famille de patron et des patrons étudiés	23
Tableau 6 : Paramètres opératoires utilisés pour le soudage laser.....	26
Tableau 7 : Critères d'acceptation de défauts de soudage	30
Tableau 8 : Essais macrographiques réalisés pour la famille de patron I.....	33
Tableau 9 : Essais macrographiques des familles de patron II et III	36
Tableau 10: Essais macrographiques des familles de patron IV et V	38
Tableau 11 : Résultats macrographiques de la famille de patron VI.....	42
Tableau 12: Estimation des surfaces soudées	43
Tableau 13 : Résultats des essais de traction des patrons 1 à 3	47
Tableau 14 : Résultats des essais de traction des patrons 4 à 8	47
Tableau 15 : Résultats des essais de traction des patrons 9 à 13	48
Tableau 16: Résultats des essais de traction	49
Tableau 17 : Paramètres influents sur les essais de fatigue.	55
Tableau 18 : Exemple de la schématisation du déroulement d'une séquence	57

Tableau 19 : Analyse de la schématisation du déroulement de la séquence précédente.....	58
Tableau 20 : Résultats fractographiques des essais de fatigue.....	61
Tableau 21 : Déroulement des essais de fatigue du patron 1	66
Tableau 22 : Déroulement des essais de fatigue du patron 2	67
Tableau 23 : Déroulement des essais de fatigue du patron 3	67
Tableau 24 : Déroulement des essais de fatigue du patron 4	68
Tableau 25 : Déroulement des essais de fatigue du patron 5	68
Tableau 26 : Déroulement des essais de fatigue du patron 6	69
Tableau 27 : Déroulement des essais de fatigue du patron 7	69
Tableau 28 : Déroulement des essais de fatigue du patron 12	71
Tableau 29 : Déroulement des essais de fatigue du patron 13	72
Tableau 30 : Résultats numériques des essais de fatigue	73
Tableau 31 : Analyse des courbes de fatigue	81
Tableau 32 : Table des données de l'analyse ANOVA	82
Tableau 33 : Table des résultats de l'analyse de la variance.	82
Tableau 34 : Propriétés de l'acier 201LN attribuées au modèle numérique	92
Tableau 35 : Comparaison des différentes modélisations de la soudure.....	94
Tableau 36: Résultats des modélisations numériques	100
Tableau 37 : Macrographie de l'étude i	112
Tableau 38 : Macrographie de l'étude iv	117
Tableau 39 : Données liées aux cycles de fatigue du patron 1.....	125
Tableau 40 : Données liées aux cycles de fatigue du patron 2.....	126

Tableau 41 : Données liées aux cycles de fatigue du patron 3	127
Tableau 42 : Données liées aux cycles de fatigue du patron 4	128
Tableau 43 : Données liées aux cycles de fatigue du patron 5	128
Tableau 44 : Données liées aux cycles de fatigue du patron 6	129
Tableau 45 : Données liées aux cycles de fatigue du patron 7	130
Tableau 46 : Données liées aux cycles de fatigue du patron 12	131
Tableau 47 : Données liées aux cycles de fatigue du patron 13	132

LISTE DES FIGURES

Figure 1 : Les trois modes de soudage laser	9
Figure 2 : Diagramme d'Ishikawa relatif aux paramètres de soudage laser	10
Figure 3 (a) et (b) : Dessins de joints par recouvrement.....	11
Figure 4 (a), (a)', (b) et (b') : Illustration de l'influence de la fréquence du scanner sur la morphologie de la soudure.....	17
Figure 5 : Dessin technique de l'assemblage soudé	20
Figure 6 : Assemblage d'essai de l'entreprise partenaire pour l'analyse macroscopique	32
Figure 7 : Numérotation des essais pour l'analyse macrographique.....	32
Figure 8 : Effet de l'évolution de la puissance laser sur DT et W	35
Figure 9 : Macrographie de l'essai 1Ca.....	39
Figure 10 : Essais macrographique n°1a de la famille de patron VI (bande)	41
Figure 11 : Photos d'éprouvettes rompues par traction.....	46
Figure 12 : Résultats des essais de traction.....	51
Figure 13 : Corrélation entre la résistance ultime et la surface soudée	52
Figure 14 : Cycles de contrainte de fatigue	54
Figure 15 : Patron 1 - Fissure se propageant dans la plaque, côté endroit.....	62
Figure 16 : Patron 1 - Fissures se propageant dans la plaque, côté envers, et la soudure	62
Figure 17 : Patron 2 - Fissure se propageant dans la plaque, côté envers	63

Figure 18 : Patron 3 - Fissure se propageant le long de l'interface soudée.....	63
Figure 19 : Patron 3 - Fissures se propageant dans la plaque, côté envers, et la soudure	63
Figure 20 : Patron 4 - Fissure se propageant dans la plaque, côté endroit	64
Figure 21 : Patron 4 - Fissures se propageant dans la plaque, côté envers, et la soudure	64
Figure 22 : Patron 5 - Fissure se propageant dans la plaque, côté envers	64
Figure 23 : Patron 6 - Fissures se propageant dans la plaque, côté envers, et la soudure	64
Figure 24 : Patron 7 - Fissure se propageant dans la plaque, côté envers	65
Figure 25 : Patron 12 - Fissure se propageant dans la plaque, côté envers	65
Figure 26 : Patron 13 - Fissure se propageant dans la plaque, côté envers	65
Figure 27: Résultats des essais de fatigue	74
Figure 28 : Courbes de fatigue des patrons 1 (rouge) et 2 (vert)	78
Figure 29 : Courbes de fatigue des patrons 6 (bleu) et 7 (orange)	79
Figure 30 : Courbes de fatigue des patrons 12 (violet) et 13 (gris).....	80
Figure 31 : Incidence de la projection orthogonale sur la limite d'endurance.....	83
Figure 32 : Entailles inhérentes aux joints soudés par recouvrement	88
Figure 33 : Approche élastoplastique utilisée	92
Figure 34 : Représentation 2D de l'assemblage soudé	93
Figure 35 : Résultat de la modélisation 2D choisie.....	95
Figure 36 : Représentation du modèle numérique du patron n°3.....	96
Figure 37 : Maillage d'une demi-section de la soudure	97

Figure 38 : Maillage de l'une plaque des plaques de l'assemblage soudé du patron n°3.....	97
Figure 39 : Maillage d'une plaque au niveau d'une extrémité de la soudure	97
Figure 40 : Couche limite dans les plaques côté soudure.....	98
Figure 41 : Contraintes équivalentes uniaxiales complètement renversées maximales	101
Figure 42 : Tracé de $\sigma_{arG-max}$ et $\sigma_{arSWT-max}$ en fonction de $\Delta F_D(5M)/S_s$	102
Figure 43 : Évolution de σ_{ar-max} en fonction du diamètre pour les patrons circulaires	104
Figure 44 : Résultats de l'étude i.....	113
Figure 45 : Résultats de l'étude ii.....	114
Figure 46 : Régression linéaire de DT en fonction de P/V	115
Figure 47 : Résultats de l'étude iii.....	116
Figure 48 : Résultats de l'étude v.....	118
Figure 49 : Essais de traction des patrons n°1 (bleu), n°2 (noir) et n°3 (mauve)	120
Figure 50 : Essais de traction des patrons n°4 (violet) et n°5 (bordeaux)	121
Figure 51 : Essais de traction des patrons n°6 (jaune) et n°7 (rose)	121
Figure 52 : Essais de traction des patrons 8 (brun) et 9 (kaki)	122
Figure 53 : Essais de traction des patrons 10 (marron) et 11 (turquoise)	122
Figure 54 : Essais de traction des patrons n° 12 (vert) et n°13 (rouge)	123
Figure 55 : Maillage du patron n°1	135
Figure 56 : Maillage du patron n°2.....	135
Figure 57 : Maillage du patron n°3.....	135
Figure 58 : Maillage du patron n°4.....	135
Figure 59 : Maillage du patron n°5.....	136

Figure 60 : Maillage du patron n°6	136
Figure 61 : Maillage du patron n°7	136
Figure 62 : Maillage du patron n°8	136
Figure 63 : Maillage du patron n°9	136
Figure 64 : Maillage du patron n°10	137
Figure 65 : Maillage du patron n°11	137
Figure 66 : Maillage du patron n°12	137
Figure 67 : Maillage du patron n°13	137

LISTE DES ABRÉVIATIONS, DES SIGLES ET DES ACRONYMES

UQAR	Université du Québec à Rimouski
ASTM	[American Society for Testing and Materials]
ISO	Organisation internationale de normalisation [International Organization for Standardization]
T1	Épaisseur de la tôle, côté endroit [Face Sheet Thickness] (mm)
T2	Épaisseur de la tôle, côté envers [Root Sheet Thickness] (mm)
W	Largeur de connexion [Connection Width] (mm)
D	Pénétration de la soudure dans la tôle, côté envers [Weld Penetration into the root sheet] (mm)
DT	Profondeur de pénétration totale [Total Weld Penetration] (mm)
G	Écartement [Gap] (mm)
WF	Largeur de la face [Face Width] (mm)
R	Surépaisseur [Weld Reinforcement] (mm)
UF	Dépression [Underfill] (mm)
F_u	Force ultime (N ou kN)
S_c	Surface de connexion (mm ²)
ΔF	Étendue de variation de la force (N)

σ_D	Limite d'endurance en contrainte (MPa)
$\Delta F_D(5M)$	Limite d'endurance à cinq millions de cycles en force (N)
s	Écart type (N)
$\Delta\sigma$	Étendue de variation de la contrainte (MPa)
σ_{alt} et σ_a	Amplitude de la contrainte (MPa)
σ_{max}	Contrainte maximale (MPa)
σ_{min}	Contrainte minimale (MPa)
σ_{moy} et σ_m	Contrainte moyenne (MPa)
d	Pas de l'échelonnement des contraintes (N)
F_{max}	Force maximale appliquée à l'assemblage (N)
F_{min}	Force minimale appliquée à l'assemblage (N)
N	Durée de vie en fatigue (nombre de cycles)
R	Rapport de chargement (sans unité)
X	Rupture
O	Non rupture
IIW	Institut international; de la soudure [International Institute of Welding]
E	Module d'élasticité (MPa)
E_{Tiso}	Module tangent isotrope (MPa)
$\sigma_{1a} / \sigma_{2a} / \sigma_{3a}$	Contraintes principales alternées (MPa)
$\sigma_{1m} / \sigma_{2m} / \sigma_{3m}$	Contraintes principales alternées (MPa)

σ_{ar}	Contrainte équivalente uniaxiale complètement renversée (MPa)
σ_{ar-max}	Contrainte équivalente uniaxiale complètement renversée maximale (MPa)
σ_{arG}	Contrainte équivalente uniaxiale complètement renversée calculée à l'aide de la formule de Goodman (MPa)
σ_{arSWT}	Contrainte équivalente uniaxiale complètement renversée calculée à l'aide de la formule de SWT (MPa)
$\sigma_{arG-max}$	Contrainte équivalente uniaxiale complètement renversée maximale calculée à l'aide de la formule de Goodman (MPa)
$\sigma_{arSWT-max}$	Contrainte équivalente uniaxiale complètement renversée maximale calculée à l'aide de la formule de SWT (MPa)
σ'_f	Vraie contrainte conduisant à la fracture (MPa)
SWT	Smith, Watson et Topper

LISTE DES SYMBOLES

°C	Degré Celsius
μm	Micromètre
mm	Milimètre
V	Vitesse d'avance (m/s)
W	Watt
N	Newton
kN	Kilo Newton
MPa	Méga Pascal
po.	Pouce
psi	Livre-force par pouce carré

INTRODUCTION GÉNÉRALE

Cette recherche a été réalisée en collaboration avec l'industriel Bombardier Transport, un fabricant de matériel roulant ferroviaire. Cette entreprise a commencé à intégrer dans ses processus de fabrication le procédé de soudage laser depuis désormais une décennie. Ce procédé lui permet notamment de réaliser en partie l'assemblage mécanosoudé de ses caisses ferroviaires en acier inoxydable austénitique. Cette présente recherche intervient donc dans une démarche d'amélioration du processus déjà mis en place par leurs ingénieurs au sein de l'usine québécoise de La Pocatière. Le soudage laser permet de réaliser une infinité de formes de joint induites par la trajectoire du faisceau laser soudeur et appelée patron de soudage. Cette question s'est davantage posée ces dernières années avec l'arrivée de têtes laser permettant de programmer directement des trajectoires comme la HIGHYAG RLSK. Ces têtes laser permettent en effet de déplacer le faisceau laser avec seulement un jeu de miroirs à la place d'un bras robotisé, généralement utilisé pour déplacer la tête laser dans sa globalité. Ces têtes permettent en conséquence d'avoir une trajectoire plus précise et une meilleure dynamique du faisceau laser. Pour résumer, ce travail intervient dans un processus de recherche sur l'influence des patrons de soudage sur le comportement mécanique et particulièrement en fatigue des joints soudés par faisceau laser.

Le but de cette recherche est de pouvoir classer les patrons de soudage laser selon leurs différentes propriétés mécaniques. Les propriétés mécaniques testées ici sont la résistance à la traction et à la fatigue. Étant donné que les produits de l'entreprise partenaire sont soumis à une garantie de quarante ans, la fatigue est la caractéristique prépondérante c'est pourquoi on s'est également interrogé sur sa modélisation numérique. La configuration choisie est par recouvrement sans métal d'apport à partir de plaques en aciers austénitiques

inoxydables 201LN. Globalement, les sous-objectifs de ce mémoire sont, pour chaque propriété mécanique étudiée (résistance en traction et en fatigue), de classer les patrons de soudure selon leur résistance puis de modéliser empiriquement les résultats expérimentaux.

La méthodologie des essais morphologiques, de traction et de fatigue s'inspire de celle utilisée par l'entreprise partenaire (Jaxa-Rozen, Desjardins, & Raymond, 2011). Les essais de fatigue ont pour but de déterminer la limite d'endurance à cinq millions de cycles à l'aide de la méthode de l'escalier utilisée avec un ratio de chargement de 0,5, pour chacun des patrons de soudage étudié. Les simulations numériques, dont le but est de vérifier si la contrainte équivalente uniaxiale complètement renversée maximale de chaque patron est corrélée à sa résistance en fatigue.

La popularité du procédé de soudage laser face aux autres procédés de soudage provient de sa précision élevée, de sa bonne répétabilité, de sa vitesse élevée, de son automatisation aisée ainsi que de ses faibles transferts énergétiques vers la pièce (Katayama, 2013a). Ce dernier point permet notamment d'obtenir de faibles déformations résiduelles. L'industrie ferroviaire, à laquelle appartient le partenaire industriel, a d'ailleurs initié voici une décennie sa transition du soudage par résistance vers le soudage laser (H. Wang, 2013). La forte densité d'énergie émise par le faisceau laser permet notamment de travailler dans le mode de soudage dénommé en « trou de serrure » ou « keyhole » en anglais. Ce mode de soudage laser généralement privilégié par rapport aux autres se caractérise par des soudures à la fois étroites profondes.

Albright, Hsu, et Lund (1990) ont montré que plusieurs petites soudures parallèles à la direction de chargement avaient une meilleure résistance en fatigue qu'une unique soudure perpendiculaire à la direction de chargement. Cho, Yang, Son, et Kim (2004) ont comparé l'influence de la direction du chargement sur la résistance en fatigue. Ces deux articles ont permis de montrer que modifier la forme du joint soudé ou les directions de sollicitation modifiait notablement la résistance à la fatigue. P. C. Wang et Ewing (1994) ont, en plus de l'orientation de la soudure, étudié l'influence de la vitesse de soudage. L'influence des autres paramètres de soudage (propriétés du matériau, contraintes résiduelles, effets de tailles...)

sur la fatigue a entre autres été étudiée par Maddox (2002), mais sans tenir compte du patron de soudage. La modélisation numérique en fatigue des joints soudés se base aujourd'hui sur une recommandation de l'institut international de la soudure (Fricke, 2012).

Au meilleur des connaissances de l'auteur, aucune recherche n'a porté sur l'étude de l'influence exclusive des patrons de soudage sur la résistance en fatigue des patrons considérés. Les seules recherches qui ont étudié l'influence des patrons de soudage sur la fatigue (Albright et al., 1990; Hsu & Albright, 1991) n'ont pas étudié tous les patrons sélectionnés dans ce mémoire ni cherché leurs limites d'endurance à 5 M de cycle pour un rapport de chargement de 0,5. Concernant le dimensionnement numérique des joints soudés, les méthodes définies dans la littérature s'intéressent davantage aux soudures conventionnelles à l'arc électrique qu'aux soudures par recouvrement réalisées au laser. Il a donc été nécessaire de mixer plusieurs méthodes différentes.

Le mémoire est divisé en six chapitres. Le premier chapitre est conçu de façon à présenter les notions de base. Le deuxième chapitre est construit afin d'introduire les patrons de soudage étudiés et les méthodes expérimentales utilisées. Une étude sur la morphologie des joints soudés est réalisée au sein du troisième chapitre. Une campagne d'essai de traction est menée dans le quatrième chapitre alors qu'une campagne d'essais de fatigue est conduite dans le cinquième chapitre. Une modélisation numérique de l'impact de la forme du joint soudé sur la résistance en fatigue est proposée dans le dernier chapitre, soit le sixième.

CHAPITRE 1

ÉTAT DES CONNAISSANCES, OBJECTIFS ET MÉTHODOLOGIE

Ce présent chapitre fait état des connaissances actuelles au sujet des joints soudés par recouvrement dans des plaques en acier inoxydable austénitique 201LN et de leur comportement en fatigue. Dans un premier temps, la section 1.1 présente les normes utilisées dans ce mémoire et définit les termes généraux. La section 1.2 est par la suite dédiée à la présentation des aciers austénitiques inoxydables et plus particulièrement l'acier 201LN. La section 1.3 a pour but d'introduire le lecteur au procédé et à la configuration de soudage employés dans ce mémoire. La section 1.4 est utilisée pour présenter les facteurs influents sur les différentes propriétés microscopiques, morphologiques et mécaniques des soudures. Enfin, la section 1.5 est employée pour présenter l'impact de la modification de la trajectoire sur la soudure et l'influence des oscillations du faisceau laser.

1.1 NORMES ET DÉFINITIONS GÉNÉRALES

La norme ISO/TRL 25901-1:2016 *Soudage et techniques connexes -- Vocabulaire -- Partie 1: Termes généraux*, définit le soudage §2.1.1 comme un « procédé d'assemblage au cours duquel deux ou plusieurs pièces sont réunies en produisant une continuité du ou des matériaux au moyen de chaleur, de pression ou des deux, et en utilisant ou non un produit d'apport ». Pascal (2014) précise à cela qu'il s'agit d'une « continuité de la nature des matériaux assemblés ». Parmi les familles de procédés de soudages les plus utilisés, on compte parmi d'autres le soudage par électrode, le soudage par résistance et le soudage par faisceau. C'est à cette dernière famille que le soudage laser, notamment référencée dans la norme ISO 4063-52, appartient.

Une source laser (acronyme de « light amplification by stimulated emission of radiation ») est une source de lumière monochromatique, directionnelle et cohérente. Les lasers sont aujourd'hui utilisés dans de multiples domaines industriels. Ils permettent aussi bien de réaliser des opérations de mesure dimensionnelle que des opérations de fabrication. Dans le cas des procédés laser de fabrication, le laser permet de concentrer de fortes densités d'énergie sur de faibles surfaces. Cette opération a pour but d'augmenter la température de la surface visée afin d'élever sa température voir de la fondre ou encore de la sublimer. Parmi les procédés de fabrication laser, il est répertorié la découpe laser, le perçage laser, l'usinage laser, la trempe superficielle par laser, le rechargement laser, le marquage laser, le nettoyage laser, le dressage laser, plusieurs procédés de fabrication additive comme le procédé SLM (Selective Laser Melting) et enfin celui mis à l'honneur dans ce mémoire : le soudage laser.

La norme ASTM A666-15 définit l'acier 201LN, soit le matériau utilisé dans ce mémoire. La norme EN 14610 définit les procédés de soudage, dont le soudage laser. Enfin, la norme EN 17659 définit les joints par recouvrement, soit les joints utilisés dans ce mémoire.

1.2 PRÉSENTATION DE L'ACIER 201LN

L'utilisation des aciers austénitiques inoxydables dans le domaine ferroviaire a commencé au cours des années 1930's. Aujourd'hui encore des caisses ferroviaires continuent d'être fabriquées à partir de ce matériau bien que d'autres métaux comme les alliages d'aluminium soient également utilisés (Jaxa-Rozen, 2014). Le choix de cette catégorie d'aciers tient de ses nombreux avantages. Sa bonne résistance à la corrosion permet une maintenance moins régulière. Sa mise en forme est facilitée par de bonnes aptitudes au soudage et par une déformation à froid élevée. Ces propriétés font de ce matériau un candidat idéal pour la réalisation des assemblages mécanosoudés.

L'acier austénitique inoxydable 201LN (UNS S20153) est défini dans la norme ASTM A666-15. Plusieurs nuances du matériau existent selon l'érouissage qu'il a

subi. L'acier fourni par le partenaire industriel et utilisé dans le cadre de cette recherche est celui écroui de ¼. La composition chimique ainsi que les propriétés mécaniques du matériau recuit et écroui, définies dans la norme, sont présentées dans les tableaux 1 à 3 ci-après.

Tableau 1 : Composition chimique de l'acier 201LN

Type	Désignation UNS	Composition, %								
		Carbone	Manganèse	Phosphore	Soufre	Silicium	Chrome	Nickel	Azote	Cuivre
201LN	S20153	≤ 0.03	6.4-7.5	≤ 0.045	≤ 0.015	≤ 0.75	16-17.5	4.0-5.0	0.10-0.25	≤ 1.00

Source : traduction de la norme ASTM A666-15

Tableau 2 : Propriétés mécaniques de l'acier 201LN recuit.

Propriétés de traction requises pour l'acier 201LN recuit					
Limite ultime, min	Limite d'élasticité, min	Élongation sur 2 po. ou 50 mm, min		Dureté, max	
MPa	MPa	%		Brinell	Rockwell B
655	310	45		241	100

Source : traduction de la norme ASTM A666-15

Tableau 3 : Propriétés mécaniques de l'acier 201 LN durcit de ¼

Propriétés de traction requises pour l'acier 201LN ¼ écroui				
Limite ultime, min	Limite d'élasticité, min	Élongation sur 2 po. ou 50 mm, min, %		
MPa	MPa	<0.015 po.	≥0.015 à ≤ 0.030 po.	>0.030 po.
825	515	25	25	25

Source : traduction de la norme ASTM A666-15

1.3 PRÉSENTATION DU PROCÉDÉ ET DE LA CONFIGURATION DE SOUDAGE

Un unique procédé de fabrication utilisé dans une unique configuration sera étudié dans ce présent mémoire. Il s'agit du soudage laser sans métal d'apport. La configuration de soudage retenue sera par recouvrement.

1.3.1 Présentation du procédé

La norme EN 14610:2004 *Soudage et techniques connexes – Définitions des procédés de soudage des métaux* définit le soudage des métaux comme une « opération consistant à unir un ou des matériaux métallique(s) par chauffage, pression ou combinaison des deux, de manière à assurer la continuité métallique du (des) matériau(x) assemblé(s) ». La même norme spécifie le soudage laser (ISO 4063–52) comme une technique de « soudage par fusion utilisant un faisceau cohérent de lumière monochromatique ». Plusieurs types de sources laser existent. On recense entre autres les lasers CO₂, les lasers et les lasers à fibre comme celles dopées à l'ytterbium ou l'erbium (Marc, 2012). La norme EN 14610:2004 caractérise également le soudage par fusion comme un « soudage sans application d'effort extérieur, dans lequel les faces à souder sont à fondre ; un métal d'apport étant généralement, mais pas obligatoirement utilisé ».

Les soudures réalisées à partir de ce procédé sont généralement issues du mode en « trou de serrure » (ou « keyhole » en anglais) qui se distingue par des soudures étroites et profondes (Figure 1). Les autres modes, c'est-à-dire le mode par conduction et celui mixte, sont généralement jugés moins intéressants car moins rapides et affectent thermiquement davantage les pièces soudées.

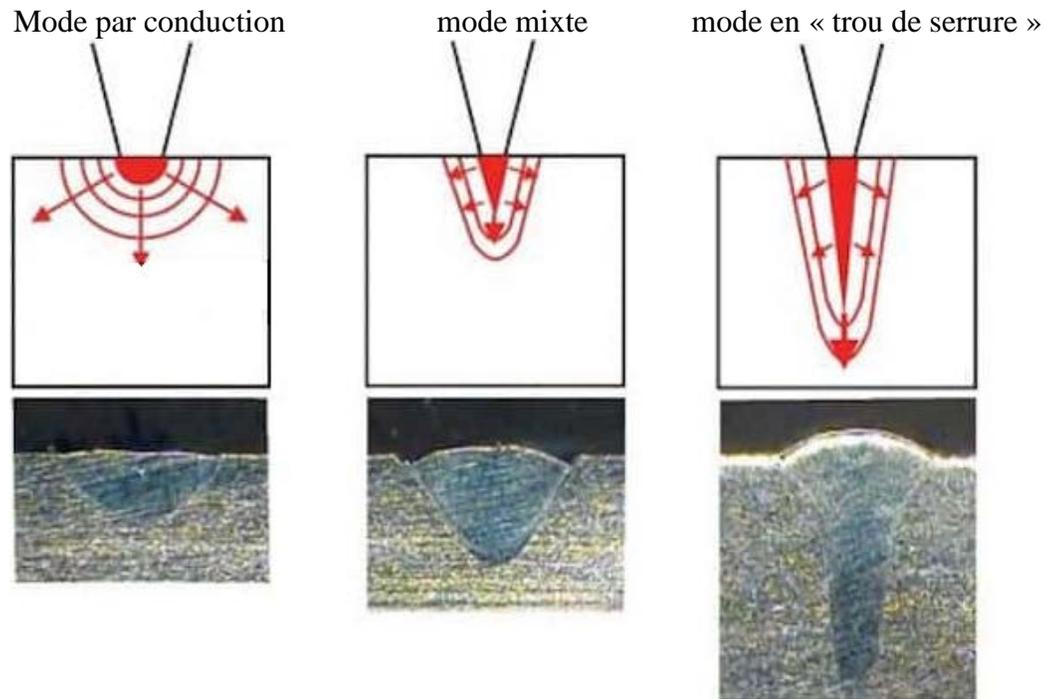


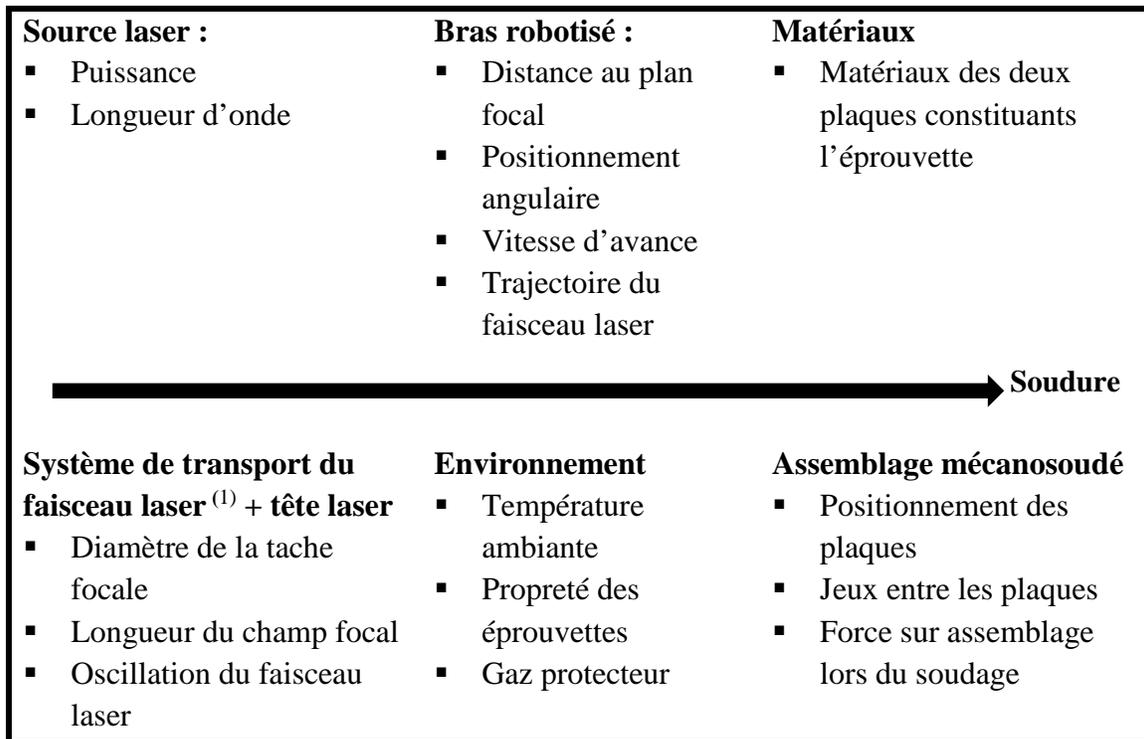
Figure 1 : Les trois modes de soudage laser
 Source : traduction du site <https://www.ebindustries.com>

Contrairement aux soudures par résistance, les soudures laser ont l'avantage de pouvoir être réalisées sans marquer la surface opposée à la soudure. En outre, ce procédé permet d'obtenir de faibles déformations résiduelles, une réduction de la taille de la zone affectée thermiquement et de plus grandes vitesses de soudage. Enfin, le procédé de soudage est celui qui permet d'avoir la plus grande variété de joints Katayama (2013a).

Les lasers utilisés dans cette étude ont tous un spectre lumineux compris entre 1030 et 1070 nm. Contrairement à la longueur d'onde de 10,6 μm produite par les lasers CO₂, cette plage de longueur d'onde à l'avantage de pouvoir être transportée par l'intermédiaire d'une fibre optique.

1.3.2 Présentation des paramètres procédés et de la configuration de soudage

Le soudage laser admet un certain nombre de paramètres opératoires. Les propriétés microscopiques, macroscopiques et mécaniques des soudures réalisées par ce procédé en dépendent. Les paramètres du procédé sont récapitulés dans le diagramme d'Ishikawa représenté sur la Figure 2 ci-dessous.



⁽¹⁾ Deux technologies permettent aujourd'hui le transport du faisceau laser. Il s'agit soit d'un jeu de miroirs soit d'une fibre optique. La tête laser est composée d'un collimateur et d'une lentille convergente auxquelles il peut s'ajouter un scanner.

Figure 2 : Diagramme d'Ishikawa relatif aux paramètres de soudage laser

Conformément aux attentes de l'entreprise partenaire, la recherche présentée dans ce mémoire s'est concentrée sur l'étude de l'influence des paramètres « trajectoire du faisceau laser » et « oscillation du faisceau laser ». Cependant, l'influence des autres paramètres est également abordée dans la suite de cette présente revue de littérature.

1.3.3 Présentation de la configuration de soudage

La norme ISO 17659:2002 *Soudage – Liste multilingue de termes relatifs aux assemblages soudés, avec illustrations* définit les assemblages par recouvrement comme un « type d'assemblage dans lequel les pièces sont situées dans des plans parallèles en se recouvrant partiellement ». La norme fournit également une illustration, présentée Figure 3 (a) et 3 (b), de ce type de joint ainsi que les termes associés. La configuration par recouvrement est largement employée dans le soudage des tôles fines. Les joints réalisés dans cette configuration ont l'avantage de pouvoir être soudés avec de faibles tolérances de positionnement et avec une grande variété de formes possibles. Dans le cadre de cette présente recherche, les assemblages seront soudés sans jeu entre les plaques.

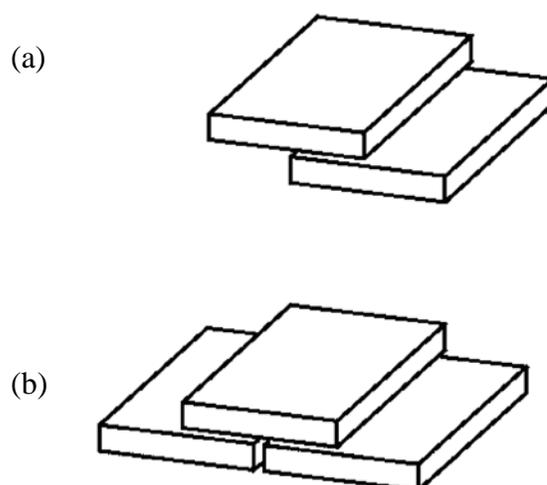


Figure 3 (a) et (b) : Dessins de joints par recouvrement
Source : EN ISO 17659:2004

1.4 FACTEURS INFLUANT SUR LES JOINTS SOUDÉS AU LASER

La première sous-section est consacrée aux propriétés autres que la fatigue et la seconde à la fatigue. La première section aborde uniquement aux aciers austénitiques inoxydables contrairement à la seconde section. Ce choix a été décidé dû au fait qu'il existe peu de recherches dédiées à cette problématique pour cette catégorie d'acier.

1.4.1 Facteurs influençant les propriétés, hors fatigue, des soudures autogènes réalisées dans des plaques en acier austénitique inoxydable

Plusieurs recherches ont étudié les propriétés morphologiques, microscopiques et mécaniques des joints rectilignes soudés dans des plaques en acier austénitique inoxydable bien qu'aucune n'ait abordé spécifiquement le cas de la nuance d'acier 201LN. Mohanty, Arivarasu, Arivazhagan, et Phani Prabhakar (2017); Sathiya et Abdul Jaleel (2010); H. Wang (2013) ont mesuré l'impact des différents paramètres du procédé sur les propriétés précédemment citées des soudures. Parmi ces trois articles, il est à noter que seul H. Wang (2013) a étudié les joints par recouvrement et qu'aucun n'a travaillé sur la nuance d'acier austénitique inoxydable 201LN. Enfin Jaxa-Rozen et al. (2011) ont également étudié, pour le partenaire industriel, les propriétés des soudures réalisées par recouvrement dans des plaques de 201LN.

Propriétés morphologiques (forme du joint en vue de coupe)

Concernant les propriétés morphologiques des joints soudés, H. Wang (2013) a noté que la pénétration augmente lorsque la puissance du laser augmente. Il observe également que la surface de la zone fondue à l'interface des plaques soudées par recouvrement diminue lorsque la vitesse augmente. Il remarque aussi que la profondeur de la soudure est considérablement réduite en défocalisant le faisceau laser. Ces différents résultats ont également été constatés par Sathiya et Abdul Jaleel (2010). H. Wang (2013) note en outre que, dans le cas des plaques épaisses, lorsque le focus est en dessous de la surface supérieure, la densité du faisceau laser est supérieure à l'intérieur que sur la surface extérieure, ce qui a pour effet d'augmenter la pénétration de la soudure. H. Wang (2013) et Jaxa-Rozen et al. (2011) observent également la presque inexistence de la zone affectée thermiquement.

Dureté et traction

Mohanty et al. (2017); Sathiya and Abdul Jaleel (2010); H. Wang (2013) ont réalisé des profils de dureté dans des coupes transversales aux joints soudés. Alors que les deux premières recherches ont noté que la dureté au sein de la zone fondue est supérieure à celle

au sein du métal de base la troisième étude a trouvé le contraire. Sathiya and Abdul Jaleel (2010); H. Wang (2013) n'ont pas observé de zone ramollie en périphérie de la zone fondue, mais ont tous deux constaté une diminution de la dureté au centre de la soudure. Ces recherches ne sont pas non plus contradictoires puisque les matériaux soudés étaient différents. Yeni, Erim, Ventzke, et Koçak (1998) ont comparé la variation de dureté de différents matériaux entre le métal de base et la zone fondue et ont constaté qu'elle était minimale pour les aciers austénitiques. Seul H. Wang (2013) a réalisé des essais de traction sur des soudures laser par recouvrement dans la littérature ouverte. Il a constaté que toutes les soudures sollicitées ont cédé à l'interface des plaques.

1.4.2 Facteurs influant sur la résistance en fatigue (soudures rectilignes)

Plusieurs recherches ont étudié les paramètres jouant sur la résistance en fatigue des joints soudés par laser. P. C. Wang et Ewing (1994) ont étudié sur des plaques en alliage d'aluminium soudées par recouvrement l'impact du jeu entre les plaques, de la vitesse d'avance du faisceau laser, de l'orientation de la soudure et enfin de l'impact des extrémités du joint sur le comportement mécanique en fatigue. Maddox (2002) a répertorié les facteurs modifiant la résistance en fatigue des joints soudés. Il note notamment l'influence des contraintes résiduelles causées par le soudage, de la qualité de la soudure, des effets de tailles et enfin des concentrations de contraintes dues à la forme de la soudure et aux discontinuités. Jian (2003) a énuméré les facteurs qui influencent la résistance en fatigue des alliages métalliques. Cho et al. (2004) ont comparé la résistance en fatigue de soudures transversales et de soudures longitudinales à la direction de chargement réalisées sur des plaques en acier positionnées par recouvrement. L'institut international de soudage, dans sa recommandation écrite par Haagensen et Maddox (2013), a répertorié des méthodes afin d'améliorer la tenue des assemblages soudés. Le partenaire industriel a également étudié l'impact de l'accostage et de l'orientation sur la résistance en fatigue et en traction de plusieurs assemblages positionnés par recouvrement en acier austénitique inoxydable (Jaxa-Rozen et al., 2011). Ce travail a permis de déterminer les paramètres du procédé jugés optimaux. Ces paramètres sont disponibles dans son document interne numéroté 000-P.15.01.

P. C. Wang et Ewing (1994); Jaxa-Rozen et al. (2011) ont conclu qu'un jeu entre les plaques était néfaste pour la durée de vie en fatigue. Cho et al. (2004); P. C. Wang and Ewing (1994); Jaxa-Rozen et al. (2011) ont montré que les soudures transversales à la direction de chargement avaient une meilleure durée de vie que leurs semblables longitudinales. De plus P. C. Wang et Ewing (1994) notent qu'une modification de la vitesse de soudage à puissance constante n'altérerait pas sensiblement la résistance en fatigue pour de hautes durées de vie (5×10^6 cycles). Jian (2003); Maddox (2002); Jaxa-Rozen et al. (2011) montrent tous trois que l'effet de taille a une influence sur la résistance à la fatigue. Plus les plaques soudées sont épaisses plus la résistance en fatigue diminue bien que les jeux de paramètres utilisés (puissance et vitesse d'avance) soient différents puisque adaptés à chaque épaisseur de plaque. Jian (2003) et Maddox (2002) affirment tous deux que l'état de surface de la soudure peut amplifier les concentrations de contrainte locales et donc affaiblir en fatigue les soudures. Cho et al. (2004); Jian (2003); Maddox (2002) affirment également que les contraintes résiduelles ont une influence sur la durée de vie. Cependant, Maddox (2002) défend pour sa part que les contraintes résiduelles ont une influence limitée sur la résistance en fatigue à haut niveau de cycle dans le cas de sollicitations en traction seulement. En effet il relate que la résistance en fatigue des éprouvettes en acier soumises à des contraintes résiduelles et celles où elles ont été relâchées varient seulement d'environ 15% pour une durée de vie maximale de deux millions de cycles dans le cas de cycles de fatigue en traction seulement. Enfin Caccese (2010) affirme que les performances en fatigue sont, parmi d'autres facteurs, fonction de la forme et de la configuration du joint.

1.5 L'IMPACT DE LA MODIFICATION DE LA TRAJECTOIRE SUR LES PROPRIÉTÉS MÉCANIQUES DE LA SOUDURE

Cette section traite de l'impact du patron de soudage (en mode oscillation ou sans oscillations) sur les propriétés des joints soudés.

1.5.1 Impact des patrons de soudage sans oscillations sur les propriétés microscopiques et mécaniques de la soudure.

Un patron de soudage est défini dans ce mémoire comme étant une trajectoire prédéfinie du faisceau laser lors de la réalisation d'une soudure. L'influence des patrons de soudage sur la résistance mécanique des assemblages mécanosoudés a été abordée lors de plusieurs recherches. Albright et al. (1990) ont étudié l'influence des patrons de soudage sur la résistance en fatigue de plaques en aluminium positionnées par recouvrement. L'influence des patrons sur la microstructure et la résistance en traction a été étudiée par Benasciutti, Lanzutti, Rupil, et Fraenkel Haerberle (2014) sur des plaques en aciers doux positionnées par recouvrement et par Ojo, Taban, et Kaluc (2018) sur plaques en alliage d'aluminium également positionnées par recouvrement.

Albright et al. (1990) ont étudié plusieurs patrons, dont celui en double circulaire, celui en dent de scie, le trait transversal, et un patron composé de plusieurs petites soudures longitudinales. Il a obtenu des résistances en fatigue différentes pour chaque patron. Il conclut notamment qu'étendre les soudures parallèlement à leur direction de chargement semble augmenter leurs tenues en fatigue puisque cela diminue leurs contraintes locales de cisaillement. Cependant il n'a pas mis en relation la résistance en fatigue avec la taille de surface de connexion à l'interface entre les plaques. Il est pourtant normal de penser que cette donnée peut avoir une importance sur la résistance en fatigue. Concernant les essais de traction, Ojo et al. (2018) ont montré que les joints circulaires soudés au laser avaient une meilleure résistance en traction que des soudures par résistance. Benasciutti et al. (2014) n'a pas pu montrer cela puisque ses joints étaient plus solides que le métal de base. Il a cependant montré que les soudures circulaires se pliaient moins que les soudures rectilignes lorsque celles-ci étaient soumises à une force non axée par rapport au profil des éprouvettes. Benasciutti et al. (2014) a également noté que les patrons circulaires présentaient une dureté au sein du joint soudé plus faible que le patron rectiligne. Il associe cela à un temps de refroidissement plus lent pour le patron circulaire. Ces deux derniers articles ont donc mis en évidence que les patrons influencent à la fois la microstructure et la répartition des contraintes des efforts de traction.

1.5.2 Impact des oscillations du faisceau laser par un scanner sur la soudure

Les scanners sont des appareils placés en sortie de tête laser qui permettent de faire osciller rapidement le faisceau laser selon un motif donné (Wetzig, 2013). On différencie ceux de type 1D et ceux de type 2D. Ceux de type 1D créent des oscillations unidirectionnelles et la combinaison du mouvement du scanner et d'une trajectoire rectiligne de la tête laser permet de créer entre autres des dents-de-scie ou des sinusoïdes. Ceux de type 2D créent des oscillations bidirectionnelles comme par exemple des cercles.

Fetzer, Sommer, Weber, Weberpals, et Graf (2018); Hagenlocher, Sommer, Fetzer, Weber, and Graf (2018); Kar, Chakrabarti, Roy, et Roy (2019); L. Wang, Gao, Zhang, et Zeng (2016) ont étudié l'influence des oscillations du faisceau laser sur la morphologie (ou propriétés macrographiques), la microstructure, les défauts de soudage ainsi que les propriétés de traction d'assemblages soudés en alliage d'aluminium. D'autres travaux comme ceux de Grünenwald, Unt, et Salminen (2018); Hao, Li, Gao, and Zeng (2015); Mann et al. (2018) ont étudié l'influence des oscillations seulement sur la morphologie, mais pour des soudures réalisées dans des plaques en aciers. Cependant, parmi tous les articles cités précédemment seul un, Hao et al. (2015), a travaillé avec des plaques en acier austénitique inoxydable, mais la soudure ne traversait qu'une seule plaque. Les photos associées à ces recherches sont présentées Figure 4. Hao et al. (2015) ont sur la figure en question comparés plusieurs joints soudés réalisés avec des fréquences d'oscillation différentes afin de vérifier que la morphologie de la section du joint soudé en était bien modifiée. Il appert donc qu'aucune recherche n'a porté sur les assemblages en aciers austénitiques inoxydables soudés par recouvrement.

Les soudures peuvent présenter de nombreux défauts (Katayama, 2013b). Fetzer et al. (2018); Kar et al. (2019) ont montré que l'on pouvait diminuer l'un d'entre eux, la porosité, en travaillant sur les oscillations du faisceau laser. L. Wang et al. (2016) ont montré que les oscillations permettent de modifier la taille des grains. Kar et al. (2019); L. Wang et al. (2016) ont montré que les oscillations modifiaient également la répartition des contraintes résiduelles. Ils associent cela à des vitesses de refroidissement différentes selon les différentes oscillations comme le suggèrent Hagenlocher et al. (2018). Kar et al. (2019)

note que les oscillations permettent d'augmenter sensiblement la résistance mécanique des soudures alors que L. Wang et al. (2016) concluent le contraire.

Concernant les aciers, Grünenwald et al. (2018); Hao et al. (2015) ont étudié l'influence des oscillations sur la morphologie de la soudure. Ils notent tous deux que la soudure n'est pas constante pour des oscillations inférieures à 200 Hz pour leur choix de paramètres, et que les soudures avec une fréquence supérieure à 400 Hz étaient les plus uniformes. Mann et al. (2018) note cependant qu'augmenter la fréquence des oscillations à partir d'un certain seuil augmente notablement les projections. Il a été également montré par Hao et al. (2015) que de trop hautes fréquences engendraient de très grandes vitesses du faisceau laser et donc une sortie du mode en trou de serrure ou tout simplement une modification de ses propriétés (Fabbro, 2013).

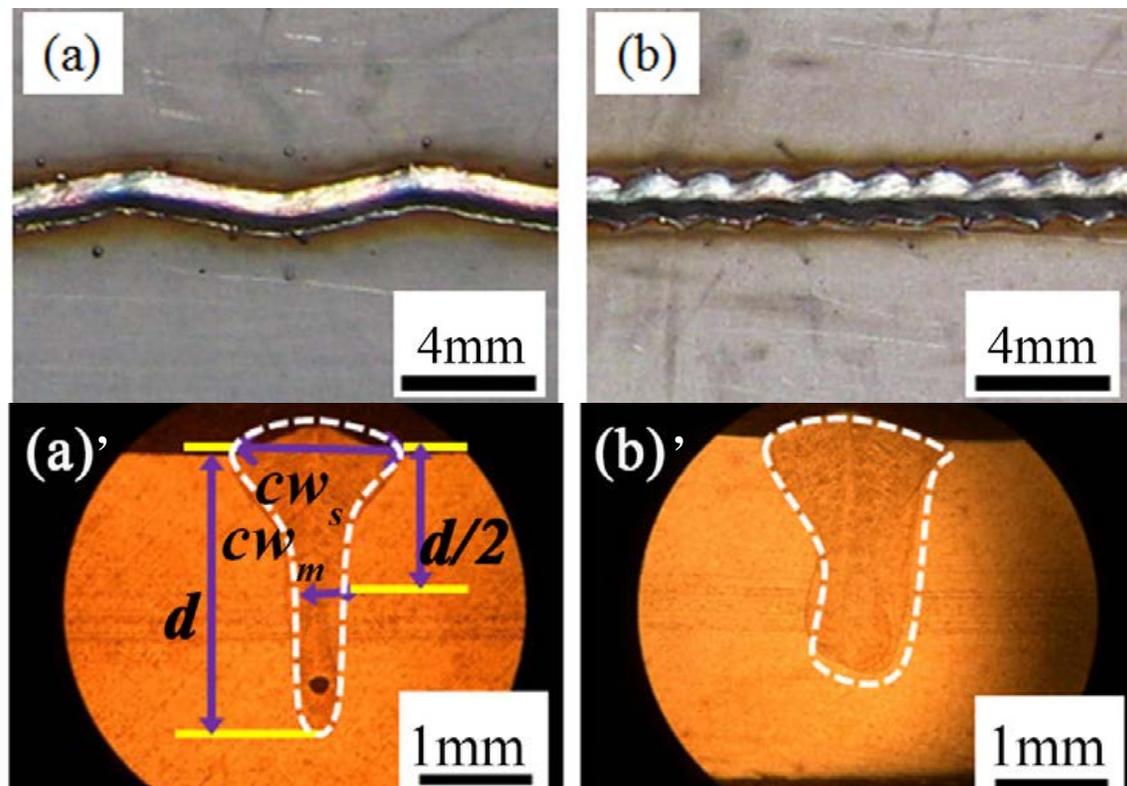


Figure 4 (a), (a)', (b) et (b)': Illustration de l'influence de la fréquence du scanner sur la morphologie de la soudure
Source : Hao et al. (2015)

1.6 OBJECTIFS ET MÉTHODOLOGIE

L'état des connaissances a permis de vérifier que l'influence de la forme des patrons de soudage sur les propriétés mécaniques des joints soudés au laser n'avait été que partiellement étudiée. Ces études n'ont ni porté sur de l'acier 201LN, ni étudié les comportements en fatigue. L'objectif de ce mémoire est donc de choisir puis qualifier la morphologie, la résistance en traction et la résistance en fatigue des patrons étudiés. La modélisation numérique du comportement en fatigue des assemblages soudés est également visée.

Les patrons de soudure étudiés ainsi que les modes de fabrication des assemblages soudés sont présentés dans le chapitre 2. Des sections de coupe des assemblages soudés sont observées au microscope après polissage et attaque chimique dans le chapitre 3 afin de vérifier non seulement l'absence de défauts, mais aussi pour mesurer la largeur des joints soudés produits. Une partie des éprouvettes sont soumises à des tests de traction monotone, avec un contrôle en force, dans le chapitre 4. Dix assemblages soudés de chaque patron sont sollicités afin de mesurer leur force ultime. D'autres assemblages soudés sont ensuite soumis à des tests de fatigue au sein du chapitre 5 afin de mesurer la limite d'endurance de chaque patron. La limite d'endurance est mesurée à l'aide de la méthode de l'escalier (NF A03 405:1991) pour une durée de vie maximale de cinq millions de cycles et pour un rapport de chargement d'un demi ($R=0,5$). Le choix de ces valeurs est discuté au sein du chapitre en question. La modélisation numérique présentée dans le chapitre 6 est réalisée avec COMSOL Mutiphysics avec Matlab. Les assemblages soudés sont modélisés sur COMSOL en prenant en considération les conseils de l'institut international de la soudure. Les calculs sont ensuite compilés sur MATLAB afin de calculer la contrainte équivalente uniaxiale complètement renversée maximale au sein de chaque patron modélisé à l'aide de la formule de Goodman et de la formule de Smith, Watson et Topper.

CHAPITRE 2

PRÉSENTATION DES PATRONS DE SOUDAGE ÉTUDIÉS ET DES MODES DE FABRICATION DES ASSEMBLAGES SOUDÉS

Ce chapitre a été pensé afin d'introduire le lecteur aux concepts communs aux différents chapitres qui le suivent. Il introduit dans un premier temps les procédures de qualification utilisées dans la suite du mémoire, dans un second temps les patrons étudiés sont présentés. Dans un troisième temps, la production des éprouvettes soudées est décrite. Finalement sont présentées les machines d'essais de traction et de fatigue.

2.1 PROCÉDURES DE QUALIFICATION RETENUES

Les procédures de qualification utilisées dans ce mémoire ont été définies à partir de documents internes à l'entreprise partenaire (°000-P.2.15 « Instruction — Soudage au laser : Qualification et contrôle de qualité — Aciers inoxydables » et n°088-STR-144 « Laser Welds Strength Allowable Report » (Jaxa-Rozen et al., 2011)). Ces documents définissent notamment l'assemblage soudé utilisé à la fois pour les essais d'analyse macroscopique, pour les essais de traction et pour les essais de fatigue, présenté sur la Figure 5. Il s'agit d'un assemblage composé de deux tôles de longueur 6 po (150 mm), de largeur 2 po (50 mm) positionnées par recouvrement. Dans le cadre de notre étude, les tôles auront toutes pour épaisseur 0.09 po (2,29 mm) et ne présenteront aucun jeu ou écartement entre elles. Les plaques sont donc accostées l'une contre l'autre lors de l'opération de soudage afin de garantir cette dernière condition. En outre des cales sont rajoutées lors des essais mécaniques de traction et de fatigue aux extrémités de l'assemblage afin de minimiser le désalignement dans les mors des machines d'essais.

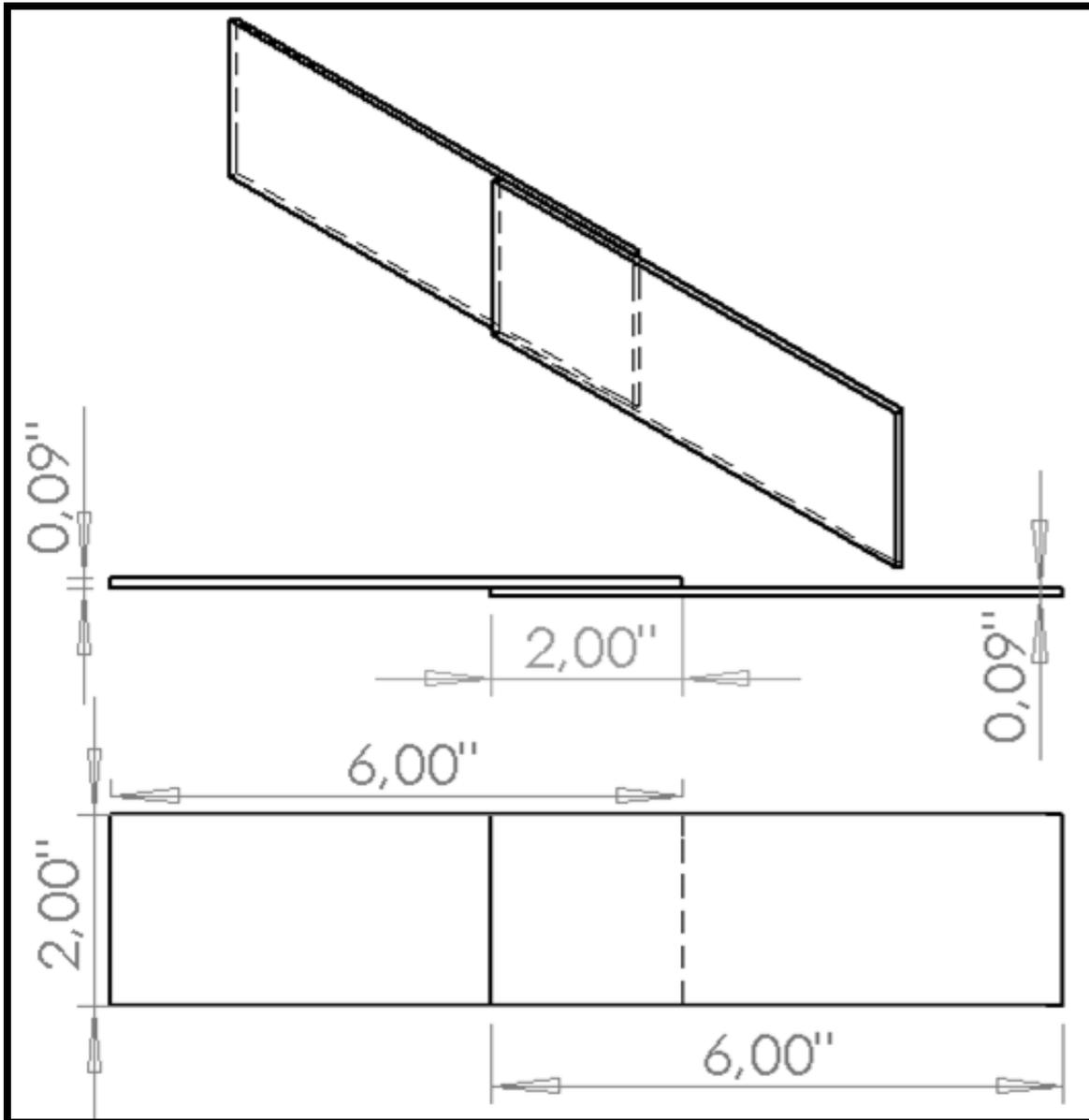


Figure 5 : Dessin technique de l'assemblage soudé

Le document n°000-P.2.15 définit les seuils d'acceptation, reportés dans le Tableau 4, des soudures par l'entreprise partenaire d'un point de vue mécanique dimensionnel. Ceux-ci sont précisés dans le tableau 4.

Tableau 4: Seuils d'acceptation des soudures

Épaisseur de la tôle		Tenue de qualification / Longueur de la soudure : 1.25 po (32 mm)				Largeur min. de la connexion		Pénétration min. dans la tôle côté envers	
		Minimum		130% Minimum					
(po.)	mm	(lbf)	kN	(lbf)	kN	(po.)	mm	(po.)	mm
0.09	2,29	2115	9,41	2 750	12,23	0.020	0,51	0.010	0,25
Valeur de référence pour écartement G=0.									

2.2 LISTE DES PATRONS ÉTUDIÉS

Les patrons de soudage étudiés dans ce mémoire sont ceux présentés dans le Tableau 5. Un patron de soudage est ici défini comme étant une trajectoire donnée du faisceau laser lors de l'opération de soudage. Le choix de ces différents patrons a été réalisé en collaboration avec l'entreprise partenaire, l'usine Bombardier Transport localisée à La Pocatière. Il a été décidé d'étudier les familles de patrons suivantes : le trait, le cercle, l'épingle, la double ellipse et enfin la bande. Ce dernier patron, la bande, représente un trait élargi à l'aide d'un scanner. Pour rappel, un scanner est un appareil, placé à l'intérieur de la tête laser, permettant de faire osciller rapidement le faisceau laser soudeur.

Seulement deux longueurs de soudure sont étudiées dans cette recherche afin de faciliter la comparaison entre les différents patrons. La première longueur soudée étudiée est 32 mm (1.25 po) conformément au document interne à l'entreprise partenaire n°000-P.2.15 « Instruction — Soudage au laser : Qualification et contrôle de qualité — Aciers inoxydables », et ceci afin de pouvoir comparer nos résultats avec les leurs. La seconde longueur soudée étudiée est 80 mm (3.14 po) à la demande de l'entreprise partenaire qui souhaitait étudier spécifiquement les cercles de diamètre de 1 pouce. La famille de patrons des cercles, composée d'un patron de longueur soudée de 32 mm et d'un autre de 80 mm,

a été sélectionnée afin de faire l'intermédiaire entre les deux longueurs soudées sélectionnées.

La famille de patron trait a été choisie puisqu'il s'agit de celle actuellement utilisée par l'entreprise partenaire. Cette dernière famille a cependant été divisée en deux familles distinctes (familles I et II). Alors que le partenaire industriel utilise une tête laser Wobble D50, il a été décidé d'utiliser une tête HIGHYAG RLSK pour réaliser les familles de patrons III, IV et V. En effet, alors que la trajectoire du faisceau laser de la tête D50 dépend directement du bras robotisé la manipulant, la trajectoire du faisceau laser dépend pour la tête RLSK d'un jeu de miroirs intégré. Cette différence rend le faisceau issu de la tête RLSK plus précis et dynamique et par conséquent plus apte à réaliser des formes complexes. Cependant ces deux têtes ayant des rapports distance de focalisation / distance de collimation différents, il n'est pas possible d'obtenir le même diamètre focal. Ce changement de tête laser a également été proposé par le partenaire puisque celui-ci compte utiliser la tête RLSK en production dans le futur. Les familles de patrons I et II ont donc été choisies afin de faire la transition entre les études déjà réalisées par le partenaire industriel (Jaxa-Rozen., 2011) et les familles de patrons III à V. L'épingle a pour sa part été choisie, car cette forme éviterait la propagation des fissures de fatigue dans la soudure dans le cas où celles-ci apparaîtraient aux extrémités du joint. Le patron double-elliptique a été requis par l'entreprise partenaire. Enfin, la bande a été étudiée afin d'évaluer l'utilité des scanners placés dans les têtes laser.

Malheureusement, l'épidémie de COVID-19 survenue en 2020 a forcé la fermeture des universités rendant impossibles les tests sur les familles IV et V. Ces dernières familles sont tout de même étudiées dans l'étude macrographique, dans l'étude de traction et dans la simulation numérique.

Tableau 5 : Liste de famille de patron et des patrons étudiés

N° de famille	Famille de patron	N° de patron	Patron	Longueur soudée (mm)	Représentation graphique
I.	Trait fin	1	Longitudinal	32	
		2	Transversal	32	
		3	Oblique	32	
II.	Trait épais	4	Longitudinal	32	
		5	Transversal	32	
III.	Boucle	6	Cercle Ø1 ¹	32	
		7	Cercle Ø2 ²	80	
IV.	Épingle ³	8	Longitudinale	80	
		9	Transversale	80	
V.	Double ellipse ⁴	10	Longitudinale	80	
		11	Transversale	80	
VI.	Bande	12	Longitudinale	32	 (Oscillations en rouge)
		13	Transversale	32	

¹Cercle de périmètre 32 mm soit de diamètre 10 mm (0.40 po).

²Cercle de diamètre 25 mm (1 po) soit de périmètre 80 mm

³Les arcs de cercle des épingles étudiés ont pour diamètre 10 mm (0.4 po). Celui-ci est équivalent au cercle de périmètre 32 mm (patron n°6). La longueur rectiligne a donc été choisie égale à 32 mm afin d'obtenir une longueur totale soudée de 80 mm ($32+2 \times 32 \times \frac{3}{4}=80$).

⁴La projection de la double ellipse sur son grand axe a été fixée à 32 mm. La projection sur son petit axe a ensuite été calculée à 8,3 mm de sorte que l'abscisse curviligne totale vaille 80 mm.

2.3 PRODUCTION DES ASSEMBLAGES SOUDÉS

Les éprouvettes soudées présentées au sein de cette section ont été utilisées à la fois pour les essais macrographiques, les essais de traction et les essais de fatigue. Les simulations numériques ont également utilisé la même géométrie d'éprouvette. Trois montages pour le soudage, avec leurs propres jeux de paramètres, ont été utilisés afin de produire les différentes familles de patrons. La première configuration de soudage a été utilisée pour produire la famille de patron n°I, la deuxième configuration pour produire les familles n°II à V et la troisième pour produire la famille n°VI uniquement. Les plaques d'acier 201LN de dimension 2x6x0.09 pouces (5x15x2,29 mm) ont toutes été obtenues après la découpe laser, par l'entreprise partenaire, de tôles laminées.

2.3.1 Production de la famille de patron n° I :

Toutes les éprouvettes de la famille de patrons n°I ont été produites au sein de l'une des cellules laser du centre collégial de transfert de technologie « Solutions Novika ». Pour ce faire une tête laser IPG-Photonics Wobble D50 de longueur de collimation 150 mm et de longueur de focalisation 300 mm a été manipulée par un bras robotisé Fanuc. Une fibre optique de diamètre 200 μm permettait d'obtenir une tâche focale de 0,4 mm (formule en dessous du paragraphe). Les paramètres opératoires utilisés ont été ceux proposés par l'entreprise partenaire dans son document interne numéroté 000-P.2.15.01 hormis pour la puissance et la pression du jet d'air permettant d'évacuer le plasma généré par l'opération de soudage dont le débit n'était pas contrôlé. L'ingénieur en charge du projet a demandé d'augmenter la puissance de 100 W par rapport au document afin de compenser l'impact de ce jet d'air non maîtrisé. Cela a permis d'obtenir une pénétration similaire à celles du document précédemment cité. Une macrographie, réalisée chez solution Novika juste avant la production des éprouvettes soudées, a permis de vérifier que l'on obtenait bien la bonne pénétration (≈ 0.022 po). Les plaques destinées au soudage ont toutes été nettoyées à l'isopropanol préalablement à l'opération de soudage.

$$\text{Rappel : } \varnothing_{\text{focal}} = \frac{\text{Longueur du système de focalisation}}{\text{Longueur du système de collimation}} * \varnothing_{\text{fibre optique}}$$

2.3.2 Production des familles de patron n° II à V:

Les éprouvettes des familles de patrons n° II à V ont également été soudées chez « Solution Novika ». Le soudage a été réalisé à l'aide d'une tête de soudage laser RLSK (HIGHYAG) immobile dans l'espace. Les paramètres opératoires ont été déterminés à la suite d'une étude macrographique explicitée dans le troisième chapitre. Le jeu de miroirs inclus dans la tête RSLK a été contrôlé à partir du logiciel RLSK Studio développé pour cette dernière tête laser. La tête RLSK ayant un système de collimation de 150 mm et un système de focalisation de 450 mm, une fibre optique de diamètre 150 µm a été utilisée pour obtenir un diamètre focal de 0,45 mm. Les tôles en acier inoxydable ont également été nettoyées à l'isopropanol avant d'être soudées.

Les familles de patrons II et III ont été soudées dans un premier temps. À la suite des essais mécaniques destructifs, il est apparu que certaines de leurs soudures n'étaient pas complètes sur la totalité de leurs longueurs. Ces dernières éprouvettes ont été écartées et de nouvelles ont été fabriquées. La puissance laser lors du soudage de familles de patrons IV et V, réalisé par la suite, a été relevée par rapport au soudage des familles II et III.

2.3.3 Production de la famille de patron n° VI :

Les éprouvettes correspondantes à la famille de patron n° VI ont été soudées au sein du laboratoire de soudage laser de l'usine de La Pocatière de l'entreprise partenaire. Le soudage a été réalisé à l'aide d'une tête laser IPG-Photonics Wobble D50 munie d'un scanner et manipulée par un robot KUKA KR 150-2TJ. Le système de collimation de 150 mm et le système de focalisation de 300 mm de la tête laser permettaient d'obtenir une tâche focale de diamètre 0,4 mm à partir d'une fibre optique de diamètre 200 µm. Les tôles ont cette fois-ci été nettoyées à l'alcool dénaturé avant d'être soudées.

2.3.4 Paramètres opératoires

Les paramètres opératoires utilisés pour les différentes configurations de soudage sont explicités dans Tableau 6 ci-après. Alors que les paramètres opératoires de la famille n°I ont été proposés par l'entreprise partenaire, les autres paramètres opératoires sont déterminés au cours des travaux liés au chapitre 3 de ce mémoire. Contrairement à ce qui était prévu à la base, les familles de patron II et III et les familles de patrons IV et V n'ont pas été soudées avec les mêmes paramètres opératoires, même si les configurations de soudage étaient les mêmes. Ce point sera davantage développé dans le chapitre 3.

Tableau 6 : Paramètres opératoires utilisés pour le soudage laser

Paramètres opératoires	Unités	Familles de Patron			
		I	II & III	IV & V	VI
Puissance laser	<i>kW</i>	2,35	2,75	3,26	1,90
Vitesse d'avance	<i>m.min⁻¹</i>	3,5	3,5	3,5	0,48 (8 mm/s)
Diamètre focal	<i>mm</i>	0,4	0,45	0,45	0,4
Utilisation d'un scanner	—	Non	Non	Non	Oui
Forme d'oscillation	—	—	—	—	Cercle
Fréquence	<i>Hz</i>	—	—	—	30
Amplitude	<i>mm</i>	—	—	—	2,4

2.4 CONDUITE DES ESSAIS MACROGRAPHIQUES ET MÉCANIQUES.

Les essais macrographiques ont, pour certains, été réalisés dans le laboratoire d'assurance qualité de l'usine Bombardier Transport de La Pocatière et pour les autres dans le laboratoire de recherche en génie mécanique de l'UQAR. Les essais mécaniques de traction et fatigue ont tous été réalisés dans le laboratoire R&D de génie mécanique de l'UQAR à l'aide de deux machines : une machine MTS 810 «Material Test System» et une MTS 809 «Axial / Torsional Test Systems». Les deux machines ont toutes les deux, été calibrées en décembre 2019. Seuls les essais en fatigue des trois premières familles ont été réalisés avant la calibration des machines.

2.5 RÉCAPITULATIF DU CHAPITRE

L'assemblage d'essais, composé de deux plaques de dimensions 50x150x2,29 mm positionnées avec un recouvrement de 50 mm, ainsi que les spécifications minimales requises pour les soudures ont d'abord été définis. Ont ensuite été introduits les treize patrons de soudage étudiés dans la suite du mémoire et choisis en collaboration avec le partenaire industriel. Ces treize patrons de soudage ont été regroupés en six familles de patrons. Les familles ont été le trait fin, le trait épais, le cercle, l'épingle, la double-elliptique et enfin la bande. Les variations au sein d'une même famille provenaient de l'orientation du patron par rapport à la direction de chargement sauf pour la famille des patrons circulaires pour laquelle le diamètre différait. Trois configurations de soudage ainsi que quatre jeux de paramètres ont été utilisés pour souder toutes les éprouvettes.

Les éprouvettes d'essais de la famille de patron I (trait fin) ont été soudées avec une tête Wobble D50 manipulée dans l'espace par un bras robotisé. Les éprouvettes des familles de patron II à V ont été soudées avec une tête RLSK, fixe dans l'espace. La trajectoire du faisceau laser a cette fois-ci été induite uniquement par un jeu de miroirs intégré à la tête laser. Enfin la trajectoire de la famille de patron VI a été produite par la combinaison de celle d'un scanner intégré à la tête laser Wobble 50 ainsi que de celle du bras robotisé manipulant la tête.

CHAPITRE 3

ÉTUDE MACROGRAPHIQUE

3.1 RÈGLES D'ACCEPTATION DES DÉFAUTS DE SOUDAGE

L'examen macroscopique des joints soudés pour cette recherche s'est appuyé sur les deux normes citées ci-après. La première, la norme NF EN ISO 13191-1:1996, est une norme ISO alors que la seconde est une norme interne à l'entreprise partenaire, Bombardier Transport (000-P.2.15).

Les deux normes définissent entre autres les critères d'acceptation de différents défauts présents dans les assemblages en acier soudés au laser. La norme NF EN ISO 13191-1 a référencé dix-huit types de défauts et a défini leurs niveaux d'acceptation en fonction de la qualité recherchée (modérée, moyenne ou élevée). La norme 000-P-2.15 a pour sa part classé quatre types de défauts avec les niveaux d'acceptation spécifiques à l'entreprise partenaire. Les défauts se recoupant entre les deux documents, le Tableau 7 a été conçu afin de faire le lien entre les deux standards.

Dans le cadre de cette recherche, le critère de qualité imposé par le document 000-P.2.15 prévaudra, mais sera complété par la norme ISO lorsque celui-ci ne sera pas assez complet. Cela ne concerne cependant que les défauts de la norme ISO de type 6 « inclusions solides » et 11 « surépaisseurs excessives ». On notera également que les défauts de la norme ISO de type 9, 13,16 et 17, ne peuvent en effet pas être présents dans le cas de la configuration étudiée dans le cadre de cette recherche.

Tableau 7 : Critères d'acceptation de défauts de soudage

000-P.2.15		ISO 13191-1		Critère d'acceptation pour l'étude (avec h la longueur maximale du défaut)
Type	Désignation	Type	Désignation	
1	Soufflures et retassure	1	Fissures	<ul style="list-style-type: none"> • $h \leq 0,3 WL^{(1)}$ si le défaut traverse l'interface • $h \leq 0,6 WL$ sinon
		2	Fissures de cratère	
		3	Soufflures et soufflures sphéroïdales	
		4	Nid de soufflures et soufflures alignées	
		5	Retassures et fissures de cratère	
—	—	6	Inclusions solides	Non spécifié (Voir EN 25817)
Précisé dans le tableau 1 du document 000-P.2.15		7	Manque de fusion	$W^{(2)} \geq 0,51 \text{ mm}$ $D^{(2)} \geq 0,25 \text{ mm}^{(3)}$
		8	Manque de pénétration	
—	—	9	Défauts spécifiques aux soudures d'angle	—
2	Caniveau	10	Caniveau ou morsure	$h < 0.1 T1^{(2)} = 0,23 \text{ mm}$
—	—	11	Surépaisseur excessive	$R^{(2)} \leq 0,5 \text{ mm}^{(4)}$
Précisé dans le document 000-P.2.15		12	Excès de pénétration	La soudure ne doit pas être débouchante

—	—	13	Défaut d'alignement	—
3	Dépression	14	Effondrement	Non tolérées
		15	Manque d'épaisseur	
—	—	16	Retassure à la racine ou Caniveau à la racine	—
		17	Écart par rapport à l'axe du joint spécifié	
4	Projections	18	Projections (perles)	Tolérées

⁽¹⁾ WL correspond à largeur de la soudure à l'endroit du défaut au plus près de l'interface entre les plaques soudées et h à la longueur maximale du défaut en question.

⁽²⁾ Les grandeurs W (largeur de connexion), D (pénétration de la soudure dans la tôle, côté envers), T1 (épaisseur de la tôle, côté endroit) et R (surépaisseur) sont définies sur la Figure 6.

⁽³⁾ L'épaisseur des plaques étant constante (2,29 mm) et sans jeux tout au long du mémoire, cette inéquation correspond à $DT \geq 2,54$ mm, avec DT (profondeur de pénétration totale) également définie sur la Figure 6.

⁽⁴⁾ Cette inéquation correspond à l'exigence élevée de la norme ISO 13919-1.

3.2 MÉTHODE D'EXAMEN MACROSCOPIQUE EMPLOYÉE.

La norme interne à l'entreprise 000-P.2.15 a été suivie afin de réaliser les macrographies. Conformément à cette norme, les montages ont été coupés transversalement à la direction de la soudure afin de réaliser les macrographies. La norme précise également les distances macrographiques mesurées par le partenaire industriel dans le cadre de ces analyses macroscopiques. Ces dernières longueurs sont définies sur la Figure 6. Dans le cadre de notre étude, les épaisseurs des plaques étant toujours constantes (2,29 mm) et l'écartement toujours nul, il a été décidé de ne pas mesurer ces dernières

grandeurs. La pénétration de la soudure dans la tôle, côté envers n'a pas non plus été mesurée spécifiquement puisqu'elle pouvait être calculée facilement à partir de la profondeur de pénétration totale, l'épaisseur de plaque restant constante.

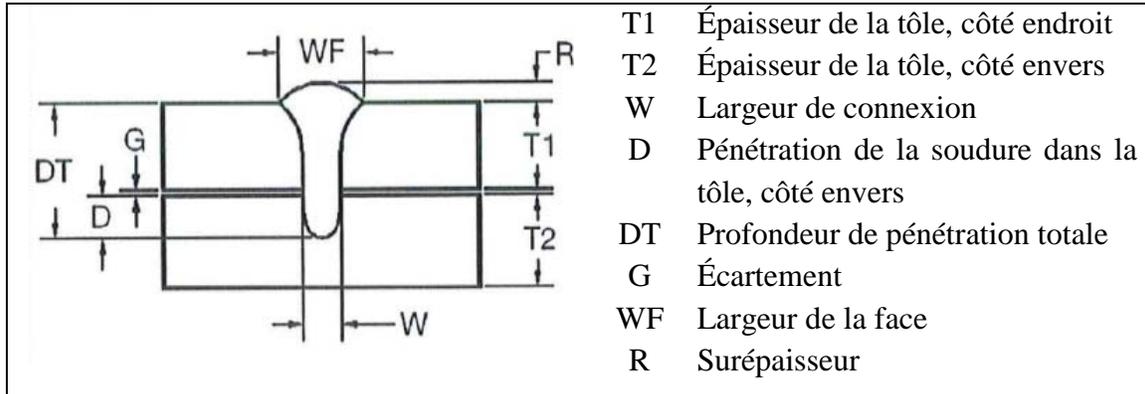


Figure 6 : Assemblage d'essai de l'entreprise partenaire pour l'analyse macroscopique
Source : Document Bombardier 000-P.2.15

La notation des essais pour l'analyse macrographiques a été réalisée comme sur la Figure 7, ci-après. Un numéro a été attribué à chaque éprouvette puis une lettre majuscule à chaque découpe dans l'éprouvette. Une lettre minuscule a été rajoutée lorsque les deux faces résultantes de la même découpe ont été examinées.

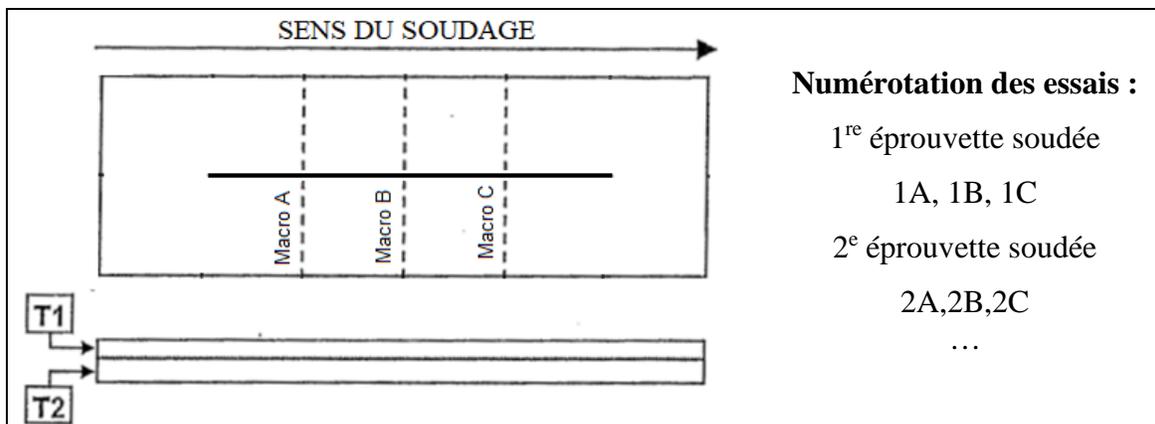


Figure 7 : Numérotation des essais pour l'analyse macrographique
Source : Adapté du document Bombardier 000-P.2.15

3.3 ÉTUDE MACROGRAPHIQUE DE LA FAMILLE DE PATRON N°1

Les paramètres opératoires pour réaliser les soudures de la première famille de patrons ont été fournis par le partenaire industriel. Aucune étude préliminaire n'a donc été conduite afin de les obtenir. Deux soudures de longueur 32 mm ont été observées selon deux coupes la séparant en trois parties de mêmes longueurs. Quatre autres soudures, de mêmes longueurs, ont été examinées selon une unique coupe centrale. Les soudures en coupes une fois polies ont été attaquées chimiquement au réactif de Marble (solution n°25 de la norme ASTM E407) avant observation au microscope. Les longueurs mesurées sont présentées dans le Tableau 8.

Tableau 8 : Essais macrographiques réalisés pour la famille de patron I

	W	DT	WF	R
Essai n°	<i>mm</i>	<i>mm</i>	<i>mm</i>	<i>mm</i>
1A	0,71	2,88	1,24	0,35
1B	0,73	2,9	1,27	0,41
2A	0,68	2,8	1,21	0,33
2B	0,71	2,86	1,32	0,4
3	0,68	2,84	1,17	0,35
4	0,67	2,71	1,15	0,37
5	0,72	2,82	1,13	0,34
6	0,66	2,75	1,18	0,31
Moyenne	0,70	2,82	1,21	0,36
Écart type	0,03	0,06	0,06	0,03

Ces résultats sont très proches de ceux observés par le partenaire industriel dans son rapport de qualification numéroté 000-P.2.15.01 dont les soudures ont été réalisées avec les mêmes paramètres opératoires. Il est à relever qu'aucun défaut n'a été observé lors de cette série d'analyses macrographiques.

3.4 MÉTHODOLOGIE DU DÉROULEMENT DES ESSAIS MACROGRAPHIQUES DE LA FAMILLE DE PATRON N° II À V.

Les paramètres opératoires utilisés pour souder la première famille n'ont pu être utilisés pour les familles II à V puisque le changement de tête laser a imposé un changement de diamètre focal. Il a cependant été décidé de garder la même vitesse d'avance du faisceau laser et d'adapter seulement la puissance laser. Une première étude macrographique préliminaire a donc étudié l'influence de la puissance laser sur la pénétration de la soudure et a débouché sur les résultats présentés sur la Figure 8. Bien que les assemblages soudés aient été soudés chez Solution Novika, les macrographies de l'étude préliminaire ont pour leurs parts été faites dans le laboratoire d'assurance qualité de Bombardier Transport.

À la suite de cette étude, il a été décidé de sélectionner une puissance laser de 2 750 W pour souder les familles de patrons II à V. Selon cette dernière étude, cela permettait d'avoir une profondeur de pénétration de 2,90 mm largement supérieure au 2,54 mm requise par le Tableau 7. Il est à noter que, si une relation linéaire existait entre la puissance laser et la surface de la tâche focale afin d'obtenir une même profondeur de pénétration, on obtiendrait, à partir des paramètres du partenaire industriel pour la première famille de patron, une puissance laser de 2 850 W. Cette dernière puissance est légèrement supérieure à la puissance sélectionnée à la fin de l'étude préliminaire. On note également que, sur la Figure 8, la largeur de connexion semble ne se stabiliser qu'à partir de 2 750 W bien que sa variance soit élevée. Cette variance élevée ne semblait pas inquiétante puisque toutes les soudures avaient une largeur de connexion bien supérieure à celle requise de 0,51 mm. Enfin aucune retassure, soufflure, caniveau et dépression n'a été constaté ni dans l'étude préliminaire ni dans les autres études de cette présente section.

Les familles de patrons II et III ont été soudées dans un premier temps. Les essais de traction qui ont suivi ont révélé qu'un nombre élevé de ces soudures ne présentait pas une soudure constante le long des patrons de soudure et que des sections de soudage manquaient. Il a donc été décidé après plusieurs essais de pelage de relever la puissance du laser à 3 260 W pour les familles de patron IV et V. Des sections de soudage manquantes ont cependant aussi été constatées pour cette dernière puissance relevée. Il est à noter que

lors de l'étude préliminaire aucun défaut de ce type n'a été constaté lors des essais de pelage. Deux études macrographiques ont donc été réalisées pour analyser les familles de patrons II à V, une pour les familles II et III puis une autre pour les familles IV et V.

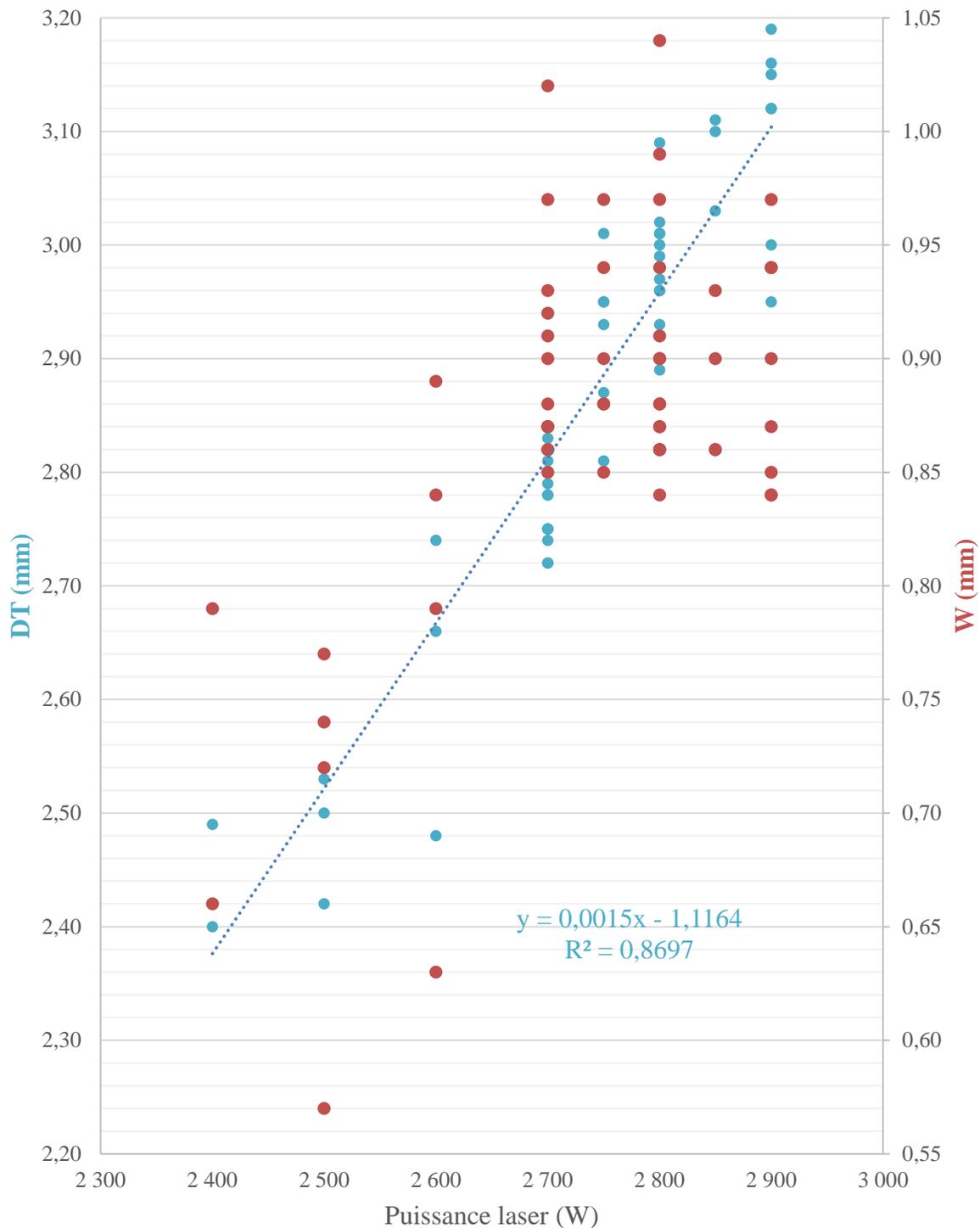


Figure 8 : Effet de l'évolution de la puissance laser sur DT et W

Macrographies des familles de patron II et III

Les soudures associées à ces éprouvettes ont toutes été réalisées dans les mêmes conditions opératoires que les essais préliminaires, mais un autre jour. Avant la production des éprouvettes, deux macrographies ont été réalisées chez Solution Novika comme dernière vérification. Afin de réaliser ces essais macrographiques présentés dans le Tableau 9, huit soudures rectilignes de longueur 32 mm (1,25 po) ont été coupées en trois parties égales puis les deux faces extérieures obtenues ont été analysées au laboratoire de recherche en génie mécanique de l'UQAR.

Tableau 9 : Essais macrographiques des familles de patron II et III

	W	DT	WF	R
Essai n°	<i>mm</i>	<i>mm</i>	<i>mm</i>	<i>mm</i>
1A	0,77	2,85	1,27	0,29
1B	0,82	2,81	1,27	0,37
2A	0,82	2,81	1,25	0,29
2B	0,77	2,84	1,32	0,38
3A	—	2,15	1,68	0,25
3B	0,91	2,78	1,15	0,22
4A	0,45	2,45	1,50	0,36
4B	0,68	2,57	1,29	0,23
5A	0,81	2,82	1,22	0,34
5B	0,54	2,43	1,46	0,22
6A	0,70	2,48	1,31	0,28
6B	0,75	2,66	1,31	0,30
7A	0,83	3,02	1,17	0,22
7B	0,81	2,99	1,26	0,30
8A	—	2,24	1,66	0,20
8B	0,85	2,65	1,30	0,21
Moyenne	0,75	2,66	1,34	0,28
Écart type	0,12	0,02	0,06	0,06

Les éprouvettes qui ne respectent pas les spécifications requises sont en rouge.

Les soudures des essais 3A et 8A n'ont pas atteint la plaque inférieure de l'assemblage ($DT < 2,29$ mm). La largeur de connexion n'a donc pas pu être mesurée. Il a été décidé de ne pas prendre ces résultats en compte pour le calcul de la largeur de connexion (W) moyenne et de son écart type. Ce choix s'explique par le fait que lorsqu'une soudure se révélait défectueuse à la suite d'un essai de traction ou de fatigue, au cours des chapitres suivants, l'essai était refait. En revanche les essais 4A, 5B et 6A dont les soudures ont atteint la plaque inférieure, mais qui ne respectent cependant pas la spécification concernant la taille minimale de la profondeur de pénétration ($DT < 2,54$ mm) ont été pris en compte puisque ces essais n'étaient pas refaits. En effet, ce type de défauts ne pouvait pas être constaté simplement après les essais destructifs.

La profondeur de pénétration totale moyenne obtenue est certes supérieure à celle requise par le Tableau 7, mais cinq des seize analyses ne respectent pas le critère de pénétration d'autant plus que deux d'entre elles, la n°3A et la n°8A, ne pénètrent même pas la plaque inférieure de la soudure ($DT < 2,29$ mm). Ce lot de soudures ne respecte donc pas les critères de qualité et est donc défectueux. Le fort écart-type peut expliquer le fait que les défauts n'ont pas tout de suite été détectés lors des brèves macrographies qui ont confirmé les paramètres opératoires. Les quelques soudures testées respectaient les critères de qualité c'est pourquoi davantage de tests étaient finalement nécessaires.

Macrographies des familles de patron IV et V

Les soudures associées à ces éprouvettes ont toutes été réalisées dans les mêmes conditions que les essais préliminaires, mais avec une puissance rehaussée et un jour encore différent. Afin de réaliser ces essais macrographiques présentés dans le Tableau 10 et dont un exemple est illustré sur la Figure 9, deux soudures rectilignes de longueur 10 cm (4 po.) ont été coupées quatre fois en cinq parties de mêmes longueurs puis chacune des faces obtenues a été analysée au laboratoire de recherche en génie mécanique de l'UQAR. Les attaques chimiques ont toujours été réalisées avec du réactif de Marble.

Tableau 10: Essais macrographiques des familles de patron IV et V

	W	DT	WF	R
Essai n°	<i>mm</i>	<i>mm</i>	<i>mm</i>	<i>mm</i>
1Aa	0,85	3,33	1,30	0,37
1Ab	0,80	3,32	1,26	0,36
1Ba	0,91	2,92	1,44	0,34
1Bb	0,88	3,11	1,55	0,40
1Ca	0,93	2,82	1,50	0,29
1Cb	0,89	2,90	1,48	0,27
1Da	0,84	2,66	1,54	0,30
1Db	0,91	2,90	1,82	0,31
2Aa	0,89	3,03	1,43	0,32
2Ab	0,87	2,92	1,63	0,48
2Ba	0,89	2,93	1,40	0,31
2Bb	0,83	2,90	1,58	0,34
2Ca	0,70	2,46	1,74	0,25
2Cb	0,74	2,49	1,59	0,26
2Da	0,92	2,74	1,60	0,31
2Db	0,93	2,69	1,64	0,30
Moyenne	0,86	2,88	1,53	0,33
Écart type	0,07	0,25	0,15	0,06

Les éprouvettes qui ne respectent pas les spécifications requises sont en rouge.

Deux des seize analyses ne présentent toujours pas une profondeur de pénétration suffisante bien que celles-ci atteignent tout de même toutes la plaque inférieure. De même deux des soudures ne présentent pas une largeur de connexion suffisante. Ces soudures ne peuvent donc toujours pas être jugées satisfaisantes même si elles sont meilleures que celles des familles de patron II et III.

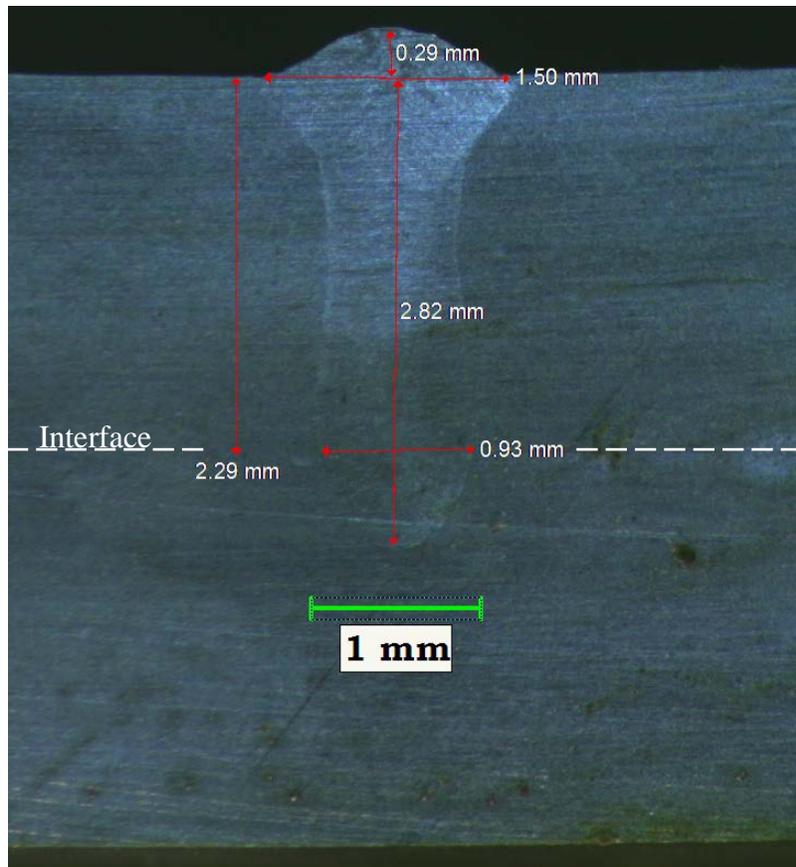


Figure 9 : Macrographie de l'essai 1Ca

Analyse de l'étude macrographique de familles II à V

Les essais préliminaires puis les essais qui ont suivi ont donné des résultats complètement différents qui ont amené à produire des éprouvettes défectueuses. On a donc été confronté à un problème de reproductibilité de notre production. Les éprouvettes défectueuses ont été, dans les chapitres suivants, remplacées par de nouvelles éprouvettes.

3.5 MÉTHODOLOGIE DU DÉROULEMENT DES ESSAIS MACROGRAPHIQUES DE LA FAMILLE DE PATRON N°VI

Plusieurs études macrographiques ont été menées afin d'adapter la puissance du laser, la vitesse d'avance du laser, la forme d'oscillation du scanner, la fréquence du scanner et l'amplitude du scanner. Ces études sont cependant seulement présentées dans l'annexe I. La tête laser (Wobble D50) et la fibre (\varnothing 200 μ m) utilisée ont imposé un diamètre focal de 0,40 mm. À la suite de ces études, la puissance laser a été fixée à 1 900 W, la vitesse d'avance à 8 mm.s⁻¹. La forme d'oscillation choisie du faisceau laser a été circulaire pour une fréquence de 30 Hz et une amplitude de 2,4 mm.

Des dépressions dans le cordon de soudure, à l'image de celles présentées sur la Figure 10, ont été constatées au cours de ces études. C'est pourquoi une nouvelle grandeur la mesurant, notée UF pour « underfill », a été introduite (Figure 10). Même si ces dépressions sont formellement interdites par la norme 000-P.2.15, il a été décidé, en lien avec le partenaire industriel, de les tolérer d'une part, car celles-ci étaient très localisées et d'autre part, car les études réalisées pour obtenir les paramètres opératoires, présentées en annexe I, n'ont pas réussi à les éliminer. On peut cependant noter que les défauts de types dépression, obtenus auraient tous été acceptés selon la norme ISO 1391-1. Dix soudures de longueurs 32 mm ont été coupées en leur milieu puis analysées sur les vingt faces obtenues au laboratoire de contrôle qualité de Bombardier Transport afin d'obtenir les résultats macrographiques introduits par le Tableau 14. Les attaques chimiques ont cette fois-ci été réalisées avec une solution fournie par le partenaire industriel à base d'acide chlorhydrique et d'acide nitrique,

La largeur de connexion et la profondeur de pénétration totale de toutes les soudures sont largement supérieures aux niveaux requis dans le Tableau 7. Les écarts types associés aux mesures de la profondeur de pénétration et de la largeur de connexion sont faibles. Même si de très légers caniveaux et quelques petites soufflures ont été constatés, ces soudures peuvent être jugées satisfaisantes.

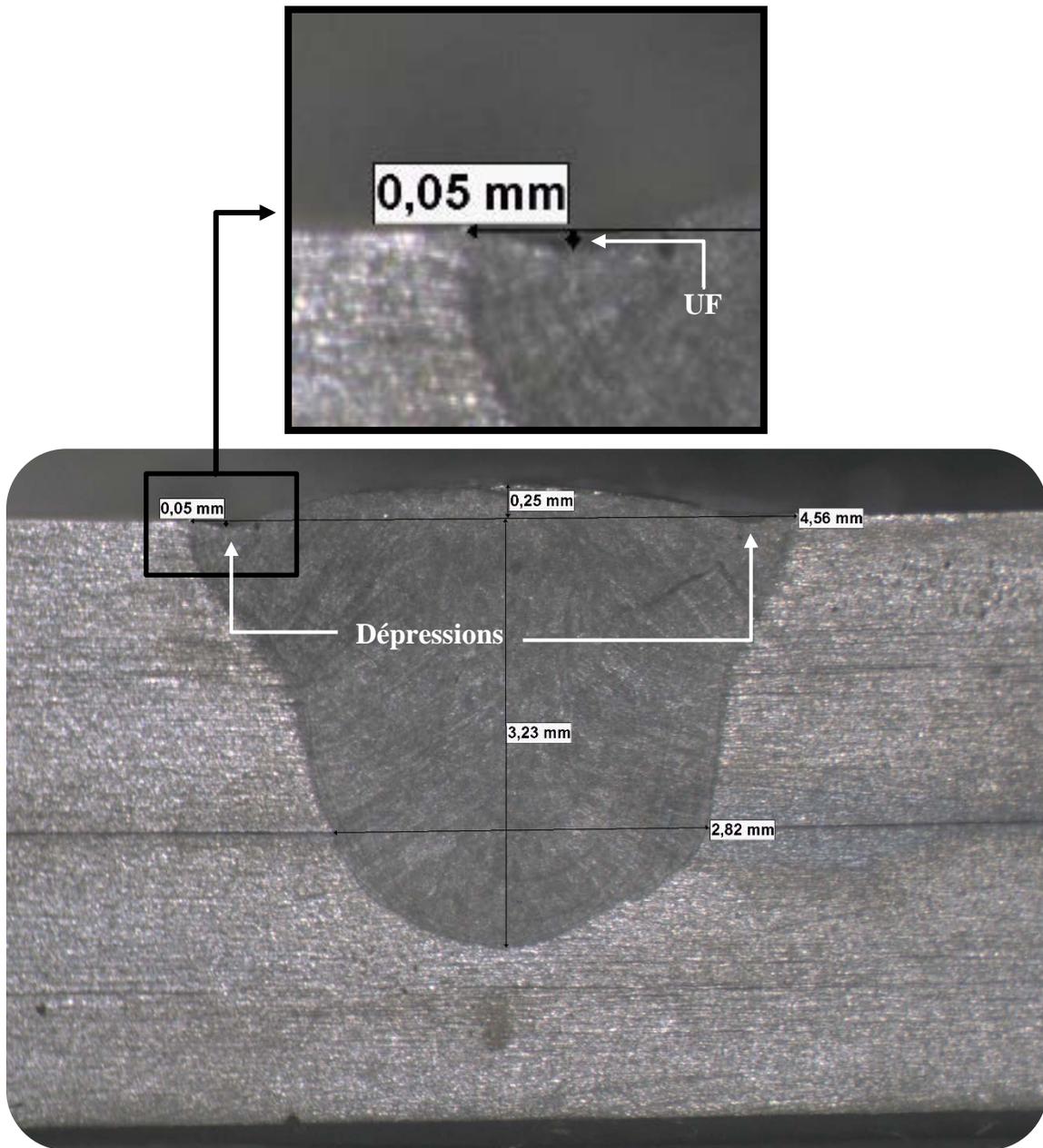


Figure 10 : Essais macrographique n°1a de la famille de patron VI (bande)

La Figure 10 présente effectivement des dépressions et non des caniveaux puisque les creux remontent au même niveau que le métal de base sur les bords de la soudure.

Tableau 11 : Résultats macrographiques de la famille de patron VI

	W	DT	WF	R	UF
Essai n°	<i>mm</i>	<i>mm</i>	<i>mm</i>	<i>mm</i>	<i>mm</i>
1a	2,82	3,23	4,56	0,25	0,05
1b	2,83	3,35	4,52	0,28	0,07
2a	2,80	3,28	4,63	0,32	0,00
2b	2,92	3,28	4,65	0,25	0,05
3a	2,83	3,24	4,64	0,28	0,04
3c	2,85	3,29	4,58	0,29	0,04
4a	2,86	3,38	4,27	0,27	0,04
4b	2,80	3,23	4,36	0,23	0,03
5a	2,85	3,17	4,36	0,33	0,00
5b	2,89	3,37	4,54	0,30	0,00
6a	2,99	3,36	4,42	0,27	0,04
6b	2,89	3,29	4,40	0,21	0,06
7a	2,75	3,05	4,46	0,30	0,04
7b	2,87	3,26	4,38	0,30	0,03
8a	2,92	3,36	4,33	0,26	0,04
8b	2,80	3,23	4,33	0,28	0,03
9a	2,91	3,36	4,41	0,35	0,05
9b	2,86	3,30	4,40	0,27	0,04
10a	2,83	3,11	4,38	0,32	0,04
10b	2,83	3,31	4,38	0,30	0,04
Moyenne	2,86	3,27	4,45	0,28	0,04
Écart type	0,05	0,09	0,11	0,03	0,02

3.6 ESTIMATION DE LA TAILLE DES SURFACES DE CONNEXION

Une étude macrographique a été réalisée dans ce chapitre pour chacun des jeux de paramètres établis dans le Tableau 6. Les soudures de la première famille de patron ont été révélées semblables à celles obtenues par le partenaire industriel pour les mêmes conditions opératoires et par conséquent acceptables. Les soudures des familles de patrons II, III, IV et

V n'ont pas été jugées satisfaisantes d'autant plus que les écarts types calculés étaient élevés. Étant donné que les éprouvettes avaient déjà été produites, ces mêmes soudures ont tout de même été étudiées en statique et en fatigue. Enfin la famille de patron n°VI a pour sa part été jugée acceptable.

Afin d'estimer les surfaces de connexion requises dans la suite du mémoire pour analyser les soudures, les largeurs de connexions des différents patrons ont été multipliées par leurs longueurs soudées afin d'obtenir les données présentées dans le Tableau 15. Cette approximation se justifie, pour les patrons non rectilignes, d'une part par le fait que les patrons sont le résultat d'une succession de petits segments successifs que l'on programme sur RLSK Studio (logiciel qui contrôle la tête laser) et d'autre part par le fait que la longueur soudée est largement prépondérante par rapport à la largeur de connexion.

Tableau 12: Estimation des surfaces soudées

Patrons	Largeur de connexion	Longueur soudée	Surface de connexion
	<i>mm</i>	<i>mm</i>	<i>mm²</i>
1,2 et 3	0,70	32	22
4,5 et 6	0,75	32	24
7	0,75	80	60
8, 9, 10, et 11	0,86	80	69
12 et 13	2,86	32	92

CHAPITRE 4

ESSAIS DE TRACTION

4.1 NORMES RELATIVES AUX ESSAIS DE TRACTION :

Les normes ASTM E8/E8M-13a et ISO 6892-1:2016 spécifient les méthodes d'essais de traction. Les deux normes sont similaires. La première provient de la normalisation ASTM alors que la deuxième est issue de la normalisation ISO.

4.2 MÉTHODOLOGIE DES ESSAIS DE TRACTION.

Ce chapitre a pour objectif d'investiguer sur la résistance en traction monotone des différents patrons choisis précédemment. Tous les essais de traction ont été réalisés à l'UQAR à l'aide d'une machine MTS 809 « Axial / Torsional Test System » et d'une machine MTS 810 « Material Test System ». Dix éprouvettes appartenant à chaque patron hormis pour la première famille ont été sollicitées en traction afin d'évaluer leurs forces ultimes, conformément au document 000-P.2.15 de l'entreprise partenaire. Les patrons de la première famille ont pour leur part été testés seulement trois fois puisque ceux-ci ont déjà été étudiés par l'entreprise partenaire. La vitesse d'écartement des mors a été 0,3 mm/min pour les familles de patrons III et VI (épingles et doubles ellipses) et 0,2 mm/min pour les autres familles.

4.3 RÉSULTAT DES ESSAIS DE TRACTION

Lors des essais de traction, toutes les éprouvettes soudées ont, sans exception, rompu au niveau de la ligne de fusion, à l'interface entre les plaques à l'image de la Figure 10.



Figure 11 : Photos d'éprouvettes rompues par traction

Tout comme les documents internes à l'entreprise partenaire, les essais se sont employés à déterminer la force ultime, notée F_u , de chaque patron, soit la force maximale qui mène à la rupture de l'éprouvette d'essai. Toutes les courbes de traction, associées à tous les essais réalisés dans ce chapitre, sont présentées en annexe II. Les patrons de la famille de patron n°I n'ont été sollicités en traction seulement trois fois par patrons puisque ces derniers essais ont déjà été réalisés par Jaxa-Rozen et al. (2011). Les essais de traction de la première famille de patron ont tous été réalisés sur la MTS 810 et les résultats sont présentés dans le Tableau 13. Les résultats de ces derniers tests suivent la même tendance que ceux effectués Jaxa-Rozen et al. (2011).

Les autres patrons (4 à 13) ont tous été testés dix fois. Les essais numérotés de 1 à 5 de ces patrons ont été réalisés avec la MTS 810 et les essais 6 à 10 avec la MTS 809. Les forces ultimes déterminées au cours des différents essais sont notées dans le Tableau 14 et dans le Tableau 15. Il est à noter que certaines soudures se sont révélées incomplètes à l'issue des essais de traction. Toutes les éprouvettes défectueuses ont été remplacées par de nouvelles éprouvettes, mais cette fois-ci soudées avec le jeu de paramètre des familles

de patrons IV et V (Tableau 6). Les résultats issus d'éprouvettes de remplacement sont suivis d'un * dans les différents tableaux de résultats. Les données des tableaux 13 à 15 sont ensuite reprises sur la figure 12 dans l'analyse des résultats pour plus de lisibilité.

Tableau 13 : Résultats des essais de traction des patrons 1 à 3

Force ultime (N)		Patron n°		
		1 Trait fin longitudinal	2 Trait fin transversal	3 Trait fin oblique
Essai n°	1	15 136	15 994	15 817
	2	13 614	16 606	14 381
	3	14 218	17 534	16 337
Moyenne		14 323	16 711	15 512
Écart type		766	775	1 013

Tableau 14 : Résultats des essais de traction des patrons 4 à 8

Force ultime (N)		Patron n°				
		4 Trait épais longitudinal	5 Trait épais transversal	6 Cercle Ø1	7 Cercle Ø1	8 Épingle longitudinale
Essai n°	1	18 683*	17 887	22 123*	42 039	40 293
	2	18 193*	17 375	17 107	40 956	39 735
	3	17 794*	17 654	16 485*	42 019	37 215
	4	16 060	17 556	16 299*	41 946*	41 497
	5	15,637	17 792	19 305*	42 643*	36 188
	6	19 639*	20 105*	17 364	41 219*	37 840*
	7	15 738*	17 026	16 755	40 084*	37 580
	8	15 729	16 873	17 278	45 202*	37 390
	9	18 361*	18 149	16 811	41 579	40 544*
	10	18 414*	18 010	18 726	44 474*	37 757
Moyenne		17 424	17 843	17 825	42 216	38 604
Écart type		1 485	894	1 789	1 559	1 759

Tableau 15 : Résultats des essais de traction des patrons 9 à 13

Force ultime (N)		Patron n°				
		9 Épingle transversale	10 Double ellipse longitudinale	11 Double ellipse transversale	12 Bande longitudinale	13 Bande transversale
Essai n°	1	40 794	38 164	44 488	46 091	45 969
	2	39 642	40 541	43 187*	46 166	46 716
	3	37 541	40 338	38 945	45 702	45 088
	4	41 987	42 558	40 605	45 824	47 004
	5	41 815	44 572	43 704	46 599	45 806
	6	41 093	44 274*	38 644	45 361	45 887
	7	41 109*	43 160	37 166	45 334	46 950
	8	39 054	37 941	43 250	46 582	47 321
	9	47 444	39 304*	39 334	46 564	45 488
	10	42 012	45 992	40 287	46 673	47 700
Moyenne		41 249	41 682	40 961	46 090	46 393
Écart type		2 608	2 824	2 521	516	860

4.4 ANALYSE DES ESSAIS DE TRACTION.

Les résultats des essais de traction sont retranscrits au sein du Tableau 16. Ce dernier tableau présente la force ultime moyenne puis la force ultime moyenne par unité de surface soudée, que l'on appellera par la suite résistance ultime surfacique, pour chacun des patrons. On notera que les surfaces soudées calculées diffèrent de celles présentées dans le chapitre 3 au sein du Tableau 12, pour les patrons 4 à 7. Étant donné que parmi ces patrons, certaines éprouvettes ont été retestées avec des soudures réalisées avec les paramètres opératoires utilisés pour les familles de patrons IV et V, la surface de connexion s'apparente donc à celles de ces dernières familles. Le calcul de la surface a été réalisé au prorata du nombre d'éprouvettes retestées. Par exemple pour le patron 4 (trait épais longitudinal), sept des dix éprouvettes ont été retestées. Les éprouvettes non retestées

avaient une surface de connexion de 24 mm², à l'image du Tableau 14, alors que les éprouvettes retestées avaient une surface de connexion de 0,86mm * 32 mm soit 28 mm². La surface de connexion moyenne des éprouvettes du patron 4, sollicitées en traction, a donc été (3x24 mm². +7*28 mm²)/10, soit 26 mm².

Tableau 16: Résultats des essais de traction

	Patron	Résistance ultime, F _u		S _c	F _u /S _c
		Moyenne	Écart type	Moyenne	Moyenne
		N	N	mm ²	N/mm ²
Trais fins	1	14 323	766	22	651
	2	16 711	775		760
	3	15 552	1 013		705
Trais épais	4	17 424	1 485	26	758
	5	17 843	894	24	776
Cercles	6	17 825	1 789	25	775
	7	42 216	1 559	65	728
Épingles	8	38 604	1 759	69	559
	9	41 249	2 608		598
D. E. (*)	10	41 682	2 824		604
	11	40961	2 521	594	
Bandes	12	46 090	516	92	501
	13	46 393	860		504

(*) D. E. : Doubles ellipses

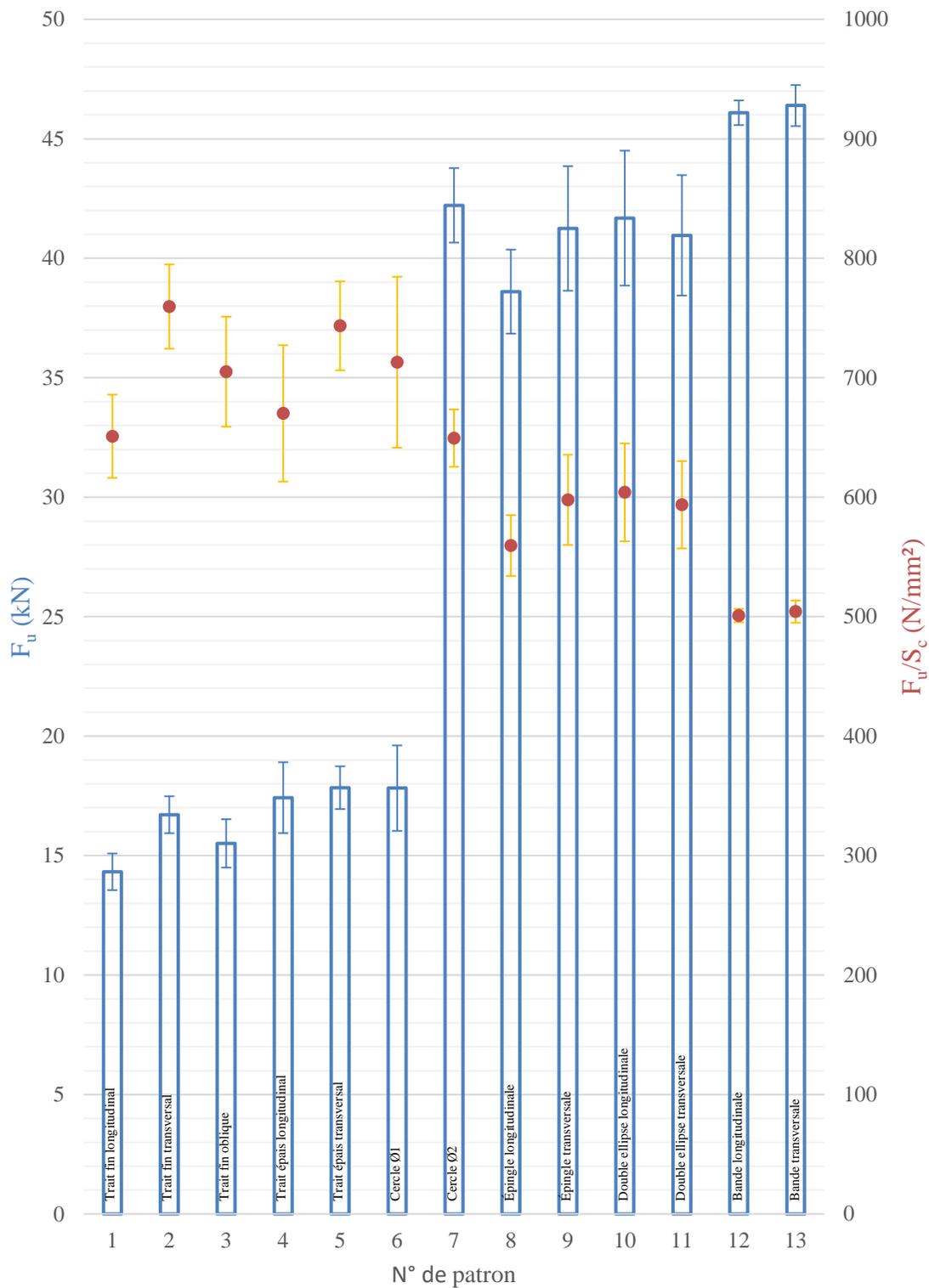
- Les valeurs des surfaces de connexion diffèrent du chapitre 3 pour les patrons 4 à 7. La raison est expliquée dans le paragraphe situé au-dessus du tableau.

Toutes les forces ultimes présentées dans le Tableau 16 sont supérieures à 130% de la force ultime exigée par le partenaire industriel dans le Tableau 4 soit 12,23 kN. D'ailleurs aucun essai n'a donné un résultat inférieur à cette valeur. Tous les patrons de soudage satisfont donc les exigences minimales.

Les résultats du Tableau 16 sont également représentés sur la Figure 12. On remarque que la force ultime dépend majoritairement de la taille de la surface de connexion. Les traits fins (patrons 1 à 3), qui ont les surfaces soudées les plus faibles, ont la plus petite résistance ultime. Les traits épais et le plus petit cercle (patrons 4 à 6), dont la surface soudée est légèrement plus grande, ont une résistance ultime légèrement supérieure. De même pour l'ensemble des épingles et des doubles elliptiques (patrons 8 à 11) et pour les bandes (patrons 12 à 13). Seul le plus grand cercle (patron 7) dont la surface soudée est légèrement inférieure aux patrons 8 à 11 a une résistance ultime légèrement supérieure à ces derniers. Conformément aux attentes et comme le montre la Figure 13, il y a une forte corrélation linéaire (coefficient de 0,96) entre la résistance ultime et la surface soudée, ce qui est très élevé. Les patrons 4 à 11 ont un écart type supérieur aux autres patrons ce qui peut s'expliquer d'une part du fait que les écarts types des longueurs macrographies (W , DT , WF et R) mesurées dans le chapitre 3 étaient aussi particulièrement élevées et, d'autre part, mais seulement pour les patrons 4 à 7, parce que certains essais ont été refaits avec des éprouvettes soudées différemment. Les traits fins (patrons 1 à 3) et les bandes (patrons 12 et 13) ont quant à eux des écarts types du même ordre de grandeur que ceux réalisés par le partenaire industriel (Jaxa-Rozen et al., 2011).

Lorsque l'on compare la force ultime des patrons par rapport à leurs surfaces de connexion, appelé aussi force ultime surfacique, on s'aperçoit premièrement que plus celle-ci est élevée, plus la force ultime surfacique est faible. On peut ensuite constater l'influence des patrons de soudage sur la force ultime surfacique pour les patrons 1, 2, 4 et 5. Les deux traits longitudinaux (patrons 1 et 4) ont une force ultime surfacique similaire et de même pour les traits transversaux (patrons 2 et 5). En revanche, les deux traits transversaux résistent tous les deux mieux que les deux traits longitudinaux. On observe cette même constatation pour les épingles (patrons 8 et 9), mais en revanche l'influence du patron de soudage sur les doubles ellipses et sur les bandes (patrons 10 à 13) est quasiment nulle.

Pour conclure, on peut dire que même si la surface soudée semble être le facteur prépondérant qui impacte sur la résistance ultime, la forme du patron de soudage conserve une influence, bien que mineure, sur la résistance ultime pour certaines familles de patrons.



- Les barres d'erreurs représentent les écarts types associés aux différentes valeurs.
- Les écarts types des forces ultimes surfaciques ont été calculés en prenant compte seulement ceux des forces ultimes.

Figure 12 : Résultats des essais de traction

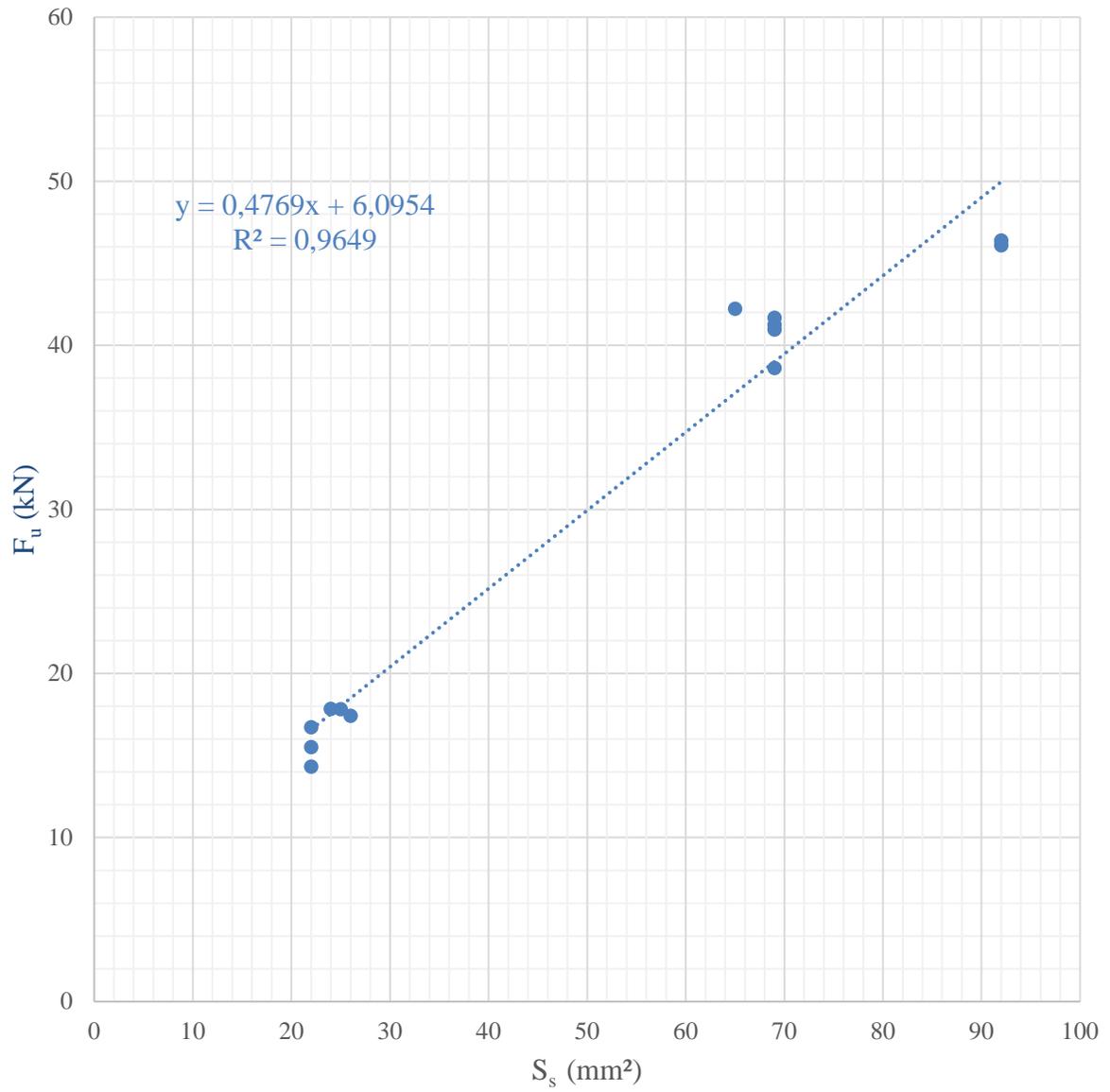


Figure 13 : Corrélation entre la résistance ultime et la surface soudée

CHAPITRE 5

ESSAIS DE FATIGUE

5.1 REVUE DE LITTÉRATURE

5.1.1 Références normatives liées aux essais de fatigue

Les normes citées BS 7608:2014, EN 1993-1-9:2005, ISO/TR 14345:2012, ISO/DIS 12107, NF A 03-400 :1983 et NF A 03-405:1991 présentent les essais de fatigue et définissent les méthodes d'essais. Les travaux réalisés dans ce chapitre s'appuieront par conséquent sur celles-ci. Certaines concernent les structures en acier (BS 7608 et EN 1993-1-9), d'autres portent sur le traitement statistique des essais de fatigue (ISO/DIS 12107 et NF A 03-405). La norme NF 0 03-400 présente le principe général des essais de fatigue et enfin la norme ISO/TR 14345 s'intéresse spécifiquement aux essais de fatigue pour les éléments soudés.

5.1.2 Bref rappel

La norme NF A03-400:1983 présente les cycles de fatigue sinusoïdaux des essais de fatigue sur la figure ci-après. Cette norme définit également le rapport de chargement,

noté R, par $R = \frac{\sigma_{\min}}{\sigma_{\max}} = \frac{F_{\min}}{F_{\max}}$.

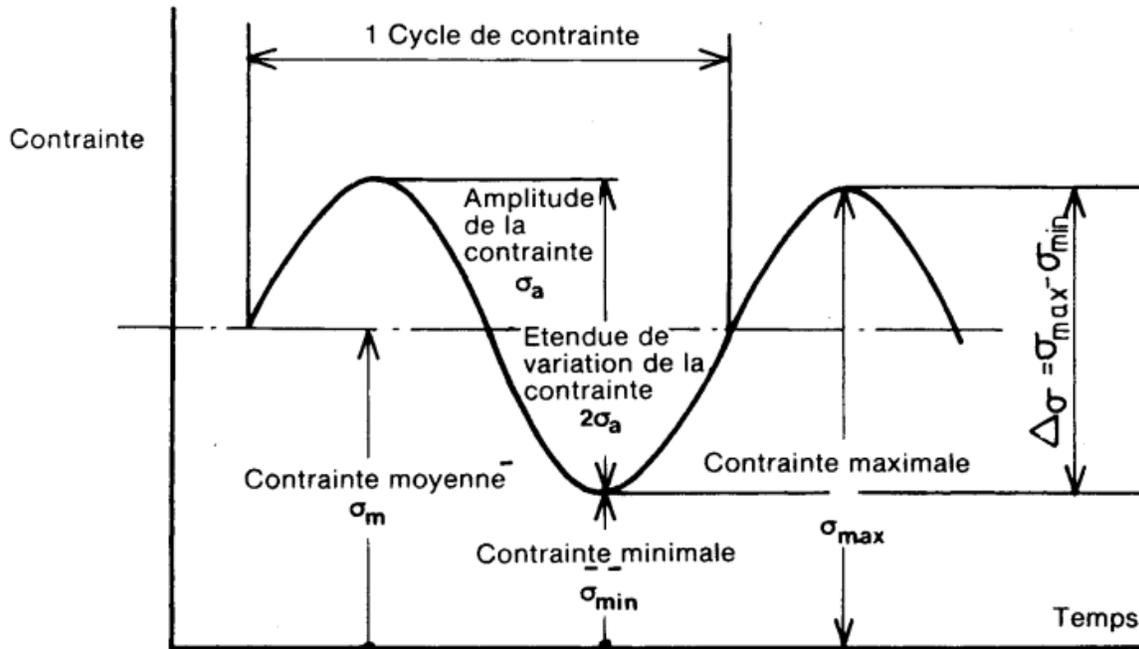
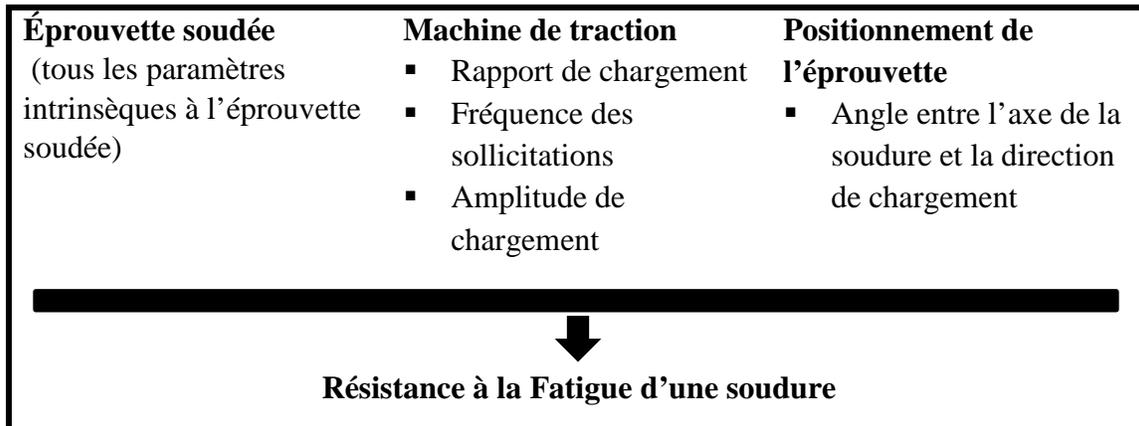


Figure 14 : Cycles de contrainte de fatigue
Source NF A03-400

5.1.3 Paramètres inhérents aux conditions des essais de fatigue et influents sur les essais.

On distingue dans cette étude deux catégories de paramètres agissant sur la résistance des joints soudés. D'un côté ceux intrinsèques aux éprouvettes ont déjà été examinés dans la revue de littérature générale de ce mémoire. De l'autre côté, ceux inhérents aux protocoles des essais de fatigue, présentés dans le Tableau 17 ci-après, et qui sont considérés dans cette présente section. Cette seconde catégorie de paramètres a entre par ailleurs été examinée par Jian (2003), Goyal, Bogdanov, El-zein, et Glinka (2018) et Jaxa-Rozen et al (2011).

Tableau 17 : Paramètres influents sur les essais de fatigue.



Jian (2003) énumère des facteurs d'influence intervenant sur la fatigue des alliages ferreux. Il affirme « qu'en l'absence d'échauffement ou de corrosion, la fréquence d'essai n'a aucune influence sur la limite d'endurance des aciers » et que le rapport d'endurance ($\Delta F_D / F_u$) « reste généralement constant lorsque la température varie ». Goyal et al. (2018) ont étudié à la fois l'influence de l'orientation par rapport à la direction de chargement de la soudure et l'influence du rapport de chargement. Les joints étaient par recouvrement et réalisés dans des plaques en aciers à haute résistance. Pour les ratios de chargement considérés (0.1, 0.2 et 0.3) et leurs plages de chargement étudiées, Goyal et al. (2018) constatent que le ratio de chargement n'avait pas d'influence significative sur la durée de vie en fatigue. Ce dernier résultat est pourtant très surprenant et peut être dû au fait que la plage considérée de ratios de chargement reste faible.

Jaxa-Rozen et al. (2011) ont permis de déterminer pour l'entreprise partenaire la résistance en fatigue de joints transversaux et longitudinaux de la famille de patrons n°I. Ils ont constaté que les soudures transversales à la direction de chargement étaient toujours plus résistantes en fatigue que celles longitudinales. Ils ont parallèlement remarqué que ces deux directions de chargement faisaient intervenir des modes de rupture différents. Alors que les fissures se propageaient à l'interface des plaques soudées pour les soudures longitudinales, celles-ci se propageaient vers l'intérieur des plaques pour les soudures transversales. Cependant contrairement à notre étude, celle-ci a à la fois utilisé un rapport de chargement $R=0,67$ et une durée de vie maximale de 10^7 cycles. Ces valeurs diffèrent

des paramètres utilisés dans la présente étude. La comparaison entre les résultats de l'entreprise partenaire et les résultats de cette étude a donc été impossible.

5.1.4 Détermination de la limite d'endurance par la méthode de l'escalier.

Plusieurs méthodes permettent de déterminer la limite d'endurance des matériaux métalliques. Rabbe, Lieurade, et Galtier (2000) réfèrent notamment la méthode des probits, de l'escalier, d'itération et des K-éprouvettes non rompues. La méthode de l'escalier est une méthode largement employée et notamment pour l'entreprise partenaire par Jaxa-Rozen et al. (2011). Celle-ci est décrite dans de multiples normes liées à la résistance des joints soudés (NF A03-405:1991, ISO/TR 14345:2012, ISO/DIS 12107). La norme NF A03-405 décrit le principe de la méthode ci-dessous.

« Pour une durée maximale d'essais N choisie, on définit un échelonnement de niveaux de contraintes espacés selon une progression arithmétique. Il est souhaitable que le pas de l'échelonnement d soit de l'ordre de grandeur de l'écart type σ . On cherche à encadrer la limite d'endurance par une succession de ruptures et de non-ruptures. »

Afin de calculer la limite d'endurance à partir de la méthode, la norme ISO/DIS 12107 propose d'établir la schématisation du déroulement de la séquence comme sur le Tableau 18. Ensuite la norme propose d'établir le tableau de l'analyse de données, proposé Tableau 19, à partir de l'éventualité (rupture ou non-rupture) qui apparaît le moins dans la schématisation du déroulement de la séquence, soit la rupture pour l'exemple proposé. Le Tableau 20 définit les grandeurs i et M_i , soit respectivement la numérotation des paliers inhérents à la méthode de l'escalier et le nombre d'éprouvettes, rompues ou non rompues, correspondant à ces paliers dans la table de schématisation du déroulement de la séquence. Le Tableau 19 permet finalement de calculer la valeur des coefficients M , A et B à partir des formules : $M = \sum_i M_i$; $A = \sum_i iM_i$; $B = \sum_i i^2M_i$.

La norme fournit ensuite le calcul de la limite d'endurance, σ_D , et de son écart type s :

$$\sigma_D = \sigma_0 + d \left(\frac{A}{M} \pm \frac{1}{2} \right)$$

$$s = 1,62 d \cdot \left(\frac{MB^2 - A}{A^2} + 0,029 \right)$$

Dans la formule pour calculer σ_D , prendre $-1/2$ si l'analyse a été réalisée à partir des éprouvettes rompues et $+1/2$ sinon.

Dans l'exemple présenté sur le Tableau 18, sept ruptures et huit non-ruptures ont été obtenues pour un pas d'échelonnement des contraintes de 20 MPa. Le Tableau 19 s'est donc focalisé sur les éventualités minoritaires, ici les ruptures, afin de calculer les grandeurs $M=7$, $A=7$ et $B=11$ pour une contrainte initiale σ_0 de 500 MPa. Les formules données par les normes permettent de calculer $\sigma_D = 510$ MPa et $s = 19,4$ MPa.

Il est à noter que la méthode de l'escalier sera utilisée, dans cette recherche, avec des paliers de force et non de contrainte comme sur les normes. La limite d'endurance considérée, à cinq millions de cycles, sera par conséquent notée $\Delta F_D(5M)$.

Tableau 18 : Exemple de la schématisation du déroulement d'une séquence

Contrainte <i>MPa</i>	Ordre des essais															
			1				5					10				15
540								X								X
520				X				O		X		X				O
500			O		X		O				O		X		O	
480		O*				O								O		
460	O*															
X pour rupture O pour non-rupture * pour les non comptés (les essais n'oscillaient pas encore autour de la valeur recherchée)																

Source : Traduction de la norme *ISO/DIS 12107*

Tableau 19 : Analyse de la schématisation du déroulement de la séquence précédente

Contrainte <i>MPa</i>	Niveau	Valeurs		
	i	Mi	iMi	i ² Mi
540	2	2	4	8
520	1	3	3	3
500	0	2	0	0
Somme	—	7	7	11
		M	A	B

Source : Traduction de la norme *ISO/DIS :12107*

5.2 DESCRIPTION DES TESTS ET DES PROCÉDURES.

Les tests de fatigue ont tous été réalisés au sein du laboratoire de génie mécanique de l'UQAR avec une machine d'essai MTS 810 et une autre MTS 809 selon les patrons. Le choix des différents paramètres inhérents à cette méthode est justifié ci-après.

Rapport de chargement (R) :

Il a été demandé par l'organisme partenaire de prendre pour rapport de chargement $R=0.5$. Ce choix est en cohérence avec le rapport technique ISO/TR 14345 qui conseille de prendre $R>0,5$.

Pas de l'échelonnement des contraintes choisi pour réaliser l'essai en suivant la méthode de l'escalier (d) :

L'entreprise partenaire dans le document interne Jaxa-Rozen et al. (2011) a utilisé un pas de chargement de 17.5 lbf c'est-à-dire 77,8 N. La norme NF A03-405 souligne qu'il est « souhaitable d'utiliser un pas d de l'ordre de grandeur de l'écart type estimé ». Il a été décidé de travailler avec un pas de 80 N, similaire à celui de l'entreprise partenaire pour la

plupart des patrons. Le cercle de périmètre 80 mm (patron 7) a cependant recouru à un pas de 100N et le trait épais transversal (patron 5) un pas de 160 N.

Nombre d'éprouvettes pour mesurer la limite d'endurance de chaque patron :

La norme NF A03-405:1991 précise qu'un « minimum de huit éprouvettes est nécessaire pour estimer correctement la moyenne (limite d'endurance) » et qu'un « minimum de 15 éprouvettes est nécessaire pour estimer correctement la dispersion autour de cette valeur » en utilisant la méthode de l'escalier. Le rapport technique ISO/TR 14345 conseille pour sa part de réaliser entre onze et quinze essais pour déterminer la limite d'endurance. Jaxa-Rozen et al. (2011) ont quant à eux effectués entre 15 et 18 tests par séquence, mais en incluant à la fois les éprouvettes comptabilisées et les éprouvettes non comptabilisées dans la schématisation du déroulement des séquences. Il a finalement été décidé de réaliser un minimum quinze essais, comptabilisés et non comptabilisés, par séquence à l'image du partenaire industriel avec également un minimum de huit essais comptabilisés comme conseillé par la norme NFA03-405. Le but de cette recherche est en effet plus de comparer les patrons que d'analyser exhaustivement chacun d'entre eux c'est pourquoi une estimation sommaire de la limite d'endurance est ici suffisante au vu du temps de réalisation des essais. La norme ISO/DIS 12107 indique en effet, qu'une recherche exploratoire nécessite un minimum de 15 essais, comptabilisés ou non, alors que 28 essais sont nécessaires afin d'avoir des données fiables.

Étant donné que les patrons traits fins (patrons 1 & 2) et traits épais (patrons 4 & 5) sont très semblables, il a été décidé de se limiter à 10 essais comptabilisés et non comptabilisés, pour ces derniers patrons (4 & 5)

Durée de vie maximale (ou « run out » en anglais) :

Le nombre de cycles maximal a été fixé à cinq millions. Ce nombre a été décidé par l'expert de l'entreprise partenaire. Il est cependant à noter que la norme ISO/TR 14345:2012, relative aux essais en fatigue des assemblages soudés, conseille néanmoins de

mesurer la limite d'endurance soit à deux soit à dix millions de cycles. Le nombre de cycles fixé ici reste donc supérieur aux deux millions conseillés par les normes.

Température d'essai :

La norme BS 7608 précise qu'il n'y a pas de recommandations environnementales pour les aciers austénitiques inoxydables vu qu'ils ne sont pas sujets à la fatigue fragile. Cependant pour des températures supérieures à 150 °C la résistance à la fatigue diminue à l'image du module élasticité. Les essais ont tous été réalisés à température ambiante (~22°C).

5.3 RÉSULTATS EXPÉRIMENTAUX

5.3.1 Analyse fractographique des éprouvettes rompues lors des essais fatigue.

Plusieurs biais de propagation de la fissure ont été détectés lors des essais de fatigue. Dans certains cas, la fissure s'est propagée dans la section de l'une des deux plaques, dans d'autres cas dans l'interface de la soudure et, dans d'autres cas, la fissure s'est à la fois propagée dans une plaque et dans la soudure. Les modes de ruptures associés aux différents patrons sont donc notés dans le Tableau 20 et dans les figures qui le suivent.

On remarque que pour les soudures qui répartissent la charge sur l'ensemble de leurs longueurs, c'est-à-dire les bandes et traits transversaux (patrons 2, 5 et 13), ainsi que le plus grand cercle (patron 7), les fissures se sont propagées uniquement depuis l'interface soudée vers l'intérieur de la plaque, côté envers. Ces patrons sont notamment ceux qui possèdent la projection orthogonale sur l'axe transversal à la direction de chargement (voir Figure 18 et Figure 23) la plus élevée. Le plus petit cercle (patron 6), qui possède un plus petit rayon de courbure que le plus grand, a seulement rompu simultanément dans la plaque, côté envers, et à l'interface soudée. Le trait fin oblique (patron 3) de projection orthogonale légèrement inférieure au plus grand cercle, mais qui concentre la majorité de ses contraintes en ses extrémités, est le seul ayant rompu uniquement le long de la soudure.

On constate également que seuls les deux traits longitudinaux (patrons 1 et 4), qui sont ceux avec la plus faible projection orthogonale, sont les seuls ayant rompu dans la plaque, côté endroit. Enfin, on nuancera en observant que la bande longitudinale, qui pourtant concentre ses contraintes en ses extrémités et qui a une faible projection orthogonale, a uniquement rompu depuis l'interface soudée vers l'intérieur de la plaque, côté envers à l'image des patrons 2, 5, 7 et 13.

Tableau 20 : Résultats fractographiques des essais de fatigue

	Fissure se propageant dans la plaque, côté endroit	Fissure se propageant dans la plaque, côté envers	Fissure se propageant le long de l'interface soudée	Fissures se propageant dans la plaque, côté endroit, et la soudure	Fissures se propageant dans la plaque, côté envers, et la soudure
Patron n°1	✓ - Figure 15				✓ - Figure 16
Patron n°2		✓ - Figure 17			
Patron n°3			✓ - Figure 18		✓ - Figure 19
Patron n°4	✓ - Figure 20			✓	✓ - Figure 22
Patron n°5		✓ - Figure 22			
Patron n°6					✓ - Figure 23
Patron n°7		✓ - Figure 24			
Patron n°12		✓ - Figure 25			
Patron n°13		✓ - Figure 26			

Les essais de traction ont révélé, dans le chapitre 4, que les soudures des patrons 4 à 11 n'étaient pas toujours complètes. Lorsque l'assemblage soudé rompait à l'interface de la soudure, il était possible de vérifier que la soudure était bien complète et, dans le cas contraire refaire l'essai avec une nouvelle éprouvette. Dans de nombreux cas cependant, lorsque la fissure se propageait uniquement vers l'intérieur de l'une des plaques, il n'était pas possible de vérifier que la soudure était bien complète une fois l'essai fini. Tous ces essais ont donc été pris en compte sur le principe qu'une soudure saine résisterait a priori mieux qu'une soudure défectueuse et que l'on ne pouvait ainsi surestimer la limite d'endurance.

Patron n°1 – trait fin longitudinal



Figure 15 : Patron 1 - Fissure se propageant dans la plaque, côté endroit



Figure 16 : Patron 1 - Fissures se propageant dans la plaque, côté envers, et la soudure

Patron n°2 – trait fin transversal



Figure 17 : Patron 2 - Fissure se propageant dans la plaque, côté envers

Patron n°3 – trait fin oblique



Figure 18 : Patron 3 - Fissure se propageant le long de l'interface soudée



Figure 19 : Patron 3 - Fissures se propageant dans la plaque, côté envers, et la soudure

Patron n°4 – trait épais longitudinal



Figure 20 : Patron 4 - Fissure se propageant dans la plaque, côté endroit



Figure 21 : Patron 4 - Fissures se propageant dans la plaque, côté envers, et la soudure

Patron n°5 – Trait épais transversal



Figure 22 : Patron 5 - Fissure se propageant dans la plaque, côté envers

Patron n°6 – Cercle de périmètre 32 mm

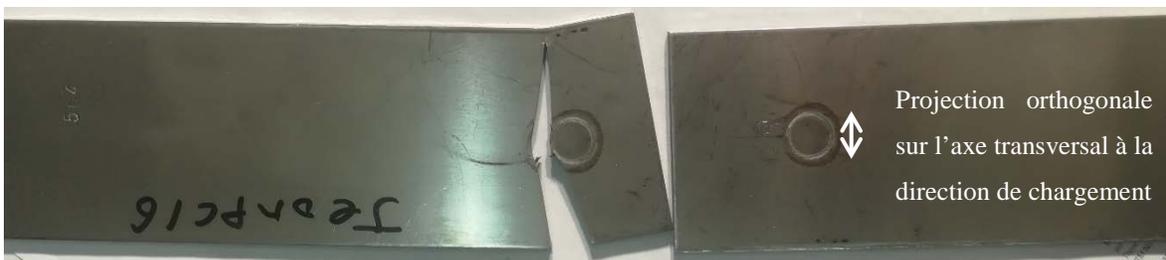


Figure 23 : Patron 6 - Fissures se propageant dans la plaque, côté envers, et la soudure

Patron n°7 – Cercle de diamètre 80 mm



Figure 24 : Patron 7 - Fissure se propageant dans la plaque, côté envers

Patron n°12 – Bande longitudinale



Figure 25 : Patron 12 - Fissure se propageant dans la plaque, côté envers



Figure 26 : Patron 13 - Fissure se propageant dans la plaque, côté envers

5.3.2 Déroulement des séquences d'évaluation des limites d'endurance des différents patrons selon la méthode de l'escalier.

Les tables des données des essais de fatigue se trouvent en annexe III. Seules les tables de schématisation du déroulement des séquences suivant la méthode de l'escalier et les résultats sont présentés ci-après, dans le corps de cette section, tableaux 21 à 29. Ces derniers tableaux permettent de visualiser les limites d'endurance et leurs variances. Les patrons de la première famille ont été réalisés avec la MTS 810 avant sa calibration. Son contrôleur s'arrêtait de fonctionner inopportunément de manière régulière c'est pourquoi beaucoup d'essais ont dû être réalisés en plusieurs fois (noté en annexe I). Le problème n'a pas été conservé pour les autres essais, après la remise à jour de la machine et le remplacement de son contrôleur. Les patrons non comptabilisés au début des séquences ne l'ont pas été puisque l'amplitude de charge n'oscillait pas encore autour de la limite d'endurance.

Tableau 21 : Déroulement des essais de fatigue du patron 1

Patron 1 : Trait fin longitudinal (d=80N)																		
ΔF (N)	Ordre des essais																	
	-4	-3	-2	-1	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14
4 000	X*																	
3600		X*																
3 200			X*															
2 800				X*														
2 720																		
2 640																		
2 560																	X	
2 480								X				X		O				
2 400					X		O		X		O		O					
2 320						O				O								
X : Éprouvette rompue O : Éprouvette non rompue * : Éprouvette non comptabilisée dans le calcul des résultats																		

Tableau 22 : Déroulement des essais de fatigue du patron 2

Patron 2 : Trait fin transversal (d=80N)																		
ΔF (N)	Ordre des essais																	
	-3	-2	-1	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15
2 300		X*																
3 120																		
3 040																		
2 960			X*															
2880					X		X											
2 800				O		O		X										
2 720	O*								X				X					
2 640										X		O		X				
2 560											O				X			
X : Éprouvette rompue O : Éprouvette non rompue * : Éprouvette non comptabilisée dans le calcul des résultats																		

Tableau 23 : Déroulement des essais de fatigue du patron 3

Patron 3 : Trait fin oblique (d=80N)																		
ΔF (N)	Ordre des essais																	
	-3	-2	-1	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15
3 120													X					
3 040				X		X		X				O		X				
2 960					O		O		X		O				X			
2 880			O*							O								
2 800																		
2 720		O*																
2 640																		
2 560	O*																	
X : Éprouvette rompue O : Éprouvette non rompue * : Éprouvette non comptabilisée dans le calcul des résultats																		

Tableau 24 : Déroulement des essais de fatigue du patron 4

Patron 4 : Trait épais longitudinal (d=80N)																		
ΔF (N)	Ordre des essais																	
	-2	-1	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16
2 800			X		X		X											
2 720				O		O		X										
2 640		O*							X									
2 560										O								
2 480	O*																	
X : Éprouvette rompue O : Éprouvette non rompue * : Éprouvette non comptabilisée dans le calcul des résultats																		

Tableau 25 : Déroulement des essais de fatigue du patron 5

Patron 5 : Trait épais transversal (d=160N)																		
ΔF (N)	Ordre des essais																	
	-6	-5	-4	-3	-2	-1	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12
4 800					X*													
4640																		
4480						X*			X									
4 320								O		O								
4 160							O											
4 000				O*														
3 840																		
3 680			O*															
3 520																		
3 360		O*																
3 200																		
3 040	O*																	
X : Éprouvette rompue O : Éprouvette non rompue * : Éprouvette non comptabilisée dans le calcul des résultats																		

Tableau 26 : Déroulement des essais de fatigue du patron 6

Patron 6 : Cercle de diamètre 0.4 po. (d=80N)																		
ΔF (N)	Ordre des essais																	
	-8	-7	-6	-5	-4	-3	-2	-1	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
3 840		X*																
3 760																		
3 680			X*															
3 600				X*									X					
3 520	O*				X*					X		O		X				
3 440							X*		O		O				X		O	
3 360						O*		O*								O		

X : Éprouvette rompue
O : Éprouvette non rompue
* : Éprouvette non comptabilisée dans le calcul des résultats

Les essais 6,7 et 8 n'ont pas été pris en compte, car la soudure n°7 s'est révélée défectueuse.

Tableau 27 : Déroulement des essais de fatigue du patron 7

Patron 7 : Cercle de diamètre 1 po. (d=100N)																		
ΔF (N)	Ordre des essais																	
	-7	-6	-5	-4	-3	-2	-1	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11
8 000	X*																	
7 600		X*																
7 200			X*															
6 800				X*														
6 700																		
6 600													X					
6 500										X		O		X				
6 400						X*			O		O				O			
6 300								O										
6 200							O*											
6 100																		
6 000					O*													

X : Éprouvette rompue
O : Éprouvette non rompue
* : Éprouvette non comptabilisée dans le calcul des résultats

Tableau 28 : Déroulement des essais de fatigue du patron 12

Patron 12 : Bande longitudinale (d=80N)																		
ΔF (N)	Ordre des essais																	
	-9	-8	-7	-6	-5	-4	-3	-2	-1	1	2	3	4	5	6	7	8	9
7 200	X*																	
7 040		X*																
6 880			X*															
6 560				X*														
6 240					X*													
5 600						X*												
4 000							X*											
3 200								X*										
2 720									X*									X
2 640										X		X		X		O		
2 560										O		O		O		O		
X : Éprouvette rompue O : Éprouvette non rompue * : Éprouvette non comptabilisée dans le calcul des résultats																		

Tableau 29 : Déroulement des essais de fatigue du patron 13

Patron 13 : Bande transversale (d=80N)																		
ΔF (N)	Ordre des essais																	
	-7	-6	-5	-4	-3	-2	-1	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11
5 200	X*																	
4 800		X*																
4 400			X*															
4 000				X*														
3 760															X			
3 680										X				O				
3 600					X*			O		X		O						
3 520								O				O						
3 440																		
3 360							O*											
3 280																		
3 200						O*												
X : Éprouvette rompue O : Éprouvette non rompue * : Éprouvette non comptabilisée dans le calcul des résultats																		

5.3.3 Analyse des limites d'endurance mesurées.

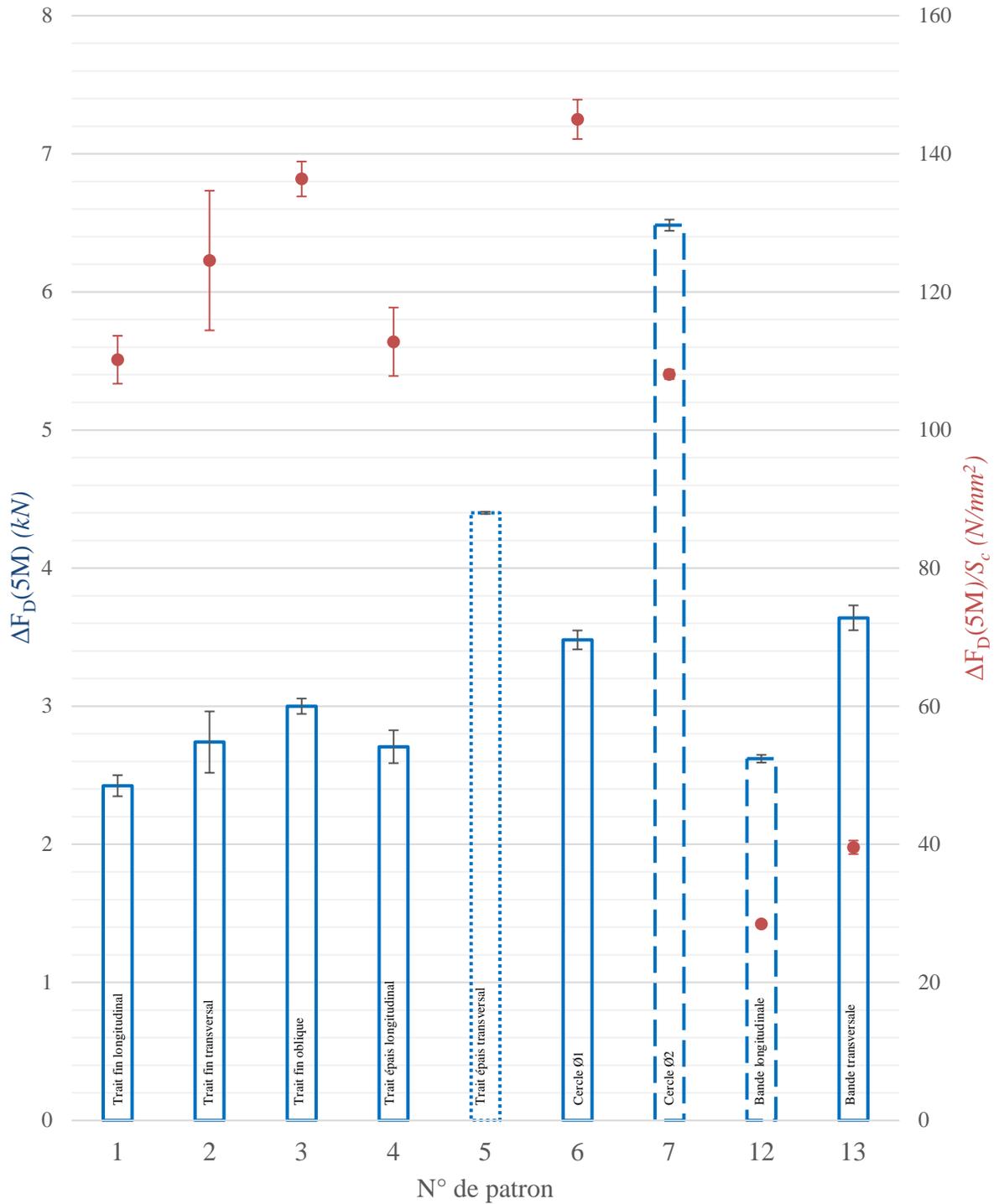
Les résultats numériques des essais de fatigue sont d'abord présentés dans le Tableau 30 puis sur la Figure 27. Le patron 5 est le seul pour lequel moins de huit éprouvettes ont été comptabilisées et donc le seul pour lequel l'estimation de la moyenne reste incertaine et est donc en pointillé sur la Figure 27. Les patrons 5, 7 et 12 sont ceux qui ne respectent pas le critère de validité de l'écart type. Les patrons 7 et 12 sont donc en tirets sur la Figure 27. D'autres tests seraient nécessaires pour estimer l'écart type des patrons 5 et 7 alors qu'au vu de la table de schématisation de la séquence du patron 12, il semblerait que le pas d'échelonnement des contraintes choisi soit trop grand pour ce dernier patron. Tous les autres patrons permettent de donner une estimation approchée correcte de la limite d'endurance et de son écart type.

Tableau 30 : Résultats numériques des essais de fatigue

Patron n°	Limite d'endurance	Écart type	Condition de Validité ²	Surface de connexion ¹	Quotient $\Delta F_D(5M)/S_s$
	$\Delta F_D(5M)$	s	$\frac{MB - A^2}{M^2}$	S_s	Moyenne
	N	N	M^2	mm^2	N/mm^2
1	2 424	76	0,56		110
2	2740	220	1,69	22	125
3	3 000	56	0,40		136
4	2 707	119	0,89		113
5	4 400	8	0,00	24	183
6	3 480	69	0,50		145
7	6 483	41	0,22	60	108
12	2 620	28	0,19	92	28
13	3 640	90	0,67		40

¹Données issues du chapitre 3

²Condition de validité de l'écart type $(MB-A^2)/M^2 > 0,3$ (NF A 03-405:1991)



- Les barres d'erreurs représentent les écarts types.

- Les écarts types des limites d'endurance surfaciques ne tiennent pas compte de ceux des surfaces de connexion.

Figure 27: Résultats des essais de fatigue

Le patron ayant la limite d'endurance la plus élevée est le cercle de périmètre 80 mm (patron 7) à 6,5 kN suivi du trait épais transversal (patron 5) à 4,4 kN bien que son estimation reste peu fiable. S'ensuivent après la bande transversale (patron 13) et le cercle de périmètre 32 mm (patron 6) tous deux vers 3,5 kN. Le trait fin oblique (patron 3) advient ensuite à 3 kN devant la bande longitudinale (patron 12), le trait fin transversal (patron 2) et le trait épais longitudinal (patron 4) tous trois autour de 2,7 kN. Enfin le trait fin longitudinal (patron 1) est le moins résistant en fatigue de tous avec une limite d'endurance de 2,4 kN.

Par rapport au quotient entre la limite d'endurance et la surface de connexion, que l'on appellera par la suite limite d'endurance surfacique, le patron le plus résistant est cette fois-ci le plus petit cercle de périmètre 32 mm (patron 6) suivi du trait fin oblique puis du trait fin transversal. S'ensuivent après à égalité le trait épais longitudinal, le trait fin longitudinal (patron 1) et le cercle de périmètre 80 mm (patron 7). Enfin les deux bandes sont de loin les deux patrons les moins résistants. On notera également le grand écart entre le groupe des patrons 1 à 7 entre 110 et 150 N/mm² puis le groupe des patrons 12 et 13 entre 25 et 40 N/mm².

Les bandes sont donc des patrons intermédiaires par rapport à leurs limites d'endurances et mauvais par rapport à leurs limites d'endurances surfaciques ce qui fait d'eux une famille de patron peu résistante en fatigue. Tous les patrons transversaux (patrons 2, 5 et 13) ont eu une limite d'endurances plus élevée que leurs homologues longitudinaux (respectivement, patrons 1, 4 et 12). Cela s'explique par le fait que les patrons transversaux vont répartir les contraintes sur toutes leurs longueurs alors que les patrons longitudinaux vont avoir tendance à concentrer les contraintes en leurs extrémités. On notera aussi que les deux traits longitudinaux ont presque la même limite d'endurance surfacique. Il est cependant surprenant de constater que le trait fin oblique est plus résistant en fatigue que le trait fin transversal alors qu'il aurait pourtant tendance à concentrer davantage ses contraintes en ses extrémités. Cela peut cependant provenir du fait que le trait fin transversal aurait également tendance à exercer une plus grande force de torsion dans les plaques de l'assemblage soudé. Cela est dû au fait que celles-ci vont avoir tendance à essayer de pivoter autour de l'axe de rotation créé par l'interface soudée et causé par la

non-coplanarité des plaques. La supériorité des traits obliques sur les traits transversaux pourrait également être dû au fait que les essais de fatigue de cette dernière famille de patrons ont été réalisés avant la calibration des machines d'essais et du changement de l'ancien contrôleur légèrement défectueux. Le trait oblique est donc prometteur, mais mériterait d'être testé une nouvelle fois. Il pourrait donc être intéressant d'envisager une nouvelle étude portant plus spécifiquement sur l'influence de l'orientation de la soudure par rapport à la direction de la charge.

Si on souhaite maximiser la limite d'endurance le cercle de périmètre 80 mm est à privilégier et si on veut maximiser la limite d'endurance surfacique le cercle de périmètre 32 mm est cette fois-ci le meilleur. La famille de patron circulaire se distingue donc dans les deux classements et semble être la famille optimale. On notera que cette famille est d'autant plus avantageuse que la direction de chargement n'a pas d'incidence sur la limite d'endurance. Cependant cette étude ne permet pas d'affirmer ou non si deux petits cercles résistent deux fois mieux qu'un seul cercle ni même si deux petits cercles résistent mieux qu'un grand cercle.

5.3.4 Tracé des courbes de fatigue

À partir des essais de fatigue qui ont amené à la rupture de l'éprouvette, les courbes de fatigue des patrons 1,2, 6, 7, 12 et 13 ont été tracées sur la Figure 28, la Figure 29, et la Figure 30. Les familles de patrons n'ont pas été superposées sur une même figure afin de ne pas la surcharger. On y retrouve les limites d'endurance mesurées représentées par des points entourés d'un cercle noir. Ces patrons ont été choisis, car les premiers essais de la schématisation du déroulement de leurs séquences ont majoritairement rompu avant d'osciller autour de leurs limites d'endurance. C'est donc seulement pour ces patrons que l'on a pu obtenir des courbes de fatigue représentatives puisque le déroulement des séquences des patrons 3, 4 et 5 ont commencé par des éprouvettes non rompues. Il est à noter que le nombre de points sur chaque courbe de fatigue reste trop faible pour avoir une estimation précise des courbes de fatigue.

On remarque sur la Figure 28 et la Figure 30 qu'alors que les patrons transversaux ont tous eu des limites d'endurance à cinq millions de cycles supérieures à celles de leurs homologues longitudinaux, ces derniers résistent tous en fatigue mieux que ces premiers pour de faibles durées de vie. Les courbes de fatigue ne sont pas parallèles entre elles et l'orientation par rapport à l'axe de chargement semble être un facteur important. On remarque également sur la Figure 29 que les deux patrons circulaires présentent un nez de fatigue localisé à environ deux millions de cycles pour le plus petit (patron 6) et un demi-million de cycles pour le plus grand (patron 7). De même un nez de fatigue semble apparaître pour les traits fins transversaux (patron 2) sur la Figure 28 autour d'un million de cycles et les bandes transversales (patron 13) autour de trois millions de cycles. En revanche, aucun nez de fatigue n'apparaît avant cinq millions de cycles pour les deux traits fins (patrons 1 et 2) et pour la bande longitudinale (patron 12). Il semblerait donc que seuls les patrons ayant une grande projection orthogonale sur l'axe transversal à la direction de chargement présentent un nez de fatigue. Cela peut être mis en parallèle avec les constatations fractographiques qui ont conclu que ces mêmes patrons étaient ceux qui rompaient uniquement dans la plaque, côté envers.

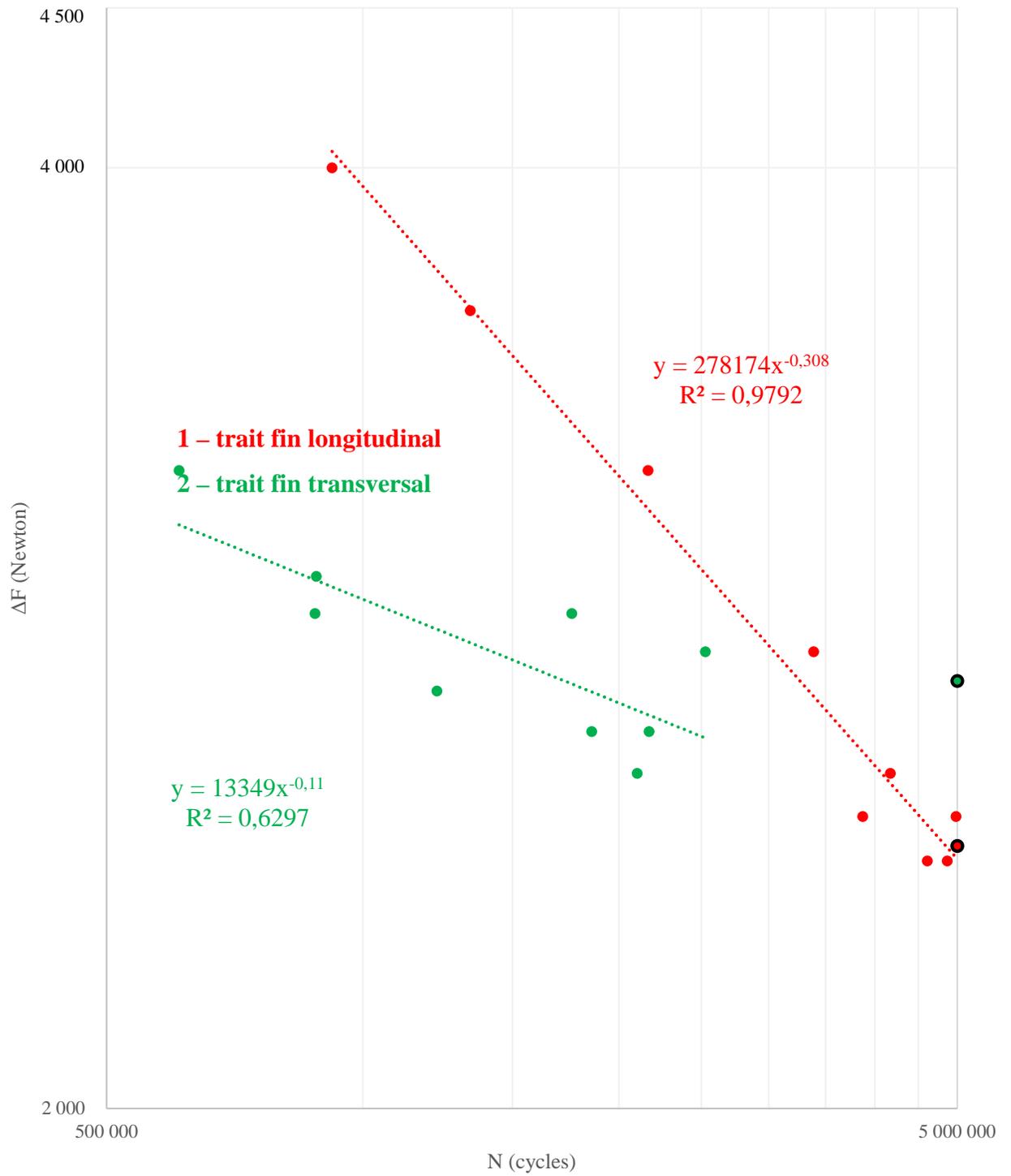


Figure 28 : Courbes de fatigue des patrons 1 (rouge) et 2 (vert)

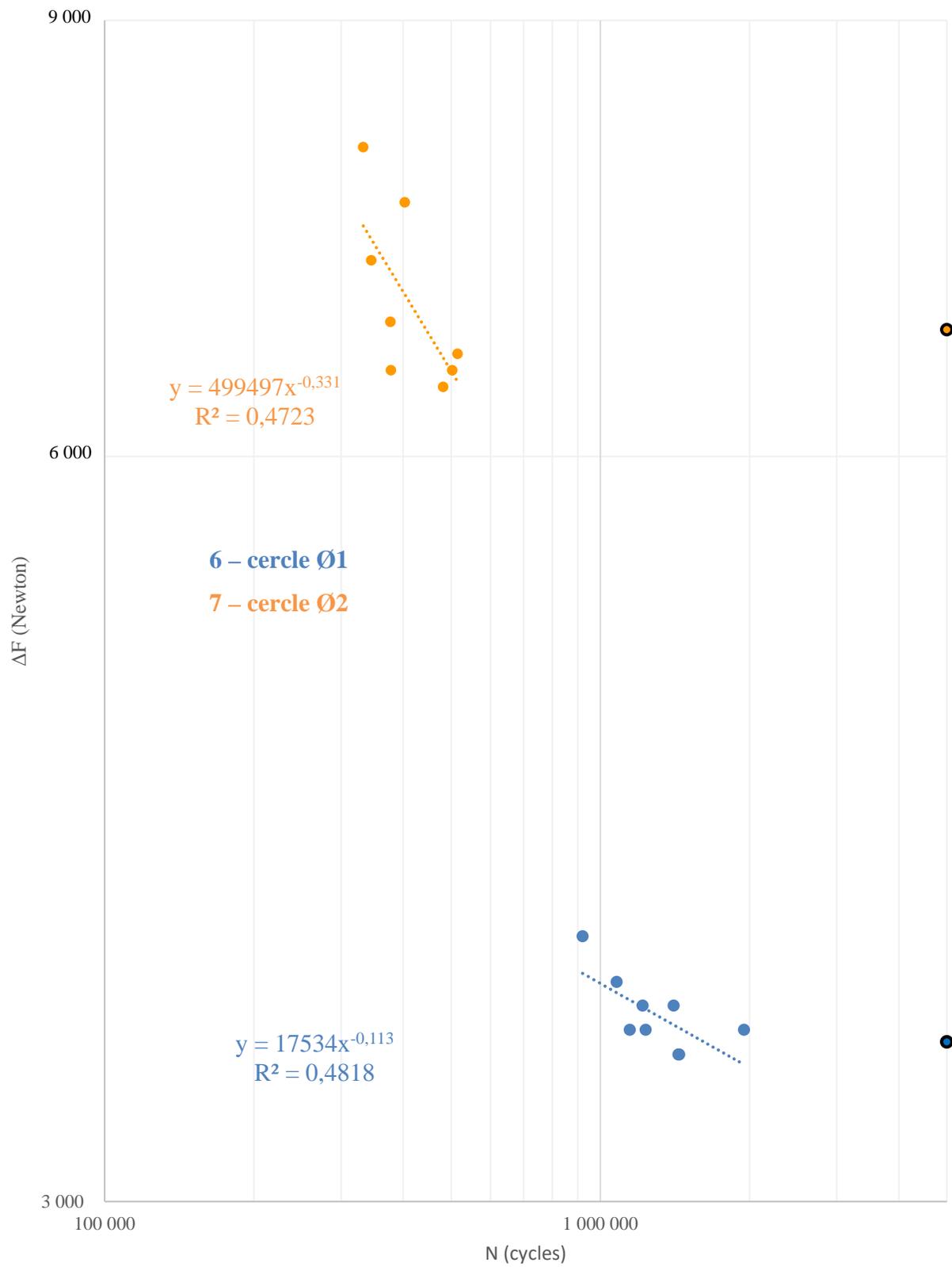


Figure 29 : Courbes de fatigue des patrons 6 (bleu) et 7 (orange)

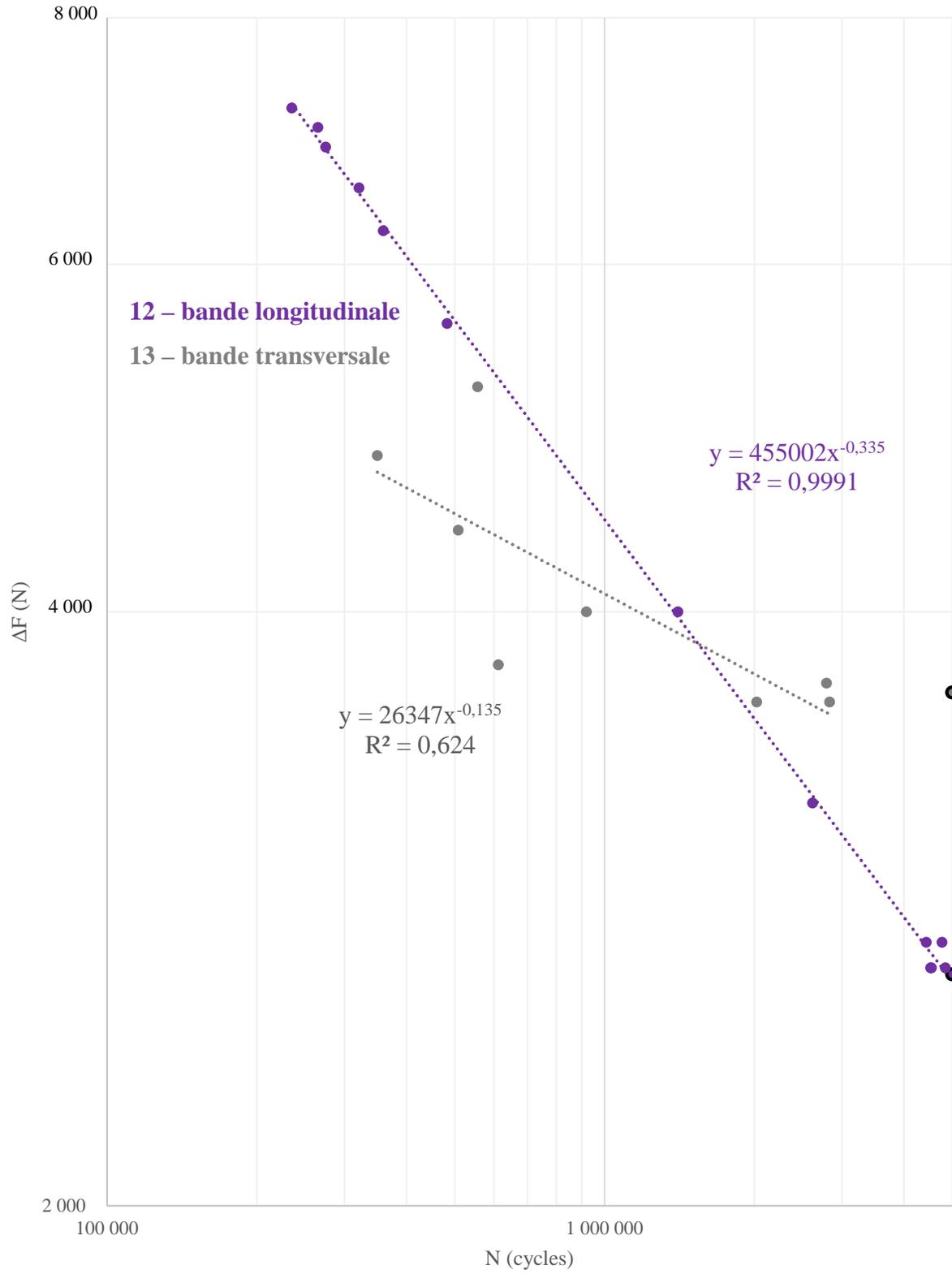


Figure 30 : Courbes de fatigue des patrons 12 (violet) et 13 (gris)

Les courbes tracées ont été approchées par des paraboles d'équation $\Delta F = \lambda \cdot N^{-\mu}$ à la suite de régressions linéaires. Les valeurs de ces différents paramètres pour les différents patrons sont notées dans le Tableau 31. Les patrons transversaux (patrons 2 et 13) ont un coefficient μ autour de 0,12 alors que les patrons longitudinaux (patrons 1 et 12) ont un coefficient μ plus proche des 0,3. Cependant le plus petit des deux cercles a un coefficient μ proche de 0,12 alors que le plus grand a un coefficient μ proche de 0,3, bien que leurs coefficients de corrélation linéaire soient faibles. Il semblerait donc que les patrons de soudage aient une forte influence sur la pente des courbes de fatigue.

Tableau 31 : Analyse des courbes de fatigue

Patron	λ	μ	$R^{2(*)}$
1 Trait fin longitudinal	278 174	0,308	0,98
2 Trait fin transversal	13 349	0,110	0,63
6 Cercle Ø1	17 534	0,113	0,48
7 Cercle Ø2	499 497	0,331	0,47
12 Bande longitudinale	455 002	0,335	0,99
13 Bande transversale	36 347	0,135	0,73

(*) Coefficients de corrélation linéaire

5.4 ANALYSES DES ESSAIS DE FATIGUE

Analyse des patrons rectilignes (patrons 1, 2, 4, 5, 12 et 13, tous de longueur 32 mm)

Une analyse ANOVA (Ross, 1988), c'est-à-dire de la variance, a été réalisée afin de comparer l'incidence de la largeur et de l'orientation de la soudure par rapport à la direction de la charge (longitudinal et transversal) sur la limite d'endurance à cinq millions de cycles des patrons rectilignes, c'est-à-dire les traits fins (patrons 1 et 2), les traits épais (patrons 4 et 5) et les bandes (patrons 12 et 13). La table des données est présentée Tableau 32 et la table des résultats est présentée au Tableau 33. On constate que le facteur prépondérant est de loin l'orientation et que la largeur a une influence finalement mineure sur les résultats. L'erreur est pour sa part faible.

Tableau 32 : Table des données de l'analyse ANOVA

Patron	Largeur soudée	Orientation	$\Delta F_D(5M)$
	<i>mm</i>	—	<i>N</i>
1	0,70	L	2 424
2	0,70	T	2740
4	0,75	L	2 707
5	0,75	T	4 400
12	2,86	L	2 620
13	2,86	T	3 640

Tableau 33 : Table des résultats de l'analyse de la variance.

Source	Somme des carrés	Degrés de liberté	Variance
Largeur	948 979	2	474 490
Orientation	1 529 140	1	1 529 140
Erreur	474 112	2	237 056
Total	2 952 232	5	

Comparaison de la limite d'endurance des patrons par rapport à leurs projections orthogonales par rapport à la direction transverse à l'axe de chargement

Il a été décidé de vérifier si la projection sur l'axe orthogonal à la direction de chargement avait une influence sur la limite d'endurance. La limite d'endurance a donc été tracée en fonction de cette dernière projection puis une régression linéaire a été effectuée sur la Figure 31 ci-après. On observe que la régression linéaire ne permet pas d'affirmer qu'il s'agit d'un paramètre majeur au vu du faible coefficient de corrélation linéaire.

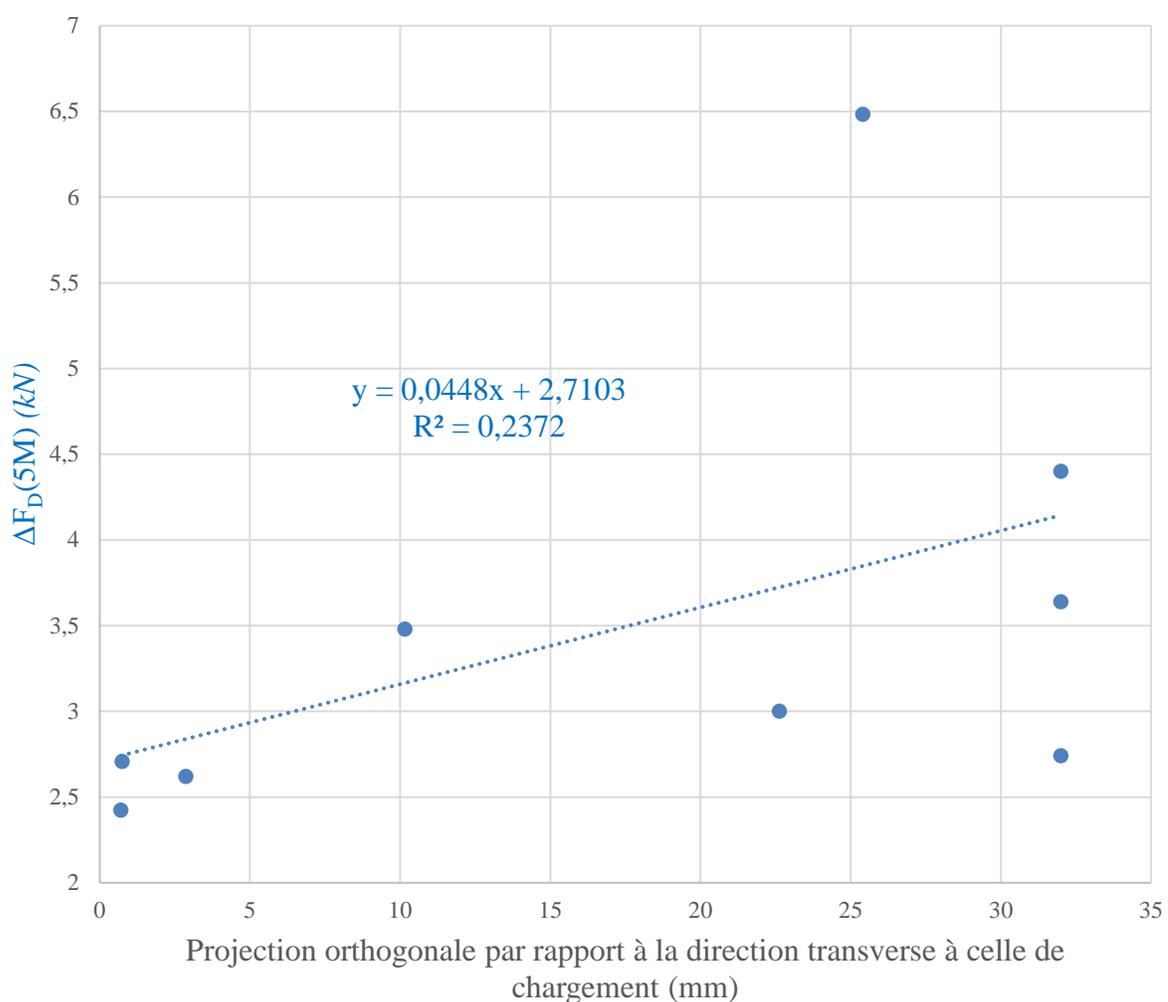


Figure 31 : Incidence de la projection orthogonale sur la limite d'endurance

5.5 RÉCAPITULATIF DES ESSAIS DE FATIGUE

Ce chapitre a mis en évidence la forte influence des patrons de soudure sur la résistance en fatigue des joints laser soudés par recouvrement. Les essais expérimentaux ont permis de déterminer que la famille des patrons circulaires est celle qui compte la limite d'endurance à cinq millions de cycles pour un rapport de chargement d'un demi ($R=0,5$) la plus élevée (patron 7) ainsi que celle qui a la limite d'endurance par unité de surface, à cinq millions de cycles et pour un rapport de chargement d'un demi, la meilleure (patron 6). Les essais expérimentaux ont également montré que les ruptures advenaient majoritairement dans la plaque, côté envers, ou simultanément avec l'interface soudée, sauf pour les traits longitudinaux et le trait oblique.

L'étude a également permis de déterminer que les patrons de soudage avaient une forte influence sur la pente des courbes de fatigue. Elle a aussi mis en évidence que, pour les traits rectilignes, l'influence de l'orientation de la soudure était bien plus importante que l'influence de sa largeur. Enfin, l'étude a déterminé que l'influence de la projection orthogonale par rapport à la direction transverse à l'axe de chargement était très limitée.

CHAPITRE 6

SIMULATION NUMÉRIQUE DES ESSAIS DE FATIGUE

6.1 INTRODUCTION

Ce chapitre a été pensé afin de développer une méthode numérique dans le but de comparer la résistance en fatigue des différents patrons de soudage étudiés dans ce mémoire

6.1.1 Livres à propos :

La modélisation numérique proposée dans ce chapitre est basée sur les recommandations de l'institut international de la soudure. Le traitement numérique est quant à lui basé sur le livre de Dowling.

A.F. Hobbacher. Recommendations for Fatigue Design of Welded Joints and Components, IIW Collection

Erkki Niemi, Wolfgang Fricke, Stephen J. Maddox. Structural Hot-Spot Stress Approach to Fatigue Analysis of Welded Components – Designer`s Guide – Second Edition, IIW Collection

Wolfgang Fricke, 2012. Recommendations for the fatigue assessment of welded structures by notch stress analysis, IIW-2006-09

Norman E. Dowling. Mechanical Behavior of Materials, Engineering Methods for Deformation, Fracture and Fatigue

6.1.2 Objectifs et plan du chapitre

L'objectif de ce chapitre est de construire un modèle numérique afin de pouvoir classer les patrons de soudage laser en fonction de leurs résistances en fatigue, à l'image des essais expérimentaux de fatigue réalisés au chapitre précédent. La prédiction des différentes durées de vie n'a donc pas été cherchée spécifiquement. Le modèle numérique a été construit sur le logiciel COMSOL Multiphysics avec pour seule physique la mécanique du solide. Les simulations des modèles construits ont ensuite été compilées sur MATLAB par l'intermédiaire du module COMSOL with MATLAB.

Ce chapitre présente d'abord une petite revue de littérature à propos du dimensionnement en fatigue des assemblages soudés. Le chapitre propose ensuite la méthodologie de calcul pour traiter les essais numériques puis la construction d'un modèle numérique sur COMSOL. Enfin, le chapitre expose et analyse les résultats numériques afin de les comparer aux résultats expérimentaux.

6.1.3 État de l'art du dimensionnement en fatigue des assemblages soudés.

La question du dimensionnement en fatigue des assemblages soudés est une question récurrente dans les bureaux d'ingénierie. Cette interrogation s'est notamment posée pour l'institut international de la soudure, d'acronyme IIW (pour « International Institute of Welding »). Celui-ci a publié les bases modernes du dimensionnement en fatigue des assemblages soudés dans le document « Recommendations for Fatigue Design of Welded Joints and Components » de Hobbacher (1996). Ce document répertorie les approches

numériques développées afin de calculer la durée de vie d'assemblages soudés. Il est cependant à noter qu'aucune des approches développées ne possède un caractère général.

Plusieurs approches ont donc été développées par l'IIW. On compte principalement la méthode de l'étendue de contrainte nominale (nominal stress approach), la méthode de la contrainte géométrique (hot-spot stress approach), la méthode de la contrainte locale (local stress) et la méthode de la mécanique de la rupture. Il est à noter que les deux premières approches sont dites globales puisqu'elles prennent en compte la géométrie de la soudure dans son ensemble contrairement aux deux suivantes qui sont pour leurs parts dites locales.

La méthode de la contrainte nominale et la méthode de la contrainte géométrique sont celles conseillées par l'Eurocode 3 (CEN, 2005). L'Eurocode définit la contrainte nominale comme la « contrainte dans le métal de base ou dans une soudure au voisinage de l'emplacement potentiel d'une fissure, calculée en élasticité pure, à l'exclusion de tout effet de concentration de contrainte » et la contrainte géométrique comme « la contrainte principale maximale dans le métal de base, au pied du cordon de soudure, avec prise en compte des effets de concentration de contrainte, dus à la géométrie d'ensemble du détail constructif ». À partir des contraintes mesurées à l'aide de ces deux méthodes, le but est de remonter à la durée de vie en fatigue par l'intermédiaire de courbes S-N. Niemi, Fricke, et Maddox (2018) a présenté la méthode de la contrainte géométrique plus en détail pour l'IIW. Une utilisation concrète de la contrainte géométrique a été réalisée par Fayard, Bignonnet, et Dang Van (1997).

Les plaques soudées par transparence possèdent des entailles inhérentes à leurs configurations à la jonction des plaques comme présenté sur la Figure 32. Afin de gérer ces entailles lors des modélisations numériques, le principe de Neuber (Radaj, Lazzarin, & Berto, 2013) a été adopté. Ce principe propose de placer un rayon de raccordement virtuel en fond d'entaille afin d'y répartir les contraintes et donc que celles-ci ne soient pas infinies ponctuellement. Ce principe est repris et conseillé par l'IIW pour traiter les concentrations de contrainte en fond d'entaille (Fricke, 2012). Il est a priori fort probable que les

concentrations de contrainte auront lieu dans ces entailles dans le cas de la configuration étudiée dans ce mémoire.

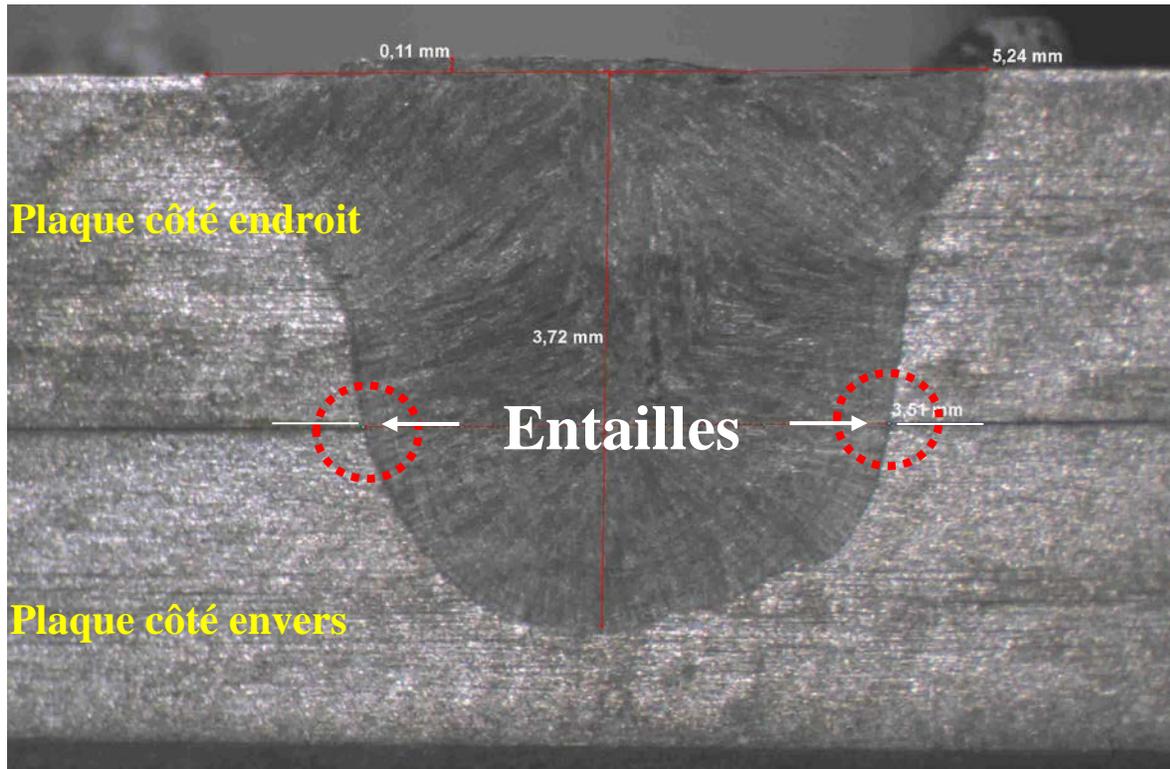


Figure 32 : Entailles inhérentes aux joints soudés par recouvrement

Plusieurs articles publiés se sont attaqués à prédire numériquement la durée de vie des joints soudés. L'influence du profil de joints soudés par recouvrement a été étudiée par Kim, Lee, et Lee (2011), par Marulo, Baumgartner, et Frenco (2017), par Shiozaki, Yamaguchi, Tamai, Hiramoto, et Ogawa (2018). L'effet d'entaille a été entre autres étudié par Sołtysiak et Boroński (2015) et par Marulo et al. (2017). Cependant toutes ces recherches ont étudié seulement les profils de soudure et non les joints sur leurs pleines longueurs. À notre connaissance seuls Cho et al. (2004) ont comparé numériquement plusieurs directions de sollicitation de la soudure pour des joints soudés par recouvrement.

6.2 MÉTHODE DE CALCUL UTILISÉE POUR ANALYSER LES MODÈLES NUMÉRIQUES

Cette recherche s'est employée à déterminer la composante de l'état des contraintes au point névralgique de chaque patron pour une même charge surfacique. Cette dernière charge surfacique, fixée à 46 N/mm², correspond au quotient entre l'amplitude de chargement appliqué à l'assemblage soudé et la taille de la surface de connexion. Sa valeur a été choisie du fait qu'elle permet d'avoir des amplitudes de chargement de l'ordre de grandeur des limites d'endurances mesurées dans le chapitre 5. Le point névralgique correspond au point où la contrainte équivalente uniaxiale complètement renversée, notée σ_{ar} , est maximale. Ce point est considéré comme l'endroit le plus sollicité et d'où la fissure est supposée s'initier. Cette dernière contrainte a été calculée en chaque nœud des différents assemblages soudés étudiés à l'aide de la méthode proposée par Dowling dans son livre « Mechanical Behavior of Materials - Engineering Methods for Deformation Fracture, and Fatigue », chapitre 9 afin de déterminer sa valeur maximale. Les étapes réalisées pour déterminer cette dernière contrainte équivalente uniaxiale complètement renversée maximale sont récapitulées dans ci-après et ont été appliquées pour chaque patron. Ces étapes ont été réalisées dans la pratique sur MATLAB et le script associé est présenté dans l'annexe IV.

Procédure suivie afin de calculer la contrainte équivalente uniaxiale complètement renversée maximale présente en chaque patron :

1. Choix du patron de soudage
2. Calcul de F_{\min} et de F_{\max}

$$\begin{cases} F_{\min} = 46 \text{ N/mm}^2 * \text{surface soudée} \\ F_{\max} = 2 F_{\min} \end{cases} .$$

3. Calcul des contraintes principales ($sp1_{\min}$, $sp2_{\min}$ et $sp3_{\min}$) en chaque nœud du modèle numérique pour une force $F=F_{\min}$ par COMSOL Multiphysics
4. Calcul des contraintes principales ($sp1_{\max}$, $sp2_{\max}$ et $sp3_{\max}$) en chaque nœud du modèle numérique pour une force $F=F_{\max}$ par COMSOL Multiphysics

5. Calcul des contraintes principales purement alternées (σ_{1a} , σ_{2a} et σ_{3a}) et moyennes (σ_{1m} , σ_{2m} et σ_{3m}) en chaque nœud du modèle numérique dans les directions principales.

$$\begin{cases} \sigma_{1a} = \frac{sp1_{max} - sp1_{min}}{2} \\ \sigma_{2a} = \frac{sp2_{max} - sp2_{min}}{2} \\ \sigma_{3a} = \frac{sp3_{max} - sp3_{min}}{2} \end{cases} \text{ et } \begin{cases} \sigma_{1m} = \frac{sp1_{max} + sp1_{min}}{2} \\ \sigma_{2m} = \frac{sp2_{max} + sp2_{min}}{2} \\ \sigma_{3m} = \frac{sp3_{max} + sp3_{min}}{2} \end{cases} .$$

6. Calcul de la contrainte alternée et de la contrainte moyenne en chaque nœud du modèle numérique.

$$\begin{cases} \sigma_a = \frac{1}{\sqrt{2}} \sqrt{(\sigma_{1a} - \sigma_{2a})^2 + (\sigma_{2a} - \sigma_{3a})^2 + (\sigma_{3a} - \sigma_{1a})^2} \\ \sigma_m = \sigma_{1m} + \sigma_{2m} + \sigma_{3m} \end{cases} .$$

7. Calcul de la contrainte équivalente uniaxiale complètement renversée en chaque nœud du modèle numérique. Deux formules, citées par Dowling afin de calculer cet équivalent, sont comparées dans cette recherche. La première est celle de Goodman. L'équivalent est noté σ_{arG} . La deuxième formule est celle de Smith, Watson et Topper (SWT). L'équivalent est alors noté σ_{arSWT} . N'ayant pas la valeur exacte de la vraie contrainte conduisant à la fracture, notée σ'_f , pour la formule de Goodman, celle-ci a été prise comme deux fois la contrainte ultime de l'acier 201LN écroui de $\frac{1}{4}$ et présente dans la norme ASTM A666-15. En effet dans le tableau 9.1 du livre de Dowling les valeurs de σ'_f sont à peu près égales à deux fois S_u . La formule de SWT a l'avantage de ne reposer sur aucune constante du matériau.

$$\begin{cases} \sigma_{arG} = \frac{\sigma_a}{1 - \frac{\sigma_m}{\sigma'_f}} \\ \sigma_{arSWT} = \sqrt{\sigma_{max} \sigma_a} = \sqrt{(\sigma_m + \sigma_a) \sigma_a} \text{ si } \sigma_{max} > 0 \text{ et } 0 \text{ sinon} \end{cases} .$$

8. Recherche de la contrainte équivalente uniaxiale complètement renversée maximale présente dans l'assemblage soudé du patron donné. Cette contrainte est notée σ_{ar-max} .

Les contraintes équivalentes uniaxiales complètement renversées des différents patrons, calculées avec les formules de Goodman et de SWT, ont été comparées entre elles puis avec les limites d'endurance obtenues expérimentalement au cours du chapitre 5.

6.3 CRÉATION DES MODÈLES NUMÉRIQUES

Les modèles numériques des différents assemblages soudés ont été construits sur le logiciel COMSOL Multiphysics. Les conseils donnés par l'IIW pour les méthodes de la contrainte nominale en fond d'entaille (Fricke, 2012) et de la contrainte géométrique (Niemi et al., 2018) afin de modéliser les soudures ont été suivis. Étant donné que les joints soudés par transparence possèdent une entaille inhérente à leur conception, le principe de Neuber a été adopté afin de modéliser ces entailles. La construction de ce modèle a été développée dans un premier temps par la création d'un modèle en coupe 2D de la soudure puis en l'adaptant en 3 dimensions.

La modélisation élastique plastique avec écrouissage isotrope linéaire (Figure 33) du matériau (acier 201LN), dont les propriétés utilisées sont rappelées dans le Tableau 34, a été utilisée. Afin de simuler les efforts de traction, l'une des extrémités de l'assemblage mécanosoudé était soumise à un encastrement et l'autre à une force de traction, F . Niemi et al. (2018) rappellent que les éléments linéaires tétraédriques ne conviennent pas pour la détermination des contraintes structurelles dans le cas de la méthode de la contrainte géométrique. Un maillage quadratique hexaédrique a donc été adopté pour la modélisation 3D des assemblages soudés, à l'image des travaux de Fricke (2012) et de Marulo et al. (2017). Un maillage quadratique carré a par conséquent été employé lors de la première modélisation 2D préliminaire.

Par souci de simplicité, la modélisation numérique ne tient effectivement pas compte d'inhomogénéité microstructurelle du matériau alors que celle-ci évolue aux abords du joint soudé. La littérature confirme par exemple que la dureté et les contraintes résiduelles varient

au sein du cordon de soudure. Cependant, tous les patrons de soudage possèdent cette même inhomogénéité et présenteront cette limitation.

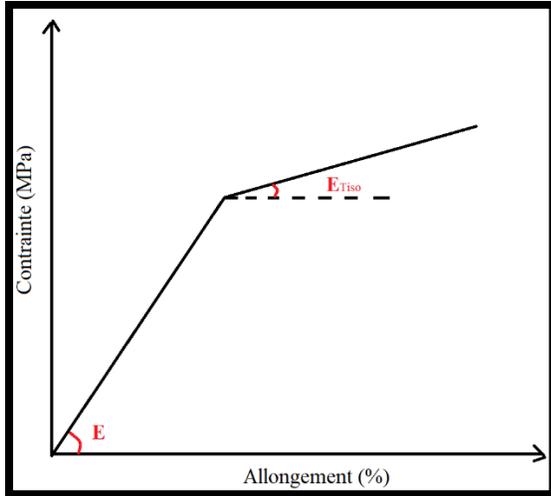


Figure 33 : Approche élastoplastique utilisée

Tableau 34 : Propriétés de l'acier 201LN attribuées au modèle numérique

Propriétés de l'acier 201LN	Unités	Valeurs
Module d'élasticité (E)	GPa	200
Coefficient de Poisson	—	0,32
Résistance élastique	MPa	515
Module tangent isotrope (E_{Tiso})	GPa	10

6.3.1 Création du modèle en coupe 2D de la soudure

Quatre modélisations de la section 2D de l'assemblage soudée par recouvrement ont été comparées dans cette section afin de comparer la répartition des contraintes élastoplastiques de Von Mises entre celle-ci. Les plaques soudées ont été les mêmes pour les quatre modélisations où juste le lien les unissant a été modifié. Les plaques qui les composaient faisaient pour dimension 2,29 mm x 150 mm et pour profondeur 32 mm (Figure 34). Cette profondeur a été choisie puisqu'elle correspond à la longueur des soudures de la famille de patron n°I. La largeur de connexion a été 0,7 mm également à l'image de la famille de patron n°I. Une force de 6 kN a également été imposée à tous les assemblages de cette section.

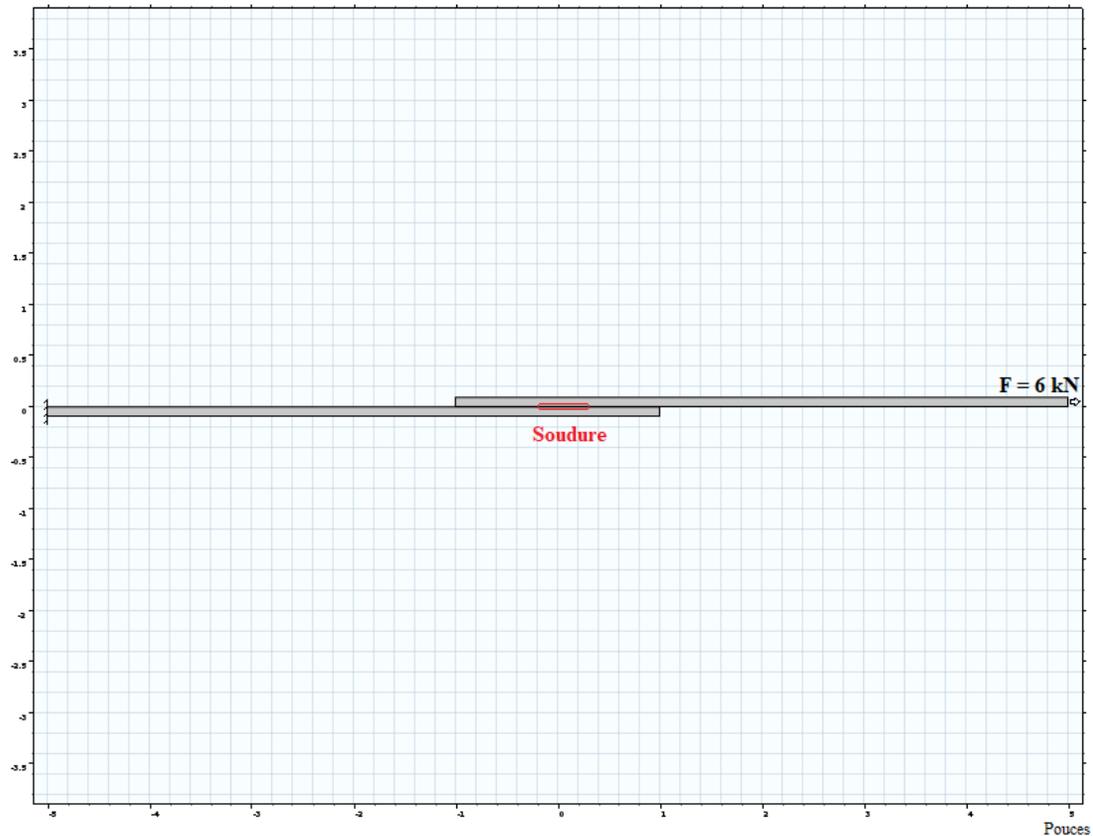
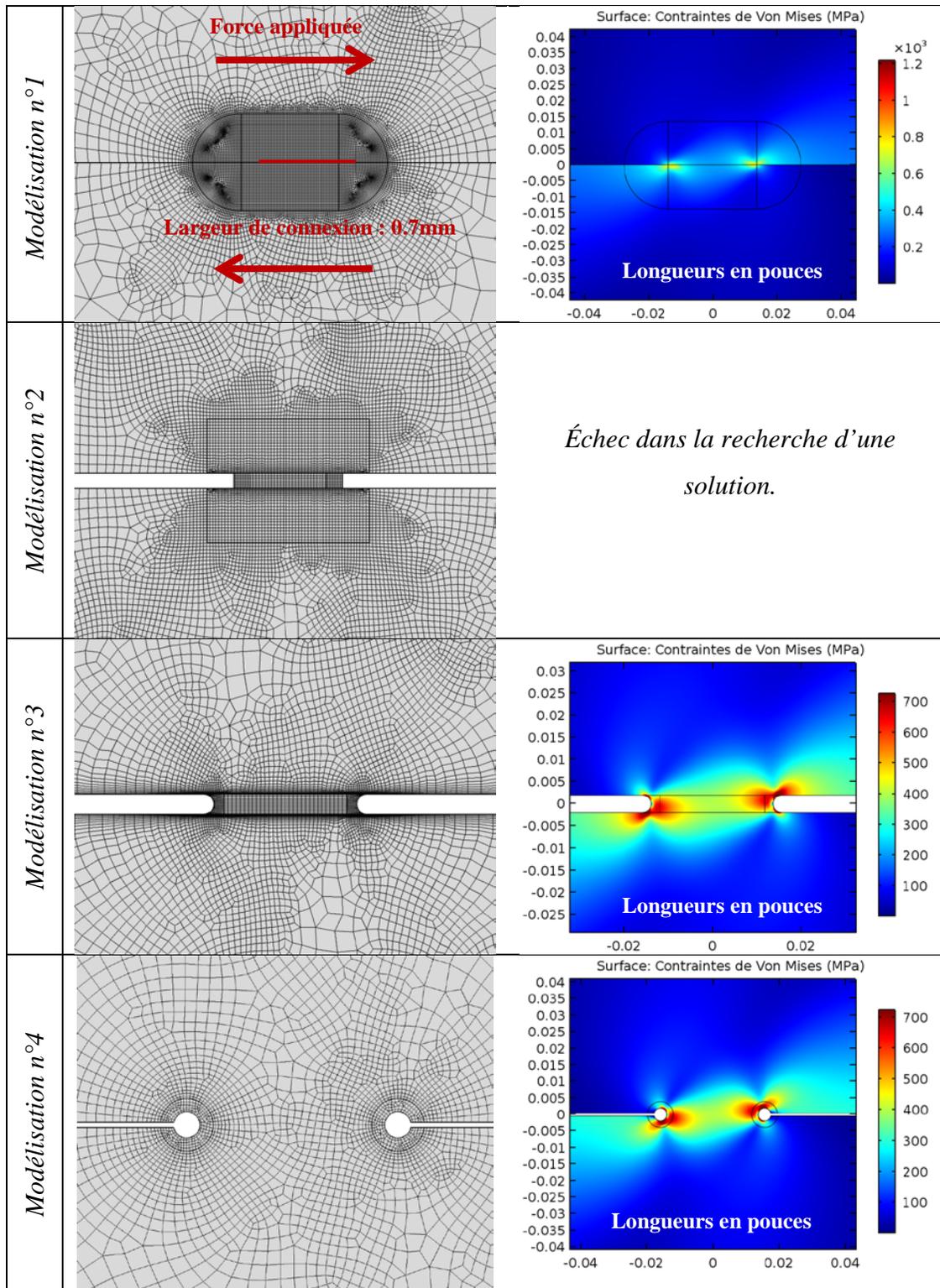


Figure 34 : Représentation 2D de l'assemblage soudé

La première modélisation proposée consistait à imposer une contrainte de continuité entre les plaques sur l'ensemble des surfaces soudées et une condition de contact sans pénétration ailleurs. Pour la seconde modélisation, les plaques ont été écartées de 0,1 mm et une soudure virtuelle prismatique a été rajoutée pour assurer la liaison entre les plaques. Pour les deux dernières modélisations (3&4), un rayon de raccordement, $r_{ref} = 0,05$ mm, a en plus été placé entre les plaques afin de simuler l'effet d'entaille proposée par Neuber. La valeur de ce rayon de raccordement a été choisie puisqu'il s'agit du rayon de raccordement proposé par l'IIW pour les plaques de moins de 5 mm (Fricke, 2012). C'est aussi le rayon de raccordement utilisé par Marulo et al. (2017). Un maillage quadrilatère a été utilisé lors de ces simulations. La taille maximale de ses éléments de maille en fond d'entaille a été de $r_{ref}/4$ soit 0,012 mm puisqu'il s'agit de la taille conseillée par l'IIW pour ce type d'éléments (Fricke, 2012). Le Tableau 35 présente le maillage et les solutions numériques correspondant aux différentes modélisations.

Tableau 35 : Comparaison des différentes modélisations de la soudure



La seconde modélisation n'a pas permis d'obtenir de résultats. La première modélisation localise l'ensemble des contraintes aux deux points singuliers où celle-ci est « infinie ». Seules les modélisations 3 et 4 ont permis d'obtenir une répartition des contraintes cohérente à l'aide du principe de Neuber. Les modélisations 3 et 4 donnant des résultats similaires, il a été décidé de travailler avec la troisième modélisation (Figure 35) pour la modélisation 3D de par sa simplicité de maillage lorsque l'on passe en trois dimensions.

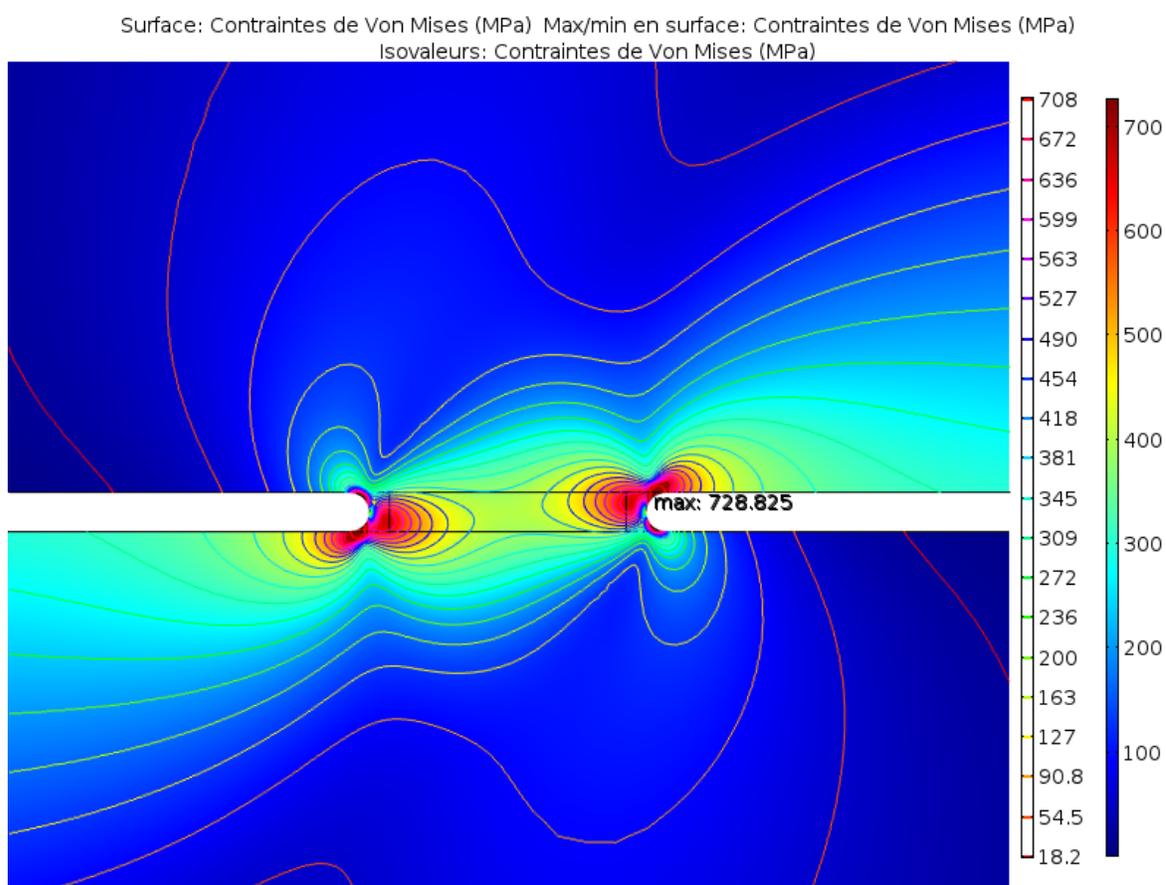


Figure 35 : Résultat de la modélisation 2D choisie

6.3.1 Création du modèle numérique 3D :

Le modèle est le même que pour les plaques réelles (Figure 5) et celui du patron 3 est représenté sur la Figure 36.

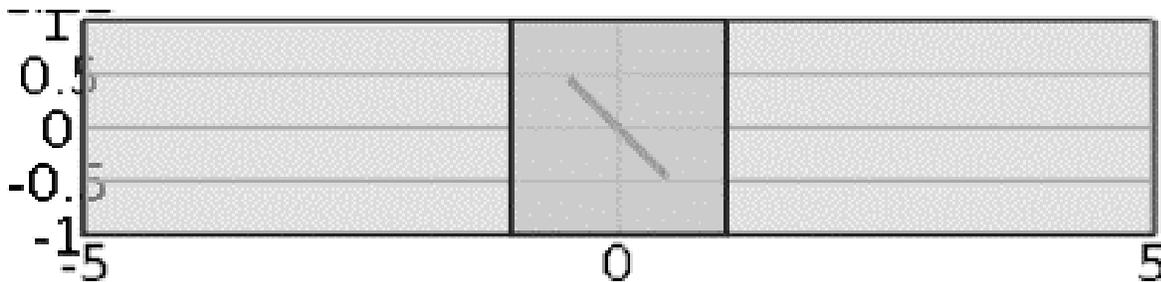


Figure 36 : Représentation du modèle numérique du patron n°3

Pour chaque patron, une demi-soudure virtuelle a été maillée comme sur la Figure 37, à l'image de la troisième modélisation de la section précédente. Cette section et ce maillage ont par la suite été extrudés pour obtenir la forme de la soudure souhaitée. Les largeurs de connexion utilisées n'ont cependant pas été exactement les mêmes que celles mesurées au sein du chapitre 3 puisque ces deux études ont été menées en parallèle (Tableau 36). Les patrons 1, 2 et 3 ont donc eu une largeur soudée dans la simulation numérique de 0,68 mm contrairement à la largeur de 0,70 mm, mesurée par la suite. Pour les patrons 4 à 11 l'étude préliminaire laissait envisager une largeur de connexion de 0,90 mm contrairement à la valeur de 0,75 mm, finalement mesurée pour les patrons 4 à 7 et aux 0,86 mm pour les patrons 8 à 11. Seuls les patrons 12 et 13 ont eu la même largeur de connexion dans les deux études. Après la modélisation de la soudure, les plaques ont ensuite été dessinées puis entièrement maillées (Figure 38 et Figure 39). Le maillage dans les plaques a finalement été raffiné aux abords l'interface des plaques afin de conserver une taille d'élément de maille près de la soudure de 0,012 mm (Figure 40). Afin de limiter les calculs, les modèles numériques se sont limités entre 150 000 et 200 000 nœuds chacun. Des représentations visuelles des différents maillages sont présentées en annexe V.

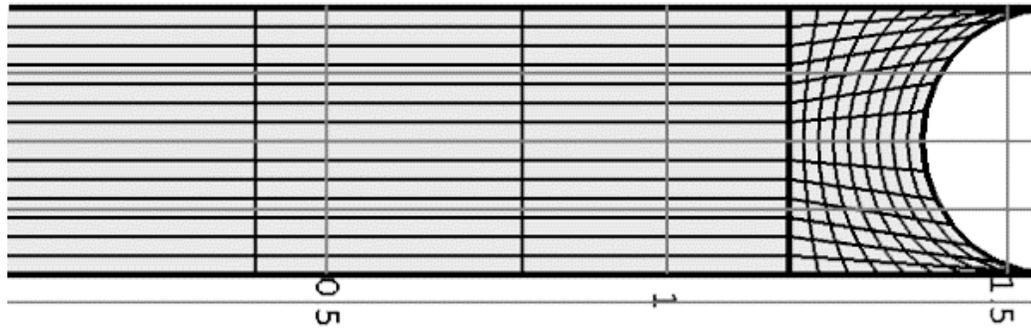


Figure 37 : Maillage d'une demi-section de la soudure

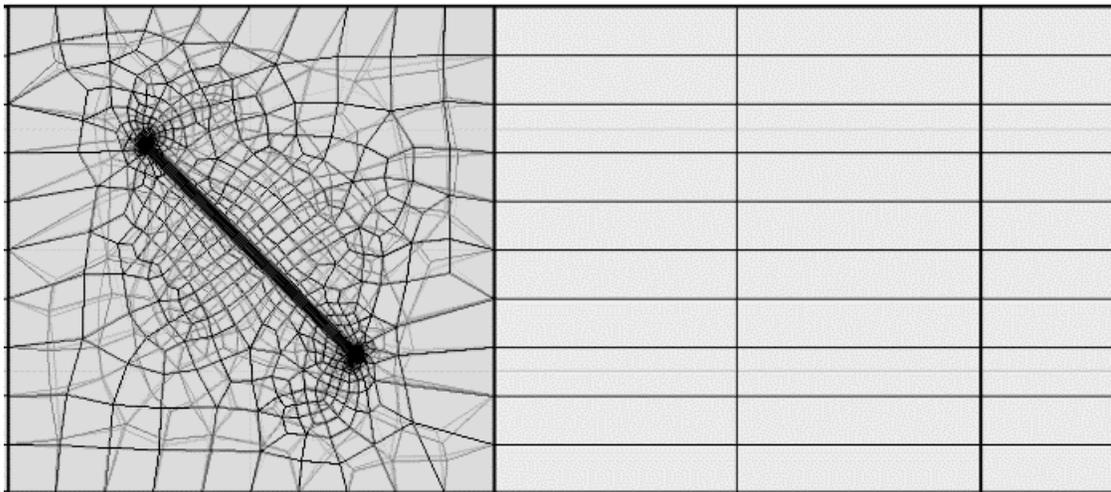


Figure 38 : Maillage de l'une plaque des plaques de l'assemblage soudé du patron n°3

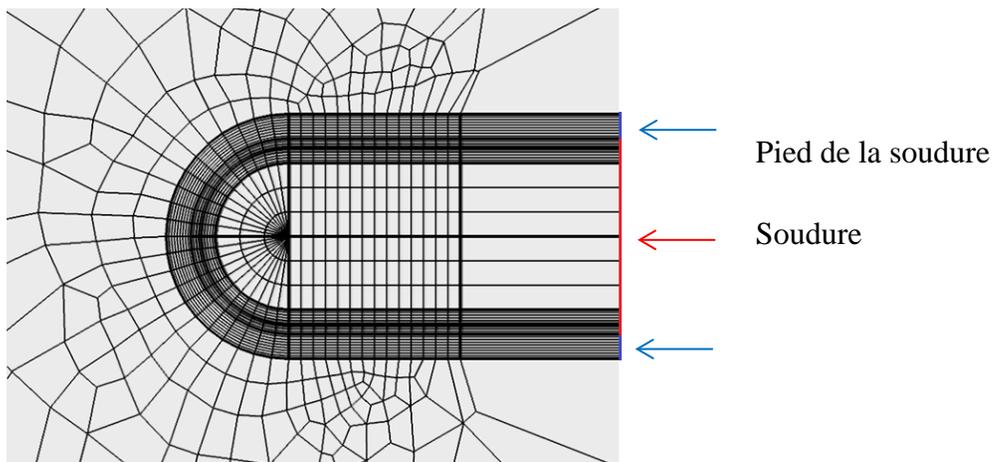


Figure 39 : Maillage d'une plaque au niveau d'une extrémité de la soudure

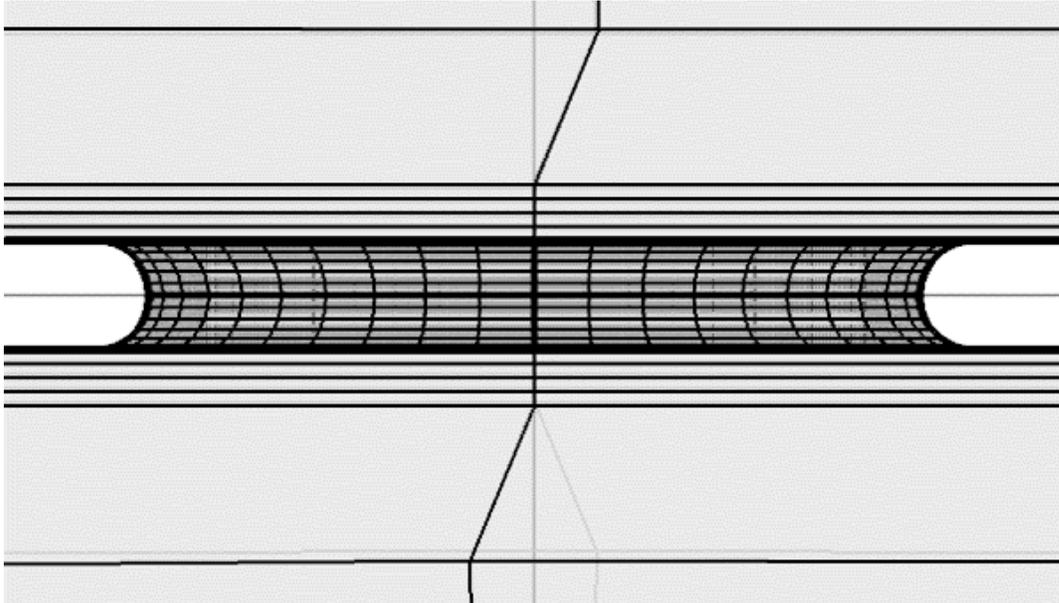


Figure 40 : Couche limite dans les plaques côté soudure.

6.4 RÉSULTATS DES ESSAIS NUMÉRIQUES

6.4.1 Comparaison des patrons

Les contraintes équivalentes uniaxiales complètement renversées maximales de chaque patron, calculées à l'aide de la formule de Goodman et à l'aide de la formule de SWT, sont présentées numériquement dans le Tableau 36 et dans l'histogramme qui le suit (Figure 41) afin de faciliter la visualisation des résultats. Il est à noter que certaines contraintes équivalentes uniaxiales complètement renversées obtenues par la formule de Goodman étaient largement supérieures à la constante σ'_f , bien que l'axe des ordonnées de l'histogramme se limite à cette dernière valeur.

Plus la contrainte équivalente uniaxiale complètement renversée maximale est grande plus la résistance à la fatigue est faible. Les patrons les plus résistants par unité de surface soudée sont donc, selon les formules de Goodman et de SWT, les deux traits transversaux (patrons 2 et 5) et le cercle de périmètre 32 mm (patron 6). Les résultats expérimentaux ont

également montré que ses trois patrons avaient parmi les quatre limites d'endurance surfacique les plus élevées. De même, selon les essais expérimentaux et la formule de Goodman, les deux pires patrons, hormis les patrons 8 à 11, sont les deux bandes (patrons 12 et 13). On peut également noter que la résistance en fatigue des familles de patrons traits et bandes est, pour les résultats expérimentaux comme pour les résultats numériques, toujours meilleure pour les patrons transversaux que longitudinaux.

L'objectif de vérifier si on pouvait classer les différents patrons est partiellement atteint. Les résultats des simulations n'ont pas permis de classer les patrons exactement dans le même ordre que les essais expérimentaux. Il peut être rappelé que les droites de fatigue dessinées dans le chapitre 5 ne sont pas parallèles entre elles et donc qu'un patron peut être plus résistant qu'un autre pour une certaine amplitude de charge et inversement pour une autre. Les familles de patron « épingle » (patrons 8 et 9) et « double ellipse » (patrons 10 et 11) n'ont pas pu être étudiées lors des essais expérimentaux en fatigue. Les essais numériques ont cependant permis de situer leur résistance en fatigue par rapport aux autres patrons. Il appert que le patron « épingle » est à la fois longitudinalement (patron 8) et transversalement (patron 9) comparable au cercle de même longueur soudée soit périmètre 80 mm (patron 7) et ceci à la fois avec la formule de Goodman et de SWT. Les patrons de la famille « double elliptique » sont pour leurs parts les pires de tous les patrons tant en utilisant la formule de Goodman que le formule de SWT.

Tableau 36: Résultats des modélisations numériques

Familles de patrons	Patrons	Largeur de connexion ⁽¹⁾			ΔF appliquée	$\sigma_{arG-max}$	σ_a ($\sigma_{arG-max}$)	σ_m ($\sigma_{arG-max}$)	$\sigma_{arSWT-max}$	σ_a ($\sigma_{arSWT-max}$)	σ_m ($\sigma_{arSWT-max}$)
		mm	mm	mm ²							
Traits fins	1					477	157	1 106	446	157	1 106
	2	0,68	32	22	1 000	266	140	780	359	140	780
	3					408	130	1 124	423	154	1 002
Traits épais	4	0,90	32	29	1 324	705	68	1 491	457	148	1 259
	5					283	139	838	370	143	814
Cercles	6	0,90	32	29	1 324	329	147	913	395	148	902
	7					555	141	1 232	442	160	1 064
Épingles	8	0,90	80	72	3 324	525	110	1 306	436	149	1 129
	9					505	121	1 255	481	41	5 530
D. E. ⁽²⁾	10	0,90	80	72	3 324	21 784	56	1 646	774	94	6 304
	11					202 553	91	1 649	1022	238	4 157
Bandes	12	2,86	32	92	4204	221 516	64	1625	549	125	2 275
	13					1 137	71	1547	431	158	1 020

(1) Valeurs estimées utilisées pour l'étude numérique

(2) Doubles ellipses

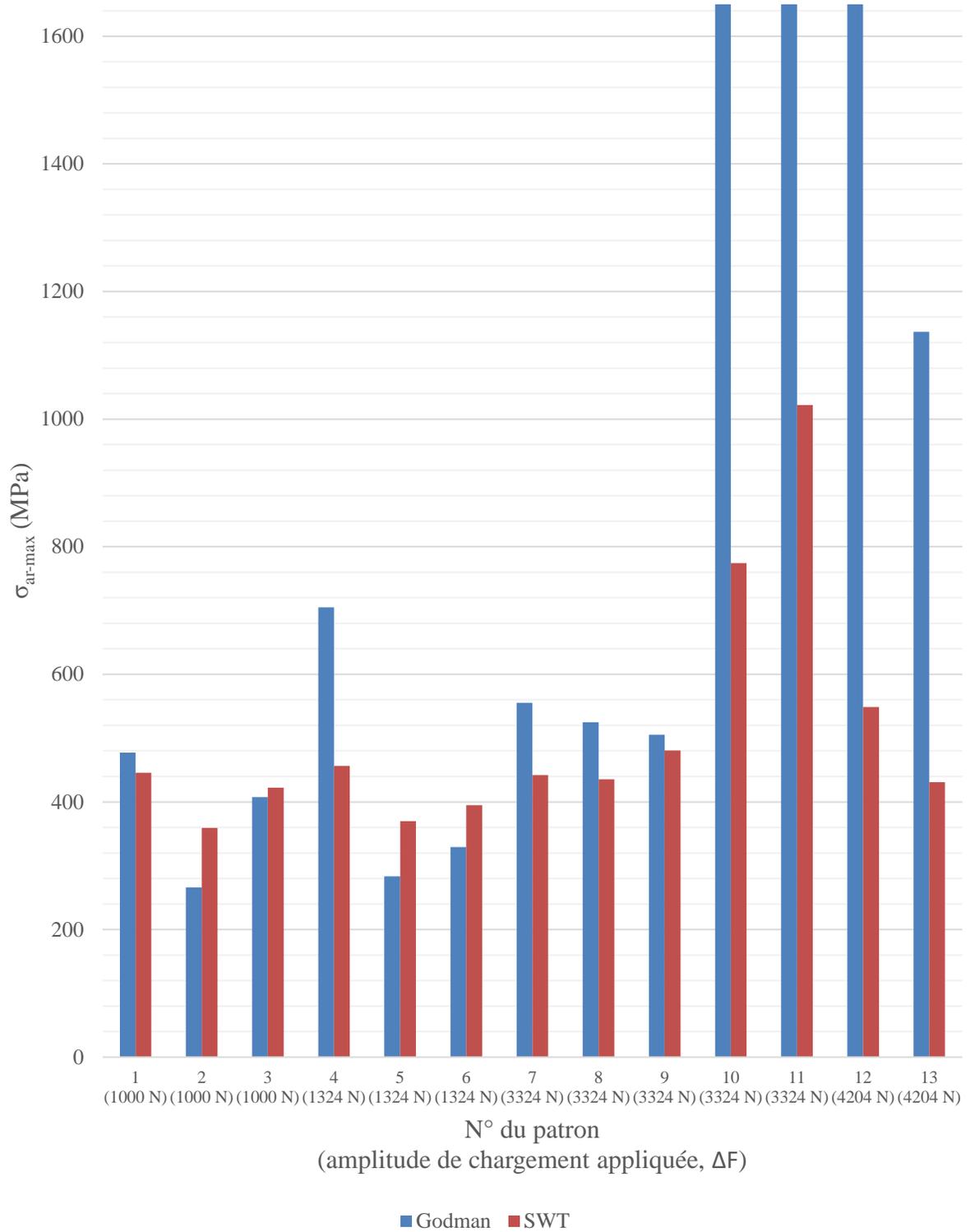


Figure 41 : Contraintes équivalentes uniaxiales complètement renversées maximales

Les contraintes équivalentes uniaxiales complètement renversées maximales des patrons 1 à 7, 12 et 13 ont par la suite été tracées, sur la Figure 42, en fonction des limites d'endurance à cinq millions de cycles, $\Delta F_D(5M)$ obtenues expérimentalement pour un ratio de chargement de 0,5 au cours du chapitre précédent. On notera encore une fois que les surfaces de connexion mesurées expérimentalement et celles utilisées dans les modélisations numériques sont légèrement différentes. On notera aussi que la contrainte équivalente uniaxiale complètement renversée maximale du patron 12 n'a pas été prise en compte puisque supérieure à la constante σ'_f .

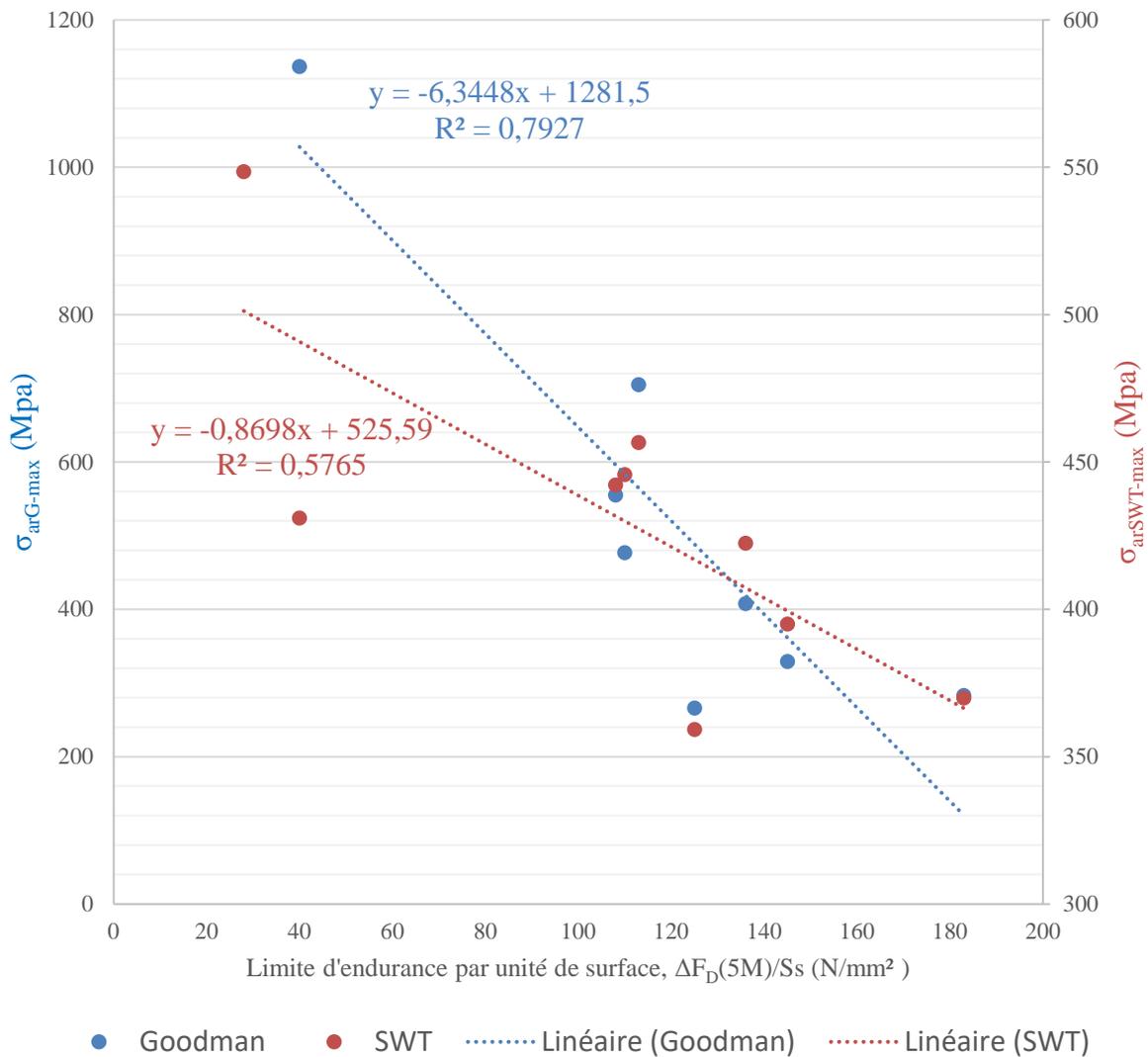


Figure 42 : Tracé de $\sigma_{arG-max}$ et $\sigma_{arSWT-max}$ en fonction de $\Delta F_D(5M)/S_s$

On conclut que pour les deux formules de Goodman et de SWT, la contrainte équivalente uniaxiale complètement renversée est effectivement une fonction linéaire décroissante de la limite d'endurance, par unité de surface, à cinq millions de cycles pour $R=0,5$. Il serait donc possible à partir d'un autre patron d'évaluer la limite d'endurance, par unité de surface, d'un patron à l'aide des régressions linéaires présentées sur la Figure 42. Il peut être remarqué que l'incidence du quotient entre la limite d'endurance et la surface soudée sur la contrainte équivalente uniaxiale complètement renversée est moindre avec la formule de SWT qu'avec la formule de Goodman tout comme le coefficient de corrélation linéaire. La formule de Goodman donne donc des résultats plus fiables que la formule de SWT, mais à l'inconvénient de dépendre des constantes du matériau et d'être inutilisable pour certains patrons.

6.4.2 Étude des cercles

On se demande ici comment évolue la contrainte équivalente uniaxiale complètement renversée maximale pour la famille des patrons circulaires lorsque le diamètre évolue. Les calculs précédents ont été repris avec un cercle de diamètre 0.75 po et un autre de 1.5 po puis la contrainte équivalente uniaxiale complètement renversée maximale a été tracée en fonction du diamètre sur la Figure 23. Il est à noter que tous ces calculs ont été réalisés à amplitude de charge surfacique constante. L'amplitude de chargement évoluait donc pour sa part en fonction du diamètre.

La Figure 43 permet de constater que, selon les essais numériques, la contrainte équivalente uniaxiale complètement renversée est une fonction croissante du diamètre, à amplitude de chargement surfacique constant. La relation linéaire n'est pas confirmée, mais la diminution de la résistance en fatigue, par unité de surface, pour une augmentation de diamètre l'est. Ces résultats sont confirmés par les essais expérimentaux où le quotient entre la limite d'endurance et la surface de connexion est supérieur pour le cercle de périmètre 32 mm (patron 6) que pour le cercle de diamètre périmètre 80 mm (patron 7).

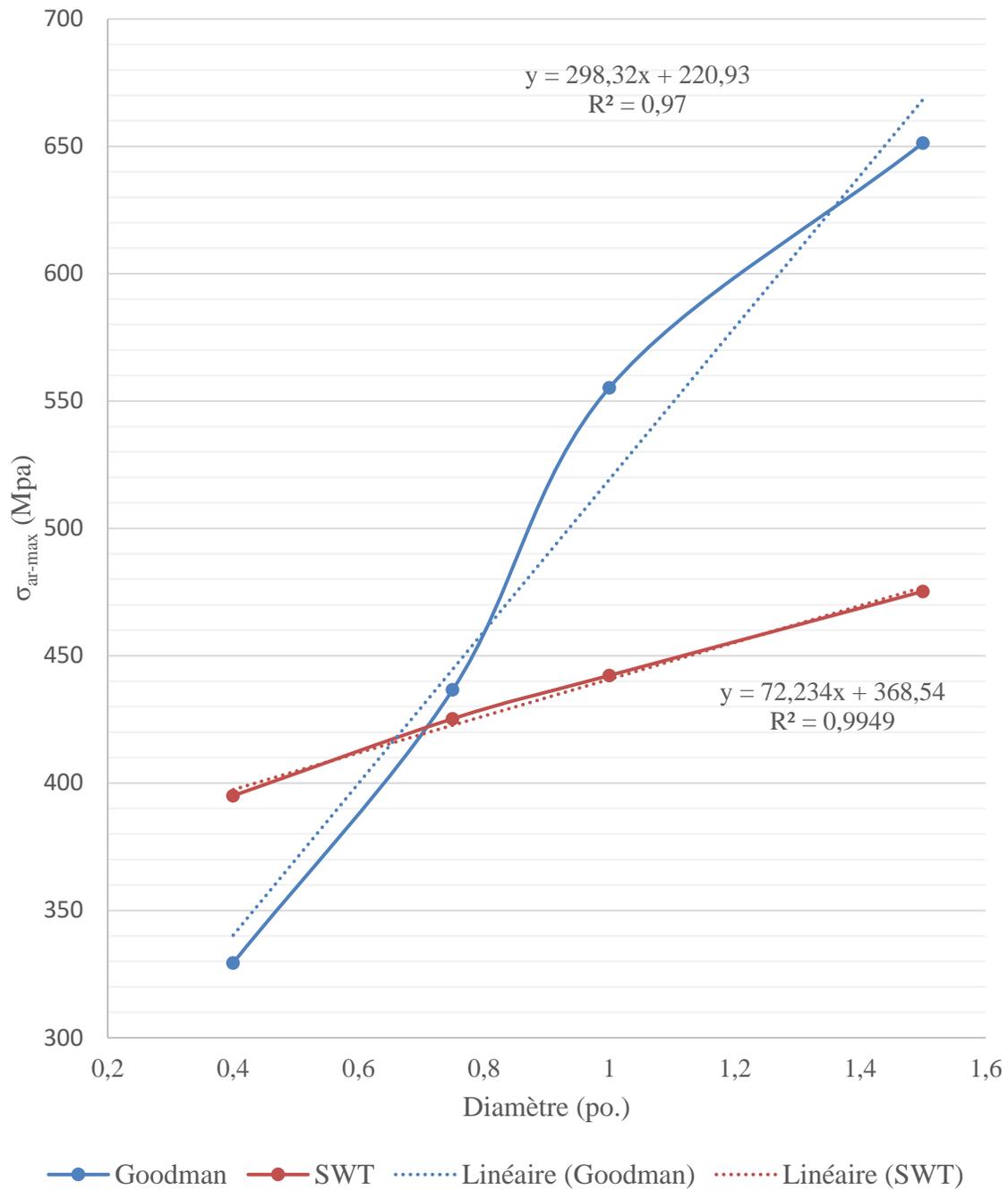


Figure 43 : Évolution de σ_{ar-max} en fonction du diamètre pour les patrons circulaires

6.5 RÉSUMÉ DE L'ANALYSE NUMÉRIQUE

Ce chapitre a proposé une approche pour pouvoir comparer la résistance en fatigue des différents patrons de fatigue. Une méthode de calcul a été présentée afin de calculer la contrainte équivalente uniaxiale complètement renversée maximale présente en chaque patron à l'aide d'une modélisation par éléments finis et de l'utilisation de la formule de Goodman et de la formule de SWT. Cette contrainte équivalente fut le critère, proposé dans cette étude, afin de comparer les patrons entre eux par rapport au comportement en fatigue. Une modélisation numérique des assemblages soudés a également été présentée où un rayon de raccordement virtuel, entre les plaques soudées, de Neuber, a été ajouté. Cette dernière modélisation n'a cependant pas pris en compte l'inhomogénéité microstructurale du matériau aux abords de la soudure. Les résultats numériques ont par la suite confirmé qu'il existait effectivement une corrélation entre la contrainte équivalente uniaxiale complètement renversée maximale et la résistance en fatigue.

CONCLUSION GÉNÉRALE

Cette recherche a comparé des patrons de soudage par rapport à leurs propriétés mécaniques, en traction et en fatigue. L'étude a comporté une présentation générale, une étude morphologique, une campagne d'essai de traction, une campagne d'essai de fatigue et enfin une modélisation numérique.

L'étude s'est d'abord attardée à choisir et présenter les treize patrons étudiés, regroupés en six familles. Les familles considérées ont été le trait fin, le trait épais, le cercle, l'épingle, la double-elliptique et enfin la bande. Les patrons d'une même famille se distinguaient entre eux par leurs orientations par rapport à la direction de la charge, hormis pour la famille des cercles pour laquelle le diamètre différait. Tous les échantillons d'une même famille de patron furent soudés successivement avec les mêmes paramètres opératoires bien qu'au total trois cellules laser différentes et quatre jeux de paramètres ont été utilisés.

Dans le but de comparer la résistance en traction et en fatigue des patrons de soudage par rapport à leurs surfaces de connexion, une étude macrographique a été réalisée. Cette même étude macrographique a également permis, non seulement de confirmer, voire de choisir les différents jeux de paramètres opératoires recourus, mais aussi de vérifier que les différents défauts de soudage observés restaient bien dans les limites autorisées définies dans l'étude. Une estimation de la surface de connexion de chacun de patron est finalement proposée à la fin de cette étude.

Une investigation sur la résistance en traction quasi statique a ensuite été menée afin de déterminer la résistance ultime de chacun des patrons. Le nombre d'échantillons sollicités par patron a été de dix afin de respecter les exigences de l'entreprise partenaire, hormis pour

les trois traits fins (patron 1 à 3) où seuls trois échantillons ont été sollicités. Il appert que la résistance ultime est principalement une fonction croissante de la surface soudée bien que la forme et l'orientation du patron de soudage conservent tout de même une influence mineure. Enfin, il apparaît dans nos résultats que le quotient entre la résistance ultime et la surface de connexion diminue lorsque la surface de connexion augmente, bien qu'une prudence s'impose au vu des approximations faites lors de la mesure de ces dernières surfaces de connexion.

L'étude sur la résistance en fatigue a cherché à évaluer, pour chaque patron, la limite d'endurance à cinq millions de cycles pour un rapport de chargement d'un demi ($R=0,5$), à l'aide de la méthode de l'escalier. Les familles des épingles et des doubles ellipses, pour lesquelles la fermeture des universités liées à l'épidémie de COVID-19 a empêché la réalisation des essais, n'ont conséquemment pu être testées. Toutes les soudures à l'exception des traits longitudinaux (patrons 1 et 4) et du trait oblique (patron 3), ont rompu dans la plaque, côté envers, ou simultanément entre cette dernière plaque et l'interface soudée. Les traits longitudinaux sont les seuls qui ont rompu dans la plaque, côté endroit, et le trait oblique et le seul qui a rompu uniquement dans la soudure, à l'interface des plaques soudées. Le patron n°5 - trait épais transversal est celui avec la limite d'endurance surfacique la plus élevée, mais sa résistance est directionnelle. La famille des cercles se distingue comme la plus résistante en fatigue. Le plus grand des deux cercles étudiés (patron 7), de périmètre 80 mm, est le patron qui a la limite d'endurance à cinq millions de cycles la plus élevée. Le plus petit cercle (patron 6), de périmètre 32 mm, est celui qui a le rapport entre la limite d'endurance et la surface de connexion le plus élevé. En revanche, la famille des bandes se distingue par un quotient, résistance ultime / surface de connexion, très faible. Il appert que les patrons rectilignes transversaux à la direction de chargement résistent tous mieux que leurs homologues longitudinaux. Il appert aussi que ni la taille de la surface de connexion ni la longueur de la projection orthogonale sur l'axe transversale à la direction de chargement n'ont une forte influence la résistance en fatigue.

L'étude numérique, réalisée avec COMSOL with MATLAB, s'est employée à modéliser la résistance en fatigue de chacun des patrons de soudage étudiés. Pour ce faire chacun des patrons a été modélisé sur COMSOL. Des entailles virtuelles, selon le principe de Neuber (rayon minimal en fond d'entaille), ont été utilisées pour simuler la soudure. La contrainte équivalente uniaxiale complètement renversée maximale a ensuite été calculée par MATLAB dans chacun des modèles à l'aide de la formule de Goodman et de la formule de Smith, Watson et Topper. L'analyse des résultats a montré qu'il existait bien une corrélation entre cette dernière contrainte équivalente et résistance en fatigue.

La famille des patrons circulaires est celle qui s'est le mieux distinguée en fatigue. De plus, le plus grand cercle (patron 7) a mieux résisté en traction, par rapport à sa surface de connexion, que les autres patrons de même longueur (épingles et doubles elliptiques soient les patrons 8 à 11). Le plus petit cercle (patron 6) est comparable en traction aux autres patrons de même longueur. Ces résultats ont de plus été corroborés par l'analyse numérique. Ce mémoire a donc mis en évidence l'efficacité en fatigue des patrons circulaires. Afin de confirmer les résultats et afin de déterminer plus précisément l'écart type du plus grand cercle (patron 7), une étude portant plus précisément sur la résistance en fatigue des cercles pourrait être menée. Le trait oblique s'est révélé expérimentalement meilleur en fatigue que ses homologues transversaux et longitudinaux. Une étude portant plus précisément sur l'influence de l'orientation de la soudure par rapport à la sollicitation de chargement sur la résistance en fatigue pourrait également être menée afin positionner plus efficacement les soudures du partenaire industriel.

Les essais macrographiques ont cependant révélé, pour certains patrons, de grandes disparités entre des éprouvettes similaires. Le nombre d'essais de fatigue a permis d'estimer la résistance à 5 M de cycles et pour $R=0,5$. Toutefois, certains essais ont été réalisés sur des spécimens ne satisfaisant pas à toutes les exigences des normes. Concernant la simulation numérique, le coefficient de corrélation linéaire le plus élevé obtenu, calculé avec la formule de Goodman, était seulement de 0,8 alors que cette formule ne s'appliquait pas pour tous les patrons.

Pour finir, l'auteur aimerait proposer quelques recommandations. Premièrement, une étude afin de mieux contrôler la qualité du joint soudé pourrait être menée. Deuxièmement, une étude plus approfondie portant spécifiquement sur les soudures circulaires pourrait être réalisée. Enfin, l'effet de la multiplication des soudures circulaires sur une même éprouvette pourrait être analysé.

LISTE DES ANNEXES

ANNEXE I : Études réalisées pour obtenir les paramètres opératoires de la famille de patrons n°VI.

ANNEXE II : Courbes de traction

ANNEXE III : Essais de fatigue

ANNEXE IV : Script Matlab - simulation numérique

ANNEXE V : Représentations visuelles des maillages utilisés

ANNEXE I : ÉTUDES RÉALISÉES POUR OBTENIR LES PARAMÈTRES OPÉRATOIRES DE LA FAMILLE DE PATRON N°VI.

Toutes ces études ont été réalisées au sein de l'usine Bombardier Transport de La Pocatière. Dans un premier temps, il a été choisi de maximiser la vitesse d'avance du robot afin de minimiser le temps de cycle de soudage. Néanmoins il a été remarqué qu'une grande vitesse combinée avec une forte puissance du laser tendait à produire beaucoup de projections et donc une dépression importante. Afin de ne pas avoir de dépression pour respecter la norme 000-P.2.15, il a finalement été décidé de travailler avec une faible vitesse d'avance et une faible puissance laser.

Étude i : Comparaison des patrons d'oscillation (haute fréquence et haute vitesse)

Cette étude a été pensée afin de comparer les quatre patrons d'oscillation que sont le cercle, l'infini, le huit et la ligne. Afin de minimiser le temps de cycle il a été dans un premier temps cherché à maximiser la vitesse d'avance du faisceau laser et donc d'utiliser la puissance maximale du laser.

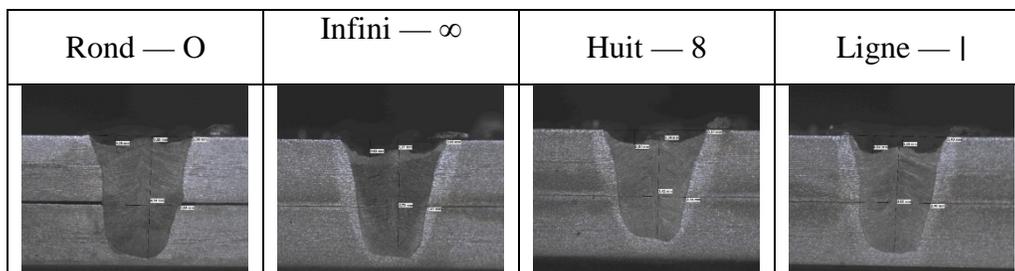
Paramètres soudage laser :

- Puissance : 4 600 W
- Vitesse : 20 mm/s

Paramètres scanner :

- Patron d'oscillation : variable
- Amplitude : 2 mm
- Fréquence : 150 Hz

Tableau 37 : Macrographie de l'étude i



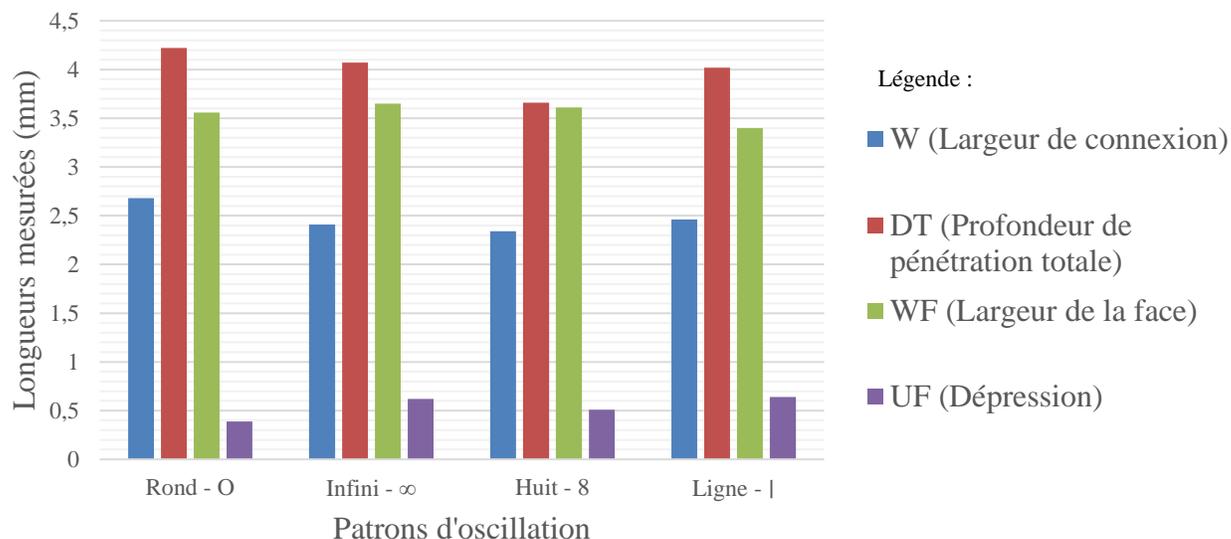


Figure 44 : Résultats de l'étude i

Conclusions de l'étude i :

- Tous les patrons présentent une forte dépression ($R < 0$). Aucun d'eux ne respecte la norme 000-P.2.15. Ces patrons respectent cependant l'exigence modérée de la norme ISO13919-1 concernant le manque d'épaisseur bien que cela soit insuffisant.
- Les caractéristiques morphologiques des soudures ne varient pas significativement selon les patrons d'oscillation pour ces paramètres de soudage et d'oscillation donnés.

Étude ii : Influence de la puissance laser et de la vitesse d'avance

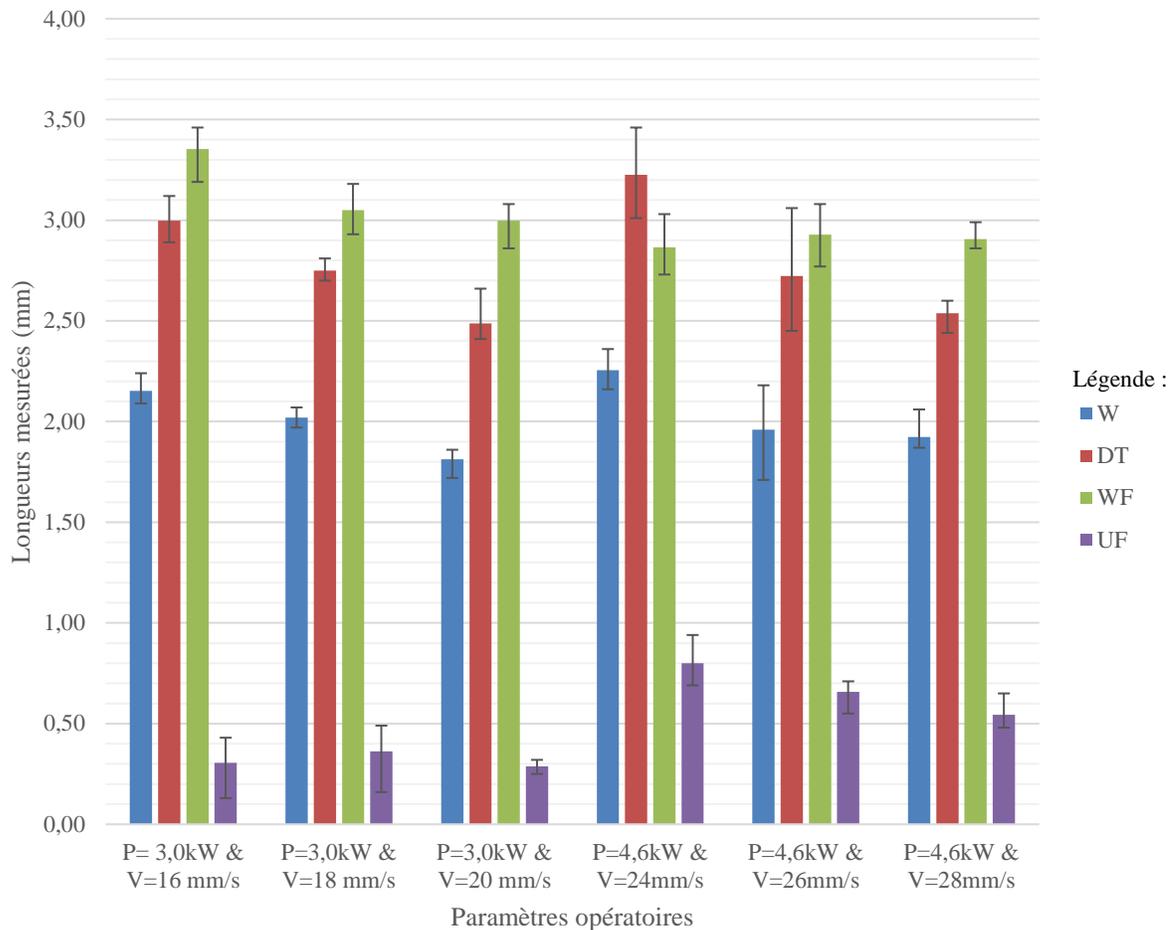
Afin de corriger les dépressions présentes lors de l'étude précédente, une étude avec les paramètres scanner constants et avec les paramètres laser variables a été réalisée. Quatre essais ont été réalisés par jeux de paramètres.

Paramètres soudage laser :

- Puissance : Variable
- Vitesse : Variable

Paramètres scanner :

- Patron d'oscillation : Infini - ∞
- Amplitude : 3 mm
- Fréquence : 150 Hz



W = largeur de connexion, DT = profondeur de pénétration totale, WF = largeur de face et UF = dépression (Figure 6)

Figure 45 : Résultats de l'étude ii

Conclusions de l'étude ii :

- Bien que toutes les macrographies présentent une dépression, celles-ci sont plus faibles pour une puissance de 3,0 kW que pour une puissance de 4,6 kW. Cette étude n'a cependant pas permis de dire si la vitesse d'avance avait une influence significative sur la dépression puisque cela est vrai pour 4,6 kW, mais faux pour 3,0 kW. Il a donc été décidé par la suite de diminuer davantage la puissance laser.
- La profondeur de pénétration totale (DT) a été tracée en fonction de l'énergie émise par le laser par millimètre sur la Figure 46 afin de vérifier l'influence de cette dernière sur cette première. Il s'agit d'une fonction décroissante de régression linéaire $DT=16,126 P/V$ (avec P en kW et V en mm/s).

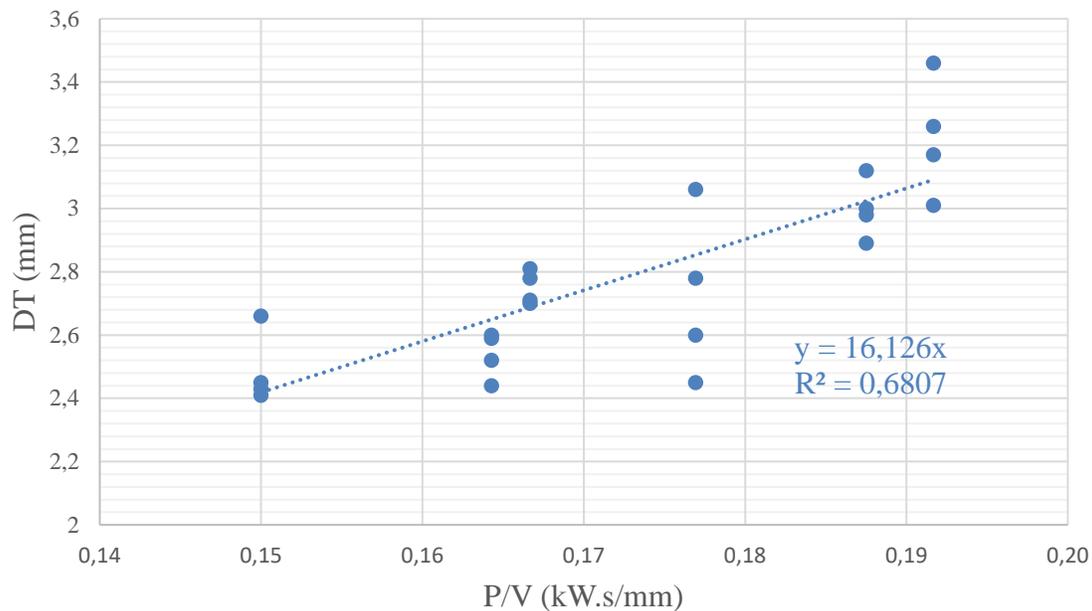


Figure 46 : Régression linéaire de DT en fonction de P/V

Étude iii : Influence de l'amplitude du scanner à basse vitesse et basse puissance

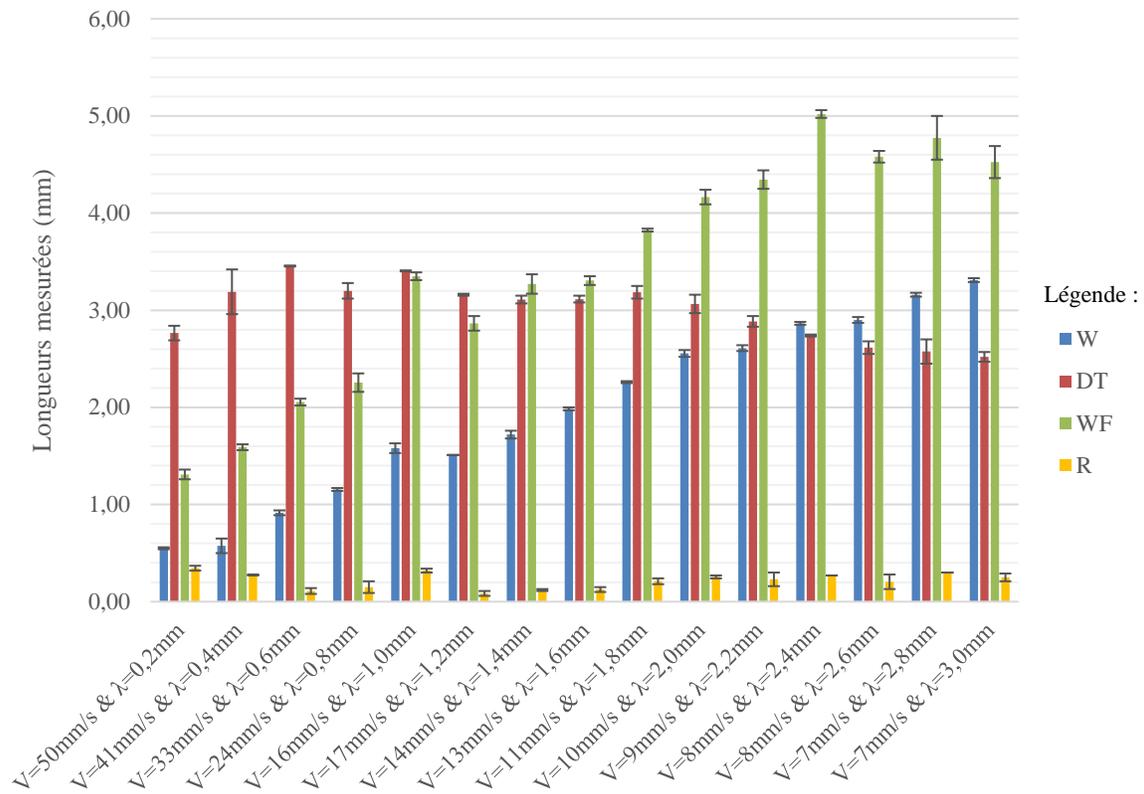
Quatre essais ont été réalisés pour chaque jeu de paramètres.

Paramètres soudage laser :

- Puissance : 2,25 kW
- Vitesse : variable

Paramètres scanner :

- Patron oscillation : infini
- Amplitude : variable
- Fréquence : 150 Hz



W = largeur de connexion, DT = profondeur de pénétration totale, WF = largeur de face et R = surépaisseur (Figure 6)

Figure 47 : Résultats de l'étude iii

Conclusions de l'étude iii :

- Ces paramètres permettent de conserver une profondeur de pénétration relativement constante en faisant varier la vitesse (V) selon l'amplitude (λ) pour une puissance constante (P=2,25 kW).
- Plus la vitesse (V) diminue et l'amplitude (λ) augmentent, plus la largeur de connexion (WF) augmente
- Pour les petits couples vitesse-amplitude, les soudures réalisées avec un patron d'oscillation « infini » (∞) sont en forme de U (photos de l'étude iv à 30 Hz). En revanche pour les couples vitesse-amplitude élevés, les soudures sont en forme de W (photos de l'étude iv à 300 Hz).
- Toutes les soudures, bien qu'elles aient toutes un renforcement positif, présentent des dépressions en leurs bords.

Étude iv : Influence de la fréquence du scanner sur la dépression.

Cette étude a été réalisée afin de minimiser les dépressions présentes sur les bords de la soudure en jouant sur la fréquence d'oscillation.

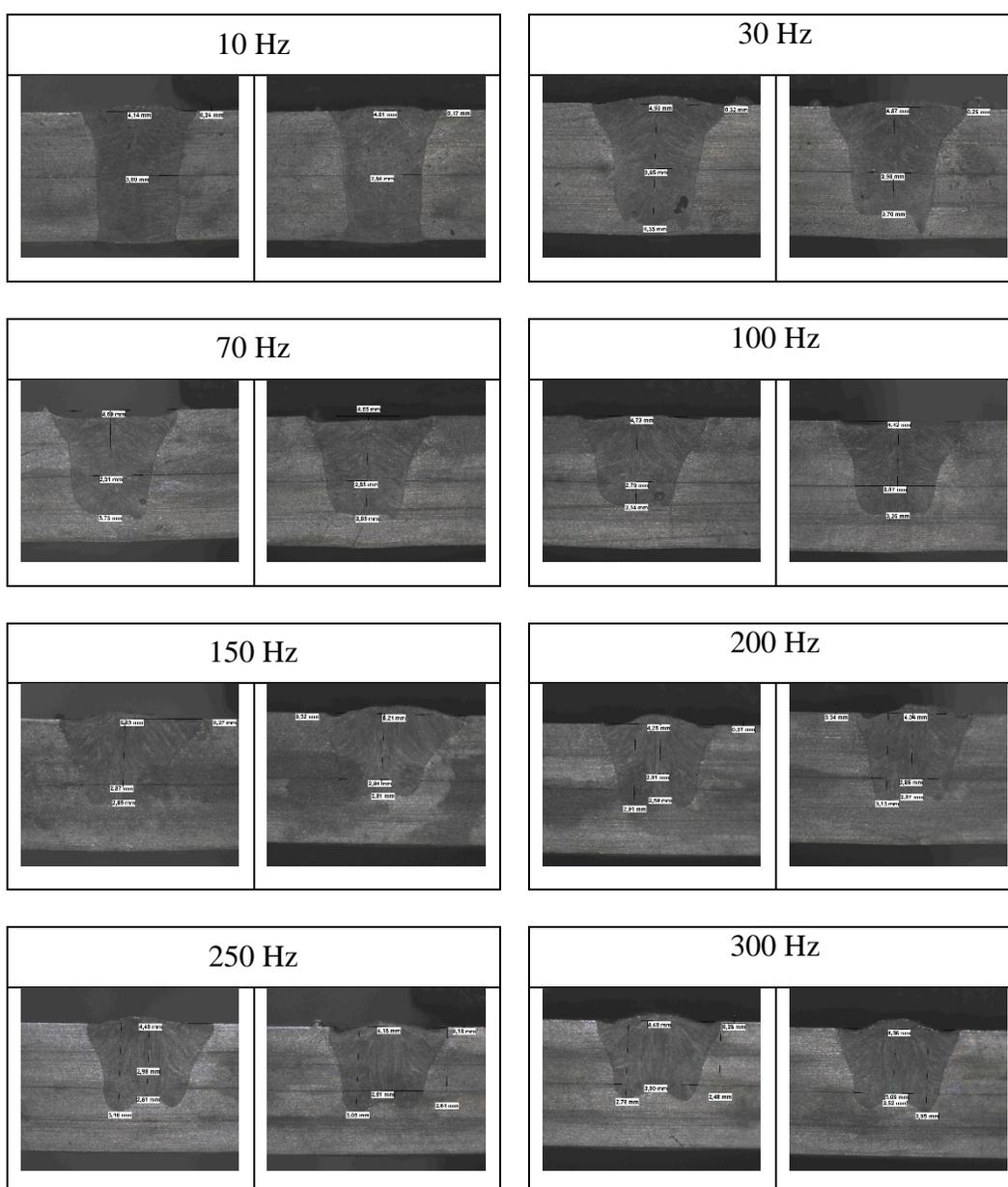
Paramètres soudage laser :

- Puissance : 2,25 kW
- Vitesse : 8 mm/s

Paramètres scanner :

- Patron d'oscillation : Cercle
- Amplitude : 2,4 mm
- Fréquence : Variable

Tableau 38 : Macrographie de l'étude iv



Conclusions de l'étude iv :

À l'appréciation visuelle de ces macrographies, la fréquence de 30 Hz a été choisie puisque c'est elle qui minimisait la dépression sur les côtés. Cependant il a finalement été décidé d'employer un patron d'oscillation circulaire au vu des cavités présentes sur les macrographies.

Étude v : Incidence de la puissance sur la profondeur de pénétration à basse vitesse.

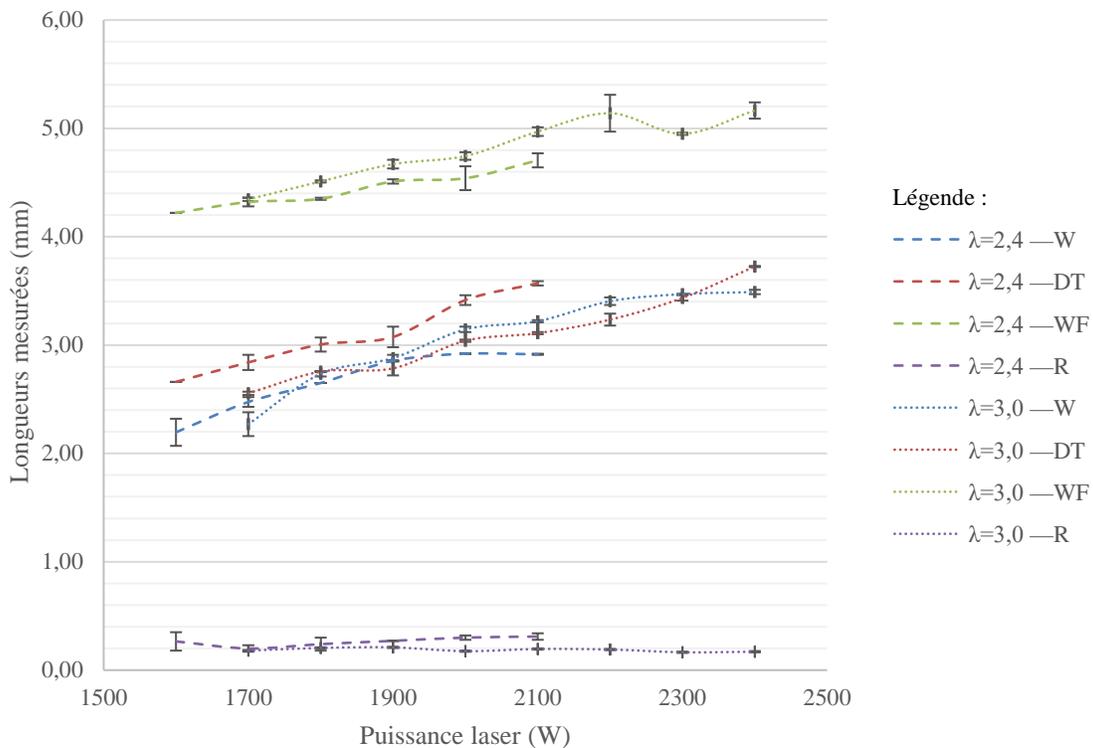
Le but de cette étude a été double. Il était souhaité d'adapter la puissance laser pour obtenir la pénétration souhaitée et de comparer deux amplitudes d'oscillation. Deux essais ont été réalisés par jeu de paramètre.

Paramètres soudage laser :

- Puissance : variable
- Vitesse : 8 mm/s

Paramètres scanner :

- Patron d'oscillation : cercle
- Amplitude : 2,4 & 3,0 mm
- Fréquence : 30 Hz



W = largeur de connexion, DT = profondeur de pénétration totale, WF = largeur de face et R = surépaisseur (Figure 6)

Figure 48 : Résultats de l'étude v

Conclusions de l'étude v :

- La largeur de connexion (W), la profondeur de pénétration totale (DT) et la largeur de la face (WF) semblent être des fonctions croissantes et linéaires par rapport à la puissance du laser.
- Le renforcement (R) est légèrement plus faible pour une largeur de 3,0 mm que 2,4 mm. Cependant il est à noter que les deux patrons présentent des dépressions, bien que mineures, sur les bords de la soudure.
- La largeur de connexion est à peine plus grande pour une amplitude de 3,0 que de 2,4mm pour les mêmes profondeurs de pénétration. Cela s'explique par la forme différente des « keyhole » pour les deux amplitudes : plus en V pour 3 mm et plus en U pour 2,4 mm.

Étant donné que la largeur de connexion varie peu entre une amplitude du scanner de 2,4 mm et de 3,0 mm et afin de minimiser les défauts, une amplitude du scanner de 2,4 mm a été choisie pour la suite de l'étude. Une puissance de 1900 W a donc été retenue.

ANNEXE II : COURBES DE TRACTION

Les graphiques force / déplacement des essais de fatigue sont présentés dans cette annexe.

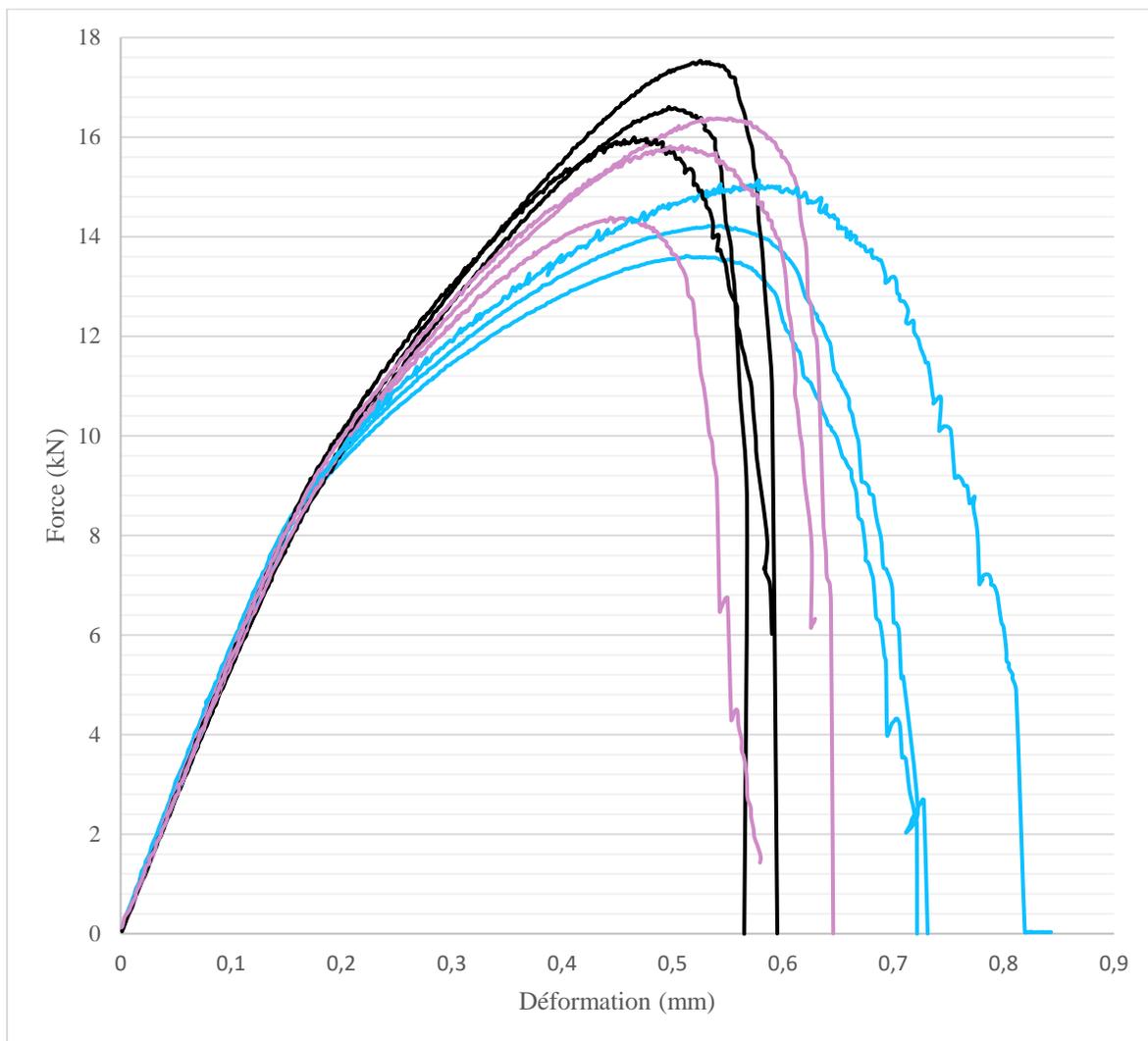


Figure 49 : Essais de traction des patrons n°1 (bleu), n°2 (noir) et n°3 (mauve)

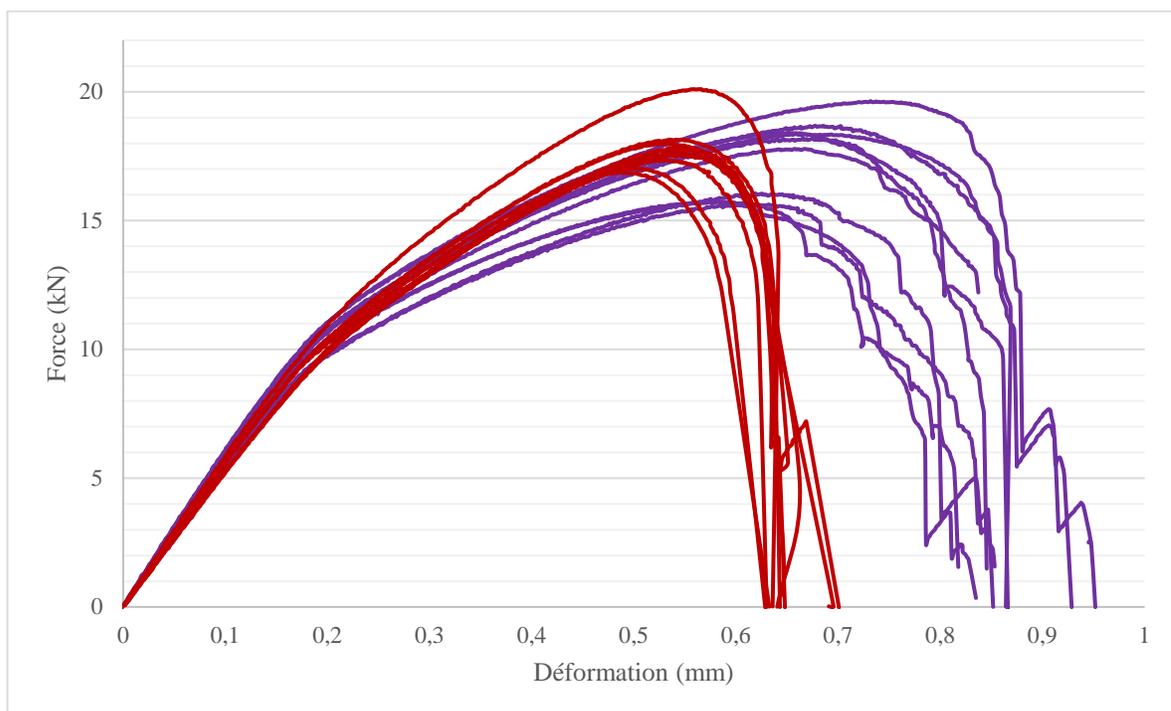


Figure 50 : Essais de traction des patrons n°4 (violet) et n°5 (bordeaux)

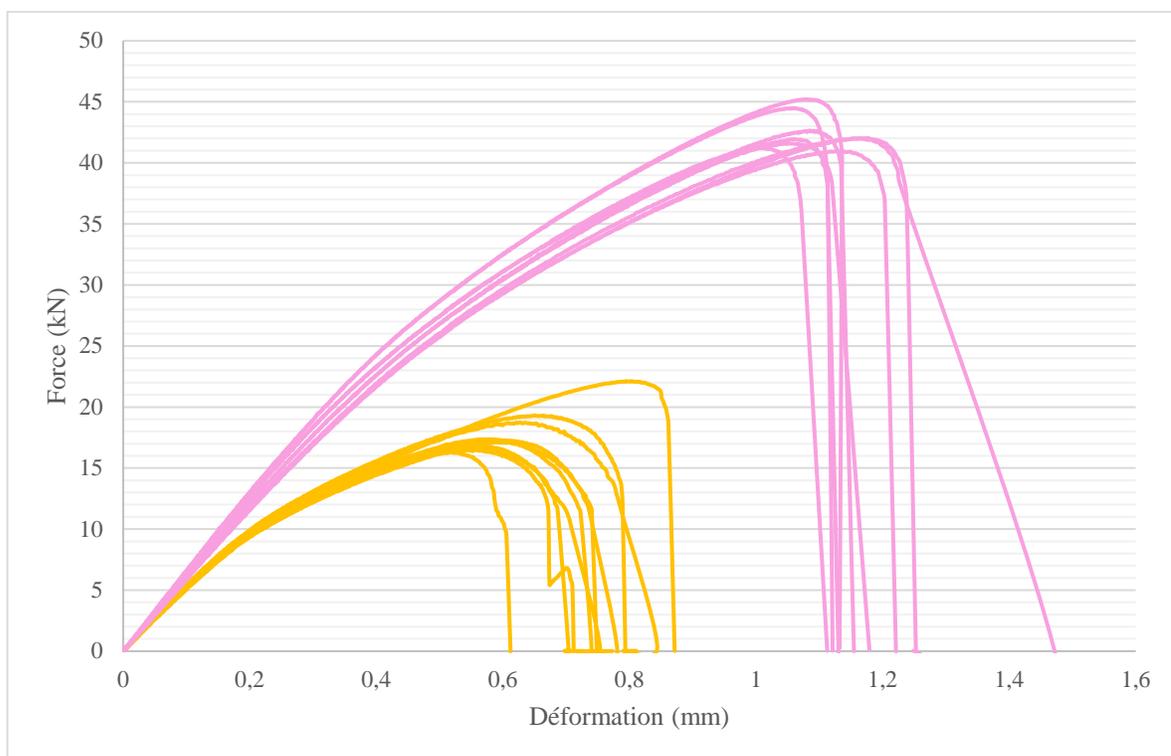


Figure 51 : Essais de traction des patrons n°6 (jaune) et n°7 (rose)

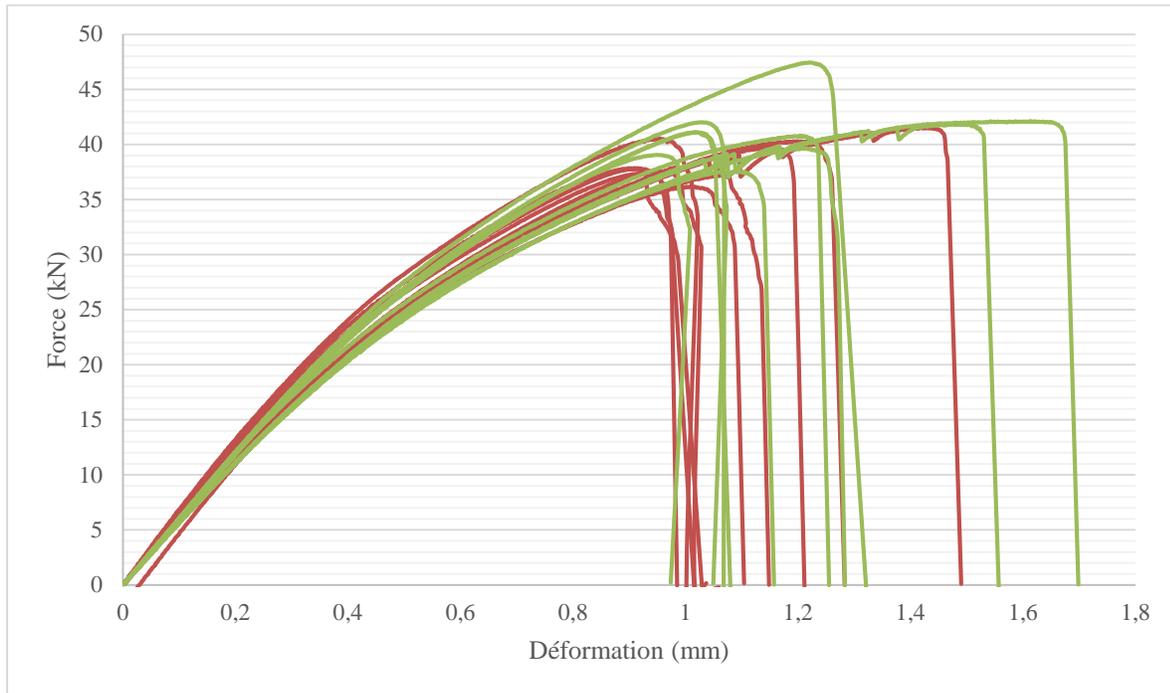


Figure 52 : Essais de traction des patrons 8 (brun) et 9 (kaki)

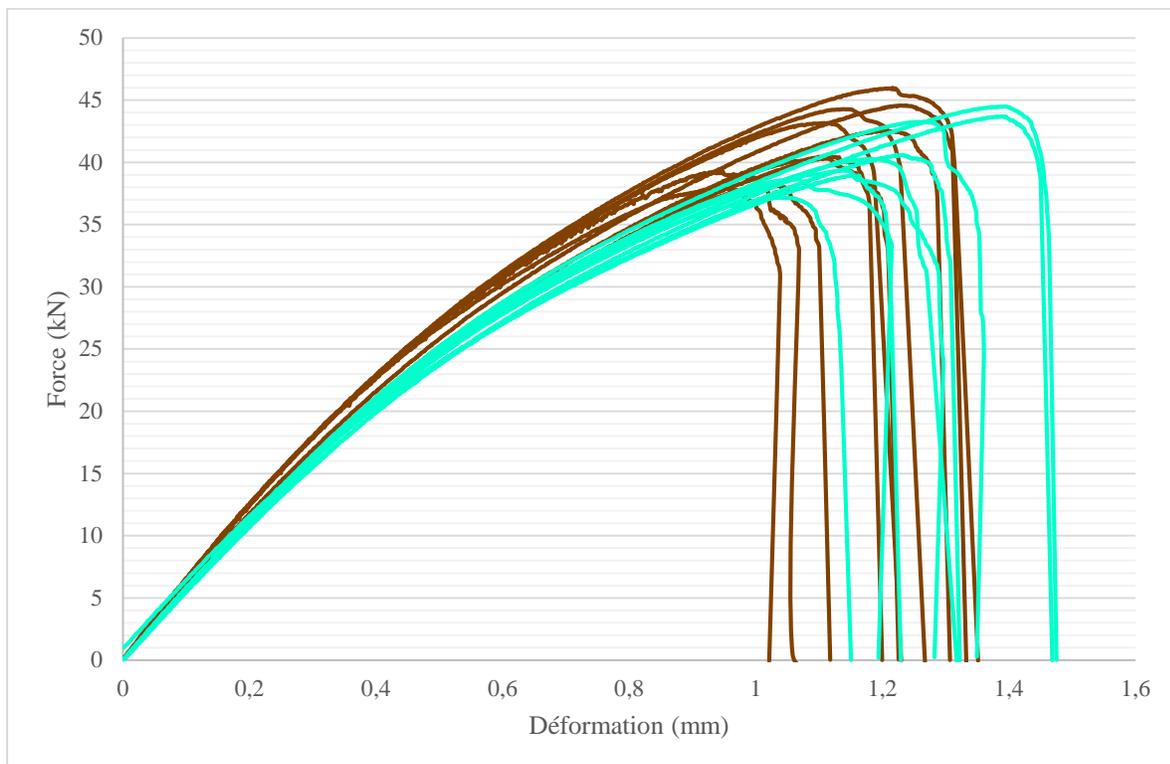


Figure 53 : Essais de traction des patrons 10 (marron) et 11 (turquoise)

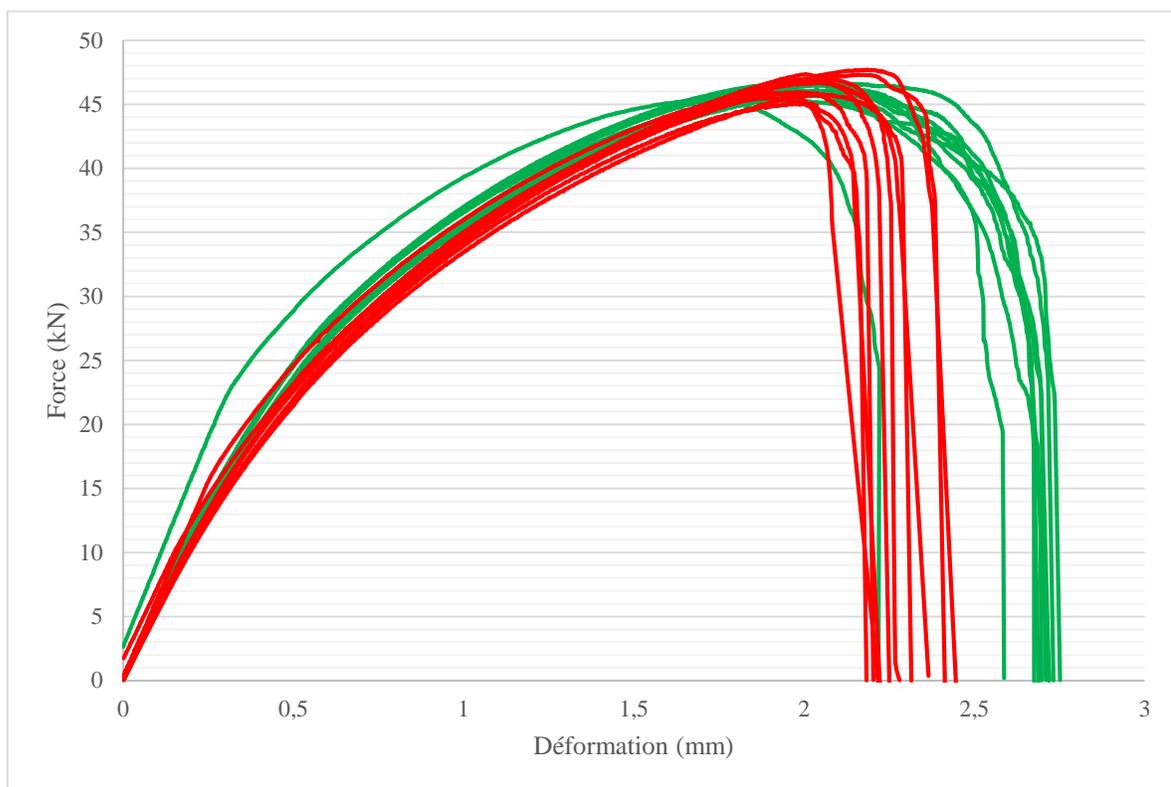


Figure 54 : Essais de traction des patrons n° 12 (vert) et n° 13 (rouge)

ANNEXE III : ESSAIS DE FATIGUE

Rappels :

Tous les essais ont été réalisés pour un ratio de chargement $R=0,5$ à une fréquence de 30 Hz et pour un signal sinusoïdal.

Tableau 39 : Données liées aux cycles de fatigue du patron 1

N° de l'essai	ΔF	F_{\max}	Cycles	Résultat	Date de l'essai		MTS utilisée	Relances ³
	N	N			Début	Fin		
P01F01	4 000	8 000	920 377	X	10/06/19	?	810 ¹	0
P01F02	3 600	7 200	1 337 604	X	?	?	810 ¹	0
P01F03	3 200	6 400	2 165 508	X	?	?	810 ¹	0
P01F04	2 800	5 600	3 389 924	X	?	?	810 ¹	2
P01F05	2 400	4 800	4 865 175	X	?	?	810 ¹	1
P01F06	2 320	4 640	5 000 000	O	?	?	810 ¹	0
P01F07	2 400	4 800	5 001 277	O	?	?	810 ¹	1
P01F08	2 480	4 960	3 869 854	X	?	?	810 ¹	1
P01F09	2 400	4 800	4 609 149	X	?	?	810 ¹	2
P01F10	2 320	4 640	5 027 598	O	26/06/19	01/07/19	810 ¹	1
P01F11	2 400	4 800	5 000 634	O	01/07/19	03/07/19	810 ¹	1
P01F12	2 480	4 960	4 981 908	X	03/07/19	05/07/19	810 ¹	1
P01F13	2 400	4 800	5 000 000	O	06/07/19	08/07/19	810 ¹	0
P01F14	2 480	4 960	5 000 000	O	08/07/19	17/07/19	810 ¹	0
P01F15	2 560	5 120	4 170 267	X	10/07/19	12/07/19	810 ¹	0

810¹ Essais réalisés avant la calibration de la MTS 810

810² Essais réalisés après la calibration de la MTS 810

³ Le nombre de relances correspond au nombre de fois où l'essai a dû être relancé généralement parce que le contrôleur de la machine de fatigue s'arrêtait régulièrement de fonctionner de manière inopportune.

X : Éprouvette rompue

O : Éprouvette non rompue

Tableau 40 : Données liées aux cycles de fatigue du patron 2

N° de l'essai	ΔF	F_{\max}	Cycles	Résultat	Date de l'essai		MTS utilisée	Relances
	N	N			Début	Fin		
P02F01	2 720	5 440	5 139 893	O	12/07/19	?	810 ^l	4
P02F02	3 200	6 400	608 221	X	?	?	810 ^l	0
P02F03	2 960	5 920	881 738	X	?	?	810 ^l	0
P02F04	2 800	5 600	5 018 532	O	?	?	810 ^l	2
P02F05	2 880	5 760	1 223 236	X	?	?	810 ^l	0
P02F06	2 800	5 600	5 000 000	O	?	22/07/19	810 ^l	0
P02F07	2 880	5 760	878 807	X	22/07/19	22/07/19	810 ^l	1
P02F08	2 800	5 600	1 760 668	X	22/07/19	23/07/19	810 ^l	1
P02F09	2 720	5 440	2 529 226	X	23/07/19	24/07/19	810 ^l	0
P02F10	2 640	5 280	1 222 640	X	24/07/19	25/07/19	810 ^l	0
P02F11	2 560	5 120	5 876 687	O	25/07/19	28/07/19	810 ^l	3
P02F12	2 640	5 280	5 000 000	O	31/07/19	02/08/19	810 ^l	1
P02F13	2 560	5 120	1 858 379	X	03/08/19	04/08/19	810 ^l	0
P02F14	2 640	5 280	2 102 675	X	04/08/19	05/08/19	810 ^l	0
P02F15	2 560	5 120	2 170 622	X	05/08/19	06/08/19	810 ^l	2

Tableau 41 : Données liées aux cycles de fatigue du patron 3

N° de l'essai	ΔF	F_{\max}	Cycles	Résultat	Date de l'essai		MTS utilisée	Relances
	N	N			-	Début		
P03F01	2 560	5 120	5 208 013	O	06/08/19	09/08/19	810 ¹	6
P03F02	2 720	5 440	5 698 436	O	09/08/19	12/08/19	810 ¹	3
P03F03	2 880	5 760	5 324 301	O	12/08/19	14/08/19	810 ¹	7
P03F04	3 040	6 080	4 238 862	X	14/08/19	17/08/19	810 ¹	2
P03F05	2 960	5 920	5 208 013	O	17/08/19	19/08/19	810 ¹	3
P03F06	3 040	6 080	5 698 436	O	20/08/19	22/08/19	810 ¹	2
P03F07	2 960	5 920	5 324 301	X	23/08/19	27/08/19	810 ¹	3
P03F08	3 040	6 080	4 238 862	X	27/08/19	29/08/19	810 ¹	5
P03F09	2 960	5 920	5 208 013	X	29/08/19	01/09/19	810 ¹	7
P03F10	2 880	5 760	5 698 436	O	18/10/19	25/10/19	810 ¹	2
P03F11	2 960	5 920	5 324 301	O	25/10/19	29/10/19	810 ¹	1
P03F12	3 040	6 080	4 238 862	O	19/10/19	02/11/19	810 ¹	1
P03F13	3 120	6 240	5 208 013	X	02/11/19	05/11/19	810 ¹	1
P03F14	3 040	6 080	5 698 436	X	05/11/19	10/11/19	810 ¹	3
P03F15	2 960	5 920	5 324 301	X	11/11/19	16/11/19	810 ¹	1

Tableau 42 : Données liées aux cycles de fatigue du patron 4

N° de l'essai	ΔF	F_{\max}	Cycles	Résultat	Date de l'essai		MTS utilisée	Relances
	N	N			Début	Fin		
P04F01	2 480	4 960	5 000 000	O	03/02/20	05/02/20	810 ²	0
P04F02	2 640	5 280	5 000 000	O	06/02/20	08/02/20	810 ²	0
P04F03	2 800	5 600	3 441 147	X	08/02/20	10/02/20	810 ²	0
P04F04	2 720	5 440	5 000 000	O	10/02/20	12/02/20	810 ²	0
P04F05	2 800	5 600	4 705 820	X	12/02/20	14/02/20	810 ²	0
P04F06	2 720	5 440	5 000 000	O	14/02/20	16/02/20	810 ²	0
P04F07	2 800	5 600	3 321 341	X	16/02/20	17/02/20	810 ²	0
P04F08	2 720	5 440	4 226 655	X	18/02/20	20/02/20	810 ²	0
P04F09	2 640	5 280	4 280 495	X	20/02/20	22/02/20	810 ²	0
P04F10	2 560	5 120	5 000 000	O	22/02/20	24/02/20	810 ²	0

Tableau 43 : Données liées aux cycles de fatigue du patron 5

N° de l'essai	ΔF	F_{\max}	Cycles	Résultat	Date de l'essai		MTS utilisée	Relances
	N	N			Début	Fin		
P05F01	3 040	4 080	5 000 000	O	24/02/20	26/02/20	809	0
P05F02	3 360	6 720	5 000 000	O	27/02/20	29/02/20	810 ²	0
P05F03	3 680	7 360	5 000 000	O	06/03/20	08/03/20	810 ²	0
P045F04	4 000	8 000	5 000 000	O	08/03/20	10/03/20	810 ²	0
P05F05	4 800	9 600	1 016 179	X	10/03/20	11/03/20	810 ²	0
P04F06	4 480	8 960	336 732	X	11/03/20	12/03/20	810 ²	0
P04F07	4 160	8 320	5 000 000	O	12/03/20	14/03/20	810 ²	0
P04F08	4 320	8 640	5 000 000	O	13/03/20	16/03/20	810 ²	0
P04F09	4 480	8 960	1 037 663	X	14/05/20	15/05/20	809	0
P04F10	4 320	8 640	5 000 000	O	15/05/20	16/05/20	809	0

Tableau 44 : Données liées aux cycles de fatigue du patron 6

N° de l'essai	ΔF	F_{\max}	Cycles	Résultat	Date de l'essai		MTS utilisée	Relances
	N	N			-	Début		
P06F01	3 520	7 040	5 942 679	O	16/11/19	19/11/19	810 ¹	1
P06F02	3 840	7 680	920 373	X	22/11/19	22/11/19	810 ¹	0
P06F03	3 680	7 360	1 078 683	X	25/11/19	25/11/19	810 ¹	0
P06F04	3 600	7 200	1 405 163	X	26/11/19	30/11/19	810 ¹	2
P06F05	3 520	7 040	1 947 307	X	02/12/19	03/12/19	810 ¹	0
P06F06	3360	6720	5 000 000	O	19/01/20	21/01/20	810 ²	1
P06F07	3440	6880	1 441 440	X	21/01/20	22/01/20	810 ²	0
P06F08	3360	6720	5 000 000	O	22/01/20	24/01/20	810 ²	0
P06F09	3440	6880	5 000 000	O	24/01/20	26/01/20	810 ²	0
P06F10	3520	7040	1233 215	X	27/01/20	28/01/20	810 ²	0
P06F11	3440	6880	5 000 000	O	28/01/20	30/01/20	810 ²	1
P06F12	3520	7040	5 000 000	O	30/01/20	01/02/20	810 ²	0
P06F13	3600	7200	1 217 224	X	01/02/20	02/02/20	810 ²	0
P06F14	3520	7040	1 145 866	X	02/02/20	02/02/20	810 ²	0
P06F15	3440	6880	1 436 656	X	16/02/20	17/02/20	809	0
P06F16	3360	6720	5 000 000	O	17/02/20	19/02/20	809	0
P06F17	3440	6880	5 000 000	O	19/02/20	21/02/20	809	0

Tableau 45 : Données liées aux cycles de fatigue du patron 7

N° de l'essai	ΔF	F_{max}	Cycles	Résultat	Date de l'essai		MTS utilisée	Relances
	N	N			Début	Fin		
P07F01	8 000	16 000	332 428	X	29/01/20	29/01/20	809	0
P07F02	7 600	15 200	403 099	X	29/01/20	29/01/20	809	0
P07F03	7 200	14 400	344 900	X	29/01/20	29/01/20	809	0
P07F04	6 800	13 600	376 940	X	30/01/20	30/01/20	809	0
P07F05	6 000	12 000	5 000 000	O	30/01/20	01/02/20	809	0
P07F06	6 400	12 800	481 442	X	01/02/20	01/02/20	809	0
P07F07	6 200	12 400	5 000 000	O	01/02/20	03/02/20	809	0
P07F08	6 300	12 600	5 000 000	O	03/02/20	05/02/20	809	0
P07F09	6 400	12 800	5 000 000	O	05/02/20	08/02/20	809	0
P07F10	6 500	13 000	377 839	X	08/02/20	09/02/20	809	0
P07F11	6 400	12 800	5 000 000	O	09/02/20	11/02/20	809	2
P07F12	6 500	13 000	5 000 000	O	11/02/20	13/02/20	809	0
P07F13	6 600	13 200	514 693	X	13/02/20	13/02/20	809	0
P07F14	6 500	13 000	502 161	X	13/02/20	14/02/20	809	0
P07F15	6 400	12 800	5 000 000	O	14/02/20	16/02/20	809	0

Tableau 46 : Données liées aux cycles de fatigue du patron 12

N° de l'essai	ΔF	Fmax	Cycles	Résultat	Date de l'essai		MTS utilisée	Relances
	N	N	-		Début	Fin		
P12F01	7 200	14 400	235 068	X	23/02/20	23/02/20	809	0
P12F02	7 040	14 080	265 260	X	23/02/20	23/02/20	809	0
P12F03	6 880	13 760	275 143	X	23/02/20	23/02/20	809	0
P12F04	6 560	13 120	321 006	X	23/02/20	23/02/20	809	0
P12F05	6 240	12 480	359 106	X	24/02/20	24/02/20	809	0
P12F06	5 600	11 200	482 303	X	24/02/20	24/02/20	809	0
P12F07	4 000	8 000	1 403 566	X	24/02/20	25/02/20	809	0
P12F08	3 200	6 400	2 618 585	X	25/02/20	26/02/20	809	0
P12F09	2 720	5 440	4 430 903	X	26/02/20	28/02/20	809	0
P12F10	2 560	5 120	5 000 000	O	28/02/20	01/03/20	809	0
P12F11	2 640	5 280	4 541 648	X	01/03/20	03/03/20	809	0
P12F12	2 560	5 120	5 000 000	O	03/03/20	05/03/20	809	0
P12F13	2 640	5 280	4 841 063	X	05/03/20	07/03/20	809	1
P12F14	2 560	5 120	5 000 000	O	07/03/20	09/03/20	809	0
P12F15	2 640	5 280	4 522 823	X	09/03/20	11/03/20	809	0
P12F16	2 560	5 120	5 000 000	O	22/05/20	24/05/20	809	0
P12F17	2 640	5 280	5 000 000	O	24/05/20	26/05/20	809	0
P12F18	2 720	5 440	4 767 968	X	26/05/20	28/05/20	809	0

Tableau 47 : Données liées aux cycles de fatigue du patron 13

N° de l'essai	ΔF	F_{max}	Cycles	Résultat	Date de l'essai		MTS utilisée	Relances
	N	N			Début	Fin		
P13F01	5200	10400	555 610	X	11/03/20	11/03/20	809	0
P13F02	4800	9 600	349 304	X	11/03/20	11/03/20	809	0
P13F03	4400	8 800	507 833	X	11/03/20	12/03/20	809	0
P13F04	4000	8 000	919 772	X	12/03/20	13/03/20	809	0
P13F05	3600	7 200	2 835 625	X	13/03/20	14/03/20	810 ²	1
P13F06	3200	6 400	5 000 000	O	14/03/20	16/03/20	810 ²	0
P13F07	3 360	6 720	5 000 000	O	12/05/20	14/05/20	810 ²	0
P13F08	3 520	7 040	5 000 000	O	14/05/20	16/05/20	810 ²	0
P13F09	3 600	7 200	5 000 000	O	16/05/20	18/05/20	810 ²	0
P13F10	3 680	7 360	2 793 302	X	18/05/20	19/05/20	810 ²	0
P13F11	3 600	7 200	2 022 251	X	19/05/20	20/05/20	810 ²	0
P13F12	3 520	7 040	5 000 000	O	20/05/20	22/05/20	810 ²	0
P13F13	3 600	7 200	5 000 000	O	22/0/20	24/05/20	810 ²	0
P13F14	3 680	7 360	5 000 000	O	25/05/20	27/05/20	810 ²	0
P13F15	3 760	7 520	611 448	X	27/05/20	28/05/20	810 ²	0

ANNEXE IV : SCRIPT MATLAB - SIMULATION NUMÉRIQUE

```
% Choix du modèle à importer. Chaque modèle correspond à une famille de patrons.
model = mphload('JeanMailley_n°1à3_V1'); % Patrons 1,2 et 3
%model = mphload('JeanMailley_n°4&5_V1');%Patrons 4 et 5
%model = mphload('JeanMailley_n°6&7_V06');%Patrons 6 et 7 - Cercles
%model = mphload('JeanMailley_n°8&9_V01');%Patrons 8 et 9 - Épingles
%model = mphload('JeanMailley_n°10&11_V01'); % Patrons 10 et 11- Doubles éliptiques
%model = mphload('JeanMailley_n°12&13_V1'); % Patrons 12 et 13 - Bandes

Parametre=[0.3]; %Choix des paramètres géométrique de chaque modèle où choix du patron
model.param.set('As',horzcat(num2str(Parametre(1)),'[deg]'),'Angle axe de chargement / direction de la soudure');
%model.param.set('Diametre',horzcat(num2str(Parametre(1)),'[in]'),'Diamètre de la soudure');

mphnavigator(model); % Afficher la fenêtre de navigation au cœur du model.
ModelUtil.showProgress(true); % Afficher la fenêtre de progression des calculs.

Fmin=1000; % Choix de Fmin. Pour rappel Fmin = ?F dans le cas où R=0.5
Fmax=2*Fmin;

model.param.set('F',horzcat(num2str(Fmin),'[N]'),'Force appliquée à l assemblage');
model.study('std1').run; % Compilation du modèle pour Fmin puis extraction des données ci-après.
Struct_1=mpheval(model,{'solid.sp1','solid.sp2','solid.sp3'});%
Extraction des contraintes principales en chaque nœud du modèle
T1=[Struct_1.d1',Struct_1.d2',Struct_1.d3']; %Contraintes principales du tenseur de contrainte pour Fmin

model.param.set('F',horzcat(num2str(Fmax),'[N]'),'Force appliquée à l assemblage');
model.study('std1').run; % Compilation du modèle pour Fmax puis extraction des données ci-après.
Struct_2=mpheval(model,{'solid.sp1','solid.sp2','solid.sp3'});
T2=[Struct_2.d1',Struct_2.d2',Struct_2.d3']; %Contraintes principales du tenseur de contrainte pour Fmax
```

```

n=min(length(Struct_1.d1),length(Struct_2.d1));% En réalité
length(Struct_1.d1) toujours < length(Struct_2.d1)

Ta=(T2(1:n,:)-T1(1:n,:))/2; % Contraintes principales alternées
Tm=(T2(1:n,:)+T1(1:n,:))/2; % Contraintes principales moyennes

% Calcul des contraintes alternées des contraintes moyennes puis des
contraintes alternées uniaxiales équivalentes en chaque nœud.
alternee=@(x,y,z)(sqrt((x-y)^2+(y-z)^2+(z-x)^2))/sqrt(2);
SIGMA_a=arrayfun(@(x,y,z)alternee(x,y,z),Ta(1:n,1),Ta(1:n,2),Ta(1:n,3));
SIGMA_m=Tm(1:n,1)+Tm(1:n,2)+Tm(1:n,3);
equivalent_Goodman=@(a,m) a/(1-(m/1650e6));%Goodman % equivalent
completely reversed uniaxial stress
SIGMA_ar_G=arrayfun(@(a,m)equivalent_Goodman(a,m),SIGMA_a,SIGMA_m);
equivalent_SWT=@(a,m) sqrt((a+m>0)*(a+m)*a);
SIGMA_ar_SWT=arrayfun(@(a,m)equivalent_SWT(a,m),SIGMA_a,SIGMA_m);

maxi_G=-1; % Recherche du maximum de la liste des SIGMA_ar_G
pos_G=-1;
maxi_SWT=-1; % Recherche du maximum de la liste des SIGMA_ar_SWT
pos_SWT=-1;
for i=1:n
    if (SIGMA_ar_G(i)>maxi_G) & (norm(Struct_1.p(:,1)-
Struct_2.p(:,1))<0.002)
        maxi_G=SIGMA_ar_G(i);
        pos_G=i;
    end
    if (SIGMA_ar_SWT(i)>maxi_SWT) & (norm(Struct_1.p(:,1)-
Struct_2.p(:,1))<0.002)
        maxi_SWT=SIGMA_ar_SWT(i);
        pos_SWT=i;
    end
end
end

% Affichage des résultats
disp('Contraintes maximales alternées uniaxiales équivalentes avec la
formule de Goodman')
disp(maxi_G)
disp('Contraintes maximales alternées uniaxiales équivalentes avec la
formule de SWT')
disp(maxi_SWT)

```

ANNEXE V : REPRÉSENTATIONS VISUELLES DES MAILLAGES UTILISÉS

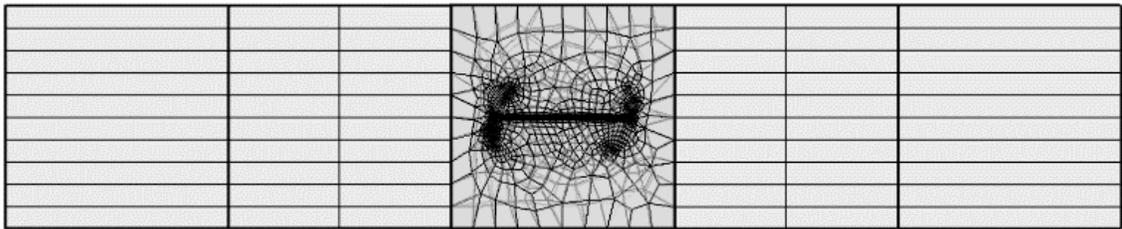


Figure 55 : Maillage du patron n°1

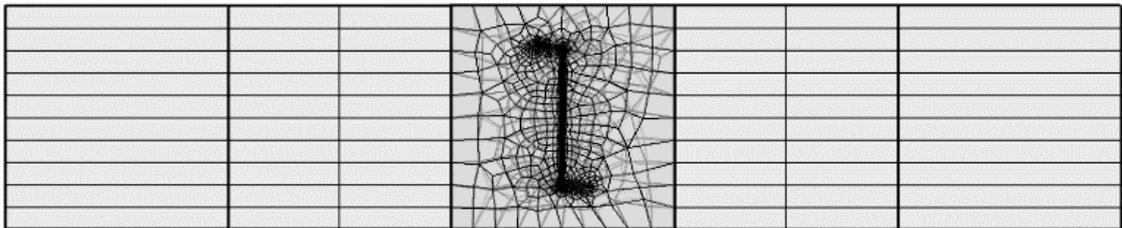


Figure 56 : Maillage du patron n°2

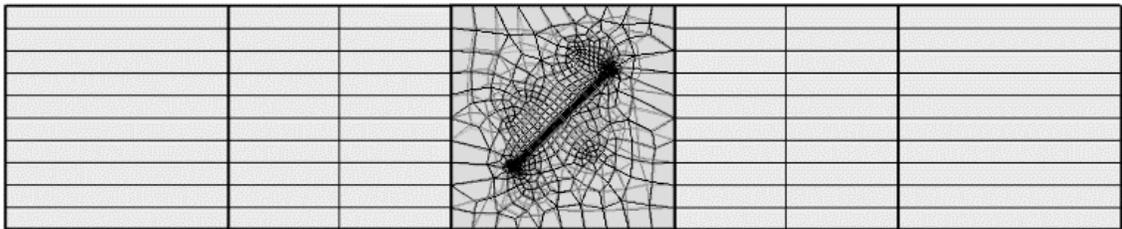


Figure 57 : Maillage du patron n°3

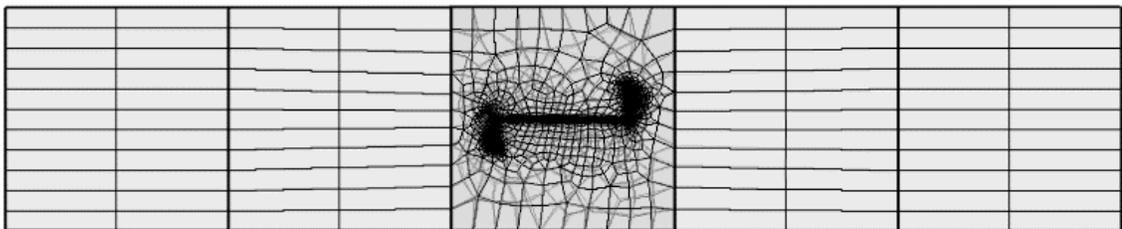


Figure 58 : Maillage du patron n°4

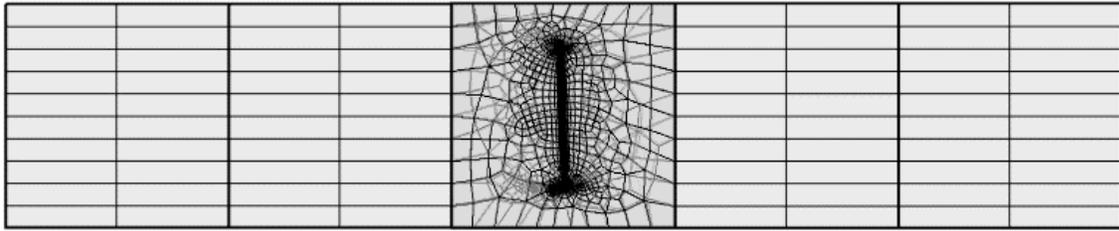


Figure 59 : Maillage du patron n°5

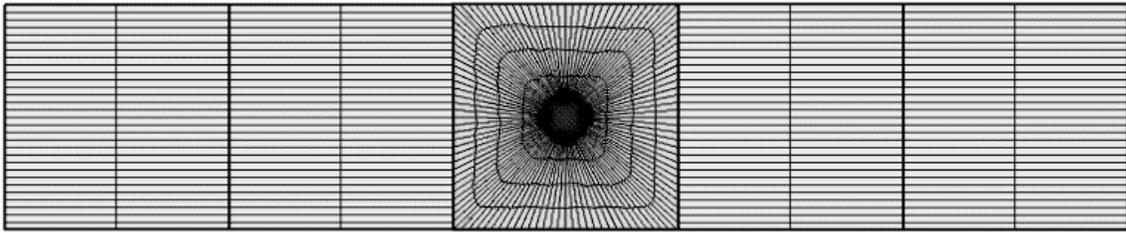


Figure 60 : Maillage du patron n°6

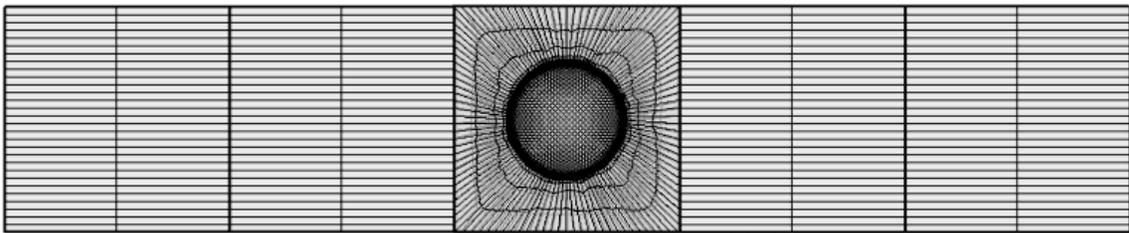


Figure 61 : Maillage du patron n°7

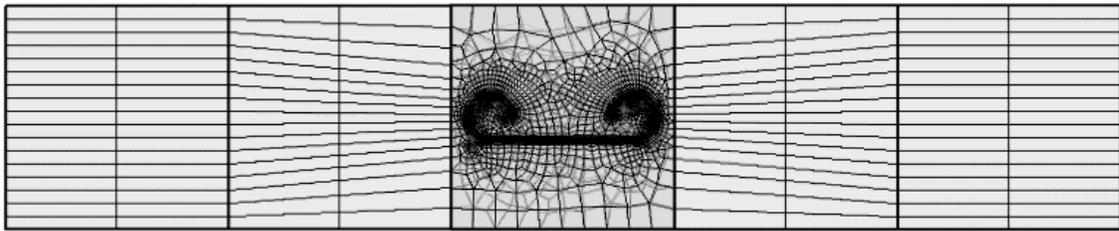


Figure 62 : Maillage du patron n°8

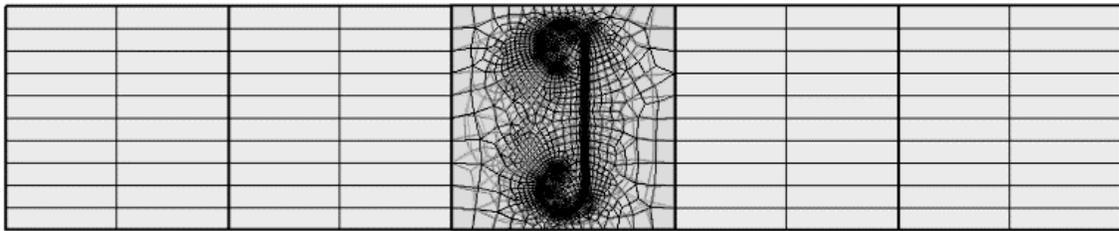


Figure 63 : Maillage du patron n°9

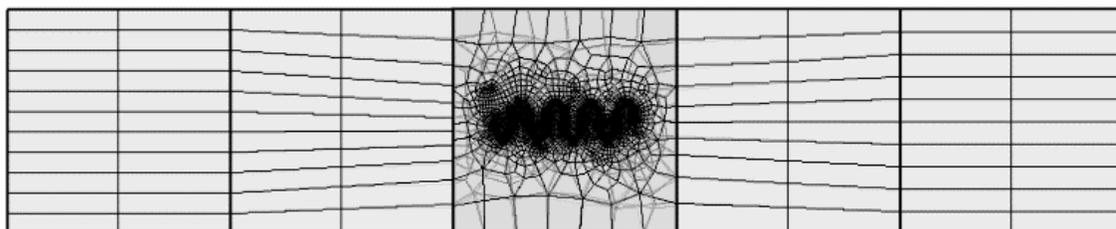


Figure 64 : Maillage du patron n°10

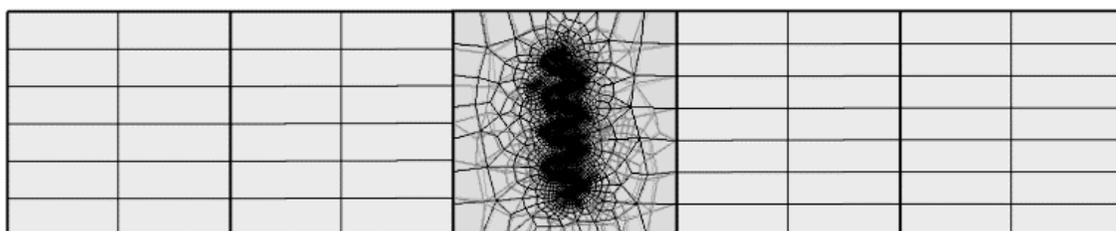


Figure 65 : Maillage du patron n°11

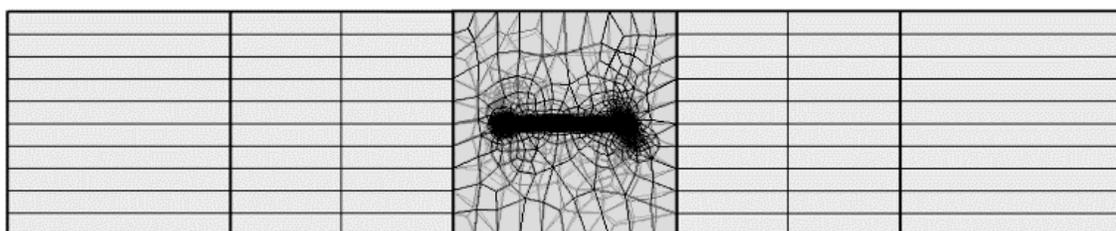


Figure 66 : Maillage du patron n°12

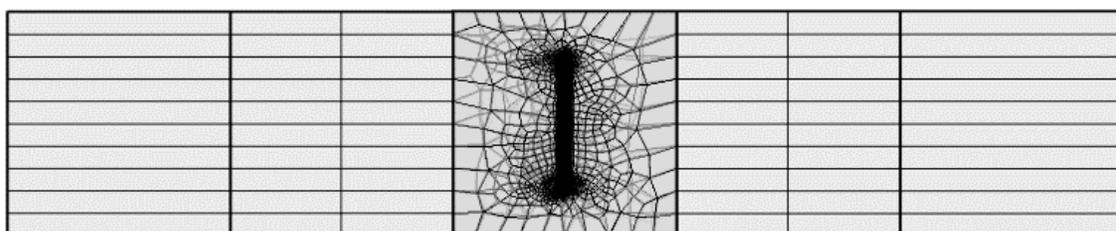


Figure 67 : Maillage du patron n°13

RÉFÉRENCES BIBLIOGRAPHIQUES

- Albright, C. E., Hsu, C., & Lund, R. O. (1990). Fatigue Strength of Laser-Welded Lap Joints. *Journal of Laser Applications*, 2(3), 26-32. doi:10.2351/1.4745265
- ASTM A666-15 *Standard Specification for Annealed or Cold-Worked Austenitic Stainless Steel Sheet, Strip, Plate, and Flat Bar*
- ASTM E8/E8M-13a *Standard Test Methods for Tension Testing of Metallic Materials*
- Benasciutti, D., Lanzutti, A., Rupil, G., & Fraenkel Haerberle, E. (2014). Microstructural and mechanical characterisation of laser-welded lap joints with linear and circular beads in thin low carbon steel sheets. *Materials & Design (1980-2015)*, 62, 205-216. doi:<https://doi.org/10.1016/j.matdes.2014.05.005>
- Bombardier 000-P.2.15 : *Soudage au laser : Qualification et contrôle de qualité – Aciers inoxydables.*
- BS 7608:2014 *Guide to fatigue design and assessment of steel products*
- Caccese, V. (2010). 9 - Fatigue in laser welds. In X. Sun (Ed.), *Failure Mechanisms of Advanced Welding Processes* (pp. 218-257): Woodhead Publishing.
- CEN. (2005). Eurocode 3 — Calcul des structures en acier — Partie 1-9 : Fatigue.
- Cho, S. K., Yang, Y. S., Son, K. J., & Kim, J. Y. (2004). Fatigue strength in laser welding of the lap joint. *Finite Elements in Analysis and Design*, 40(9), 1059-1070. doi:<https://doi.org/10.1016/j.finel.2003.08.010>
- Dowling, N. E. *Mechanical Behavior of Materials - Engineering Methods for Deformation Fracture, and Fatigue.* 463 - 466.
- EN 14610:2004 *Soudage et techniques connexes – Définitions des procédés de soudage des métaux*
- EN 1993-1-9:2005 *Eurocode 3 : Calcul des structures en acier – Partie 1-9 : Fatigue*

- EN ISO 17659:2004 *Soudage – Liste multilingue de termes relatifs aux assemblages soudés, avec illustrations*
- Fabbro, R. (2013). 3 - Developments in Nd:YAG laser welding. In S. Katayama (Ed.), *Handbook of Laser Welding Technologies* (pp. 47-72): Woodhead Publishing.
- Fayard, J. L., Bignonnet, A., & Dang Van, K. (1997). Fatigue Design of Welded Thin Sheet Structures. In G. Marquis & J. Solin (Eds.), *European Structural Integrity Society* (Vol. 22, pp. 145-152): Elsevier.
- Fetzer, F., Sommer, M., Weber, R., Weberpals, J.-P., & Graf, T. (2018). Reduction of pores by means of laser beam oscillation during remote welding of AlMgSi. *Optics and Lasers in Engineering*, 108, 68-77.
doi:<https://doi.org/10.1016/j.optlaseng.2018.04.012>
- Fricke, W. (2012). IIW Recommendations for the fatigue assessment of welded structures by notch stress analysis. *International Institute of Welding*.
- Goyal, R., Bogdanov, S., El-zein, M., & Glinka, G. (2018). Fracture mechanics based estimation of fatigue lives of laser welded joints. *Engineering Failure Analysis*, 93, 340-355. doi:<https://doi.org/10.1016/j.engfailanal.2018.07.017>
- Grünenwald, S., Unt, A., & Salminen, A. (2018). Investigation of the influence of welding parameters on the weld geometry when welding structural steel with oscillated high-power laser beam. *Procedia CIRP*, 74, 461-465.
doi:<https://doi.org/10.1016/j.procir.2018.08.150>
- Haagensen, P. J., & Maddox, S. J. (2013). IIW Recommendations on methods for improving the fatigue strength of welded joints.
- Hagenlocher, C., Sommer, M., Fetzer, F., Weber, R., & Graf, T. (2018). Optimization of the solidification conditions by means of beam oscillation during laser beam welding of aluminum. *Materials & Design*, 160, 1178-1185.
doi:<https://doi.org/10.1016/j.matdes.2018.11.009>
- Hao, K., Li, G., Gao, M., & Zeng, X. (2015). Weld formation mechanism of fiber laser oscillating welding of austenitic stainless steel. *Journal of Materials Processing Technology*, 225, 77-83. doi:<https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2015.05.021>

- Hobbacher, A. F. (1996). IIW Recommendations for fatigue design of welded joints and components. *International Institute of Welding*.
- Hsu, C., & Albright, C. E. (1991). Fatigue analysis of laser welded lap joints. *Engineering Fracture Mechanics*, 39(3), 575-580. doi:[https://doi.org/10.1016/0013-7944\(91\)90069-D](https://doi.org/10.1016/0013-7944(91)90069-D)
- ISO 6892-1:2016 *Matériaux métalliques — Essai de traction — Partie 1 : Méthode d'essai à température ambiante*.
- ISO/DIS 12107 *Matériaux métalliques – Essais de fatigue – Plans et analyse statistique de données*
- ISO/TR 14345:2012 *Fatigue – Essais de fatigue sur composants soudés – Lignes directrices*
- Jaxa-Rozen, W. (2014). Cold-worked austenitic stainless steels in passenger railcars and in other applications. *Thin-Walled Structures*, 83, 190-199.
doi:<https://doi.org/10.1016/j.tws.2014.01.027>
- Jaxa-Rozen, W., Desjardins, J., & Raymond, M. (2011). Laser Welds Strength Allowables Report.
- Jian, L. U. (2003). Fatigue des alliages ferreux Facteurs d'influence. *Techniques de l'ingénieur Comportement en service des systèmes et composants mécaniques, base documentaire : TIB180DUO*(ref. article : bm5043). Retrieved from <https://www.techniques-ingenieur.fr/base-documentaire/mecanique-th7/comportement-en-service-des-systemes-et-composants-mecaniques-42180210/fatigue-des-alliages-ferreux-bm5043/>
- Kar, J., Chakrabarti, D., Roy, S. K., & Roy, G. G. (2019). Beam oscillation, porosity formation and fatigue properties of electron beam welded Ti-6Al-4V alloy. *Journal of Materials Processing Technology*, 266, 165-172.
doi:<https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2018.10.040>
- Katayama, S. (2013a). 1 - Introduction: fundamentals of laser welding**The content of this chapter has been reprinted with permission from the article 'laser welding' in the McGraw Hill Encyclopedia of Science & Technology, Vol. 9 (2012), pp. 707–714, written by Seiji Katayama. The author would like to express his gratitude to this

- company. In S. Katayama (Ed.), *Handbook of Laser Welding Technologies* (pp. 3-16): Woodhead Publishing.
- Katayama, S. (2013b). 12 - Defect formation mechanisms and preventive procedures in laser welding. In S. Katayama (Ed.), *Handbook of Laser Welding Technologies* (pp. 332-373): Woodhead Publishing.
- Kim, J., Lee, K., & Lee, B. (2011). Estimation of the fatigue life according to lap joint weld profiles for ferritic stainless steel. *Procedia Engineering*, 10, 1979-1984. doi:<https://doi.org/10.1016/j.proeng.2011.04.328>
- Maddox, S. J. (2002). Chapter 3 - Factors which affect fatigue of welded joints. In S. J. Maddox (Ed.), *Fatigue Strength of Welded Structures (Second Edition)* (pp. 30-37): Woodhead Publishing.
- Maltais, P. (2008). Développement d'une méthode de prédiction de la durée de vie en fatigue de structures tubulaires soudées en aluminium. 33-44.
- Mann, V., Hofmann, K., Schaumberger, K., Weigert, T., Schuster, S., Hafenecker, J., . . . Schmidt, M. (2018). Influence of oscillation frequency and focal diameter on weld pool geometry and temperature field in laser beam welding of high strength steels. *Procedia CIRP*, 74, 470-474. doi:<https://doi.org/10.1016/j.procir.2018.08.148>
- Marc, H. (2012). Sources laser à fibre et applications. *Techniques de l'ingénieur Sources laser, base documentaire : TIB452DUO*(ref. article : e6450). Retrieved from <https://www.techniques-ingenieur.fr/base-documentaire/electronique-photonique-th13/sources-laser-42452210/sources-laser-a-fibre-et-applications-e6450/>
- Marulo, G., Baumgartner, J., & Frenzo, F. (2017). Fatigue strength assessment of laser welded thin-walled joints made of mild and high strength steel. *International Journal of Fatigue*, 96, 142-151. doi:<https://doi.org/10.1016/j.ijfatigue.2016.11.016>
- Mohanty, S., Arivarasu, M., Arivazhagan, N., & Phani Prabhakar, K. V. (2017). The residual stress distribution of CO2 laser beam welded AISI 316 austenitic stainless steel and the effect of vibratory stress relief. *Materials Science and Engineering: A*, 703, 227-235. doi:<https://doi.org/10.1016/j.msea.2017.07.066>
- NF A 03-400 :1983 *Produits sidérurgiques – Essais de fatigue – Principes généraux*

NF A 03-405:1991 *Produits métalliques – Essais de fatigue – Traitement statistique des données*

NF EN ISO 13191-1, 1996 : Soudage - Assemblages soudés par faisceau d'électrons et par faisceau laser - Guide des niveaux de qualité des défauts - Partie 1 : acier.

Niemi, E., Fricke, W., & Maddox, S. J. (2018). IIW Structural Hot-Spot Stress Approach to Fatigue Analysis of Welded Components. *International Institute of Welding*.

doi:10.1007/978-981-10-5568-3

Ojo, O. O., Taban, E., & Kaluc, E. (2018). Loop travel-path of fibre laser welded Alclad AA2219-O alloy. *Journal of Materials Processing Technology*, 251, 118-126.

doi:<https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2017.08.026>

Pascal, P. (2014). Procédés de soudage Introduction. *Techniques de l'ingénieur Assemblage des matériaux par soudage, base documentaire : TIB512DUO*(ref. article :

bm7700). Retrieved from <https://www.techniques-ingenieur.fr/base-documentaire/mecanique-th7/assemblage-des-materiaux-par-soudage-42512210/procedes-de-soudage-bm7700/>

Rabbe, P., Lieurade, H.-P., & Galtier, A. (2000). Essais de fatigue Partie I. *Techniques de l'ingénieur Essais mécaniques sur les métaux et alliages, base documentaire :*

TIB531DUO(ref. article : m4170). Retrieved from <https://www.techniques-ingenieur.fr/base-documentaire/materiaux-th11/essais-mecaniques-sur-les-metaux-et-alliages-42531210/essais-de-fatigue-m4170/>

Radaj, D., Lazzarin, P., & Berto, F. (2013). Generalised Neuber concept of fictitious notch rounding. *International Journal of Fatigue*, 51, 105-115.

doi:<https://doi.org/10.1016/j.ijfatigue.2013.01.005>

Ross, P. J. (1988). Taguchi Techniques for Quality Engineering - Loss Function, Orthogonal Experiments, Parameter and Tolerance Design.

Sathiya, P., & Abdul Jaleel, M. Y. (2010). Measurement of the bead profile and microstructural characterization of a CO2 laser welded AISI 904 L super austenitic stainless steel. *Optics & Laser Technology*, 42(6), 960-968.

doi:<https://doi.org/10.1016/j.optlastec.2010.01.015>

- Shiozaki, T., Yamaguchi, N., Tamai, Y., Hiramoto, J., & Ogawa, K. (2018). Effect of weld toe geometry on fatigue life of lap fillet welded ultra-high strength steel joints. *International Journal of Fatigue*, *116*, 409-420. doi:<https://doi.org/10.1016/j.ijfatigue.2018.06.050>
- Sołtysiak, R., & Boroński, D. (2015). Strain analysis at notch root in laser welded samples using material properties of individual weld zones. *International Journal of Fatigue*, *74*, 71-80. doi:<https://doi.org/10.1016/j.ijfatigue.2014.12.004>
- Wang, H. (2013). 22 - Applications of laser welding in the railway industry. In S. Katayama (Ed.), *Handbook of Laser Welding Technologies* (pp. 575-595): Woodhead Publishing.
- Wang, L., Gao, M., Zhang, C., & Zeng, X. (2016). Effect of beam oscillating pattern on weld characterization of laser welding of AA6061-T6 aluminum alloy. *Materials & Design*, *108*, 707-717. doi:<https://doi.org/10.1016/j.matdes.2016.07.053>
- Wang, P. C., & Ewing, K. M. (1994). Effects of process parameters on the fatigue strength of laser beam welds. *Journal of Laser Applications*, *6*(1), 14-22. doi:10.2351/1.4745333
- Wetzig, A. (2013). 15 - Developments in beam scanning (remote) technologies and smart beam processing. In S. Katayama (Ed.), *Handbook of Laser Welding Technologies* (pp. 422-433): Woodhead Publishing.
- Yeni, Ç., Erim, S., Ventzke, V., & Koçak, M. (1998). Investigation into properties of laser welded similar and dissimilar steel joints AU - Çam, G. *Science and Technology of Welding and Joining*, *3*(4), 177-189. doi:10.1179/stw.1998.3.4.177