



MÉMOIRE
PRÉSENTÉ À
L'UNIVERSITÉ DU QUÉBEC À CHICOUTIMI
COMME EXIGENCE PARTIELLE
DE LA MAÎTRISE EN INGÉNIERIE

par
ANTHONY FLEURY, ing. jr

**CONCEPTION EN FATIGUE DE JOINTS SOUDÉS PAR FRICTION
MALAXAGE DANS LES TABLIERS DE PONT EN ALUMINIUM**

Québec, Canada

© Anthony Fleury, 2020

RÉSUMÉ

L'énorme potentiel de l'aluminium est sous-exploité pour la réhabilitation et même la construction rapide de ponts, en raison d'un manque de connaissance et d'expérience, ainsi que d'un manque d'outils de conception appropriés. En effet, les concepteurs pensent rarement à l'utilisation de l'aluminium comme matériau structural lors de projets de réhabilitation ou de remplacement de ponts routiers existants. Pourtant, le haut rapport résistance/densité de l'aluminium, sa durabilité et sa recyclabilité font de lui un matériau de choix par rapport aux autres matériaux traditionnels comme l'acier et le béton. De plus, la capacité à extruder des pièces de formes variées offre aux concepteurs la flexibilité nécessaire à l'optimisation des profilés, et ainsi, avoir un meilleur contrôle sur les déformations et les vibrations pendant la durée de vie de la structure.

Bien souvent, l'élément d'un pont le plus susceptible de se détériorer rapidement est le tablier, car il est le plus affecté par les sels de déglacage, le passage des véhicules et les variations de température. Une solution durable et innovante dans des projets de réhabilitation de ponts routiers est l'utilisation d'un platelage en aluminium. Cela facilite la construction rapide en plus de permettre une meilleure réponse au trafic actuel et de fournir une durée de vie prolongée. Cette avenue a été adoptée dans quelques cas réels en Amérique du Nord et témoigne de la vitesse et de l'efficacité de remplacement d'un tablier de pont existant par un en aluminium. Ce tablier en aluminium est assemblé en usine en soudant des profilés extrudés par friction malaxage (ou au MIG).

Le soudage par friction malaxage (FSW) est un procédé d'assemblage à l'état solide parfaitement adapté pour les alliages d'aluminium. Cette singularité, en plus de la production automatisée du procédé, donne de meilleures propriétés mécaniques comparées au soudage par fusion. Les industries de l'automobile, de l'aéronautique et plus récemment du génie civil utilisent cette technologie. Malgré tout, le comportement dynamique et en fatigue est peu réglementé dans les normes et règles de conception, notamment dans le Code canadien sur le calcul des ponts routiers (CSA S6), pour des applications structurales du FSW. Actuellement, les normes de conception existantes pour le soudage à l'arc sont utilisées, ce qui n'avantage pas le soudage FSW. Pour surmonter cette situation, l'objectif

principal de ce travail est de développer des bases de conception pour le contrôle qualité et pour le dimensionnement en fatigue des joints FSW dans les tabliers de pont en aluminium.

Une caractérisation en fatigue de soudures bout à bout en alliage 6061-T6 a été menée sous des essais de chargement à amplitude constante et à amplitude variable. Les résultats obtenus montrent qu'un joint FSW optimisé donne des résultats en fatigue bien supérieurs aux courbes de conception existantes de l'ADM. Aussi, un défaut de type décalage axial des pièces inférieur à 1,0 mm réduit quelque peu la vie en fatigue. Finalement, un défaut de type trou de ver (vide interne) d'une taille inférieure à 0,9 mm a un effet négatif sur la vie en fatigue, sans toutefois être dramatique. Les critères de fatigue et les tolérances de défauts de soudage proposés dans cette étude permettront de contribuer à promouvoir l'utilisation de l'aluminium dans l'industrie du génie civil.

Le procédé d'assemblage FSW n'est toutefois pas à l'abri des défauts de soudage. En effet, des paramètres de soudage non optimisés risquent de générer par exemple un vide interne, un manque de pénétration ou une bavure excessive et des stries de surface. Ces stries peuvent aussi être influencées par la rigidité de l'équipement de soudage. L'objectif secondaire est donc d'étudier l'effet de la rigidité d'un équipement de soudage sur la qualité des soudures pour ainsi évaluer leur impact et minimiser les défauts.

Deux types d'alliages ont été utilisés dans le cadre de ce travail, soit l'alliage 6061-T6 et l'alliage 1375-50. Pour chacun d'eux, des échantillons de 6,35 mm d'épaisseur ont été soudés bout à bout avec trois types d'équipements à rigidité et à coût d'acquisition différents : un portique rigide, une fraiseuse universelle et un robot polyarticulé. Des comparaisons ont été faites entre les trois équipements sur les propriétés en traction du joint soudé, le fini de surface, la géométrie des stries ainsi que la répétabilité de soudage par un équipement et la constance de la soudure. Il a été conclu qu'un travail d'optimisation des paramètres adapté à l'équipement permettrait d'obtenir des soudures sans défauts. Un équipement non spécialisé tel qu'une fraiseuse demande un travail d'optimisation plus rigoureux, mais peut donner des soudures de qualité comparable aux autres équipements. Selon les besoins et le budget, une PME pourrait implanter cette technologie avec un investissement relativement faible en adaptant une fraiseuse au soudage FSW.

ABSTRACT

In rehabilitation of existing bridge structure, or even in new construction, aluminum is underemployed because of a lack of knowledge and experience, as well as a lack of appropriate design tools. Designers hardly think of using aluminum as a structural material in rehabilitation or retrofit of an existing vehicular bridge. Yet, high strength/density ratio of aluminum, its durability and its recyclability make this material attractive compared to more traditional material such as steel and concrete. Furthermore, creating pieces of variable shape is possible with aluminum because of its extrudability capacity. This offers flexibility for the designers to optimize the structural components, and then reduce excessive deformation and vibration during service life of a vehicular bridge.

Most of the time, bridge deck is the structural element most affected by de-icing salt, passage of vehicles and temperature variations. A durable and innovative solution for vehicular bridge rehabilitation is to use an aluminum bridge deck. Construction is quick and the bridge capacity of responding actual traffic load is better, which increases the structure service life. Some cases in North America testify of the speed and effectiveness of retrofitting an old existing bridge deck by a new one in aluminum. This aluminum deck is made by joining extruded profiles using friction stir welding process and is factory-built.

Friction stir welding (FSW) is a solid-state joining process perfectly adapted for aluminum alloys. This character, among with process automatization, gives an excellent quality joint, even better than conventional fusion welding processes. Automotive industry aviation and, more recently, civil engineering have adopted this technology. However, dynamic and fatigue behaviour is barely regulated in design codes and standards, Aluminum design manual (ADM) for instance, in structural applications of FSW joints. To overcome this situation, the principal aim of this project is to develop performance-based criteria for quality control and fatigue design of FSW joints in aluminum bridge decks.

Fatigue tests under constant and variable amplitude loading have been performed on 6061-T6 FSW butt joint. Results show that optimized FSW joints fatigue life is above existing design curves in the ADM. Also, axial misalignment under 1,0 mm between the two welded pieces slightly decreases fatigue life. Finally, subsurface defect known as

wormhole decreases fatigue life, but is not dramatic when its size is under 0,9 mm. Fatigue criteria and welding defect tolerances proposed in this study will contribute promoting the use of aluminum in the civil engineering projects.

FSW is, however, as discussed before, not a defect proof joining process. In fact, non-optimized welding parameters could create subsurface defects such as wormhole and lack of penetration as well as surface defects such as excessive flash and striations. Those surface striations can also be influenced by the welding equipment rigidity. The second aim of this project is then to study the effect of a welding equipment rigidity on the quality of a weld, which will evaluate its impact and then minimize welding defects.

In this work, two aluminum alloys have been used, which are 6061-T6 and 1375-50. For every one of them, 6,35 mm thick plates have been welded in a butt joint configuration with three types of equipment: a stiff gantry, a universal milling machine and a polyarticulated robot. Those equipment have different rigidity and purchase value. FSW joints made by these three equipment have been compared on tensile properties, surface finish, surface striation geometry, repeatability of welding equipment and weld constancy. Optimization work of the welding parameters is obviously important when it comes to create defect-free joints. A non-specialized equipment such as a universal milling machine requires stricter optimization work, but can generate comparable quality joints to the other equipment. According to a company's requirements and budget, a small industrial could implement FSW technology without overinvestment by simply adapting a milling machine to friction stir welding.

REMERCIEMENTS

J'aimerais tout d'abord remercier Mme Lyne St-Georges ma directrice et M. Ahmed Rahem mon codirecteur de m'avoir offert l'opportunité de travailler sur ce projet palpitant. Merci aussi à M. Scott Walbridge de l'University of Waterloo pour votre cosupervision hors campus. Ce fut un plaisir de travailler avec vous tous. Votre gentillesse, votre confiance et l'indépendance que vous m'avez accordées durant tout ce temps ont été vivement appréciées.

Un merci chaleureux aux candidats au doctorat Rakesh Ranjan et Luqman Ahmad Shah de l'University of Waterloo qui ont fait la majorité des essais de fatigue à distance. Votre contribution à ce projet a été très importante et vous avez rendu ma visite à Waterloo très agréable et instructive. Merci aussi à Annaëlle Layec qui m'a grandement aidé dans mes travaux durant la session d'été 2018.

Merci au Centre de soudage par friction malaxage de l'UQAC de m'avoir généreusement permis d'utiliser leurs équipements de soudage. Merci aussi à Alexandre Maltais pour son travail et sa disponibilité, avec qui j'ai eu des échanges dynamiques, enrichissants et constructifs. Merci au Centre universitaire de recherche sur l'aluminium pour l'utilisation de leurs équipements et à son personnel technique, Dave Girard, Dany Racine et Samuel Dessureault pour leur temps et leur aide. Merci au personnel technique de l'University of Waterloo, Richard Morrison, Douglas Hirst et Peter Volcic.

Ensuite, il aurait été difficile de réaliser cette étude sans l'apport matériel et financier de Canmec Industriel Inc. à ce projet. Donc, un énorme merci à Tommy Gagnon, Sylvain Pedneault et Benoit Moreau pour leur collaboration. L'apport financier du Conseil de recherches en sciences naturelles et en génie du Canada, de l'Association de l'aluminium du Canada ainsi que du Centre de recherche sur l'aluminium – REGAL est aussi souligné.

Finalement, merci à ma famille ainsi qu'à mes amis. La réalisation de ce mémoire n'a pas été toujours facile, donc votre support et notre camaraderie m'ont aidé, sans que vous n'en ayez vraiment eu conscience, à ne pas me décourager. Et à Tiên, cảm ơn em vì đã luôn đồng hành và ủng hộ anh.

PUBLICATIONS

Article scientifique

1 – A. Fleury, L. St-Georges, A. Rahem, et S. Walbridge, Conception en fatigue de joints soudés par friction malaxage dans les tabliers de pont en aluminium, *ceal-aluquebec.com*, 15 janvier 2020. [En ligne], https://ceal-aluquebec.com/conception-en-fatigue-de-joints-soudes-par-friction-malaxage-dans-les-tabliers-de-pont-en-aluminium/?fbclid=IwAR0oyrMfSw_nH14ZM6AsKEpNrnwyFAmFKnZf1ZfUSGUYICRg2G5HMcl-KKE.

Articles de conférences et présentations

1 – A. Fleury, L. St-Georges, et A. Rahem, Effect of welding equipment rigidity on mechanical and physical properties of friction stir welded aluminum 6061-T6, 12th International Symposium on Friction Stir Welding, Saguenay, Canada, 26-28 juin 2018.

2 – A. Fleury, R. Ranjan, L. Shah, L. St-Georges, A. Rahem, et S. Walbridge, Fatigue design of friction stir welded joints in aluminium bridge decks, Canadian Society of Civil Engineering Annual Conference, Laval, Canada, 12-15 juin 2019.

*« Car il faut des fois un accord
Entre la peur et le confort
Entre la voile et puis le port
Entre la vie et puis la mort »*

- Jean Leloup

TABLE DES MATIÈRES

RÉSUMÉ	i
ABSTRACT	iii
REMERCIEMENTS.....	v
PUBLICATIONS.....	vi
TABLE DES MATIÈRES	ix
LISTE DES FIGURES	xiii
LISTE DES TABLEAUX.....	xvi
LISTE DES SYMBOLES ET ABRÉVIATIONS	xviii
Chapitre 1 INTRODUCTION GÉNÉRALE	1
1.1. Généralités.....	1
1.2. Problématique.....	3
1.3. Objectifs de l'étude	5
1.4. Organisation du mémoire	7
Chapitre 2 REVUE DE LA LITTÉRATURE	9
2.1. Généralités.....	9
2.2. Aluminium	9
2.2.1. Historique et production	9
2.2.2. Classification et propriétés des alliages	10
2.3. Soudage par friction malaxage	12
2.3.1. Description du procédé	12
2.3.2. Avantages et inconvénients	13
2.3.3. Paramètres de soudage.....	16
2.3.4. Mécanismes physiques	21
2.3.5. Caractérisation métallurgique	26
2.3.6. Défauts de fabrication.....	28
2.4. Caractérisation du fini de surface.....	34
2.5. Équipement de soudage.....	37
2.6. Fatigue des structures et des joints SFM.....	39
2.6.1. Fracture des matériaux.....	39

2.6.2.	Phénomène de fatigue	41
2.6.3.	Phases de la vie en fatigue	44
2.6.4.	Caractérisation en fatigue	46
2.6.5.	Nature statistique de la fatigue.....	49
2.6.6.	Paramètres influençant la vie en fatigue	51
2.6.7.	Fatigue des soudures par friction malaxage.....	53
2.7.	Code et normes.....	59
2.7.1.	Tolérances des défauts	61
2.7.2.	Normes de conception en fatigue.....	65
Chapitre 3	MÉTHODOLOGIE.....	69
3.1.	Matériel et détails des soudures	69
3.2.	Équipements et bancs d'essai	71
3.2.1.	Portique spécialisé SFM	72
3.2.2.	Fraiseuse universelle adaptée.....	74
3.2.3.	Robot industriel polyarticulé	74
3.2.4.	Outils.....	75
3.3.	Paramètres de soudage	76
3.3.1.	Comparaison des équipements.....	76
3.3.2.	Étude de la fatigue	78
3.4.	Préparation des échantillons de caractérisation.....	78
3.4.1.	Comparaison des équipements.....	79
3.4.2.	Étude de la fatigue	79
3.5.	Caractérisation mécanique	82
3.5.1.	Essais de traction	82
3.5.2.	Essais de fatigue.....	82
3.6.	Caractérisations physiques	86
3.6.1.	Étude métallurgique	86
3.6.2.	Fini de surface.....	87
3.6.3.	Fractographie	88
3.7.	Évaluation des équipements	89
3.8.	Contrôle qualité	90

3.8.1.	Inspection visuelle	90
3.8.2.	Analyse des forces de soudage	91
3.8.3.	Analyse métallographique	93
3.8.4.	Inspection non destructive par ultrasons.....	95
Chapitre 4	RÉSULTATS ET DISCUSSION	99
4.1.	Généralités.....	99
4.2.	Essais de traction.....	99
4.2.1.	Soudures fabriquées par la fraiseuse.....	102
4.2.2.	Soudures fabriquées par le portique.....	104
4.2.3.	Soudures fabriquées par le robot	105
4.3.	Essais de fatigue	107
4.3.1.	Soudures de bonne qualité (PW)	108
4.3.2.	Soudures des pièces décalées du côté avançant (MAS)	110
4.3.3.	Soudures des pièces décalées du côté reculant (MRS).....	113
4.3.4.	Comparaison des soudures MAS et MRS.....	115
4.3.5.	Soudures avec trou de ver (WH).....	119
4.4.	Mesures des déformations.....	121
4.5.	Analyse métallurgique.....	125
4.5.1.	Macrostructure des pièces brutes	125
4.5.2.	Microdureté.....	126
4.6.	Analyses macrographiques.....	127
4.6.1.	Manque de pénétration.....	127
4.6.2.	Échantillons avec décalage axial	128
4.6.3.	Échantillons avec trou de ver.....	129
4.7.	Mécanique de rupture.....	132
4.7.1.	Présentation du modèle.....	133
4.7.2.	Paramètres de base.....	133
4.7.3.	Soudures de bonne qualité (PW)	135
4.7.4.	Soudures des pièces avec décalage axial	136
4.8.	Fini de surface	137
4.8.1.	Rugosité de surface.....	137

4.8.2. Géométrie.....	150
4.9. Comparaison des équipements	155
4.9.1. Étude qualitative	155
4.9.2. Étude quantitative	157
Chapitre 5 CONCLUSION.....	161
5.1. Conclusion.....	161
5.2. Recommandation.....	164
LISTE DES RÉFÉRENCES	166
Annexe A – Rapport d’inspection aux ultrasons	177
Annexe B – Résultats des essais de fatigue	181
Annexe C – Spécimens fracturés après essai de fatigue	185
Annexe D – Macrographies des soudures avec trou de ver (WH).....	195

LISTE DES FIGURES

Figure 1.1 - Représentation du soudage par friction malaxage.....	2
Figure 1.2 - Structure soudée à l'arc et par friction malaxage [1]	3
Figure 1.3 - Passerelle piétonnière en aluminium à Alma [7]	5
Figure 1.4 - Tablier de pont en aluminium avec joints SFM [8] a) assemblage b) installation	5
Figure 2.1 - Divers types de pion conique [15]	17
Figure 2.2 - Contraintes de soudure autour du pion de l'outil [18]	18
Figure 2.3 - Soudure dissimilaire d'une plaque de 12,7 mm avec a) un outil fileté b) un outil lisse [19]	18
Figure 2.4 - Écoulement de la matière de type tourbillon en fonction du pion.....	19
Figure 2.5 - Résistance à la traction en fonction de a) vitesse d'avance b) vitesse de rotation [20]	19
Figure 2.6 - Champs d'écoulement de matière lors du SFM [28]	22
Figure 2.7 - Étude de l'écoulement d'une soudure en AA6061-T6 [29]	23
Figure 2.8 - Distribution de température transversale pour différents rapports de vitesse [19]	25
Figure 2.9 - Relation entre le pic de température versus la force axiale [32]	26
Figure 2.10 - Macrostructure d'une soudure d'alliage 6061-T6 de 9,53 mm.....	26
Figure 2.11 - Microdureté mesuré à mi-profondeur des soudures [33]	28
Figure 2.12 - Défauts de surface sur une soudure en 6061-T6	29
Figure 2.13 - Détails de la rugosité de surface d'une soudure en 6061-T6 [1]	29
Figure 2.14 - Divers profils de stries	30
Figure 2.15 - Macrographie d'une soudure en 6061-T6 de 9,5 mm.....	31
Figure 2.16 - Mesures de défauts à la racine pour a) manque de pénétration b) soudure adéquate [33]	31
Figure 2.17 - Ultrasons multiéléments avec un angle d'incidence à 45° [42]	32
Figure 2.18 - Section transversale d'un joint en recouvrement d'un alliage 2024-T3 [44]	33
Figure 2.19 - Défaut de décalage a) axial b) angulaire [45]	33
Figure 2.20 - Rugosité moyenne arithmétique sur un profil de surface typique	35
Figure 2.21 - Pics et vallées sur un profil de surface typique	35
Figure 2.22 - Réseaux d'écoulement des contraintes en considérant l'effet de nœuds [49]	36
Figure 2.23 - Équipements de soudage par friction malaxage a) Fraiseuse adaptée b) Portique spécialisé...37	37
Figure 2.24 - Robot industriel avec cellule SFM a) Tricept [53] b) Polyarticulé	38
Figure 2.25 - Loi de comportement de quelques matériaux [56, 57]	40
Figure 2.26 - Classement des ruptures selon leur cinétique [58]	40
Figure 2.27 - Loi de Paris [64]	42
Figure 2.28 - Courbe S-N pour des métaux ferreux et non ferreux [65].....	44
Figure 2.29 - Diagramme de Kitagawa-Takahashi adapté par Miller [66, 68]	45
Figure 2.30 - Types de sollicitation en fatigue sous amplitude constante [58].....	47
Figure 2.31 - Exemple de l'étendue de l'écart pour des essais de fatigue [45].....	50

Figure 2.32 - Variation du profil de dureté Vickers de l'acier C45 [70]	52
Figure 2.33 - Données des essais et courbes S-N moyennes pour les différents procédés [71].....	54
Figure 2.34 - Mesures de la taille des grains en fonction de la vitesse d'avance [31].....	55
Figure 2.35 - Courbes S-N de soudures en AA5083 de 8 mm avec et sans JLR [76]	56
Figure 2.36 - Résultats d'essais de fatigue de soudures avec défauts à la racine [41].....	57
Figure 2.37 - Comparaison des courbes S-N calculées aux courbes de conception de l'EC9 [80]	58
Figure 2.38 - Courbes S-N d'alliages d'aluminium 6082 selon différentes configurations [43, 81]	59
Figure 2.39 - Représentation et évaluation d'une discontinuité [45].....	64
Figure 2.40 - Courbes de conception en fatigue de soudures par fusion de l'ADM [87].....	66
Figure 2.41 - Courbes de résistance en fatigue pour l'aluminium recommandées par l'IIW [45]	67
Figure 2.42 - Courbes de résistance en fatigue modifiée pour l'aluminium [45]	67
Figure 2.43 - Proposition pour la courbe FAT62 à partir d'une revue d'essais de fatigue [88].....	68
Figure 3.1 - Conditions des joints avec défauts intentionnels	70
Figure 3.2 - Banc d'essai du portique spécialisé au CSFM-UQAC	73
Figure 3.3 - Détails d'une pièce décalée.....	73
Figure 3.4 - Banc d'essai de la fraiseuse CNC au Cural	74
Figure 3.5 - Banc d'essai du robot industriel au CSFM-UQAC	75
Figure 3.6 - Stratégie de fabrication des outils du portique et du robot.....	76
Figure 3.7 - Extractions des spécimens pour la comparaison des équipements.....	79
Figure 3.8 - Position des échantillons de fatigue et de métallographie.....	80
Figure 3.9 - Échantillon de fatigue a) Usinage b) Forme finale	80
Figure 3.10 - Géométrie des spécimens pour les essais de fatigue (dimensions en mm)	81
Figure 3.11 - Presse hydraulique pour les essais de traction	82
Figure 3.12 - Conditions de surface des soudures a) M10AS01 b) M10RS01	83
Figure 3.13 - Cadre hydraulique utilisé pour les essais de fatigue	84
Figure 3.14 - Historique de chargement sous amplitude variable	85
Figure 3.15 - Jauges de déformation sur un échantillon décalé après la rupture	86
Figure 3.16 - Schéma de l'extraction d'une coupe longitudinale pour la mesure du profil 2D	87
Figure 3.17 - Profil 2D typique de la topographie a) image au microscope 100x b) mesures en μm	87
Figure 3.18 - Mesures du rayon de courbure moyen	88
Figure 3.19 - Microscope à balayage électronique de l'UW	89
Figure 3.20 - État de surface a) Acceptable b) Cavité c) Bavure excessive	91
Figure 3.21 - Force axiale durant le soudage des joints a) WH03-T1 b) WH03-T2.....	92
Figure 3.22 - Force axiale durant le soudage du joint WH04	92
Figure 3.23 - Échantillons d'une section d'un joint coulés, polis et attaqués	93
Figure 3.24 - Particularités d'un joint décalé du côté AS	94
Figure 3.25 - Coordonnées du profil de la racine mesurées avec Clemex-Vision.....	94

Figure 3.26 - Coordonnées du profil de la surface supérieure mesurées avec Clemex-Vision.....95

Figure 3.27 - Équipement d’inspection par UT95

Figure 3.28 - Amplitude du signal durant l’inspection pour a) WH04 b) WH05 c) WH0696

Figure 3.29 - Métallographie a) WH04 @ 223mm b) WH05 @ 118mm96

Figure 3.30 - Face élongée de l’échantillon de fatigue WH06-A à 30mm du début de la soudure97

Figure 4.1 - Résultats moyens des essais de traction pour les soudures d’alliage 6061100

Figure 4.2 - Trou de ver dans les soudures de l’alliage 1375-50 a) Fraiseuse b) Portique.....101

Figure 4.3 - Historique de température pour les trois soudures avec les paramètres 1000 rpm et 280 mm/min103

Figure 4.4 - Résistance ultime en traction des spécimens pour la combinaison de paramètres 7104

Figure 4.5 - Condition de surface laissée par le robot à 750 rpm et 270 mm/min106

Figure 4.6 - Force axiale générée par le robot à 750 rpm et 270 mm/min.....107

Figure 4.7 - Comparaison des courbes S-N des soudures de qualité (PW).....109

Figure 4.8 - Courbe S-N des soudures de bonne qualité (PW)110

Figure 4.9 - Courbe S-N des soudures avec décalage du côté AS (MAS) inférieur à 1,0 mm111

Figure 4.10 - Qualité de surface des soudures avec décalage du côté AS (MAS) supérieur à 1,0 mm112

Figure 4.11 - Section d’un échantillon avec décalage du CA supérieur à 1,0 mm112

Figure 4.12 - Courbe S-N des soudures avec décalage du côté AS (MAS) supérieur à 1,0 mm113

Figure 4.13 - Courbe S-N des soudures avec décalage du côté RS (MRS) inférieur à 1,0 mm.....114

Figure 4.14 - Courbe S-N des soudures avec décalage du côté RS (MRS) supérieur à 1,0 mm.....115

Figure 4.15 - Qualité de surface des soudures avec décalage inférieur à 1,0 mm a) Côté AS b) Côté RS ..116

Figure 4.16 - Comparaison des courbes S-N pour le défaut de décalage AS vs. décalage RS inférieur à 1,0 mm.....116

Figure 4.17 - Partie supérieure des soudures avec décalage a) Côté AS b) Côté RS.....117

Figure 4.18 - FCC pour le décalage MAS simulé sur Abaqus.....118

Figure 4.19 - FCC pour le décalage MRS simulé sur Abaqus118

Figure 4.20 - Courbe S-N des soudures avec trou de ver (WH)119

Figure 4.21 - Distribution de contraintes dans une soudure avec décalage du côté RS122

Figure 4.22 - Résultats des déformations de la soudure M05RS07-A a) Surface supérieure b) Racine.....122

Figure 4.23 - Agrandissement de la déformation à la surface supérieure de l’échantillon M05RS07-A122

Figure 4.24 - Distribution de contraintes dans une soudure avec décalage du côté AS.....123

Figure 4.25 - Déformation des surfaces de la soudure M05RS07-A à un chargement de ± 0 kN124

Figure 4.26 - Distribution de contrainte de la soudure M05RS07-A à un chargement de ± 0 kN124

Figure 4.27 - Modèle de distribution de contraintes dans une soudure avec décalage axiale125

Figure 4.28 - Macrostructure a) Matériau de base des feuilles laminées [42] b) Matériau de base des barres extrudées.....126

Figure 4.29 - Microdureté d’une soudure PW a) Guo [42] b) Présente étude126

Figure 4.30 - Racine d'un échantillon de chaque condition a) PW b) MAS c) MRS d) WH.....	128
Figure 4.31 - Mesures de la hauteur du décalage axial pour quelques échantillons	129
Figure 4.32 - Mesures du rayon de courbure pour quelques échantillons	129
Figure 4.33 - Fractographies des échantillons a) WH05-B c) Grossissements de WH05-B c) WH05-C.....	130
Figure 4.34 - Mesures au SEM de la hauteur du trou de l'échantillon fracturé.....	130
Figure 4.35 - Idéalisations au microscope optique de la forme d'un trou de ver	131
Figure 4.36 - Courbe S-N anticipée vs. courbe S-N expérimentale pour PW	135
Figure 4.37 - Courbe S-N anticipée vs. courbe S-N expérimentale pour MAS.....	136
Figure 4.38 - Courbe S-N anticipée vs. courbe S-N expérimentale pour MRS	137
Figure 4.39 - Période moyenne des stries pour l'alliage 6061	138
Figure 4.40 - Amplitude moyenne des stries pour l'alliage 6061	140
Figure 4.41 - Amplitude moyenne des stries en fonction du rapport de vitesse pour l'alliage 6061	140
Figure 4.42 - Mesure de l'ondulation pour une soudure du robot à 1800 rpm et 350 mm/min.....	141
Figure 4.43 - Zone à rejeter d'une soudure faite avec le robot avec 750 rpm et 270 mm/min	142
Figure 4.44 - Amplitude moyenne des stries pour l'alliage 1375-50.....	142
Figure 4.45 - Profil de surface pour l'alliage 6061-T6 à 750 rpm et 270 mm/min avec la fraiseuse.....	143
Figure 4.46 - Profil de surface pour l'alliage 1375-50 à 2400 rpm et 720 mm/min avec le portique	143
Figure 4.47 - Comparaison de l'amplitude au début et à la fin d'une soudure en alliage 6061-T6	144
Figure 4.48 - Profil de surface des soudures de paramètres 1800 rpm et 350 mm/min	145
Figure 4.49 - Profil de surface des soudures de paramètres 750 rpm et 270 mm/min	146
Figure 4.50 - Profil de surface des soudures de paramètres 1000 rpm et 280 mm/min	147
Figure 4.51 - Comparaison des soudures selon les équipements et les combinaisons de paramètres.....	148
Figure 4.52 - FCCF moyen selon l'équipement pour l'alliage 6061	151
Figure 4.53 - Comparaison des détails du profil de surface avec le portique	151
Figure 4.54 - Comparaison des détails des stries à 750 rpm et 270 mm/min a) Fraiseuse b) Portique.....	152
Figure 4.55 - Moyenne arithmétique R_a en fonction du FCCF.....	152
Figure 4.56 - FCCF en début et à la fin d'une soudure selon l'équipement pour l'alliage 1375-50.....	153
Figure 4.57 - Comparaison de la première et deuxième soudure faite avec le portique à 1000 rpm et 1000 mm/min	154
Figure 4.58 - Comparaison qualitative des équipements	156
Figure 4.59 - Évaluations quantitatives des équipements	158
Figure A.1 - Rapport des inspections par ultrasons	179

LISTE DES TABLEAUX

Tableau 1.1 - Condition du parc de ponts aux États-Unis [4-6]	4
Tableau 2.1 - Propriétés mécaniques et physiques d'alliages d'aluminium.....	11

Tableau 2.2 - Composition chimique d'alliages d'aluminium	11
Tableau 2.3 - Caractéristiques des différents équipements de soudage	38
Tableau 2.4 - Avantages et inconvénients des équipements de soudage	38
Tableau 2.5 - Détails de conception en fatigue selon la configuration de la soudure [45]	62
Tableau 2.6 - Facteur d'amplification de contrainte en raison d'un décalage des pièces [45]	62
Tableau 2.7 - Degré de tolérance envers les inclusions et la porosité dans les soudures d'aluminium [45] ..	63
Tableau 2.8 - Tolérances des défauts de la norme AWS D17.3/D17.3M [84]	64
Tableau 3.1 - Dimensions des pièces à souder	69
Tableau 3.2 - Tentatives par Guo pour créer un défaut sous la surface de type WH [42]	71
Tableau 3.3 - Tentatives pour créer un défaut sous la surface de type WH.....	71
Tableau 3.4 - Détails des outils utilisés pour les pièces de 6,35 mm	75
Tableau 3.5 - Détails des outils utilisés pour les pièces de 9,53 mm	76
Tableau 3.6 - Paramètres de soudage pour la comparaison des équipements.....	77
Tableau 3.7 - Paramètres de soudage de l'alliage 6061-T6 pour l'étude en fatigue	78
Tableau 3.8 - Nombre d'échantillons testés en fatigue	84
Tableau 3.9 - Caractéristiques des équipements évaluées	89
Tableau 3.10 - Système d'évaluation d'une caractéristique.....	89
Tableau 3.11 - Exemple typique d'une classification des équipements	90
Tableau 4.1 - Résultats moyens des essais de traction pour l'alliage 6061	100
Tableau 4.2 - Coefficient de soudure de l'alliage 6061.....	101
Tableau 4.3 - Résultats des essais de traction des joints soudés par la fraiseuse à 1000 rpm et 280 mm/min	102
Tableau 4.4 - Résultats des essais de traction des joints soudés par le robot à 750 rpm et 270 mm/min	106
Tableau 4.5 - Faciès de rupture après essais de fatigue	120
Tableau 4.6 - Mesures au microscope optique des sections de soudure avec trou de ver.....	132
Tableau 4.7 - Paramètres de la loi de Paris pour l'aluminium [45].....	134
Tableau 4.8 - Période et amplitude moyennes des soudures pour l'alliage 6061	138
Tableau 4.9 - Taux d'apparition moyen des stries pour l'alliage 6061	139
Tableau 4.10 - Moyenne arithmétique obtenue selon l'équipement pour l'alliage 6061	149
Tableau 4.11 - Amplitude moyenne et rugosité en 10 points obtenues selon l'équipement pour l'alliage 6061	150
Tableau 4.12 - FCCF moyen selon l'équipement pour l'alliage 6061	150
Tableau B.1 - Détails des essais de fatigue.....	183
Tableau D.1 - Macrographies de la soudure WH04 à divers sites	197
Tableau D.2 - Macrographies de la soudure WH05 à divers sites	198
Tableau D.3 - Macrographies de la soudure WH06 à divers sites	199

LISTE DES SYMBOLES ET ABRÉVIATIONS

D	Critère de dommage
da/dN	Ratio de propagation des fissures
E	Module d'élasticité
F_u	Résistance ultime en traction
F_y	Limite d'élasticité
HV	Dureté Vickers
k	Rapport de vitesse (rotation / avance)
ΔK	Facteur d'intensité de contrainte
$\overline{K_f}$	Facteur de concentration de contrainte de fatigue effectif
K_t	Facteur de concentration de contrainte de Neuber
$\overline{K_t}$	Facteur de concentration de contrainte effectif de Neuber
m	Pente d'une courbe de fatigue
n	État de contrainte
N	Nombre de cycles en fatigue
q	Sensibilité d'un nœud
R	Rapport de contrainte
R_a	Rugosité moyenne arithmétique
R_y	Amplitude moyenne
R_z	Rugosité en 10 points
ΔS_{eq}	Étendue de contrainte équivalente
T	Période moyenne
α	Angle d'inclinaison de l'outil
γ	Constante du matériau
ε	Déformation
v	Vitesse d'avance de l'outil
ρ	Rayon de courbure d'un nœud
$\Delta\sigma$	Étendue de contrainte

σ_a	Amplitude de contrainte
σ_m	Contrainte moyenne
ω	Vitesse de rotation de l'outil
AS	Côté avançant (<i>Advancing Side</i>)
CA	Essai de fatigue à amplitude constante (<i>Constant Amplitude</i>)
ED	Essai destructif
ÉF	Analyse par éléments finis
END	Essai non destructif
FCC	Facteur de concentration de contrainte
FCCF	Facteur de concentration de contrainte de fatigue
JLR	Couche d'oxyde résiduelle (<i>Joint Line Remnant</i>)
LEFM	Mécanique de rupture linéaire élastique (<i>Linear Elastic Fracture Mechanics</i>)
MAS	Décalage axial du côté avançant (<i>Misalignment on Advancing Side</i>)
MIG	Soudage à l'arc en atmosphère inerte avec électrode fusible
MP	Manque de pénétration
MRS	Décalage axial du côté reculant (<i>Misalignment on Retreating Side</i>)
PW	Soudure optimisée (<i>Properly Welded</i>)
RS	Côté reculant (<i>Retreating Side</i>)
SEM	Microscope à balayage électronique (<i>Scanning Electron Microscopy</i>)
SFM	Soudage par friction malaxage
UT	Inspection par ultrasons (<i>Ultrasonics Testing</i>)
UTS	Résistance ultime en traction (<i>Ultimate Tensile Strength</i>)
VA	Essai de fatigue à amplitude variable (<i>Variable Amplitude</i>)
WH	Trou de ver (<i>Wormhole</i>)
ZAT	Zone affectée thermiquement
ZATM	Zone affectée thermomécaniquement
ADM	<i>Aluminum design manual</i>
AWS	<i>American welding society</i>
CMQ	Centre de métallurgie du Québec

CSFM	Centre de soudage par friction malaxage
CURAL	Centre universitaire de recherche sur l'aluminium
EC9	Eurocode 9
IIW	<i>International institute of welding</i>
ISO	Organisation internationale de normalisation
UQAC	Université du Québec à Chicoutimi
UW	<i>University of Waterloo</i>

Chapitre 1

INTRODUCTION GÉNÉRALE

1.1. Généralités

Il existe plusieurs méthodes de soudage qui sont catégorisées selon la distribution de la matière soudée et selon le type d'énergie employée. La catégorie la plus répandue est sans doute le soudage à l'arc, où les pièces se fusionnent entre elles à l'aide d'un métal d'apport. Pour répondre à d'autres besoins, la catégorie de soudage à l'état solide existe, ce qui permet d'éviter au matériau d'entrer à l'état de fusion et d'éviter l'utilisation d'un métal d'apport. Par exemple, le soudage par friction, où une pièce en rotation entre en contact avec une autre pièce stationnaire créant une friction entre deux pièces et un écoulement plastique de la matière entre eux, a été inventé en Russie dans les années 1950.

Au début des années 1990, le soudage par friction malaxage (SFM), autre moyen de soudage à l'état solide, a été inventé au Royaume-Uni par *The Welding Institute*. Plus de 3000 demandes de brevets ont dès lors été déposées par différents auteurs [1] et la recherche sur ce procédé d'assemblage est encore très active à ce jour. Cette technologie est utilisée dans de multiples industries, comme l'automobile, l'aviation et plus récemment en construction civile. Ce procédé permet l'assemblage de métaux en demeurant à l'état solide et est très bien adapté aux alliages d'aluminium. Cette singularité lui permet aussi d'atteindre une température maximale moins élevée que les procédés conventionnels par fusion, ce qui permet d'éviter les problèmes de fusion locale ou de distorsion des pièces. La taille de la zone affectée thermiquement (ZAT), zone la plus affaiblie d'un joint soudé, est aussi réduite et l'impact négatif obtenu via d'autres problèmes, notamment de porosités, est diminué.

La méthode d'assemblage par SFM, telle que montrée à la figure 1.1, se produit en créant une plastification locale de la matière facilitant l'union des pièces fixes à l'aide d'un outil composé d'un épaulement et d'un pion. Le contact entre l'épaulement et la surface des pièces ainsi que la rotation de l'outil génèrent un frottement qui réchauffe la matière, améliorant ainsi sa capacité à se déformer, sans toutefois surpasser la température de fusion

du matériau. Une partie de la matière plastifiée est contenue par l'épaulement de l'outil pendant que le mouvement circulaire du pion mélange la matrice pour finalement la recombinaison le long de la ligne de joint. Après le passage de l'outil, la température du joint diminue et la soudure à l'état solide se consolide.

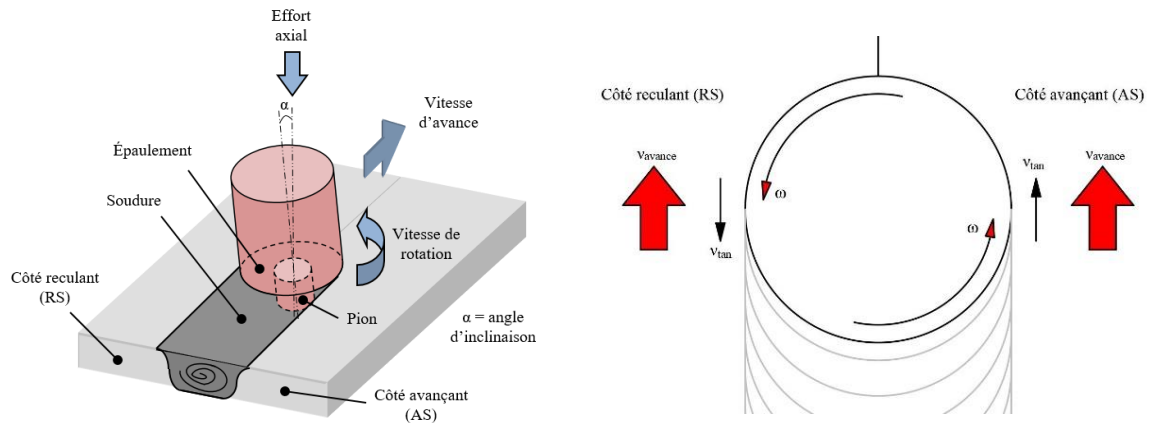


Figure 1.1 - Représentation du soudage par friction malaxage

En comparant ce procédé à différentes méthodes de soudages par fusion, le SFM apporte plusieurs atouts bénéfiques aux assemblages :

- excellentes propriétés mécaniques ;
- très faibles distorsions et très faible retrait de soudage ;
- soudure uniforme et continue ;
- possibilité de souder une large variété de métaux (acier, alliages d'aluminium, cuivre, titane...) ;
- possibilité de souder des matériaux dissimilaires ;
- utilisation d'outils réutilisables et durables ;
- aucune émission de fumée nocive ni rayon ultraviolet ;
- productivité simplifiée et accrue ;
- taille de la zone affectée thermiquement réduite.

Une particularité de ces soudures est que le joint est asymétrique. En considérant la vitesse de rotation tangentielle de l'outil telle qu'illustrée à la figure 1.1, un côté est dans la même direction que l'avance de l'outil alors que l'autre est dans la direction inverse. Ils se nomment respectivement le côté avançant (AS) et le côté reculant (RS).

Quelques défis supplémentaires sont néanmoins imposés aux utilisateurs de cette technologie. Effectivement, les efforts en jeu lors du soudage sont très élevés, ce qui nécessite l'utilisation d'équipements rigides et un bon système de fixation des pièces à assembler. De plus, les configurations des soudures sont plutôt limitées à des trajectoires linéaires, puisqu'il faut conserver un effort axial constant sur toute la ligne de joint.

Cela n'empêche pas que diverses industries œuvrant dans différents domaines ont vite su reconnaître le potentiel de ce procédé. Nommons entre autres les industries aéronautique et automobile. Par exemple, le SFM a permis de remplacer le rivetage du fuselage de l'avion Eclipse 500. Le châssis avant de la voiture Honda Accord 2013 est composé d'une pièce d'aluminium et d'une pièce d'acier assemblées par SFM [1]. Ce procédé est également utilisé dans l'assemblage côte à côte de profilés d'aluminium extrudés. Ceci permet de réduire les coûts de fabrication. D'ailleurs, il est possible de fabriquer des plateformes de grande taille qui sont utilisées dans des applications ferroviaires (panneaux de plancher ou d'enveloppe de train) et en structure fixe de génie civil (tablier de pont). La figure 1.2 montre d'ailleurs l'avantage d'utiliser le SFM dans la fabrication de panneaux par rapport au soudage par fusion.

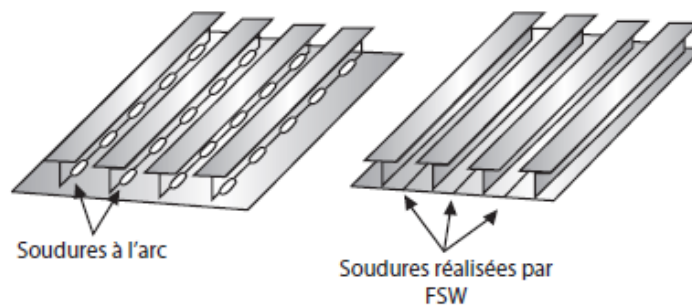


Figure 1.2 - Structure soudée à l'arc et par friction malaxage [1]

1.2. Problématique

Plusieurs équipements existent dans cette industrie pour fabriquer ce type de soudure. Certains sont très courants dans les ateliers d'usinage, comme une fraiseuse universelle adaptée, et d'autres demandent des investissements plus importants, comme un portique spécialisé ou un robot industriel. La structure différente des équipements fait en sorte que la rigidité de chacun est aussi différente. Un portique spécialisé est un équipement très

rigide comparativement à un robot qui est plus flexible. Cela engendre des déformations au niveau de sa structure et de ses joints lorsque soumis à des efforts de soudage élevés.

Aussi, en Amérique du Nord, l'entretien des ponts existants nécessite en permanence des investissements majeurs. Aux États-Unis par exemple, quelques rapports expriment qu'il y a bien une tendance vers l'amélioration de l'état des ponts routiers, mais aussi que de plus en plus de structures de ponts ont vu leur durée de vie en service dépassée. Les données des rapports sont présentées au tableau 1.1. Au Québec, grâce aux investissements du Ministère des Transports, le pourcentage de ponts en bonne condition augmente d'année en année [2, 3], mais il reste encore beaucoup de travail à faire.

Tableau 1.1 - Condition du parc de ponts aux États-Unis [4-6]

Année	Pourcentage de ponts cotés :		Pourcentage de ponts de 50 ans et plus
	déficients	non fonctionnels	
2007	12,1%	14,8%	-
2012	11,0%	13,9%	30,0%
2016	9,1%	13,6%	39,0%

Le procédé SFM est désormais utilisé dans des applications structurales, plus spécifiquement dans l'assemblage d'extrusions d'aluminium destinées à la fabrication de tablier de pont. Deux exemples d'applications aux figures 1.3 et 1.4 existent dans la région du Saguenay-Lac-Saint-Jean, soient le tablier de la passerelle au-dessus de la Petite Décharge à Alma et le tablier d'un pont secondaire à Saint-Ambroise. Ce type de tablier préfabriqué en usine est un moyen rapide et efficace pour une réhabilitation rapide d'un pont existant en mauvais état ou ayant atteint sa vie utile. Un tablier en aluminium a un ratio résistance/densité supérieur à un tablier en béton traditionnel. En plus, il est mieux adapté aux produits de déglçage, grâce à l'excellente résistance à la corrosion de l'aluminium. Ces propriétés rendent ce matériau séduisant pour ce type d'application. Ceci permettrait à un pont de faire face à une demande grandissante du trafic en plus d'augmenter sa durée de vie en service, sans entretien significatif.



Figure 1.3 - Passerelle piétonnière en aluminium à Alma [7]

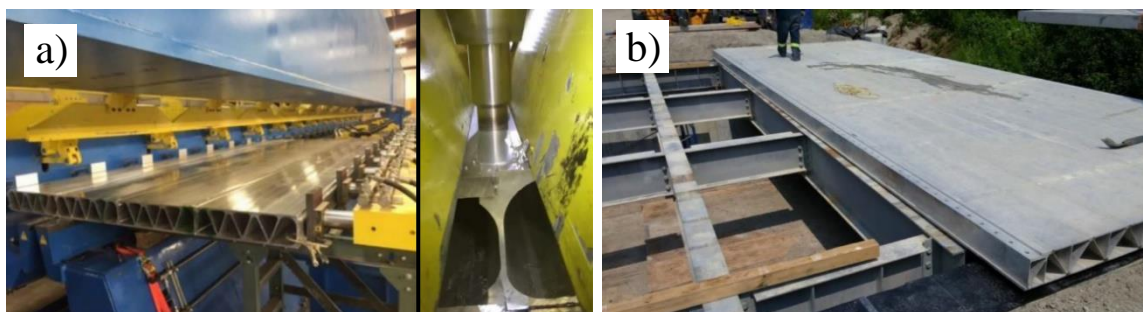


Figure 1.4 - Tablier de pont en aluminium avec joints SFM [8] a) assemblage b) installation

Malheureusement, très peu d'études portent sur l'effet de la rigidité des équipements sur les soudures SFM. Aussi, l'utilisation du SFM comme moyen d'assemblage de structure est peu réglementée dans les codes et normes. Il y a un manque un niveau des tolérances d'acceptation de ces soudures et des normes de conception en fatigue et en conditions dynamiques. C'est un des éléments qui éloigne les concepteurs à envisager l'aluminium comme élément de structure d'un pont.

1.3. Objectifs de l'étude

Dans le procédé SFM, il est pratiquement impossible de souder des pièces parfaites. C'est-à-dire que des phénomènes indésirables peuvent altérer les propriétés d'un joint SFM, bien qu'un tel joint optimisé soit d'excellente qualité. Certains défauts demeurent présents dans ce type de soudures. C'est le cas des stries de surface qui sont des sites propices à l'initiation de fissures de fatigue. Les pièces à souder, la tolérance de leur épaisseur, les distorsions initiales, les problèmes d'écartement local ou de décalage après fixation des pièces peuvent de plus être problématiques. C'est pourquoi il est intéressant

d'étudier le degré de sévérité de divers défauts de fabrication sur des échantillons de soudure faits avec différents équipements selon des paramètres variables et de caractériser leurs propriétés mécaniques statiques et en fatigue.

L'objectif principal de cette étude est de développer des critères de performances pour le contrôle qualité et pour la conception en fatigue des joints SFM afin de rendre plus accessible l'usage des tabliers en aluminium dans la construction ou la réhabilitation de ponts. Le travail permettra d'établir une ligne directrice et des règles de calculs dans les codes de conception pour l'utilisation d'une technologie innovatrice et avantageuse. Bien qu'il existe des critères de contrôle qualité des soudures SFM dans le domaine de l'aéronautique par exemple (AWS D17.3), il n'en existe pas pour des applications structurales. En surcroît, l'utilisation de l'aluminium dans la construction ou la réhabilitation de ponts pourra permettre de stimuler le marché de ce matériau.

Par ailleurs, réaliser une étude comparative d'équipements de soudage par friction malaxage est un objectif secondaire. Ceci permettra d'évaluer le potentiel de chaque équipement et l'effet de leur rigidité sur l'état des joints, un paramètre qui influence forcément la qualité d'une soudure. À ce propos, la fabrication d'un joint de qualité comparable peu importe le type d'équipement pourrait convaincre les petites à moyennes entreprises (PME) à implanter cette technologie sans investissement majeur, en utilisant des équipements familiers et disponibles.

Cette étude entre dans le cadre d'un projet collaboratif entre l'Université du Québec à Chicoutimi (UQAC) et l'Université de Waterloo (UW). Elle fait suite au travail effectué par l'étudiante Shi Hui Guo en plus d'être relié à divers projets de recherche sur le soudage par friction malaxage.

Pour la campagne d'essais sur le contrôle qualité et la conception en fatigue des joints soudés par friction malaxage sur des tabliers de ponts en aluminium, des soudures ont été fabriquées par le portique du Centre de soudage par friction malaxage de l'UQAC (CSFM-UQAC) pour ensuite être testées en fatigue. Des essais de fatigue sous amplitude constante (CA) et variable (VA) ont été réalisés à l'UW. À partir de ces résultats et des analyses métallographiques, des recommandations sur les courbes S-N en plus de tolérances sur

divers types de défauts de fabrication sont établies. Des méthodes d'inspections destructives et non destructives sont discutées. Finalement, un modèle de prédiction de rupture en fatigue des soudures est établi selon le principe de mécanique de la rupture.

Trois équipements de soudage SFM sont disponibles à l'UQAC. Une fraiseuse universelle adaptée est implantée au Centre universitaire de recherche sur l'aluminium (CURAL). Tel que mentionné précédemment, il y a un imposant portique rigide spécialisé au CSFM, mais aussi un robot polyarticulé muni d'une tête de soudage SFM. Ces trois équipements permettront de faire des soudures dans des conditions similaires de sorte à comparer la qualité des joints en fonction de leur rigidité respective. La qualité comprend la résistance ultime à la traction, les conditions de surface, la taille de la zone soudée et la présence de défaut de soudage. Le principe de répétabilité des équipements est aussi observé. Une méthode de comparaison qualitative et quantitative des équipements est utilisée dans ce mémoire.

1.4. Organisation du mémoire

Ce mémoire présente le fruit du travail de recherche mené depuis mai 2017 à l'Université du Québec à Chicoutimi et à l'University of Waterloo en Ontario. Cette recherche peut se diviser en deux grands volets, qui sont traités de façon dépendante dans les cinq chapitres qui composent ce mémoire.

D'abord, une présentation générale du procédé de soudage par friction malaxage ainsi qu'une description de la problématique, des objectifs et de la méthodologie sont présentées dans le premier chapitre d'introduction.

Le second chapitre contient la revue de littérature nécessaire à la compréhension de la méthodologie et des résultats. Ce chapitre comprend une présentation générale de l'aluminium, une description physique plus détaillée du procédé SFM, de la métallurgie des joints soudés, des équipements de soudage, du phénomène de fatigue et de la mécanique de rupture pour finir avec une revue des défauts et des normes existantes.

Le troisième chapitre présente les campagnes d'essais expérimentales relatives à l'étude en fatigue et à l'étude comparative des équipements. Il y est traité du matériel et des équipements utilisés, des détails des configurations des soudures, des paramètres et des outils, des essais de caractérisations mécaniques et physiques des joints, de la méthode d'évaluation des équipements pour finir avec une discussion sur les méthodes d'inspections destructives et non destructives.

En fonction de ces campagnes d'essais, le quatrième chapitre présente et discute des résultats expérimentaux obtenus suite aux divers essais de caractérisation. En premier lieu, le chapitre traite des essais de caractérisation mécanique en traction et en fatigue pour les configurations de joints soudées. En second lieu, il traite des essais de caractérisation physique, soit des analyses de la métallurgie des soudures, de la microdureté et du fini de surface. En dernier lieu, les résultats de prédiction de la vie en fatigue par la mécanique de rupture et des analyses par éléments finis sont présentés.

Finalement, le cinquième chapitre clôt le mémoire en résumant les conclusions observées. Il se veut aussi une critique de la recherche en vue de formuler des recommandations par rapport aux objectifs de départ. Enfin, une revue des travaux futurs y est proposée afin d'approfondir l'étude de ce mémoire.

Chapitre 2

REVUE DE LA LITTÉRATURE

2.1. Généralités

Ce chapitre traite l'information pertinente recueillie dans la recherche littéraire concernant plusieurs sujets afin de faciliter la compréhension des résultats. D'abord, le matériau aluminium même est présenté sur divers aspects, dont sa fabrication, sa nomenclature et ses caractéristiques. Ensuite, le soudage par friction malaxage y est expliqué plus en détail. Avantages, mécanisme physique, métallurgie, défauts de soudage, propriétés physique et mécanique et comportement à la fatigue y sont chacun exposés. Par après, le phénomène de fatigue y est discuté sous divers aspects, dont les phases de la vie en fatigue, la mécanique de rupture, la caractérisation et les paramètres influençant cette propriété essentielle aux éléments soumis à des chargements répétitifs. Enfin, des explications sur les normes existantes sur le soudage en général et leurs limitations par rapport au soudage par friction malaxage sont discutées.

2.2. Aluminium

2.2.1. Historique et production

L'aluminium, ayant un immense volume de production et une multitude d'applications aujourd'hui, était considéré comme un métal précieux à l'époque de sa découverte. Ceci est étonnant, puisque l'aluminium recouvre un douzième de la croûte terrestre. Il n'existe pas à l'état libre, tel est le défi. Par sa difficulté de séparer l'élément de l'oxygène dans le composé d'alumine (Al_2O_3), les premières tentatives d'extraction du métal entre 1800 et 1850 n'ont donné que de petites quantités d'aluminium impur. À partir de 1854, l'année de fabrication du premier bloc du métal par le français Henri Sainte-Claire Deville, seulement quelques kilos d'aluminium existaient. C'est en 1886 que le français Paul Toussaint Héroult et l'américain Charles Martin Hall, de façon simultanée et indépendante, obtiennent de l'aluminium par le procédé d'électrolyse, communément nommé procédé Hall-Héroult.

En 1888, l'Autrichien Karl Josef Bayer développe un procédé d'extraction de l'alumine à partir du minerai de bauxite par dissolution dans de l'hydroxyde de sodium. La poudre d'oxyde d'aluminium ainsi recueillie alimente les unités d'électrolyse, de sorte à réduire l'alumine en aluminium primaire. La période industrielle de production économique d'aluminium débute dès lors.

Après avoir recueilli l'alumine à partir de la bauxite, l'aluminium est décomposé par le procédé Hall-Héroult. Dans une cuve d'électrolyte composé de cryolithe, de fluorure d'aluminium et d'alumine, un courant continu, circulant de l'anode (+) à la cathode (-) en passant par l'électrolyte, permet de décomposer l'alumine en aluminium et en oxygène. L'aluminium en fusion se dépose sur la cathode au fond de la cuve et l'oxygène brûle l'anode pour créer du dioxyde de carbone. L'aluminium est par la suite siphonné de la cuve et est soit coulé immédiatement en lingot d'aluminium pur ou soit préparé en alliage [9, 10].

De nos jours, l'aluminium est le métal non ferreux le plus utilisé, en raison notamment de ses nombreux avantages :

- faible densité pour une haute résistance ;
- couche d'oxyde en surface qui protège contre la corrosion ;
- facilité de fabrication par extrusion, laminage, moulage ou par forgeage ;
- facilité de recyclage ;
- bonne conductivité électrique et conductibilité thermique.

2.2.2. Classification et propriétés des alliages

Les alliages se définissent comme étant une modification de la composition chimique de l'aluminium pur afin d'améliorer ses propriétés. Deux catégories d'alliages existent : les alliages de fonderie et les alliages de corroyage. Les alliages de fonderie sont destinés au moulage de pièces en fusion. Pour fabriquer des pièces extrudées ou laminées, il faut des alliages de corroyage. Ce type d'applications requiert une meilleure résistance mécanique, ce qui force à ajouter des « éléments d'addition » dans l'alliage. Celles-ci sont généralement des éléments de magnésium (Mg), de silicium (Si) et/ou de cuivre (Cu). Le

tableau 2.1 présente certaines propriétés physiques et mécaniques et le tableau 2.2 présente la composition chimique de quelques alliages. Le 1370-50 en est un pratiquement pur, utilisé dans des applications de conduction électrique, alors que les autres sont utilisés dans des applications structurales. L'appellation 50 formule qu'il est à l'état recuit et a subi un traitement de reconditionnement.

Tableau 2.1 - Propriétés mécaniques et physiques d'alliages d'aluminium

Alliage	Densité [kg/m ³]	Dureté Vickers	Résistance à la traction ultime [MPa]	Limite d'élasticité [MPa]	Module d'élasticité [GPa]
1370-50	2700	-	82,7	27,6	68,9
2014-T6	2800	155	483	414	73,1
5083-H321	2660	96	317	228	71,0
6061-T6	2700	107	310	276	68,9

Tableau 2.2 - Composition chimique d'alliages d'aluminium

Élément	Pourcentage massique [%]			
	1370-50	2014	5083	6061
Aluminium (Al)	≥ 99,7	90,4 – 95,0	92,4 – 95,6	95,8 – 98,6
Bore (B)	≤ 0,006	-	-	-
Chrome (Cr)	≤ 0,003	≤ 0,10	0,05 – 0,25	0,04 – 0,35
Cuivre (Cu)	≤ 0,01	3,9 – 5,0	≤ 0,10	0,15 – 0,40
Fer (Fe)	0,10 – 0,18	≤ 0,70	≤ 0,40	≤ 0,70
Gallium (Ga)	≤ 0,02	-	-	-
Magnésium (Mg)	≤ 0,01	0,20 – 0,80	4,0 – 4,9	0,80 – 1,20
Manganèse (Mn)	≤ 0,003	0,40 – 1,2	0,40 – 1,0	≤ 0,15
Silicium (Si)	≤ 0,07	0,50 – 1,2	≤ 0,40	0,40 – 0,80
Titane (Ti)	-	≤ 0,15	≤ 0,15	≤ 0,15
Ti + V	≤ 0,004	-	-	-
Zinc (Zn)	≤ 0,003	≤ 0,25	≤ 0,25	≤ 0,25
Autres	-	≤ 0,15	≤ 0,15	≤ 0,15

L'alliage le plus disponible dans la construction de structures de ponts avant les années 1950 était le 2014-T6. C'est d'ailleurs celui-ci qui a été utilisé pour le pont d'Arvida, dont toute la structure en arche est en aluminium. Le principal élément de la série 2000 est le cuivre. Bien que celui-ci permet d'augmenter considérablement la résistance, il a comme effet de diminuer la soudabilité et la résistance à la corrosion de l'alliage. Dans un environnement routier où les sels de déglacage sont utilisés, cet alliage se doit d'être protégé par un traitement de surface supplémentaire (anodisation).

Maintenant, les alliages les plus recommandés dans le cas de structure exposée sont les séries 5000 et 6000 [11], plus particulièrement les alliages 5083 et 6061-T6. Ceci en raison d'un bon compromis entre les propriétés mécaniques, la résistance à la corrosion et la facilité de fabrication des pièces semi-finies et finies.

La série 6000 est soudable, mais une perte de 30% de la résistance ultime en traction et une perte de 50% de la limite élastique sont observées après soudage pour cet alliage à l'état T6 [10]. De plus, la présence de cuivre et de magnésium dans la composition chimique de ces alliages rend sensible le joint à la fissuration post-soudage. Aussi, la couche d'oxyde doit être entièrement éliminée pour obtenir un joint sans porosité et la conductivité thermique élevée de l'aluminium rend le soudage très énergivore.

Le soudage par friction malaxage est alors une méthode d'assemblage de choix pour cet alliage, ne serait-ce que pour diminuer la perte de propriétés mécaniques. Cette méthode permet d'obtenir un joint de qualité supérieure en termes de résistance, de ductilité et de propriétés en fatigue en plus d'être un procédé moins énergivore.

2.3. Soudage par friction malaxage

2.3.1. Description du procédé

Tel qu'expliqué dans l'introduction, le soudage par friction malaxage est un moyen d'assemblage en phase solide de divers métaux. D'abord, l'outil pénètre à une profondeur optimale dans les pièces à souder selon une force axiale, une vitesse de rotation et un angle de plongée si nécessaire. La friction générée par l'épaulement de l'outil en rotation lorsque complètement pénétré dans les pièces génère un flux de chaleur facilitant les déformations de la matière. L'outil en rotation se met dès lors à se déplacer le long de la ligne de joint avec une vitesse d'avance constante. Ainsi, le pion mélange la matière des deux pièces, ce qui permet de les assembler. À la fin de la soudure, l'outil est retiré des pièces. Un trou se crée, car l'outil n'a plus de surface de contact avec les pièces. Généralement, cette partie est tout simplement coupée. Par ailleurs, cette anomalie peut être évitée en utilisant un pion rétractable.

2.3.2. Avantages et inconvénients

Le procédé de soudage par friction malaxage est une technologie qui comporte de nombreux avantages. En comparant par exemple les techniques de soudage par fusion au SFM, ce dernier apporte plusieurs atouts bénéfiques aux assemblages. Selon plusieurs auteurs dans le domaine [1, 12, 13], voici quelques-uns de ces atouts.

❖ Soudure à l'état solide

Le fait que la matière se plastifie sous le point de fusion lors du soudage engendre une meilleure qualité d'assemblage au niveau métallurgique. Des problèmes de fusion locale, de porosité, de fissuration à chaud, de perte de matériel sont de ce fait réduits. De plus, étant donné une température maximale atteinte moins élevée, la zone affectée thermiquement (ZAT), zone la plus faible d'une soudure, est diminuée de taille. Ceci améliore le comportement mécanique de la soudure.

❖ Distorsions de soudage réduites

La fusion de matière a des effets indésirables lors des phases de solidification et de refroidissement après avoir fait une soudure par fusion, créant des distorsions entre la pièce soudée par rapport à sa forme initiale. Avec le SFM, ces effets sont considérablement réduits, en raison du procédé demeurant à l'état solide.

❖ Facilité de soudabilité des pièces selon les matériaux

Certains métaux et certains alliages d'aluminium peuvent être assez difficiles à souder par des procédés de fusion. En raison de la présence de cuivre, de zinc et de magnésium, les alliages à durcissement structural (séries 2000, 6000 et 7000) sont plus sensibles à la fissuration post-soudage, qui ne peut survenir dans le SFM. De plus, pour souder à l'arc les alliages d'aluminium, la couche d'oxyde doit être entièrement éliminée et la conductivité thermique élevée de l'aluminium rend le soudage très énergivore. La propreté des surfaces demeure quand même importante et la couche d'oxyde peut aussi avoir un effet sur la qualité d'un joint SFM. Mais il faut s'attendre à un assemblage de qualité supérieure en termes de résistance, de ductilité, de propriétés en fatigue et de consommation d'énergie.

❖ Soudabilité de pièces de matériaux ou d'alliages d'aluminium différents

Le procédé SFM permet de souder des pièces de matériaux dissimilaires. Par exemple, le soudage de pièces d'aluminium et de magnésium, de pièces d'aluminium et de cuivre et même de pièces d'aluminium et d'acier est possible. Ceci permet de diminuer le poids de certaines pièces pour des applications bien précises dans les industries qui utilisent le SFM.

❖ Uniformité et continuité de la soudure

Pour les soudures à l'arc par moyens manuels, la qualité de la soudure dépend beaucoup de l'expérience du soudeur. Pour le SFM, ceci n'a aucun impact étant donné l'utilisation d'une machine automatisée, dont les opérations sont toujours constantes et en continu. De plus, une machine à commande numérique est facilement opérable, ce qui nécessite moins d'expérience, moins de main-d'œuvre et moins de préparation des pièces.

❖ Procédé respectueux de l'environnement

Plusieurs particularités du SFM le rendent plus écologique que les méthodes traditionnelles de soudage. En effet, le procédé consomme moins d'énergie, aucun gaz ni fumée toxique n'est émis dans l'atmosphère et des outils rigides non consommables et réutilisables sont utilisés dans le procédé.

❖ Meilleures conditions de travail

Les rayons ultraviolets, les gaz et les émissions sonores produits lors du soudage à l'arc sont éliminés en procédant au SFM.

❖ Remplacement d'autres types d'assemblages comme le rivetage

Tel que mentionné plus tôt, le procédé SFM permet de remplacer l'utilisation de rivets comme moyen d'assemblage en ayant recours à une soudure en recouvrement. Cela apporte quelques avantages tels que la diminution du temps d'assemblage, la réduction de poids et l'amélioration de l'aérodynamisme d'éléments de fuselage pour l'industrie aéronautique.

Naturellement, le SFM ne présente pas que des avantages, il y a aussi certaines limitations. Ce ne sont pas nécessairement des désavantages en soi, mais bien des précautions à connaître afin d'optimiser son utilisation.

❖ Forces très importantes

La force axiale appliquée sur les outils de soudage peut monter jusqu'à des dizaines de kN, selon le matériau et l'épaisseur des éléments à assembler. De plus, le couple nécessaire à la mise en rotation et l'effort horizontal de translation de l'outil peuvent être tous les deux très élevés. Par exemple, pour une plaque d'alliage d'aluminium 6061-T6 de 6,3 mm, la force axiale maximale à laquelle le matériau peut réagir est de 20 kN alors que le couple et l'effort horizontal sont respectivement de 150 N·m et de 6 kN [14]. Cela exige des équipements très rigides en plus de fixer solidement les pièces à un système d'ancrage de sorte qu'elles ne se déplacent pas.

❖ Limitations géométriques

Bien que l'éventail de configurations de soudure soit assez varié, le procédé est quand même limité à des soudures simples pour des trajectoires linéaires. C'est surtout pour conserver un effort axial constant sur toute la ligne de joint.

❖ Présence d'un trou de sortie à la fin de la soudure

À l'étape de la rétraction du pion à la fin de la soudure, celui-ci laisse un trou au moment où l'épaulement n'est plus en contact avec la surface des éléments. Ce problème est facilement évitable en utilisant un pion rétractable, ou autrement, il est simplement coupé. Un pion rétractable permet d'éviter ce problème.

❖ Investissement important pour les entreprises

Le coût d'une unité spécialisée pour assembler des pièces par FSW est supérieur à des instruments de soudage à l'arc. En contrepartie, les coûts à long terme relatifs à l'exploitation de la machine sont inférieurs. Notez toutefois qu'une entreprise qui possède, par exemple, une fraiseuse universelle ou un robot industriel pourrait adapter leurs instruments afin de procéder à ce type de soudure sans investissement majeur. Il existe

aussi des centres de transfert spécialisés dans le FSW où des entreprises peuvent y réaliser des projets, sans être nécessairement obligées de s'équiper.

2.3.3. Paramètres de soudage

Contrairement aux soudures par fusion, il est difficile d'évaluer ce type de soudure en cours, sous l'épaulement de l'outil. Encore, l'automatisation du procédé nécessite de programmer les paramètres de soudage avant même de débiter le processus. La précision et le contrôle des soudures étant aussi importants que tout autre procédé, il faut forcément bien comprendre l'effet des différents paramètres qui dépendent des besoins d'un assemblage. Selon l'épaisseur, le type de matériau et la configuration à souder, les paramètres qui ont le plus d'impact sur la soudure même sont :

- la géométrie de l'outil ;
- la vitesse et le sens de rotation de l'outil ;
- la vitesse d'avance de l'outil ;
- l'angle d'inclinaison de l'outil ;
- la configuration de la soudure.

D'abord, les propriétés d'une soudure sont très conséquentes des caractéristiques de l'outil de soudage. En effet, les deux composants de l'outil, soient l'épaulement et le pion, vont affecter les flux de chaleur, les efforts ainsi que l'écoulement de la matière plastique. La géométrie de l'outil est d'ailleurs un des paramètres les plus influents dans le procédé.

L'épaulement de l'outil possède trois utilités : générer le frottement nécessaire pour réchauffer la matière, presser l'outil contre la surface à assembler et contenir la matière déformée sous sa surface. Plus son diamètre est important, plus l'apport de chaleur et le couple sont élevés. En général, en raison de sa simplicité et de son efficacité éprouvée, la plupart des outils utilisés dans la recherche sont constitués d'un épaulement lisse et concave.

La géométrie du pion va avoir un effet sur les déformations plastiques et l'agitation de la matière au passage de l'outil. De fait, la section transversale, la forme longitudinale,

la longueur et la présence ou non de filets et/ou de plats sont des configurations à considérer. La figure 2.1 présente d'ailleurs divers détails de géométrie de pions.

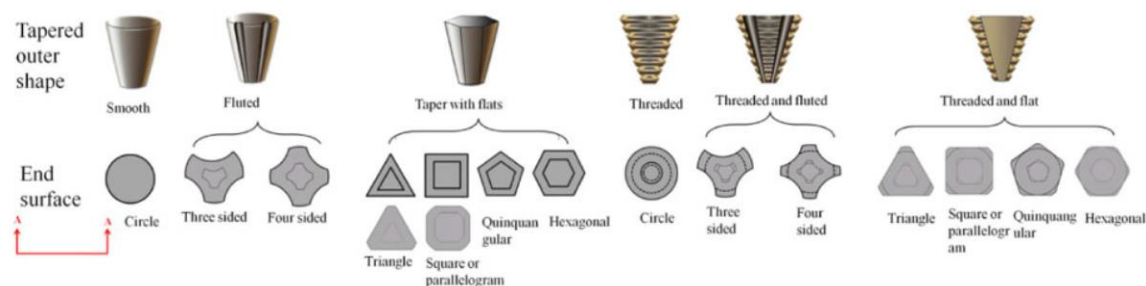


Figure 2.1 - Divers types de pion conique [15]

La présence de plats modifie l'écoulement de la matière autour du pion. En effet, les plats génèrent une augmentation locale des déformations en plus d'augmenter la turbulence dans l'écoulement de la matière plastifiée. Les plats agissent en quelque sorte comme des rames ou comme le rebord coupant d'un couteau [15]. La matière emprisonnée dans les plats est relâchée derrière le pion. Cela permet un malaxage plus efficace. Il a été montré aussi que les plats génèrent une augmentation de la température et de la surface du noyau [16, 17].

Le soudage génère des contraintes localisées autour du pion et de l'épaulement. La figure 2.2 illustre d'ailleurs la contrainte normale au pion σ_{pt} et la contrainte de cisaillement tangentielle au pion en rotation τ_s [18]. Pour un pion cylindrique sans détail géométrique ni filet, la contrainte normale au-devant de l'outil (*leading*) fait remonter le matériel à la surface, ce qui augmente la pression sous l'épaulement. À l'inverse, un pion conique introduit un composant vertical vers le bas qui améliore l'écoulement de la matière et la consolidation de la soudure. L'ajout de filet améliore encore plus cet effet.

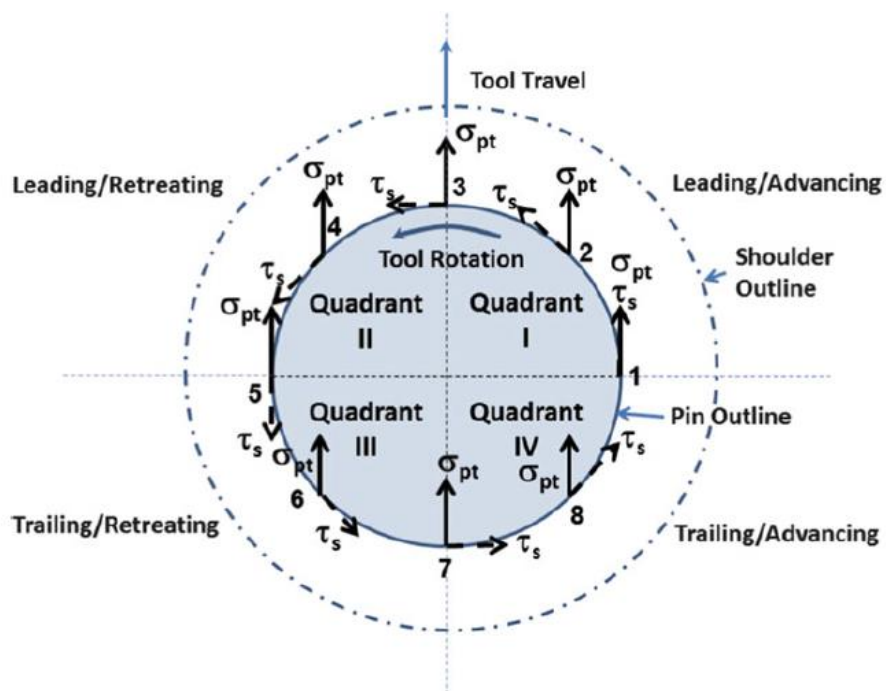


Figure 2.2 - Contraintes de soudure autour du pion de l'outil [18]

La présence de filets sur le pion va améliorer la capacité de déformation de la matière. En fait, les filets diminuent considérablement le glissement entre l'outil et le matériau déformé, ce qui pousse le pion à mieux entraîner latéralement et verticalement le matériel lors de sa rotation, donc à mélanger plus efficacement les deux plaques ensemble. En plus, des vides internes du côté AS peuvent être générés dans le joint avec un outil lisse. La figure 2.3 a) en témoigne, en raison d'un effort de cisaillement autour de l'outil insuffisant pour transférer la matière d'un côté à l'autre ainsi que de l'écoulement de type tourbillon. Le pion lisse ne permet pas de pousser le matériel plastifié vers le bas, qui va plutôt glisser vers le haut, comme illustré à la figure 2.4.

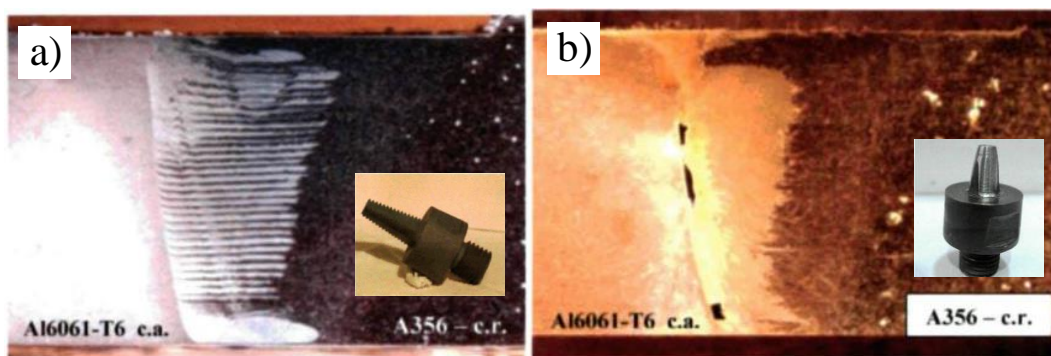
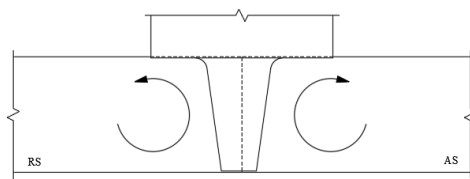
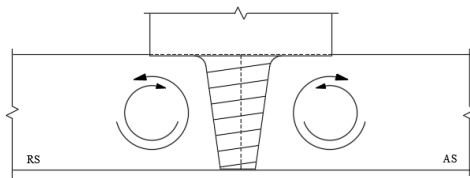


Figure 2.3 - Soudure dissimilaire d'une plaque de 12,7 mm avec a) un outil fileté b) un outil lisse [19]



a) Pion sans filet



b) Pion avec filet

Figure 2.4 - Écoulement de la matière de type tourbillon en fonction du pion

Les vitesses de rotation et d'avance de l'outil sont deux paramètres très déterminants dans l'assemblage de pièces par friction malaxage. Ceux-ci régulent le malaxage et les déformations de la matière autour du pion. Naturellement, plus la rotation est rapide, plus la température est élevée en raison du frottement plus important entre l'outil et l'interface des pièces. Cette même condition survient lorsque la vitesse d'avance diminue, car le temps d'exposition des surfaces face à l'outil en rotation augmente. Ces deux paramètres doivent être optimisés avant de procéder aux soudures. L'étude paramétrique sur l'alliage 6061-T6 de Gharaibeh et al. [20] offre une plage de paramètres acceptables afin d'obtenir une résistance à la traction maximale. La figure 2.5 montre que pour atteindre cette propriété avec un profil de pion triangulaire, la vitesse de rotation doit être imposée à 900 rpm et la vitesse d'avance à 90 mm/min.

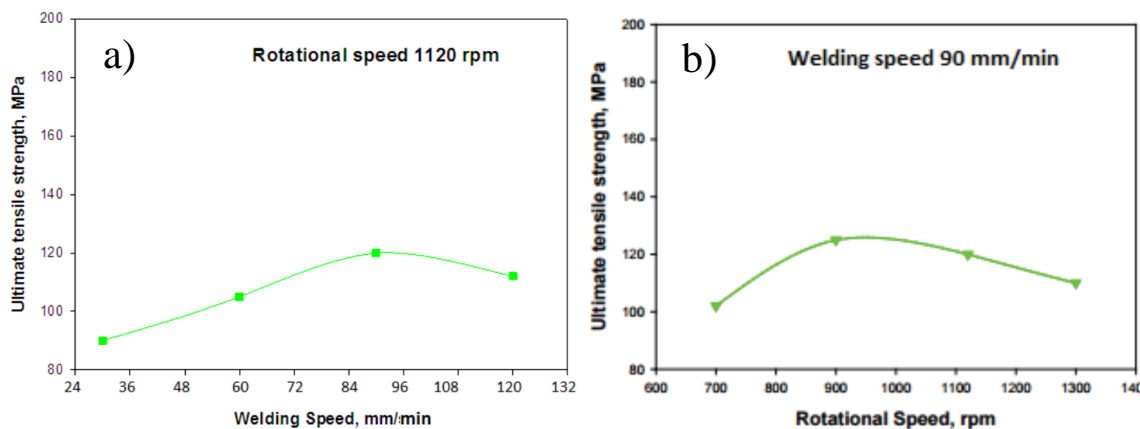


Figure 2.5 - Résistance à la traction en fonction de a) vitesse d'avance b) vitesse de rotation [20]

Thibeault [19] a pu tirer quelques conclusions sur l'efficacité du joint en fonction des résultats de nombreux essais de traction sur des échantillons de soudure rectangulaires en alliage 6061-T6. En testant plusieurs combinaisons de paramètres, il affirme que les joints qui expriment la meilleure efficacité avec une résistance à la traction moyenne supérieure à 200 MPa sont ceux soudés à une vitesse de rotation supérieure à 1000 rpm et un rapport de vitesse $k [tour/mm] = \omega [rpm]/v [mm/s]$ inférieur à 3,93 tours/mm. D'ailleurs, une vitesse de rotation de 1000 rpm et une vitesse d'avance de 350 mm/min donnent la résistance à la traction la plus élevée de 220 MPa. Avec une vitesse de rotation inférieure à 500 rpm et un rapport de vitesse k supérieur à 7,8 tours/mm, les résultats en traction sont les plus faibles. Il est ainsi préférable d'avoir une vitesse de rotation élevée pour ne pas diffuser la chaleur dans toute la pièce, mais bien dans les environs de la soudure.

D'autre part, il a prouvé que pour des plaques soudées de 6,35 mm d'épaisseur avec un rapport de vitesse k inférieur à 3,15 tours/mm en alliage 6061-T6, le noyau peut être constitué de vide interne. L'alliage 6061-T6 possède une bonne résistance à la déformation plastique, ce qui nécessite un apport de chaleur important afin de rendre le matériau ductile. Or, ce rapport de vitesse, dans certains cas, ne permet pas d'atteindre des températures suffisamment élevées, ce qui empêche la matière à suivre les déformations provoquées par l'outil. L'expression soudure froide peut être utilisée dans ce cas. La création d'un vide interne, ou trou de ver, continu est donc le résultat d'un mauvais malaxage.

Balasubramanian [21] a fait une étude sur les paramètres de soudage en procédant à de nombreuses soudures sous paramètres variables. Pour l'alliage 6061-T6, avec une vitesse d'avance de 75 mm/min et des vitesses de rotation de l'outil de 1000 et 1200 rpm, le noyau des soudures possède respectivement un trou et un ensemble de trous sur le côté avançant. En fait, lorsque la vitesse d'avance est lente relativement à une vitesse de rotation rapide (rapport k élevé), il peut se produire une expulsion de matière sous forme de bavure excessive. L'apparition de trous dans le noyau est due à ce phénomène [22]. Dans ce dernier cas, c'est plutôt une soudure chaude qui est créée.

Cui et Chen [23] ont observé que la vitesse de rotation affecte légèrement la taille de la zone malaxée (noyau) tandis que la vitesse d'avance l'affecte plus considérablement.

Par exemple, une vitesse d'avance plus lente, donc une température plus élevée, diminue la résistance d'écoulement du matériau, ce qui augmente le volume de rotation en cisaillement de celui-ci créant de ce fait un noyau plus large. La chaleur a même eu plus de temps pour se diffuser dans les pièces. Qui plus est, ils ont observé que le couple requis est plus élevé pour une vitesse de rotation faible alors qu'il diminue dans le cas contraire.

L'angle d'inclinaison aussi influence la qualité d'une soudure. Les efforts de soudage au rebord arrière de l'outil augmentent lorsque l'angle d'inclinaison augmente. Ceci produit un fini de surface plus lisse [1]. Banik et al. [24] ont étudié l'effet de l'angle d'inclinaison sur l'écoulement de la matière. Ils ont observé que pour des angles élevés, le noyau de la soudure diminue. En raison des efforts de soudage plus élevés, la chaleur augmente ce qui améliore la plastification de la matière. Long et al. [25] ont tiré des conclusions similaires par analyse d'éléments finis. Ils ont en plus simulé qu'avec un angle nul, des défauts de type vide interne peuvent survenir dans une soudure, alors que ceci serait évité avec un angle d'inclinaison de 2° .

Finalement, il existe de nombreux types de configuration de soudures. On retrouve parmi ceux-ci les joints en T, les joints en angle, mais les configurations les plus fréquentes sont les soudures bout à bout et les soudures en recouvrement. Les soudures bout à bout consistent à assembler deux pièces adjacentes appuyées sur une plaque d'assise. Comme le procédé n'utilise aucun agent de remplissage, l'espacement des plaques est à éviter pour ne pas générer de diminution de l'épaisseur au joint ; un espace entre les deux plaques constitue un vide devant forcément être comblé. Les soudures en recouvrement consistent à assembler deux pièces superposées, permettant dans certains cas d'éviter l'utilisation de rivets. Dans les deux cas, les forces en jeu sont importantes, alors les pièces doivent être solidement ancrées horizontalement et verticalement pour éviter tout déplacement.

2.3.4. Mécanismes physiques

Les effets de trois mécanismes physiques importants en SFM ont également été étudiés. L'écoulement de la matière, les forces de soudage et la température seront ici discutés. Comme il est impossible de visualiser l'écoulement en temps réel dans la zone malaxée, les recherches expérimentales sont limitées à exprimer ce phénomène avant et

après la soudure seulement. De même que pour la température, elle est mesurée dans les environs de la soudure et simplement estimée dans le noyau lors du soudage. C'est ainsi que de nombreuses recherches sont axées sur des méthodes de simulation numérique du procédé.

Pour l'écoulement de la matière plastifiée, il dépend de la rotation et de la vitesse d'avance de l'outil. Le mouvement de rotation crée un champ de vitesse tangentiel alors que le mouvement de translation déplace horizontalement et verticalement la matière [26, 27]. Ce phénomène est très complexe et agit directement sur la qualité de la soudure. C'est pourquoi ce sujet fait l'objet de nombreuses recherches afin de mieux maîtriser les paramètres de soudage.

Heurtier et al [28] proposent trois types d'écoulement de la matière dans le SFM, illustrés à la figure 2.6. Le mouvement de circonvolution est la matière qui avance dans les environs de l'outil. À celui-ci s'ajoute le mouvement de torsion jusqu'à environ 1 à 2 mm de profondeur, occasionné par la friction de l'épaulement. Il y a finalement l'écoulement en vortex ascendant. Ceci est occasionné par l'incompressibilité du matériel et de l'espace restreint par l'épaulement, la plaque de base et le pion.

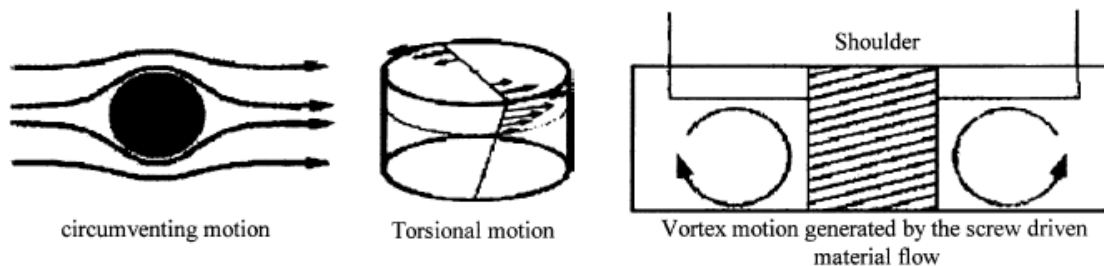


Figure 2.6 - Champs d'écoulement de matière lors du SFM [28]

Zhang et al. [29] ont fait une étude de l'écoulement en utilisant un traceur intégré à l'intérieur de plaques d'aluminium d'alliage 6061-T6. À la figure 2.7 a), ils ont trouvé que la matière passe du devant de l'outil en direction du RS pour se déposer derrière celui-ci et légèrement dans le AS. Les simulations numériques illustrées à la figure 2.7 b) montrent que la vitesse d'écoulement de la matière est plus prononcée sur la couronne supérieure, sous le contact de l'épaulement de l'outil et les pièces. L'épaulement a une influence directe sur le couple et sur le flux de chaleur. De plus, ils ont établi une procédure

d'écoulement en trois étapes : (1) la matière se ramollit avant le contact avec l'outil (2) elle se déplace autour de l'outil pour finalement se déposer (3). Le passage de l'outil produit une cavité en forme de lune derrière celui-ci et ce qui colle sous l'épaulement est expulsé sous forme de bavure.

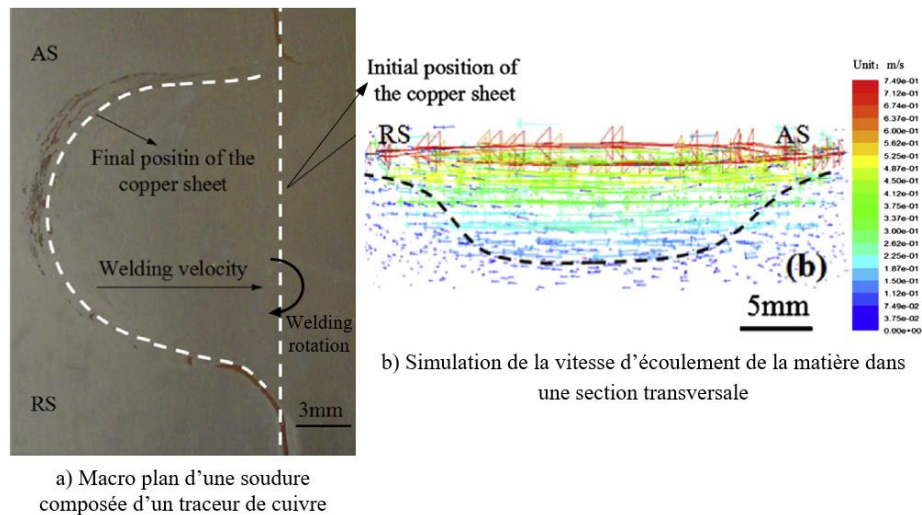


Figure 2.7 - Étude de l'écoulement d'une soudure en AA6061-T6 [29]

Thibeault [19] a quant à lui utilisé une approche différente pour réaliser l'étude de ce phénomène, en procédant à des soudures asymétriques de plaques d'aluminium d'alliages 6061-T6 et A356. La même conclusion a pu être tirée, soit que la matière se déplace de l'avant vers l'arrière en passant par le RS, mais que très peu de matière est transportée longitudinalement par l'outil. À cela s'ajoute l'écoulement vertical de type vortex discuté plus tôt.

D'ailleurs, Guerra et al. [30] ont procédé à une étude de l'écoulement à l'aide de l'alliage d'aluminium 6061-T6 et un traceur en cuivre. Ils ont remarqué qu'il existe deux courants distincts possédant un historique et des propriétés mécaniques différentes. Le premier courant est une zone de rotation du côté avançant où la rotation est dans la même direction que la translation. D'intenses déformations surviennent et la matière est entraînée jusqu'au côté reculant puis derrière le pion. Le second s'exprime par une zone de rotation se trouvant du côté reculant qui expulse la matière de cette zone vers l'arrière.

Le second mécanisme à discuter est les forces en jeu lors du soudage [1]. Les deux principales forces qui ont un impact significatif sur la qualité des joints sont la force axiale et le couple. D'abord, la force axiale permet de conserver la matière plastifiée sous l'épaulement. Cet effet génère une force de frottement entre l'outil et les pièces, ce qui forme un état de contrainte hydrostatique. Une force axiale adéquate permet de créer des soudures sans vide interne et une condition de surface idéale sans bavure excessive. En contrôle de force, celle-ci est un paramètre déterminant à définir en fonction du matériau à souder, de l'épaisseur des pièces et de la géométrie de l'outil.

Il y a aussi le couple qui permet de mettre en rotation la matière plastifiée en surface des pièces qui est en contact avec l'épaulement. Il est influencé par plusieurs facteurs, dont le frottement au niveau de l'épaulement et de la surface latérale du pion, la résistance mécanique du matériau contre la rotation de l'outil, la limite d'écoulement du matériau ainsi que la condition de contact à l'interface. Ce contact peut être de type glissement, lorsque la contrainte de cisaillement à l'interface est inférieure à la limite d'écoulement en cisaillement du matériau. Il peut aussi être de type adhésion, lorsque la contrainte est supérieure à la limite ce qui déforme une couche superficielle de matière qui adhère à l'outil. Finalement, il peut être une condition intermédiaire, lorsque la vitesse de rotation de la couche superficielle déformée est inférieure à celle de l'outil, mais supérieure à zéro. L'ensemble de ces trois conditions survient dans le soudage SFM.

La distribution de la température est le dernier mécanisme physique ici discuté. L'élévation de température dans le procédé de soudage SFM est le résultat combiné des déformations plastiques du matériau et du frottement à l'interface de l'outil et des pièces. Cette génération de chaleur améliore la capacité du matériau à se déformer et régule la nouvelle microstructure au passage de l'instrument et, par conséquent, ses propriétés mécaniques. Or, expérimentalement, il est difficile de mesurer les variations de température dans la zone malaxée. Dans celle-ci, le profil de température ne peut qu'être estimé en analysant la microstructure ou en ayant recours à des modèles numériques. Néanmoins, des mesures par thermocouples ou par caméra infrarouge peuvent offrir une bonne estimation de cette propriété.

Thibeault [19] a procédé d'ailleurs à des mesures en utilisant des thermocouples sur des soudures de plaques d'aluminium d'alliage 6061-T6 de 12,7 mm. Ce qui a pu être observé dans celles-ci est l'asymétrie du profil thermique entre le AS et le RS, tel qu'interprété à la figure 2.8. La température atteint entre 300 °C et 400 °C dans les environs de l'outil. Cela a aussi été observé par Zhang et al. [29] qui ont fait des mesures par caméra infrarouge. Ils expliquent ceci par les vitesses relatives aux deux côtés de la zone malaxée. En effet, la matière plus froide qui se trouve devant l'outil se déplace vers le RS, ce qui refroidit ce côté. Une partie de la matière plus chaude peut se déposer derrière l'outil de même qu'une partie peut se déplacer vers le AS, ce qui le réchauffe davantage. Au niveau du noyau même, la température estimée tourne autour de 550 °C pour les alliages d'aluminium.

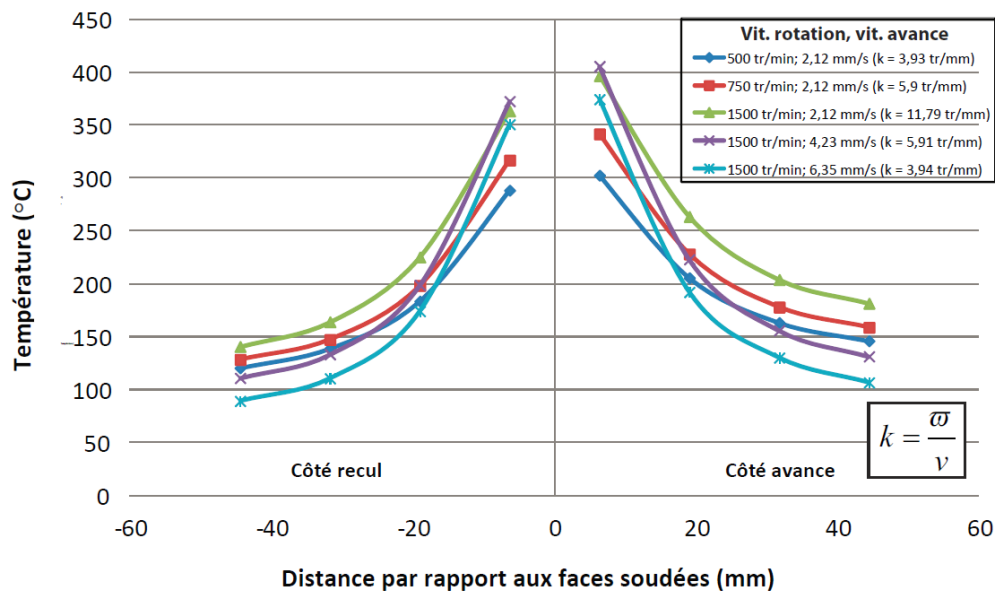


Figure 2.8 - Distribution de température transversale pour différents rapports de vitesse [19]

Cavaliere [31] a présenté la relation à la figure 2.9 entre la température et la force axiale. Pour des soudures de pièces de 4 mm d'épaisseur en alliage 6082, la température semble augmenter de façon parabolique tandis que la force diminue de façon linéaire lorsque le ratio de vitesses augmente.

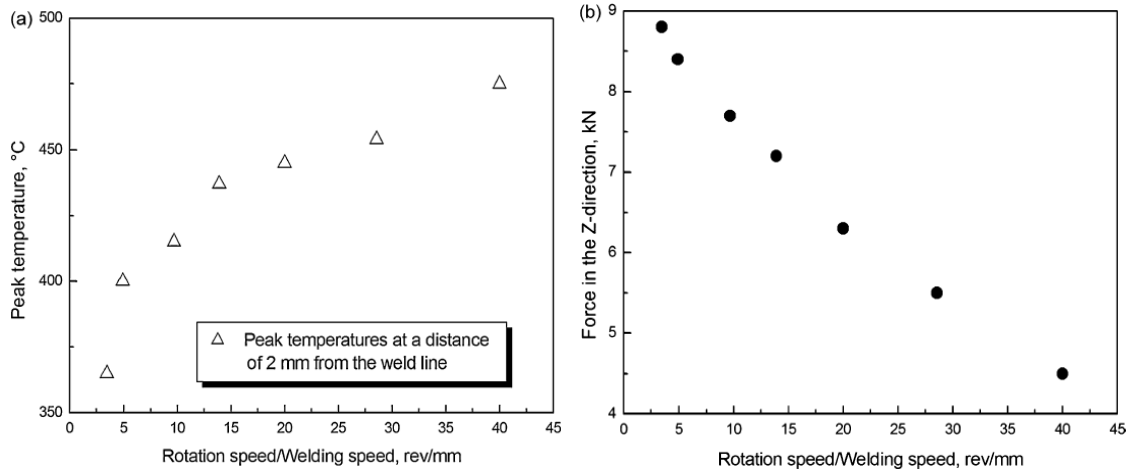


Figure 2.9 - Relation entre le pic de température versus la force axiale [32]

2.3.5. Caractérisation métallurgique

Au passage de l'outil lors de la réalisation d'une soudure, le matériau des pièces subit d'intenses déformations plastiques provoquées par l'outil en rotation. Ce phénomène occasionne la modification de la structure cristalline et le développement d'une texture dans la zone de la soudure. Pour les alliages traitables thermiquement, il s'y produit de plus une dissolution ou un grossissement des précipités dans cette même zone, mais aussi dans les zones entourant l'outil [13]. Ces changements sur la microstructure du matériau se développent en trois zones distinctes du matériel de base. La figure 2.10 distingue les 4 différentes zones d'une macrostructure. Considérant aussi la rotation de l'outil, la soudure asymétrique possède un côté avançant (AS) et un côté reculant (RS).

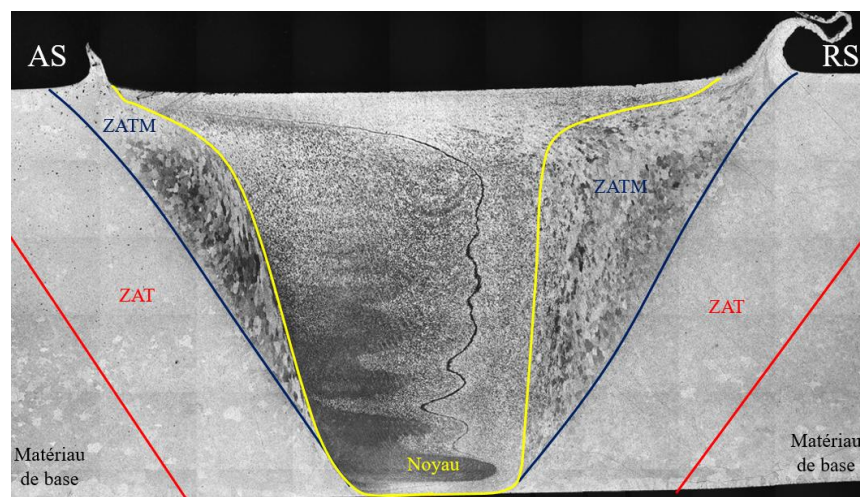


Figure 2.10 - Macrostructure d'une soudure d'alliage 6061-T6 de 9,53 mm

❖ Noyau

Le noyau, la zone malaxée ou la zone dynamiquement recristallisée, subit, au passage de l'outil, d'intenses déformations plastiques à haute température. Le taux élevé de déformation locale produit une accumulation d'énergie qui forme de nouveaux grains plus fins qu'initialement dans une orientation aléatoire. La recristallisation se produit pour diminuer l'énergie des atomes jusqu'à l'équilibre thermique. De plus, la taille des grains diffère selon la location, les profils de température et la dispersion de chaleur dans le noyau [13]. À titre d'exemple, pour le côté avançant, la vitesse de rotation tangentielle de l'outil, dans le même sens que l'avance de l'outil, va à l'encontre de la vitesse d'avance des plaques. La microstructure est plus raffinée et la microdureté est supérieure sur le RS [28].

❖ Zone affectée thermomécaniquement (ZATM)

La zone affectée thermomécaniquement subit des déformations plastiques, une augmentation de température et une réorientation verticale des grains sans toutefois produire une recristallisation des grains. Ce qui est aussi observé dans cette zone dans les alliages traitables thermiquement est une dissolution des précipités qui varie selon le cycle thermique.

❖ Zone affectée thermiquement (ZAT)

La zone affectée thermiquement fait face à une élévation de température ce qui modifie sa structure cristalline en augmentant la taille des grains. C'est la zone la plus affectée par le procédé en termes de résistance. Elle est quand même réduite dans les soudures SFM, en raison des pics de température plus faibles que par d'autres procédés par fusion. Encore ici, l'exposition à des températures élevées a un effet complexe sur la structure des précipités. Ces zones appelées Guinier-Preston (GP zone) sont des précipités de très petites tailles qui obstruent le mouvement des dislocations. Il y a aussi des précipités de type β , β' et β'' présents dans la microstructure de la ZAT pour l'alliage 6061-T6. Dans les alliages traitables thermiquement, ceci cause une diminution de la microdureté. Dans les alliages non traitables thermiquement, cet effet est moins ressenti, tel qu'observé à la figure 2.11. Sur cette figure, A6PW est une soudure de qualité d'alliage 6061-T6 alors que A5PW est dans l'alliage 5083-H321.

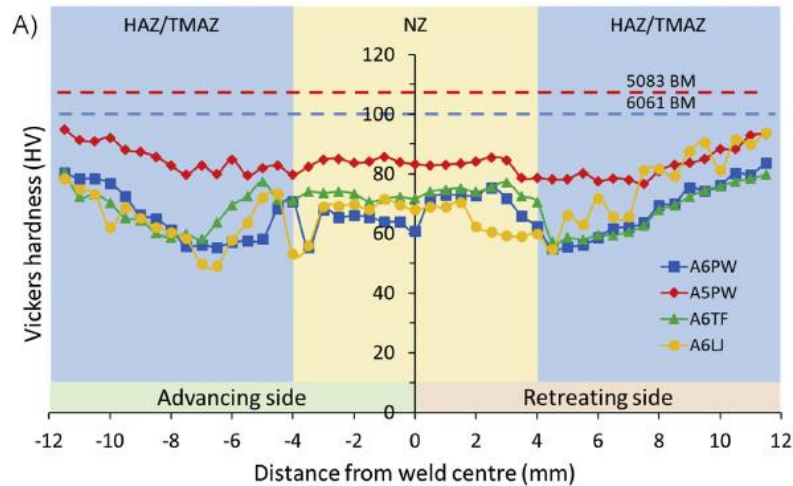


Figure 2.11 - Microdureté mesurée à mi-profondeur des soudures [33]

2.3.6. Défauts de fabrication

L'importance de la compréhension des paramètres de soudage et de leurs effets a une incidence directe sur la qualité de soudure obtenue. Si ceux-ci ne sont pas optimisés selon les besoins d'une soudure quelconque, des défauts pourraient apparaître dans cette dernière. La plupart des défauts sont causés par une chaleur inadéquate, un mauvais écoulement de la matière autour du pion ainsi qu'une mauvaise consolidation de la soudure. Ces indésirables font diminuer la résistance mécanique et la durée de vie en fatigue des soudures, car ils les rendent plus susceptibles à l'initiation et la propagation de fissure que le matériau de base intact [1]. Ils existent deux catégories de défauts : les défauts de surfaces et les défauts sous la surface.

L'apparition de défauts de surface dépend de la force axiale, de la profondeur de pénétration et des caractéristiques de l'outil [34]. Une simple inspection visuelle permet de détecter ces défauts. Parmi ces irrégularités, comptons la sous-épaisseur (*underfill*), les bavures excessives, les sillons et les stries. Une trop forte force axiale, ou une trop importante profondeur de pénétration, génère une augmentation de température trop forte de la matière. Cela provoque une trop grande facilité aux déplacements et une difficulté de retenue par l'outil [35], d'où l'amincissement des pièces et la bavure excessive sur le RS montrée à la figure 2.12. Même un sillon de surface peut être créé dans cette condition.

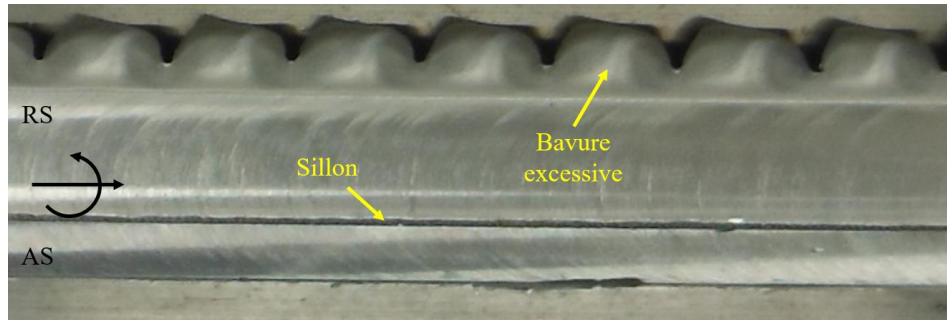


Figure 2.12 - Défauts de surface sur une soudure en 6061-T6

La rotation de l'outil, les déformations et les vibrations mécaniques de l'équipement peuvent en partie expliquer la présence des stries de surface de la figure 2.13, qui sont présentes sur toutes les soudures. Celles-ci sont définies comme étant des discontinuités favorables à l'initiation de fissures en fatigue. Concernant ces stries, quelques observations ont déjà été faites. D'abord, pour une vitesse d'avance constante, la période entre deux stries reste constante [1]. Ensuite, pour une vitesse de rotation constante, la période tend à augmenter lorsque la vitesse d'avance augmente. Ceci améliore quelque peu la résistance en fatigue à cycle élevé [36]. Finalement, l'amplitude des stries diminue lorsque la surface de l'épaulement de l'outil est composée d'une texture en spirale, plutôt que d'une surface lisse.

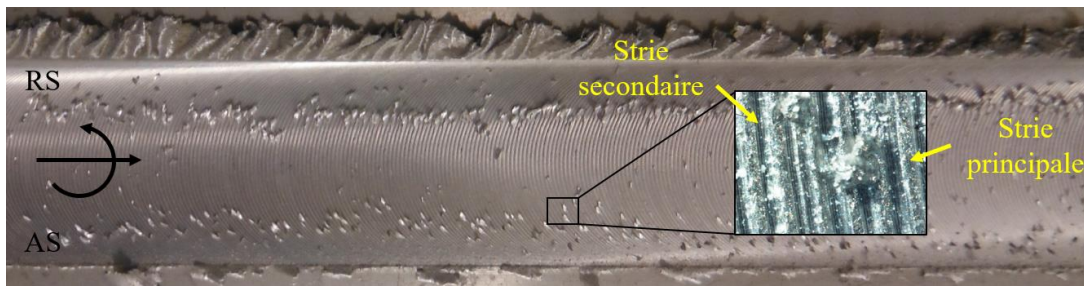


Figure 2.13 - Détails de la rugosité de surface d'une soudure en 6061-T6 [1]

Les stries induisent une concentration de contrainte entraînant une diminution des propriétés en fatigue. La figure 2.14 présente assez bien l'agressivité de certains profils étant des sites de concentrations de contraintes. Une amplitude de strie élevée induit une vie en fatigue moins longue [36, 37]. Pour illustrer ce fait, Farah [38] a comparé les propriétés en fatigue de joints bruts à des joints modifiés mécaniquement en surface dans l'alliage 7075-T6. Des joints brossés permettent de diminuer l'effet de concentration de

contrainte, ce qui améliore de 50% la rugosité de la surface. La contrainte à 10^6 cycles de joints brossés est de 108 MPa alors qu'elle est égale à 92 MPa pour des joints bruts. En ajout, une surface usinée améliore la contrainte à 10^6 cycles d'environ 40%. Selon Lomolino et al. [36], une surface plus lisse permet d'éliminer l'effet de nœuds, effet positif sur la période d'initiation de fissures de fatigue. Comme la rigidité de l'équipement peut avoir un impact sur le fini de surface, les propriétés en fatigue des joints SFM sont alors directement affectées par l'équipement.

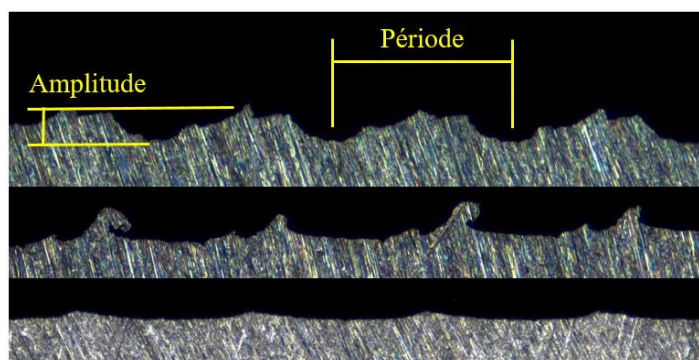


Figure 2.14 - Divers profils de stries

Les défauts fréquemment observés sous la surface sont les vides internes ou trou de ver (WH), le manque de pénétration (MP) et les couches d'oxyde résiduelles (JLR). La présence de ceux-ci dépend essentiellement des paramètres opératoires et du matériau à assembler [21]. L'ensemble de ces défauts peut être observé par une inspection au microscope d'une section métallographique. Des méthodes d'inspections non destructives peuvent aussi être efficaces pour identifier ces défauts, comme une inspection radiographique ou par ultrasons.

Les vides internes, ou trou de ver (WH), sont une conséquence d'un mauvais écoulement et d'une expulsion de matière exprimés par des paramètres non idéals [39]. Un WH à mi-épaisseur se localise généralement du côté AS, en raison des efforts de cisaillement autour de l'outil lors du soudage. Un effort de cisaillement autour du pion insuffisant ne permet pas de transférer la matière du côté AS au RS lors du passage de l'outil, ce qui forme un WH comme à la figure 2.15. Ce défaut affecte particulièrement les propriétés mécaniques, puisqu'il possède deux points d'initiation et de propagation de fissures. Heureusement, il est facilement détectable par moyens d'inspection non

destructifs, comme l'ultrason ou radiographie et difficilement fabricable lorsque le pion de l'outil et les paramètres opératoires sont optimisés [40].

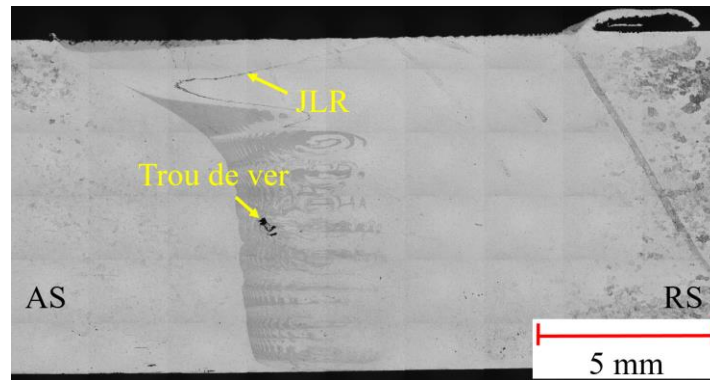


Figure 2.15 - Macrographie d'une soudure en 6061-T6 de 9,5 mm

Le manque de pénétration (MP) se présente sous forme de fissure à la racine de la soudure, comme celles exposées à la figure 2.16. C'est en fait une zone à la racine où les deux pièces ne se sont pas soudées. Ce type de défaut a un effet direct sur la résistance à la traction et en fatigue, puisqu'il est un site de concentration de contrainte propice à l'initiation et à la propagation de fissure.

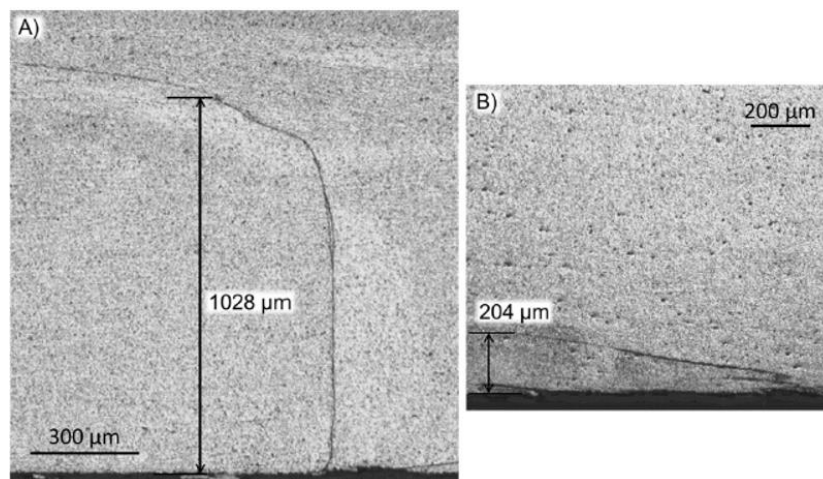


Figure 2.16 - Mesures de défauts à la racine pour a) manque de pénétration b) soudure adéquate [33]

Quelques études observent qu'un MP inférieur à 0,3 mm, comme sur la figure 2.16 b), n'a pas d'effet significatif sur la fatigue [33, 41, 42]. Au-delà de cette longueur, comme à la figure 2.16 a), une rupture prématurée directement à la racine est plus susceptible de subvenir, ce qui réduit considérablement la vie en fatigue. Par exemple, une soudure

adéquate rupture dans la ZAT à presque 8×10^6 cycles alors qu'une soudure avec un MP d'environ 1 mm rupture à la racine à $3,4 \times 10^5$ cycles seulement pour la même étendue de contrainte [33]. À noter que les normes en vigueur (AWS D17.3 et ISO 25239) sont très sévères et n'acceptent aucun manque de pénétration. Un MP est à distinguer de la ligne d'oxyde résiduelle (JLR), qui elle est le résidu des films d'oxydes dans le noyau de la soudure et qui peut être acceptée.

Le MP est un défaut qui ne peut être inspecté à l'œil nu. Il est facile de le détecter en prélevant et en analysant une section de la soudure, mais certains essais non destructifs (END) pourraient permettre de le détecter. Guo [42] a ainsi essayé et commenté cinq différentes techniques sur des soudures ayant un manque de pénétration de près de 1,0 mm chez deux laboratoires d'inspections de soudures. À partir de la surface, ce défaut s'avère être trop profond pour être détecté par des inspections par ultrasons et par radiographie. Avec ces méthodes, ce défaut pourrait être détecté dans une profondeur maximale de 7,5 mm. L'inspection par liquide pénétrant indique assez bien la présence de ce défaut et donne une idée qualitative de la profondeur. La méthode qui donne les meilleures aptitudes de détection est l'inspection par ultrasons multiéléments (*ultrasonic phased array method*) avec un angle d'incidence linéaire à 45° , tel qu'illustré à la figure 2.17. Il permet même d'estimer la taille du manque de pénétration, qui est de 0,8 mm dans le cas de l'étude de Guo. Cependant, un phénomène nommé effet de coin produit une surestimation de cette dimension. Une inspection par courants de Foucault est un excellent complément à l'inspection par ultrasons multiéléments, puisqu'elle est très sensible pour situer des fissures superficielles, sans toutefois pouvoir en estimer la profondeur.

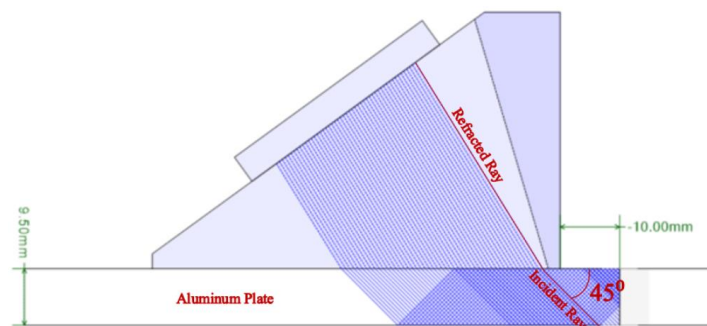


Figure 2.17 - Ultrasons multiéléments avec un angle d'incidence à 45° [42]

Dans un joint en recouvrement, deux problèmes propres à cette configuration peuvent être observés à la figure 2.18. Premièrement, la couche d'oxyde aux interfaces horizontales est plus difficile à percer et à se mélanger [1]. Deuxièmement, une diminution de l'épaisseur effective de la soudure survient lorsque l'écoulement de la matière est ascendant, ce qui dépend de la géométrie du pion, de la présence de filet ainsi que du sens de rotation de l'outil. Ce phénomène porte le nom d'hameçon (*hooking*) [43].



Figure 2.18 - Section transversale d'un joint en recouvrement d'un alliage 2024-T3 [44]

Finalement, des défauts de provenance externe aux paramètres de soudage peuvent être créés. Par exemple, une mauvaise installation ou un bridage insuffisant des pièces à souder peuvent entraîner un décalage axial ou angulaire et/ou un espacement entre la ligne de joint. La figure 2.19 illustre d'ailleurs ce défaut en plus de la distribution de contrainte estimée. La tolérance acceptable de l'épaisseur et des distorsions initiales dans les pièces lors du procédé d'extrusion peut aussi être la cause de ce type de défaut.

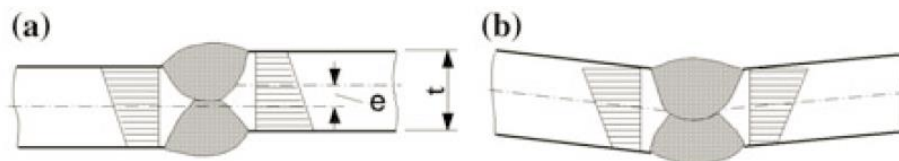


Figure 2.19 - Défaut de décalage a) axial b) angulaire [45]

Peu d'études ont été faites sur des joints SFM en aluminium concernant un défaut de décalage axial ou angulaire. Quand même Fowler et al. [46] ont trouvé, pour des joints SFM en acier DH36, qu'un décalage provoque une contrainte de compression supplémentaire à la racine de la soudure. Lorsque le joint est chargé sous une contrainte

axiale, la vie en fatigue augmente par rapport à un joint aligné. Aussi, Ranjan et al. [47] ont trouvé récemment qu'un défaut de type décalage angulaire de $0,5^\circ$ génère une contrainte additionnelle de ± 38 MPa. Ils présentent, comme les auteurs précédents, qu'une contrainte de compression à la racine augmente la vie en fatigue. Puisque la racine est moins homogène que la surface supérieure, il faudrait plutôt admettre que la racine sera soumise à une tension supplémentaire qui diminuerait la vie en fatigue. Cette dernière approche est plus sécuritaire.

2.4. Caractérisation du fini de surface

La rugosité de surface a un impact sur la résistance en fatigue d'une pièce. Comme expliqué à la section 2.3.6, la surface d'une soudure SFM est constituée d'une rugosité se traduisant par des stries de surface. Ces stries sont des discontinuités propices à l'apparition de fissures de fatigue. Elles induisent un effet de nœud et des sites de concentrations de contrainte diminuant la résistance en fatigue. Des amplitudes de strie plus élevées provoquent une plus faible durée de vie en fatigue [36, 37].

Pour la caractérisation d'un profil de surface en général, il existe deux paramètres de conditions de surface qui affectent la durée de vie en fatigue d'une pièce. Ce sont la rugosité de surface et la géométrie des discontinuités. Ils sont inclus dans l'estimation de la limite d'endurance en utilisant deux facteurs de correction, soit un facteur de correction de surface et un facteur de concentration de contraintes de fatigue K_f .

Pour la rugosité de surface, les caractéristiques suivantes ont été calculées à partir du profil de surface. Ce sont des paramètres décrivant la distribution de la rugosité en termes d'amplitude et de période de la surface. Les figures 2.20 et 2.21 décrivent ces caractéristiques de même que les équations (2.1) à (2.4). Les caractéristiques ici considérées sont la rugosité moyenne arithmétique (R_a), l'amplitude moyenne des stries (R_y), la rugosité en 10 points (R_z) et la période moyenne des stries (T).

$$R_a = \frac{1}{L} \int_0^L |z| dx \approx \frac{1}{N} \left[\sum_{i=1}^N |z_i| \right] \quad (2.1)$$

$$R_y = \frac{1}{N} \left[\sum_{i=1}^N |z_{i \max} - z_{i \min}| \right] \quad (2.2)$$

$$R_z = \frac{1}{5} \left[\sum_{i=1}^5 z_{i \max} + \sum_{j=1}^5 |z_{j \min}| \right] \quad (2.3)$$

$$T = \frac{1}{N} \left[\sum_{i=1}^N |x_{i+1 \min} - x_{i \min}| \right] \quad (2.4)$$

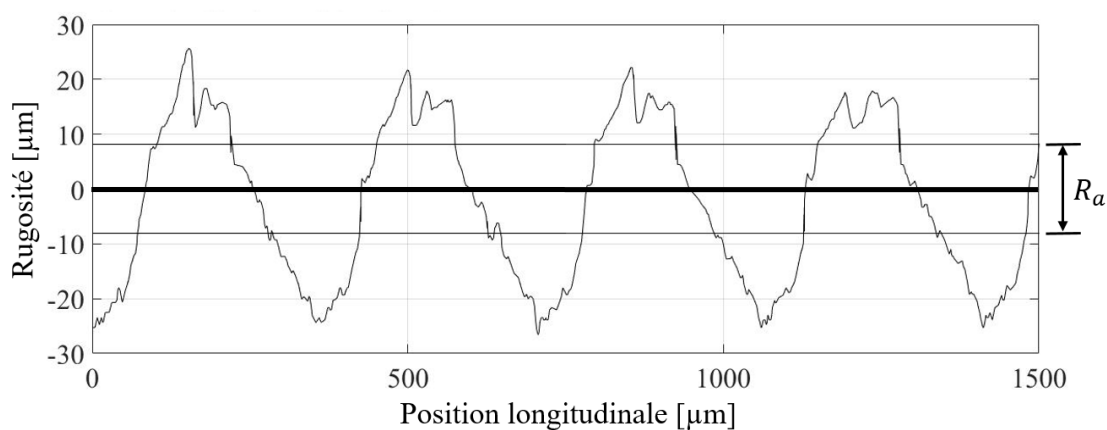


Figure 2.20 - Rugosité moyenne arithmétique sur un profil de surface typique

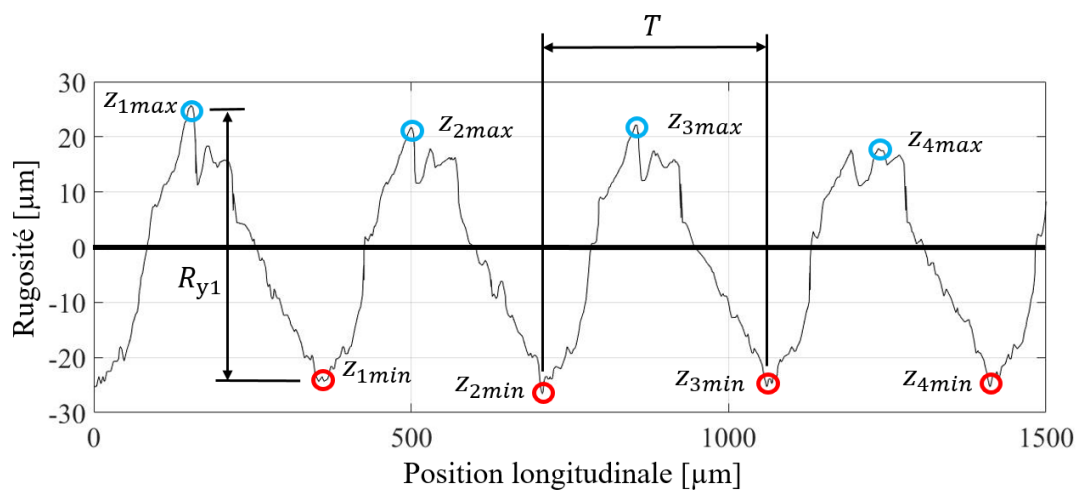


Figure 2.21 - Pics et vallées sur un profil de surface typique

Concernant le facteur de concentration de contrainte de fatigue (FCCF), Neuber [48] a proposé un modèle de calcul à partir des paramètres précédents. Il propose que le FCCF

soit moins important pour une surface constituée de plusieurs nœuds adjacents plutôt qu'une surface constituée d'un unique nœud, ce qui s'applique au profil de surface des soudures. Effectivement, la figure 2.22 b) et c) montrent que les lignes d'écoulement des contraintes sont plus droites sur une plus longue distance lorsqu'il y a une série de nœuds adjacents. Au contraire, pour un unique nœud, la zone de concentration de contrainte est plus restreinte, plus locale, ce qui augmente son degré de chargement.

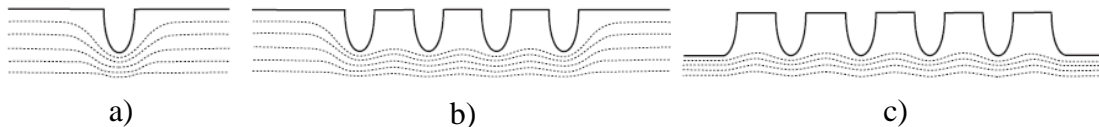


Figure 2.22 - Réseaux d'écoulement des contraintes en considérant l'effet de nœuds [49]

Suivant ce principe, sa relation semi-empirique pour le facteur de concentration K_t de contrainte inspirée des paramètres de rugosité se décrit comme suit :

$$K_t = 1 + n \sqrt{\lambda \frac{R_z}{\rho}} \quad (2.5)$$

où

λ	Rapport entre la période et l'amplitude des stries
ρ	Rayon de courbure d'un nœud
n	État de contrainte selon le cas de chargement

Étant donné qu'en pratique le rapport λ entre la période et l'amplitude des stries ($\lambda = T/(y_{max} - y_{min})$) est difficile à déterminer, l'alternative suivante (équation 2.6) proposée par Arola et Ramulu [50] permet d'évaluer le facteur de concentration de contrainte effectif. La convention de Neuber stipule que l'état de contrainte n est égal à 2 pour un chargement uniforme en traction et est égal à 1 pour un chargement en cisaillement.

$$\bar{K}_t = 1 + n \left(\frac{R_a}{\bar{\rho}} \right) \left(\frac{R_y}{R_z} \right) \quad (2.6)$$

À l'origine, cette alternative était proposée pour des plastiques renforcés de fibres, mais son utilisation a été éprouvée plus tard sur des métaux [51]. C'est une relation simple à calculer et à titre de comparaison entre les rugosités de différentes soudures, elle est bien adaptée. Ainsi, le FCCF effectif \bar{K}_f peut être calculé avec les relations (2.7) et (2.8) suivantes.

$$\bar{K}_f = 1 + q(\bar{K}_t - 1) \quad (2.7)$$

$$q = \frac{1}{(1 + \gamma/\bar{\rho})} \quad (2.8)$$

- où
- q Sensibilité d'un nœud
 - γ Constante du matériau (égale à 0,51 mm pour les alliages d'aluminium [52])
 - $\bar{\rho}$ Rayon de courbure effectif d'un nœud

2.5. Équipement de soudage

Pour fabriquer une soudure par friction malaxage, il faut se doter d'équipements dont une unité de soudage ainsi que d'un outil non consommable. L'unité est constituée d'une structure très rigide, d'un mandrin rotatif et d'un système de maintien des pièces, qui peut être assez imposant. En ajout, tout appareil muni d'un mandrin rotatif et capable d'exercer une force axiale suffisante pourrait être en mesure de réaliser de telles soudures.

Il existe différents modèles d'équipements spécialisés ou non. Chaque modèle possède une rigidité distincte en fonction de leur structure et leur fonctionnement. À titre d'exemple, la structure d'un équipement de type portique a une rigidité estimée à 38 N/ μm alors que celle d'un robot articulé est de l'ordre de 2 N/ μm [7]. Quatre types de machines, illustrées aux figures 2.23 et 2.24 sont aujourd'hui utilisés dans le domaine soit une fraiseuse adaptée, une machine spécialisée SFM, un robot industriel à architecture parallèle (tricept) et un robot industriel polyarticulé.

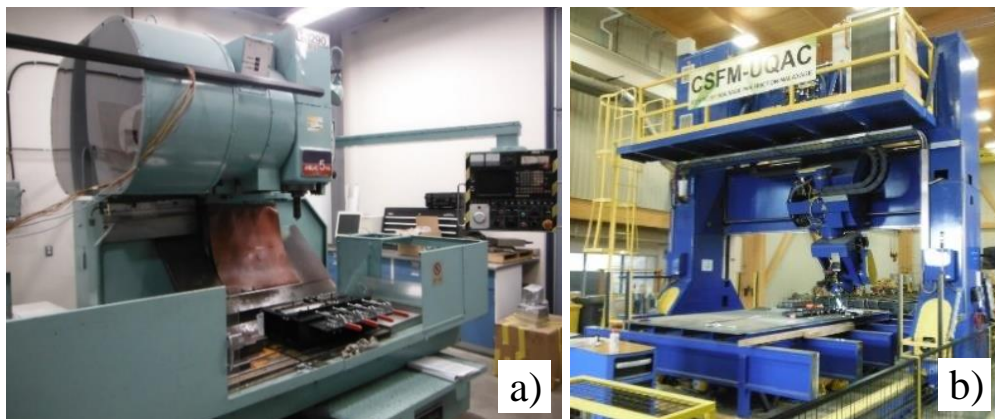


Figure 2.23 - Équipements de soudage par friction malaxage a) Fraiseuse adaptée b) Portique spécialisé

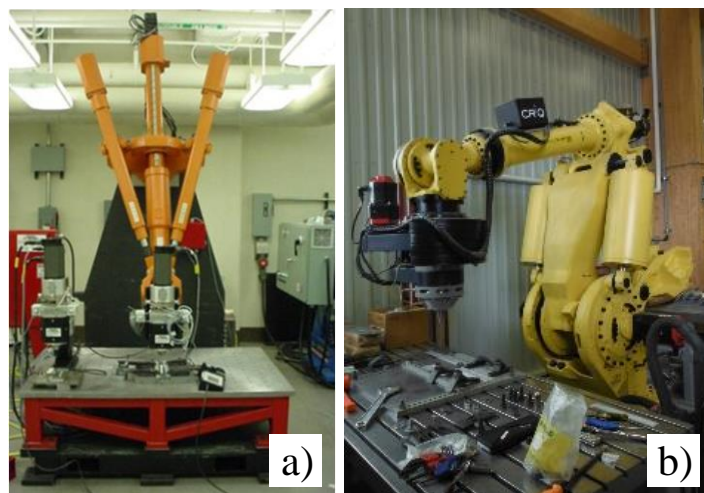


Figure 2.24 - Robot industriel avec cellule SFM a) Tricept [53] b) Polyarticulé

Mendes et al. [53] ainsi que Zimmer [54] ont réalisé une revue assez complète des différentes caractéristiques des équipements et de leurs avantages et inconvénient. Celles-ci sont résumées aux tableaux 2.3 et 2.4.

Tableau 2.3 - Caractéristiques des différents équipements de soudage

Machines	Fraiseuse adaptée	Portique spécialisé	Robot tricept	Robot polyarticulé
Axes	2 à 5	2 à 5	2 à 5	2 à 5
Dimensions	2 à 3	2 à 3	2 à 3	2 à 3
Effort axial	20 kN	90 kN	45 kN	13 à 15 kN
Ossature	Rigide	Rigide	Rigide	Flexible
Précision de soudage	Bonne	Bonne	Bonne	Faible
Épaisseur soudable d'alliages d'aluminium	15 mm max.	Large gamme	Large gamme	5 à 8 mm max.

Tableau 2.4 - Avantages et inconvénients des équipements de soudage

Machines	Avantages	Inconvénients
Fraiseuse adaptée	Machine standard Outil conventionnel	Contrôle de position uniquement Faible productivité
Spécialisé SFM	Large espace de travail Contrôle de force et position	Investissement élevé Accessibilité limitée de l'outil au plan de joint
Robot tricept	Rigidité offrant une excellente précision Contrôle de force et position Bonne productivité	Volume de travail restreint Investissement élevé
Robot polyarticulé	Investissement relativement faible Bonne productivité Forme complexe possiblement soudable Volume de travail vaste	Force applicable restreinte Faible rigidité Déformations élevées durant le soudage Souder idéalement en contrôle de force

Voellner et al. [55] ont fait une étude comparative sur des soudures bout à bout d'une longueur de 270 mm faites avec trois types de machines, soit une fraiseuse modifiée, une machine spécialisée SFM et un robot polyarticulé. Au total, 96 essais sous les mêmes conditions opératoires (paramètres de soudage, système de bridage, etc.) ont été contrôlés et analysés. Des plaques de différentes épaisseurs avec deux alliages d'aluminium, soit 5083 ou soit 6060, ont été soudées. Les paramètres de soudage varient entre 3 à 8 kN pour la force axiale, 1300 à 1800 rpm pour la vitesse de rotation et 300 à 600 mm/min pour la vitesse d'avance. Cette vaste expérimentation leur a permis de conclure que les soudures obtenues sont de même qualité, quelle que soit la machine utilisée. En contrepartie, le robot rencontre des problèmes liés au manque de rigidité. La profondeur de plongée et la position de l'outil par rapport au plan de joint ont dû être corrigées, en raison des déformations du robot face aux efforts impliqués. Il y a aussi un défaut d'orientation de l'outil par rapport au plan du joint possible.

2.6. Fatigue des structures et des joints SFM

2.6.1. Fracture des matériaux

Par expérience, une pièce constituée d'un matériau quelconque sollicitée par un effort de traction ou de compression va se déformer. Au-delà d'un certain seuil de contrainte, la pièce subira une rupture. Le trajet pour atteindre ce point fatal dépend de la loi de comportement du matériau. Un aspect déterminant dans ce trajet est la limite élastique, qui est la contrainte transitoire entre la zone élastique et la zone plastique d'un matériau. En enlevant un effort se trouvant sous cette limite, une pièce déformée reprend ses dimensions initiales ; le matériau est dans la zone élastique. À l'inverse, en enlevant un effort supérieur à la limite élastique, la pièce subira des déformations permanentes et irréversibles avant la rupture ; le matériau est dans la zone plastique. Cette habileté à répondre aux déformations plastiques définit le comportement ductile ou fragile du matériau. La figure 2.25 illustre que des matériaux comme les métaux et les polymères ont un comportement ductile alors que des matériaux tels que les céramiques ou les composites ont un comportement plutôt fragile.

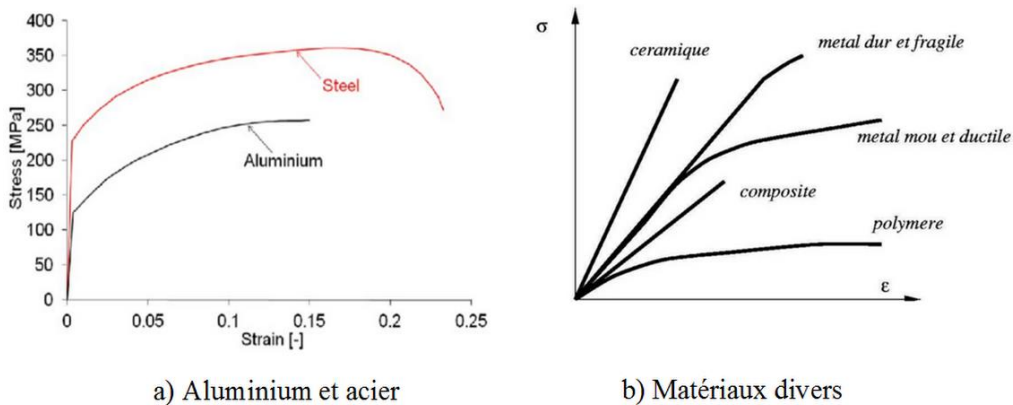


Figure 2.25 - Loi de comportement de quelques matériaux [56, 57]

Un matériau ductile peut subir des déformations plastiques. Des fissures qui se propagent peuvent être visibles au faciès de rupture. Dans un matériau fragile, la propagation des fissures est très rapide et sans déformation grossière. Une rupture fragile survient subitement et peut être désastreuse. L'inspection du faciès de rupture d'une pièce par microscope à balayage électronique (SEM), appelée fractographie, est un aspect important pour connaître la nature de la fracture. Ces faciès peuvent être classés selon deux critères liés soit à leur cinétique, soit à leur observation. La cinétique présentée à la figure 2.26 concerne surtout le type de rupture subit par un échantillon alors que les observations concernent le chemin parcouru jusqu'à la rupture. Elle peut être transgranulaire, soit que la surface de la rupture traverse les grains ou il peut être intergranulaire, soit que celle-ci contourne les frontières des grains.

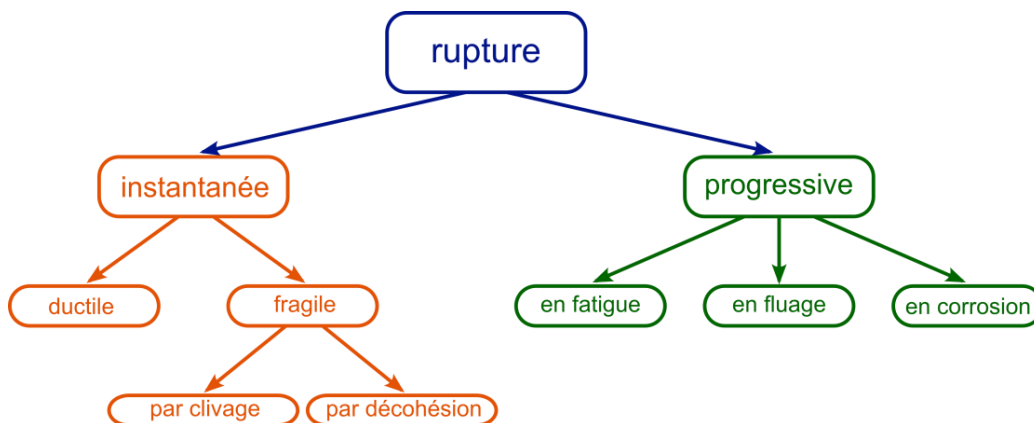


Figure 2.26 - Classement des ruptures selon leur cinétique [58]

Les ruptures instantanées sous forme ductile sont transgranulaires. Au plan macroscopique, elles sont toujours caractérisées par une zone déformée plastiquement, souvent en relief avec une zone de striction dans le cas de sollicitations en traction. Les ruptures fragiles par clivage sont aussi transgranulaires, mais sont dépourvues de déformations plastiques. La surface est plane et brillante. Les ruptures fragiles par décohésion sont plutôt intergranulaires et dépourvues de déformations plastiques. Au plan microscopique, des polyèdres juxtaposés sont visibles et correspondent aux frontières des grains. Dans les trois cas, aucune zone d'amorçage ni de direction de propagation des fissures n'est distinguée. Du côté des ruptures progressives, celles en fatigue sont transgranulaires alors que celles en corrosion sont intergranulaires. En fluage, la rupture peut être transgranulaire ou intergranulaire.

Il existe plusieurs types de défaillance structurale par lesquels un élément pourrait faire face. D'abord, une pièce peut subir des déformations élastiques excessives. Cela peut mener à des déflexions trop importantes, à une instabilité causant un flambement, à la rupture du matériau. Ensuite, une pièce peut subir des déformations plastiques excessives lorsque les contraintes surpassent la limite d'élasticité du matériau. Ces déformations permanentes empêchent une pièce de fonctionner adéquatement. Après, une pièce peut fracturer par rupture fragile, par rupture repoussée ou par rupture en fatigue. La rupture en fatigue sera étudiée plus en détail concernant les joints soudés par friction malaxage.

2.6.2. Phénomène de fatigue

Les éléments soumis à des cas de chargements dynamiques, telles les vibrations ou les charges cycliques, sont plus sensibles au phénomène de fatigue, qui peut être à l'origine d'une rupture prématurée de ceux-ci. Cet aspect est assez critique, puisque, même sur un matériau défini comme étant ductile, une rupture fragile en fatigue survient sans indices après une certaine durée en service. La génération d'une forte contrainte de tension, les fluctuations et le nombre de cycles d'application de celles-ci sont des exemples pouvant provoquer une rupture en fatigue [59]. Plusieurs concepts entrent alors dans ce phénomène.

D'abord, il existe trois types de comportements en fatigue [60], soit la fatigue de longue durée ou olygocyclique (HCF), la fatigue de courte durée (LCF) et la fatigue

thermomécanique (TMF). La HCF inclut un nombre élevé de cycles ($N > 10^5$ cycles) générant des déformations élastiques, des fréquences élevées et de basses amplitudes de contraintes. La LCF inclut un nombre de cycles moins élevé ($N < 10^5$ cycles) générant plutôt des déformations plastiques, des fréquences faibles et des amplitudes de contrainte élevées. Les TMF sont quant à eux causés par des variations significatives de température générant l'expansion ou la contraction d'un élément.

Les premières théories sur la fatigue sont apparues à la fin du XVIIIe siècle. De nombreux chercheurs se sont penchés sur le phénomène. Orowan [61] explique que les déformations subies sous un cycle de chargement constant créent une solidification locale de la matière et rend le matériau plastique, ce qui force l'apparition de fissures. Quant à Wood [62], il voit plutôt l'élément comme étant formé de bandes qui, lorsqu'elles font face à des mouvements de va-et-vient, se déforment en formant soit un nœud (intrusion) ou une strie (extrusion). Ces irrégularités de surface sont propices à l'apparition de fissures de fatigue. Dans un autre ordre d'idées, Paris et al. [63] ont développé une analyse rationnelle de la propagation des fissures en exprimant que le facteur d'intensité de contrainte ΔK est reliée au ratio de propagation des fissures par cycle da/dN , comme à la figure 2.27. Ils parlent ici d'un état limite en fatigue, soient l'initiation et la propagation de microfissure en macrofissure sous l'effet de contraintes répétitives.

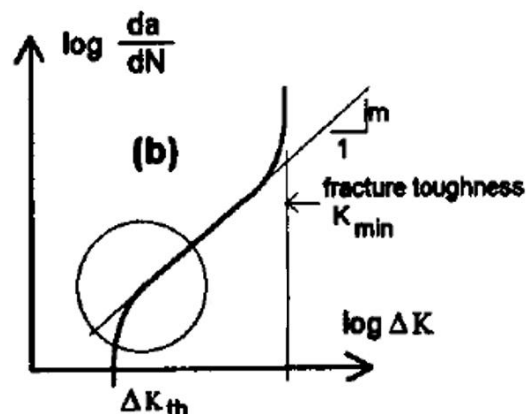


Figure 2.27 - Loi de Paris [64]

Une rupture de fatigue est souvent le résultat d'une lente propagation de fissure dans une zone de concentration de contrainte. Lorsque le facteur d'intensité de contrainte ΔK calculé à l'équation (2.9) est supérieur à un seuil de propagation qui dépend du matériau,

il y a propagation de fissures. L'équation est basée sur un comportement élastique linéaire, où Y est un facteur de correction pour les conditions de rebords et de courbure des fissures et W est un facteur de correction pour les contraintes locales non uniformes. L'étendue des contraintes appliquées $\Delta\sigma$ est calculée à l'équation (2.10).

$$\Delta K = W Y \Delta\sigma \sqrt{\pi a} \quad (2.9)$$

$$\Delta\sigma = \sigma_{max} - \sigma_{min} \quad (2.10)$$

L'équation (2.11) est tirée de valeurs empiriques qui tiennent compte du ratio de propagation da/dN de la loi de Paris, qui est la pente de la courbe de mesures de longueur de fissures. Pour un très petit ratio, la pente devient verticale. Ceci est le seuil de propagation ΔK_{th} . Dans la portion centrale de la courbe de la figure 2.27, la loi de Paris est applicable, avec A et m étant des constantes déterminées par la courbe de régression linéaire. On les retrouve dans les spécifications selon le matériau et le chargement lors de la conception.

$$\frac{da}{dN} = A \Delta K^m \quad (2.11)$$

Lorsque ΔK est supérieur à ΔK_{th} , on peut trouver la vie en fatigue N selon le taux propagation de fissures à partir de l'équation (2.12). Ici, une petite variation entre la longueur finale et initiale a peu d'importance dans la vie en fatigue, tout comme la longueur finale. La longueur initiale a plus d'influence.

$$N = \frac{1}{A} \int_{a_i}^{a_f} \frac{1}{\Delta K^m} da = \frac{1}{\frac{da}{dN}} (a_f - a_i) \quad (2.12)$$

Un autre concept intéressant est la limite d'endurance. Elle est une contrainte sous laquelle un matériau peut résister, en théorie, à un nombre de cycles N infini. Il n'y a aucune amorce de fissure sous le seuil de cette limite [65]. Elle peut être facilement repérable par la zone horizontale S_L de la courbe S-N (A) de la figure 2.28, qui est une représentation graphique du comportement en fatigue. Les matériaux non ferreux tels que l'aluminium, le magnésium ou le cuivre n'ont pas de limite d'endurance à proprement dite, mais plutôt une limite de fatigue associée à un nombre de cycles N . La courbe (B) du graphique diminue

graduellement suivant le nombre de cycles en croissance. Ce contraste entre les métaux ferreux et non ferreux est une conséquence de la loi de comportement et de la structure du matériau. De plus, si un matériau est soumis à des surcharges périodiques, à un environnement corrosif ou à des températures élevées, la limite de fatigue peut ne plus être présente.

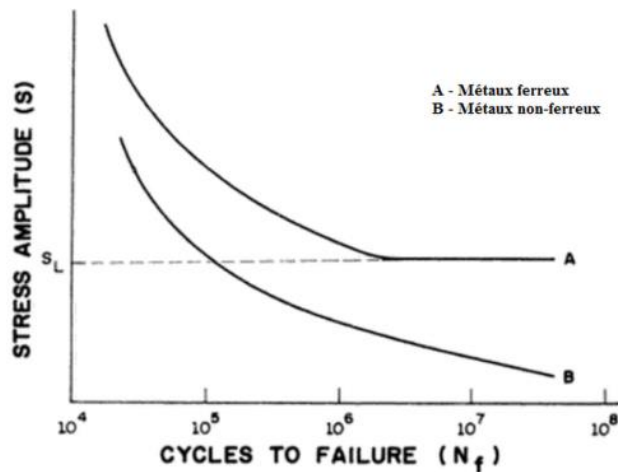


Figure 2.28 - Courbe S-N pour des métaux ferreux et non ferreux [65]

2.6.3. Phases de la vie en fatigue

Il existe quatre phases [59, 66, 67] dépeignant la fatigue dans un élément lors de sa vie utile qui sont :

- ❖ Solidification plastique

La solidification se produit lorsqu'une contrainte induite à un échantillon est supérieure à la limite d'élasticité de ce matériau. La contrainte génère des déformations volumiques jusqu'à ce que la pièce durcisse suffisamment pour soutenir la contrainte.

- ❖ Amorçage des fissures

Cette période dépend de la nature, de l'état d'une pièce et des sites de sollicitations maximums. Le type de matériau, la présence d'irrégularités constructives (trou d'assemblage, rainure, soudures...) ou la présence de défauts internes ou de surface sont des variables influençant le mode d'initiation des fissures. En d'autres termes, les sites

d'amorçage de fissures sont surtout influencés par la présence de défauts et de concentration de contraintes. Par exemple, un trou d'assemblage est un site de concentration de contraintes, de même qu'un trou de ver. Il s'y produit donc un décalage local de rigidité entre le matériau de base, ce qui encourage l'initiation des fissures.

❖ Propagation des fissures

Selon Miller [68], il existe deux seuils de propagation des fissures de fatigue. Il y a premièrement, la condition de fracture mécanique microstructurale (MFM) où les courtes fissures se développent conséquemment de la microstructure à un rythme lent, mais constant. Deuxièmement, la condition de mécanique de rupture linéaire élastique (LEFM), où les fissures sont dépendantes seulement de leur taille et du niveau de contrainte appliqué. La figure 2.29 montre ces seuils en tenant compte de la propagation des fissures avant l'atteinte de la limite d'endurance (point d_1).

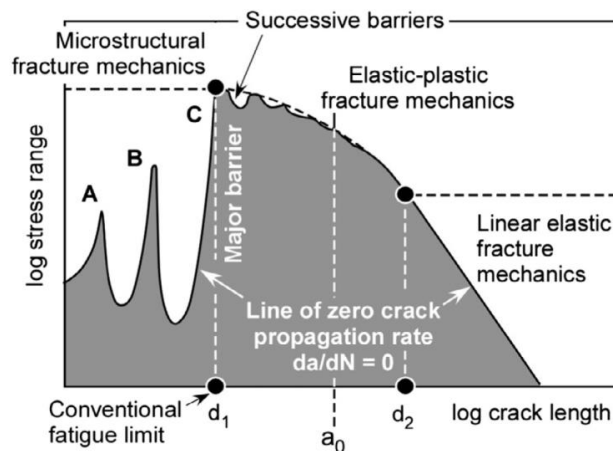


Figure 2.29 - Diagramme de Kitagawa-Takahashi adapté par Miller [66, 68]

La propagation débute, en premier lieu, par l'apparition de courtes fissures locales et discontinues dans la microstructure. Le développement de celles-ci cisaille les barrières microstructurales définies par les grains et les limites de phase. Ces limites peuvent être par exemple une orientation discontinue des grains avec un comportement plastique différent à la pointe de la fissure. Les frontières peuvent être illustrées par les points A, B et C de la figure 2.29. Une contrainte suffisante doit être appliquée afin que la fissure puisse se développer davantage. Par ailleurs, une microfissure peut être interrompue lorsque sa taille est inférieure à celle d'un grain.

En second lieu, lorsque ces mêmes courtes fissures rejoignent un plus important nombre de grains, celles-ci deviennent de plus en plus continues et de moins en moins locales. À ce moment, les fissures dites mécaniquement courtes sont confinées à l'intérieur d'une zone plastique et continuent à se propager. Encore ici, ce type de fissures peut être interrompu pour la même raison, mais à cela s'ajoute l'effet de fermeture des fissures, qui implique un état de contact entre deux surfaces d'une fissure, même sous une tension.

En dernier lieu, ces fissures continuent à se propager pour évoluer en longues fissures. Cette transition se réalise lorsque l'ouverture des fissures a atteint une valeur constante, donc l'effet de fermeture des fissures est terminé. Cet effet est directement lié au facteur d'intensité de contrainte ΔK et au ratio de propagation des fissures de fatigue da/dN , suivant la loi de Paris [63]. Il est causé par plusieurs mécanismes, dont la rugosité, la présence d'oxyde et la zone de plasticité.

❖ Rupture finale

L'étape ultime est la rupture en fatigue. Elle survient lorsque le facteur K atteint son maximum et dépasse la résistance à la rupture du matériau. La propagation des fissures continue toujours, mais devient très rapide.

2.6.4. Caractérisation en fatigue

Avant de débiter des essais de caractérisation en fatigue d'une pièce, il faut établir les paramètres et les conditions du banc d'essai. Les cycles d'application de contraintes peuvent posséder différentes fluctuations. Un essai de fatigue sur une pièce peut s'effectuer sous amplitude constante (CA) ou variable (VA). Les essais sous VA ont des amplitudes de chargement irrégulières et aléatoires. Les essais sous CA ont des amplitudes de chargement de forme sinusoïdale. Ils se scindent en plusieurs types de sollicitation représentés à la figure 2.30. Une sollicitation alternée a des contraintes maximales et minimales de signes opposés. Autrement dit, celle maximale (positive) est en traction et celle minimale (négative) est en compression. Les cycles répétés ou ondulés ont des contraintes maximales et minimales de même signe.

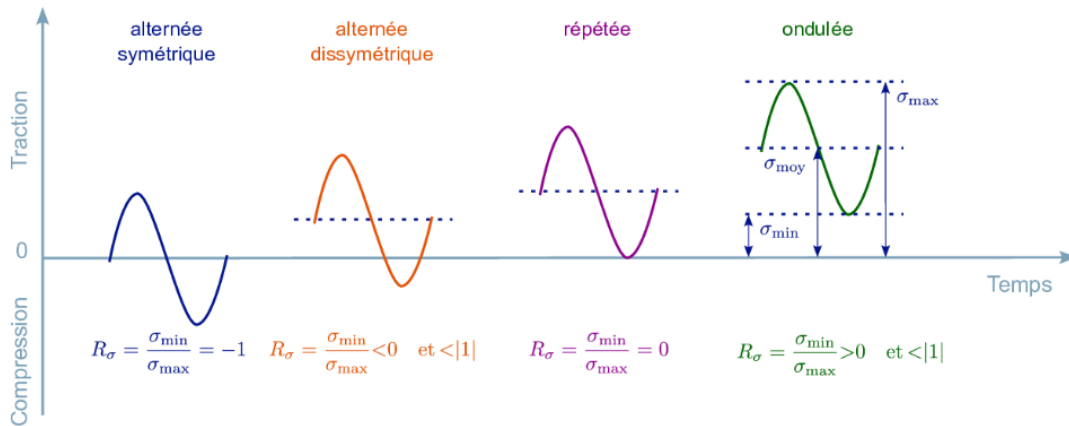


Figure 2.30 - Types de sollicitation en fatigue sous amplitude constante [58]

L'oscillation du cycle de contraintes se définit essentiellement par deux composantes, soit la contrainte moyenne σ_m et l'amplitude de contrainte σ_a . Il existe aussi d'autres paramètres définis aux équations suivantes. Dans l'équation (2.16) du rapport de contrainte, plus le facteur d'intensité de contrainte K augmente, plus la limite d'initiation de fissures diminue [69]. Le rapport de contrainte R permet d'évaluer l'effet de la contrainte moyenne sur la propagation des fissures.

$$\sigma_m = \frac{\sigma_{max} + \sigma_{min}}{2} \quad (2.13)$$

$$\sigma_a = \frac{\sigma_{max} - \sigma_{min}}{2} = \frac{\Delta\sigma}{2} \quad (2.14)$$

$$\Delta\sigma = \sigma_{max} - \sigma_{min} \quad (2.15)$$

$$R = \frac{\sigma_{min}}{\sigma_{max}} = \frac{K_{min}}{K_{max}} \quad (2.16)$$

$$A = \frac{\sigma_a}{\sigma_m} = \frac{1 - R}{1 + R} \quad (2.17)$$

où σ_{max} Contrainte maximale
 σ_{min} Contrainte minimale
 σ_m Contrainte moyenne
 σ_a Amplitude de contrainte
 $\Delta\sigma$ Étendue de contrainte
 R Rapport de contrainte
 A Rapport d'amplitude
 K Facteur d'intensité de contrainte

Pour des essais à VA, voici quelques notions à considérer. L'amplitude variable permet de simuler des conditions de chargement complexe et aléatoire. L'historique d'amplitude est généralement tiré de mesure de déformations en service de pièces ou de structures, soit d'un spectre de chargement. Ceci rend le chargement d'un essai de fatigue plus réaliste. De plus, le principe de dommage cumulatif est introduit. L'effet d'un cycle de charge/déchargement est considéré comme une fraction de la vie d'un spécimen. En cumulant ces événements, la rupture est prédite lorsque la somme atteint 1,0, ou 100%. Ce concept établit un critère de dommage (2.18) linéaire représenté par la loi de Miner à l'équation (2.18) [22, 23].

$$D = \sum_{i=1}^k \frac{n_i}{N_i} \quad (2.18)$$

où k Nombre total de cycles de chargement
 n_i Nombre de cycle appliqué à la contrainte i
 N_i Nombre de cycle à la rupture sous cette contrainte i

La nature simpliste de cette règle fait qu'elle est sujette à certaines critiques. Entre autres, elle ne reconnaît pas la nature statistique de la fatigue et une relation vie-contrainte linéaire représente plus ou moins la réalité. Effectivement, le développement des fissures se fait en fonction de l'amplitude de la contrainte appliquée. À faible amplitude, le dommage se fait sentir dans le cycle d'initiation de fissure alors qu'à amplitude élevée, il se fait sentir dans le cycle de propagation des fissures. Malgré tout, ce modèle demeure le plus utilisé dans l'analyse ou la conception en fatigue, en parallèle avec les courbes S-N des codes de conception.

Après avoir réalisé plusieurs essais de fatigue, une courbe S-N dans une échelle log-log est tracée. La méthode pour un chargement à CA est assez directe. L'étendue de contrainte nominale demeure constante tout au long de l'essai jusqu'à la rupture. Dans le cas d'un chargement à VA, l'historique de chargement est aléatoire. Par exemple, un cycle est associé à une étendue de contrainte particulière. Le spectre de chargement est développé en cumulant les cycles de contrainte qui sont constants. Ceci crée un chargement complexe réduit à de simples chargements cycliques, en utilisant une méthode de comptage de cycle de type "rainflow". Le dommage cumulatif est calculé par la courbe de résistance à chaque

étendue de contrainte et la règle de Miner s'applique à chaque étendue. Cependant, si une étendue de contrainte excède la limite en fatigue, un calcul du dommage par la loi de Palmgren-Miner à l'aide de l'équation (2.19) doit être fait. Indirectement, une étendue de contrainte équivalente ΔS_{eq} est calculée. La pente m est tirée des courbes de fatigue dans les codes de conception. Elle dépend de la configuration de l'assemblage ainsi que du type de chargement.

$$\Delta S_{eq} = \left(\frac{\sum n_i \cdot \Delta S_i^m}{\sum N_i} \right)^{\frac{1}{m}} \quad (2.19)$$

- où ΔS_{eq} Étendue de contrainte équivalente
 ΔS_i Étendue de contrainte à i à partir de l'histogramme de chargement
 n_i Nombre de cycle pour une étendue de contrainte i
 N_i Nombre de cycle à la rupture pour une étendue de contrainte i
 m Pente de la courbe de conception en fatigue

2.6.5. Nature statistique de la fatigue

Malgré l'homogénéité théorique d'une pièce en métal, il peut quand même exister une variation dans les résultats obtenus par ces essais de fatigue. Cela est dû à une possible variabilité des propriétés mécaniques entre les échantillons, à l'effet de taille, à la présence de défauts, au fini de surface et au contrôle des conditions d'essais [52]. Une analyse statistique des données est alors de mise pour évaluer cette propriété. Cela permet de définir une courbe S-N moyenne en plus d'établir des probabilités de défaillance.

Pour générer une courbe de fatigue S-N, plusieurs essais avec une amplitude de contrainte σ_a variable et un rapport de contrainte R doivent être effectués sur des échantillons. L'étendue de contrainte en fonction du nombre de cycles à la rupture est indiquée dans une échelle logarithmique. Avec plusieurs données testées, une tendance linéaire peut être visualisée sur le graphique de la figure 2.31, mais avec une incertitude. Une analyse statistique des données est alors de mise pour évaluer cette propriété. La méthode de régression linéaire recommandée par l'Institut International de la Soudure (IIW) permet de définir une courbe S-N moyenne en plus d'établir des probabilités de

défaillance [45]. L'évaluation sur une distribution gaussienne, ou log-normal, permet de définir une courbe caractéristique de conception, suivant une probabilité de rupture de 5% et un intervalle de confiance de 75%.

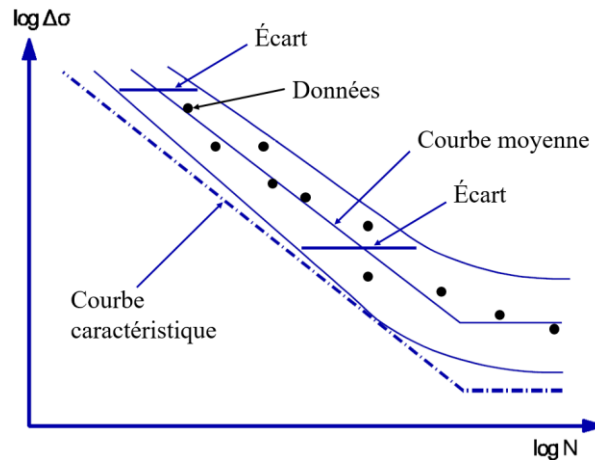


Figure 2.31 - Exemple de l'étendue de l'écart pour des essais de fatigue [45]

Cette méthode permet de tenir compte de plusieurs facteurs statistiques, notamment la variabilité, la distribution de la moyenne et de la variabilité selon un intervalle de confiance, la différence de distribution gaussienne dans la population et la déviation dans la distribution gaussienne par un test de khi-deux (X^2). Les étapes suivantes la définissent :

- Effectuer les essais de fatigue et enregistrer l'étendue de contrainte $\Delta\sigma$ (ou $\Delta\sigma_{eq}$ pour les essais à VA) et le nombre de cycles à la rupture N
- Calculer le $\log(\Delta\sigma)_i$ et le $\log(N)_i$ pour toutes les données
- Par régression linéaire, calculer la pente m dans l'équation (2.20) à partir des log de chaque essai en considérant $\Delta\sigma$ comme la variable indépendante

$$\log(N) = \log(C) - m * \log(\Delta\sigma) \quad (2.20)$$

- Calculer le $\log(C)_i$ pour chaque essai en l'isolant de l'équation (2.20) en fonction de la pente m trouvée en c)
- Calculer la moyenne et l'écart-type de $\log(C)$ avec les équations (2.21) et (2.22)

$$x_m = \frac{\sum \log(C)_i}{n} \quad (2.21)$$

$$stdv = \sqrt{\frac{\sum(x_m - \log(C)_i)^2}{n - 1}} \quad (2.22)$$

où n Nombre total d'essais réalisé

- f) Calculer la valeur caractéristique k avec l'équation (2.23), ce qui permet de proposer une courbe de conception

$$k = \frac{t_{(p,n-1)}}{\sqrt{n}} + \phi_{(\alpha)}^{-1} * \sqrt{\frac{n - 1}{X^2_{(\frac{1+\beta}{2}, n-1)}}} \quad (2.23)$$

où t Loi de Student avec intervalle de confiance de $\beta = 75\%$
 ϕ Fonction selon une distribution gaussienne normale avec une probabilité de survie supérieure à $\alpha = 95\%$
 X^2 Test du khi-deux pour une probabilité de $\frac{1+\beta}{2} = 87,5\%$

2.6.6. Paramètres influençant la vie en fatigue

De nombreux facteurs influencent la durée de vie en service d'une pièce. La limite d'élasticité du matériau, les zones de concentration de contrainte, l'exposition aux intempéries, l'effet de taille et les statistiques sont quelques exemples de ces facteurs. Le fini de surface et les contraintes résiduelles ont aussi un effet sur la vie en fatigue. Voici une courte revue d'autres facteurs significatifs.

❖ Contrainte moyenne σ_m

Ce paramètre est défini lorsqu'un essai de fatigue est exécuté. C'est simplement la moyenne entre la contrainte cyclique maximale et celle minimale induite à un échantillon. Il peut être aussi exprimé par le rapport de contrainte R , présenté plus tôt à l'équation 2.16. La plupart des essais dans la littérature utilisent des cycles constants avec contraintes alternées ($R = -1.0$), ce qui ne se produit pas nécessairement dans une structure. Lorsque le rapport R devient de plus en plus positif, ou plus la contrainte moyenne σ_m augmente, la vie en fatigue diminue de façon drastique. Un rapport positif signifie que les contraintes maximale et minimale sont en traction, donc une microfissure se développera en continu. Un rapport négatif signifie que la pièce est sollicitée en traction et en compression. La vie en fatigue est alors meilleure puisqu'en compression, il n'y a pas de propagation de fissure.

❖ Structure métallurgique

La résistance en fatigue est améliorée avec une taille des grains plus petite pour les métaux non ferreux, ce qui génère un réseau de dislocation plus dense [59]. Aussi, un grand nombre de fibres disposées parallèlement à un effort axial a le même effet. Une disposition perpendiculaire aurait l'effet inverse et réduirait la vie en fatigue [52].

❖ Dureté

Lors de la présence de charge cyclique sur un élément, un phénomène de durcissement ou de ramollissement survient. La vie en fatigue est meilleure pour une dureté plus faible. En effet, le matériau est plus sensible aux déformations plastiques en pointe de fissure dans ces conditions.

La dureté varie aussi en fonction du nombre de cycles. Ye et al. [70] ont analysé ce phénomène de variation de la dureté sous des essais de fatigue à cycles élevés sur des échantillons d'un acier normalisé de type C45. Différentes amplitudes de contraintes ont été testées. À l'aide de la figure 2.32, ils ont conclu que la microdureté des échantillons d'acier subit une légère diminution dans un premier stade, pour augmenter jusqu'à une valeur maximale. Par la suite, elle connaît une réduction asymptotique de cette propriété en augmentant le nombre de cycles. Ce comportement peut différer selon les matériaux.

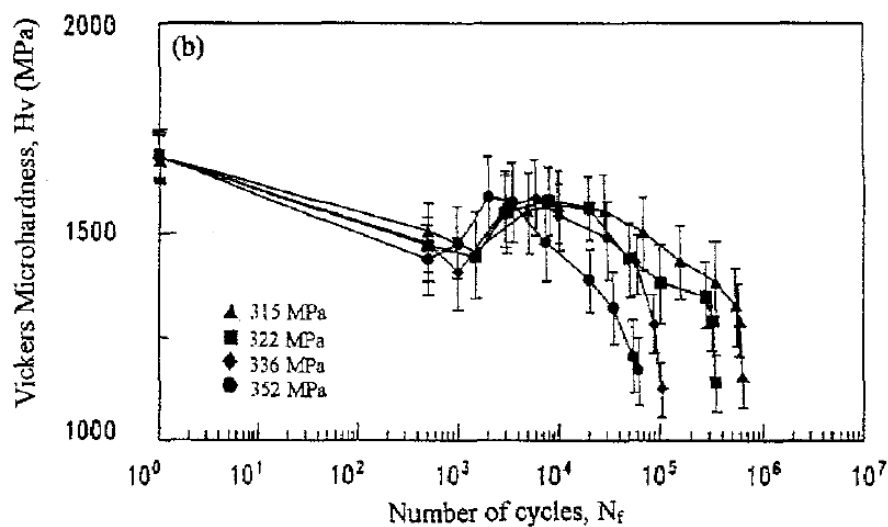


Figure 2.32 - Variation du profil de dureté Vickers de l'acier C45 [70]

2.6.7. Fatigue des soudures par friction malaxage

Les différentes utilisations qui sont données à des assemblages en aluminium nécessitent de les caractériser en fatigue. Effectivement, il y a un fort potentiel d'applications structurales de pièces d'aluminium soudées par SFM qui sont sollicitées par des chargements dynamiques, donc sensibles au phénomène de fatigue. C'est ainsi que plusieurs travaux traitant de la caractérisation en fatigue de ces joints ont été réalisés jusqu'à maintenant. La moitié de ces études utilise des alliages voués à l'aéronautique (séries 2000 et 7000) alors que l'autre moitié utilise des alliages plutôt voués à la fabrication navale, ferroviaire, automobile ou structurale (séries 5000 et 6000) [26]. Elles font l'objet essentiellement des effets des paramètres opératoires, des défauts, du fini de surface, des contraintes résiduelles et de la microstructure sur la fatigue des joints SFM.

À titre de comparaison de procédés, Haagensen et al. [71] ont réalisé des essais de fatigue sur des plaques de 5 mm soudés bout à bout en alliage 6082-T4 par procédé SFM et par soudage à l'électrode fusible sous protection gazeuse avec courant pulsé (MIG). Dans les deux cas de soudures, ils ont observé une diminution de la contrainte ultime, mais moins importante pour le procédé SFM que pour le MIG. Pour les soudures MIG, ils ont finalement observé une grande variabilité locale de la géométrie de la soudure en comparaison avec les soudures SFM, ce qui explique les données plus dispersées à la figure 2.33. Les performances à la fatigue de celles-ci sont d'ailleurs inférieures à $\pm 50\%$. Les deux types de soudures subissent quand même une diminution des propriétés en fatigue vis-à-vis le matériau de base. Des conclusions semblables ont aussi été obtenues par d'autres auteurs [72-74].

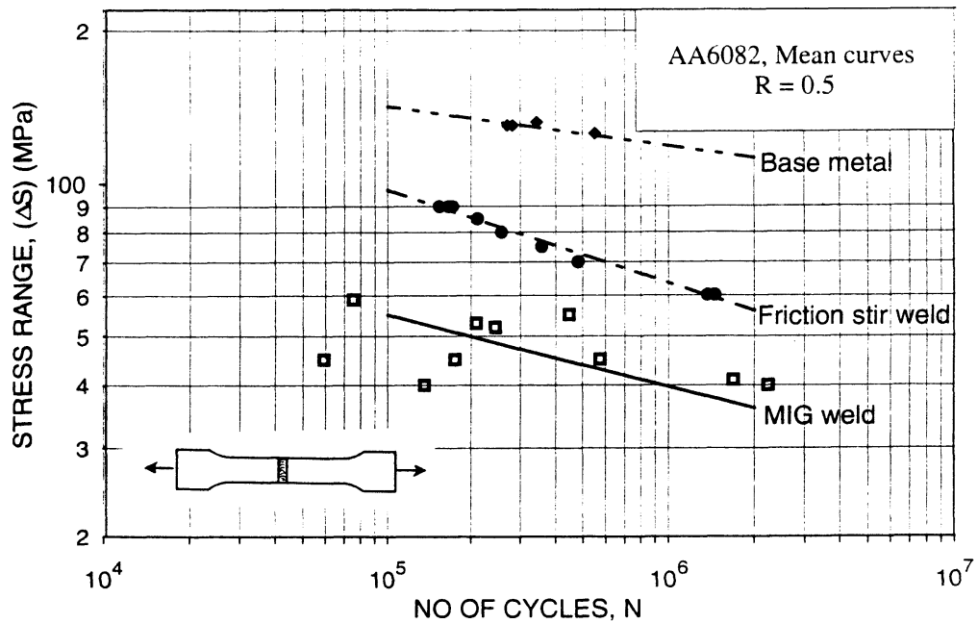


Figure 2.33 - Données des essais et courbes S-N moyennes pour les différents procédés [71]

L'effet des vitesses de rotation et d'avance et de l'inclinaison de l'outil de soudage est plutôt complexe au niveau de la fatigue et une constance dans les données disponibles n'a pas pu être établie. Certains auteurs [13, 36] montrent que l'augmentation de la vitesse d'avance de l'outil génère une légère augmentation de la résistance à la fatigue à haut cycle. Cavaliere et al. [31, 32] avancent que dans les alliages traitables thermiquement, une chaleur trop importante génère un survieillissement qui provoque la dissolution des précipités et des grains grossiers. Ils observent aussi une forte diminution de la vie en fatigue lorsque la force axiale est soit trop élevée (bavure excessive), soit trop faible (déchirure du matériel). Pour un ratio de diamètre de l'outil sur la longueur du pion de $\sim 2,0$, la limite de fatigue diminue en augmentant la vitesse de rotation. Dans le noyau, la propagation des fissures de fatigue est semblable au matériau de base, malgré la présence de grains plus fins. Par ailleurs, pour l'alliage 6082 et une vitesse de rotation constante de 1600 rpm, la figure 2.34 montre que la microstructure du noyau est plus fine et uniforme lorsque la vitesse d'avance augmente. Ils ont aussi tiré comme conclusion que le comportement en fatigue de soudures bout à bout est directement relié à la microstructure, en admettant qu'il n'y ait aucune porosité ni concentration de contrainte.

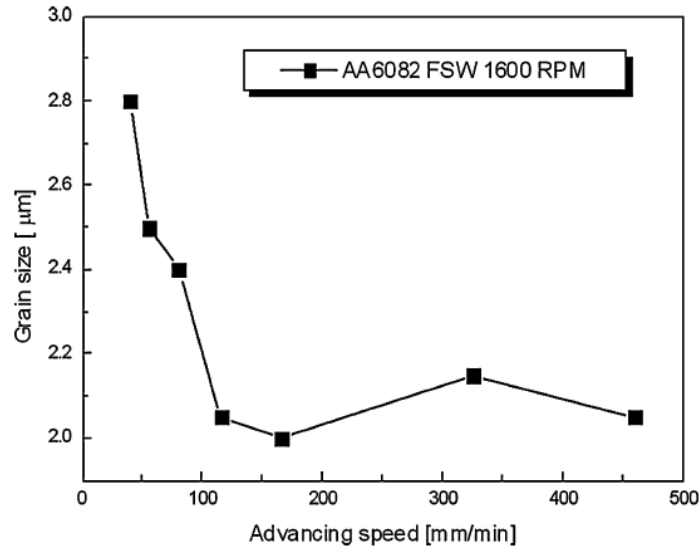


Figure 2.34 - Mesures de la taille des grains en fonction de la vitesse d'avance [31]

Besel et al. [75] montrent aussi qu'il n'y a pas de relation logique entre la vitesse d'avance et les sites d'initiation de fissures critiques. Pour une vitesse plus lente, elles s'initient dans le ZATM, où la structure est assez hétérogène, alors que pour des vitesses plus rapides, l'initiation des fissures se réalise dans le noyau. La propagation des fissures n'est pas influencée par la microstructure si elle se développe autour de la ligne de joint des plaques. Elle n'est pas non plus sensible à la dureté locale, à l'exception de la rupture finale qui dévie généralement vers l'endroit où la dureté est la plus faible.

Il est forcément important de tenir compte de la présence d'un défaut pour caractériser un joint en fatigue. Effectivement, les joints SFM peuvent être constitués de sites de concentrations de contrainte, comme les stries de surface et les bavures. Ils peuvent aussi être composés, si les paramètres opératoires ne sont pas optimaux, de défauts sous la surface, comme une inclusion, un trou de ver, un manque de pénétration ou la présence d'une couche d'oxyde résiduelle (JLR) [38]. Tous ces défauts peuvent être des sites propices à l'amorçage et à la propagation des fissures de fatigue. Zhou et al. [76] ont montré à l'aide de la figure 2.35 que la présence d'une JLR due à une mauvaise liaison réduit considérablement la résistance en fatigue. Ce type de défaut régit surtout le mode de propagation des fissures. En général, ce type de défaut a un effet d'entailles plus significatif sur la fatigue d'endurance que sur la fatigue oligocyclique. Combinée avec un manque de pénétration, une fissure en fatigue s'initierait à la racine et se propagerait dans la JLR.

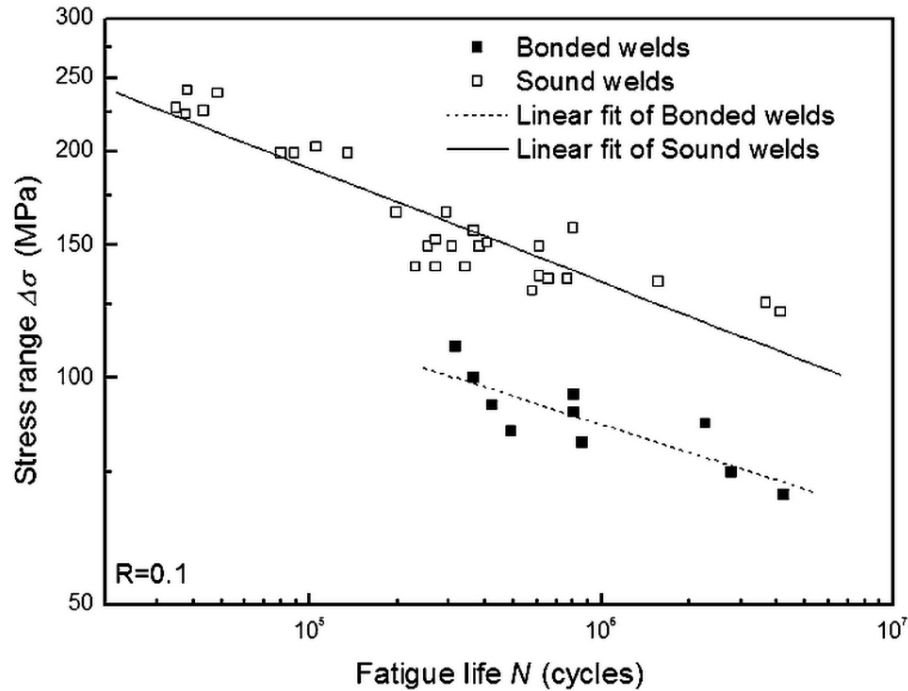


Figure 2.35 - Courbes S-N de soudures en AA5083 de 8 mm avec et sans JLR [76]

Dickerson et Prydatek [41] ont étudié le comportement en fatigue pour des soudures SFM avec ou sans défauts à la racine. Ils suggèrent que les défauts à la racine d'une profondeur inférieure à 0,35 mm ne causent pas de diminution des propriétés mécaniques en comparaison avec les soudures exemptes de défauts. En parallèle, d'autres auteurs [42, 77] ont tiré la même conclusion. Toutefois, il faut garder en tête que la présence d'un manque de pénétration à partir d'une certaine profondeur a des effets négatifs sur l'initiation des fissures et cela réduit considérablement la résistance en fatigue. Cette réduction peut même être de l'ordre de 90% [26, 41, 78].

Pour positionner les soudures SFM dans un cadre normatif et de contrôle, Dickerson et Przydatek [41] ont aussi produit une comparaison entre les courbes S-N de conception de l'Eurocode 9 (EC9) [79] pour les soudures transversales par procédé de fusion avec les courbes S-N d'essai de fatigue de soudures SFM des alliages d'aluminium 2024-T3, 5083-H321 et 6082-T6. Ils ont présenté à la figure 2.36 que les résultats de fatigue pour les échantillons avec défauts à la racine surpassent les courbes de conception de soudures par fusion à pénétration partielle ou complète. Ils recommandent alors d'adapter à la hausse une catégorie de courbes S-N pour la conception en fatigue des soudures SFM.

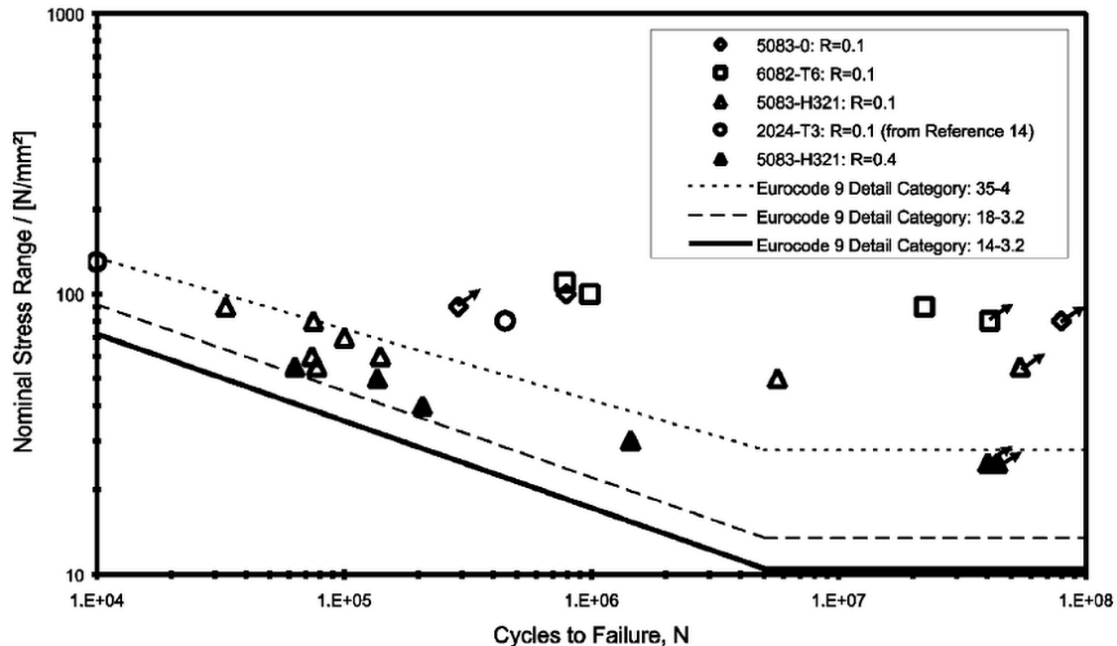


Figure 2.36 - Résultats d'essais de fatigue de soudures avec défauts à la racine [41]

Maggiolini et al. [80] ont fait une étude statistique de la fatigue de soudures SFM en alliages d'aluminium à partir d'une revue exhaustive de la littérature. Ils ont comparé les courbes obtenues selon leur méthode statistique des résultats en fatigue aux courbes de conception des soudures conventionnelles de l'EC9. La figure 2.37 présente ces comparaisons, où ils traitent des alliages de la série 5000 et des alliages des séries 2000 et 6000 vieillissés naturellement et artificiellement. Les courbes de couleurs rouges sont celles de l'EC9. Dans le cas de l'alliage 5000 et des autres vieillissés naturellement, les performances en fatigue sont supérieures à celles proposées pour l'EC9 pour la classe du matériau de base autre que la série 7000. Pour la condition d'alliages vieillissés artificiellement, leur courbe est en dessous de celle du matériau de base, mais est tout de même supérieure à celle proposée par l'EC9 pour un joint bout à bout. Qui plus est, l'effet du rapport de contrainte R sur la vie en fatigue est ici illustré. Pour un rapport alterné ($R = -1,0$) la vie en fatigue est plus élevée que pour un rapport ondulé ($R = 0,1$).

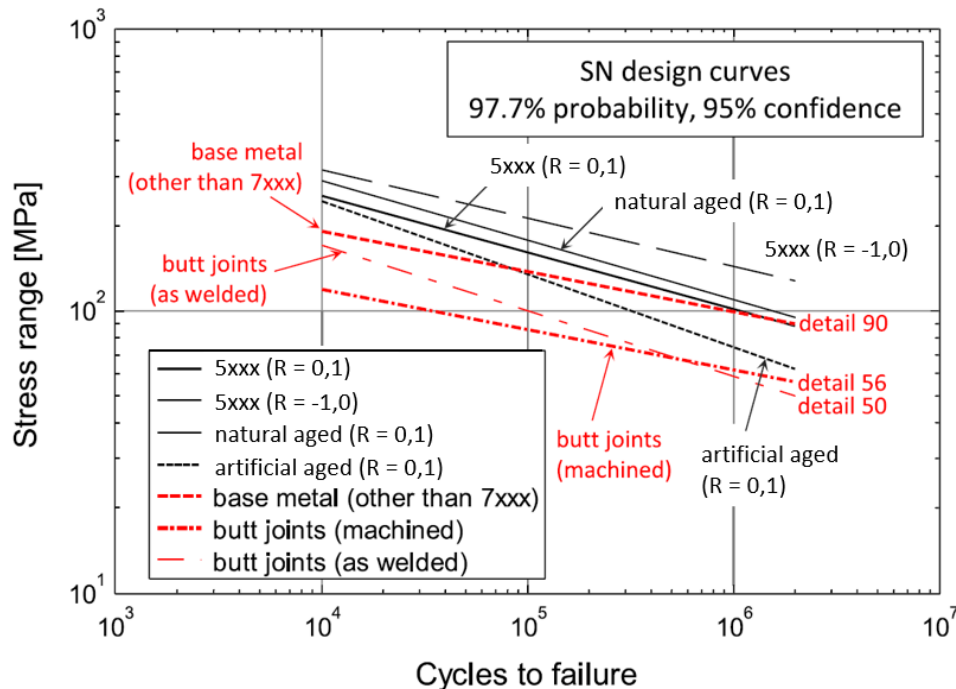


Figure 2.37 - Comparaison des courbes S-N calculées aux courbes de conception de l'EC9 [80]

Ericsson et al. ont procédé à de nombreux essais de fatigue sur des soudures SFM en alliage d'aluminium 6082 selon des configurations bout à bout et en recouvrement [43, 81]. Dans une étude des joints en recouvrement, ils ont remarqué, sur la figure 2.38, des performances en fatigue des joints en recouvrement considérablement plus faibles que les joints bout à bout, de l'ordre de 38%, ce qui n'est pas surprenant. Leurs performances sont même inférieures aux soudures bout à bout constituées d'un manque de pénétration. Ils ont de plus comparé différents outils de soudage et ont conclu que l'outil 2, qui est formé d'un épaulement de 18 mm de diamètre avec un pion concave à trois flûtes de type Triflute™, offre les meilleures propriétés en fatigue. En fait, un épaulement plus large offre une surface de contact plus vaste et un bout concave du pion permet un meilleur flux de matière, donc une dispersion plus efficace des couches d'oxyde.

Pour améliorer les performances en fatigue dans les joints en recouvrement, il faut créer une soudure plus large pour diminuer l'effet de la flexion locale, en plus de diminuer l'hameçon, ce qui est obtenu avec un épaulement plus large. Gariépy et al. ont simulé par ÉF les facteurs de concentration de contrainte locale à l'interface de l'outil pour expliquer ces performances en fatigue [82].

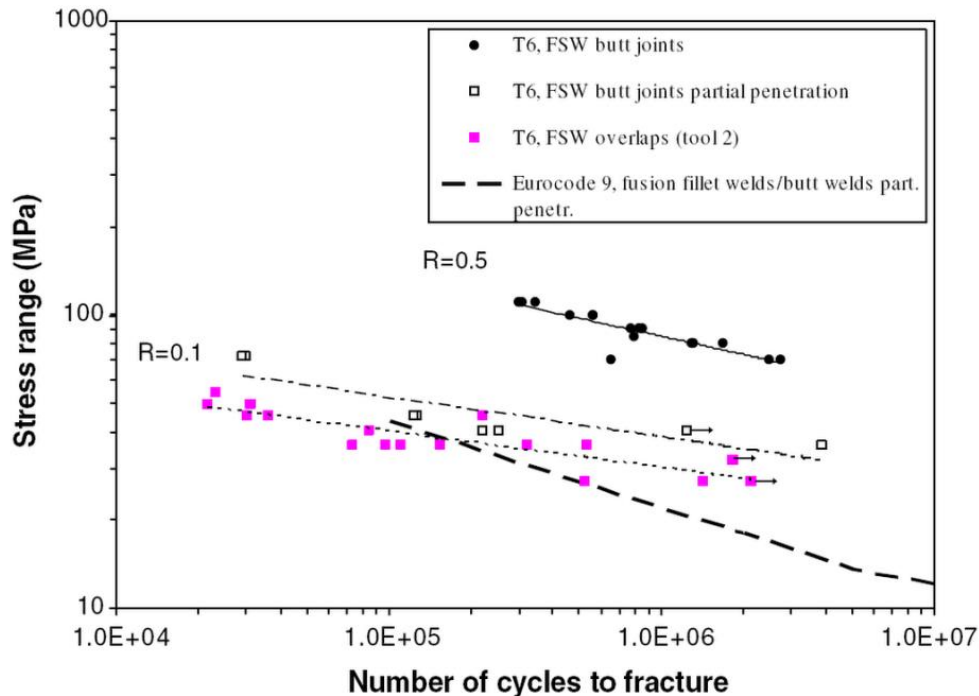


Figure 2.38 - Courbes S-N d'alliages d'aluminium 6082 selon différentes configurations [43, 81]

Dans un autre ordre d'idées, il se produit lors du soudage ce qui s'appelle l'effet de soulèvement. Réellement, la force appliquée sur l'outil et sur les plaques engendre un soulèvement de l'interface, ou comme sur la figure 2.18, un amincissement de l'épaisseur effective des plaques, du côté reculant du pion. Cela crée un effet de nœuds assez tranchant qui devient beaucoup plus significatif si la profondeur de pénétration du pion est augmentée. Ceci a un impact négatif sur les propriétés mécaniques des joints, puisqu'il s'y réalise une diminution de l'épaisseur effective de ceux-ci en plus de créer un site propice à l'initiation de fissures de fatigue.

2.7. Code et normes

Un certain manque de connaissances est à combler au niveau de l'utilisation de l'aluminium en structure. En particulier au niveau du soudage FSW de l'aluminium, où aucune spécification concernant les performances minimales en fatigue n'existe pour des applications en structure. La norme ISO 25239 *Soudage par friction malaxage – aluminium* et la norme AWS D1.2 *Structural welding code - Aluminum* donnent des informations basiques sur le contrôle qualité et la préqualification des joints FSW. La norme canadienne CAN/CSA W59.2 sur les constructions soudées en aluminium tente d'adopter de telles

notions. La norme AWS D17.3/D17.3M *Specification for Friction Stir Welding of Aluminum Alloys for Aerospace Applications* propose des exigences sur les soudures FSW dans le domaine de l'aérospatial. Elle comprend entre autres la conception en fatigue et la tolérance vis-à-vis certains défauts de fabrication. L'article de Pietras et Weglowski [83] est une excellente référence pour les normes de qualification et pour le contrôle qualité des soudures SFM (AWS et ISO). Ensuite, les normes suivantes présentent des tolérances concernant les défauts ainsi que des courbes de conception en fatigue pour les soudures en aluminium par procédés en fusion sous de multiples configurations :

- BS 8118-1:1991: 'Structural Use of Aluminum – Part 1 Code of Practice for Design'. British Standard Institution (BSI), London, 1991 ;
- ECCS: 'European Recommendations for Aluminum Alloy Structures, Fatigue Design', European Convention for Constructional Steelwork, Document No. 68, 1992 ;
- Canadian Standards Association CAN/CSA S6-F14-17 : Code canadien sur le calcul des ponts routiers – Ouvrages en aluminium, 2014 ;
- The Aluminum Association: 'Specifications for Aluminum Structures', Washington DC, 2015 ;
- IIW: 'Fatigue Design of Welded Joints and Components', Abington Publishing, 1996 ;
- Eurocode 9 : Calcul des Structures en Alliages d'Aluminium : Partie 2 : Structures Sensibles à la Fatigue, CEN Bruxelles, 1998.

Dans ce présent mémoire n'y sont présentés que les défauts qui s'appliquent à cette recherche (décalage axial des pièces et vide interne). De plus, seulement les courbes de conception en fatigue qui ont été utilisées à titre de comparatif y sont présentées. Se référer au besoin au mémoire de maîtrise de Guo [42] où elle dresse une liste assez complète des tolérances des défauts dans les soudures ainsi que des spécifications pour la conception en fatigue de joints soudés pour des pièces d'acier et d'aluminium des normes listées ci-haut.

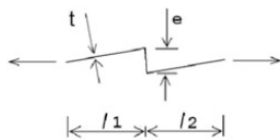
2.7.1. Tolérances des défauts

Les soudures en général peuvent être constituées de défauts si les moyens de fabrication ne sont pas adéquats et/ou que les paramètres de soudage ne sont pas optimisés. Ainsi, toute soudure est inspectée par des moyens non destructifs, ce qui permet de détecter la présence de ces imperfections. Toutefois, les normes peuvent tolérer dans une certaine mesure ces imperfections si elles sont détectées. De telles règles n'existent pas encore pour les soudures FSW de pièces structurales en aluminium, mais elles peuvent exister pour des soudures conventionnelles par procédés de fusion.

L'IIW dresse plusieurs catégories d'imperfections :

- imperfection de forme ;
- discontinuité volumétrique ;
- discontinuité planaire ;
- caniveau ou sous-épaisseur.



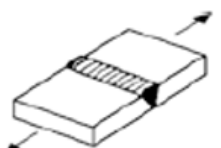
Les imperfections de forme comprennent un décalage axial et angulaire des pièces. Ce décalage engendre une augmentation locale de la distribution de contrainte due à un moment de flexion secondaire pour un chargement axial seulement. Un facteur d'amplification de contrainte permet d'évaluer à la baisse la résistance en fatigue d'un échantillon contenant un quelconque décalage d'une pièce par rapport à l'autre. Celui-ci est calculé par soit une analyse des contraintes, soit l'équation (2.24) pour un décalage axial entre deux plaques. Ce facteur d'amplification est directement inclus dans le tableau 2.5 de classification, spécialement pour les soudures bout à bout. Les calculs sont faits en considérant un décalage axial inférieur à 10% de l'épaisseur des plaques, générant une amplification de 15% ou 30% de la contrainte nominale pour une soudure bout à bout.



$$k_m = 1 + \lambda \frac{e l_1}{t(l_1 + l_2)} \quad (2.24)$$

où λ Dépend des conditions de retenue ($\lambda = 6$ pour un joint non encastré)

Tableau 2.5 - Détails de conception en fatigue selon la configuration de la soudure [45]

No.	Détail structural	Description	FAT Acier	FAT Alu	Exigences et remarques
200	Soudures bout à bout avec chargement perpendiculaire				
214		Joint bout à bout soudé sur une plaque de base temporaire avec fissure à la racine	80	28	Plaque de base enlevée, racine inspectée visuellement Décalage <10% de l'épaisseur des plaques
215		Joint bout à bout soudé sur une plaque de base permanente	71	25	Décalage <10% de l'épaisseur des plaques
216		Joint bout à bout soudé d'un côté sans plaque de base avec pénétration complète Racine inspectée par moyens non destructifs (END) avec inspection visuelle END sans inspection visuelle Aucune END	71 63 36	28 20 12	Décalage <10% de l'épaisseur des plaques

Si l'effet du décalage est plus important que spécifié au tableau 2.5, un facteur d'amplification de contrainte effectif doit plutôt être calculé avec l'équation (2.25). Les facteurs déjà couverts dans les classes FAT sont présentés quant à eux au tableau 2.6. La valeur présentée dans le tableau est l'étendue de contrainte admissible à 2×10^6 cycles. Ceux-ci sont inclus dans les courbes de résistance en fatigue présentées à la section 2.7.2.

$$k_{m\ eff} = \frac{k_{m\ calculé}}{k_{m\ couvert\ dans\ la\ classe\ FAT}} \quad (2.25)$$

Tableau 2.6 - Facteur d'amplification de contrainte en raison d'un décalage des pièces [45]

Type d'approche	Contrainte nominale	Point critique, nœud effectif et mécanique de rupture	
Type de joint soudé	k_m couvert dans les classes FAT	k_m couvert dans les classes FAT	Valeur par défaut de k_m à considérer dans la contrainte
Joint bout à bout soudé en atelier	1,15	1,05	1,10*
Autre joint bout à bout	1,30	1,05	1,25*
Joint cruciforme	1,45	1,05	1,40*
Soudures d'angle sur une seule surface	1,25	1,05	1,20**
Soudures d'angle sur les deux surfaces	1,25	1,05	1,10***

* Sans dépasser $1 + 2,5 \frac{e_{max}}{t}$, où e_{max} est le décalage tolérable et t est l'épaisseur de la pièce chargée

** Sans dépasser $1 + 0,2 \frac{t_{ref}}{t}$, où t_{ref} est l'épaisseur de référence de la courbe en fatigue

*** Sans dépasser $1 + 0,1 \frac{t_{ref}}{t}$, où t_{ref} est l'épaisseur de référence de la courbe en fatigue

Une discontinuité volumétrique comprend les inclusions et la porosité, qui forme des sites significatifs d'initiation de fissure de fatigue. Dans une soudure par fusion, un défaut de type trou de ver est considéré comme une inclusion de laitier, qui est un résidu de flux fondu continu. Or, un trou de ver est différent dans le SFM, puisque la matière n'entre pas dans l'état de fusion. Le trou de ver se définit comme une large porosité. Une inclusion dans le SFM peut être un morceau d'oxyde lorsque des pièces anodisées ou corrodées sont soudées, ou un morceau de l'outil. Le tableau 2.7 présente les tolérances vis-à-vis ces défauts volumétriques, où la longueur d'inclusion et le pourcentage de l'aire de porosité détecté sont les paramètres d'évaluation. Comme un trou de ver est une porosité continue sur une bonne partie de la soudure, la classe FAT15 ou moins devrait être appliquée pour la conception en fatigue de ce type de soudure.

Tableau 2.7 - Degré de tolérance envers les inclusions et la porosité dans les soudures d'aluminium [45]

Classe de courbe FAT	Longueur maximale de l'inclusion [mm]**	Limite de porosité [% aire]* **
	Tel-que-soudé	
40 et plus	1,5	0 +
36	2,5	3
32	4	3
28	10	5
25	35	5
15 et moins	Aucune limite	5

* L'aire de la radiographie est la longueur de la soudure affectée par une porosité multipliée par la largeur de la soudure

** Le diamètre d'une inclusion ou la largeur d'une inclusion est inférieur à ¼ de l'épaisseur des pièces ou 6 mm

+ Porosité local de moins de 1,5 mm permise

Une discontinuité planaire est une imperfection de type fissure, tel un manque de pénétration. Qui plus est, un défaut volumétrique interne détecté par inspection non destructive peut être considéré comme tel lorsqu'il y a un doute sur sa nature ou lorsqu'une combinaison d'inclusion et de porosité est détectée. Ici, le facteur d'intensité de contrainte ΔK doit être calculé selon l'équation 2.9 pour évaluer la propagation de fissure. Pour des défauts sous la surface, la forme est représentée par une ellipse, telle qu'à la figure 2.39. La valeur du paramètre a est la demi-distance de la hauteur de l'ellipse.

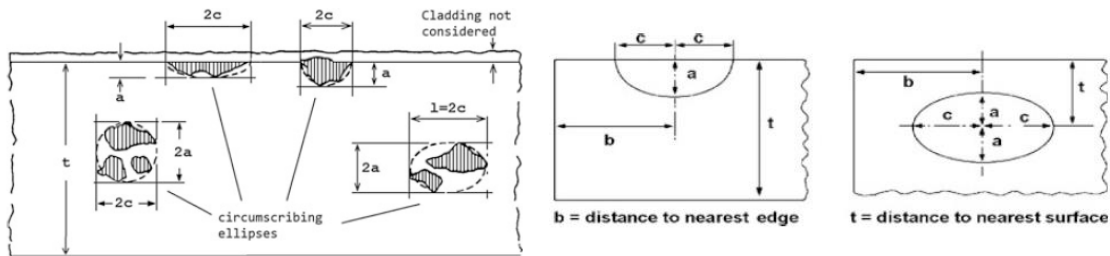


Figure 2.39 - Représentation et évaluation d'une discontinuité [45]

La norme AWS D17.3/D17.3M [84] donne d'autres critères d'acceptation de défauts dans les soudures, mais cette fois pour le soudage par friction malaxage. Cette norme est destinée aux industries aéronautique, ferroviaire ou automobile. Elle pourrait servir de base en génie civil pour l'acceptabilité des défauts, mais elle semble très restrictive. Elle définit trois classes (A, B et C) de soudures en ordre de sévérité en fonction de l'utilisation d'une soudure et du risque en cas de défaillance. La classe A est une soudure principale de la structure pouvant causer des pertes de vies humaines en cas de défaillance. La classe B est une soudure moins importante qui en cas de défaillance, aurait un impact sur la fonction de la structure, sans compromettre la sécurité immédiate. La classe C est plutôt pour des éléments accessoires. Un tablier de pont en aluminium devrait avoir des soudures de classe A ou B. Le tableau 2.8 présente d'ailleurs quelques-unes de ces tolérances.

Tableau 2.8 - Tolérances des défauts de la norme AWS D17.3/D17.3M [84]

Défaut	Classe A	Classe B	Classe C
Manque de pénétration	Aucun MP accepté	Aucun MP accepté	Aucun MP accepté
Cavité interne ou en surface	Aucune cavité acceptée	Aucune cavité acceptée	Rejeter seulement les cavités en surface
Décalage axial	1,05 fois la tolérance de l'épaisseur des pièces	1,05 fois la tolérance de l'épaisseur des pièces	Aucune limite
Sous-épaisseur (<i>underfill</i>)*	5% de l'épaisseur des pièces	7,5% de l'épaisseur des pièces	10% de l'épaisseur des pièces

* Profondeur maximale sur toute la longueur de la soudure

Toutefois, il a été constaté que cette classification est difficile à appliquer, surtout par rapport aux critères de décalage et de sous-épaisseur, dans un cas comme un tablier de pont composé d'extrusions assemblées par de longues soudures SFM linéaires. Ces extrusions ont une tolérance géométrique à la fabrication assez permissive en Amérique du Nord à des fins de rentabilité de production. Une tolérance géométrique très précise à l'extrusion est difficile à atteindre, et peu d'extrudeurs veulent, ou peuvent, répondre à une

telle demande. Cette tolérance rend difficile de respecter les critères de décalage et de sous-épaisseur après le soudage. Les deux pièces à assembler peuvent avoir des distorsions qui, lorsqu'elles s'additionnent, ne passeraient pas ces critères dès le départ.

À titre d'exemple, pour une plaque de 9,5 mm d'épaisseur t et d'une largeur w de 200 mm, la tolérance D pour la platitude acceptable est de $0,006 \cdot w$, soit $\pm 1,2$ mm, selon les critères de l'*Aluminum extruders council* [85] (entre 8,3 mm et 10,7 mm acceptable). Lors du soudage, un décalage axial extrême peut atteindre 2,4 mm, soit une classe C selon ce critère pour la norme AWS. Or, le critère de sous-épaisseur restreint à 10% de l'épaisseur pour une classe C (1,6 mm), ce qui est hors classe. Ceci est aussi difficile à respecter pour les feuilles minces.

La norme ISO 25239 [86] fournit des limites de tolérance par rapport aux défauts de soudage. Elle ne permet aucun manque de pénétration comme la norme AWS D17.3. Elle accepte 20% de l'épaisseur jusqu'à une valeur maximale de 2 mm pour le critère de décalage axial, et une sous-épaisseur de 10% de l'épaisseur jusqu'à une valeur maximale de 0,5 mm. L'ISO est plus permissive au niveau du décalage axial, mais la même discussion que la norme AWS s'applique pour le critère de sous-épaisseur. Quant aux cavités internes, elles peuvent atteindre une longueur de 5% de l'épaisseur jusqu'à une valeur maximale de 0,5 mm. Une cavité interne de type trou de ver n'est pas permise par cette norme, vue la nature constante du défaut sur une majeure partie de la longueur d'une soudure.

2.7.2. Normes de conception en fatigue

Plusieurs codes et normes proposent des courbes de conception en fatigue de pièces d'aluminium soudées par procédé de fusion. Les deux codes qui servent de références dans ce mémoire sont celles de l'*Aluminum design manual* (ADM) et celles de l'*International institute of welding* (IIW). Chacune des normes citées précédemment est quand même expliquée, commentée et comparée en détail par Guo [42].

Pour l'ADM à la figure 2.40, deux courbes de conception servent de base. Six catégories sont présentées dans ce guide de conception. Les plus pertinentes sont la courbe ADM Cat. A ainsi que la courbe ADM Cat. B. La Cat. A est appliquée pour le matériau

aluminium de base (BM) soumis à un chargement axial ou en flexion alors que la Cat. B est appliquée aux éléments en aluminium soudés par fusion dans une configuration bout à bout avec pénétration complète soumis à un chargement axial perpendiculaire à la soudure. La limite de fatigue dans un chargement à amplitude constante (CAFL) est à 5×10^6 cycles. Toutefois, ces courbes de conception ne donnent aucune spécification concernant la pente de la limite de fatigue à 5×10^6 cycles pour un chargement à amplitude variable. Ainsi, étendre la courbe avec la même pente au-delà de la CAFL est l'approche sécuritaire adoptée dans l'ADM.

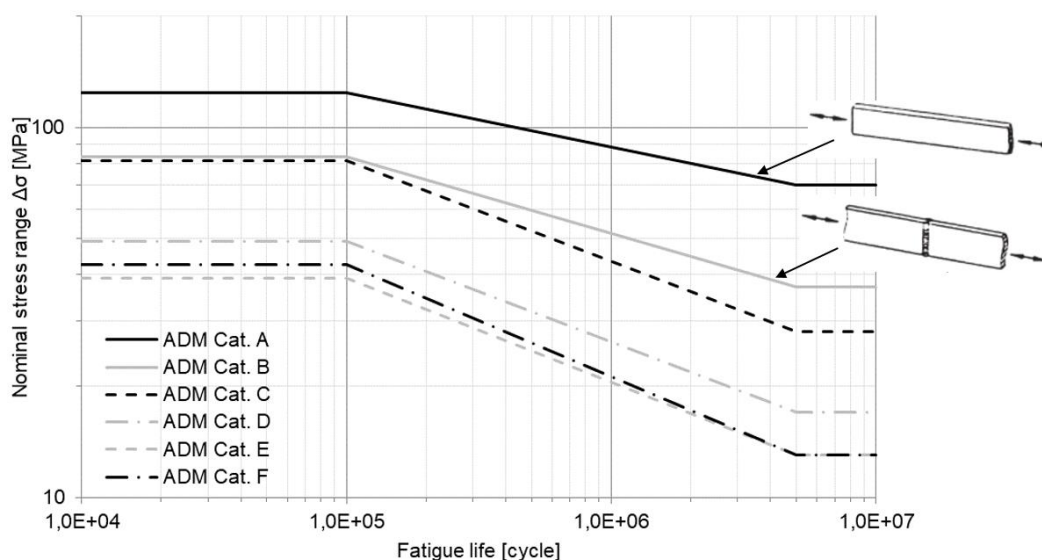


Figure 2.40 - Courbes de conception en fatigue de soudures par fusion de l'ADM [87]

Pour les courbes de l'IIW, les classes de fatigue (FAT) se définissent selon une étendue de contrainte à 2×10^6 cycles. Par exemple, la courbe FAT25 s'applique à la catégorie de soudure 215 du tableau 2.5, qui est un joint en aluminium soudé sur une plaque de base permanente (joint en recouvrement) chargé en traction perpendiculaire. L'étendue de contrainte à 2×10^6 cycles est alors de 25 MPa. Pour un chargement à amplitude constante avec une contrainte normale, les courbes S-N pour plusieurs classes sont illustrées à la figure 2.41. La pente des courbes de résistance en fatigue est égale à 3,0, sauf pour la FAT71 qui est de 5,0. À partir du point pivot à 10^7 cycles, la pente s'adoucit à 22.

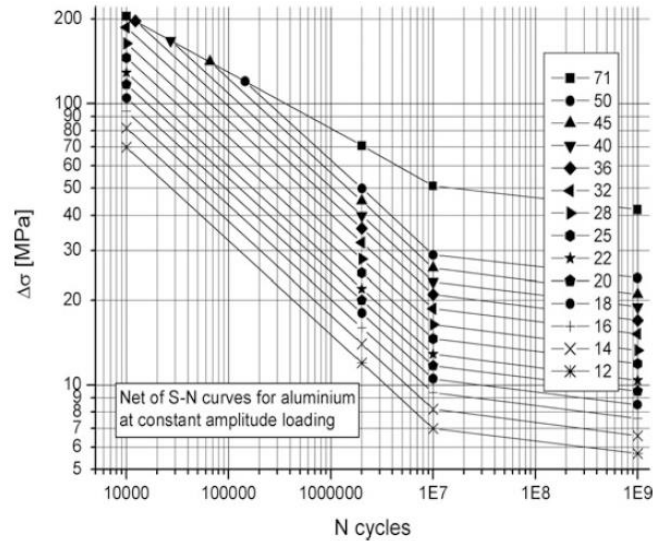


Figure 2.41 - Courbes de résistance en fatigue pour l'aluminium recommandées par l'IIW [45]

Selon l'IIW, la pente des classes peut être modifiée en fonction du rapport de contrainte ou de l'épaisseur des plaques. Dans un chargement à amplitude variable, les courbes de résistance en fatigue sont modifiées selon un facteur de sécurité appliqué à la sommation de Miner. Les courbes de la figure 2.42 couvrent aussi l'éventuelle présence d'un décalage axial ou angulaire inférieur à 10% de l'épaisseur des pièces qui cause une contrainte de flexion supplémentaire. Les courbes demeurent les mêmes avant le point pivot à 10^7 cycles. Toutefois, au-delà de cette valeur, la pente est réajustée à 5,0 pour toutes les courbes, sauf la classe FAT71, qui est à 9,0.

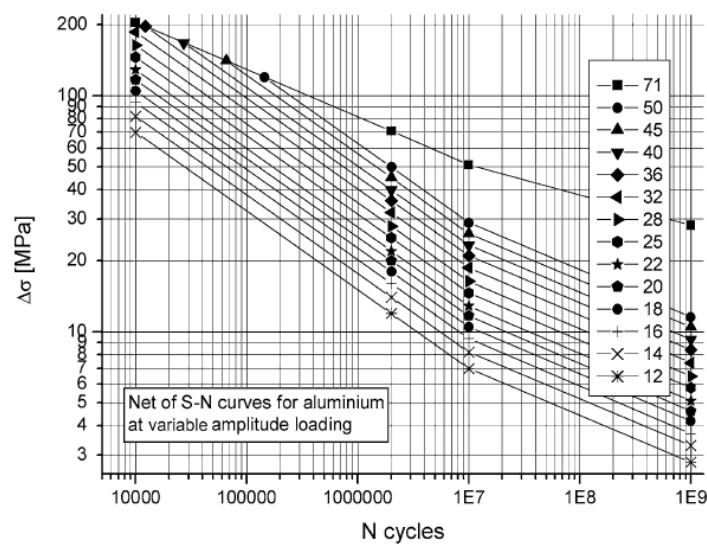


Figure 2.42 - Courbes de résistance en fatigue modifiée pour l'aluminium [45]

La courbe FAT62 ($m = 7,0$) présentée à la figure 2.43 est pour sa part tirée d'une proposition faite par Miranda et al. [88] ainsi que Jaccard et al. [89]. Ces derniers ont proposé une pente de conception spécifique aux pièces d'aluminium soudées à l'arc soumises à un chargement axial. Avec une approche statistique et des essais de fatigue tirés de la littérature, Miranda et al. ont proposé une courbe plus appropriée pour des pièces d'aluminium soudées par friction malaxage, qui est plus permissive. Celle-ci est mise en valeur par la flèche dans la figure 2.43.

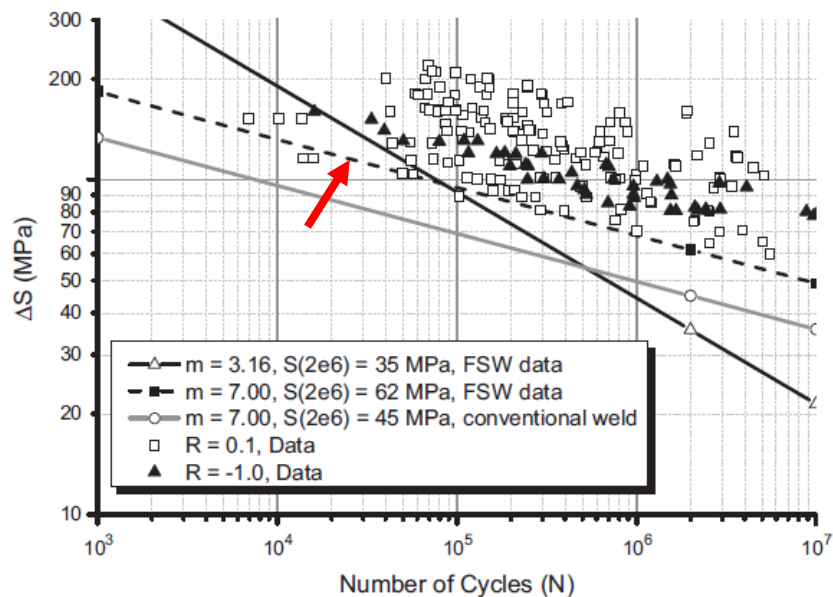


Figure 2.43 - Proposition pour la courbe FAT62 à partir d'une revue d'essais de fatigue [88]

Toutefois, de telles courbes sont inexistantes pour les soudures SFM de l'aluminium pour des applications structurales. Utiliser les courbes existantes pour les soudures par fusion est une approche trop sécuritaire, étant donné le meilleur rendement du procédé SFM. Pour pallier à ce manque, Guo et al. [33, 42] proposent des outils mieux adaptés. Ils ont observé qu'un joint SFM optimisé de configuration bout à bout est au-dessus des courbes de conception ADM Cat. B et FAT62 ($m = 7,0$). La courbe S-N de cette même configuration avec un défaut de type MP est juste en dessous de l'ADM Cat. B. De plus, dans une configuration en recouvrement, la courbe de conception ADM Cat. D peut permettre d'estimer la vie en fatigue.

Chapitre 3

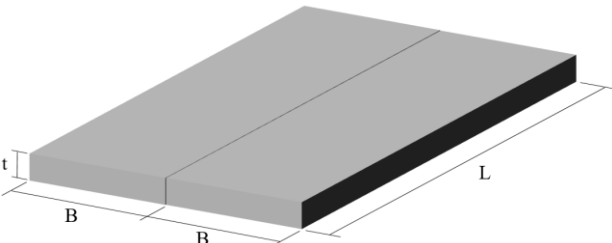
MÉTHODOLOGIE

3.1. Matériel et détails des soudures

Deux alliages ont été sélectionnés pour l'étude, soit l'alliage 6061-T6 et l'alliage 1375-50. Le premier est un alliage à durcissement structural alors que le second a plutôt des applications de conduction thermique et de conductivité électrique. Il est utilisé par exemple dans la fabrication de jeu de barres (busbar) qui agit comme conducteur d'électricité dans les usines. Il y a un intérêt économique à souder l'alliage 1375-50. En effet, la productivité des soudures pourrait être accrue considérablement si l'assemblage des barres se faisait par SFM plutôt qu'à la main par le procédé MIG. Or, cet alliage n'est aucunement documenté dans le domaine, donc une étude paramétrique visant à définir les paramètres de fabrication optimums est en plus réalisée. Quand même, quelques études, qui ont servi de référence, ont été menées sur d'autres alliages de la série 1000. Les tableaux 2.1 et 2.2 présentent la composition chimique et certaines propriétés de ces alliages.

Pour l'alliage 6061-T6, des barres extrudées ont été utilisées comme matériel de base. Pour l'alliage 1375-50, les pièces ont été obtenues à partir de blocs d'aluminium découpés à la scie pour ensuite être usinés aux dimensions désirées en utilisant une fraiseuse. Le tableau 3.1 présente les dimensions des pièces à souder, la forme 1 étant destinée à l'étude comparative des équipements et la forme 2 à l'étude en fatigue. Cette dernière est plus grosse pour permettre la fabrication des échantillons en forme d'os des essais de fatigue. Toutes les soudures sont de configuration bout à bout. Avant le soudage, les faces soudées ont été préalablement nettoyées à l'acétone pour enlever toutes impuretés.

Tableau 3.1 - Dimensions des pièces à souder

	B [mm]	L [mm]	t [mm]	Schéma
Forme 1	100	300	6,35	
Forme 2	200	480	9,53	

Pour l'étude en fatigue, les quatre conditions de joints de la figure 3.1 sont étudiées, soit une soudure de qualité optimisée (PW) qui agit comme référence, un décalage axial des pièces du côté avançant (MAS), un décalage axial des pièces du côté reculant (MRS) et un défaut sous la surface de type vide interne, ou trou de ver (WH).

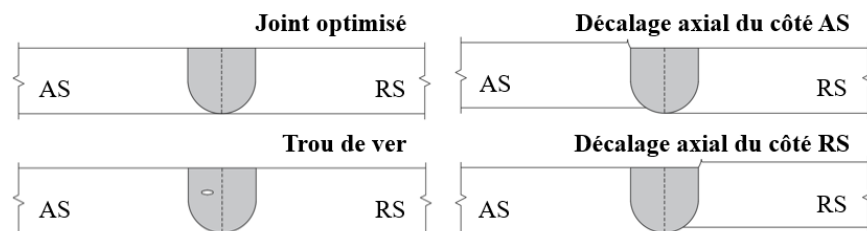


Figure 3.1 - Conditions des joints avec défauts intentionnels

La condition de décalage des pièces est une simulation d'un problème qu'un travailleur peut rencontrer dans un projet réel. La tolérance dans le procédé de fabrication par extrusion peut permettre de légères distorsions initiales dans les pièces. De plus, un mauvais bridage ou une installation inappropriée des extrusions peut aussi être la cause de décalages et même d'espacements entre les pièces. Ce dernier cas n'est pas étudié dans le cadre de cette recherche.

Le défaut de vide interne (WH) a plutôt été difficile à créer. Tenter de créer ce défaut est contre-intuitif, puisqu'il faut absolument éviter ce problème dans le SFM, mais aussi dans le soudage en général. Les tentatives effectuées par Guo sont résumées au tableau 3.2. Elle a d'abord essayé de générer une soudure plus froide en augmentant la vitesse d'avance, mais elle n'a hélas obtenu qu'un outil cassé et des joints sans défauts internes apparents. La vitesse de rotation est trop rapide pour les vitesses d'avance donnée, ce qui a potentiellement généré une force verticale insuffisante. Elle a ensuite changé le pion conique à plats à un outil de forme ovale. Encore, l'écoulement dynamique différent de la matière n'a pas permis de créer un vide interne. Finalement, elle a réussi à créer un vide interne en utilisant des pièces d'alliage 5083-H321. Même ici, elle n'a obtenu qu'un vide interne non constant. Fait intéressant, l'alliage 5083 est plus difficile à souder que l'alliage 6061, en raison de la forte concentration de magnésium qui le rend plus susceptible à la fusion locale. La vitesse de rotation doit être gardée plus faible. Le potentiel de soudage du 6061 est beaucoup plus large, avec des vitesses rapides d'avance et de rotation.

Tableau 3.2 - Tentatives par Guo pour créer un défaut sous la surface de type WH [42]

Type	Alliage	Vitesse de rotation [rpm]	Vitesse d'avance [mm/min]	Inclinaison de l'outil [°]	Remarques
Joint intègre	6061-T6	1120	63	2,5	Référence
Vide interne	6061-T6	1120	350	2,5	Pion cassé
Vide interne	6061-T6	1120	180 et 250	2,5	Sans WH
Vide interne	5083-H321	1120	90, 180 et 355	2,5	WH non constant

L'approche dans cette étude est similaire pour l'alliage 6061-T6, avec un accent plutôt mis sur les paramètres de soudage et le détail du pion. La première idée pour augmenter les chances de créer un WH est de générer une soudure encore plus froide en diminuant la vitesse de rotation et en augmentant la vitesse d'avance. La deuxième idée est de diminuer l'angle d'inclinaison. La dernière idée est de modifier l'écoulement dynamique de la matière en utilisant un outil sans filet. Ceci est discuté en détail à la section 2.3.3. La combinaison des trois conditions a permis de créer un WH non constant sur trois soudures de longueur de 450 mm. L'approche est résumée au tableau 3.3.

Tableau 3.3 - Tentatives pour créer un défaut sous la surface de type WH

Type	Outil	Vitesse de rotation [rpm]	Vitesse d'avance [mm/min]	Inclinaison de l'outil [°]	Remarques
Joint intègre	Intact	1120	63	2,5	Référence
Vide interne	Intact	655	120	0	Sans WH
Vide interne	Intact	560	150	0	Sans WH
Vide interne	Sans filet	600	120	0,5	WH non constant

3.2. Équipements et bancs d'essai

Trois équipements différents ont permis de réaliser les soudures, avec des conditions de soudage idéalement similaires. Ceci permet de mettre l'accent sur la rigidité de l'équipement et de réduire les sources d'erreurs. Les plaques de base sont faites en acier

bas carbone et la température avant chaque soudure était maintenue sous une valeur spécifique pour conserver des conditions limites thermiques similaires. Un temps de refroidissement de l'équipement systématique a permis un certain contrôle de cette condition. Par exemple, sur le côté de la plaque de base de la fraiseuse, un thermocouple était positionné, ce qui a permis de mesurer grossièrement sa température et de la maintenir sous 30°C avant chaque soudure. Un thermomètre numérique permettait de mesurer la température en surface des plaques de base du portique et du robot.

La fraiseuse ne permet pas le contrôle en force, donc un asservissement en position est priorisé. Avec une longueur du pion de 6,20 mm, la profondeur de pénétration de l'outil est demeurée constante à 6,30 mm. Cependant, ce contrôle n'a pas pu être utilisé avec le robot et a plutôt causé des problèmes de soudage, alors un asservissement en force a été adopté pour cet équipement seulement. La force axiale pour le contrôle du robot a été estimée selon les mesures recueillies par le portique lors du soudage.

3.2.1. Portique spécialisé SFM

Le portique spécialisé SFM au Centre de soudage par friction malaxage (CSFM) de la figure 3.2 a été utilisé. Le portique spécialisé très rigide d'une capacité de 67 kN en charge utile permet de souder des pièces de grande envergure. Sa table de travail mesure 19,5 m par 3 m. Des asservissements en force, en position et même en température sont possibles. Un de ses avantages est qu'il est instrumenté, ce qui permet d'obtenir un suivi en temps réel des paramètres, des forces de soudage, du couple et de la position XYZ du mandrin entre autres. L'équipement offre même de modifier à intervalle de $\pm 20\%$ la vitesse de rotation, la vitesse d'avance, la profondeur de pénétration, l'inclinaison de l'outil et la force axiale durant le soudage. Le banc d'essai contient un système de bridage horizontal et vertical pour empêcher tout mouvement des pièces sous l'effet des forces de soudage. C'est cet équipement, en contrôle de position, qui a fabriqué les soudures de 9,5 mm d'épaisseur destinées à l'étude en fatigue.

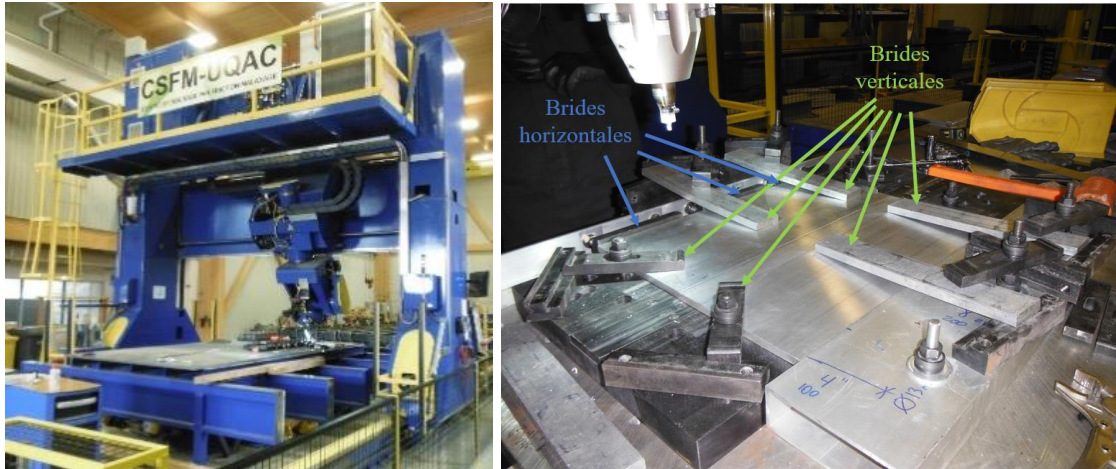


Figure 3.2 - Banc d'essai du portique spécialisé au CSFM-UQAC

Un bridage et une installation inappropriés des extrusions peuvent être la cause de décalages et même d'espacements entre les pièces, ce dernier n'étant pas étudié. Pour simuler cette condition, une cale en tôle d'aluminium a été placée sous une des pièces à une certaine distance de la ligne de joint pour y laisser un vide, soit sous le côté AS ou le côté RS. Comme indiqué sur la figure 3.3, un vide doit être comblé à la racine de la soudure. L'aluminium a été choisi pour ne pas modifier le transfert de chaleur entre la pièce surélevée et la plaque de base, ce qui s'est avéré être un mauvais choix. En effet, l'aluminium a un coefficient de dilatation thermique supérieur à l'acier et est facilement déformable, ce qui a influencé la hauteur du décalage en soudant. Il a été difficile d'obtenir un décalage d'une hauteur constante sur toute la longueur d'une soudure. Le décalage est d'une hauteur qui se situe entre 0,5 mm et 1,0 mm. De plus, la microstructure d'une soudure a pu être affectée par le choix de ce matériau pour la cale. Une cale en aluminium facilite la dissipation de chaleur dans la soudure et augmente sa vitesse de refroidissement.

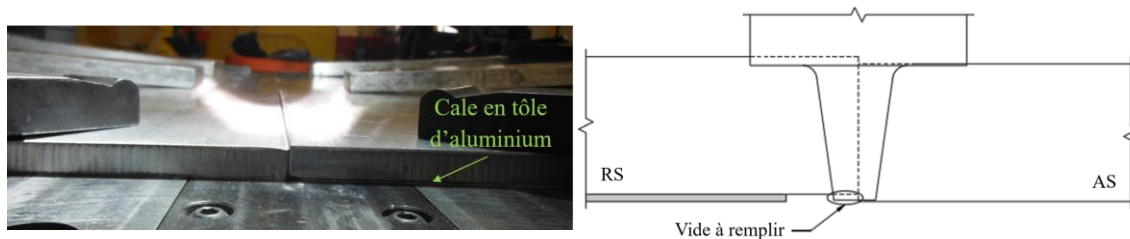


Figure 3.3 - Détails d'une pièce décalée

3.2.2. Fraiseuse universelle adaptée

La fraiseuse universelle de la figure 3.4 est un équipement du Centre universitaire de recherche sur l'aluminium (CURAL) de l'UQAC. C'est une fraiseuse à commande numérique de modèle Millac 5VA d'une capacité de charge utile de 1000 kg. La table de travail fait 1400 mm par 550 mm et elle travaille sur 3 axes (XYZ). Le mandrin contrôle la position en Z, mais ne s'incline pas. Seul un asservissement en position est possible. Un système de bridage vertical est jugé suffisant pour empêcher le déplacement latéral des pièces.



Figure 3.4 - Banc d'essai de la fraiseuse CNC au Cural

3.2.3. Robot industriel polyarticulé

Le robot industriel de modèle Fanuc M-900/600iA (700 kg) incluant une cellule de soudage par friction malaxage de la figure 3.5 se trouve au CSFM-UQAC. Il possède une capacité de 16 kN de pression et peut travailler sur 6 axes. La machine est assez flexible comparativement aux autres, ce qui fait que l'épaisseur maximale potentiellement soudable d'une pièce est de 6,35 mm pour un alliage d'aluminium 6061-T6 soudé bout à bout. Au-delà de cette dimension, les efforts de soudage deviennent trop importants. Lorsque ça se produit, le robot ne peut supporter les déformations de sa structure et s'arrête instantanément. Le robot peut être asservi en force et en position. Cependant, le contrôle de la position est difficile à gérer, puisque sous l'effet des forces de soudage, le robot se déforme. La position dans les 3 axes (XYZ) ne demeure pas constante, ce qui fait qu'il faut imposer une valeur de correction initiale, qui est inconnue au départ. Le contrôle en force est donc l'idéal. Cet équipement est instrumenté, ce qui permet d'obtenir un suivi en temps réel des paramètres, des forces de soudage et du couple.






Figure 3.5 - Banc d'essai du robot industriel au CSFM-UQAC

3.2.4. Outils

Pour les pièces d'aluminium de 6,35 mm d'épaisseur et la comparaison des équipements de soudage, trois outils différents ont été utilisés pour chaque équipement, mais avec la même configuration. Celle-ci est d'ailleurs détaillée au tableau 3.4. L'outil de la fraiseuse est du fabricant *Friction Stir Link*. Les dimensions de celui-ci ont été prélevées à partir de mesures au vernier de façon à faire fabriquer les mêmes outils pour le portique et le robot. Ces derniers ont été fabriqués au Centre du Métallurgie du Québec (CMQ) à Trois-Rivières. Les outils sont en acier H13 ayant subi un traitement thermique pour atteindre un état de dureté 46-48 HRc.



Tableau 3.4 - Détails des outils utilisés pour les pièces de 6,35 mm

Portique	Fraiseuse	Robot	Pion	Épaulement
			Conique taraudé à trois plats Longueur = 6,20 mm	Surface lisse Concave Diamètre = 18 mm

Pour les pièces de 9,53 mm d'épaisseur, la géométrie a été conçue à l'University of Waterloo par le professeur Adrian Gerlich au département "Mechanical and Mechatronics Engineering Department". À partir du dessin de cet outil, l'outil a aussi été fabriqué au CMQ dans le même matériau, en adaptant au portique la zone d'insertion pour la tête de l'équipement. L'outil est présenté au tableau 3.5. Deux détails de pion ont été nécessaires.

Le pion sans filet a permis de fabriquer les soudures avec un défaut sous la surface de type vide interne. Les filets du pion ont simplement été usinés à la meuleuse portable.

Tableau 3.5 - Détails des outils utilisés pour les pièces de 9,53 mm

Intact	Sans filet	Pion	Épaulement
		<p>Conique taraudé à trois plats</p> <p>Longueur = 9,30 mm</p>	<p>Surface lisse</p> <p>Plat</p> <p>Diamètre = 15 mm</p>

Pour les outils du portique et du robot, la figure 3.6 illustre que le pion et l'épaulement ont été fabriqués en deux pièces. Le pion s'insère dans l'épaulement et est fixé à l'aide d'une vis d'arrêt. Ceci est pratique en cas de bris du pion, puisqu'il peut être changé facilement. L'épaulement, très peu endommagé lors de sa vie utile, peut être réutilisé pratiquement indéfiniment. C'est une stratégie économique, puisque le pion coûte moins cher que l'épaulement et sa géométrie peut être modifiée au besoin.



Figure 3.6 - Stratégie de fabrication des outils du portique et du robot

3.3. Paramètres de soudage

3.3.1. Comparaison des équipements

Les paramètres de soudage présentés au tableau 3.6 ont été définis selon une revue de la littérature. Chaque combinaison a été soudée trois fois par équipements afin de vérifier la répétabilité de ceux-ci. Certaines combinaisons ont été définies de sorte à créer

un défaut dans la soudure pour vérifier s'il se répète d'équipement en équipement. De plus, certains paramètres n'ont pas pu être testés, dû à des problèmes de surchauffe de la plaque de base avec le portique et à des problèmes de surcharge pour le robot.

Tableau 3.6 - Paramètres de soudage pour la comparaison des équipements

ID	Vitesse de rotation [rpm]	Vitesse d'avance [mm/min]	Rapport de vitesses k [rot/mm]	Équipement		
				Portique spécialisé	Fraiseuse universelle	Robot industriel
Alliage 6061-T6						
6a	1000	280	3,6	X	X	X
6b	500	180	2,8	X	X	
6c	750	270	2,8	X	X	X
6d	800	75	10,7		X	
6e	900	75	12,0		X	
6f	1200	120	10,0		X	
6g	1800	350	5,1	X	X	X
Alliage 1375-50						
1a	2400	720	3,3	X	X	
1b	2000	600	3,3	X	X	
1c	1000	1000	1,0	X	X	X
1d	1800	1000	1,8			X

Certains paramètres ont été ajustés selon l'expérimentation lors de l'exécution des soudures. Théoriquement pour l'alliage 6061-T6, la soudure 6a devrait être la référence optimale. La soudure 6b devrait avoir un vide interne dans la zone soudée [19], de même que la soudure 6c qui a le même rapport k , mais avec des vitesses de rotation et d'avance plus élevés. Les soudures 6d et 6e devraient avoir un ensemble de vides interne au AS [21].

Pour l'alliage 1375-50, aucun essai de soudage n'a été réalisé auparavant et présenté dans la littérature. Une campagne d'essais a été alors nécessaire pour étudier l'effet des paramètres. Néanmoins, des études sur des alliages voisins de la série 1000 ont déjà été faites [21, 90]. Au départ, la vitesse d'avance était faible, mais après un essai, un apport de chaleur trop élevé était observé, ce qui faisait coller les pièces sur la plaque de base. Après plusieurs essais, les paramètres qui ont donné de bons résultats à la fabrication sont ceux du tableau 3.6. À noter qu'ils ne sont pas nécessairement tous optimisés. Cet alliage nécessiterait un apport de chaleur plus important que le 6061-T6, étant donné son coefficient de conduction thermique plus élevé. Les vitesses d'avance trop élevées ont d'ailleurs généré des défauts internes dans certaines soudures.

3.3.2. Étude de la fatigue

Pour l'étude des joints en fatigue, le choix des paramètres au tableau 3.7 a été fait par Guo [42] à partir de la revue de littérature, mentionnée à la section 2.3.3. Les paramètres sont optimisés de façon à obtenir la plus haute résistance en traction possible. Un angle d'inclinaison de l'outil de 2,5° permet de diminuer les risques d'apparition de défaut interne, sauf dans le cas de la création du trou de ver intentionnel. Deux soudures tests ont permis d'optimiser la profondeur de pénétration de l'outil de sorte à minimiser l'apparition d'une bavure excessive et d'éviter le manque de pénétration.

Cette étude est une continuité du travail réalisé par Guo [42]. Dans son travail, elle a soudé des pièces de 9,5 mm d'épaisseur en configuration bout-à-bout avec l'aide d'une fraiseuse à commande numérique en contrôle de position. Les plaques à souder ont été coupées à partir de feuilles laminées et la face à souder a été machinée. La plaque de base était en acier et un système de fixation horizontal et vertical permettait de fixer les pièces.

Tableau 3.7 - Paramètres de soudage de l'alliage 6061-T6 pour l'étude en fatigue

Type	Vitesse de rotation [rpm]	Vitesse d'avance [mm/min]	Inclinaison de l'outil [°]	Pénétration [mm]	Décalage [mm]	Plaque plus élevée
PW	1120	63	2,5	9,0	-	-
M05AS	1120	63	2,5	9,0	0,5	AS
M05RS	1120	63	2,5	9,0	0,5	RS
M10AS	1120	63	2,5	9,0	1,0	AS
M10RS	1120	63	2,5	9,0	1,0	RS
WH	600	120	0,5	9,25	-	-

3.4. Préparation des échantillons de caractérisation

Les soudures réalisées ont été étudiées pour permettre de caractériser les propriétés physiques et mécaniques suivantes :

- résistance à la traction ultime ;
- fini de surface ;
- métallurgie ;
- vie en fatigue.

Chaque caractérisation nécessite d'usiner les plaques soudées afin d'en tirer des échantillons de géométrie désirée.

3.4.1. Comparaison des équipements

Les plaques soudées ont des dimensions finales de 100 mm par 300 mm par 6,35 mm. La figure 3.7 suivante montre le schéma d'extraction des échantillons pour les essais de traction uniaxiale, l'étude du fini de surface et les analyses métallographiques. Trois échantillons sont destinés aux essais de traction, deux autres pour le fini de surface et deux autres pour les analyses métallographiques. Le reste est conservé comme surplus pouvant être utilisé dans le futur. Pour les soudures fabriquées par le robot, les spécimens ont été extraits à des endroits différents, puisqu'il n'a pas toujours été possible d'obtenir des soudures complètes de 300 mm de longueur. Tout de même, pour chaque soudure, un spécimen a été extrait au début, un au milieu et un autre à la fin.

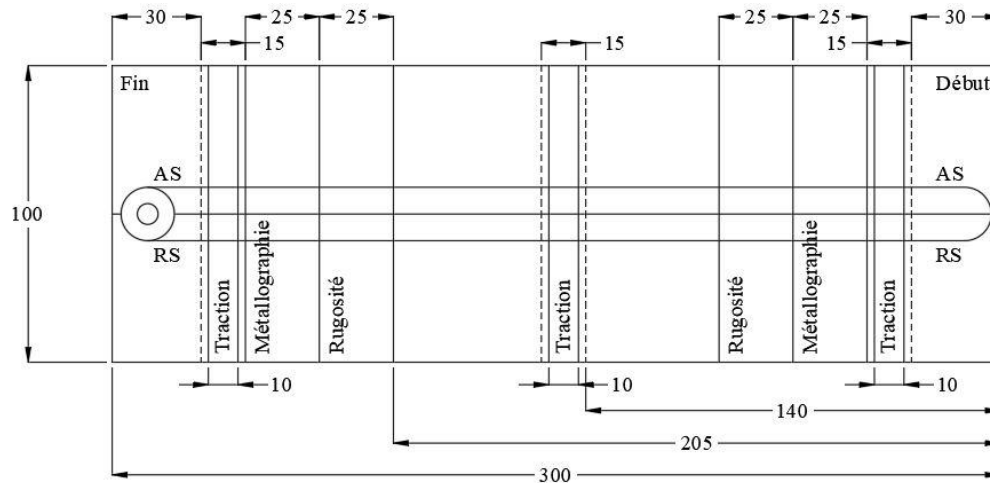


Figure 3.7 - Extractions des spécimens pour la comparaison des équipements

3.4.2. Étude de la fatigue

Après fabrication des soudures de 450 mm de longueur, les plaques ont été usinées pour en tirer quatre échantillons pour les essais de fatigue et quatre autres pour les analyses métallographiques. Une scie horizontale a permis de couper les bandes illustrées à la figure 3.8. Les échantillons de fatigue ont une largeur de 95 ± 1 mm et les rebuts entre les échantillons d'une largeur de 10 ± 1 mm sont utilisés pour les métallographies.

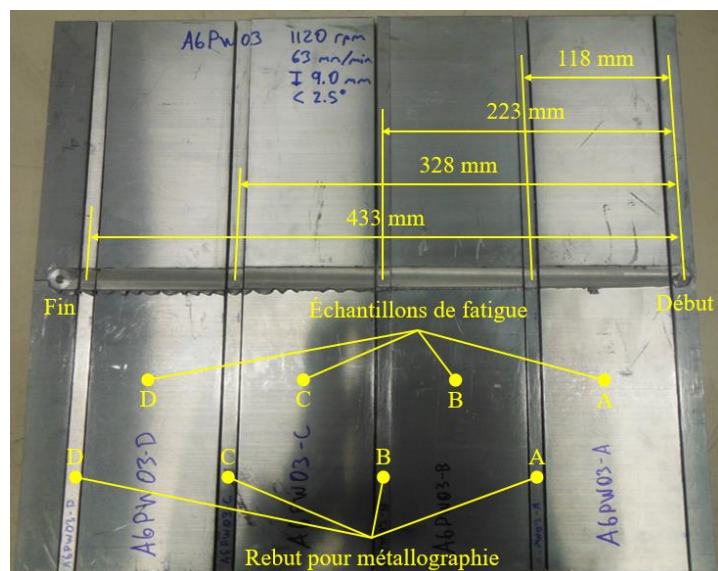


Figure 3.8 - Position des échantillons de fatigue et de métallographie

À l'aide d'une fraiseuse à commande numérique (voir figure 3.9 a)), les bandes rectangulaires ont été usinées pour obtenir la géométrie désirée en b)). Une première passe grossière servait à enlever la plus grande partie de matière et une deuxième passe plus lente permettait d'obtenir un fini de surface acceptable sur les rebords des échantillons. Ceux-ci sont destinés aux essais de fatigue à amplitude constante (CA) et variable (VA).



Figure 3.9 - Échantillon de fatigue a) Usinage b) Forme finale

De sorte à concentrer l'étude de la fatigue dans la soudure même, une section réduite dans la région de la soudure a été conçue dans les échantillons. La géométrie a été conçue par Guo [42] en considérant les contraintes des équipements et des analyses par éléments finis. L'équipement pour les essais en fatigue a des contraintes dimensionnelles d'une largeur maximale de 90 mm et d'une longueur de serrage minimale de 60 mm. La section réduite a été conçue par éléments finis de sorte à toujours obtenir une distribution de contrainte plus élevée dans cette région que dans le rayon de transition. Un rayon de 85 mm a été jugé le plus adéquat en termes de concentration de contrainte et donne une longueur d'échantillon suffisante. La figure 3.10 montre la géométrie finale en mm des spécimens de fatigue. La longueur totale des échantillons est plus grande dans cette étude que celle de Guo (350 mm), ceci pour permettre d'utiliser un plus grand nombre de cadres de chargement lors des essais de fatigue.

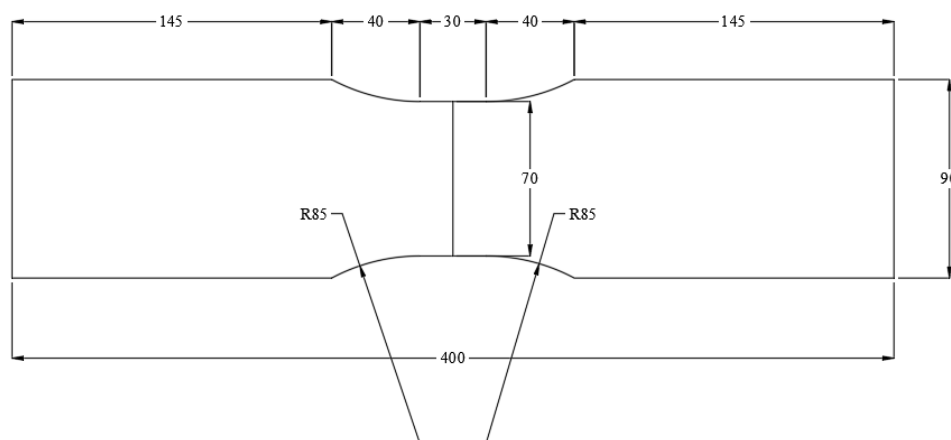


Figure 3.10 - Géométrie des spécimens pour les essais de fatigue (dimensions en mm)

En suivant l'étiquetage des échantillons par Guo, le nom donne des informations sur l'alliage, la configuration du joint, le numéro de la soudure et la position de l'échantillon sur celle-ci. Une plaque donne quatre échantillons de fatigue marqués A, B, C et D, qui partent respectivement du début jusqu'à la fin de la soudure. Les six groupes d'échantillons du tableau 3.7 sont testés en fatigue. PW veut dire soudure de qualité optimisée, M05AS et M10AS veut dire un joint décalé du côté AS d'une hauteur respective de 0,5 mm et de 1,0 mm, M05RS et M10RS veut dire un joint décalé du côté RS d'une hauteur respective de 0,5 mm et de 1,0 mm et WH veut dire un défaut interne de type trou de ver ('wormhole'). A6 au début de l'étiquette veut dire l'alliage d'aluminium 6061-T6.

3.5. Caractérisation mécanique

3.5.1. Essais de traction

La forme des échantillons proposée par la norme ASTM-E8 n'a pas été respectée par souci de rapidité d'usinage. Comme c'est un échantillon soudé et non un échantillon de matériau uniforme, les chances que la rupture survienne dans les environs du joint (zone soudée ou ZAT) sont élevées. De plus, seule la résistance à la traction ultime doit être mesurée dans cette étude. Il n'est donc pas nécessaire d'usiner une section réduite dans le cas de soudure par friction malaxage.

La figure 3.11 montre la presse hydraulique de traction-compression d'une capacité de 10 tonnes de marque MTS Alliance RT/100 utilisée pour les essais de traction. Elle est équipée du logiciel Test Works. Un taux de chargement de 1,778 mm/min a été imposé et l'essai s'arrêtait lorsque la force de traction subissait une perte de 50% à partir de sa valeur maximale atteinte. L'allongement du spécimen avec un extensomètre n'a pas été mesuré, puisqu'à titre comparatif, mesurer la résistance ultime en traction suffisait.



Figure 3.11 - Presse hydraulique pour les essais de traction

3.5.2. Essais de fatigue

Le but principal au départ était de fabriquer 12 échantillons de fatigue pour chaque condition de soudage afin de procéder à une analyse statistique complète. L'IIW propose de tester au moins 10 échantillons pour obtenir une population significative. Dans ces 12,

4 à 6 échantillons devaient être testés sous un chargement à amplitude constante (CA) et le même nombre sous amplitude variable (VA). Cependant, ce n'est pas le cas pour les conditions M10AS, M10RS et WH. D'abord, pour l'étiquette M10AS01, une cavité est présente à la surface supérieure du joint, comme il est présenté à la figure 3.12 a). Cette soudure ne passe pas l'inspection visuelle, ce qui fait qu'elle serait rejetée dès le départ. De toute façon, il est clair que la vie en fatigue sera très basse, en sachant que la cavité est un site important de concentration de contrainte. Une seule plaque a donc été soudée, ce qui fournit 4 échantillons de fatigue testés à CA. Ensuite, pour l'étiquette M10RS01, une bavure excessive est présente telle qu'illustrée à la figure 3.12 b), donc elle ne passe pas l'inspection visuelle non plus. Une seule soudure a aussi été faite pour cette condition. Finalement, pour la condition WH, le vide n'est pas constant sur toute la longueur des soudures. Après analyse macrographique et inspection par ultrasons, seulement 8 des 12 échantillons de fatigue contiennent un vide interne. Voir l'Annexe A pour le rapport d'inspection aux ultrasons et l'Annexe D pour les analyses macrographiques des soudures. Pour cette condition, les essais sous un chargement à CA sont alors priorités. Le tableau 3.8 présente la matrice d'essai pour l'étude en fatigue.

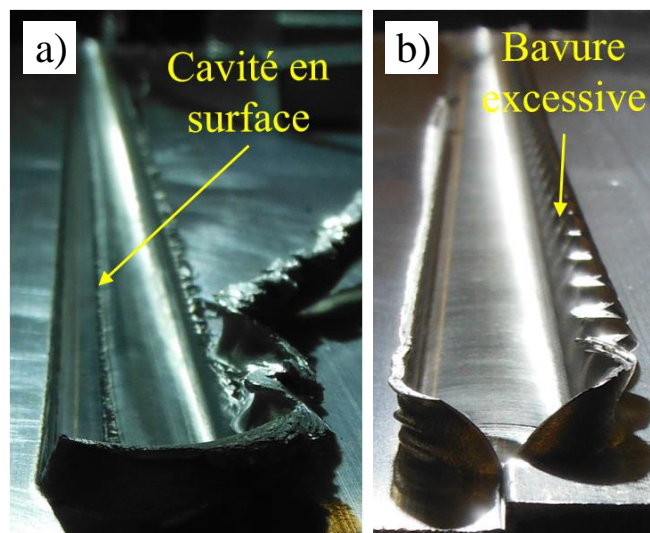


Figure 3.12 - Conditions de surface des soudures a) M10AS01 b) M10RS01

Tableau 3.8 - Nombre d'échantillons testés en fatigue

Type	Essais à CA	Essais à VA
PW	6	6
M05AS	6	6
M05RS	6	6
M10AS	4	0
M10RS	4	0
WH	8	0

Les essais de fatigue ont été faits à l'University of Waterloo (UW) en Ontario à l'aide du cadre hydraulique MTS de la figure 3.13 d'une capacité de 100 kN en chargement dynamique. Les essais ont été dirigés par les candidats au doctorat Rakesh Ranjan et Luqman Ahmad Shah. Le cadre est équipé d'une unité de contrôle hydraulique et de mors hydrauliques. Les essais sont soumis à un chargement en traction seulement dans un contrôle de force en boucle fermée. L'unité servohydraulique est reliée à un ordinateur et le contrôle des conditions se fait sur le MTS Station Manager Software incorporé du logiciel MTS FlexTest 40. Deux conditions d'arrêt de l'essai ont été imposées au système. Pour la force, la limite supérieure est égale à la force maximale de l'essai plus 5 kN et la limite inférieure est de -5 kN. Pour le déplacement, la limite supérieure est de 2,5 mm et la limite inférieure est de 0,5 mm. Généralement, le déplacement contrôle l'arrêt de l'essai, puisqu'au-delà de la limite supérieure, l'échantillon a atteint la rupture.

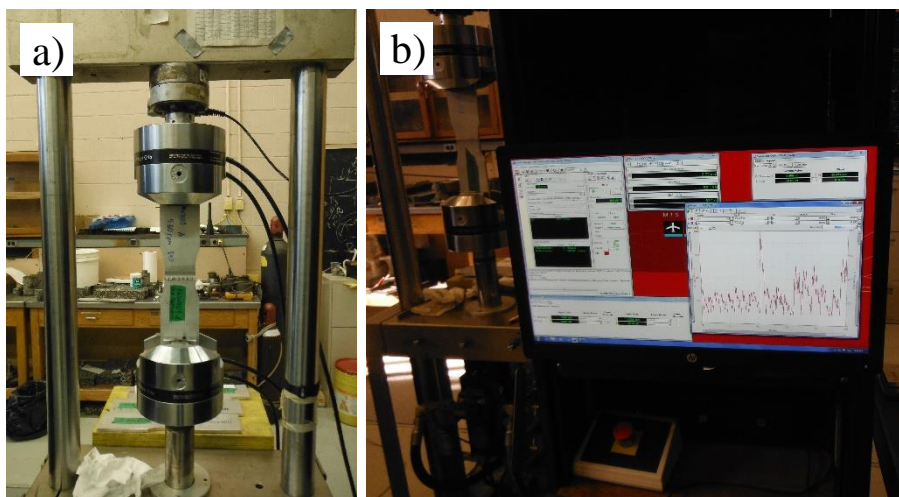


Figure 3.13 - Cadre hydraulique utilisé pour les essais de fatigue

Pour tracer la courbe S-N, les échantillons ont tous été testés à un ratio de contrainte ($R = \sigma_{max}/\sigma_{min}$) de 0,1 sous diverses étendues de contraintes $\Delta\sigma$. La machine a été opérée à des fréquences de chargement de 10 ou 11 Hz. La plupart des essais sous CA ont été dirigés à des étendues de contrainte variant entre 54 MPa à 120 MPa.

Pour les essais à amplitude variable (VA), le même historique de chargement utilisé par Guo a été utilisé [42]. Pour exécuter des conditions de chargement cyclique réaliste, des données ont été recueillies à partir d'un pont routier d'une portée de 15 m. Il a été soumis au trafic ontarien et l'historique a été réduit à 1007 pics. Un exemple typique est présenté à la figure 3.14 pour une étendue de contrainte équivalent ΔS_{eq} de 50 MPa.

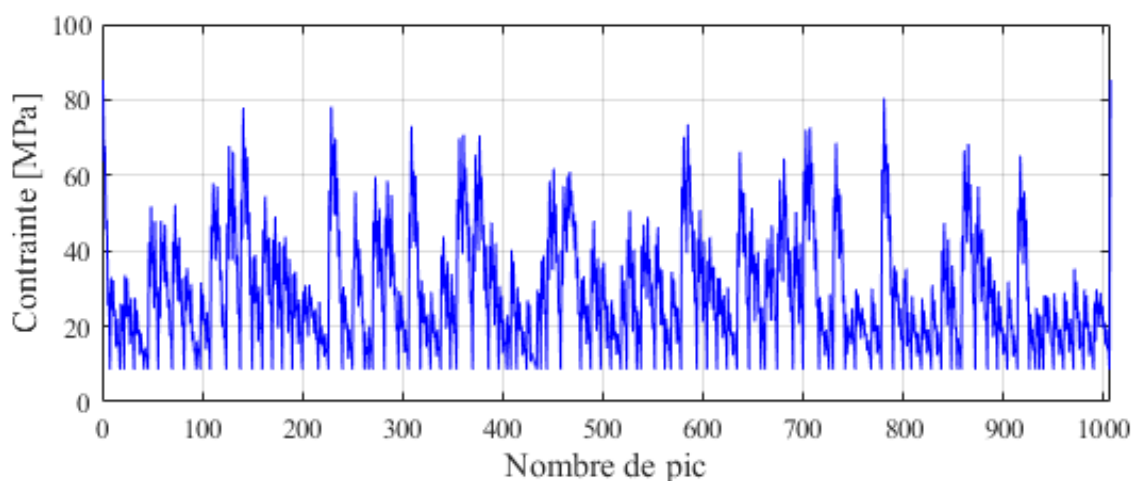


Figure 3.14 - Historique de chargement sous amplitude variable

Pour réaliser des essais sur diverses étendues de contraintes équivalentes ΔS_{eq} , il faut ajuster l'échelle en appliquant la sommation de Miner au chargement initial (voir section 2.6.4). Dans ce cas, ΔS_{eq} est la variable à modifier. Dans l'équation (2.19), la pente m tient compte du chargement et de la configuration du joint. Une soudure bout à bout soumise à un chargement axial transversal dans l'AASHTO se classe dans le *Detail Category B*. La pente pour ce détail est de $m = 4,84$. Comme donnée initiale, la section d'échantillon initiale est estimée à 666,75 mm². Naturellement, la section réelle d'un échantillon a été mesurée avant chaque essai avec un vernier de sorte à réajuster la valeur réelle de ΔS_{eq} .

Pour les échantillons en condition de décalage des pièces, un moment de flexion additionnel est généré durant l'essai. Elle est définie comme étant la contrainte stationnaire (voir section 2.3.6). Le chargement en traction durant l'essai est quant à lui la contrainte oscillatoire. Dans le moment de flexion, lorsque la tension est à la racine et la compression à la surface supérieure, la vie en fatigue est affectée négativement. La racine d'une soudure SFM est moins homogène que la partie supérieure. Il peut même y avoir un manque de pénétration résultant en une zone susceptible à l'initiation de fissures en fatigue. À l'inverse, si la tension est dans la partie supérieure et que la compression est à la racine, il a été prouvé que la vie en fatigue est améliorée [47]. Pour être certain que la tension est effectivement à la racine, des jauges de déformations ont été placées au centre de deux échantillons de chaque côté (racine et surface supérieure), tel qu'illustré à la figure 3.15. Ceci a permis d'obtenir le sens dans lequel l'échantillon doit être placé dans les mors en plus d'estimer la distribution de contrainte additionnelle sous l'effet de la flexion.

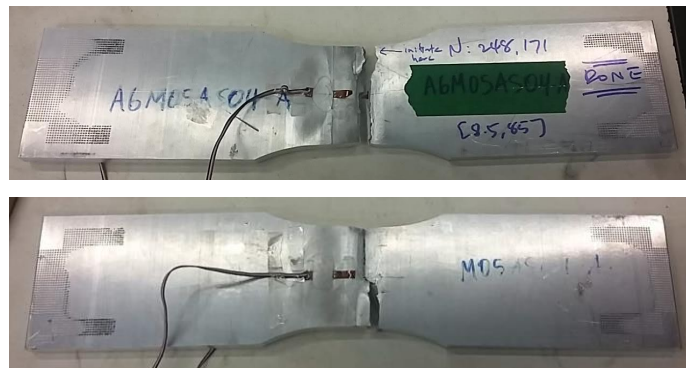


Figure 3.15 - Jauges de déformation sur un échantillon décalé après la rupture

3.6. Caractérisations physiques

3.6.1. Étude métallurgique

Pour évaluer la qualité et pour détecter les défauts dans une soudure, des échantillons ont été extraits le long des soudures pour effectuer des analyses métallographiques. Faire ces analyses permet d'observer s'il y a présence de défaut dans les soudures, d'observer la constance au niveau métallurgique, d'estimer la taille du noyau et d'évaluer la géométrie d'une section des soudures de pièces décalées. Cette partie sera développée plus loin dans la section 3.8.3 sur le contrôle qualité.

3.6.2. Fini de surface

Après fabrication des soudures, deux spécimens pour l'analyse du profil de surface par soudures ont été extraits au même endroit lorsque possible. Le profil de surface a été mesuré sur une section longitudinale d'une soudure extraite à la ligne de joint centrale, tel que présente la figure 3.16. L'extraction d'un échantillon s'est faite avec précision pour s'assurer de prendre la mesure exactement à la ligne de joint pour toutes les soudures, soit à 9 mm de l'extrémité du AS de la surface.

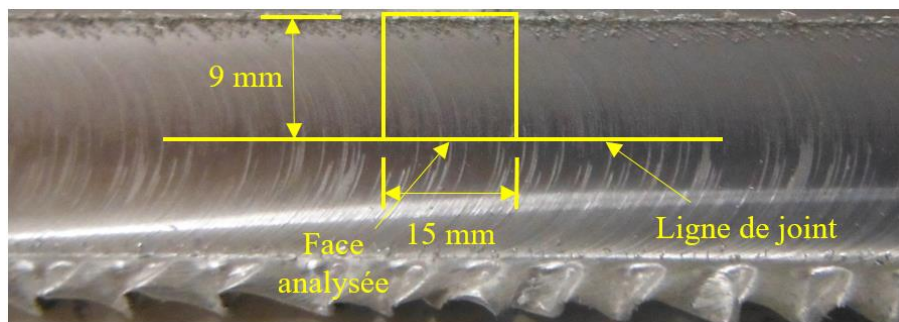


Figure 3.16 - Schéma de l'extraction d'une coupe longitudinale pour la mesure du profil 2D

Les sections longitudinales ont par la suite été sablées avec divers grades de papier sablé et polies avec un composé de diamant liquide de 15 μm de diamètre, un polissage plus fin n'étant pas nécessaire pour visualiser le profil de surface des stries. Les échantillons ont par la suite été analysés au microscope muni du logiciel de traitement d'image Clemex-Vision PE.

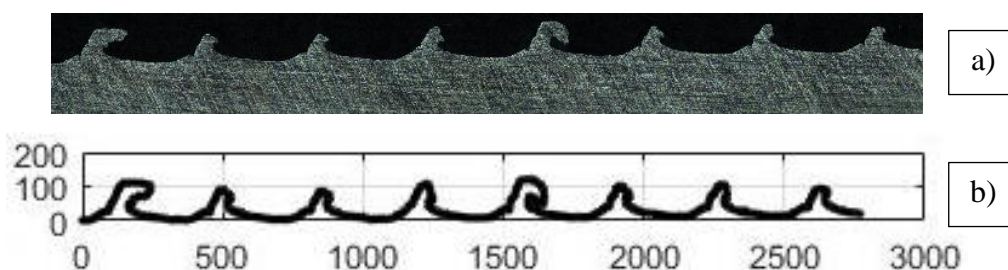


Figure 3.17 - Profil 2D typique de la topographie a) image au microscope 100x b) mesures en μm

À noter sur la figure 3.17 que les stries ont une géométrie particulière. Cette particularité apparaît sur tous les joints soudés, avec des géométries variables. Il est déjà connu que la rugosité de surface a un impact sur la résistance en fatigue d'une pièce.

L'analyse de deux paramètres a alors été conduite pour la caractérisation du fini de surface. Il y a d'abord la rugosité de surface qui comprend les équations (2.1) à (2.4) dans la section 2.4. Ensuite, il y a la géométrie qui s'exprime par le facteur de concentration de contrainte de fatigue effectif \overline{K}_t de l'équation (2.7). Dans l'équation de facteur de concentration de contrainte effectif, la moyenne du rayon de courbure de plusieurs nœuds $\bar{\rho}$ a été mesurée à partir du logiciel Autocad® sur tous les profils de façon plus ou moins arbitraire. Tel que montré à la figure 3.18 pour deux profils typiques, il s'agit soit d'une vallée dominante, soit un site de concentration de contrainte plus agressif.

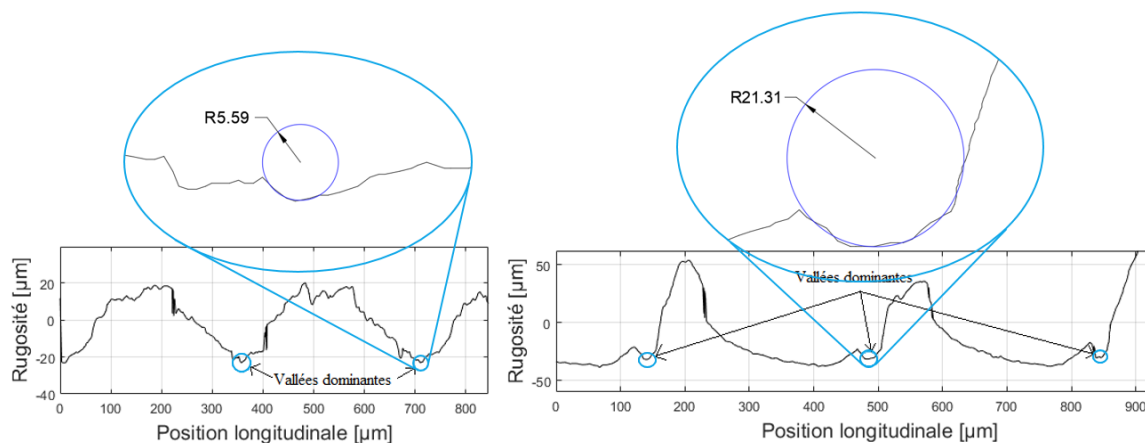


Figure 3.18 - Mesures du rayon de courbure moyen

Le facteur de concentration de contrainte de fatigue (FCCF) a finalement permis d'établir des relations entre les différents profils de surface des soudures et de les comparer. Plus le facteur est élevé, moins la durée de vie en fatigue est élevée. En définition, lorsqu'une vallée est plus agressive et lorsque les paramètres de rugosité sont plus élevés, l'effet de concentration de contrainte aura un effet plus négatif sur le comportement en fatigue. La vie en fatigue d'un joint sera plus courte.

3.6.3. Fractographie

Après essais de fatigue, les échantillons fracturés ont été conservés et certains d'entre eux ont été analysés en utilisant le microscope à balayage électronique (SEM) de la figure 3.19. Cet équipement génère des images topographiques des faces fracturées. Ceci a permis de mesurer la hauteur des vides internes lorsque la rupture des échantillons WH s'est faite dans le noyau même à partir du WH.



Figure 3.19 - Microscope à balayage électronique de l'UW

3.7. Évaluation des équipements

Pour définir un degré de performance aux équipements de soudage, deux types d'évaluations présentées au tableau 3.9 ont été réalisées. D'abord, une étude qualitative de ceux-ci basée sur les caractéristiques et applications revues par Mendes & al. [53] et ensuite, une étude quantitative et comparative des joints SFM.

Tableau 3.9 - Caractéristiques des équipements évaluées

Évaluation qualitative	Évaluation quantitative
<ul style="list-style-type: none"> • Facilité d'utilisation • Capacités en effort • Accessibilité et coût • Rigidité et précision • Aptitudes (inclinaison de l'outil et dimension spatiale) • Détectabilité et prise de décision 	<ul style="list-style-type: none"> • Résistance ultime en traction (UTS) • Amplitude des stries • Facteur de concentration de contrainte de fatigue (FCCF) • Défauts de soudage • Répétabilité et constance

Chaque caractéristique a été évaluée et comparée selon un système de classement simple présenté au tableau 3.10. Ce système est basé sur une évaluation de performance réalisée sur des pneus de marque différente [91]. Un exemple typique est montré au tableau 3.11. Un équipement est comparé à un autre de sorte à attribuer un pointage final en fonction des résultats.

Tableau 3.10 - Système d'évaluation d'une caractéristique

Cotation	Signification	Pointage
+	Supérieur	+1
=	Égal	0
-	Inférieur	-1

Tableau 3.11 - Exemple typique d'une classification des équipements

<u>Comparé à</u>	<u>Cet équipement</u>		
	Fraiseuse universelle	Portique spécialisé	Robot industriel
Fraiseuse universelle		+	+
Portique spécialisé	-		=
Robot industriel	-	=	
Pointage	-2	+1	+1

Au niveau qualitatif, l'évaluation des équipements n'a pas été problématique. Cependant, au niveau quantitatif (résultats d'essais de caractérisation), il a été difficile de tirer des conclusions claires sur la supériorité d'équipement par rapport à un autre. Chacun possède ses avantages et ses inconvénients. Un équipement peut être meilleur qu'un autre sur un aspect particulier et la qualité des soudures dépend à la fois de l'équipement et des paramètres opératoires. Ceci rend difficile la tâche d'énoncer un classement catégorique.

3.8. Contrôle qualité

Un autre objectif de cette étude était d'évaluer la qualité d'une soudure par des essais destructifs (ED) et non destructifs (END). Plusieurs méthodes ont été testées par Guo [42] et le potentiel de détection d'un défaut de type manque de pénétration a été discuté à la section 2.3.6. Dans cette présente étude, un END par ultrasons a été réalisé sur les soudures comprenant un vide interne. De plus, le concept de préinspection en utilisant les données enregistrées *in situ* par l'équipement lorsque possible est discuté.

3.8.1. Inspection visuelle

L'inspection la plus simple à réaliser est l'inspection visuelle de la surface supérieure et, lorsque possible, de la racine de la soudure. Elle permet de détecter essentiellement les défauts de surface et de juger de l'acceptabilité de la soudure. La figure 3.20 b) et c) illustrent deux exemples de joints SFM qui seraient rejetés lors de cette inspection. Le premier cas en b) est une cavité de surface, qui diminue grandement la résistance du joint. Le deuxième cas en c) est une bavure excessive. Guo a démontré que cette condition n'a pas d'effet significatif sur la vie en fatigue, mais cette bavure doit être impérativement enlevée. C'est une question d'intérêt plutôt constructif et pratique. Aussi, plus la bavure

est grosse, plus elle est difficile à retirer. Ce défaut est à éviter à la base, comme à la figure 3.20 a) où la soudure est visuellement acceptable en surface.

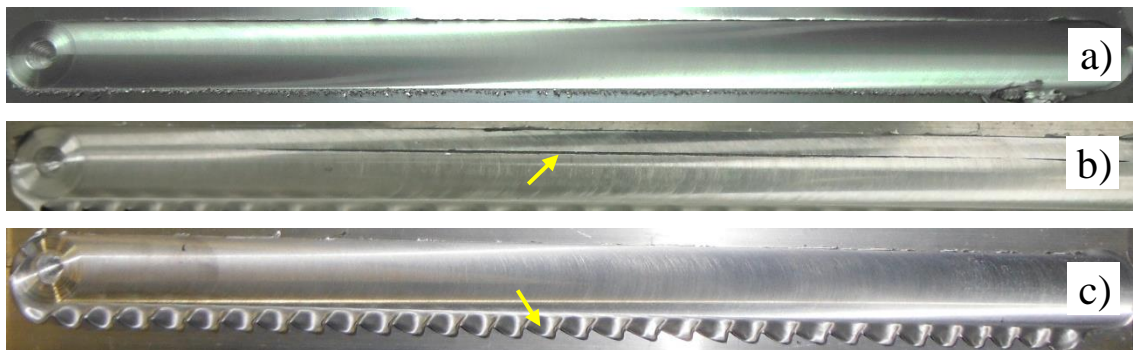


Figure 3.20 - État de surface a) Acceptable b) Cavité c) Bavure excessive

3.8.2. Analyse des forces de soudage

L'équipement de soudage de type portique au CSFM-UQAC, comme discuté plus haut, mesure en temps réel les paramètres de soudage, les forces et le couple ainsi que la position XYZ du mandrin selon une fréquence variant entre 10 et 100 Hz. Ces données donnent des informations significatives sur le déroulement du procédé. Il est possible d'identifier des anomalies dans la soudure à partir de ces données, ce qui permet de localiser des endroits à inspecter de façon plus rigoureuse.

Voici deux exemples concrets. Pour réussir à créer un défaut de type WH, quelques essais ont été nécessaires. Dans la soudure nommée WH03-T1, le pion de l'outil a cassé. La hausse subite de la force axiale à la figure 3.21 a) montre où la rupture s'est faite, soit après 60 mm de soudage. Ensuite, dans la soudure test WH01-T2, la profondeur de pénétration a été ajustée durant le soudage. Plus l'outil pénètre dans les pièces, plus la force axiale s'élève. C'est ce qui est montré dans la figure 3.21 b), où la profondeur est passée de 9,00 mm à 9,25 mm.

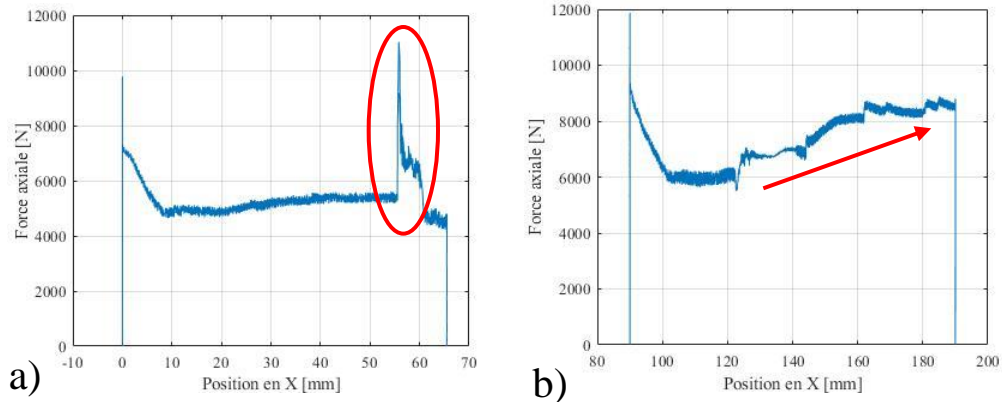


Figure 3.21 - Force axiale durant le soudage des joints a) WH03-T1 b) WH03-T2

Dans la soudure WH04 à la figure 3.22, quelque chose d'obscur s'est produit entre les positions 280 mm et 320 mm, qui pourrait être détecté par inspection ED et END. La force axiale passe brusquement de 8 kN à 7,5 kN sans raison particulière. Concentrer les inspections à cet endroit pourrait donner une explication. Une hypothèse peut être une inclusion provenant de l'outil dans la soudure. Ceci pourrait être détecté par analyse radiographique et métallographique, par exemple.

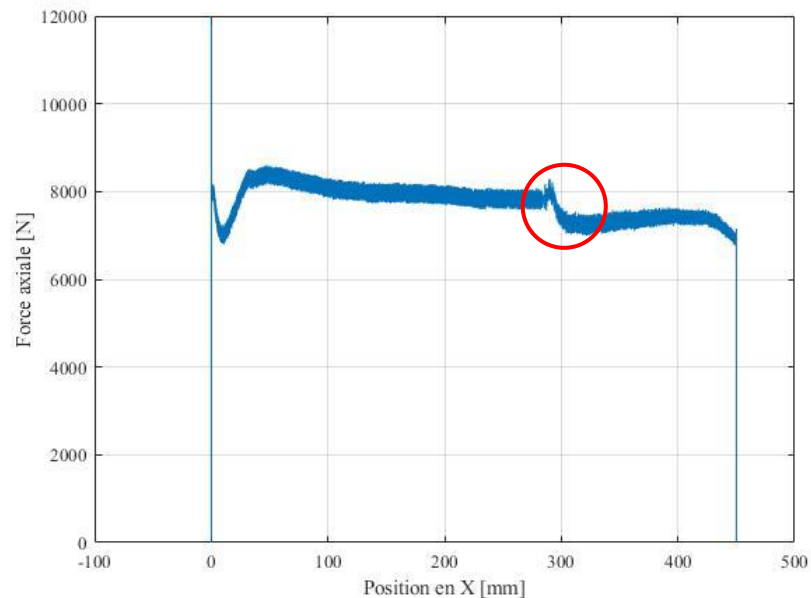


Figure 3.22 - Force axiale durant le soudage du joint WH04

3.8.3. Analyse métallographique

Des échantillons destinés à des analyses métallographiques ont été prélevés le long de la soudure. Ceci permet de vérifier la constance d'un joint sur toute sa longueur. Les échantillons ont été coupés à l'aide de diverses scies pour ensuite être coulés à chaud dans des rondelles de résine illustrées à la figure 3.23. Ceci est pour permettre le polissage des échantillons, qui s'est réalisé sur une polisseuse rotative pourvue d'un porte-échantillon de capacité de 6 échantillons cylindriques. Un premier sablage grossier est fait en utilisant divers grades de papier sablé avant de faire un polissage en utilisant un composé liquide de particules de diamant passant de 15 μm de diamètre à 1 μm . Une passe à la silice colloïdale termine le polissage. Les échantillons ainsi polis sont ensuite attaqués à l'agent Keller modifié pour révéler sa microstructure. Certains échantillons ont aussi été attaqués par un agent Poulton. Des analyses métallographiques peuvent alors être faites sur un microscope optique de marque Nikon Eclipse ME600 incorporé du logiciel de traitement d'image Clemex-Vision.

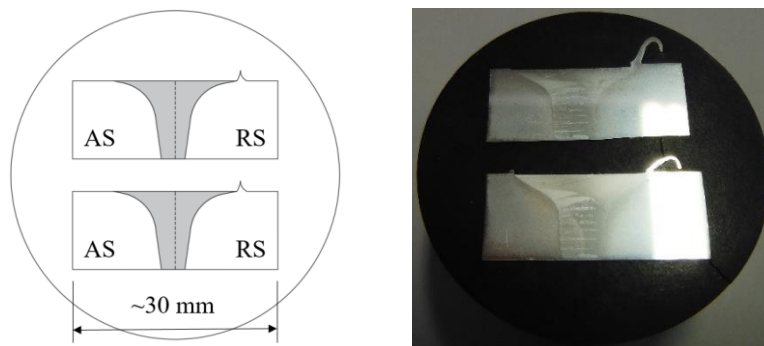


Figure 3.23 - Échantillons d'une section d'un joint coulés, polis et attaqués

Ces échantillons permettent d'observer la présence de défaut dans les soudures (trou de ver, manque de pénétration, JLR), d'observer la constance au niveau métallurgique, d'effectuer des mesures de microdureté, d'estimer la taille du noyau et de caractériser la géométrie du décalage des pièces. Cette géométrie est définie par trois particularités illustrées à la figure 3.24 : la hauteur du décalage, l'épaisseur effective et le rayon de transition à la racine d'un joint.

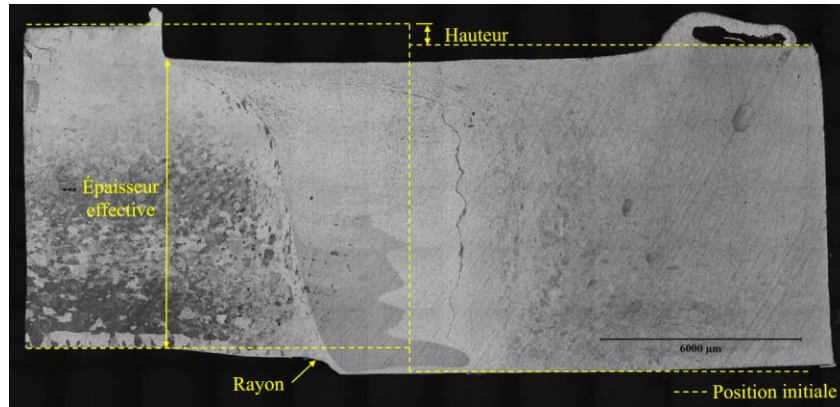


Figure 3.24 - Particularités d'un joint décalé du côté AS

Afin d'estimer le rayon du nœud à la racine, une procédure semblable à la mesure du fini de surface a été faite. Pour compiler le profil de la racine, une routine travaillant avec différents biplans à niveaux de gris donne les coordonnées de ce profil dans un fichier Excel. Ensuite, un programme Matlab a été développé pour tracer une courbe de régression de second degré à la racine de la soudure, comme à la figure 3.25 a). À partir de celle-ci, les droites tangentes au début et à la fin sont tracées. En utilisant la matrice de rotation, les droites perpendiculaires à ces tangentes sont tracées. L'intersection entre ces deux perpendiculaires donne une estimation du rayon du nœud à la racine.

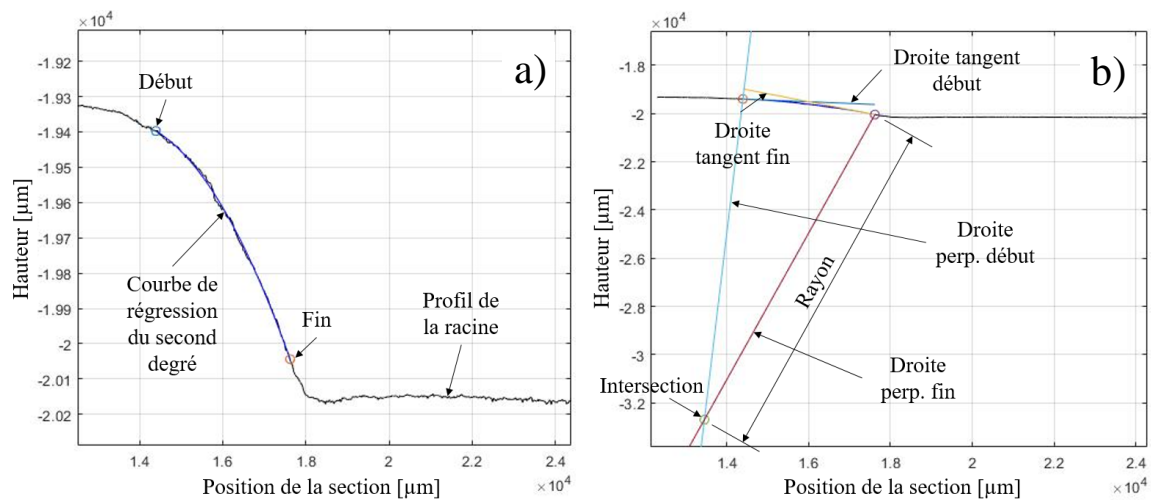


Figure 3.25 - Coordonnées du profil de la racine mesurées avec Clemex-Vision

Un autre programme Matlab a été développé pour mesurer la valeur réelle de la hauteur du décalage des pièces. La différence de hauteur entre la plaque plus haute et celle plus basse de la figure 3.26 donne cette dimension.

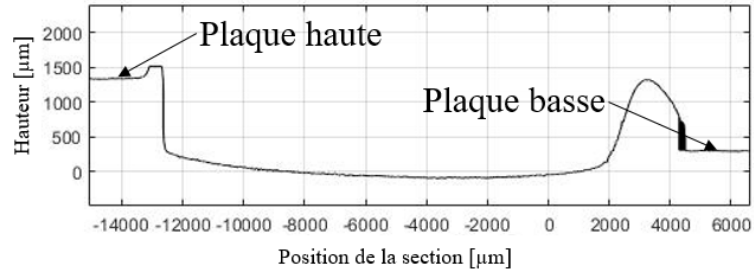


Figure 3.26 - Coordonnées du profil de la surface supérieure mesurées avec Clemex-Vision

3.8.4. Inspection non destructive par ultrasons

Avant l'usinage des échantillons de fatigue dans les soudures étiquetées WH04-WH05-WH06, celles-ci ont été soumises à des essais END par ultrasons (UT). L'inspection a été réalisée par Sylvain Pedneault, ingénieur spécialisé en soudage chez Canmec Industriel Inc. à Chicoutimi. Il a utilisé l'équipement portatif GE Inspection Technologies USN 58L SW incorporé d'un palpeur de 2,25 MHz avec un angle du signal de 70° montré à la figure 3.27. Ce palpeur permet de détecter en théorie des défauts volumétriques de taille entre 1,0 et 1,3 mm. Dans le SFM, la nature allongée et l'orientation favorable d'un trou de ver font augmenter l'amplitude du signal, ce qui permet de détecter des défauts de plus petites tailles. En raison de la condition de surface supérieure non polie, l'inspection s'est faite des deux côtés de la racine seulement. Les résultats sont illustrés à la figure 3.28. L'Annexe A présente le rapport complet de l'analyse.



Figure 3.27 - Équipement d'inspection par UT

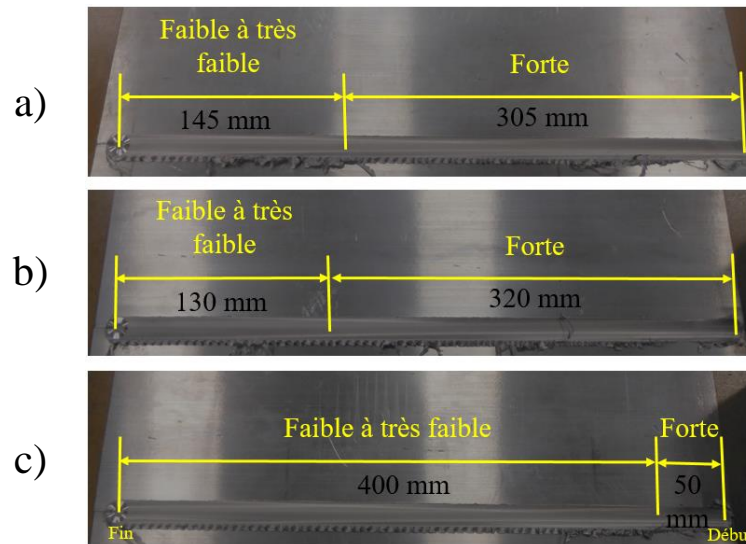


Figure 3.28 - Amplitude du signal durant l'inspection pour a) WH04 b) WH05 c) WH06

Plus l'amplitude du signal est élevée, plus il y a de risque de présence d'une discontinuité au sein même de la soudure. Dans les soudures WH04 et WH05, il y aurait présence d'une discontinuité dans les deux tiers de la longueur à partir du début. Ensuite, celle-ci diminuerait progressivement jusqu'à disparaître. Même principe pour la soudure WH06, sauf que la discontinuité serait présente dans les 50 premiers millimètres de la soudure seulement.

Les analyses métallographiques subséquentes confirment ces lectures. Les macrographies réalisées sur les soudures WH04 et WH05 observées à la figure 3.29 présentent bien la présence d'un vide interne à la mi-épaisseur sur le AS dans les zones à forte amplitude détectées par UT. La taille du WH varie sur la longueur et sur la soudure WH04, il diminue de plus en plus jusqu'à disparaître à la fin. C'est le même principe pour la soudure WH05, où le WH est présent sur plus de deux tiers de la longueur à partir du début.

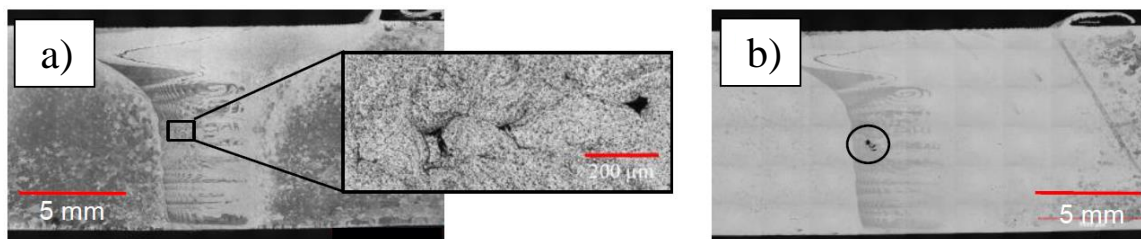


Figure 3.29 - Métallographie a) WH04 @ 223mm b) WH05 @ 118mm

Pour la soudure WH06, les macrographies ne montrent aucun signe de vide interne. À l'inspection UT, il y aurait présence d'une discontinuité dans les 50 premiers millimètres. Or, la première macrographie a été prise à une distance de 118 mm à partir du début, donc il est impossible par ces analyses de vérifier ce résultat. Quand même, un spécimen après un essai de fatigue a démontré qu'au début de la soudure, il y avait bel et bien un vide dans le noyau. La figure 3.30 montre l'allongement de l'échantillon de fatigue après la rupture à une distance de 30 mm à partir du début de la soudure. L'autre côté de l'échantillon, à 100 mm à partir du début, ne présente aucun signe de vide interne.



Figure 3.30 - Face élongée de l'échantillon de fatigue WH06-A à 30mm du début de la soudure

Trois conclusions peuvent ici en être tirées. Premièrement, le fait que le WH semble diminuer jusqu'à disparaître explique qu'un temps de stabilisation est nécessaire durant le procédé, jusqu'à l'atteinte d'un régime permanent. En l'occurrence, la température des pièces et de l'équipement augmente jusqu'à atteindre la température moyenne stable. L'écoulement de matière se stabilise aussi en fonction de la température. Deuxièmement, la troisième soudure consécutive WH06 a un vide interne seulement sur les 50 premiers millimètres. Ceci exprime qu'après une ou deux soudures, l'équipement a accumulé assez de chaleur pour atteindre le régime permanent plus tôt. La soudure devient alors de meilleure qualité plus rapidement. Troisièmement, la dilatation du matériau soumis à une augmentation de température peut avoir eu un effet sur la force axiale exercée par l'outil. En avançant, la matière devient plus chaude et l'outil presse plus sur les pièces, ce qui tend à faire diminuer la taille du trou de ver.

Malheureusement, la valeur de l'amplitude, dans le cas de l'aluminium, ne permet pas d'évaluer la taille de la discontinuité. La norme CAN/CSA W59 sur les constructions

soudées en acier exprime un niveau d'acceptabilité en décibel vis-à-vis l'amplitude du signal lors d'une inspection UT. Cependant, la norme sur les constructions soudées en aluminium CAN/CSA W59.2 n'en possède pas. Il est alors impossible de définir si la discontinuité aura un effet critique sur les propriétés mécaniques ou non. Une évaluation de la taille par macrographie doit alors être réalisée et des essais de fatigue permettront d'évaluer l'effet de ce défaut sur la vie en fatigue. Néanmoins, les résultats par l'inspection UT concordent avec la réalité.

Entre parenthèses, la calibration du gain du signal en décibel en fonction de la taille connue d'un trou sphérique percé peut permettre une estimation de la taille du trou de ver. Cette technique, malgré qu'elle ne soit pas normalisée, est utilisée dans certains cas pour déterminer le seuil d'acceptabilité d'un défaut interne avec une inspection aux ultrasons. Cependant, cette méthode ne permet pas de prouver qu'il s'agit bien d'un trou de ver d'un diamètre en fonction du signal. La taille estimée peut être le diamètre d'un trou de ver circulaire certes, mais le défaut pourrait être d'une tout autre forme (fissure, trou plat...). Impossible par cette méthode de conclure s'il s'agit d'un diamètre ou d'une dimension maximale.

Chapitre 4

RÉSULTATS ET DISCUSSION

4.1. Généralités

Ce chapitre présente les résultats obtenus autant pour l'étude comparative que pour l'étude en fatigue de joints SFM. Les essais de caractérisation mécanique sont d'abord présentés et discutés. Les essais de traction d'échantillons rectangulaires d'alliage 6061 et les essais de fatigue sur des plaques épaisses d'alliage 6061 en forme d'os sont analysés. Par la suite, les essais de caractérisations physiques sont présentés, qui offrent un surplus d'informations à l'analyse des propriétés mécaniques. Les analyses macro et microstructurales, les mesures de microdureté, la caractérisation du fini de surface ainsi qu'une comparaison qualitative et quantitative des équipements de soudage sont discutées.

4.2. Essais de traction

L'identification des soudures et des échantillons est réalisée à l'aide de cinq caractères #X##X. Le premier numéro signifie l'alliage d'aluminium, 1 étant pour l'alliage 1375-50 et 6 étant pour l'alliage 6061-T6. Le second est une lettre qui désigne l'équipement utilisé ; F est pour fraiseuse, P est pour portique et R est pour robot. Le troisième est un chiffre qui signifie les paramètres de soudage utilisés. Chaque numéro est détaillé au tableau 4.1. Le quatrième est un chiffre qui représente le numéro de la soudure. Chaque combinaison de paramètre est soudée trois fois, donc les numéros vont de 1 à 3. Le dernier est une lettre qui signifie l'emplacement de l'échantillon retiré ; A est au début de la soudure, B au milieu et C à la fin. Par exemple, 6F32B exprime l'échantillon de traction du milieu de la deuxième soudure d'alliage 6061-T6 faite et avec les paramètres 900 rpm et 75 mm/min en utilisant la fraiseuse.

Les résultats moyens pour l'alliage 6061-T6 de chaque combinaison de paramètres sont présentés au tableau 4.1 et à la figure 4.1. Le coefficient de soudure du tableau 4.2 montre l'efficacité de la soudure à la traction par rapport à la résistance ultime nominale du matériau, qui est de 310 MPa. La valeur pour la résistance ultime maximale en traction est de 202,3 MPa pour les soudures fabriquées avec la fraiseuse à une vitesse de rotation

de 750 rpm et une vitesse d'avance de 270 mm/min. Ceci est quand même étonnant, puisqu'un léger défaut à la racine a été observé sur la plupart de ces échantillons. Quand même, la rupture ne s'est pas faite directement à la ligne de joint où l'effet de nœud a ouvert certains échantillons à la racine lors de l'essai. La rupture s'est plutôt faite du côté RS, comme la majorité des échantillons intègres. Ainsi, un défaut volumétrique de petite taille n'influence pas la résistance à la traction. Contrairement à ce que Voellner et al. [55] ont établi, il existe une différence dans les propriétés en traction de soudures faite avec différents équipements. Un écart dans la microdureté ou dans la taille des soudures entre les trois équipements pourrait expliquer ce fait.

Tableau 4.1 - Résultats moyens des essais de traction pour l'alliage 6061

#	Vitesse de rotation [rpm]	Vitesse avance [mm/min]	Résistance ultime en traction [MPa]					
			Fraiseuse		Portique		Robot	
			Moyenne	Écart-type	Moyenne	Écart-type	Moyenne	Écart-type
1	500	180	190,0	3,0	183,8	3,0	-	-
2	800	75	168,9	2,7	-	-	-	-
3	900	75	173,3	3,8	-	-	-	-
4	750	270	202,3	5,8	190,0	5,7	181,0	22
5	1200	120	186,7	4,5	-	-	-	-
6	1000	280	171,7	41	185,7	6,2	196,0	8,3
7	1800	350	146,5	49	196,1	2,7	201,7	10

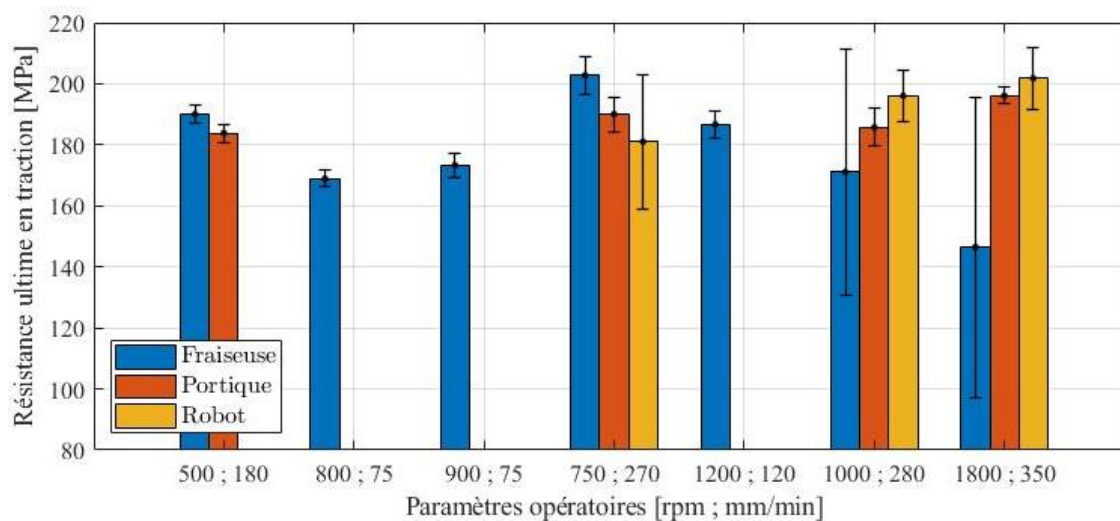


Figure 4.1 - Résultats moyens des essais de traction pour les soudures d'alliage 6061

Tableau 4.2 - Coefficient de soudure de l'alliage 6061

#	Vitesse de rotation [rpm]	Vitesse avance [mm/min]	Coefficient de soudure		
			Fraiseuse	Portique	Robot
1	500	180	61,3%	59,3%	-
2	800	75	54,5%	-	-
3	900	75	55,9%	-	-
4	750	270	65,3%	61,3%	58,4%
5	1200	120	60,2%	-	-
6	1000	280	55,2%	59,9%	63,2%
7	1800	350	47,2%	63,3%	65,1%

Pour l'alliage 1375-50, les pièces soudées n'ont pas été testées en traction pour deux raisons. Premièrement, parce que toutes les soudures contiennent des défauts de type trou de ver dans le noyau ; la figure 4.2 montre deux exemples. Les résultats de la résistance à la traction dans tous les cas seraient médiocres. Deuxièmement, cet alliage n'est pas destiné à être utilisé dans des applications structurales, c'est-à-dire que même la soudure pourrait être acceptée, malgré la présence de tel défaut. Acceptable jusqu'à un certain point, car cela peut quand même diminuer la conduction. Le 1375-50 est plus intéressant pour des applications de conduction thermique et de conductivité électrique contraignant au minimum les pièces.

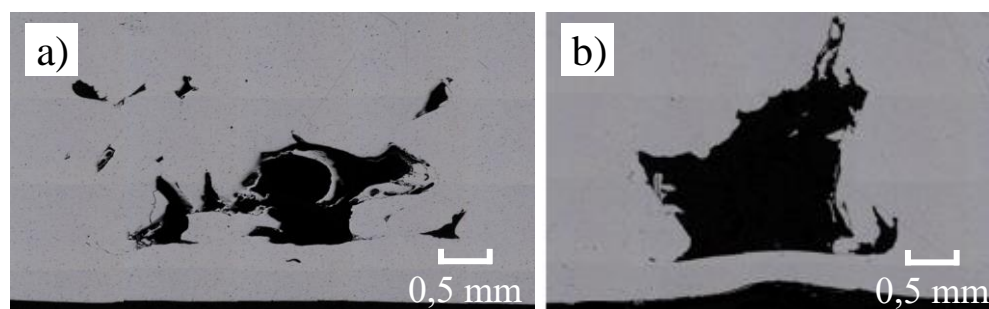


Figure 4.2 - Trou de ver dans les soudures de l'alliage 1375-50 a) Fraiseuse b) Portique

Pour avoir obtenu des soudures sans défauts internes, il aurait fallu augmenter la température, soit en augmentant le diamètre de l'épaulement ou soit en augmentant la vitesse de rotation. Pour éviter que les pièces collent sur la plaque de base, il faut utiliser une longueur de pion plus courte d'environ 0,5 mm de moins que l'épaisseur des pièces.

4.2.1. Soudures fabriquées par la fraiseuse

Pour les soudures 6F61 à 6F63 avec les paramètres de 1000 rpm et 280 mm/min, certaines données sont aberrantes, ce qui pourrait expliquer l'écart-type élevé. Les données surlignées en rouge du tableau 4.3 sont ces valeurs aberrantes. En effet, la rupture des échantillons de la première soudure s'est faite dans le noyau en raison de la présence d'un trou de ver. La liaison entre les deux pièces pour cette soudure était incomplète, ce qui a fragilisé l'ensemble du joint.

Tableau 4.3 - Résultats des essais de traction des joints soudés par la fraiseuse à 1000 rpm et 280 mm/min

ID	UTS [MPa]	UTS moyen [MPa]	Écart-type	Rupture	Commentaires
6F61A	91,3	123,8	31,4	NZ	Trou de ver
6F61B	126,0			NZ	Trou de ver
6F61C	154,1			NZ	Trou de ver
6F62A	205,8	190,9	22,1	RS	
6F62B	201,3			RS	
6F62C	165,5			AS / NZ	
6F63A	197,9	198,6	2,4	RS	
6F63B	196,6			RS	
6F63C	201,2			RS	

Un thermocouple positionné sur le côté de la plaque de base a permis de prendre des mesures assez rustiques de la température. Il se situe à 90 mm de la ligne de joint du côté AS à mi-chemin de la longueur de la soudure. L'historique de température est présenté à la figure 4.3 avec la température initiale et finale. Ce ne sont pas des mesures précises et significatives, mais elles offrent quand même quelques indices sur le profil de température subit par chaque soudure. À garder en tête que ce n'est pas la température de la soudure même, mais bien du côté de la plaque de base. Donc, ces trois soudures ont été faites une à la suite de l'autre et la prise de mesures de la température s'est réalisée en continu. La hausse de température se fait durant la fabrication d'une soudure et la chute de température représente la phase de refroidissement de la plaque de base à la suite de celle-ci. La première soudure a atteint une température maximale inférieure aux deux autres. La chaleur a probablement été insuffisante pour bien malaxer les deux pièces ensemble, ce qui a

introduit un trou de ver plus important dans cette soudure. Si on ne considère pas cette soudure dans la moyenne, une résistance ultime en traction de 200,6 MPa et un écart-type de 3,58 MPa seraient obtenus pour cette combinaison de paramètres. Les propriétés en traction et la constance des joints de cette combinaison, en condition de température optimale, seraient alors comparables à celles des joints de la combinaison 4 avec 750 rpm et 270 mm/min.

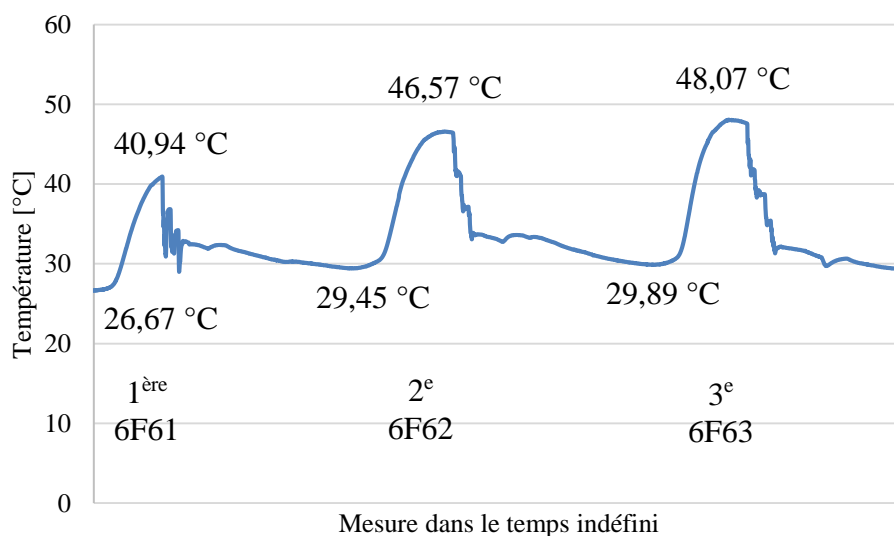


Figure 4.3 - Historique de température pour les trois soudures avec les paramètres 1000 rpm et 280 mm/min

Pour la combinaison 7 avec 1800 rpm et 350 mm/min, un écart-type élevé se définit comme un manque de constance dans les soudures. Effectivement, ce sont les seules soudures à être constituées d'une cavité visible en surface qui s'étend sur une longueur variable pour chaque soudure, telles qu'illustrées à la figure 4.4. Cette figure montre aussi la résistance à la traction ultime de chaque échantillon. Aux endroits où il y a présence d'une cavité, la résistance oscille autour de 97 MPa et est naturellement la plus faible. Lorsque celle-ci disparaît laissant une belle condition de surface et que la soudure devient plus stable, la résistance augmente alors graduellement jusqu'à des valeurs autour de 210 MPa. C'est ce qui explique l'écart-type élevé et une moyenne si faible en comparaison. Il faut s'imaginer que la résistance probable de cette soudure tourne plutôt autour de 210 MPa, en condition optimale.

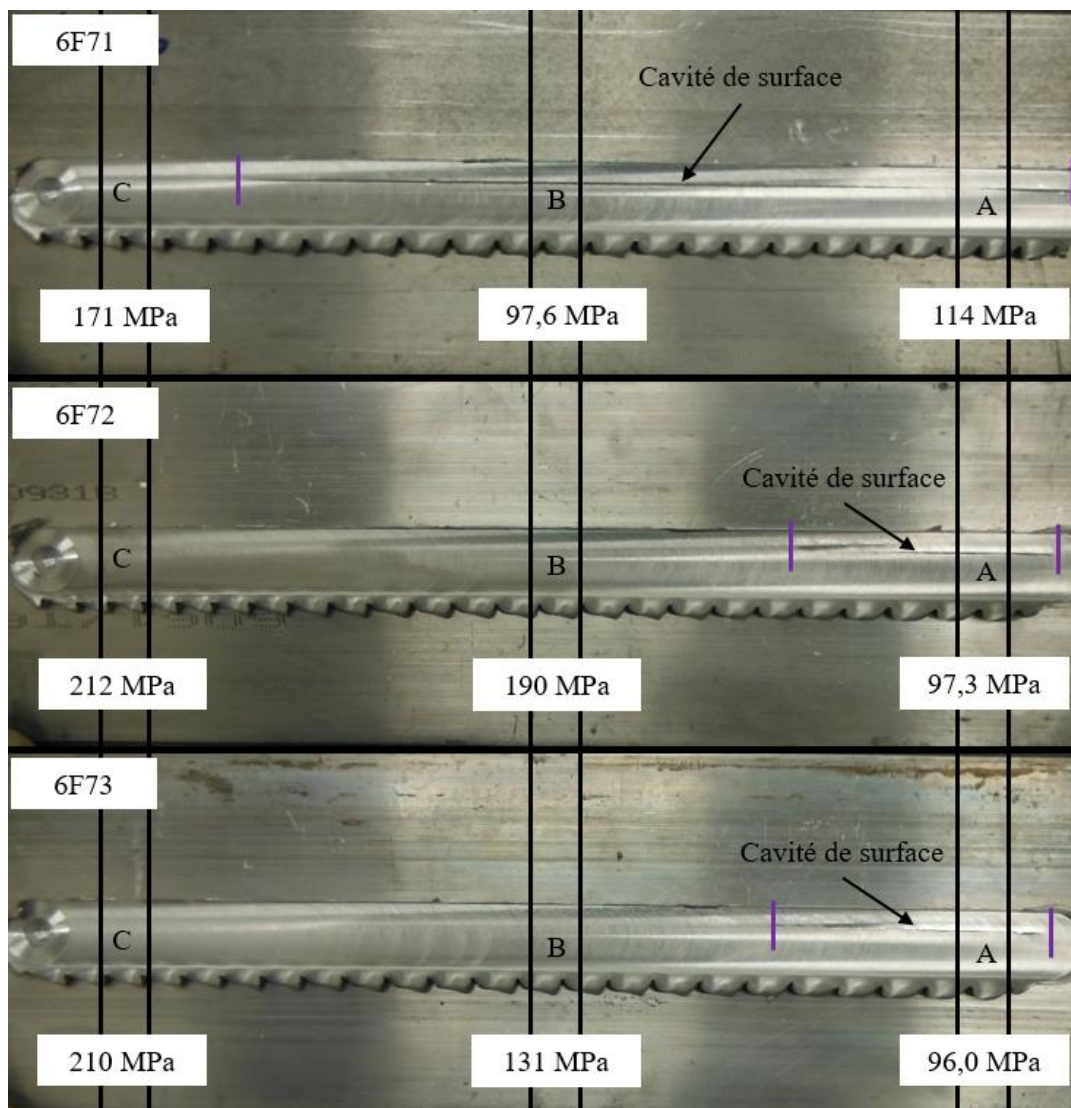


Figure 4.4 - Résistance ultime en traction des spécimens pour la combinaison de paramètres 7

4.2.2. Soudures fabriquées par le portique

Pour le portique spécialisé, la résistance des soudures est constante et a une bonne répétabilité. Pour les combinaisons de paramètre 1 et 4, les joints fabriqués avec la fraiseuse ont une meilleure résistance ultime en traction et une répétabilité similaire. En revanche, pour les combinaisons 6 et 7, les joints fabriqués avec le portique donnent une meilleure résistance, une meilleure constance au sein d'une même soudure et une meilleure répétabilité. Aucun défaut n'a été observé sur ces soudures faites avec le portique alors que, comme discuté plus haut, il y a eu des trous de ver et des cavités de surface dans les soudures de la fraiseuse.

Cet équipement est très rigide et est spécialement conçu pour le soudage par friction malaxage. C'est pourquoi, même sans optimisation des paramètres, le portique peut fabriquer des joints de bonne qualité tout en ayant une bonne répétabilité, ce qui permettrait de procéder à une production en série adéquate. En considérant ce qui a été discuté précédemment pour la fraiseuse, sans les problèmes de défaut, de constance et de répétabilité survenus, cette dernière aurait en théorie fabriquée des joints avec de meilleures propriétés en traction.

4.2.3. Soudures fabriquées par le robot

Il a déjà été discuté à la section 3.2.3 qu'un contrôle de force a dû être utilisé et que des problèmes de fabrication et d'opération sont survenus en soudant avec le robot. L'un de ces problèmes est que le robot se met à avancer avant d'avoir atteint la pénétration complète de l'outil. Deux hypothèses permettent d'expliquer ceci. D'abord, comme il est en contrôle de force, dès qu'il détecte sa force axiale cible, il se met à avancer, même s'il est toujours en phase de pénétration. Au début de la soudure, les pièces étant froides, il faut une force axiale plus élevée pour pénétrer dans les pièces. Au fur et à mesure qu'il avance, les pièces se réchauffent et il doit pénétrer davantage pour aller chercher sa force cible, jusqu'à ce que l'épaulement atteigne la surface des pièces. Ensuite, la déformation des axes génère un décalage de la position désirée en Z. Une valeur compensatoire difficile à mesurer doit être entrée dans l'interface, ce qui n'a pas été fait.

Pour la combinaison de paramètres 4, une soudure sur trois a été écartée de la moyenne, soit la soudure numéro 6R41. Un message de déformation excessive de la structure du robot est apparu sur l'écran de contrôle lors de la réalisation de la soudure et la machine s'est arrêtée à mi-chemin, comme sur la soudure 6R41 de la figure 4.5. La soudure était pratiquement inexploitable et un seul spécimen pour l'essai de traction a été testé, avec un résultat incohérent. Le tableau 4.4 montre d'ailleurs la variation des résultats des essais de traction pour la combinaison de paramètres à 750 rpm et à 270 mm/min,

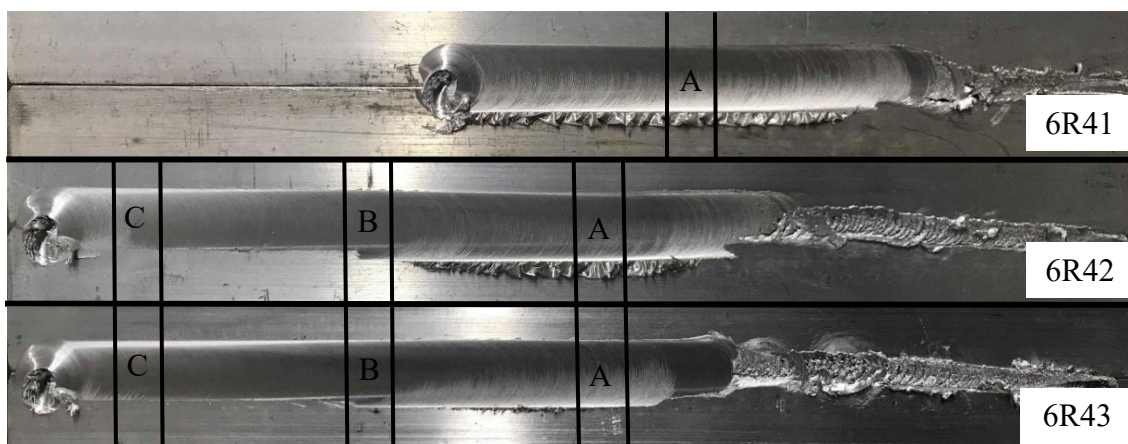


Figure 4.5 - Condition de surface laissée par le robot à 750 rpm et 270 mm/min

Tableau 4.4 - Résultats des essais de traction des joints soudés par le robot à 750 rpm et 270 mm/min

ID	UTS [MPa]	UTS moyen [MPa]	Écart-type	Rupture
6R41A	49,9	49,9	0,0	NZ
6R42A	137,5	172,0	29,9	NZ
6R42B	191,1			NZ
6R42C	187,4			NZ
6R43A	180,4	190,0	8,3	AS
6R43B	194,6			RS
6R43C	194,9			RS

Un écart-type élevé est aussi tiré des résultats non constants entre les 6 échantillons considérés. En effet, le début de la deuxième soudure possède une résistance bien inférieure à tous les autres spécimens de cette combinaison de paramètres. En comparant le début des soudures 6R42 et 6R43, la résistance de la première est à 137,5 MPa et celle de la deuxième est à 180,4 MPa. Cet écart entre les deux peut être expliqué par la force axiale générée par l'équipement et présenté à la figure 4.6. Le point d'atteinte de la force axiale optimale, indiqué par la flèche, survient avant pour la soudure 6R43, soit 8 secondes plus tôt. Celle-ci s'est alors stabilisée plus rapidement que la soudure 6R42.

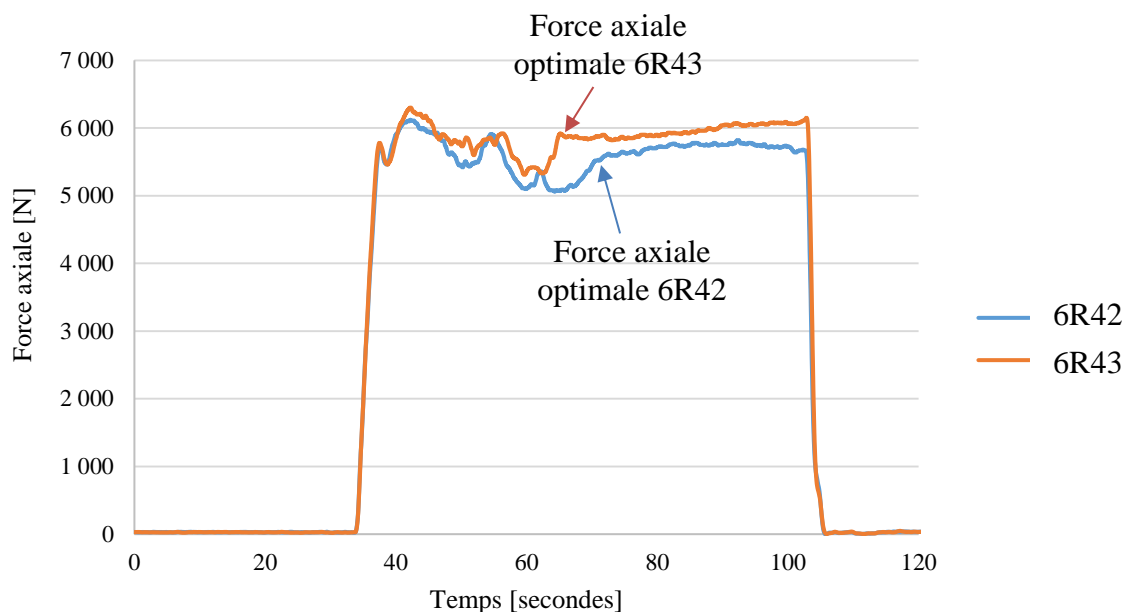


Figure 4.6 - Force axiale générée par le robot à 750 rpm et 270 mm/min

Pour les deux combinaisons de paramètres 6 et 7, les écarts-types des résultats sont de 8,3 et 10,2 MPa, ce qui est acceptable. Les soudures fabriquées par le robot sont assez constantes et celui-ci permet une bonne répétabilité. Sur ces soudures, aucun défaut interne ou de cavité en surface n'a été détecté, donc rien n'a pu affecter à la baisse la résistance en traction. Certaines soudures ont eu un léger manque de pénétration vers la fin, mais les résultats individuels de ces échantillons ne dérogent pas de la moyenne.

4.3. Essais de fatigue

Tel qu'expliqué à la section 3.4.1, les essais de fatigue ont été exécutés à l'University of Waterloo par deux candidats au doctorat, Luqman Ahmad Shah et Rakesh Ranjan. Les résultats présentés ont été réalisés sur des échantillons de soudure avec un ratio de contrainte de 0,1 dans un chargement en traction uniaxiale à amplitude constante (CA) et variable (VA). Un histogramme de chargement réaliste a été utilisé pour les essais à VA. Pour obtenir un nuage de points significatif, plusieurs essais ont été exécutés avec des étendues de contrainte diverses. Tous les résultats des essais sont présentés à l'Annexe B. Quelques photos des spécimens fracturés sont présentes à l'Annexe C. Ceci a permis de tracer la courbe S-N sur une échelle logarithmique pour chaque condition étudiée (PW, MAS, MRS et WH). De plus, l'analyse statistique a permis de proposer des courbes de

conception en fatigue plus appropriées à certaines conditions spécifiques. Finalement, les résultats sont comparés et discutés aux courbes existantes de conception en fatigue de l'IIW et de l'ADM. Ici-bas sont expliquées quelques clarifications concernant la nomenclature.

Vie infinie : le spécimen n'a pas cassé après un nombre cycle de chargements très élevé. L'essai est alors interrompu et l'hypothèse d'une vie en fatigue infinie est émise pour cette étendue de contrainte. À noter que certains essais qui ont atteint cette condition ont pu être exclus de l'analyse statistique.

Rupture dans le BM : le spécimen a cassé dans le matériau de base (BM), et non dans la soudure même. La vie en fatigue du joint même n'a donc pas été atteinte dans la zone soudée. En Annexe C, l'échantillon PW03-A montre une rupture dans le BM.

Rupture à la racine : le spécimen a cassé directement dans le noyau, en raison de la présence d'un manque de pénétration. L'échantillon n'est pas une soudure de qualité, mais un joint avec défaut à la racine de type manque de pénétration (MP).

Rupture dans le WH : le spécimen a cassé directement dans le noyau, en raison de la présence d'un trou de ver.

4.3.1. Soudures de bonne qualité (PW)

Avant de présenter les résultats de cette étude, une première constatation doit être émise. Les pièces utilisées dans cette étude donnent de résultats supérieurs à celles de Guo [42]. Les résultats de Guo donnent une pente de la courbe S-N de -3,48 avec un écart-type de 0,07 en considérant tous ses résultats avec essais à amplitude constante et variable. Dans l'étude présente, les résultats donnent une pente de -9,46 avec un écart-type de 0,118, ce qui est assez significatif comme différence. La figure 4.7 montre bien que l'inverse de la pente de la courbe S-N est plus douce dans la présente étude, donc plus permissive. Cela est expliqué par le fait que certains essais, pour sensiblement la même étendue de contrainte, ont une vie en fatigue deux à quatre fois plus élevée dans cette étude. Par exemple, pour une étendue de contrainte environ de 101,5 MPa, Guo a une vie en fatigue de 741 302 cycles alors qu'ici, elle est de 3 315 177 cycles.

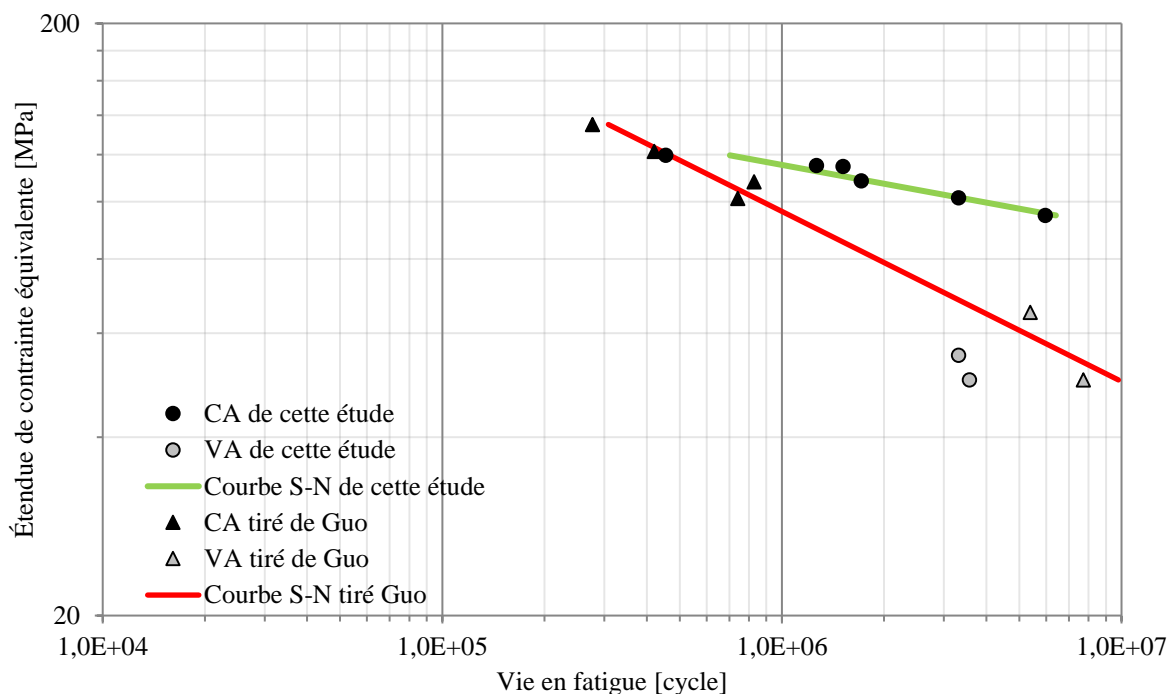


Figure 4.7 - Comparaison des courbes S-N des soudures de qualité (PW)

Qui plus est, les résultats de cette étude concordent avec d'autres sources de la littérature [43, 88, 92], donc il est à se demander si la pente obtenue par Guo avec la méthode statistique est valable. Le peu de données disponibles et les essais à amplitude variable ont pu falsifier sa pente calculée. C'est pourquoi les résultats des essais à amplitude variable par Guo sont rejetés de cette étude, et que seulement ceux à amplitude constante ont été intégrés à l'étude statistique pour obtenir le nombre de spécimens minimum recommandé. Une pente de -7,61 avec un écart-type élevé de 0,234 est obtenue, ce qui ressemble plus à ce qui a été observé dans la littérature. Aussi, les résultats des essais à amplitude variable étant trop dispersés de la moyenne, ils ont été écartés de l'étude statistique. Ainsi, la figure 4.8 présente les résultats des soudures de bonne qualité PW servant de données de référence. Ces résultats serviront à comparer les soudures contenant des défauts. La première constatation pouvant être émise est que les soudures optimisées donnent de bons résultats. La plupart des échantillons ont une vie en fatigue supérieure aux courbes de conception de l'ADM et de l'IIW. Tous les essais à amplitude constante (PW – CA) sont même supérieurs à la courbe ADM Cat. A, qui est le matériau de base soumis à un chargement axial. Aussi, il est possible d'avancer que les essais à VA, dans cette étendue de contraintes, auraient eu une vie en fatigue pratiquement infinie.

Au niveau de la sécurité, la norme AWS D17.3 exigerait une classe A ou B dans le cas d'une soudure SFM sur un tablier de pont en aluminium. Une défaillance de celle-ci pourrait engendrer une problématique au niveau structural pouvant limiter la charge et la fonction du pont, ou même causer des pertes de vie humaine.

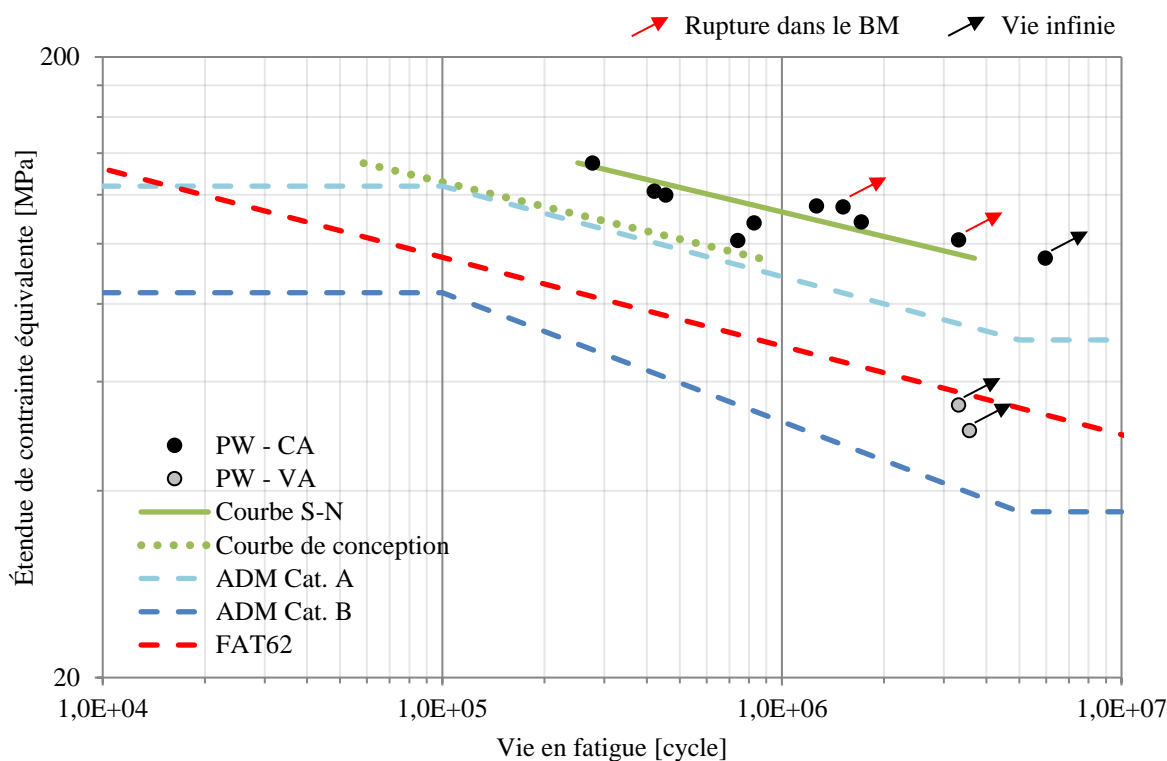


Figure 4.8 - Courbe S-N des soudures de bonne qualité (PW)

4.3.2. Soudures des pièces décalées du côté avançant (MAS)

Pour un décalage axial des pièces inférieur à 1,0 mm avec la plaque du côté AS surélevée, la figure 4.9 montre bien une diminution générale de la vie en fatigue, mais demeure tout de même près des soudures de référence. Les résultats, à part un seul essai, sont supérieurs aux courbes de conception. La pente de la courbe moyenne de régression est égale à $-7,71$ avec un écart-type élevé de $0,517$, ce qui est pratiquement la même pente que les soudures optimisées PW. La courbe de conception a été développée avec la méthode statistique de l'IIW présentée à la section 2.6.5. Elle se retrouve, dans le cas de cette configuration, sous la courbe ADM Cat. B.

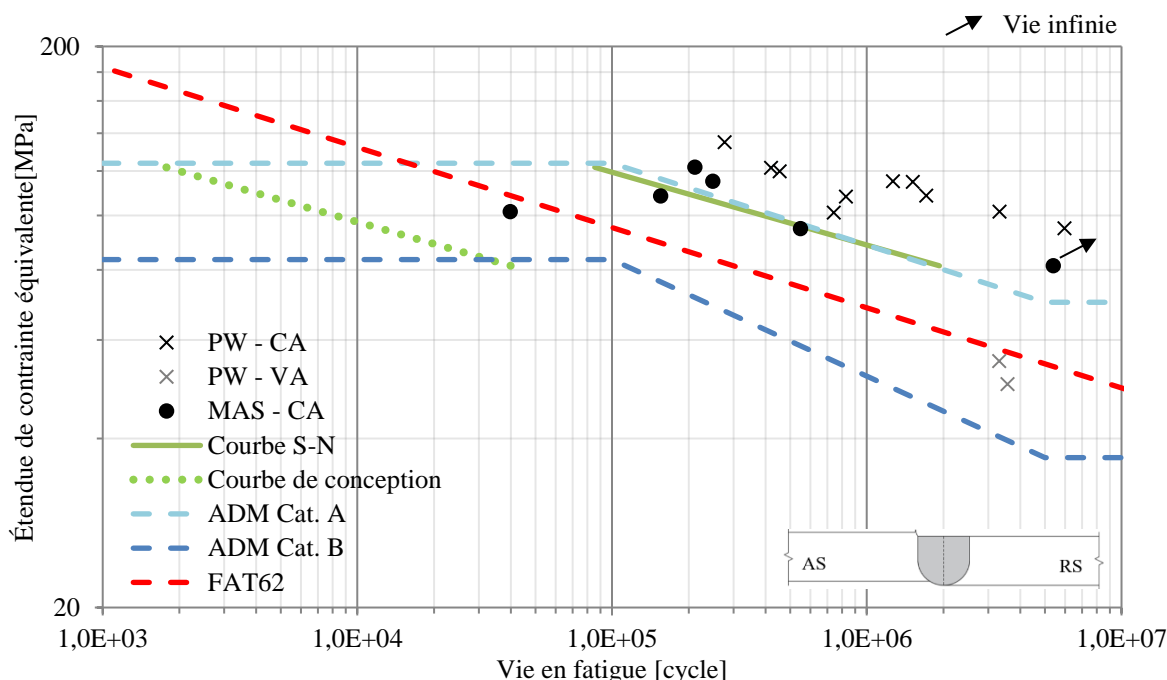


Figure 4.9 - Courbe S-N des soudures avec décalage du côté AS (MAS) inférieur à 1,0 mm

Il y a un écart assez important dans les résultats des essais. Le fait que le décalage n'est pas constant sur toute sa longueur peut expliquer cet écart. Pour tous les essais réalisés, la hauteur du décalage se situe entre 0,4 mm et 1,0 mm (moins de 10% de l'épaisseur initiale des plaques). Ceci fait en sorte que la courbe de conception en fatigue se situe sous la courbe ADM Cat. B. Sinon, tous les échantillons à un chargement CA ont cassé dans le bout de la soudure du côté AS, où il y a une forte concentration de contrainte au changement de géométrie à la surface supérieure. Ces soudures pourraient être de plus classées selon les tolérances de l'AWS D17.3. Au cas le plus critique, une soudure de classe C selon le critère de sous-épaisseur est obtenue (une sous-épaisseur de 0,95 mm est acceptable). Au niveau du décalage axial, il est difficile de le classer, puisque la tolérance initiale de l'épaisseur des plaques extrudées est inconnue. Le critère de sous-épaisseur domine dans ce cas-ci, soit une soudure de classe C. Malgré ceci, les résultats en fatigue obtenus montrent qu'une soudure SFM de classe C serait assez performante sur un tablier de pont aluminium.

Il y a eu aussi une intention de souder des pièces avec un décalage entre 1,0 mm et 2,0 mm. L'objectif était ainsi de souder assez de pièces pour obtenir au total 12 échantillons pour les essais de fatigue. Or, le joint ainsi soudé est pourvu d'un défaut de surface de type

cavité sur toute sa longueur, tel que montré à la figure 4.10, ce qui est un important site de concentration de contrainte. À l'inspection visuelle, cette pièce ne serait pas acceptée dès le départ. En plus, elle ne respecte pas la norme AWS D17.3 sur le critère de sous-épaisseur pour la classe C, qui est de maximum 10% de l'épaisseur des pièces, ni celui de la norme ISO 25239 qui est de maximum 0,5 mm. C'est pourquoi la décision de ne pas faire plus d'une soudure a été prise. La plaque a quand même été machinée pour obtenir 4 échantillons de fatigue. Ceux-ci ont été testés et, naturellement, la vie en fatigue est très faible pour chacun d'eux. La figure 4.11 montre à quel point la cavité est d'une profondeur considérable. La cavité est d'une profondeur de 2 mm et d'une largeur hors-tout de 2,6 mm.

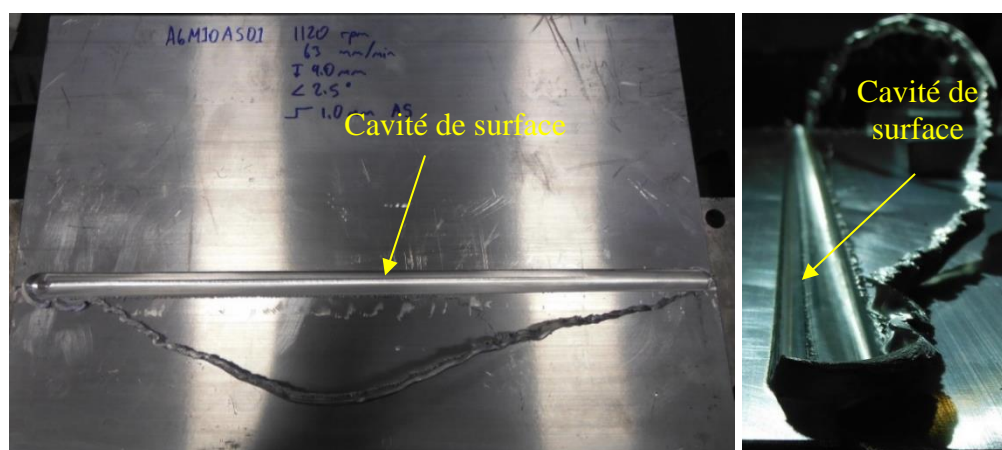


Figure 4.10 - Qualité de surface des soudures avec décalage du côté AS (MAS) supérieur à 1,0 mm

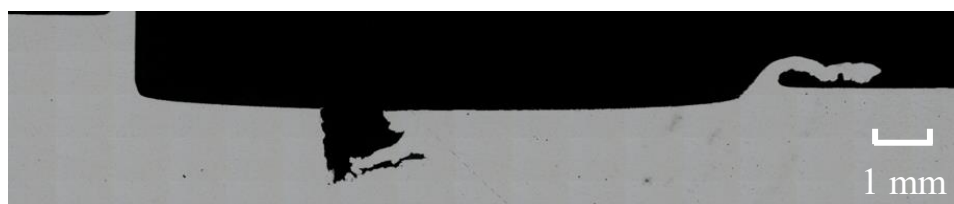


Figure 4.11 - Section d'un échantillon avec décalage du CA supérieur à 1,0 mm

La courbe S-N de la figure 4.12 montre que les résultats sont extrêmement faibles, donc inacceptables. Tous les échantillons ont obtenu des vies en fatigue très courtes, même avec de faibles étendues de contrainte. Les quatre essais sont sous la courbe de conception en fatigue ADM Cat. B. La pente de la courbe moyenne de régression égale à -8,44 avec un écart-type de 0,380 est plus élevée que les conditions présentées précédemment. Elle s'adoucit, mais elle demeure tout de même très restrictive.

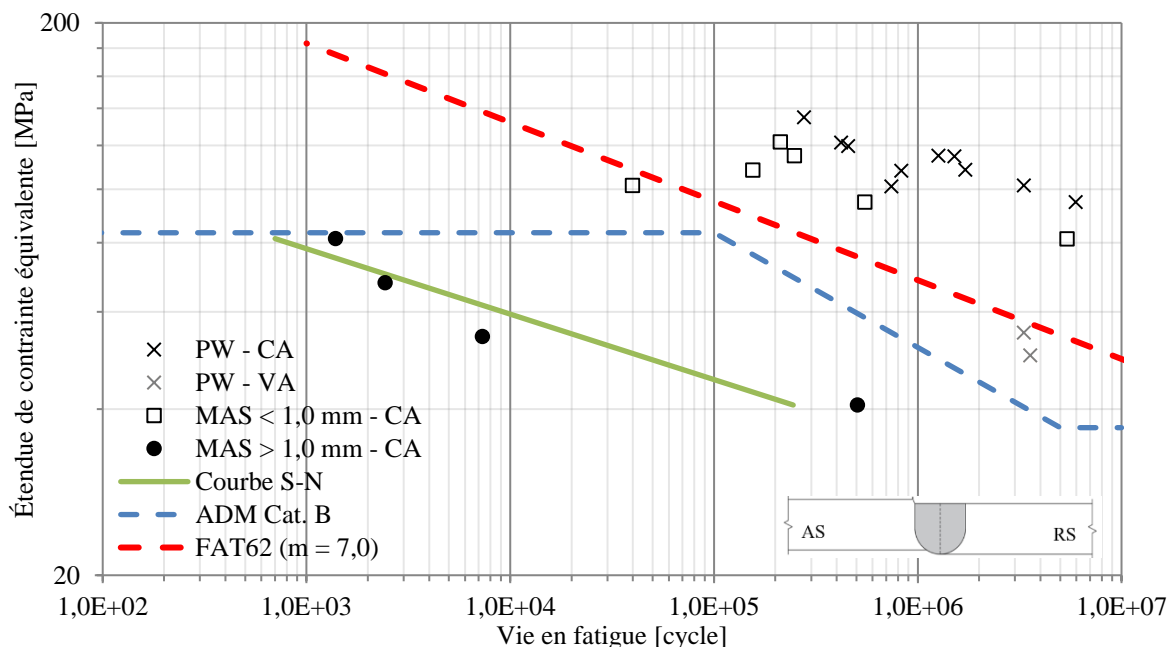


Figure 4.12 - Courbe S-N des soudures avec décalage du côté AS (MAS) supérieur à 1,0 mm

4.3.3. Soudures des pièces décalées du côté reculant (MRS)

La figure 4.13 présente les résultats obtenus lorsque c'est la pièce du côté reculant qui est surélevée, contrairement à la figure 4.9, où c'était celle du côté avançant. La courbe S-N à la figure 4.13 est assez près de celle des soudures de bonne qualité PW. Tous les résultats sont au-dessus des courbes de conception en fatigue. Il y a une très faible diminution de la vie en fatigue lorsqu'un décalage inférieur à 1,0 mm (environ 10% de l'épaisseur initiale des pièces) est présent dans une soudure. Malgré la variabilité dans la mesure de la hauteur réelle du décalage, les résultats des essais donnent une pente assez droite de -5,68, avec un écart-type respectable de 0,215. En effet, encore dans ce type de soudure, le décalage n'est pas constant sur toute la longueur d'une soudure. Il varie entre 0,4 mm et 1,0 mm. Il n'a pas été possible lors de la fabrication des soudures de conserver un décalage constant de 0,5 mm, comme il était prévu au départ. Par exemple, la mesure exacte du décalage de l'échantillon de fatigue nommé MRS05-A (début de la soudure) est égale à 0,697 mm alors que l'échantillon nommé MRS05-D (fin de la soudure) est égal à 0,837 mm. La même discussion qu'auparavant pour le décalage du côté AS peut être ici avancé par rapport aux normes AWS et ISO. Ce problème peut être lié à un mauvais choix de matériau pour la cale sous la pièce surélevée, comme discuté au préalable à la section

3.2.1. L'aluminium a un coefficient de dilatation thermique plus élevé que l'acier. Sous l'effet de la chaleur lors du soudage, la cale se dilate beaucoup plus que si elle avait été en acier.

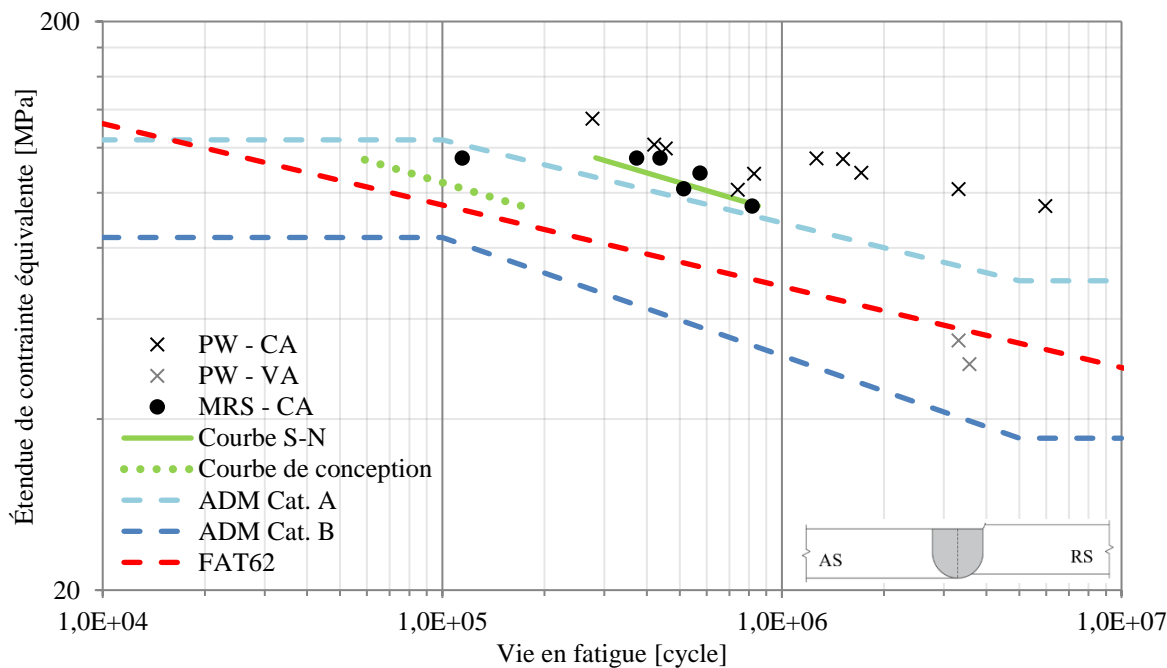


Figure 4.13 - Courbe S-N des soudures avec décalage du côté RS (MRS) inférieur à 1,0 mm

Qui plus est, ce type de défaut est pourvu d'une bavure excessive sur toute sa longueur. À l'inspection visuelle, ceci ne serait pas accepté tel quel. Il faudrait enlever la bavure en usinant la surface par polissage ou meulage. Ce sont des opérations supplémentaires qui engendrent des coûts additionnels de fabrication. Finalement, le défaut de décalage axial au RS inférieur à 1,0 mm, en termes de performance en fatigue, est acceptable, mais en terme pratique et constructif, il faudrait retirer la bavure excessive.

Encore ici, il y a eu aussi une intention de souder des pièces avec un décalage axial d'une hauteur de 1,0 mm qui, au final, se situe entre 1,0 mm et 2,0 mm. L'objectif était ainsi de souder assez de pièces pour obtenir au total 12 échantillons pour les essais de fatigue. Cependant, une seule soudure a été faite pour le décalage supérieur à 1,0 mm en raison d'un manque de matériel. Quatre échantillons ont alors été testés en fatigue et les résultats sont présentés sur la courbe S-N de la figure 4.14. En comparant cette condition à la condition de décalage axial inférieur et 1,0 mm, elle subit une baisse plus significative

de la vie en fatigue. Néanmoins, les résultats sont peu dispersés avec un écart-type plutôt faible de 0,130 et se situent au-dessus des courbes de conception de l'IIW et de l'ADM avec une pente de -7,40. Étonnement, un décalage axial supérieur à 1,0 mm du côté RS pourrait être toléré dans une optique de performance mécanique en fatigue.

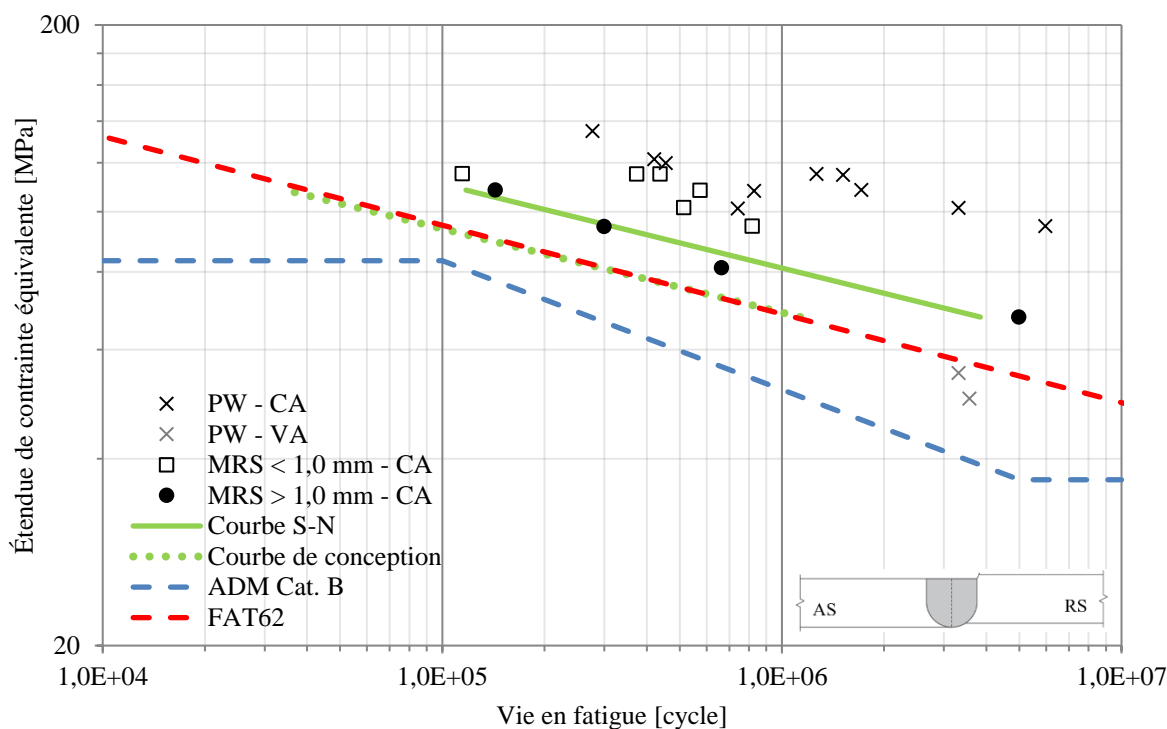


Figure 4.14 - Courbe S-N des soudures avec décalage du côté RS (MRS) supérieur à 1,0 mm

En contrepartie, ce type de décalage n'est pas pratique au niveau constructif non plus. Des opérations supplémentaires sont nécessaires pour retirer la bavure du côté RS. Peut-être même que des opérations délicates d'usinage seraient nécessaires pour adoucir le changement de géométrie entre le bout de la soudure et la pièce surélevée. Considérant les tolérances initiales de fabrication des extrusions à souder et un système de bridage rigoureusement installé par l'opérateur, il est invraisemblable de faire face à un décalage supérieur à 1,0 mm du côté RS, et même du côté AS.

4.3.4. Comparaison des soudures MAS et MRS

Il est recommandé de placer la pièce la plus épaisse du côté avançant lorsque deux pièces d'épaisseurs différentes doivent être soudées [93]. Ceci est, selon les soudures

obtenues dans cette étude, une question plutôt pratique. Un décalage axial du côté AS n'a pas de bavure, alors qu'une bavure excessive est présente sur toutes les soudures avec décalage axial du côté RS. La figure 4.15 illustre cette affirmation. Toutefois, si les résultats en fatigue dans les deux conditions (MAS et MRS) sont comparés, il est constaté que le décalage du côté AS a une vie en fatigue plus faible et un écart-type plus important que le décalage du côté RS. En effet, la figure 4.16 montre que le côté du décalage a un effet sur la diminution de la vie en fatigue. Elle est supérieure pour les soudures avec décalage du côté RS. Pour cette dernière condition, la pente de la courbe moyenne est égale à -5,68 avec un écart-type de 0,215 alors que pour le décalage du côté AS, la pente est de -7,71 avec un écart-type de 0,517.

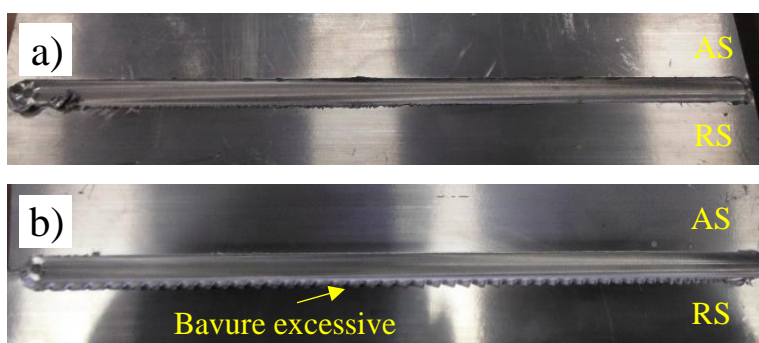


Figure 4.15 - Qualité de surface des soudures avec décalage inférieur à 1,0 mm a) Côté AS b) Côté RS

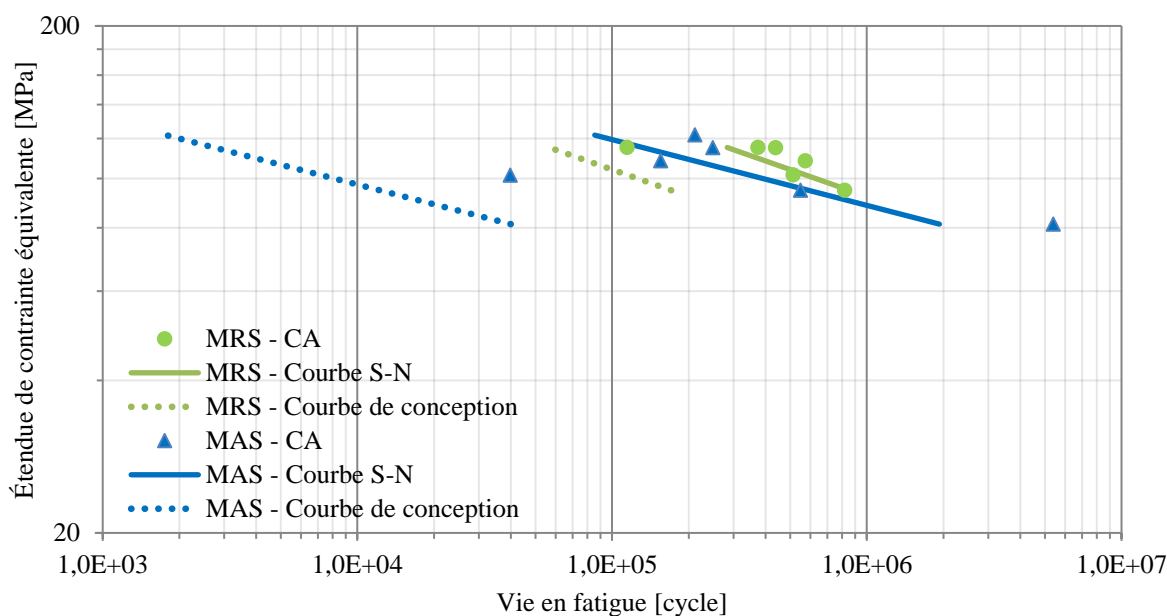


Figure 4.16 - Comparaison des courbes S-N pour le défaut de décalage AS vs. décalage RS inférieur à 1,0 mm

Guo [42] a démontré qu'une bavure excessive a un effet négatif sur la vie en fatigue, qui agit comme zone de concentration de contrainte, et de la diminution de l'épaisseur effective de la soudure. Or, c'est l'inverse qui est observé ici, soit que les échantillons constitués d'une bavure excessive (MRS) ont des vies en fatigue légèrement supérieures aux échantillons qui n'ont aucune bavure (MAS). De plus, cette condition offre une dispersion des données moins importante, ce qui montre une meilleure constance du joint dans sa longueur pour le décalage MRS. Dans les deux cas, la rupture des échantillons survient généralement du côté de la pièce surélevée, à partir du changement de géométrie pointé à la figure 4.17, où la concentration de contrainte est plus élevée. D'ailleurs, le changement de géométrie de la soudure MRS en b) semble moins sévère, du fait que le rayon de transition est moins prononcé que lorsque le décalage est du côté AS. Cela pourrait aussi expliquer les meilleurs résultats en fatigue. Pour réaliser une transition plus fluide en surface, un épaulement convexe avec spirales (*scroll-convex*) peut être utilisé.



Figure 4.17 - Partie supérieure des soudures avec décalage a) Côté AS b) Côté RS

Ceci est validé par une analyse par éléments finis faite sur le logiciel ABAQUS. Le profil réel d'une section de soudure avec décalage axial de chaque côté a été importé dans l'interface du logiciel. Ceci a permis d'estimer le facteur de concentration de contrainte sur toute l'épaisseur de la section lorsque soumis à un chargement en traction axiale unitaire. Des éléments de maillage de type quadratique ont été imposés au modèle. Le maillage a été raffiné jusqu'à ce que les résultats convergent à des valeurs plutôt stables. Effectivement, au pied du changement de géométrie en surface, ce facteur est supérieur lorsque le décalage axial est du côté AS. Dans cette condition, les figures 4.18 et 4.19 présentent un facteur de concentration de contrainte de 1,87 pour un décalage axial du côté AS alors qu'il est à 1,58 pour un décalage axial du côté RS. Qui plus est, les valeurs de ce facteur ont été introduites dans le modèle linéaire de mécanique de rupture présenté plus loin à la section 4.7.4.

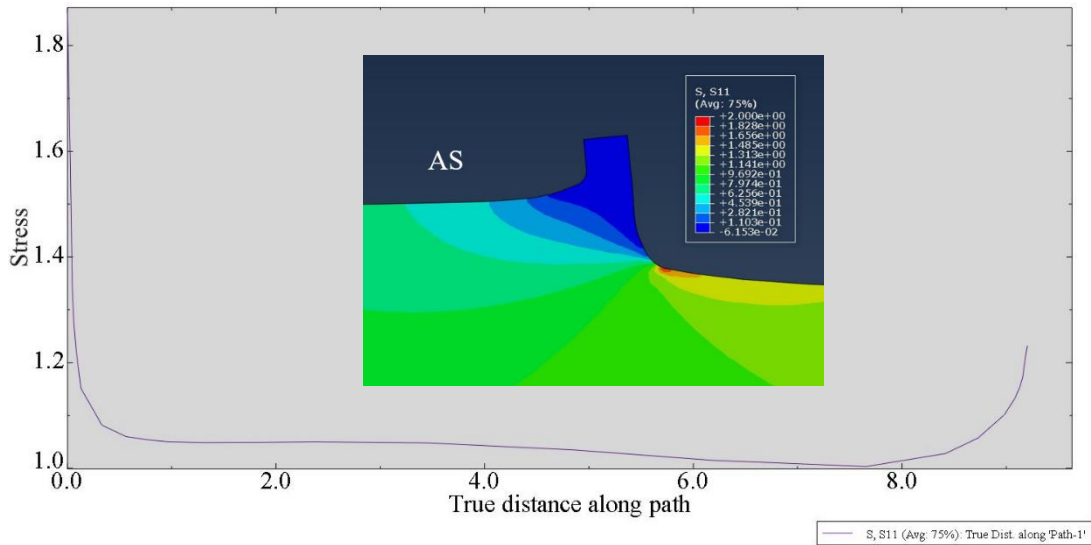


Figure 4.18 - FCC pour le décalage MAS simulé sur Abaqus

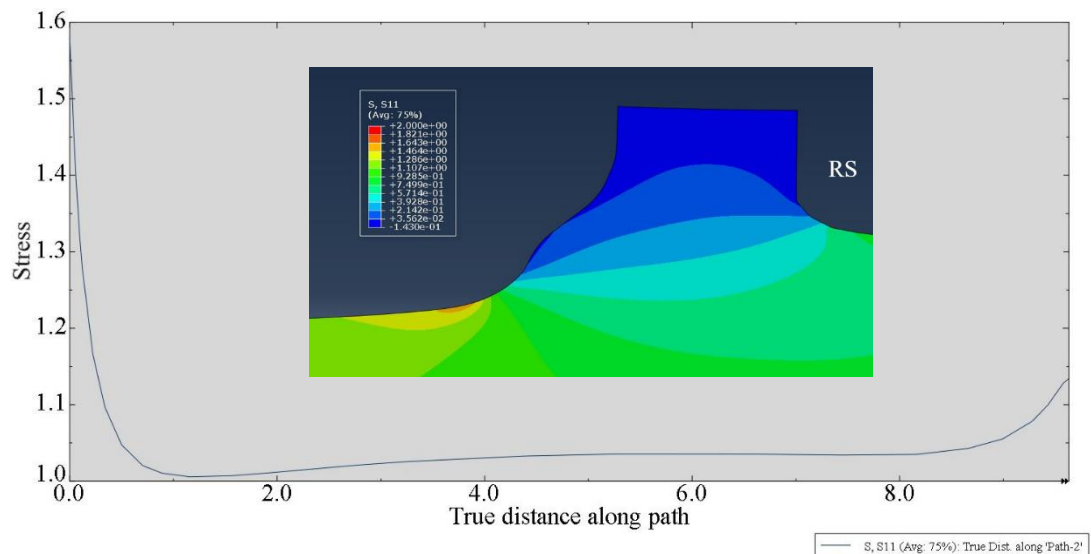


Figure 4.19 - FCC pour le décalage MRS simulé sur Abaqus

Par ailleurs, dans l'étude de Guo, la bavure a été générée en augmentant la profondeur de pénétration, ce qui engendrait systématiquement une diminution de l'épaisseur effective dans la zone soudée. Toutefois dans cette étude, la profondeur de pénétration est demeurée constante pour les deux conditions (MAS et MRS) et une légère diminution de l'épaisseur effective est observée. En considérant ce fait, la diminution de la vie en fatigue dans l'étude de Guo pourrait être un effet de la diminution de l'épaisseur effective avec site préférentiel à la fissuration du côté AS plutôt qu'un effet de la concentration de contrainte dû à la bavure seulement.

4.3.5. Soudures avec trou de ver (WH)

Les résultats obtenus pour les échantillons ayant un défaut de type trou de ver sont présentés à la figure 4.20. En consultant la courbe S-N ainsi obtenue, il est observé qu'un trou de ver diminue la vie en fatigue. Naturellement, ce défaut est une zone de concentration de contrainte disposant de deux sites d'initiation de fissure de fatigue, peut-être même plus. Par ailleurs, le trou de ver, présent dans la plupart des échantillons, n'a pas atteint une taille suffisante pour affecter la vie en fatigue de façon dramatique. Selon des mesures au SEM, la taille de la plus grande dimension du vide varie entre 0,25 mm et 0,9 mm. Les résultats sont tout de même au-dessus des courbes de l'IIW et de l'ADM. La pente de la courbe moyenne de régression est égale à $-7,00$ avec un écart-type de $0,415$ contre une pente de $-7,61$ pour les joints PW. L'Annexe D présente toutes les macrographies prises dans les soudures WH04, WH05 et WH06.

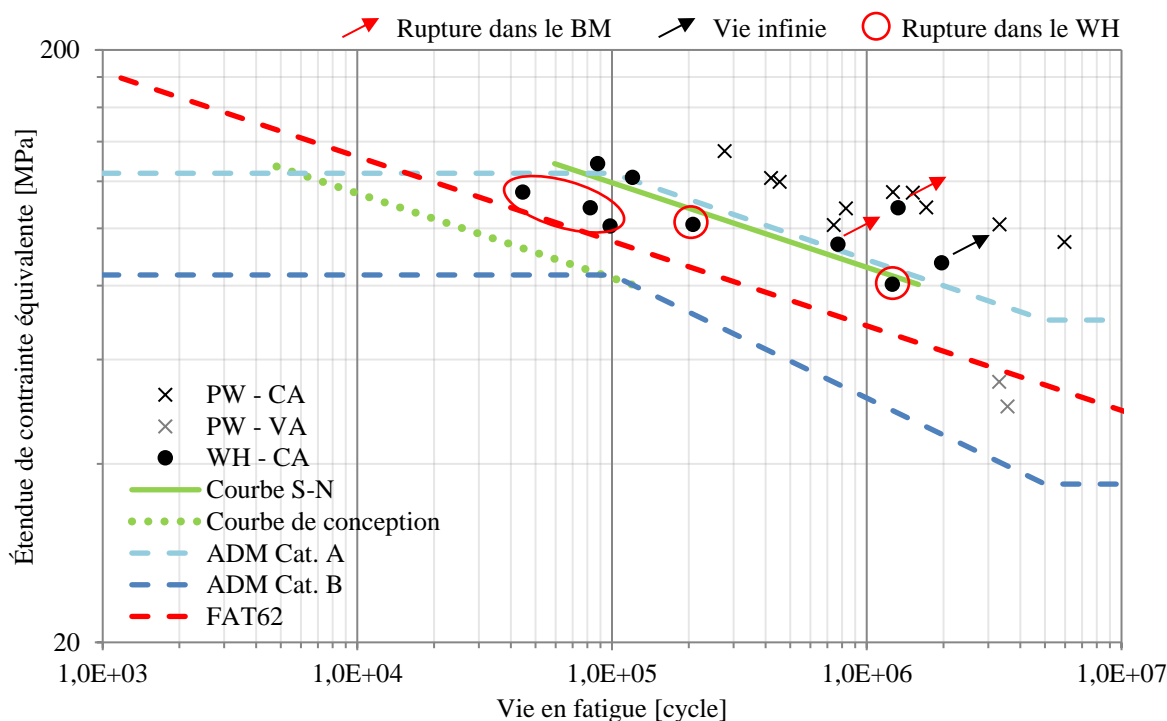


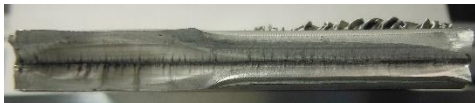
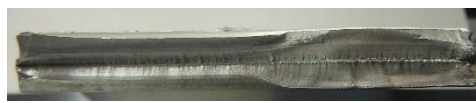
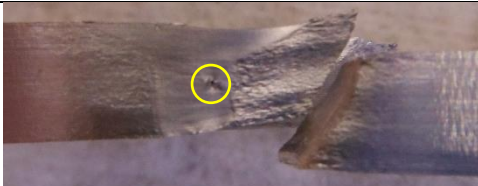


Figure 4.20 - Courbe S-N des soudures avec trou de ver (WH)

Toutefois, ce ne sont pas tous les échantillons qui ont présenté des signes de trou de ver. Sur dix échantillons testés, cinq ont cassé dans le noyau au sein même du trou de ver. Le reste a cassé soit dans la ZAT, soit dans le matériau de base. Le tableau 4.5 montre d'ailleurs quelques faciès de rupture où le trou de ver est clairement visible sur toute la

largeur de l'échantillon. L'échantillon WH06-A a cassé à 770 194 cycles pour une étendue de contrainte de 93,97 MPa. Sa rupture est survenue dans le BM, mais il y a présence d'un vide interne dans un côté de l'échantillon où il y a eu une elongation. Il semble donc y avoir un vide interne sur une petite partie de l'échantillon, comme observé durant l'inspection par ultrasons. L'échantillon WH04-D a cassé à 87 820 cycles pour une étendue de contrainte de 128,55 MPa et l'échantillon WH05-D a cassé à 120 097 cycles pour 121,80 MPa. La rupture dans la ZAT semble montrer qu'il n'y avait pas de trou de ver sur toute la largeur de l'échantillon. Il pourrait quand même en avoir un de faible taille sur une petite partie de la largeur, et si c'est le cas, celui-ci n'a pas eu d'incidence sur le site de rupture. L'échantillon ayant subi une vie en fatigue infinie est le WH06-C. Aucun des essais, métallographie ou ultrasons, n'a permis de détecter la présence d'un trou de ver dans les échantillons WH06-B, WH06-C et WH06-D.

Tableau 4.5 - Faciès de rupture après essais de fatigue

ID	Faciès de rupture Mors du haut	Faciès de rupture Mors du bas	Localisation rupture
WH04-C [240-310] mm			Noyau WH
WH05-A [30-100] mm			Noyau WH
WH06-A [30-100] mm		Face déformée à une distance de 30 mm à partir du début de la soudure	HAZ sous l'AS

Qui plus est, ce défaut est détectable par une inspection par ultrason (UT) et se traduit par une augmentation de l'amplitude du signal. Toutefois, le code des structures soudées en aluminium CAN/CSA W59.2 ne fournit aucune relation entre la taille d'une porosité interne et l'amplitude du signal de l'ultrason durant l'inspection, contrairement au code des structures soudées en acier CAN/CSA W59. Ce défaut pourrait être acceptable du point de vue performance en fatigue, mais la taille du trou est impossible à estimer par un test UT. Comme il est impossible d'évaluer la taille de cette discontinuité interne, un degré de tolérance du signal des ultrasons ne peut être établi. Peut-être qu'une inspection par rayon

X permettrait d'évaluer la taille de la porosité, mais pour l'instant, seulement une analyse métallographique permet de mesurer sa taille. De plus, la norme ISO n'accepte pas un tel défaut et la norme AWS donne une classe C à une soudure avec un trou de ver, car seule une cavité en surface est à rejeter pour cette classe. Toutefois, vu le fait que ce défaut est facilement évitable avec une optimisation des conditions et des paramètres de soudage, autant respecter la norme ISO et rejeter toute présence de défaut de cette nature.

4.4. Mesures des déformations

Comme discuté dans la section 3.5.1 de la méthodologie, des mesures de déformations durant un essai de fatigue ont été faites. Les jauges ont été placées dans les environs de soudure sur un échantillon décalé du côté RS et un autre décalé du côté AS. Les échantillons M05RS07-A et M05AS04-A ont été instrumentés de sorte à mesurer les déformations à la surface supérieure et à la racine lors d'un essai de fatigue. Les deux échantillons ont été soumis à un chargement CA avec des étendues de contraintes égales à 115,15 MPa et 114,99 MPa respectivement. À partir de ces mesures, une estimation simple de la distribution de contrainte peut ainsi être réalisée par la loi de Hooke à l'aide de l'équation (4.1). La valeur du module d'élasticité à température ambiante est imposée, soit de 69,5 GPa.

$$\sigma = E \cdot \varepsilon \quad (4.1)$$

Théoriquement, un échantillon décalé devrait subir une distribution de contrainte non uniforme due à un possible moment de flexion. Ceci est généré en raison de l'excentricité de la plaque surélevée de l'échantillon de soudure par rapport à l'axe de la machine d'essais de fatigue. L'échantillon durant l'essai subit deux types de contraintes ; la force axiale génère une contrainte uniforme et la flexion génère la contrainte non uniforme.

Ceci est observé dans lors des essais de fatigue, en supposant une distribution linéaire entre les points de mesure à la surface supérieure et à la racine. En analysant les résultats de l'échantillon décalé du côté RS aux figures 4.21 et 4.22, la distribution de contrainte est bel et bien non uniforme. À noter qu'à la figure 4.22, les courbes présentent les valeurs extrêmes de la déformation lorsque le chargement est soit au minimum soit au maximum. La courbe de déformation réelle oscille plutôt de façon sinusoïdale, telle qu'à la figure 4.23.

Considérant le chargement sinusoïdal durant l'essai de fatigue, la courbe pleine de la figure 4.21 est la distribution lorsque le chargement est au minimum, soit à 8,5 kN (12,79 MPa), alors que la courbe tiretée se définit lorsque le chargement est maximum, soit à 85 kN (127,95 MPa).

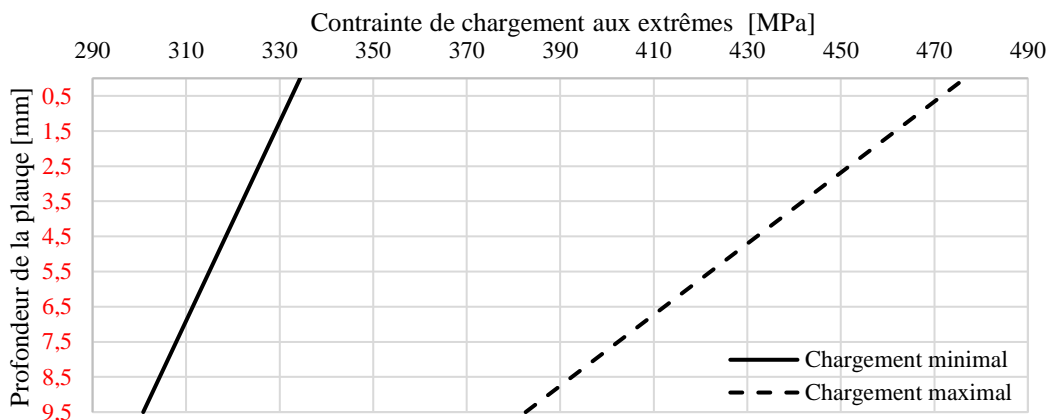


Figure 4.21 - Distribution de contraintes dans une soudure avec décalage du côté RS

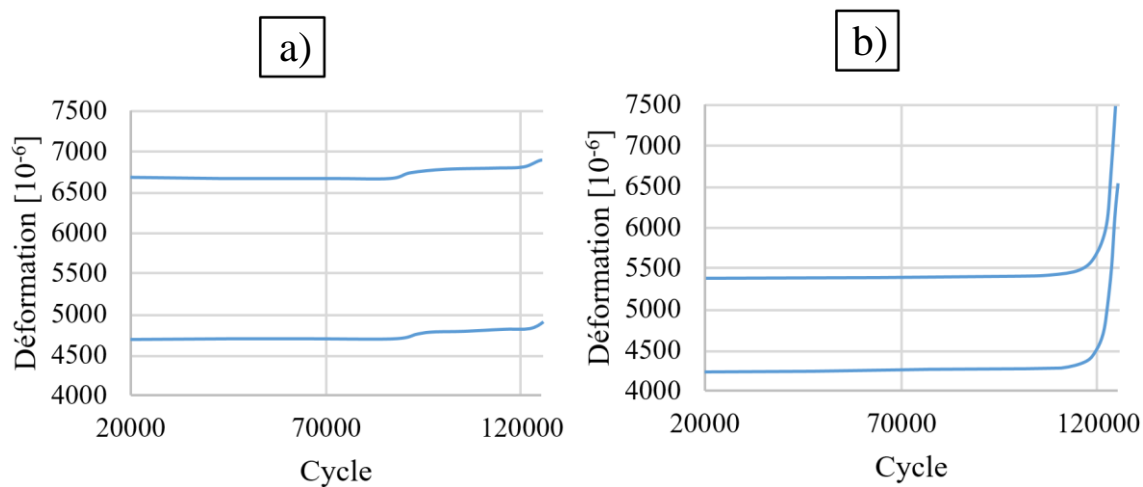


Figure 4.22 - Résultats des déformations de la soudure M05RS07-A a) Surface supérieure b) Racine

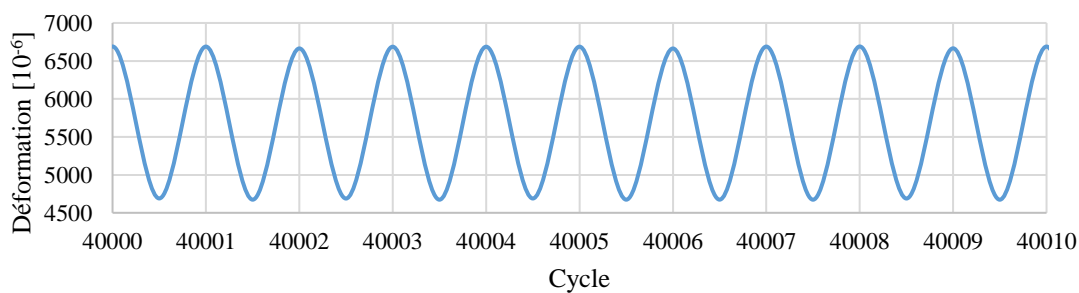


Figure 4.23 - Agrandissement de la déformation à la surface supérieure de l'échantillon M05RS07-A

La contrainte uniforme engendrée par le chargement axial durant l'essai oscille entre 12,79 MPa et 127,95 MPa. Dans le cas du décalage du côté RS, la contrainte moyenne calculée à partir de la déformation de l'échantillon oscille entre 334,4 MPa et 476,6 MPa à la surface supérieure ainsi qu'entre 300,8 MPa et 382,6 MPa à la racine. La tension dans cette configuration est plus importante à la surface supérieure qu'à la racine. La figure 4.24 montre que ceci survient aussi, de façon moins prononcée, dans la soudure M05AS04-A, où la plaque du côté AS est surélevée. La contrainte moyenne calculée oscille entre 330,1 MPa et 364,1 MPa à la surface supérieure ainsi que 323,6 MPa et 345,2 MPa à la racine.

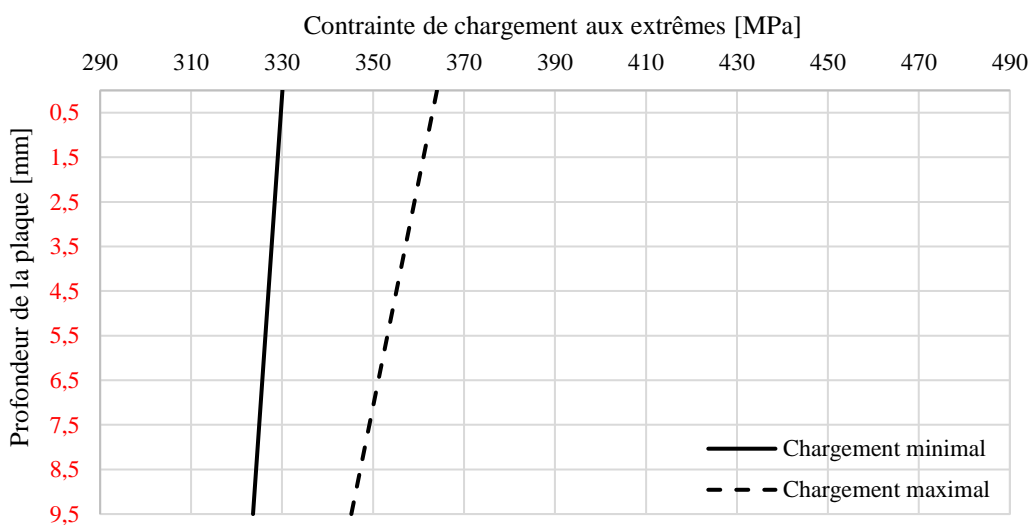


Figure 4.24 - Distribution de contraintes dans une soudure avec décalage du côté AS

Comme mentionné précédemment à la section 2.3.6, une contrainte en tension supplémentaire à la racine est plus critique qu'à la surface supérieure, puisqu'il y a la possibilité de la présence d'un défaut de type manque de pénétration. Toutefois, dans le cas de ces soudures, il n'y a aucune trace de défaut de ce type, donc en théorie aucune concentration de contrainte à la ligne de joint. Toutefois, il y a deux changements de géométrie, donc deux concentrations de contrainte locales. L'une à la racine et l'autre à la surface supérieure au bout de la soudure du côté de la plaque surélevée. Le rayon de transition est plus petit à la surface supérieure, ce qui fait qu'une traction supplémentaire en surface favoriserait une propagation de fissure en fatigue, à l'inverse de ce qui a été proposé par Ranjan et al. [47].

Qui plus est, des mesures de déformation à la figure 4.25 ont été prises à un chargement gravitant autour de 0 kN pour la soudure M05RS07-A. L'échantillon est installé dans les mors alignés et la machine d'essai en fatigue est au repos. La déformation est négative à la surface supérieure et positive à la racine. L'hypothèse de départ affirmant que la racine sera soumise à une tension supplémentaire, alors que la surface supérieure à une compression supplémentaire est ici vérifiée. Les valeurs de la tension à la racine et de la compression en surface observées à la figure 4.26 sont respectivement de -14,5 MPa et de +12,5 MPa.

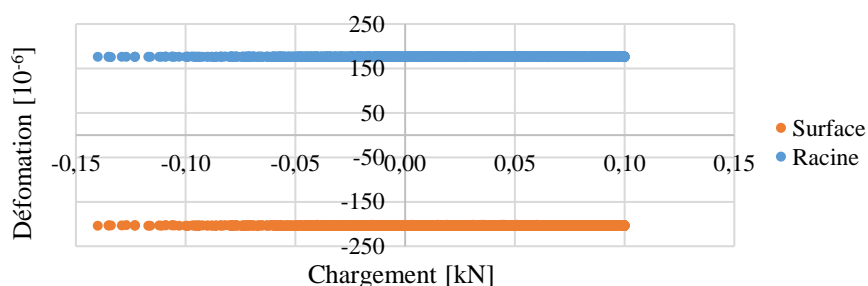


Figure 4.25 - Déformation des surfaces de la soudure M05RS07-A à un chargement de ± 0 kN

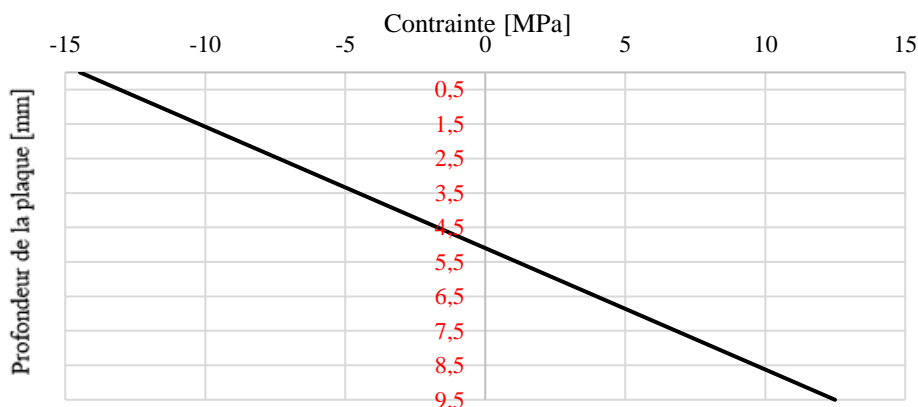


Figure 4.26 - Distribution de contrainte de la soudure M05RS07-A à un chargement de ± 0 kN

Ces résultats permettent ici de proposer le modèle de chargement à la figure 4.27. D'abord au repos, le serrage des pièces provoque une flexion dans le sens antihoraire, ce qui génère une compression à la surface et une traction à la racine. Après pendant le chargement, deux types de contraintes sont générées : la contrainte uniforme due au chargement axial et la contrainte de flexion dans le sens horaire créée par l'excentricité de la résultante par rapport à l'alignement de la machine.

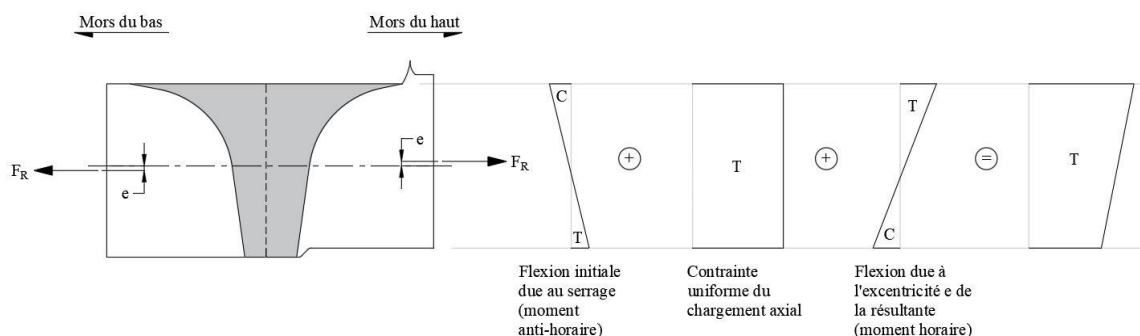


Figure 4.27 - Modèle de distribution de contraintes dans une soudure avec décalage axiale

4.5. Analyse métallurgique

L'analyse de la métallurgie d'échantillons prélevés dans les plaques soudées permet de donner quelques pistes d'explications concernant les résultats obtenus lors des essais de fatigue entre autres. Que ce soit au niveau de la taille et la forme de grains ou de la microdureté, une section de soudure est assez explicite.

4.5.1. Macrostructure des pièces brutes

Dans l'étude en fatigue de Guo [42], elle a utilisé des feuilles laminées de 9,53 mm d'épaisseur qui ont été coupées et usinées aux dimensions voulues. Ici, des barres extrudées de 200 mm de largeur et de la même épaisseur ont été utilisées pour faire les soudures. Le procédé de fabrication qui diffère, la structure cristalline initiale est différente pour les deux types de pièces. La figure 4.28 montre une comparaison des macrographies de la structure du matériau de base dans les deux cas. Les pièces laminées de Guo en a) montre une structure en couches. Les grains sont fins aux surfaces supérieure et inférieure, les grains sont grossiers dans les couches intermédiaires et les grains sont fins et allongés au centre. Ensuite, le matériau de base (6061-T6) des pièces extrudées ici utilisées en b) a une microstructure plus homogène sur leur épaisseur avec une taille de grains fins et une couche de grains grossiers en surfaces supérieure et inférieure. Dans une pièce extrudée, le taux de déformation local et une température élevée forment une recristallisation des grains en surface. Cette condition de surface est plus sensible à l'initiation de fissure en fatigue.

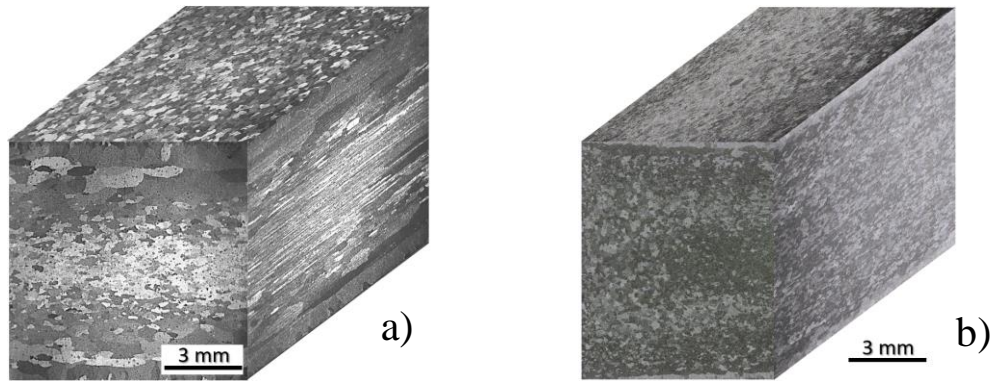


Figure 4.28 - Macrostructure a) Matériau de base des feuilles laminées [42] b) Matériau de base des barres extrudées

4.5.2. Microdureté

La figure 4.29 suivante présente deux profils de dureté. En a), ce profil est pour une soudure PW de Guo alors qu'en b), il en est de même pour une soudure PW de cette présente étude. Le profil de dureté de l'échantillon en b) montre un ramollissement plus important dans les soudures de cette présente étude, notamment dans la ZAT et dans le noyau du côté AS. Dans la ZAT, Guo a mesuré une microdureté maximale entre 50 et 60 HV alors qu'ici, celle mesurée se situe entre 45 et 50 HV. Il est connu qu'en diminuant la microdureté, la vie en fatigue augmente. En effet, une plus faible microdureté permet au matériau de subir des déformations plastiques plus souples à la pointe d'une fissure de fatigue, donc d'avoir un comportement plus ductile. Ceci pourrait être une explication concernant les écarts de résultats dans les essais de fatigue pour les échantillons PW, bien que la différence de dureté soit plutôt faible.

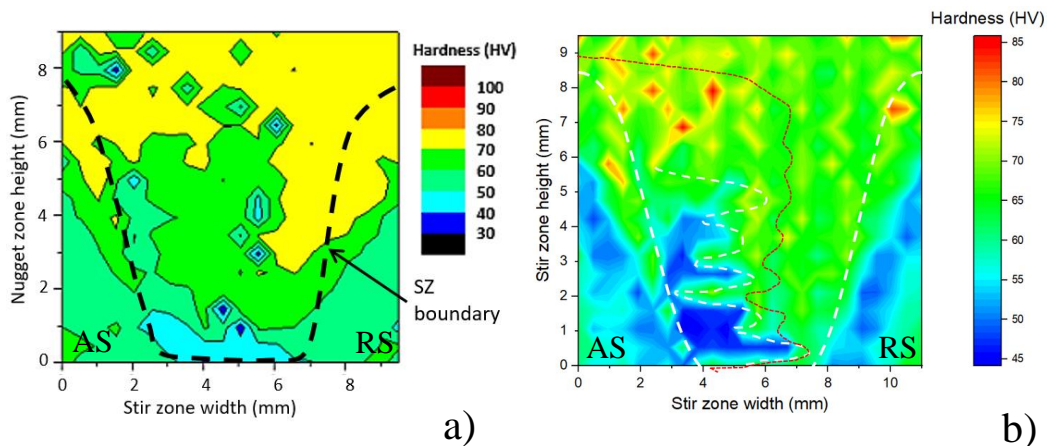


Figure 4.29 - Microdureté d'une soudure PW a) Guo [42] b) Présente étude

4.6. Analyses macrographiques

L'analyse au microscope d'une macrographie d'un joint prélevée dans les plaques soudées et coulée dans une rondelle de résine permet de donner quelques pistes d'explications concernant les résultats obtenus lors des essais de fatigue. Certaines analyses peuvent aussi être utilisées à des fins de mécanique de la rupture. Dans cette section seront discutées l'intégrité des soudures, les mesures prises sur les soudures avec un décalage axial et les mesures prises sur les soudures avec un trou de ver.

4.6.1. Manque de pénétration

Dans toutes les soudures réalisées dans cette étude, aucun échantillon testé en fatigue n'a fracturé à la racine ni démontré de signe d'allongement à cet endroit. La plupart des échantillons ont fracturé dans la ZAT et les fissures de fatigue des échantillons de type WH se sont initiées à partir du trou de ver. Donc, pour un défaut de décalage axial des pièces, si la profondeur de pénétration est suffisante, il n'y aura pas de manque de pénétration (MP) à la racine. Du moins, la taille de celui-ci n'affectera aucunement la vie en fatigue s'il en a un.

La figure 4.30 montre la racine d'un échantillon pour chaque condition de soudage (PW, MAS, MRS et WH). Ils ont tous à peu près le même patron à la racine, soit qu'un léger MP se transforme en ligne d'oxyde résiduelle (JLR) qui s'interrompt à l'atteinte du noyau de soudure. Exception fait que l'échantillon MRS en c) ne semble pas avoir de MP. Pour donner une idée de grandeur, le MP est de 78 μm pour l'échantillon PW, 38 μm pour l'échantillon MAS et 83 μm pour l'échantillon WH. Dans tous les cas, le MP est de taille inférieure à 300 μm , ce qui a été prouvé à n'avoir aucun effet sur la fatigue. En réalité, à cette échelle, il faudrait faire une microscopie à fort grossissement (500x) pour identifier s'il y a réellement un manque de pénétration. C'est pourquoi ici, il serait possible d'affirmer qu'il n'y ait pas de MP, mais seulement une JLR.

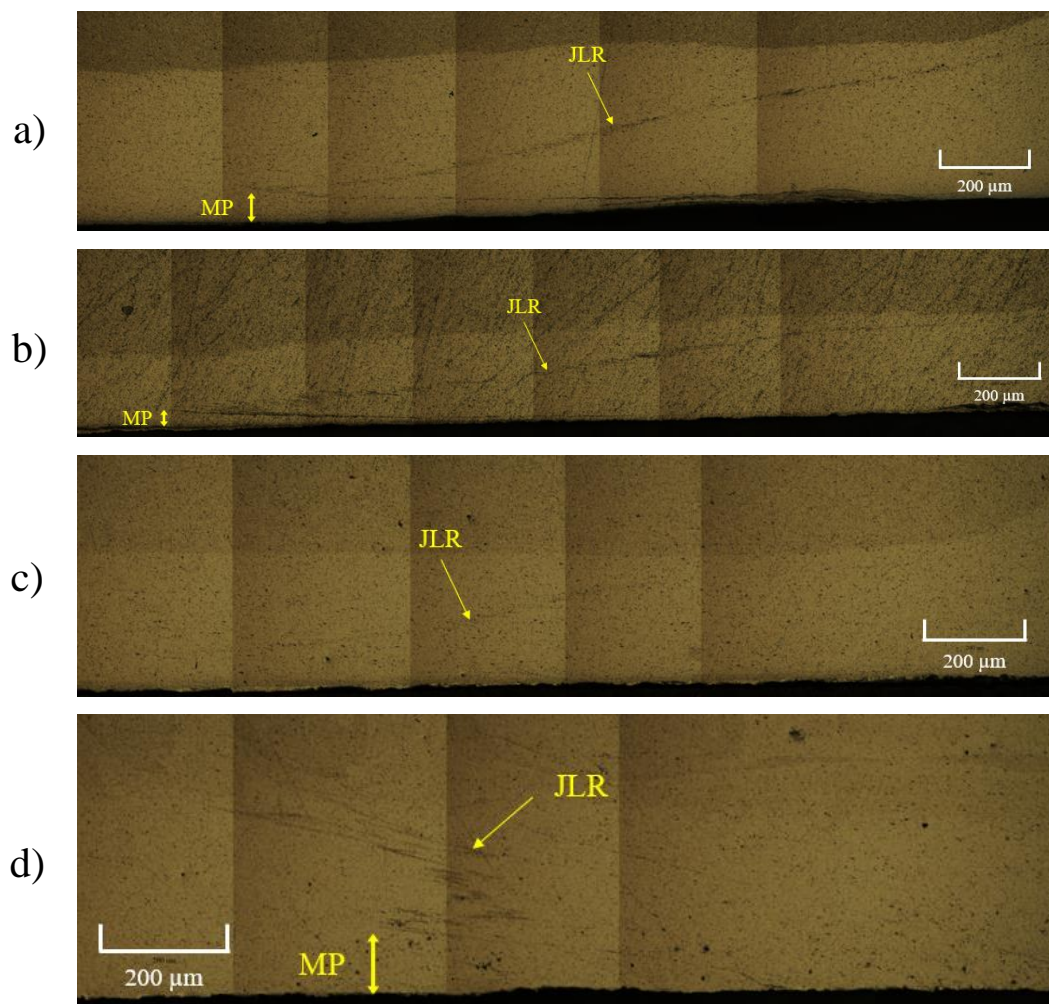


Figure 4.30 - Racine d'un échantillon de chaque condition a) PW b) MAS c) MRS d) WH

4.6.2. Échantillons avec décalage axial

Plusieurs composantes peuvent être mesurées sur une macrographie d'une soudure pourvue d'un décalage axial des pièces. Celles-ci ont été discutées à la section 3.8.3 et la figure 3.24 illustre ces particularités. Pour faire un rappel, il y a la hauteur du décalage, le rayon de courbure à la racine et l'épaisseur effective de la soudure. Le défaut de type sous-épaisseur peut se définir comme étant la hauteur de décalage. La figure 4.31 présente les valeurs réelles mesurées pour la hauteur du décalage. La hauteur moyenne d'un décalage axial du côté AS observé pour les échantillons mis à l'essai est de 0,83 mm alors que pour le décalage axial du côté RS est d'une hauteur moyenne de 0,65 mm. Quant à la figure 4.32, elle présente le rayon de courbure à la racine des soudures réalisé avec décalage axial.

Le rayon de courbure moyen d'un décalage axial du côté AS est de 33,5 mm alors qu'un décalage axial du côté RS est d'une hauteur moyenne de 42,1 mm.

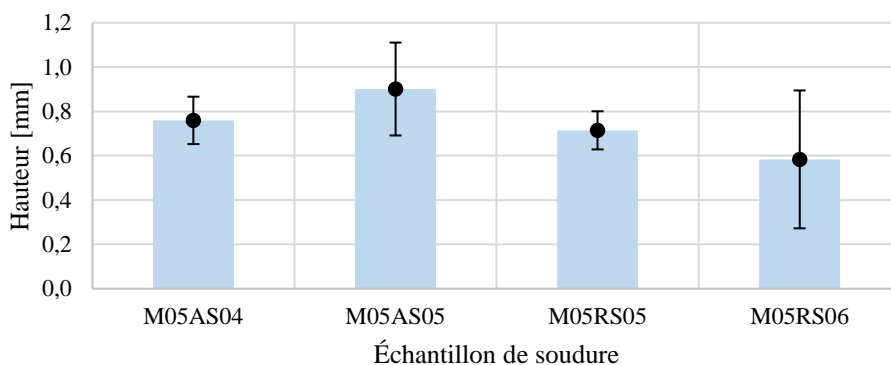


Figure 4.31 - Mesures de la hauteur du décalage axial pour quelques échantillons

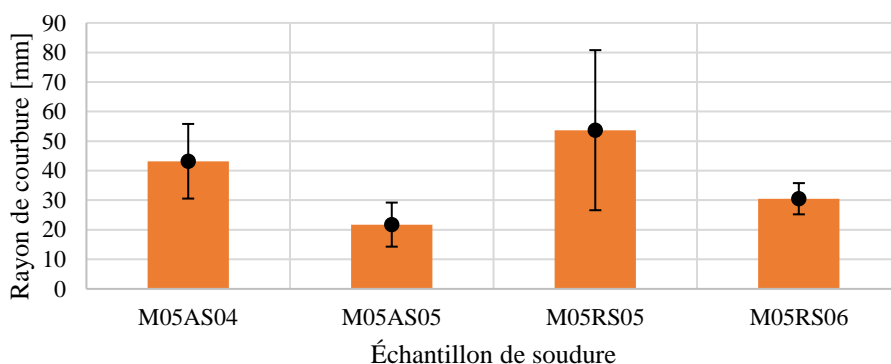


Figure 4.32 - Mesures du rayon de courbure pour quelques échantillons

4.6.3. Échantillons avec trou de ver

Le candidat au doctorat Luqman Ahmad Shah de l'UW a analysé au SEM les faciès de rupture de deux échantillons WH ayant fracturé dans le noyau en raison du trou de ver. À partir de ces images, il a pu estimer la hauteur moyenne du vide, ce qui pourra être utilisé lors du développement d'un modèle de prédiction de la vie en fatigue par une approche de mécanique de rupture. À la figure 4.33, en a) et en c) sont présentées des images du faciès de rupture d'un échantillon et en b) est présentée des agrandissements locaux de magnitude 30x. Les flèches bleues sont des exemples de mesures de la hauteur du vide. La discontinuité exprimée par le trou de ver provoque de multiples microfissures en « lignes de rivière ». Celles-ci se propagent à la fois vers le haut de la soudure et vers la racine.

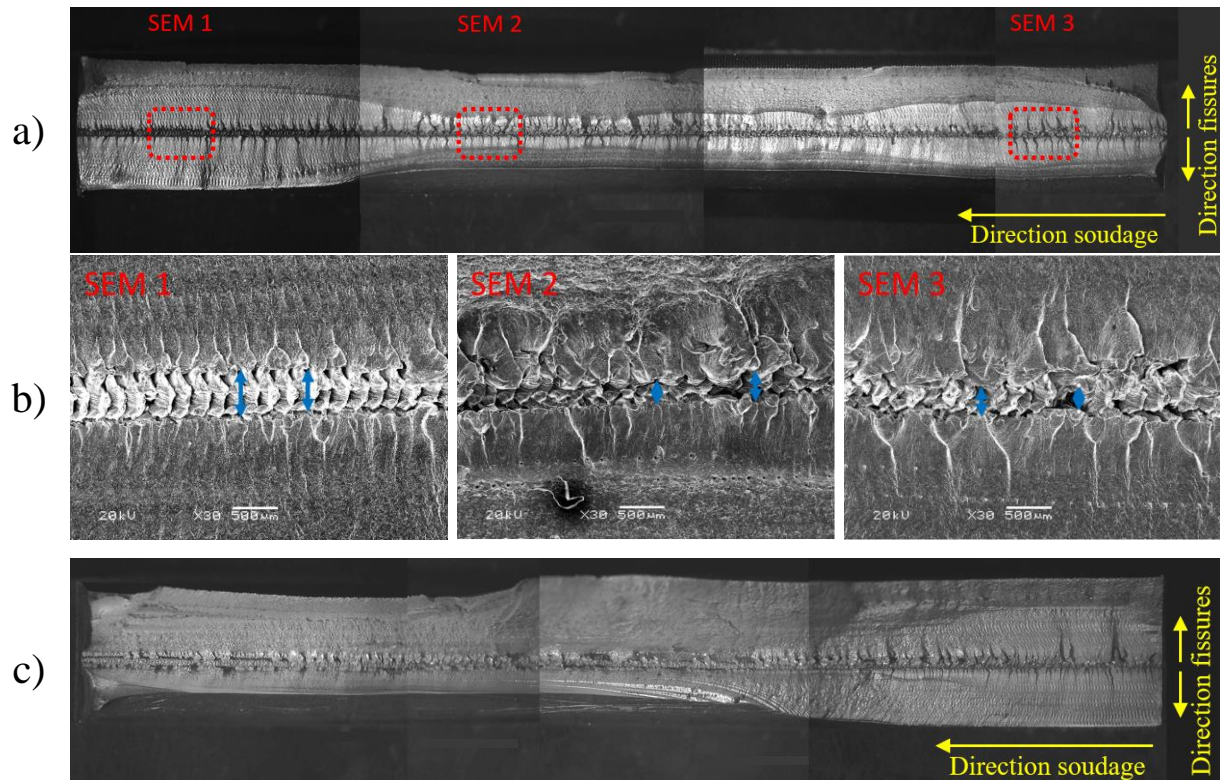


Figure 4.33 - Fractographies des échantillons a) WH05-B c) Grossissements de WH05-B c) WH05-C

Une conclusion à tirer est qu'il est difficile de mesurer une valeur juste de la hauteur en raison de l'inconstance du trou. La taille est variable selon la position de la mesure et certaines anomalies sont observées dans certaines zones du faciès de rupture. D'ailleurs, le vide est plus gros dans l'image du SEM 1 que dans celle du SEM 2. Malgré tout, l'estimation de la hauteur moyenne du vide mesurée au SEM est présentée à la figure 4.34 pour la soudure WH05. À partir d'une trentaine de mesures pour chaque échantillon, la taille du trou varie entre 250 μm à 850 μm , donc une moyenne d'environ 490 μm .

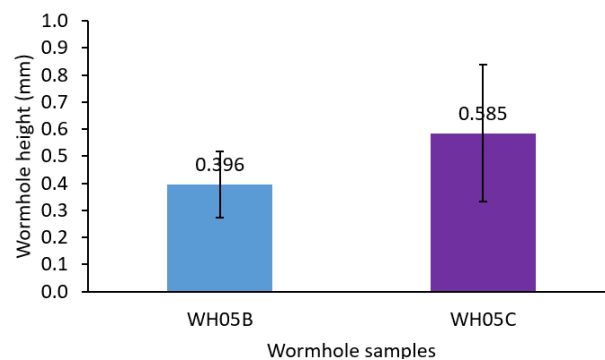


Figure 4.34 - Mesures au SEM de la hauteur du trou de l'échantillon fracturé

Comme présenté à la section 2.7.1, une inclusion ou un vide interne peut être idéalisé par une ellipse d'une hauteur de $2a$ et d'une largeur de $2c$. À titre d'exemple, la figure 4.35 a) montre l'ellipse d'un trou de ver avec une hauteur $2a$ de $38,6 \mu\text{m}$ et une largeur $2c$ égale à $61,4 \mu\text{m}$. Cette image a été prise sur une macroscopie d'un échantillon de la soudure WH04 prélevé à une distance de 328 mm à partir du début. Dans certains échantillons, aux alentours du vide, y sont aussi observées des fissures ayant pu se propager durant le chargement. Les flèches indiquent ces discontinuités sur la figure 4.35 b).

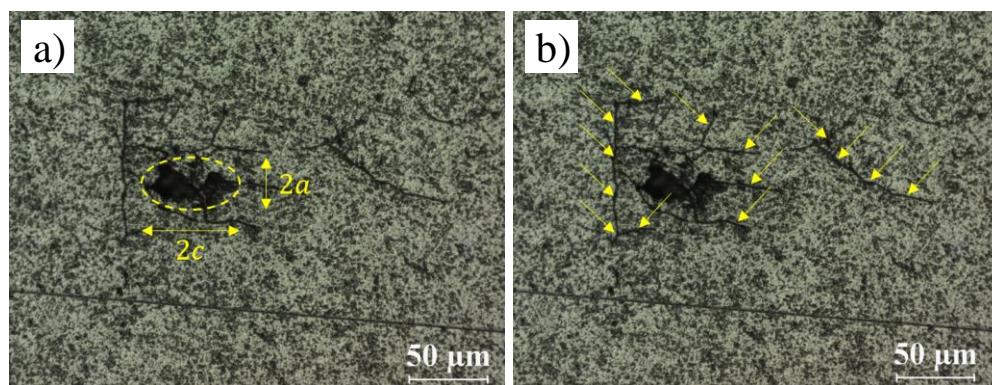


Figure 4.35 - Idéalisations au microscope optique de la forme d'un trou de ver

Les mesures des composantes de l'ellipse prises sur certains échantillons sont présentées au tableau 4.6. Comme les mesures prises au SEM s'avèrent être la hauteur estimée du trou, elles peuvent se définir comme la hauteur $2a$ de l'ellipse. De ce fait, les mesures prises au SEM de l'échantillon fracturé et celles prises au microscope optique d'une section transversale illustrent une certaine cohérence. Par exemple, la hauteur du trou mesurée à une distance de 223 mm de la soudure WH05 est égale à $792 \mu\text{m}$. Cette mesure se situe entre les échantillons de fatigue WH05-B et WH05-C, qui ont des hauteurs moyennes respectives de $396 \mu\text{m}$ et $585 \mu\text{m}$. De plus, la taille du vide demeure sensiblement constante dans les 300 premiers mm du joint, pour diminuer graduellement jusqu'à la fin de la soudure, telle qu'observée lors des inspections par ultrasons (voir section 3.8.4). Donc, pour des fins de mécanique de rupture et en considérant les mesures au SEM, la hauteur moyenne $2a$ d'un trou de ver peut être imposée à 490 mm . Pour être conservateur, la largeur moyenne $2c$ est calculée en considérant les mesures des sections au microscope des trous de largeur supérieure à $300 \mu\text{m}$, qui donne une valeur d'environ 550 mm .

Tableau 4.6 - Mesures au microscope optique des sections de soudure avec trou de ver

Soudure	ID	Position à partir du début [mm]	Hauteur $2a$ [μm]	Largeur $2c$ [μm]
WH04	A	118	337	449
	B	223	244	322
	C	328	38,6	61,4
	D	433	40,4	52,7
WH05	A	118	647	654
	B	223	792	750
	C	328	-	-
	D	433	159	118

Une dernière caractéristique à mesurer pour le trou de ver est la profondeur de ce vide par rapport à la surface supérieure. Celle-ci a été mesurée à une profondeur moyenne de 5,5 mm. Ce défaut produisant deux directions de propagation de fissure, vers le haut et vers le bas, son effet est plus complexe à estimer par un modèle linéaire de mécanique de rupture.

4.7. Mécanique de rupture

Ce concept permet grossièrement de prédire la phase de propagation d'une fissure de fatigue après l'initiation de celle-ci. La phase d'initiation d'une fissure se détermine à l'aide des méthodes conventionnelles d'inspection présentées à la section 4.6. Cette phase, estimée avec une technique basée sur la vie en déformation, est la plus déterminante dans les pièces sans imperfections ayant une faible rugosité. La phase de propagation de cette fissure permet de prédire le nombre de cycles qu'elle peut atteindre avant de devenir critique. Dans les pièces soudées, en raison des imperfections qui agissent comme initiateur de fissures, la vie en fatigue se développe majoritairement dans la phase de propagation. Un modèle linéaire de mécanique de rupture (LEFM) permet de prédire la vie en fatigue d'une soudure. C'est le cas pour les soudures constituées d'un décalage axial ou d'un trou de ver.

4.7.1. Présentation du modèle

L'IIW recommande d'étudier la résistance à la fatigue par l'intégration de la propagation d'une fissure da/dN de l'équation (2.11), qui dépend du facteur d'intensité de contrainte ΔK présenté à la section 2.6.2, et modifié à l'équation (4.3) pour une étendue de contrainte appliquée $\Delta\sigma_{app}$. La loi de Paris-Erdogan à l'équation (2.12) permet par la suite de calculer le nombre de cycles de chargement nécessaire à une fissure pour atteindre une longueur a . Lorsque cette longueur de fissure est égale à l'épaisseur d'une pièce, la rupture est atteinte.

$$\frac{da}{dN} = A \Delta K_{app}^m \quad (4.2)$$

$$\Delta K_{app} = Y_e \cdot Y_s \cdot Y_w \cdot Y_g \cdot \Delta\sigma_{app} \sqrt{\pi a} \quad (4.3)$$

où	Y_e	Facteur de forme pour une fissure elliptique
	Y_s	Facteur de surface libre
	Y_w	Facteur d'épaisseur de plaque
	Y_g	Facteur tenant compte d'une distribution de contrainte non uniforme

4.7.2. Paramètres de base

Les paramètres de la loi de Paris-Erdogan m et C , présentés au tableau 4.7, sont en quelque sorte les paramètres de résistance qui dépendent du matériau. Lorsqu'aucune mesure n'est disponible par rapport au matériau de base, l'IIW propose des valeurs de $C = 4,46 \times 10^{-10}$ et de $m = 3,0$. Pour un rapport de contrainte R de 0,1, Guo [42] a plutôt adopté des valeurs de $C = 7,88 \times 10^{-9}$ et de $m = 3,46$. Or, les résultats des simulations du modèle LEFM avec ces valeurs n'ont démontré aucune cohérence avec les essais expérimentaux, donc des constantes plus appropriées ont dû être trouvées. D'abord, la pente $m = 7,0$ de la courbe de conception FAT62 est plus adaptée aux courbes S-N expérimentales de cette étude présentées à la section 4.3. C'est cette pente qui est ainsi imposée au modèle. Ensuite, la constante C a été ajusté selon la configuration du joint.

Tableau 4.7 - Paramètres de la loi de Paris pour l'aluminium [45]

Unités	Paramètres de la loi de Paris	Seuil du facteur d'intensité de contrainte			
		$R \geq 0,5$	$0 \leq R < 0,5$	$R < 0$	Cavité de surface < 1 mm
$K [N \cdot mm^{-3/2}]$ $da/dN [mm/cycle]$	$C_0 = 1,41 \cdot 10^{-11}$ $m = 3,0$	21	$56,7 - 72,3 \cdot R$	56,7	≤ 21
$K [MPa\sqrt{m}]$ $da/dN [m/cycle]$	$C_0 = 4,46 \cdot 10^{-10}$ $m = 3,0$	0,7	$1,8 - 2,3 \cdot R$	1,8	$\leq 0,7$

Les paramètres Y de l'équation (4.3) sont calculés selon les propositions de Albrecht et Yamada [94]. Pour le facteur Y_g , seules les pièces avec défaut de décalage axial ont une distribution de contrainte non uniforme. Ce paramètre se définit par le facteur de concentration de contrainte (FCC) distribué sur l'épaisseur de la pièce simulée dans la section 4.3.4. Les figures 4.18 et 4.19 présentées précédemment montrent la variation du FCC en fonction de l'épaisseur, donc le paramètre Y_g varie aussi selon la profondeur de la pointe de fissure calculée.

L'épaisseur des pièces détermine le paramètre de rupture d'une soudure. La rupture est atteinte lorsque la longueur de la fissure atteint 9,53 mm pour les soudures optimisées (PW) et pour les soudures avec décalage axial (MAS et MRS). Pour les soudures avec trou de ver (WH), une fissure possède deux pointes de propagation.

Pour une soudure optimisée, Menzemer [95] propose de considérer une profondeur initiale de fissure a_i de 0,025 mm. C'est ce que Guo a admis pour ses soudures PW et ses soudures avec bavure excessive. Dans cette étude, la même hypothèse sur la profondeur initiale de fissure est imposée aux soudures PW et aux soudures avec décalage axial (MAS et MRS). Quant aux soudures avec trou de ver (WH), les mesures au microscope optique et au SEM sont discutées à la section 4.6.3. En résumé, le trou de ver a une hauteur $2a$ de 0,55 mm, une largeur $2c$ de 0,55 mm et se situe à une profondeur de 5,5 mm à partir de la surface supérieure.

Pour le rapport de forme a/c , Guo a pris des mesures sur les faciès de rupture de la zone de propagation de fissures. Cette zone de forme elliptique permet de déterminer la

hauteur $2a$ et la largeur $2c$. Un rapport moyen de 0,58 a été adopté, en plus de faire l'hypothèse simplificatrice que le rapport est constant sur toute la vie en fatigue.

4.7.3. Soudures de bonne qualité (PW)

Comme point de départ, le modèle LEFM de cette étude a été validé à partir des soudures optimisées PW. Comme discuté précédemment, les paramètres de la loi de Paris recommandés par l'IIW n'a pas donné des résultats cohérents avec les résultats expérimentaux. C'est pourquoi la pente $m = 7,0$ de la courbe FAT62 appropriée aux joints SFM a été utilisée et la constante C a été ajustée à une valeur de $9,50 \times 10^{-19}$. Ensuite, une section de soudure de 70 mm par 9,53 mm, ayant une profondeur de fissure initiale de 0,025 mm, un rapport de forme après la rupture de 0,58 et un facteur de concentration de contrainte (FCC) de 1,0 sont les autres paramètres imposés, qui peuvent varier selon la configuration de soudures (MAS, MRS et WH). Ceci a permis de créer un modèle LEFM pour prédire une vie en fatigue similaire à celle mesurée expérimentalement pour la configuration PW, qui est montrée à la figure 4.36.

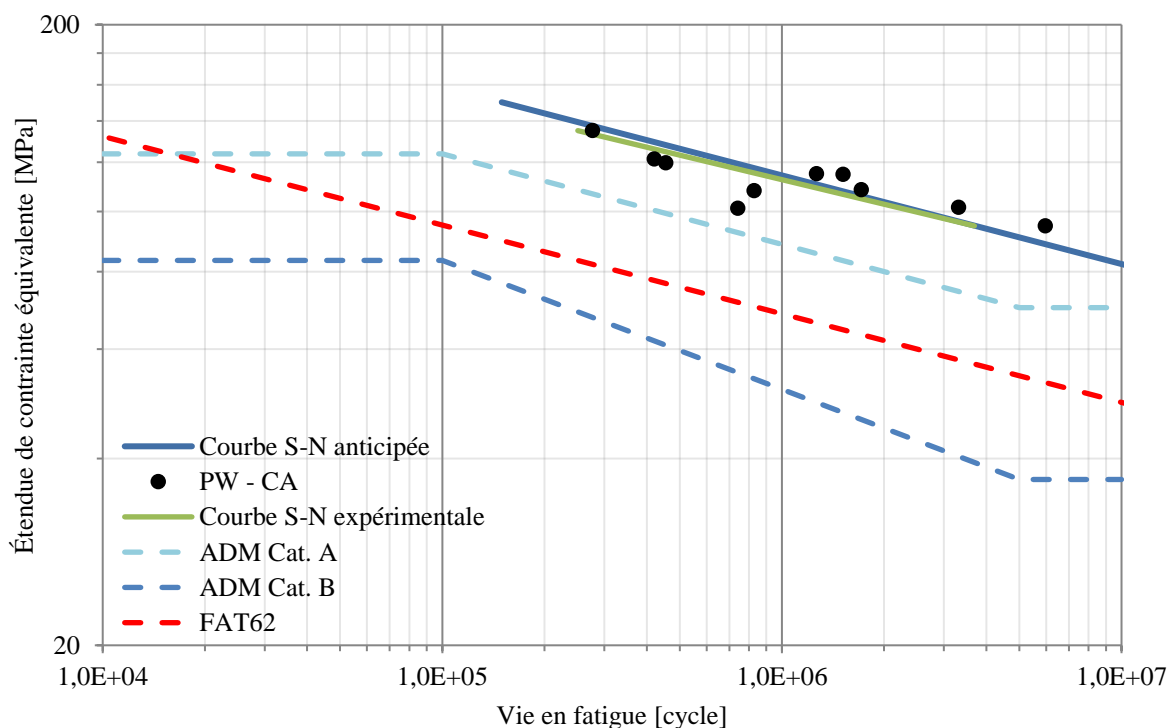


Figure 4.36 - Courbe S-N anticipée vs. courbe S-N expérimentale pour PW

4.7.4. Soudures des pièces avec décalage axial

Le modèle de cette condition a exactement les mêmes paramètres que ceux des soudures PW, sauf pour le FCC, qui varie selon la profondeur. Dans le cas d'un décalage axial du côté avançant (MAS) inférieur à 1,0 mm, la distribution du FCC est présentée à la figure 4.18 et la valeur maximale de 1,87 survient au pied de la bavure à la surface supérieure du côté AS. Au changement de géométrie à la racine, le FCC a une valeur de 1,23. La figure 4.37 montre le modèle de prédiction sous-estime fortement la courbe expérimentale.

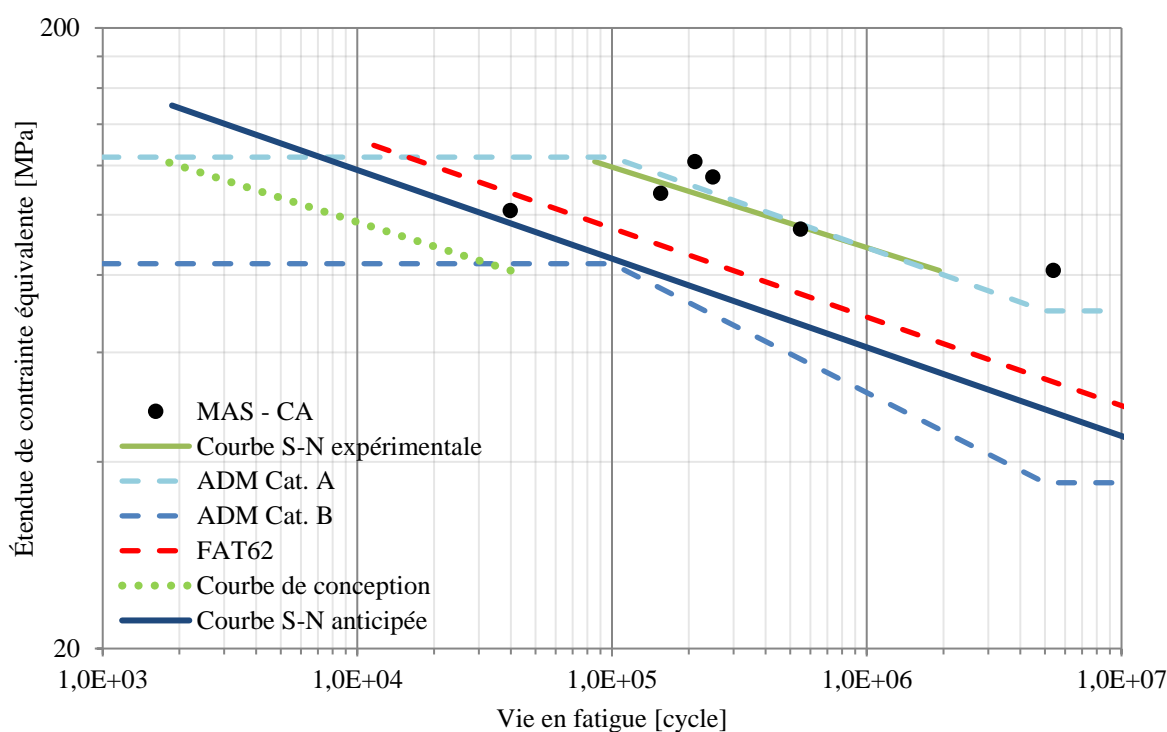


Figure 4.37 - Courbe S-N anticipée vs. courbe S-N expérimentale pour MAS

Même principe dans le cas d'un décalage axial du côté reculant (MRS) inférieur à 1,0 mm, mais le FCC est moins élevé. La valeur maximale de 1,58 survient au pied de la bavure à la surface supérieure du côté RS, alors qu'elle est de 1,11 au changement de géométrie à la racine. La figure 4.38 montre que le modèle de prédiction sous-estime toujours fortement la courbe expérimentale. Toutefois, dans ce cas-ci, la courbe de prédiction est très près de la courbe de conception en fatigue calculée selon la méthode statistique. En contrepartie, ceci ne semble être qu'une coïncidence. La pente de prédiction

est plus douce que celle expérimentale. En effet, la pente expérimentale est de l'ordre de 5,68 alors que le modèle en utilise une de 7,0. Ayant un FCC plus faible que la configuration MAS, les résultats ici prédits sont forcément supérieurs. C'est ce qui a été obtenu expérimentalement.

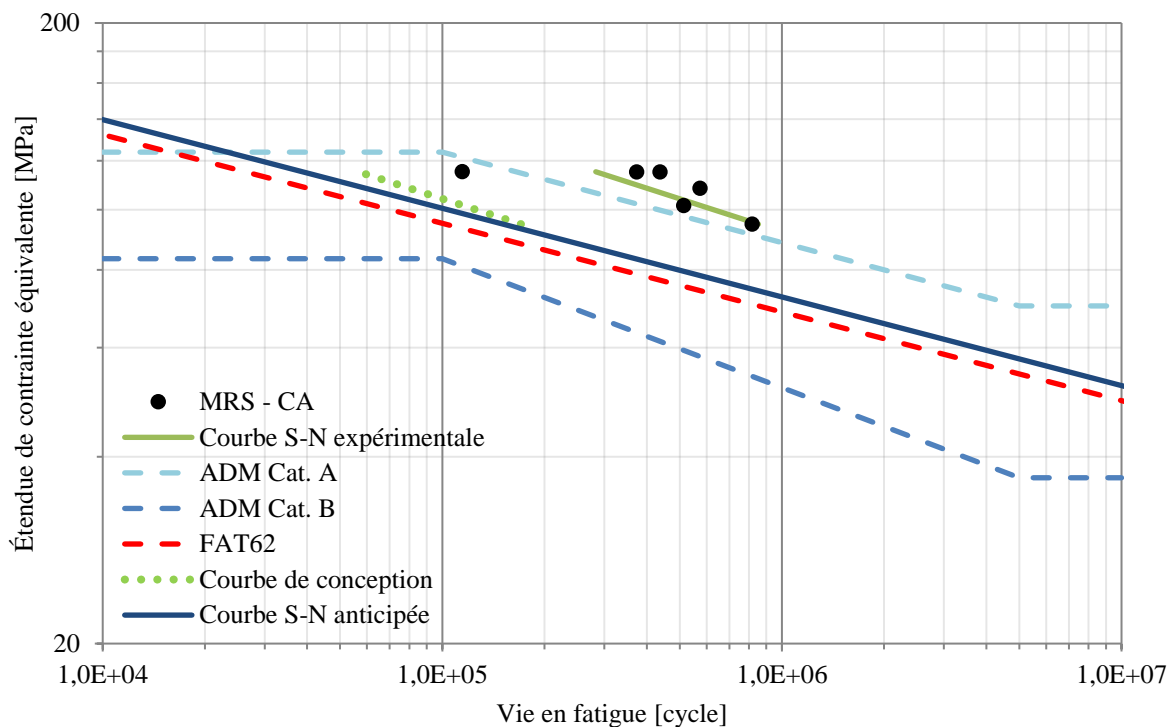


Figure 4.38 - Courbe S-N anticipée vs. courbe S-N expérimentale pour MRS

4.8. Fini de surface

4.8.1. Rugosité de surface

En premier lieu, la période d'apparition des stries a été calculée à partir des points minimums, ou vallées. Les résultats pour chaque soudure sont présentés au tableau 4.8 et à la figure 4.39 pour l'alliage 6061-T6. Pour observer la constance de la soudure et la répétabilité de l'équipement, l'écart-type de la période est mesuré et présenté sur cette même figure. L'écart-type peut donner une idée de la répétabilité d'un équipement et/ou de la constance d'une soudure.

Tableau 4.8 - Période et amplitude moyennes des soudures pour l'alliage 6061

#	Rotation [rpm]	Avance [mm/min]	Rapport [rot/mm]	Période moyenne [μm]			Amplitude moyenne [μm]		
				Fraiseuse	Portique	Robot	Fraiseuse	Portique	Robot
1	500	180	2,8	352	354	-	43,4	89,2	-
2	800	75	10,7	91,2	93,1	-	24,7	10,6	-
3	900	75	12,0	92,2	-	-	22,3	-	-
4	750	270	2,8	356	358	349	54,4	54,9	22,9
5	1200	120	10,0	98,6	-	-	30,9	-	-
6	1000	280	3,6	278	280	196	39,9	38,0	30,3
7	1800	350	5,1	190	184	181	24,6	20,4	42,2

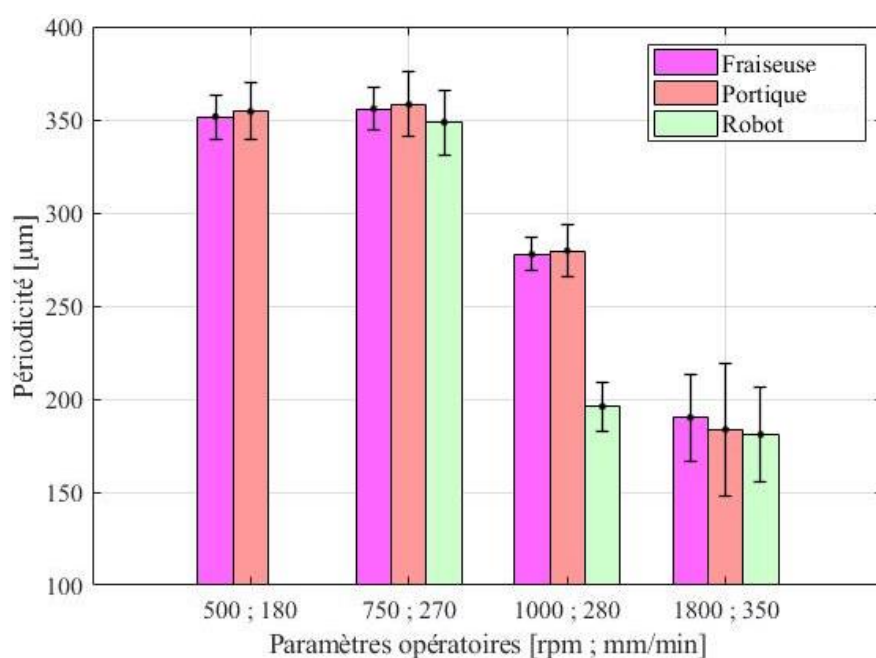


Figure 4.39 - Période moyenne des stries pour l'alliage 6061

Le taux d'apparition de strie au tableau 4.9 a de plus été calculé. Ce qui est observé dans la majorité des soudures est un taux d'une strie par rotation, excepté pour la soudure #3 de la fraiseuse et pour la soudure #6 du robot. Donc, physiquement, à chaque rotation de l'outil, il y a une strie qui apparaît. Par déduction logique, le nombre de stries par mm est exactement égal au rapport de vitesses $k = \omega/v$.

Tableau 4.9 - Taux d'apparition moyen des stries pour l'alliage 6061

#	Rotation [rpm]	Avance [mm/min]	Rapport k [rot/mm]	Taux apparition strie [strie/rot]		
				Fraiseuse	Portique	Robot
1	500	180	2,78	1,02	1,02	-
2	800	75	10,67	1,02	1,01	-
3	900	75	12,00	0,90	-	-
4	750	270	2,78	1,01	1,01	1,03
5	1200	120	10,00	1,01	-	-
6	1000	280	3,57	1,01	1,00	1,43
7	1800	350	5,14	1,02	1,06	1,07

La période moyenne des stries varie généralement peu, peu importe l'équipement. L'écart-type de la période entre deux stries est relativement faible, ce qui exprime une constance dans toutes les soudures et une bonne répétabilité pour chaque équipement.

De plus, une observation semble incohérente dans la figure 4.39. Pour la combinaison de paramètres #6, la période moyenne est plus faible pour les soudures du robot. L'écart-type reste faible, mais le tableau 4.9 montre un taux d'apparition de stries égal à 1,43 strie par rotation pour le robot. Ceci peut s'expliquer par la combinaison de paramètres, qui peut faire entrer le robot en résonance mécanique combinée ou entraîner l'outil dans un désaxement lors de la fabrication de ces trois soudures. Quoi qu'il en soit, cet équipement est clairement plus sensible aux vibrations et aux déformations durant le soudage, et la valeur est aberrante.

Sinon, toutes les stries, peu importe l'équipement, ont une période moyenne similaire. Cette caractéristique est donc dépendante des paramètres opératoires seulement, soit de la vitesse de rotation et de la vitesse d'avance. Ainsi, la rigidité de l'équipement n'influence pas la période.

En second lieu, la moyenne de l'amplitude des stries a été calculée à partir des points maximums et minimums, soit les pics et les vallées. Les résultats pour chaque soudure faite dans l'alliage 6061-T6 sont présentés au tableau 4.8 et à la figure 4.40.

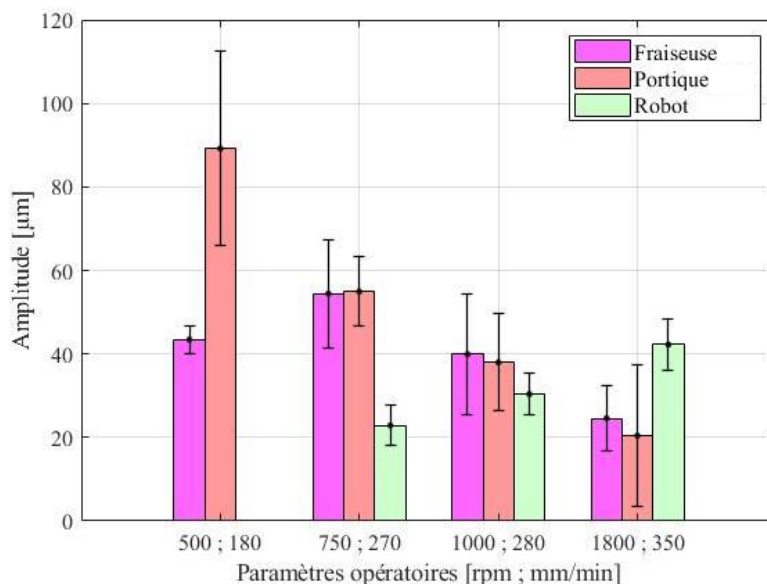


Figure 4.40 - Amplitude moyenne des stries pour l'alliage 6061

Pour l'amplitude des stries, elle semble dépendre de l'équipement. Les équipements plus rigides, soit la fraiseuse et le portique, ont des amplitudes similaires pour la plupart des paramètres. De plus, une tendance semble se définir à la figure 4.41. En effet, en augmentant le rapport de vitesse, l'amplitude diminue pour la fraiseuse et le portique, alors qu'elle augmente pour le robot. Ainsi, la rigidité d'un équipement et le mode de fonctionnement peuvent avoir un impact sur le profil de surface. Cette relation n'a toutefois pas pu être confirmée avec l'alliage 1375-50. Il semblerait pour cet alliage, lorsque le rapport de vitesse augmente, l'amplitude des stries diminue, peu importe l'équipement.

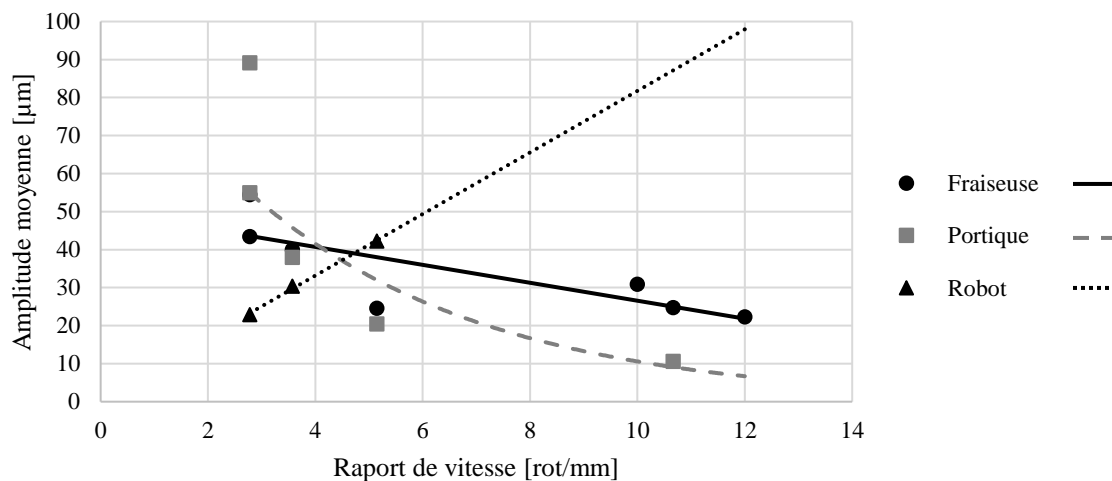


Figure 4.41 - Amplitude moyenne des stries en fonction du rapport de vitesse pour l'alliage 6061

Pour la fraiseuse et le portique, l'écart-type peut être assez élevé dans certaines soudures. Une explication possible est le type de contrôle durant le soudage. Bien que les pièces soient extrudées, des variations en épaisseur peuvent quand même survenir. Sur six pièces de 300 mm de longueur, une épaisseur médiane de 6,39 mm avec une tolérance de $\pm 0,08$ mm a été mesurée. Le fait d'être en contrôle de position avec la fraiseuse et le portique fait en sorte que lorsque les pièces augmentent en épaisseur, l'épaulement pénètre plus dans les pièces. L'inverse est aussi vrai. Comme la pénétration de l'épaulement affecte forcément le profil de surface, ce profil peut alors varier dans sa forme et dans son amplitude lors de variation de l'épaisseur des pièces. Aussi, l'écart-type élevé obtenu dans certaines soudures pour la fraiseuse peut être expliqué par la présence de défauts de surface.

Les stries produites par le robot offrent un très faible écart pour l'amplitude moyenne entre chaque soudure, ce qui montre qu'il offre la meilleure constance du profil. En ajout à la présence de stries, une ondulation est visible sur la figure 4.42 dans les soudures à 1800 rpm et 350 mm/min. À noter qu'il est le seul équipement à avoir utilisé un contrôle de force. Les variations dans l'épaisseur des pièces se font moins ressentir, puisqu'il change la profondeur de l'outil en fonction d'une force donnée. Il est à noter que l'échantillonnage s'est fait sur une plus petite longueur, puisqu'une partie au début de certaine soudure est rejetée, par exemple à la figure 4.43.

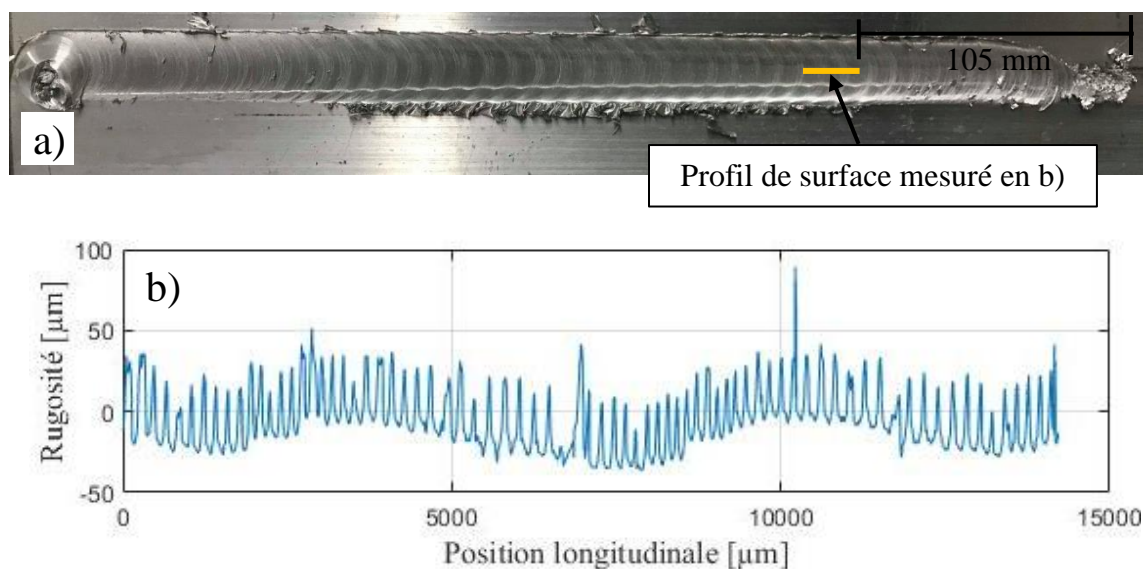


Figure 4.42 - Mesure de l'ondulation pour une soudure du robot à 1800 rpm et 350 mm/min

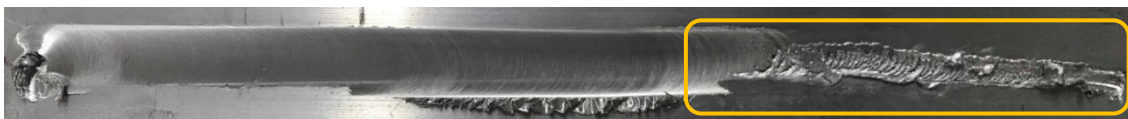


Figure 4.43 - Zone à rejeter d'une soudure faite avec le robot avec 750 rpm et 270 mm/min

Maintenant, pour le profil de surface de l'alliage 1375-50, le nombre de pièces à souder était plus limité. Notons d'emblée que cet alliage a été difficile à souder avec le robot. Quatre soudures au total ont été faites avec deux combinaisons de paramètres seulement. L'équipement ne permettait pas de souder les mêmes combinaisons de paramètres que les autres équipements. Qui plus est, les résultats ne sont pas forcément en continuité avec ceux présentés précédemment pour l'alliage 6061-T6. À part pour le taux d'apparition de stries qui demeure à une strie par rotation, la rugosité et la géométrie des stries ne sont pas nécessairement continues sur la longueur d'une soudure, ni répétable. La figure 4.44 illustre d'ailleurs que l'amplitude de la plupart des soudures faites avec la fraiseuse et le portique varie entre le début et la fin, en plus d'avoir un écart-type très élevé.

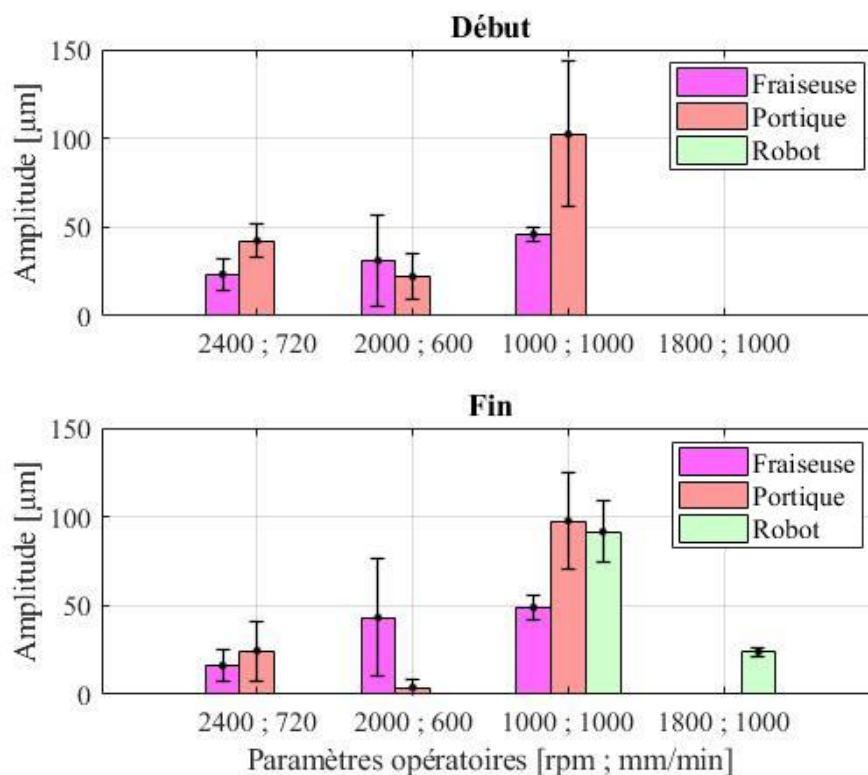


Figure 4.44 - Amplitude moyenne des stries pour l'alliage 1375-50

D'autres observations ont été notées. Les exemples dans les figures suivantes sont pour des soudures de l'alliage 6061-T6, mais peuvent aussi s'appliquer à l'alliage 1375-50. D'abord, au sein même d'une soudure, le profil de surface peut différer entre le début et la fin de celle-ci, comme en témoignent les figures 4.45 et 4.46. Surtout dans le cas de l'alliage 1375-50, les stries principales et les stries secondaires ont augmenté significativement d'amplitude entre le début et la fin de la soudure. Le profil de rugosité n'est pas toujours constant, ce qui peut être expliqué entre un apport de chaleur variable selon la position. Généralement, une soudure est plus stable vers la fin, car l'apport de chaleur dans les pièces et les équipements a atteint son régime permanent.

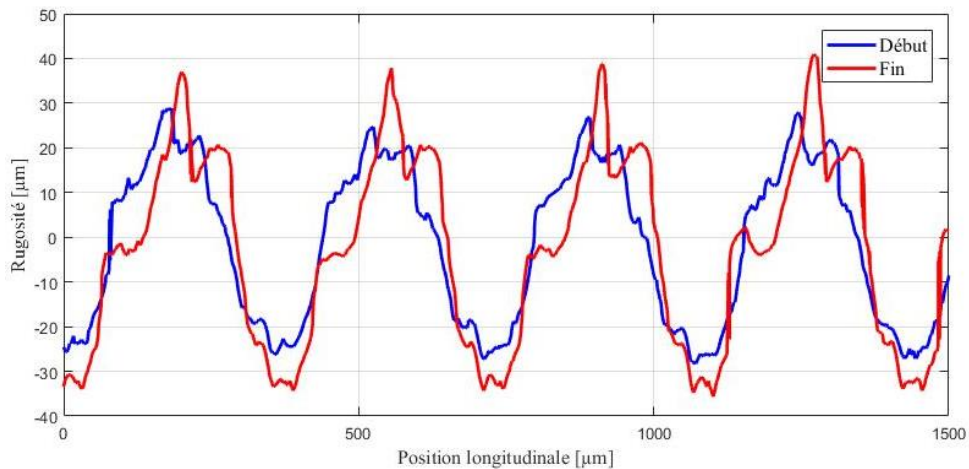


Figure 4.45 - Profil de surface pour l'alliage 6061-T6 à 750 rpm et 270 mm/min avec la fraiseuse

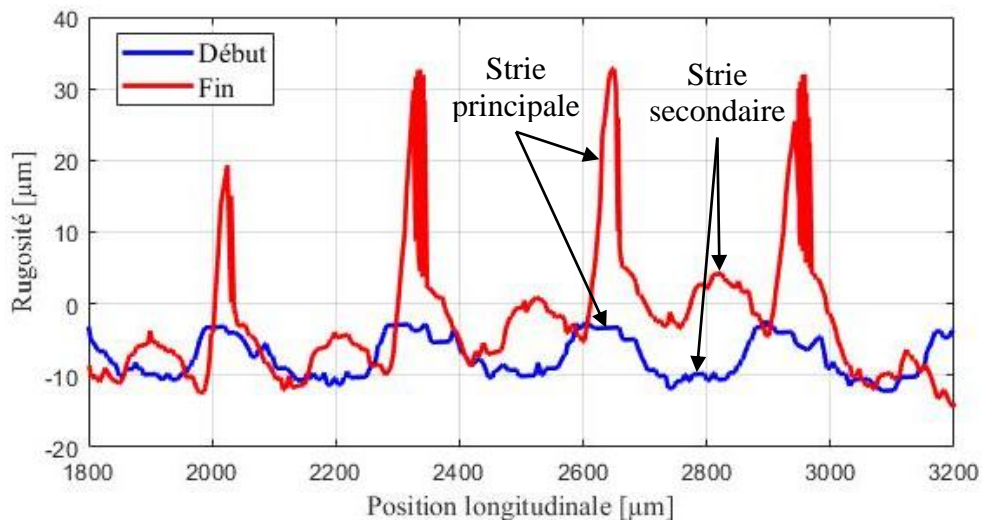


Figure 4.46 - Profil de surface pour l'alliage 1375-50 à 2400 rpm et 720 mm/min avec le portique

L'amplitude moyenne des stries offre dans certaines soudures un écart-type relativement élevé. Ceci peut être relié aux écarts d'amplitude entre les stries du début d'une soudure et celles de la fin, telle qu'expliquée précédemment. L'amplitude ne serait pas uniforme sur toute la longueur de la soudure. Les soudures du robot restent assez constantes, mais pour les soudures des deux autres équipements, l'amplitude peut varier entre le début et la fin, tel qu'il est remarqué dans certains cas de la figure 4.47.

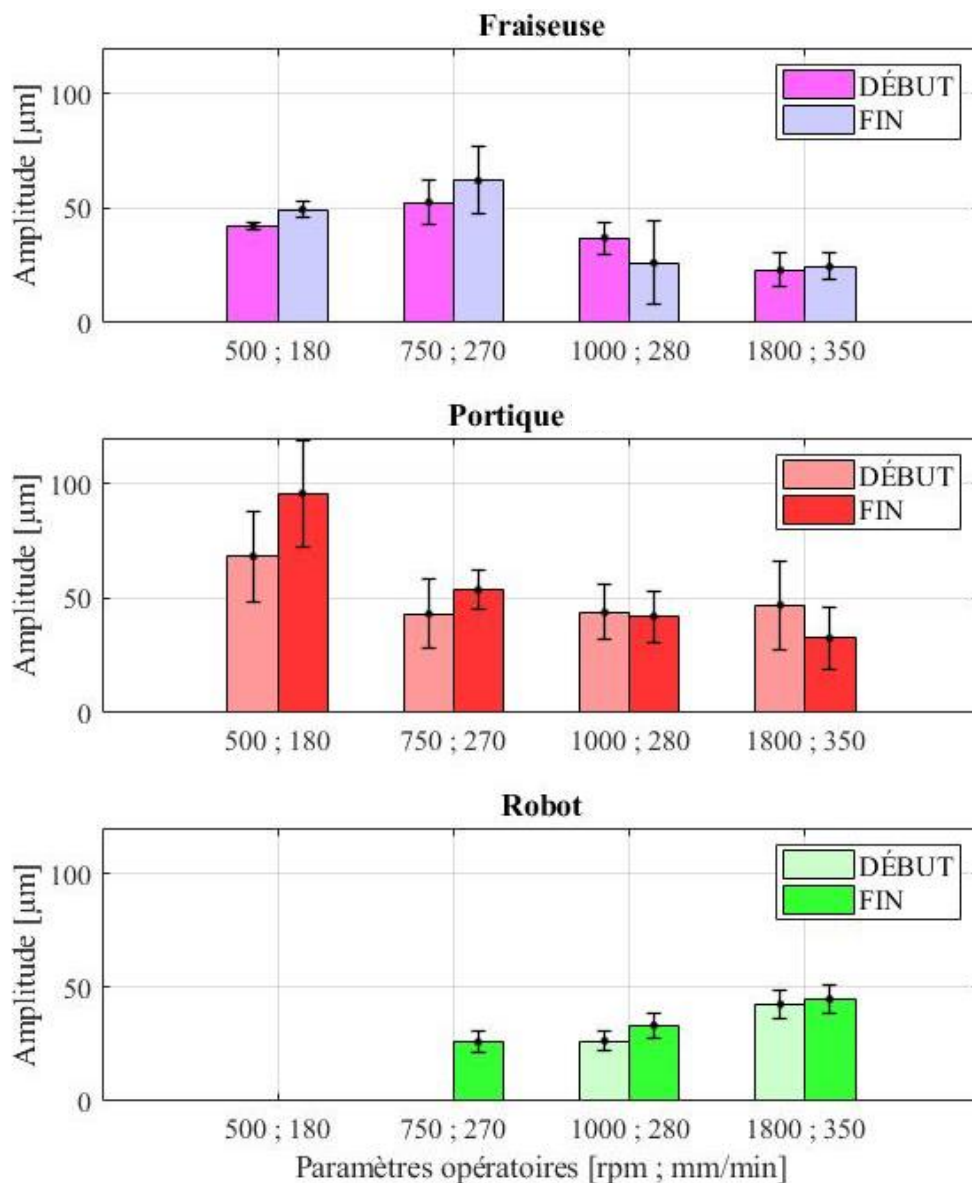
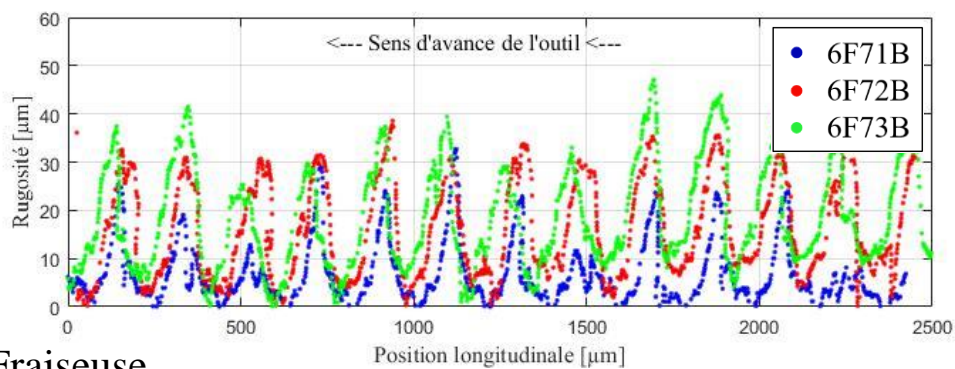
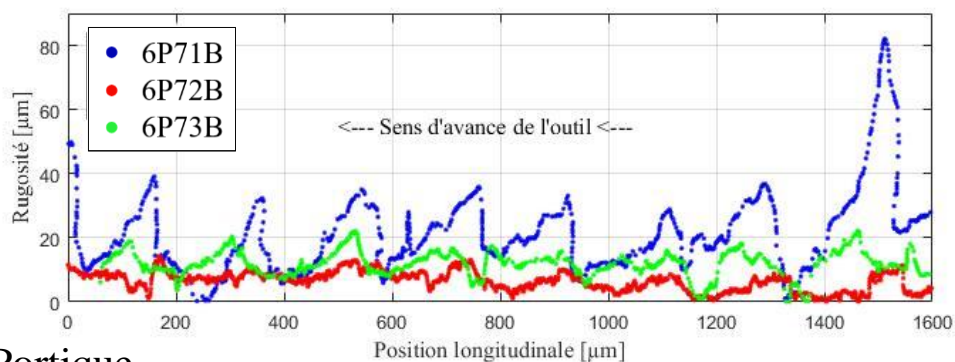


Figure 4.47 - Comparaison de l'amplitude au début et à la fin d'une soudure en alliage 6061-T6

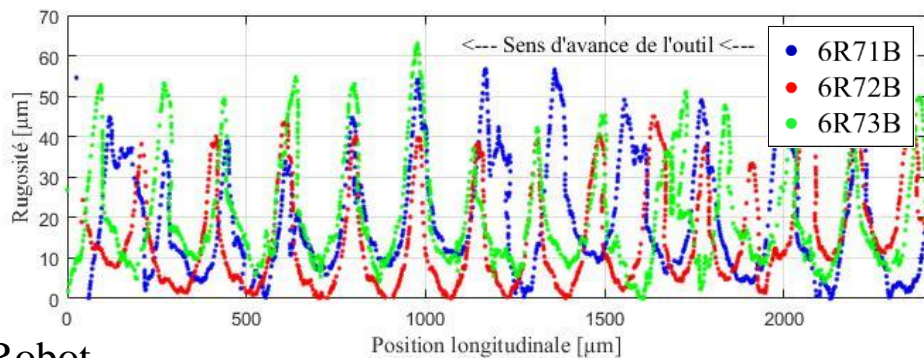
Ensuite, trois soudures réalisées à partir de la même combinaison de paramètres ont été faites pour chacun des équipements. Ceci a permis de tirer des conclusions sur la répétabilité d'un équipement. La figure 4.48 présente le profil de surface de ces soudures pour une vitesse de rotation de 1800 rpm et une vitesse d'avance de 350 mm/min.



a) Fraiseuse



b) Portique



c) Robot

Figure 4.48 - Profil de surface des soudures de paramètres 1800 rpm et 350 mm/min

Le profil de surface diffère légèrement pour chaque soudure de cette combinaison de paramètres avec le même équipement même si le modèle reste globalement le même. Cependant, les soudures de la fraiseuse créent une période entre les stries constantes, mais des amplitudes et des formes de stries variables entre les soudures. Pour ces conditions de

soudage, la vitesse de rotation élevée génère une température très élevée sous l'épaulement, ce qui augmente la fluidité locale modifiant la surface. Les mêmes observations sont faites sur les profils de surface du portique, mais avec un écart-type plus élevé, soit de $35,65 \mu\text{m}$. C'est cohérent avec les valeurs de la figure 4.40 pour cette combinaison de paramètres. Le robot lui semble produire des stries à peu près la même forme pour chaque soudure, mais la période est plutôt irrégulière. Somme toute, la période moyenne de ces soudures est plutôt comparable aux deux autres équipements alors que l'amplitude moyenne est supérieure avec un meilleur écart-type. Globalement, cette combinaison de paramètres n'est pas optimale pour aucun des équipements au niveau des défauts produits et de la répétabilité. Les figures 4.49 et 4.50 présentent les mesures du profil de surface des soudures faites avec les deux autres combinaisons de paramètres, qui sont constants.

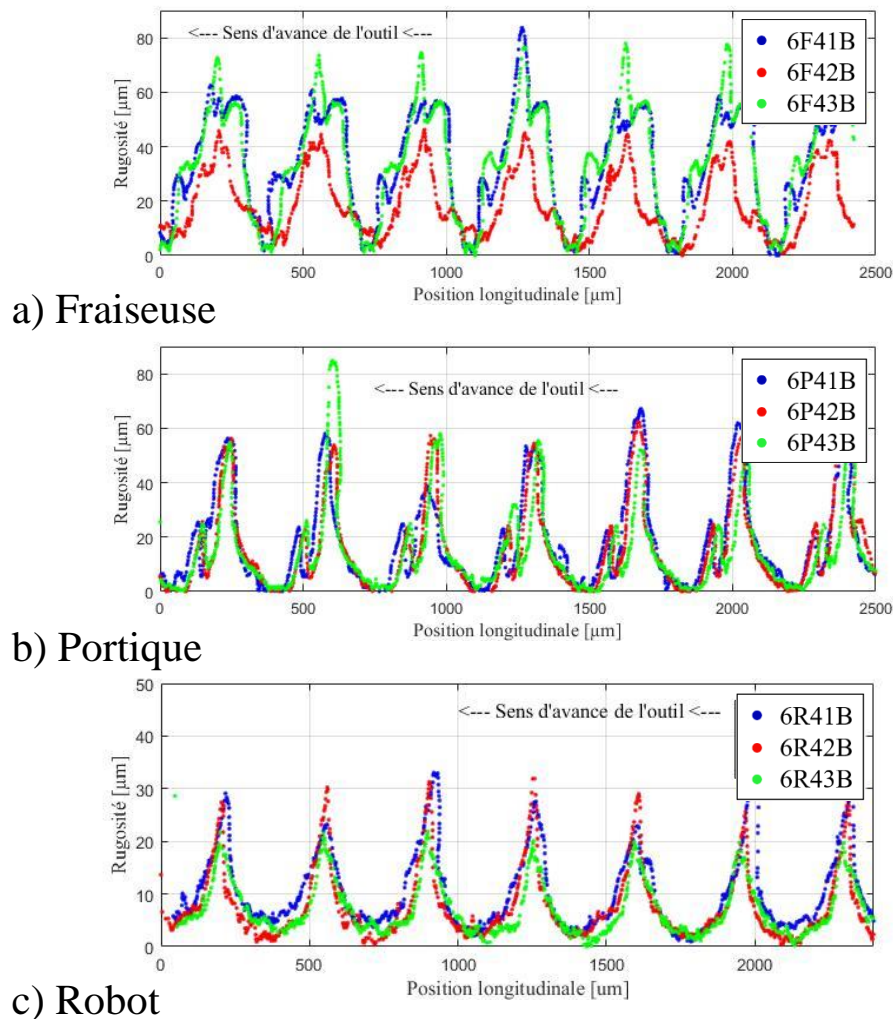


Figure 4.49 - Profil de surface des soudures de paramètres 750 rpm et 270 mm/min

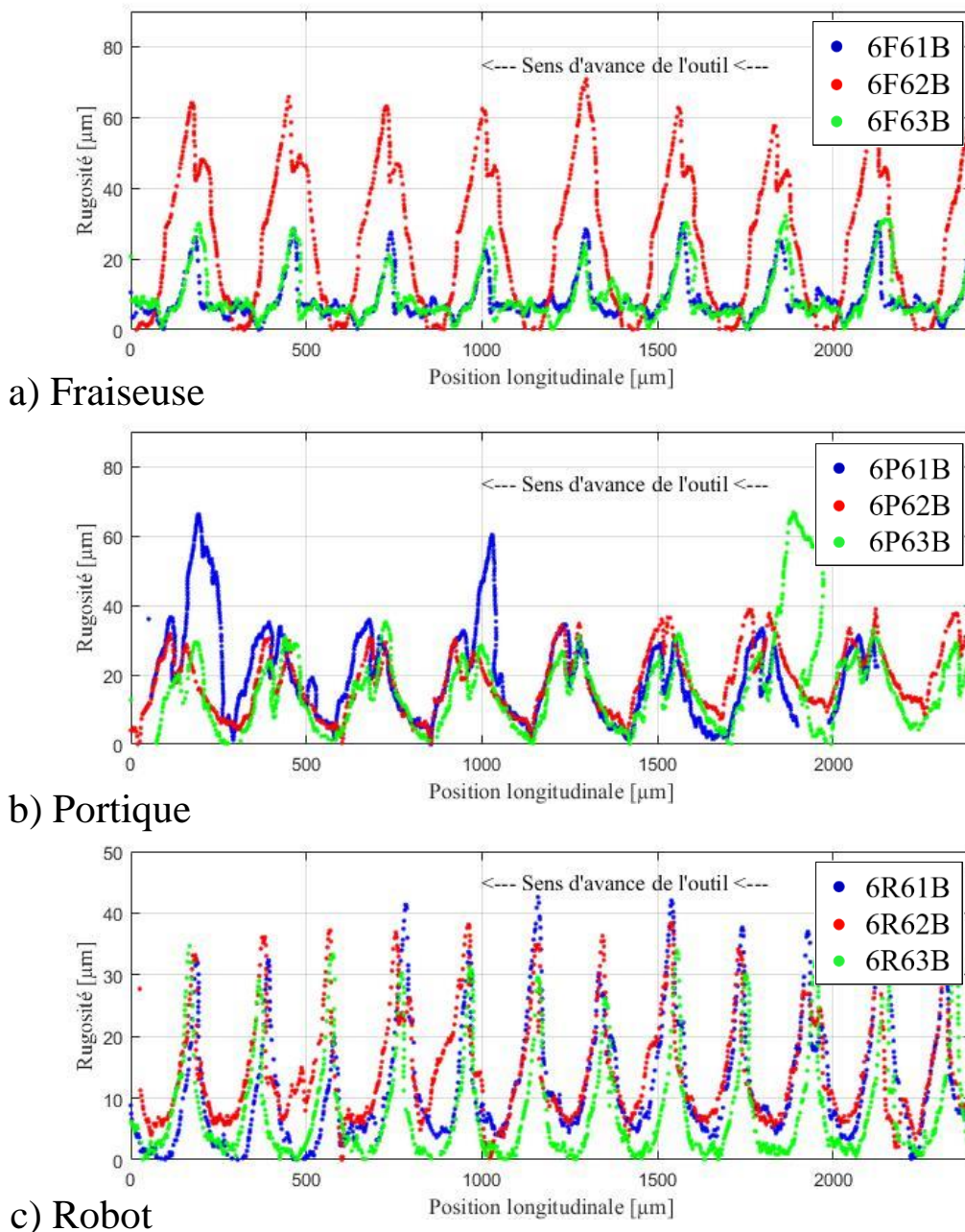
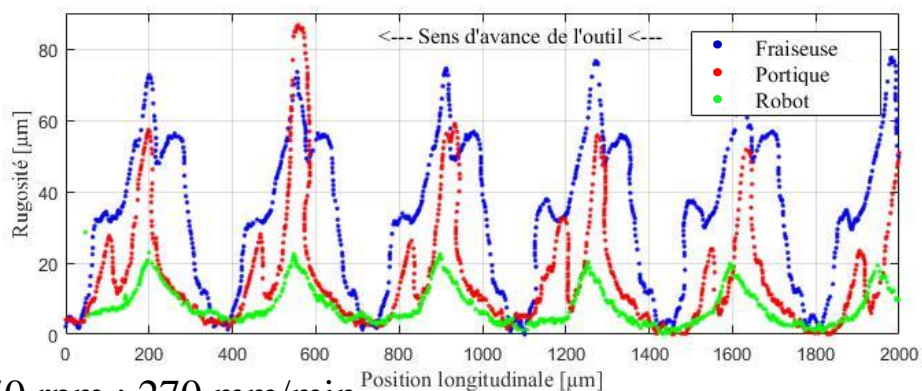


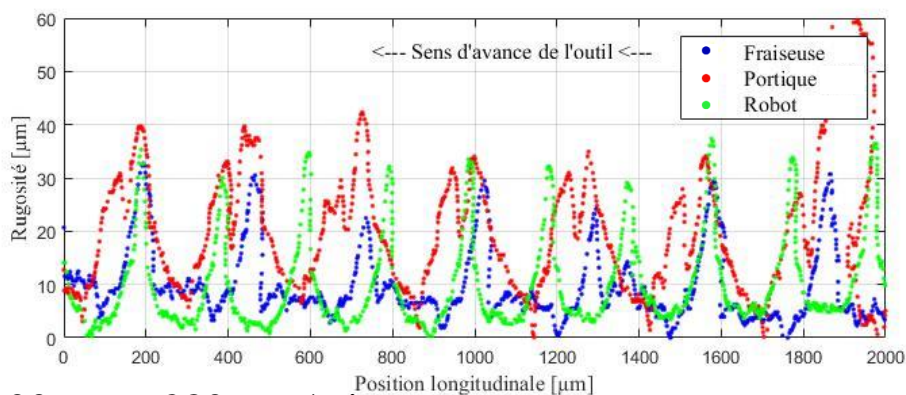
Figure 4.50 - Profil de surface des soudures de paramètres 1000 rpm et 280 mm/min

Indépendamment l'un de l'autre, un équipement répète sensiblement les mêmes profils de surface pour les trois soudures de chaque combinaison de paramètres. De plus, les pics sont tous à la même position, ce qui reflète bien la période constante pour ces combinaisons de paramètres. Pour une soudure plus froide que celles à la figure 4.48, une meilleure constance est obtenue en surface. De plus, chaque équipement répète assez bien la période d'apparition et la géométrie des stries. En revanche, l'amplitude est plus variable

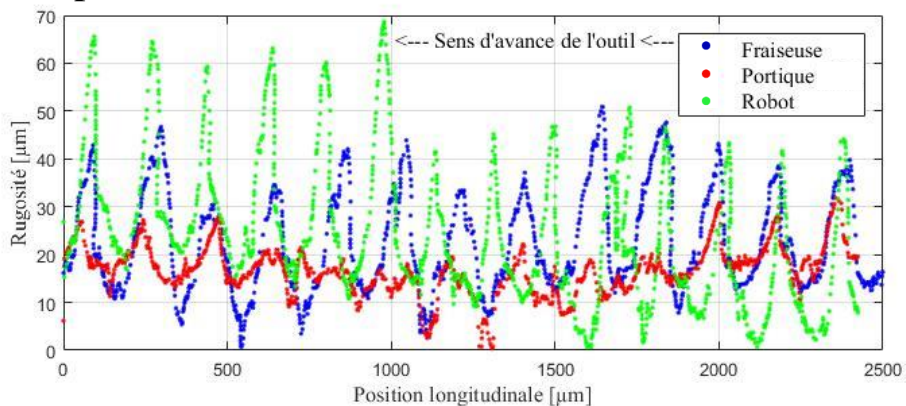
pour la fraiseuse et le portique. Les variations de l'épaisseur des pièces, les variations dans l'apport de chaleur et les variations possibles des amplitudes entre le début et la fin d'une soudure sont en cause de l'écart-type plus élevé pour ces deux équipements. Le robot, quant à lui, est assez régulier, en raison du mode de contrôle en force. En comparant les profils obtenus pour les divers équipements à la figure 4.51, la forme observée du profil de surface des soudures varie pour chaque combinaison de paramètres.



a) 750 rpm ; 270 mm/min



b) 1000 rpm ; 280 mm/min



c) 1800 rpm ; 350 mm/min

Figure 4.51 - Comparaison des soudures selon les équipements et les combinaisons de paramètres

La forme du fini de surface est différente pour chaque équipement. En effet le robot semble effectuer uniquement des stries principales alors que celles de la fraiseuse et du portique peuvent varier. Parfois, leur profil est constitué uniquement de stries principales et d'autres fois, il peut être constitué de vagues plus larges qui comprennent une strie principale et une strie secondaire. Ceci va avoir un effet sur les zones de concentrations de contrainte en surface et la période d'initiation de fissure de fatigue.

Dans un ordre plus critique, il est reconnu que le robot subit de plus grandes déformations et de plus grands mouvements lors de la fabrication d'une soudure. C'est l'équipement le plus flexible. Or, les résultats obtenus montrent qu'il offre une meilleure répétabilité dans les propriétés en surface des soudures. Des résultats moins critiques concernant l'amplitude moyenne des stries sont même observés, l'amplitude étant parfois plus faible que celle obtenue pour la fraiseuse et le portique. Bien sûr, l'asservissement diffère des deux autres équipements puisqu'il a été réalisé en force pour le robot et en position pour les autres, ce qui pourrait expliquer ces meilleurs résultats dans l'amplitude. Aussi, le mécanisme de fonctionnement de la fraiseuse varie des deux autres machines. L'outil reste fixe et la table se déplace alors que c'est l'inverse pour le portique et le robot. Le portique se déplace sur des rails et le robot est composé de plusieurs articulations en mouvement dans plusieurs dimensions.

À partir des équations décrivant les paramètres de rugosité présentés précédemment aux équations (2.1) à (2.3), les résultats de la moyenne arithmétique, de l'amplitude moyenne et de la rugosité en 10 points, sont présentés aux tableaux 4.10 et 4.11.

Tableau 4.10 - Moyenne arithmétique obtenue selon l'équipement pour l'alliage 6061

#	Rotation [rpm]	Avance [mm/min]	Moyenne R_a [mm]		
			Fraiseuse	Portique	Robot
1	500	180	18,53	36,75	-
4	750	270	23,93	19,19	5,83
6	1000	280	11,89	7,37	4,99
7	1800	350	8,82	3,09	12,06

Tableau 4.11 - Amplitude moyenne et rugosité en 10 points obtenues selon l'équipement pour l'alliage 6061

#	Rotation [rpm]	Avance [mm/min]	Moyenne R_y [mm]			Moyenne R_z [mm]		
			Fraiseuse	Portique	Robot	Fraiseuse	Portique	Robot
1	500	180	45,04	96,90	-	38,93	95,40	-
4	750	270	59,44	57,74	24,56	59,65	58,84	24,13
6	1000	280	39,19	36,88	31,63	38,50	36,92	40,90
7	1800	350	28,81	17,42	42,45	29,43	17,66	44,07

4.8.2. Géométrie

Comme mentionné plus tôt, la rugosité n'est pas le seul facteur du profil de surface à considérer dans l'estimation de la durée de vie en fatigue. Il y a aussi la forme et l'agressivité des stries, qui se définissent par le facteur de concentration de contrainte de fatigue. Avec l'aide de l'équation (2.7) et à partir des paramètres de rugosité, les résultats des facteurs effectifs de concentration de contrainte en fatigue (FCCF) des soudures sont présentés dans le tableau 4.12. De manière plus visuelle, la figure 4.52 présente ces mêmes résultats.

Tableau 4.12 - FCCF moyen selon l'équipement pour l'alliage 6061

#	Rotation [rpm]	Avance [mm/min]	Moyenne \bar{K}_f FCCF			Écart-type \bar{K}_f		
			Fraiseuse	Portique	Robot	Fraiseuse	Portique	Robot
1	500	180	9,90	16,80	-	0,34	2,27	-
4	750	270	13,37	5,95	2,97	6,46	0,46	0,53
6	1000	280	3,81	5,54	2,46	1,70	2,81	0,98
7	1800	350	5,53	2,50	5,27	3,28	0,87	3,54

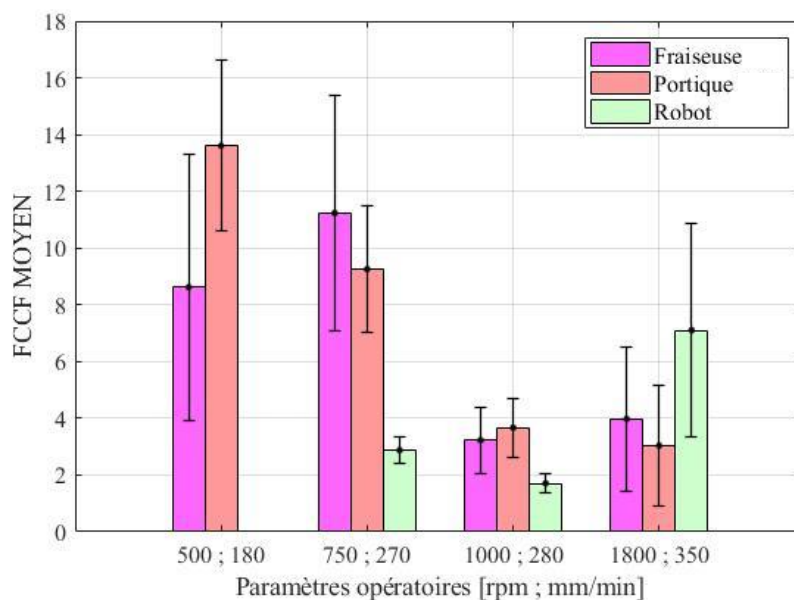


Figure 4.52 - FCCF moyen selon l'équipement pour l'alliage 6061

Il faut d'abord indiquer que lorsque le FCCF augmente, la résistance en fatigue d'une soudure diminue. À titre d'exemple, les combinaisons de paramètres à 500 rpm et 180 mm/min ainsi que ceux à 1800 rpm et 350 mm/min faites avec le portique donnent deux valeurs aux extrêmes. La figure 4.53 montre bien l'agressivité de la soudure en a) avec le $\overline{K}_f = 16,80$, qui est plus dommageable sur la durée de vie en fatigue que le $\overline{K}_f = 2,50$ en b), en raison non seulement de la rugosité plus élevée, mais aussi des discontinuités plus prononcées. Celles-ci sont encerclées sur la première figure en a), alors qu'en b) le profil est plus lisse et plus uniforme.

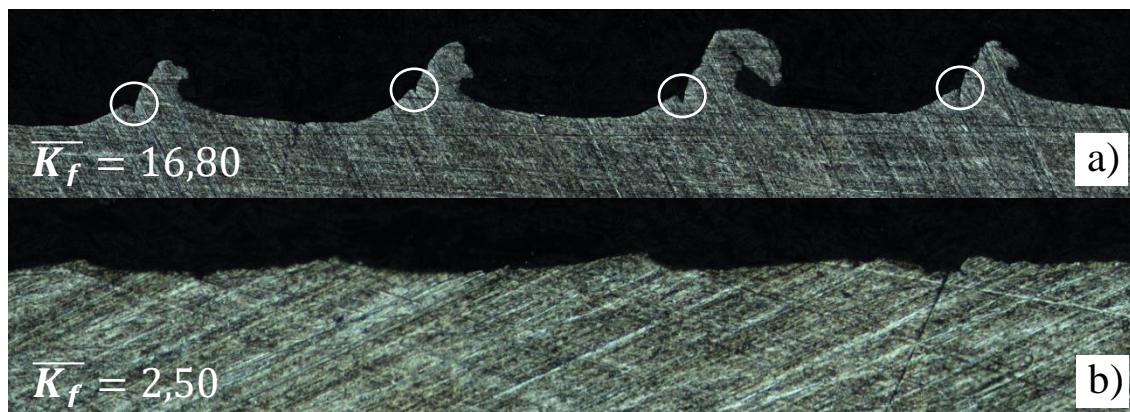


Figure 4.53 - Comparaison des détails du profil de surface avec le portique

En comparant l'amplitude des stries avec le FCCF, ceux-ci ne sont toujours proportionnels. Plus l'amplitude est faible, plus le FCCF est faible, ce qui est normal puisque l'équation utilise les paramètres de rugosité. Ce qui est remarqué est que le FCCF peut différer, même si les stries de deux soudures ont environ la même amplitude. Par exemple, les combinaisons de paramètres à 750 rpm et 270 mm/min faites avec la fraiseuse et le portique ont pratiquement la même amplitude moyenne. Toutefois, les soudures de la fraiseuse ont un FCCF beaucoup plus élevé, ce qui est attribué surtout à la moyenne arithmétique. Les deux soudures offrent environ les mêmes rayons de courbure, des détails propices à l'apparition de fissures de fatigue, telle qu'entourée sur la figure 4.54. C'est alors la moyenne arithmétique de la rugosité qui affecte plus significativement le FCCF. Celle-ci étant plus élevée pour la fraiseuse et étant au numérateur dans l'équation du FCCF, ce facteur est alors plus élevé. D'ailleurs, la figure 4.55 montre clairement que lorsque la moyenne arithmétique R_a augmente, le FCCF augmente de façon linéaire pour les trois équipements. Toutefois, cela ne s'est pas produit pour l'alliage 1375-50, où cette relation est plutôt aléatoire.

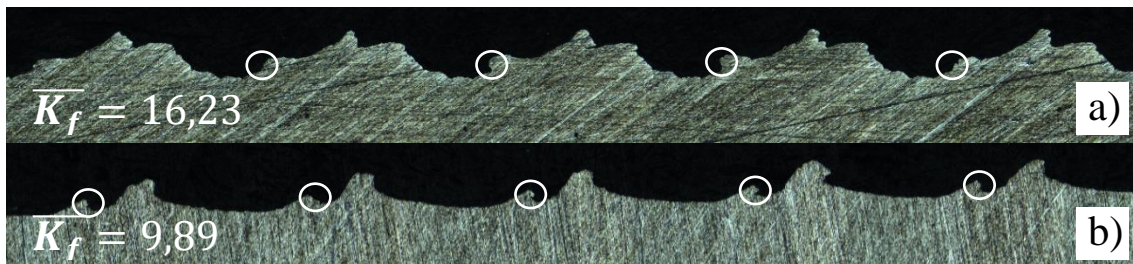


Figure 4.54 - Comparaison des détails des stries à 750 rpm et 270 mm/min a) Fraiseuse b) Portique

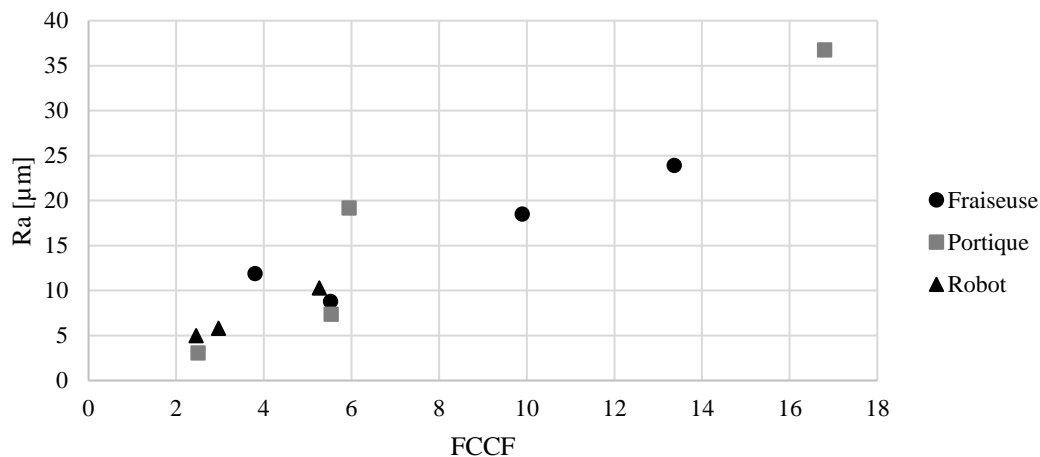


Figure 4.55 - Moyenne arithmétique R_a en fonction du FCCF

Comme expliqué dans le réseau d'écoulement des contraintes de la figure 2.22, plus une strie est étendue, plus les contraintes s'élèveront dans celles-ci. Dans le même sens, il est observé que la moyenne arithmétique de la rugosité de surface donne une idée de l'étendue d'une strie. Plus ce paramètre est élevé, plus une strie est étendue. Ceci peut être constaté à la figure 4.54, où la moyenne arithmétique de la rugosité d'une soudure faite avec la fraiseuse est égale à $23,93 \mu\text{m}$ alors que pour une soudure faite avec le portique, elle est égale à $19,19 \mu\text{m}$.

Concernant la répétabilité du détail des stries, cette caractéristique d'un équipement est plutôt variable. Parfois, l'écart-type du FCCF pour une combinaison est très faible, comme pour la fraiseuse à 500 rpm et 180 mm/min, mais à d'autres occasions, il est très élevé, comme à 750 rpm et 270 mm/min. La même conclusion peut être énoncée pour les trois équipements, soit que l'équipement répète assez bien pour certaines combinaisons de paramètres alors que pour d'autres combinaisons, il ne répète pas tout à fait le même détail de strie ni la même rugosité.

Cette conclusion concerne essentiellement l'alliage 6061-T6. Pour l'alliage 1375-50, la figure 4.56 montre un écart-type assez élevé pour les combinaisons de paramètres de 2000 rpm et 600 mm/min ainsi que de 1000 rpm et 1000 mm/min. Une variation du FCCF est aussi mesurée entre le début et la fin d'une soudure.

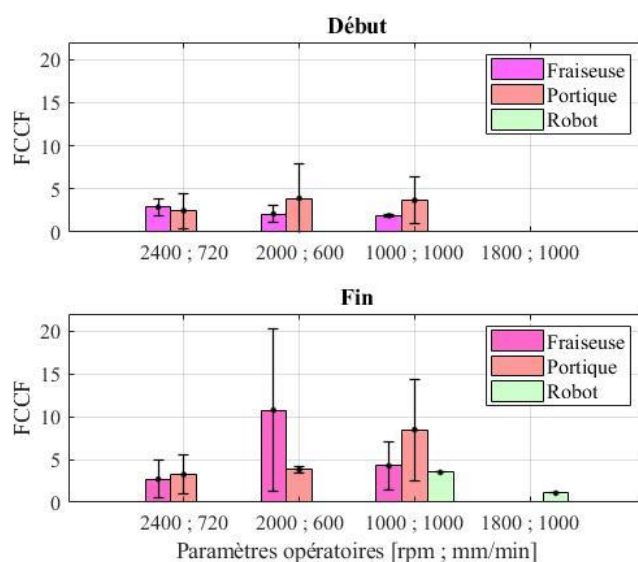


Figure 4.56 - FCCF en début et à la fin d'une soudure selon l'équipement pour l'alliage 1375-50

En observant individuellement les soudures, l'écart-type mesuré pour le FCCF significatif est généralement causé par la différence entre le début et la fin d'une soudure même. Sur l'exemple illustré à la figure 4.57, sur quatre échantillons de soudure faits avec le portique à 1000 rpm et 1000 mm/min mesurés, il semble que lorsque l'outil avance sur la ligne de joint, la surface devient plus constante et uniforme. Aussi, la deuxième soudure qui a été faite à la suite de l'autre, à une amplitude plus petite, soit de 77,4 μm comparativement à 118,0 μm pour la première soudure. La géométrie des stries est assez constante de soudure en soudure. C'est le cas pour toutes les soudures réalisées avec la fraiseuse et le portique. Il est impossible de confirmer le concept de répétabilité entre deux soudures consécutives faites par le robot, puisqu'une seule soudure a été faite par combinaison de soudure et un seul échantillon a été analysé.

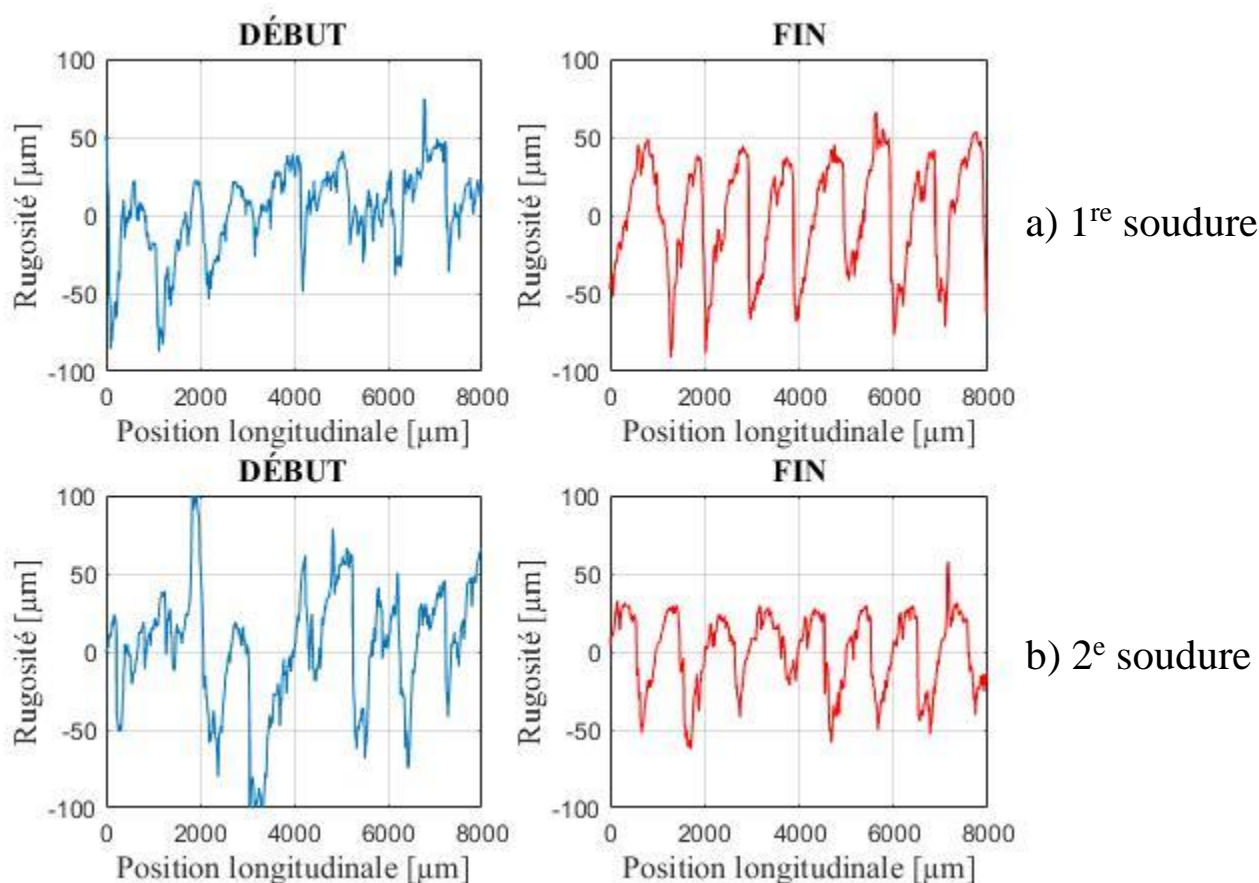


Figure 4.57 - Comparaison de la première et deuxième soudure faite avec le portique à 1000 rpm et 1000 mm/min

4.9. Comparaison des équipements

Deux types d'évaluation ont été réalisés pour définir un degré de performance aux équipements. L'étude qualitative tient compte des caractéristiques et des applications des divers équipements disponibles à l'UQAC alors que l'étude quantitative tient plutôt compte des soudures fabriquées par ces équipements. Ceci a permis de tirer certaines conclusions sur la qualité d'un équipement de soudage SFM, ainsi que sur leurs potentiels de soudabilité.

4.9.1. Étude qualitative

D'abord sur l'aspect qualitatif, le système de pointage donne une idée des forces et des faiblesses de chacun des équipements. Il est présenté sur la figure 4.58. Plus un équipement détient une note élevée pour une caractéristique, plus il est avantageux comparativement aux autres. Si plusieurs caractéristiques d'un équipement possèdent une note élevée, la surface de la toile devient plus étendue, ce qui exprime que l'équipement en question a plus d'avantages que les autres. Ce qui concerne la structure de l'équipement se définit par le potentiel de générer les forces nécessaires au soudage en limitant les déformations de la structure de l'équipement. Un autre aspect noté est l'aptitude de la machine à réaliser des soudures plus complexes en augmentant le nombre de degrés de liberté. La détectabilité se définit comme l'instrumentation de la machine afin qu'elle mesure en temps réel les forces, la température et d'autres données. Ceci peut permettre un asservissement en force ou en température. La machine peut ainsi prendre des décisions par elle-même en ajustant la position de l'outil par exemple. Le coût est aussi une contrainte pertinente, de même que la facilité d'utilisation concernant essentiellement la programmation. Il est à noter que cette comparaison s'est faite selon les trois équipements disponibles à l'UQAC.

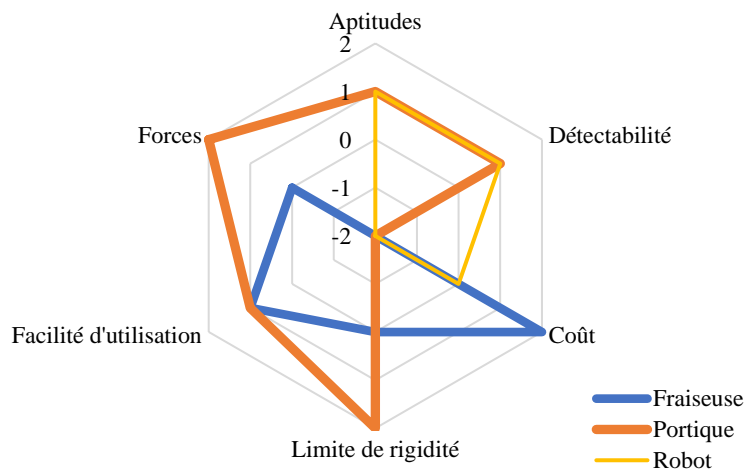


Figure 4.58 - Comparaison qualitative des équipements

Premièrement, le portique semble être le plus avantageux sur la plupart des aspects. Étant une structure massive en acier, sa rigidité lui permet de faire face à des efforts très élevés en plus de souder des pièces épaisses. Tout comme le robot, il peut travailler dans plusieurs dimensions et il est instrumenté, ce qui permet d'offrir trois types d'asservissement : position, force et température. L'asservissement en température est intéressant, puisque les vitesses d'avance et de rotation sont ajustées automatiquement en fonction d'une température cible mesurée avec un thermocouple situé dans l'épaulement de l'outil. Il est facilement opérable, dû à sa programmation relativement simple en code G, comme bien des équipements d'usinage telle la fraiseuse. En contrepartie, cet équipement requiert des investissements plus élevés. Tout dépendant des besoins, l'installation d'un tel équipement peut être de plusieurs centaines de milliers de dollars. Attention, ceci ne devrait quand même pas être un frein à l'implantation d'un portique pour une entreprise. Le coût en vaut peut-être la peine, notamment en raison des avantages cités ci-haut en plus du potentiel de productivité et d'envergure des projets. Un portique peut soutenir des forces très élevées, même sous l'effet d'une vitesse d'avance très rapide.

Deuxièmement, il y a la fraiseuse qui détient plusieurs avantages. Elle peut être facilement adaptée au soudage SFM et elle est simple à programmer. Il est possible d'augmenter sa rigidité selon les besoins. C'est un équipement très disponible dans la plupart des ateliers d'usinage, donc peu d'investissement est nécessaire pour la rendre opérationnelle. Toutefois, certaines fraiseuses ne travaillent qu'en trois dimensions seulement, ce qui est le cas de la machine de l'UQAC. Quand même, d'autres modèles

peuvent permettre la rotation du mandrin pour donner un angle d'inclinaison à l'outil. De plus, la majorité des modèles n'est pas instrumentée. Le seul moyen d'asservissement est alors en position. Encore, il existe des cellules permettant d'instrumenter la force et ainsi permettre ce type d'asservissement. Pour des coûts relativement peu élevés, des fabricants de fraiseuses offrent des modèles permettant le soudage SFM combiné aux opérations d'usinage CNC.

Troisièmement, le robot Fanuc est le plus versatile du groupe en ce qui concerne les aptitudes de fabrication. Il peut souder des pièces de forme complexe, mais plus la trajectoire est complexe, plus il est difficile à programmer. La programmation en Karel est moins accessible. Il y a un manque d'implémentation de l'interface de la cellule SFM disponible au laboratoire. Il est aussi plus adapté pour souder des pièces minces d'aluminium, puisqu'il subit des déformations importantes dans les articulations et dans les membrures sous l'effet des forces de soudage. Ceci a été la cause de problématiques durant le soudage dans cette étude. Pour donner un exemple, l'outil se met à avancer alors qu'il est toujours en phase de plongée, donc une bonne partie de la soudure fabriquée est à rejeter ou impraticable. Aucune solution n'a pu être trouvée pour ce problème dans le code de programmation. De plus, certaines entreprises hésitent d'aller vers une option robotique pour des questions de force de soudage et de limite de rigidité. En effet, les forces sont limitées par la vitesse d'avance et le diamètre de l'épaulement. Cette limitation ne permet pas d'atteindre un niveau de rentabilité intéressant. Une solution robotique est plus intéressante dans le cas où des formes complexes en 3D doivent être soudées, ou dans la fabrication de pièces dispendieuses utilisées en aéronautique ou en aérospatiale.

4.9.2. Étude quantitative

Maintenant, sur l'aspect quantitatif ou qualité des soudures, les forces et les faiblesses des équipements varient selon la combinaison de paramètres utilisés. Chacun possède ses avantages et ses inconvénients, un équipement peut être meilleur qu'un autre sur un aspect particulier et la qualité des soudures dépend à la fois de l'équipement et des paramètres opératoires. Ceci rend difficile la tâche d'énoncer un classement catégorique. D'ailleurs, cette variabilité peut être constatée à la figure 4.59.

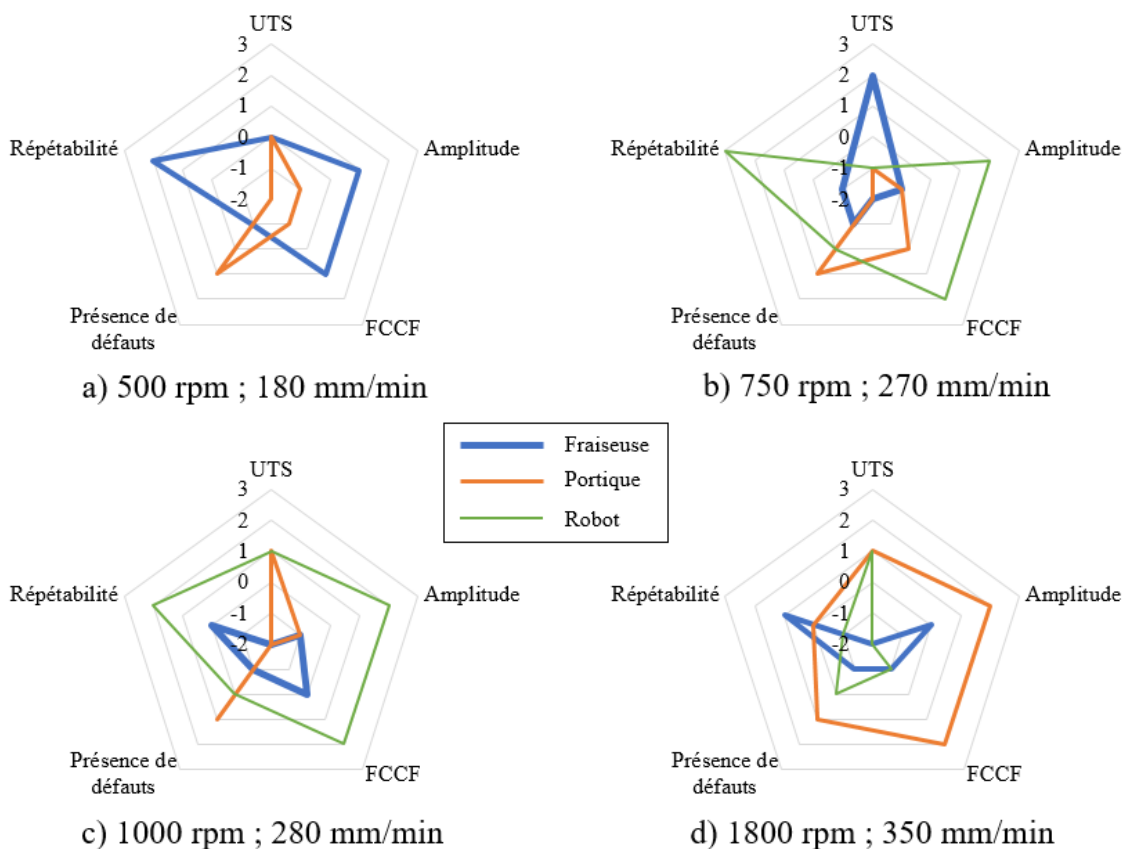


Figure 4.59 - Évaluations quantitatives des équipements

Au premier coup d'œil, les résultats montrent que la fraiseuse fait des soudures de qualité inférieure à celles fabriquées par le portique et le robot. Le système établi de comparaison du degré de performance des équipements place le portique au premier rang, le robot au deuxième et la fraiseuse au troisième rang. Par contre, il faut éviter de sauter trop rapidement aux conclusions et d'exclure d'emblée l'utilisation de la fraiseuse.

D'abord, certains paramètres opératoires, soient les vitesses de rotation et d'avance, à la base ont été établis de façon à donner des mauvaises soudures. Ce ne sont pas toutes des combinaisons de paramètres optimisées, le but dans certains cas ayant été de créer des défauts et d'observer s'ils se répètent de machine en machine. Par exemple, avec des paramètres de 1000 rpm et 250 mm/min, les soudures fabriquées par la fraiseuse et par le robot sont constituées d'un trou de ver, alors que celles fabriquées par le portique sont dépourvues de ce défaut. Ce dernier est un équipement très rigide conçu spécialement pour le soudage par friction malaxage de pièces massives.

Certes, la fraiseuse donne quand même des résultats moins intéressants. En comparaison avec les autres équipements, il y a présence de défauts internes, à la racine et en surface, la répétabilité est mauvaise et les stries sont plus nuisibles pour l'endurance en fatigue. Cependant, ceci ne s'applique pas à toutes les soudures. Certaines soudures n'ont pu être fabriquées qu'avec la fraiseuse. Des problèmes de surchauffe survenus sur le portique ont empêché de souder des pièces avec les paramètres suivants : 800 rpm avec 75 mm/min, 900 rpm avec 75 mm/min et 1200 rpm avec 120 mm/min. Les pièces étaient collées sur la plaque de base après le soudage. Ce même problème est survenu sur le robot, en plus des problèmes de surcharge et de vibration excessive sur les mêmes combinaisons de paramètres. Dès la détection d'un de ces deux problèmes, le robot cessait de souder.

Les soudures faites avec la fraiseuse avec ces trois combinaisons de paramètres sont plutôt constantes, sans défauts et ont un coefficient de soudure entre 54,5% et 60,2% par rapport au matériel de base, ce qui est comparable aux autres soudures faites avec des paramètres différents. Ceci explique qu'un travail d'optimisation des paramètres (vitesse de rotation, vitesse d'avance, profondeur de pénétration, longueur du pion...) plus rigoureux doit être fait avec la fraiseuse. Elle offre en plus quelques avantages appréciables, qui ont été présentés plus tôt. Malgré que cet équipement puisse donner de bonnes propriétés mécaniques, son travail est plus limité. Il est conseillé de l'utiliser pour des travaux de plus petites envergures.

Pour le robot maintenant, son utilisation est la moins conviviale. Plus positivement, c'est cet équipement qui donne la plage de résultats la plus intéressante au niveau des propriétés physiques et mécaniques des soudures selon le système de classement établi. La résistance ultime en traction de ses joints est comparable, le profil de surface, soit l'amplitude et la forme des stries, est moins agressif et le robot présente une répétabilité supérieure aux deux autres machines. Bien entendu, ces robots sont présents dans beaucoup d'ateliers, entre autres dans les domaines de l'automobile et de l'aéronautique. Une cellule SFM mieux implémentée pourrait être très intéressante chez certains industriels, d'autant plus que ce type d'équipement est plus accessible financièrement qu'un équipement de type portique. Qui plus est, un robot offre un grand éventail de configurations de soudage, en raison de ses aptitudes en cinq dimensions.

Chapitre 5

CONCLUSION

Cette étude a permis de tirer certaines conclusions concernant la vie en fatigue des joints soudés par friction malaxage, en plus de comparer le potentiel de fabrication de différents équipements de soudage. En somme, les joints soudés par friction malaxage possèdent de meilleures propriétés en fatigue que les joints soudés par procédé de fusion. Un travail d'optimisation des paramètres permettrait d'obtenir des soudures sans défauts apparents ni défauts sous la surface. Ce travail d'optimisation doit être adapté d'un équipement à l'autre, de sorte à créer une soudure de qualité en termes de propriétés mécaniques, d'absence de défauts et de rugosité de surface. La rigidité de la structure d'un équipement est un paramètre à ne pas négliger lors de la conception de joints SFM, malgré la difficulté de quantifier cette caractéristique.

5.1. Conclusion

Tout d'abord, pour ce qui est des résultats des essais de fatigue des joints SFM et leur caractérisation métallurgique, les principales conclusions sont :

- les essais de fatigue de soudures faites sur des plaques épaisses de 9,53 mm en alliage d'aluminium 6061-T6 donnent des résultats assez performants sur l'aspect de la vie en fatigue à cycle élevé. Des courbes de conception sont proposées pour plusieurs conditions de soudure SFM, en suivant la méthode statistique de l'IIW. Avec un degré de probabilité de survie de 95%, la courbe S-N moyenne est ajustée en considérant l'écart-type, l'effet de taille du spécimen et un degré de confiance de la méthode ;
- pour la configuration de soudure optimisée (PW), tous les résultats obtenus sont supérieurs à la courbe de conception de l'ADM Cat. A, qui se définit comme le matériau aluminium de base soumis à un chargement axial. En ajoutant les résultats de cette étude à ceux de Guo, la pente de la courbe S-N égale à 7,61, qui s'apparente à celle de la Cat. A ($m = 6,85$) en plus de la courbe FAT62 ($m = 7,0$) ;

- pour la condition de soudure avec décalage axial du côté avançant (MAS) inférieur à 1,0 mm, une diminution de la vie en fatigue par rapport aux soudures PW est observée. L'écart dans les données est plutôt considérable, ce qui engendre une courbe de conception en fatigue inférieure à la courbe de l'ADM Cat. B. Un décalage du côté avançant supérieur à 1,0 mm est inacceptable, en raison de la présence d'une cavité de surface assez profonde qui fait diminuer dramatiquement la vie en fatigue ;
- un décalage axial du côté reculant (MRS) inférieur à 1,0 mm donne des résultats en fatigue quelque peu supérieurs au décalage MAS, avec beaucoup moins de dispersion. Ceci s'explique par la géométrie moins agressive au pied de soudure lorsque la plaque surélevée est du côté reculant ;
- dans la norme AWS D17.3, les critères de décalage axial des pièces et de sous-épaisseur (underfill) de la zone soudée ne sont pas adaptés à des soudures SFM de longues pièces, comme dans les tabliers de pont. En effet, obtenir une soudure de classe A ou B selon ces critères est difficile avec des extrusions, vue la tolérance géométrique initiale permise par les fabricants dans le procédé d'extrusion. Au niveau des performances en fatigue, une soudure n'est pas forcément à risque si elle est de classe C ;
- la présence d'un trou de ver (WH) de taille estimée entre 0,25 et 0,9 mm a un effet négatif sur la vie en fatigue, mais donne des résultats supérieurs aux courbes de conception de l'ADM Cat. B et de la FAT62. Cinq échantillons sur dix ont fracturé directement dans le noyau, où les fissures de fatigue se sont initiées dans le vide interne. Ceci engendre aussi une dispersion des données importantes, mais très faible lorsque ce sont seulement les cinq échantillons ayant fracturé dans le noyau qui sont considérés. Ce défaut est difficilement réalisable avec des paramètres de soudage optimisés et une configuration d'outil adéquate. Il est aussi facilement détectable par une inspection non destructive aux ultrasons ;
- un modèle simple de prédiction basé sur la mécanique de rupture linéaire élastique a été développé selon la loi de Paris-Erdogan. Des constantes plus adaptées ont été proposées pour la condition PW. Cependant, ce modèle

LEFM demeure limité à un chargement axial en traction et à un seul site d'initiation et de propagation de fissure.

Pour ce qui est des résultats de l'étude de comparaison qualitative et quantitative des équipements de soudage SFM ces principales conclusions sont avancées :

- les forces de soudage très élevées dans le soudage SFM affectent les déformations de la structure d'un équipement. Naturellement, ces déformations sont plus importantes pour les équipements flexibles tels que le robot polyarticulé. Cet équipement a d'ailleurs subi plusieurs problèmes de déformation ou de vibration excessives lors du soudage dans certaines combinaisons de paramètres ;
- la rigidité d'un équipement a un effet sur la qualité d'un joint, plus particulièrement sur l'amplitude et la géométrie d'une strie de surface ainsi que sur la présence de défauts. Avec la fraiseuse, équipement non spécialisé, certaines combinaisons de paramètres non optimisées ont généré des défauts de surfaces ou internes qui sont absents avec des équipements spécialisés comme le portique. Un travail plus rigoureux d'optimisation d'une soudure est donc important lorsqu'une fraiseuse universelle est utilisée à cette fin ;
- pour l'alliage 6061-T6, une relation entre la rigidité, le rapport de vitesse et l'amplitude des stries a été observée. En augmentant le rapport de vitesse $k = \omega / v$, l'amplitude moyenne des stries augmente pour un équipement plus rigide alors qu'elle diminue pour un équipement plus flexible. Les résultats obtenus avec l'alliage 1375-50 n'ont toutefois pas permis de valider cette relation ;
- la période entre deux stries consécutives est indépendante de la rigidité d'un équipement. Elle dépend uniquement de la vitesse d'avance et de la vitesse de rotation de l'outil. À chaque rotation de l'outil, une strie apparaît ;
- chaque type d'équipement comporte son lot d'avantages et d'inconvénients, qui pourrait influencer les besoins des industriels désireux d'investir dans la technologie SFM au sein de leur entreprise. Une évaluation des besoins basée

sur un amalgame de plusieurs caractéristiques, pas seulement le coût, doit être réalisée ;

- il a été plus difficile d'être aussi catégorique dans l'évaluation quantitative. Aucune tendance n'est dessinée d'avance par rapport aux résultats des essais de caractérisation mécanique et physiques d'une soudure faite avec les trois équipements différents. Le travail d'optimisation d'une soudure doit alors être adapté à chaque équipement. Il a été quand même observé que des soudures de bonne qualité peuvent être conçues avec les trois types d'équipement, qu'il soit spécialisé ou non.

5.2. Recommandation

Les recommandations suivantes pour les travaux futurs et améliorations du présent sujet sont proposées :

- un défaut de décalage axial et/ou de sous-épaisseur devrait être acceptable à hauteur maximale de 10% de l'épaisseur nominale des pièces. La vie en fatigue est certes diminuée, mais les résultats sont généralement supérieurs à la courbe de conception de l'ADM Cat. B, qui se définit comme une soudure par fusion de pièces d'aluminium en configuration bout à bout soumis à un chargement axial perpendiculaire. Au-delà de cette hauteur, il y a des risques d'apparition de défauts de surface (bavure excessive et cavité) et la différence de niveau entre les deux pièces est embarrassante sur l'aspect pratique ;
- adapter les critères de classement des normes AWS D17.3/D17.3M et ISO 25239 au niveau du décalage axial et de la sous-épaisseur (*underfill*). Cette norme est difficilement applicable dans de longues soudures SFM linéaires, comme pour un tablier de pont en aluminium ;
- malgré qu'il est difficile de créer un trou de ver dans une soudure avec des conditions idéales, un vide de taille inférieure à 0,9 mm pourrait être acceptable en termes de performance en fatigue. Il est aussi facilement détectable par inspection non destructive aux ultrasons. Cependant, cette inspection ne permet pas d'en estimer sa taille. Ainsi, il est recommandé de

rejeter la soudure s'il y a détection potentielle d'un vide interne durant une inspection aux ultrasons par un inspecteur qualifié ;

- la méthode statistique de l'IIW demande de réaliser plus de dix essais de fatigue pour considérer une plage de résultats assez significative. Or, moins de dix essais sous amplitude constante ont été réalisés pour les configurations de décalage axial d'une pièce du côté AS et du RS. Il serait donc recommandé de compléter l'étude en fatigue en réalisant les essais à amplitude variable initialement prévus, mais qui n'ont pas été faits par manque de temps ;
- le modèle de prédiction de la vie en fatigue pour les échantillons décalés demande des ajustements des valeurs des paramètres. De plus, une distribution de contrainte non uniforme est assumée, donc il faudrait calculer le paramètre Y_g dans l'approche de Albrecht et Yamada pour le calcul du facteur d'intensité de contrainte ΔK_{app} ;
- un modèle de prédiction de la vie en fatigue par une approche de mécanique de rupture plus adaptée à des soudures pourvues d'un trou de ver devrait être développé. En effet, un modèle pour ce type de défaut devrait partir du principe qu'il y a deux points d'initiation de fissure et deux directions de propagation ;
- un modèle de déformation d'un équipement devrait être développé dans une étude indépendante, tenant compte de la composition d'un équipement et des efforts de soudage. Il pourrait être validé à l'aide de mesures *in situ* des déformations de la structure lors de la fabrication d'une soudure. Dans cette étude, un modèle simple de déformation du robot a été développé par l'étudiant, mais n'a pas été présenté dans le mémoire ;
- dans l'étude de la rigidité d'un équipement, il serait intéressant de faire des essais de fatigue pour l'alliage 6061-T6. Une comparaison des résultats en fatigue sur des soudures faites avec les trois équipements permettrait de confirmer l'hypothèse que l'amplitude des stries affecte la vie en fatigue. Des soudures constituées de stries d'amplitudes connues et variables pourraient être caractérisées en fatigue.

LISTE DES RÉFÉRENCES

- [1] L. St-Georges and L. I. Kiss, *Le soudage par friction malaxage : principes et applications*. Les Presses de l'Aluminium, 2015, 215 p.
- [2] Ministère des Transports de la Mobilité durable et de l'Électrification des transports, "Rapport annuel de gestion," Gouvernement du Québec, Bibliothèque et Archives nationales du Québec, 2017.
- [3] Ministère des Transports, "Rapport annuel de gestion," Gouvernement du Québec, Bibliothèque et Archives nationales du Québec, 2018.
- [4] American Society of Civil Engineering, "2013 Report card for America's infrastructure," 2013.
- [5] American Society of Civil Engineering, "2017 Report card for America's infrastructure," 2017.
- [6] M. Gagnon, V. Gaudreault, and D. Overton, "L'âge de l'infrastructure publique : une perspective provinciale," Statistique Canada, Rapport technique, 2008, 31 p.
- [7] D. Villeneuve. (2018, 10 avril). Passerelle d'aluminium: ouvrage unique au Canada, *Le Quotidien*, Disponible à : <https://www.lequotidien.com/actualites/passerelle-daluminium-ouvrage-unique-au-canada-5e5b07708b03c562950f603fdce719ad>
- [8] D. Beaulieu and J. Internoscia, "Chantier Infrastructures et Ouvrages d'art : Mission technique sur les ponts en aluminium," Alu Québec et Association de l'aluminium du Canada, Rapport technique, 2015, 23 p.
- [9] W. Hegmann, *Travailler l'aluminium : manuel de l'artisan et du technicien comprenant la description des propriétés des principaux alliages*. SIRPE, 1993, 283 p.
- [10] D. Beaulieu, *Les caractéristiques de l'aluminium structural*. 2ème ed. Presses de l'aluminium, 2014, 132 p.
- [11] S. Walbridge and A. de la Chevrotière, "Possibilités d'utilisation de l'aluminium dans la construction de ponts routiers et de viaducs," Maadi Group, Rapport technique, 2012, 22 p.
- [12] P. L. Threadgill, A. J. Leonard, H. R. Shercliff, and P. J. Withers, "Friction stir welding of aluminium alloys," *International Materials Reviews*, vol. 54, no. 2, pp. 49-93. [Online]. Disponible à : <http://www.twi-global.com/technical-knowledge/published-papers/friction-stir-welding-of-aluminium-alloys/>
- [13] R. S. Mishra and Z. Y. Ma, "Friction stir welding and processing," *Materials Science and Engineering: R: Reports*, vol. 50, no. 1-2, pp. 1-78, 2005, doi: 10.1016/j.msere.2005.07.001.

- [14] H. Atharifar, D. Lin, and R. Kovacevic, "Numerical and Experimental Investigations on the Loads Carried by the Tool During Friction Stir Welding," *Journal of Materials Engineering and Performance*, vol. 18, no. 4, pp. 339-350, 2008, doi: 10.1007/s11665-008-9298-1.
- [15] Y. N. Zhang, X. Cao, S. Larose, and P. Wanjara, "Review of tools for friction stir welding and processing," *Canadian Metallurgical Quarterly*, vol. 51, no. 3, pp. 250-261, 2012, doi: 10.1179/1879139512y.0000000015.
- [16] R. S. Mishra, M. W. Mahoney, and T. J. Lienert, *Friction stir welding and processing V: proceedings of a symposia*. Warrendale, Pa: TMS, 2009.
- [17] W. M. Thomas, I. M. Noris, D. G. Staines, and F. R. Watts, "Friction stir welding – process development and variant techniques," présenté à Proc. SME Summit, Milwaukee, WI, USA, août, 2005.
- [18] R. S. Mishra, P. S. De, and N. Kumar, *Friction stir welding and processing (Science and engineering)*. Springer, 2014, 338 p.
- [19] F. Thibeault, "Étude numérique et expérimentale du soudage par friction malaxage," M. Sc., Département des Sciences Appliquées, Université du Québec à Chicoutimi, Saguenay, 2012.
- [20] N. Gharaibeh, J. Al-Jarrah, and S. Sawalha, "Effect of pin profile on mechanical properties of 6061 Al alloy welded joints prepared by friction stir welding," *International Journal of Mechanics and Application*, pp. 39-42, 2016.
- [21] V. Balasubramanian, "Relationship between base metal properties and friction stir welding process parameters," *Materials Science and Engineering: A*, vol. 480, no. 1-2, pp. 397-403, 2008, doi: 10.1016/j.msea.2007.07.048.
- [22] H. Doude, J. Schneider, B. Patton, S. Stafford, T. Waters, and C. Varner, "Optimizing weld quality of a friction stir welded aluminum alloy," *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 222, pp. 188-196, 2015, doi: 10.1016/j.jmatprotec.2015.01.019.
- [23] S. Cui and Z. W. Chen, "Effects of rotation speed and welding speed on material flow and stir zone formation during FSW/P," *Friction Stir Welding and Processing V*, pp. 125-133, 2009.
- [24] A. Banik, B. Saha Roy, J. Deb Barma, and S. C. Saha, "An experimental investigation of torque and force generation for varying tool tilt angles and their effects on microstructure and mechanical properties: Friction stir welding of AA 6061-T6," *Journal of Manufacturing Processes*, vol. 31, pp. 395-404, 2018, doi: 10.1016/j.jmapro.2017.11.030.

- [25] L. Long, G. Chen, S. Zhang, T. Liu, and Q. Shi, "Finite-element analysis of the tool tilt angle effect on the formation of friction stir welds," *Journal of Manufacturing Processes*, vol. 30, pp. 562-569, 2017, doi: 10.1016/j.jmapro.2017.10.023.
- [26] F. Gemme, "Modélisation numérique des phénomènes physiques du soudage par friction-malaxage et comportement en fatigue des joints soudés en aluminium 7076-T6," Ph. D., Département de Génie Mécanique, École Polytechnique, Montréal, 2011.
- [27] A. P. Reynolds, "Flow visualization and simulation in FSW," *Scripta Materialia*, vol. 58, no. 5, pp. 338-342, 2008, doi: 10.1016/j.scriptamat.2007.10.048.
- [28] P. Heurtier, M. J. Jones, C. Desrayaud, J. H. Driver, F. Montheillet, and D. Allehaux, "Mechanical and thermal modelling of Friction Stir Welding," *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 171, no. 3, pp. 348-357, 2006, doi: 10.1016/j.jmatprotec.2005.07.014.
- [29] J. Zhang et al., "Numerical simulation and experimental investigation on friction stir welding of 6061-T6 aluminum alloy," *Materials & Design*, vol. 60, pp. 94-101, 2014, doi: 10.1016/j.matdes.2014.03.043.
- [30] M. Guerra, C. Schmidt, J. C. McClure, L. E. Murr, and A. C. Nunes, "Flow patterns during friction stir welding," *Materials Characterization*, vol. 49, no. 2, pp. 95-101, 2002, doi: 10.1016/s1044-5803(02)00362-5.
- [31] P. Cavaliere, A. Squillace, and F. Panella, "Effect of welding parameters on mechanical and microstructural properties of AA6082 joints produced by friction stir welding," *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 200, no. 1-3, pp. 364-372, 2008, doi: 10.1016/j.jmatprotec.2007.09.050.
- [32] P. Cavaliere, "Friction Stir Welding of Al Alloys: Analysis of Processing Parameters Affecting Mechanical Behavior," *Procedia CIRP*, vol. 11, pp. 139-144, 2013, doi: 10.1016/j.procir.2013.07.039.
- [33] S. Guo, L. Shah, R. Ranjan, S. Walbridge, and A. Gerlich, "Effect of quality control parameter variations on the fatigue performance of aluminum friction stir welded joints," *International Journal of Fatigue*, vol. 118, pp. 150-161, 2019, doi: 10.1016/j.ijfatigue.2018.09.004.
- [34] L. Trueba, G. Heredia, D. Rybicki, and L. B. Johannes, "Effect of tool shoulder features on defects and tensile properties of friction stir welded aluminum 6061-T6," *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 219, pp. 271-277, 2015, doi: 10.1016/j.jmatprotec.2014.12.027.
- [35] D. Lohwasser and Z. Chen, *Friction stir welding: From basics to applications*. Elsevier, 2010, 436 p.

- [36] S. Lomolino, R. Tovo, and J. Dossantos, "On the fatigue behaviour and design curves of friction stir butt-welded Al alloys," *International Journal of Fatigue*, vol. 27, no. 3, pp. 305-316, 2005, doi: 10.1016/j.ijfatigue.2004.06.013.
- [37] D. Burford, C. Widener, and B. Tweedy, "Advances in Friction Stir Welding for aerospace applications," présenté à 6th AIAA Aviation Technology, Integration and Operations Conference (ATIO), ATIO-12 Materials for Aerospace Vehicles, Kansas, USA, 25 septembre, 2006.
- [38] A. Farah, "Comportement en fatigue de joints d'aluminium 7075-T6 soudés par friction-malaxage et parachevés," Ph. D., Département de Génie Mécanique, École Polytechnique, Montréal, 2013.
- [39] B. T. Gibson et al., "Friction stir welding: Process, automation, and control," *Journal of Manufacturing Processes*, vol. 16, no. 1, pp. 56-73, 2014, doi: 10.1016/j.jmapro.2013.04.002.
- [40] A. Fleury, R. Ranjan, L. Shah, L. St-Georges, A. Rahem, and S. Walbridge, "Fatigue design of friction stir welded joints in aluminium bridge decks," présenté à Canadian Society of Civil Engineering Annual Conference, Laval, Canada, 12 -15 juin, 2019.
- [41] T. Dickerson and J. Przydatek, "Fatigue of friction stir welds in aluminium alloys that contain root flaws," *International Journal of Fatigue*, vol. 25, no. 12, pp. 1399-1409, 2003, doi: 10.1016/s0142-1123(03)00060-4.
- [42] S. Guo, "Fatigue behavior of aluminum friction stir welds under highway bridge loading conditions," MASC, Mechanical and Mechatronics Engineering, University of Waterloo, Waterloo, 2018.
- [43] M. Ericsson, L. Jin, and R. Sandstrom, "Fatigue properties of friction stir overlap welds," *International Journal of Fatigue*, vol. 29, no. 1, pp. 57-68, 2007, doi: 10.1016/j.ijfatigue.2006.02.052.
- [44] N. Cloutier and L. St-Georges, "Friction stir lap welding of Aluminium 2024-T3 for inspection to aerospace applications," non publié.
- [45] A. F. Hobbacher, *Recommendations for Fatigue Design of Welded Joints and Components*. International Institute of Welding, 2016, 111 p.
- [46] S. Fowler, A. Toumpis, and A. Galloway, "Fatigue and bending behaviour of friction stir welded DH36 steel," *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, vol. 84, no. 9-12, pp. 2659-2669, 2015, doi: 10.1007/s00170-015-7879-3.
- [47] R. Ranjan, A. C. de Oliveira Miranda, S. Guo, S. Walbridge, and A. Gerlich, "Fatigue analysis of friction stir welded butt joints under bending and tension load," *Engineering Fracture Mechanics*, vol. 206, pp. 34-45, 2019, doi: 10.1016/j.engfracmech.2018.11.041.

- [48] R. I. Stephens, A. Fatemi, R. R. Stephens, and H. O. Fuchs, *Metal fatigue in engineering*, 2nd ed. Wiley-Interscience Publication, 2001, 496 p.
- [49] A. Fatemi and L. Yang, "Cumulative fatigue damage and life prediction theories: a survey of the state of the art for homogeneous materials," *International Journal of Fatigue*, vol. 20, no. 1, p. 26, 1998.
- [50] D. Arola and M. Ramulu, "An examination of the effects from surface texture on the strength of fiber-reinforced plastics," *J of Compos Mater*, vol. 33, 1999.
- [51] D. Arola and C. L. Williams, "Estimating the fatigue stress concentration factor for machined surfaces," *International Journal of Fatigue*, vol. 24, pp. 923-930, 2002.
- [52] N. E. Dowling, *Mechanical Behavior of Materials: Engineering Methods for Deformation, Fracture, and Fatigue*, 4th ed. Pearson, 2013, 936 p.
- [53] N. Mendes, P. Neto, A. Loureiro, and A. P. Moreira, "Machines and control systems for friction stir welding: A review," *Materials & Design*, vol. 90, pp. 256-265, 2016, doi: 10.1016/j.matdes.2015.10.124.
- [54] S. Zimmer, "Contribution à l'industrialisation du soudage par friction malaxage," Ph. D., Arts et Métiers ParisTech, Paris, 2010.
- [55] G. Voellner, F. Zaeh, and J. Silvanus, "Influence of the machine types on FSW seam qualities," présenté à 7th International FSW Symposium, Awaji Island, Japan, 2008.
- [56] B. Liu, R. Villavicencio, and C. Soares, "Failure characteristics of strength-equivalent aluminium and steel plates in impact conditions," pp. 167-174, 2013, doi: 10.1201/b15120-25.
- [57] R. Fortunier, *Comportement mécanique des matériaux*. École Nationale Supérieure des Mines, 83 p.
- [58] P. Lours and F. Baillon. (2015, 24 mars). *Au coeur des Matériaux Cristallins* [En ligne]. Disponible à : https://nte.mines-albi.fr/SciMat/co/module_SM.html
- [59] G. E. Dieter, *Mechanical metallurgy*, 1st ed. McGraw-Hill Book Company, 1961, 751 p.
- [60] D. P. DeLuca. Understanding fatigue [En ligne]. Disponible à : <http://files.asme.org/IGTI/Knowledge/Articles/13048.pdf>
- [61] E. Orowan, "Theory of the fatigue of metals," *Proceedings of the royal society A*, vol. 171, p. 28, 1938.
- [62] W. A. Wood, *Bull. Inst. Metals*, vol. 3, pp. 5-6, September 1955.

- [63] P. C. Paris, M. P. Gomez, and W. E. Anderson, "A Rational Analytic Theory of Fatigue," *The Trend in Engineering*, vol. 13, p. 6, 1961.
- [64] G. L. Kulak and I. F. C. Smith, "Analysis and design of fabricated steel structures for fatigue: a primer for civil engineers," in "Structural Engineering Report," University of Alberta, Department of Civil Engineering, 190, 1993.
- [65] H. E. Boyer, *Atlas of fatigue curves*. ASM International, 1985, 518 p.
- [66] U. Zerbst, M. Madia, M. Vormwald, and H. T. Beier, "Fatigue strength and fracture mechanics – A general perspective," *Engineering Fracture Mechanics*, 2017, doi: 10.1016/j.engfracmech.2017.04.030.
- [67] K. Tanaka, "Fatigue crack propagation," in *Comprehensive structural integrity*, vol. 4, R. O. Ritchie and Y. Murakami Eds., e. Murakami Y, Ed.: Elsevier, 2003, ch. Cyclic loading and fracture, pp. 95-127.
- [68] K. J. Miller, "The two thresholds of fatigue behaviour," *Fatigue Fract. Engng. Mater. Struct.*, vol. 16, no. 9, p. 9, 1993.
- [69] K. Becker et al., "The effect of surface degradation on fatigue and fracture behaviour," *Materials & Design*, vol. 14, no. 3, p. 8, 1993.
- [70] D. Ye, X. Tong, L. Yao, and X. Yin, "Fatigue hardening/softening behavior investigated through Vickers microhardness measurement during high-cycle fatigue," *Materials Chemistry and Physics*, vol. 56, p. 6, 1998.
- [71] P. J. Haagenen, O. T. Midling, and M. Raney, "Fatigue performance of friction stir butt welds in a 6000 series aluminum alloy," *Transactions on Engineering Sciences*, vol. 8, pp. 225-237, 1995.
- [72] P. M. G. P. Moreira, M. A. V. de Figueiredo, and P. M. S. T. de Castro, "Fatigue behaviour of FSW and MIG weldments for two aluminium alloys," *Theoretical and Applied Fracture Mechanics*, vol. 48, no. 2, pp. 169-177, 2007, doi: 10.1016/j.tafmec.2007.06.001.
- [73] M. Ericsson and R. Sandström, "Influence of welding speed on the fatigue of friction stir welds, and comparison with MIG and TIG," *International Journal of Fatigue*, vol. 25, no. 12, pp. 1379-1387, 2003, doi: 10.1016/s0142-1123(03)00059-8.
- [74] K. J. Polák, "Cyclic deformation, crack initiation, and low-cycle fatigue," in *Comprehensive structural integrity*, vol. 4, R. O. Ritchie and Y. Murakami Eds., e. Murakami Y, Ed.: Elsevier, 2003, ch. Cyclic loading and fracture, pp. 1-39.
- [75] M. Besel, Y. Besel, U. Alfaro Mercado, T. Kakiuchi, and Y. Uematsu, "Fatigue behavior of friction stir welded Al–Mg–Sc alloy," *International Journal of Fatigue*, vol. 77, pp. 1-11, 2015, doi: 10.1016/j.ijfatigue.2015.02.013.

- [76] C. Zhou, X. Yang, and G. Luan, "Effect of kissing bond on fatigue behavior of friction stir welds on Al 5083 alloy," *Journal of Materials Science*, vol. 41, no. 10, pp. 2771-2777, 2006, doi: 10.1007/s10853-006-6337-x.
- [77] P. M. G. P. Moreira, A. M. P. de Jesus, A. S. Ribeiro, and P. M. S. T. de Castro, "Fatigue crack growth in friction stir welds of 6082-T6 and 6061-T6 aluminium alloys: A comparison," *Theoretical and Applied Fracture Mechanics*, vol. 50, no. 2, pp. 81-91, 2008, doi: 10.1016/j.tafmec.2008.07.007.
- [78] C. Zhou, X. Yang, and G. Luan, "Effect of root flaws on the fatigue property of friction stir welds in 2024-T3 aluminum alloys," *Materials Science and Engineering: A*, vol. 418, no. 1-2, pp. 155-160, 2006, doi: 10.1016/j.msea.2005.11.042.
- [79] *NF EN 1999-1-3 - Eurocode 9 : calcul des structures en alliages d'aluminium - Partie 1-3 : structures sensibles à la fatigue*, AFNOR, 2007.
- [80] E. Maggiolini, D. Benasciutti, L. Susmel, D. G. Hattingh, M. N. James, and R. Tovo, "Friction stir welds in aluminium: Design S-N curves from statistical analysis of literature data," *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures*, vol. 41, no. 11, pp. 2212-2230, 2018, doi: 10.1111/ffe.12805.
- [81] M. Ericsson and R. Sandström, "Fatigue performance of friction stir welded AlMgSi-Alloy 6082," *Aluminium*, vol. 77, no. 7/8, 2001.
- [82] A. Gariépy, F. Nadeau, A. Gambou-Bosca, and H. Grégoire, "Investigation of the fatigue fracture characteristics between friction-stir welded aluminum overlap joints with different alloys and tools," présenté à 12th International Symposium on Friction Stir Welding, Saguenay, Canada, 26-28 juin, 2018.
- [83] A. Pietras and M. S. Weglowski, "Imperfections in FSW joints and NDT methods of their detection," *Biuletyn Instytutu Spawalnictwa*, vol. 2, 2014.
- [84] *AWS D17.3/D17.3M:2016 - Specification for friction stir welding of aluminum alloys for aerospace applications*, American Welding Society, 2016.
- [85] Aluminum extruders council, *Aluminum Extrusion Manual*, 4.2 ed. 2018.
- [86] *ISO 25239-5:2011 Soudage par friction-malaxage - Aluminium - Partie 5 : Exigences de qualité et de contrôle*, International Organization for Standardization, 2011.
- [87] *Aluminum Design Manual Part I: Specification for Aluminum Structures*, The Aluminum Association, 2015.
- [88] A. C. d. O. Miranda, A. Gerlich, and S. Walbridge, "Aluminum friction stir welds: Review of fatigue parameter data and probabilistic fracture mechanics analysis," *Engineering Fracture Mechanics*, vol. 147, pp. 243-260, 2015, doi: 10.1016/j.engfracmech.2015.09.007.

- [89] R. Jaccard, D. Kosteas, and R. Ondra, Background document to fatigue design curve for welded aluminium components. IIW, 1995.
- [90] S. Mironov, K. Inagaki, Y. S. Sato, and H. Kokawa, "Effect of Welding Temperature on Microstructure of Friction-stir Welded Aluminum Alloy 1050," *Metallurgical and Materials Transactions A*, vol. 46, no. 2, pp. 783-790, 2014, doi: 10.1007/s11661-014-2651-0.
- [91] National Law Enforcement and Corrections Technology Center, "Equipment Performance Report: 2001 Patrol Vehicle Tires," Rapport technique, 2001, 122 p.
- [92] Y. Uematsu, K. Tokaji, H. Shibata, Y. Tozaki, and T. Ohmune, "Fatigue behaviour of friction stir welds without neither welding flash nor flaw in several aluminium alloys," *International Journal of Fatigue*, vol. 31, no. 10, pp. 1443-1453, 2009, doi: 10.1016/j.ijfatigue.2009.06.015.
- [93] Y. Hovanski, "Automated production of aluminum tailor-welded blanks," présenté à 12th International Symposium on Friction Stir Welding, Saguenay, Canada, 26-28 juin, 2018.
- [94] P. Albrecht and K. Yamada, "Rapid calculation of stress intensity factors," *Journal of the Structural Division ASCE*, vol. 103, pp. 377-389, 1977.
- [95] C. Menzemer, *Fatigue behavior of welded aluminum structures*. Ann Arbor: University Microfilms International, 1992.

ANNEXES

Annexe A – Rapport d'inspection aux ultrasons

CANMEC INDUSTRIEL		RAPPORT D'ULTRASONS ULTRASOUND REPORT												
Contrat / Contract	Dessin/Drawing	Ref. Méthode END/ NDE procedure ref.		Spéc. Examen/ Examen specifications		Rapport No Report No.								
N/A	N/A	CAN-UT-00 REV 4		CSA W59.2		1								
Description et identification de la pièce/ Part description and identification						Date								
Joint bout à bout entre 2 plaques 6061-T6 soudées avec les procédé FSW						Période d'examen	Rapport/Report							
						2019-01-21	2019-01-21							
Épaisseur du matériau Material thickness		Bloc d'étalonnage/Calibration bloc		Mode	Palpeur/ Transducer	Appareil/Instrument								
9.6mm		IIS aluminium		T	2.25MHz 70°	GE Technology USN 58L SW No. série : 01TB98								
Esquisser pour indiquer l'endroit des marques, le zéro, la longueur de la surface, le sens et les numéros de soudure, si requis Sketch to indicate location marks, zero point, length of area, direction of numbering and weld numbers if required.														
Plaque WH-04		Indication de forte amplitude à mi-épaisseur sur environ 305mm à partir du début Indication de faible à très faible amplitude sur le reste de la soudure												
Plaque WH-05		Indication de forte amplitude à mi-épaisseur sur environ 320mm à partir du début Indication de faible à très faible amplitude sur le reste de la soudure												
Plaque WH-06		Indication de forte amplitude à mi-épaisseur sur environ 50mm à partir du début Indication de faible amplitude à mi-épaisseur sur environ 300 mm à la fin de la soudure Indication de faible à très faible amplitude sur le reste de la soudure												
Soudure No./Weld No.	Numéro de réflecteur/ Indication No	Angle du palpeur/Probe angle	Demi-pas/Half step	Décibels				Indications				Évaluation	Remarque/Remark	
				a	b	c	d	Longueur/Length	Distance trajet sonore/Sound path distance	Profondeur à partir de la surface A/ Depth from the A surface	Distance			
				Niveau d'amplitude/ Amplitude level	Niveau de référence/ Reference level	Facteur d'atténuation/ Attenuation factor	Amplitude normal/ Normal amplitude				De X/From X			De y/ From y
WH-04		70	1 & 2	71	61									
WH-05		70	1 & 2	71	61									
WH-06		70	1 & 2	71	61									
MP= Manque de pénétration LP=Lack or penetration I= Inclusion S= Slag inclusion P= Porosité P= Porosity C= Caniveau U= Undercut F=Fissure C=Crack MF=Manque de fusion LF=Lack or fusion				Examiné par - Examined by: Sylvain Pedneault CAN / ONGC 49.9712 niv. II				Approuvé par- Approved by:				Revu par- Reviewed by:		

Figure A.1 - Rapport des inspections par ultrasons

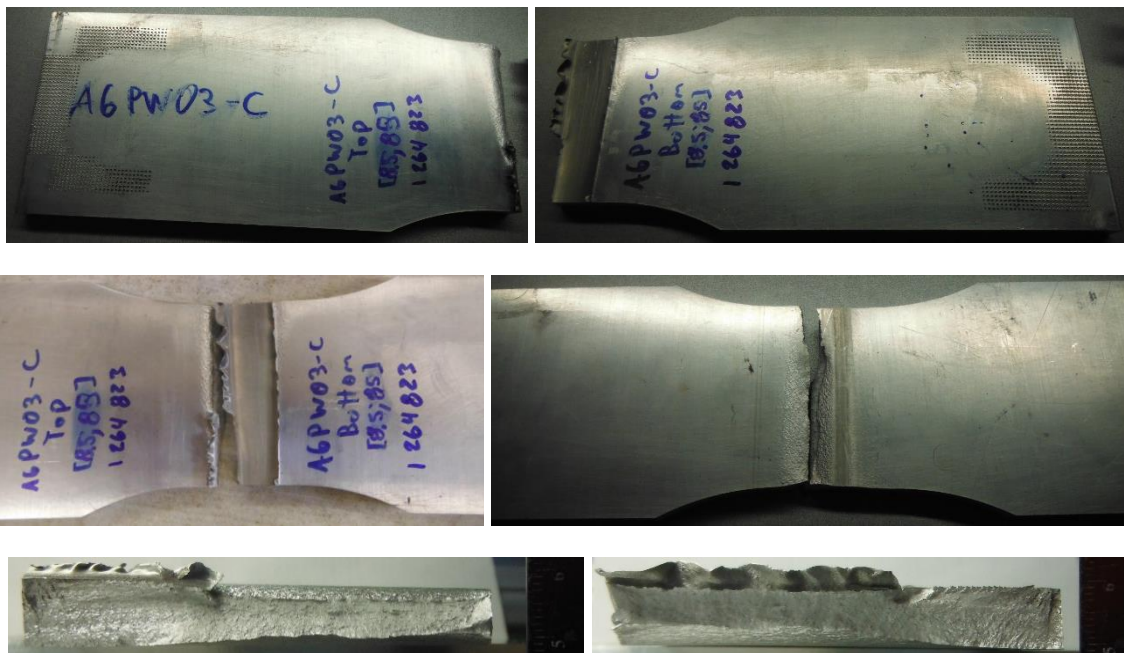
Annexe B – Résultats des essais de fatigue

Tableau B.1 - Détails des essais de fatigue

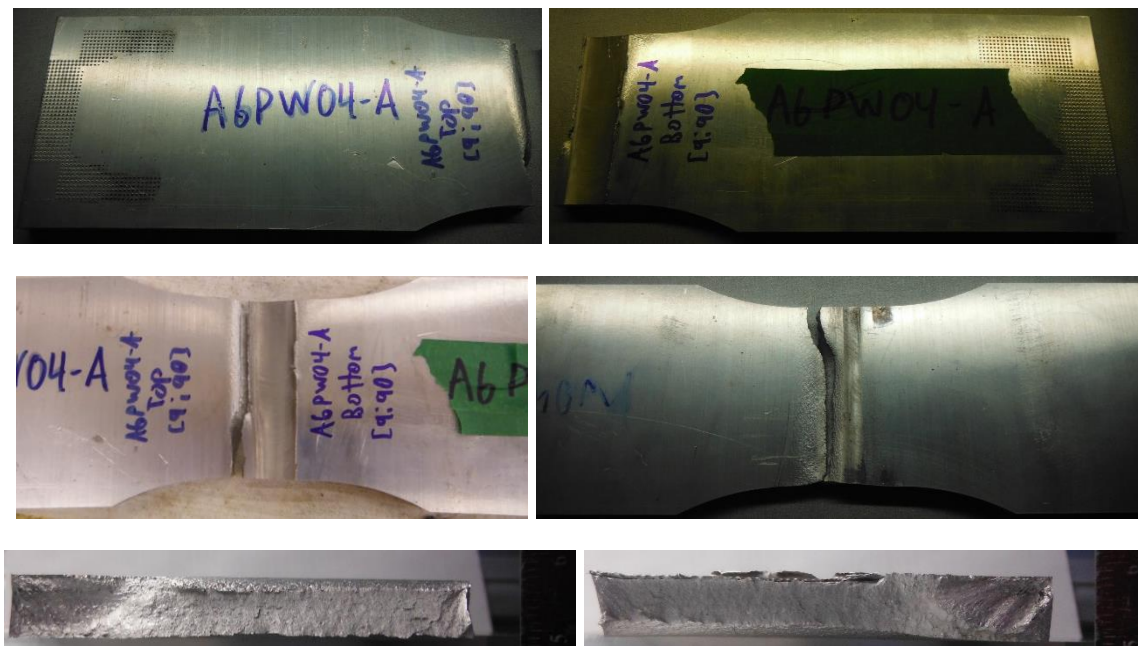
ID	Type of loading	Dimensions [mm]		Load [kN]		Stress [MPa]		Stress ratio	Stress range [MPa]	Fatigue life	Initial crack location	Frequency (Hz)	Fracture location	Notes
		Width	Thickness	Min	Max	Min	Max							
PWT1-A	CA	69,78	9,52	8	80	12,04	120,43	0,1	108,38	1712903	One above RS / One on RS	10	One above RS / One below RS	2 cracks
PWT2-A	CA	69,99	9,5	7,5	75	11,28	112,80	0,1	101,52	3315177	On BM at the grip	10	At the bottom grip	Alignment issue?
PW03-A	CA	69,75	9,56	8,5	85	12,75	127,47	0,1	114,73	1514704	-	10	Fractured in BM at bottom grip	Fatigue life incompleted in SZ
PW03-C	CA	70	9,5	8,5	85	12,78	127,82	0,1	115,04	1264823	IC on RS	10	Fractured on RS	
PW04-A	CA	69,95	9,67	9	90	13,31	133,05	0,1	119,75	455056	IC above RS	10	Fractured on and above RS	
PW04-C	CA	69,88	9,51	7	70	10,53	105,33	0,1	94,80	5964389	Runout	10	N/A	Runout
PWT1-B	VA	55	9,5	9,382	93,82	17,96	179,56	0,1	70			10, 15 or 20		2 500 000 estimated life
PWT2-B	VA	55	9,5	8,712	87,12	16,67	166,74	0,1	65			10, 15 or 20		3 500 000 estimated life
PW03-B	VA	55	9,5	8,042	80,42	15,39	153,91	0,1	60			10, 15 or 20		4 000 000 estimated life
PW03-D	VA	70,07	9,61	9,382	93,82	13,93	139,33	0,1	55	3311896	Runout	10	N/A	
PW04-B	VA	69,92	9,62	8,529	85,29	12,68	126,80	0,1	50	3565034	Runout	10	N/A	Runout
M10AS01-A	CA	69,89	9,5	3	30	4,52	45,18	0,1	40,67	506372	Initial surface wormhole at weld bead	10	Through width crack from top	
M10AS01-B	CA	70	9,5	4	40	6,02	60,15	0,1	54,14	7308	Top of the weld	10	Through width crack from top	
M10AS01-C	CA	70	9,5	5	50	7,52	75,19	0,1	67,67	2430		10	Through width crack from top	
M10AS01-D	CA	69,86	9,5	6	60	9,04	90,41	0,1	81,37	1387	top of the weld near stress concentration	10	Through width crack from top	
M05AS02-A	CA	69,91	9,5	6	60	9,03	90,34	0,1	81,31	5395875	Runout	10	Runout	Runout
M05AS02-C	CA	70	9,5	7,5	75	11,28	112,78	0,1	101,50	39754	Semi-elliptical crack	10		
M05AS04-A	CA	70,03	9,5	8,5	85	12,78	127,76	0,1	114,99	248171	Semi-elliptical at HAZ but propagate to weld toe	10	HAZ and AS weld toe	
M05AS04-C	CA	70	9,5	7	70	10,53	105,26	0,1	94,74	549459	Middle of the plate, top side	10	Semi-elliptical crack from top side of the weld	
M05AS05-A	CA	70	9,5	9	90	13,53	135,34	0,1	121,80	211452		10		
M05AS05-C	CA	70	9,5	8	80	12,03	120,30	0,1	108,27	154968	Failed from top side of the weld	10	Failed from top side of the weld	
M05AS02-D	VA	55	9,5	9,382	93,82	17,96	179,56	0,1	70			10, 15 or 20		5 000 000 estimated life
M05AS04-B	VA	55	9,5	8,712	87,12	16,67	166,74	0,1	65			10, 15 or 20		8 000 000 estimated life
M05AS04-D	VA	55	9,5	8,042	80,42	15,39	153,91	0,1	60			10, 15 or 20		10 000 000 estimated life
M05AS05-B	VA	70	9,5	9,382	93,82	14,11	141,08	0,1	55			10, 15 or 20		Runout estimated
M10RS01-A	CA	70	9,5	5	50	7,52	75,19	0,1	67,67	4976110	Runout	10	Runout	
M10RS01-B	CA	69,91	9,5	6	60	9,03	90,34	0,1	81,31	663763	Through thickness crack	10	Weld bead towards RS toe	
M10RS01-C	CA	70	9,5	7	70	10,53	105,26	0,1	94,74	299180	SE crack on AS	10	AS	
M10RS01-D	CA	69,93	9,5	8	80	12,04	120,42	0,1	108,38	143141	Top of the weld	10	Semi-elliptical	
M05RS05-A	CA	69,96	9,5	8,5	85	12,79	127,89	0,1	115,10	373232	Quarter elliptical at AS toe	10	AS toe	
M05RS05-C	CA	69,93	9,5	7,5	75	11,29	112,89	0,1	101,61	514069	SE at RS toe	10	RS toe	
M05RS06-A	CA	69,99	9,5	8,5	85	12,78	127,84	0,1	115,05	437781	Semi-elliptical in RS toe	10	RS toe	
M05RS06-C	CA	69,94	9,5	7	70	10,54	105,35	0,1	94,82	817301	Semi-elliptical in RS toe	10	RS toe	Two cracks
M05RS07-A	CA	69,93	9,5	8,5	85	12,79	127,95	0,1	115,15	114431	SE at AS toe	10	AS toe	
M05RS07-C	CA	70	9,5	8	80	12,03	120,30	0,1	108,27	573390	Through thickness crack	10	Side of the weld	
M05RS05-D	VA	70	9,5	9,382	93,82	14,11	141,08	0,1	55			10, 15 or 20		Runout estimated
M05RS06-B	VA	55	9,5	8,042	80,42	15,39	153,91	0,1	60			10, 15 or 20		10 000 000 estimated life
M05RS06-D	VA	55	9,5	8,712	87,12	16,67	166,74	0,1	65			10, 15 or 20		6 000 000 estimated life
M05RS07-B	VA	55	9,5	9,382	93,82	17,96	179,56	0,1	70			10, 15 or 20		5 000 000 estimated life
WH04-A	CA	70,01	9,5	7,5	75	11,28	112,77	0,1	101,49	207800	Fractured in Wormhole	10	Fractured in Wormhole	
WH04-C	CA	69,9	9,61	6	60	8,93	89,32	0,1	80,39	1260124	Fractured in Wormhole	10	Fractured in Wormhole	
WH05-A	CA	69,98	9,57	7,5	75	11,20	111,99	0,1	100,79	98290	Fractured in Wormhole	10	Fractured in Wormhole	
WH05-C	CA	69,98	9,5	8	80	12,03	120,34	0,1	108,30	82078	Fractured in Wormhole	10	Fractured in Wormhole	
WH06-A	CA	69,98	9,58	7	70	10,44	104,41	0,1	93,97	770194	Cracked on AS in Base Metal	10		
WH06-C	CA	70	9,56	6,5	65	9,71	97,13	0,1	87,42	1968488	Runout	10	N/A	Runout - No WH
WH01-A	CA	70	9,5	8	80	12,03	120,30	0,1	108,27	102003	-	10	Fractured on AS	Dummy specimen
WH04-B	CA	69,98	9,5	8	80	12,03	120,34	0,1	108,30	1327223	On BM at the grip	10	Semi-elliptical at BM	Alignment issue?
WH04-D	CA	70,01	9,5	9,5	95	14,28	142,84	0,1	128,55	87 820	Semi-elliptical at AS toe	10	AS toe	
WH05-B	CA	69,96	9,5	8,5	85	12,79	127,89	0,1	115,10	44526	Fractured in Wormhole	10		
WH05-D	CA	70	9,5	9	90	13,53	135,34	0,1	121,80	120097	Semi-elliptical at AS toe	10	AS toe	

Annexe C – Spécimens fracturés après essai de fatigue

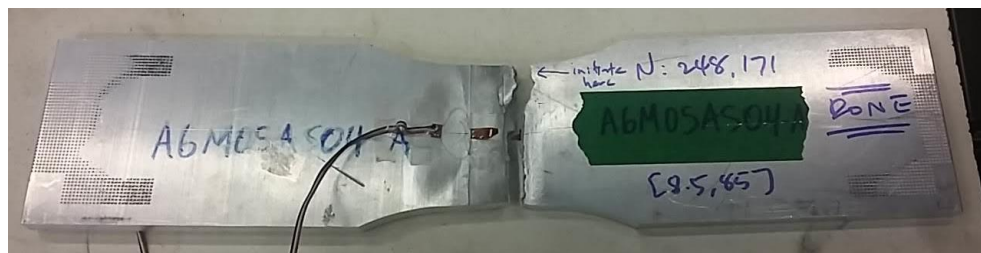
PW03-C



PW04-A



M05AS04-A



M05RS05-C



M05RS06-A



M05RS06-C



M05RS07-A



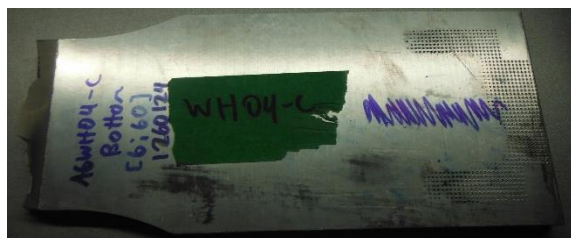
WH01-A



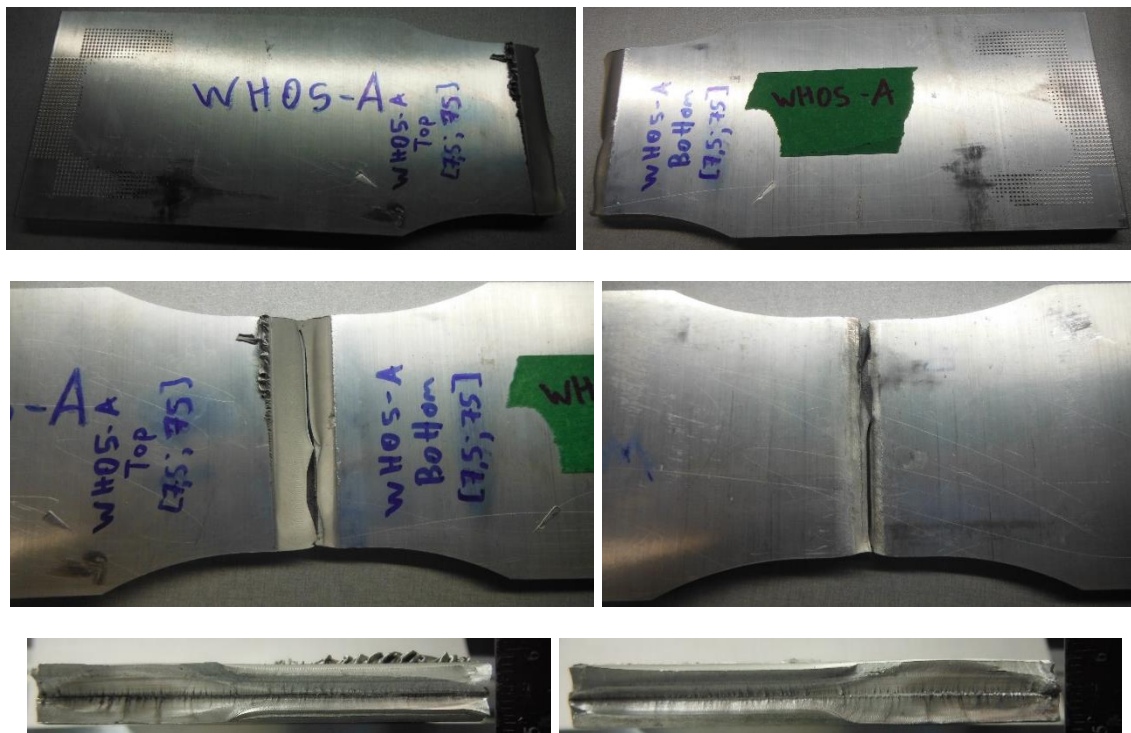
WH04-B



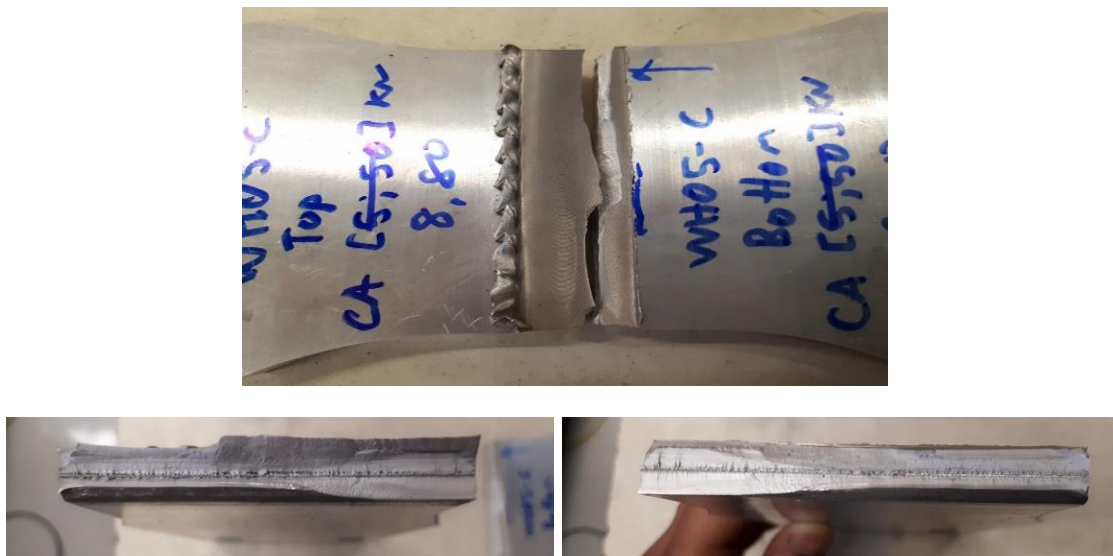
WH04-C



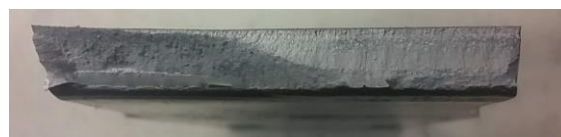
WH05-A



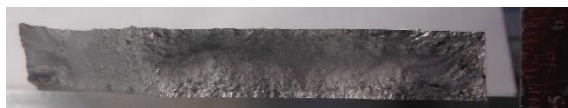
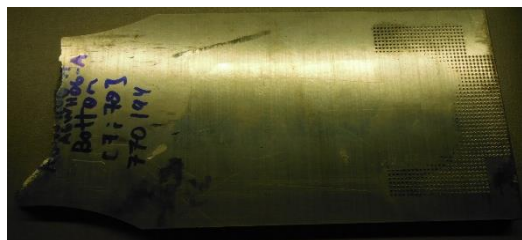
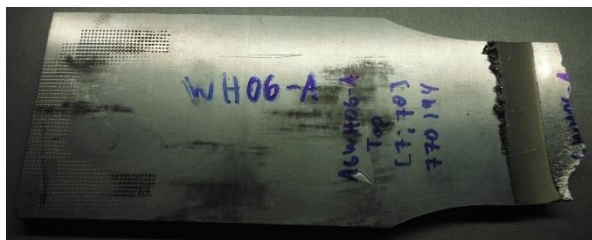
WH05-C



WH05-D



WH06-A



Annexe D – Macrographies des soudures avec trou de ver (WH)

Tableau D.1 - Macrographies de la soudure WH04 à divers sites

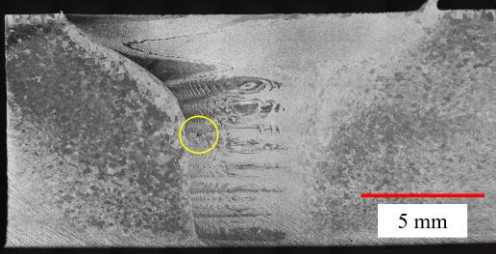
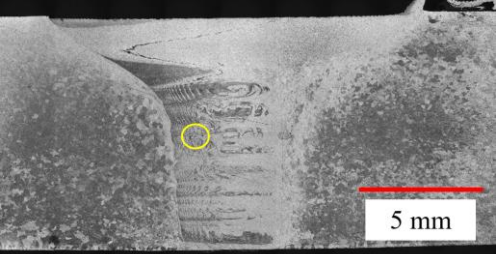
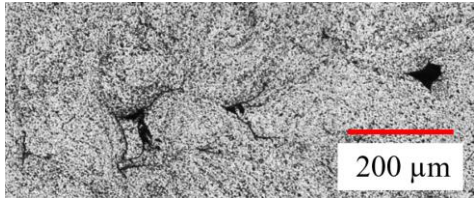
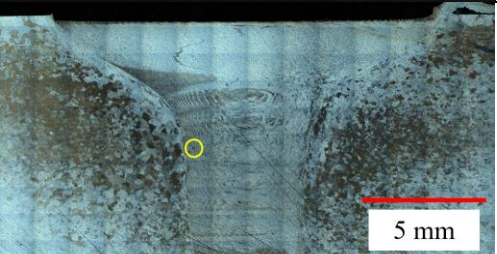
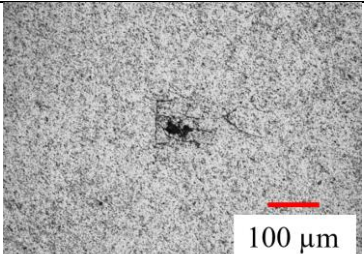
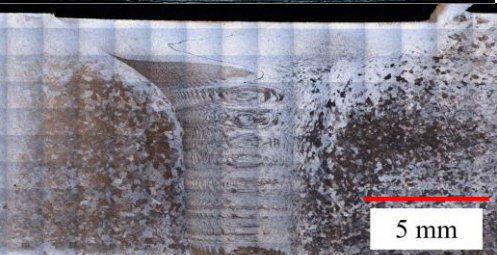
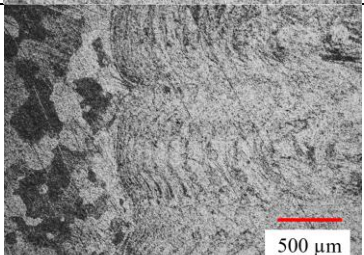
ID	Mosaïque	Zoom
WH04-A @ 118 mm		N/A
WH04-B @ 223 mm		
WH04-C @ 328 mm		
WH04-D @ 433 mm		

Tableau D.2 - Macrographies de la soudure WH05 à divers sites

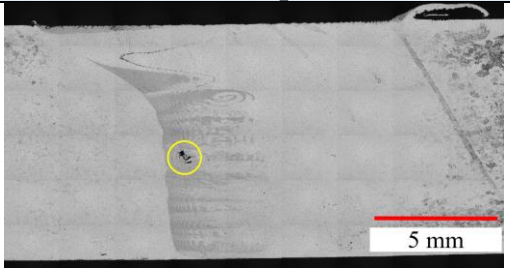
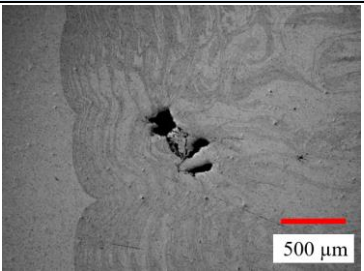
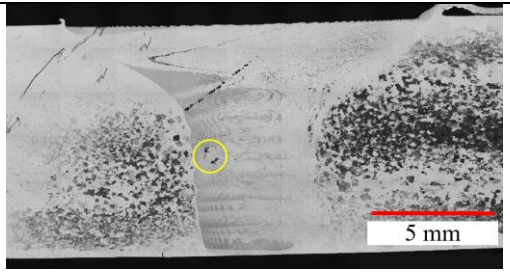
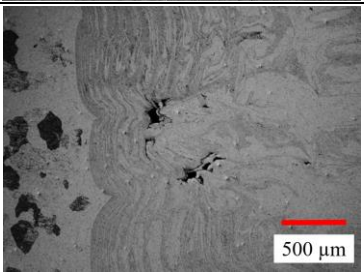

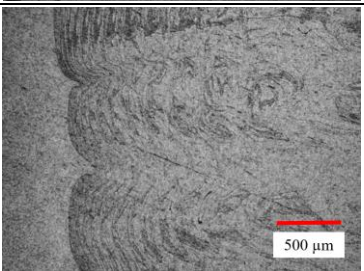
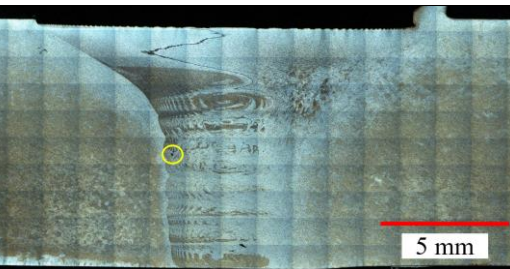

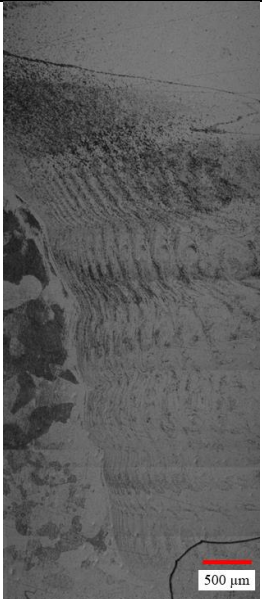
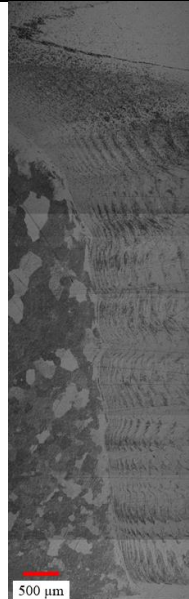
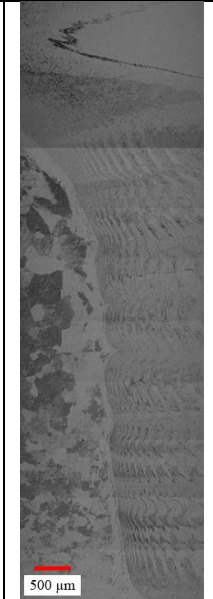
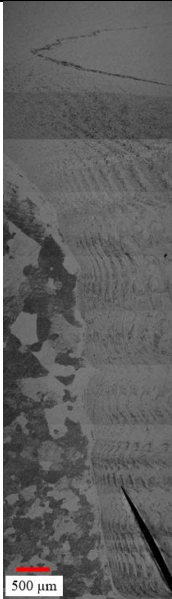
ID	Mosaïque	Zoom
WH05-A @ 118 mm		
WH05-B @ 223 mm		
WH05-C @ 328 mm		
WH05-D @ 433 mm		

Tableau D.3 - Macrographies de la soudure WH06 à divers sites

ID	WH06-A @ 118 mm	WH06-B @ 223 mm	WH06-C @ 328 mm	WH06-D @ 433 mm
Mosaïque 5x	 Macrograph of the WH06-A weld at 118 mm. The image shows a dark, textured surface with a distinct horizontal line across the top. A red scale bar at the bottom indicates 500 µm.	 Macrograph of the WH06-B weld at 223 mm. The image shows a dark, textured surface with a distinct horizontal line across the top. A red scale bar at the bottom indicates 500 µm.	 Macrograph of the WH06-C weld at 328 mm. The image shows a dark, textured surface with a distinct horizontal line across the top. A red scale bar at the bottom indicates 500 µm.	 Macrograph of the WH06-D weld at 433 mm. The image shows a dark, textured surface with a distinct horizontal line across the top. A red scale bar at the bottom indicates 500 µm.

