

Effets du défaut caniveau sur la concentration de contrainte au  
sein de joints soudés par laser en alliage d'aluminium  
AA6005-T6

par

Clément POT

MÉMOIRE PRÉSENTÉ À L'ÉCOLE DE TECHNOLOGIE SUPÉRIEURE  
COMME EXIGENCE PARTIELLE À L'OBTENTION DE LA MAÎTRISE  
AVEC MÉMOIRE EN GÉNIE MÉCANIQUE

M. Sc. A

MONTRÉAL, LE 17 AOÛT 2021

ÉCOLE DE TECHNOLOGIE SUPÉRIEURE  
UNIVERSITÉ DU QUÉBEC



Clément POT, 2021



Clément POT

Cette licence [Creative Commons](#) signifie qu'il est permis de diffuser, d'imprimer ou de sauvegarder sur un autre support une partie ou la totalité de cette œuvre à condition de mentionner l'auteur, que ces utilisations soient faites à des fins non commerciales et que le contenu de l'œuvre n'ait pas été modifié.

**PRÉSENTATION DU JURY**

CE MÉMOIRE A ÉTÉ ÉVALUÉ

PAR UN JURY COMPOSÉ DE :

M. Philippe Bocher, directeur de mémoire  
Département de génie mécanique à l'École de technologie supérieure

M. Vincent Demers, codirecteur de mémoire  
Département de génie mécanique à l'École de technologie supérieure

M. Lucas Hof, président du jury  
Département de génie mécanique à l'École de technologie supérieure

Mme Kadiata Ba, jury externe  
Département des sciences appliquées de l'Université du Québec à Chicoutimi

M. Gabriel Caron-Guillemette, jury externe  
ALSTOM

IL A FAIT L'OBJET D'UNE SOUTENANCE DEVANT JURY ET PUBLIC

LE 12 AOUT 2021

À L'ÉCOLE DE TECHNOLOGIE SUPÉRIEURE



## **AVANT-PROPOS**

Le présent projet de maîtrise s'inscrit dans le cadre d'une définition de normes internes de soudage laser pour Bombardier Transport. Cependant, cette étude s'est déroulée dans le contexte particulier du rachat de cette entreprise par Alstom, initié en février 2020. Cette situation a entraîné l'abandon du projet, qui a donc été maintenu dans un but purement académique, et cela a ainsi limité les contacts avec le partenaire industriel. De ce fait, cela a probablement conduit à des choix menant à des divergences avec les pratiques courantes dans l'industrie, notamment pour ce qui a attrait à la compréhension et à l'utilisation des normes.

Enfin, il est important de rappeler le contexte de la pandémie de COVID-19 survenue au début du mois mars 2020 avec toutes les complications et les retards que cette situation a pu causer tout au long du déroulement du projet.



## **REMERCIEMENTS**

Je tiens à remercier mon directeur de recherche Philippe Bocher ainsi que mon codirecteur Vincent Demers pour leur suivi, l'aide et les conseils qu'ils ont pu m'apporter tout au long du projet. Je souhaite aussi remercier le Fonds de Recherche du Québec et Bombardier Transport pour la bourse de recherche qui m'a été versée dans le cadre de ce projet. Je tiens aussi à remercier particulièrement Yasser Zedan, associé de recherche au laboratoire LOPFA, pour son aide, sa très grande expertise, ses idées et sa gentillesse qui m'auront énormément aidé à progresser lors du déroulement de ce mémoire, je n'aurais assurément pas pu fournir un tel travail sans lui. Je souhaiterais aussi remercier Lyès Hacini qui m'apporté une aide précieuse pour la découverte du logiciel ANSYS. Je dois aussi remercier Joël Grignon et Daniel Jodoin pour leurs conseils et le temps qu'ils ont pris pour effectuer les scans 3D des échantillons mais aussi me guider dans la manipulation du logiciel Polyworks. Je tiens à adresser mes remerciements à Serge Plamondon et à Mario Corbin pour les renseignements qu'ils ont pu m'apporter pour la réalisation des essais de fatigue et de ressuage. Je remercie Nicolas Vanderesse pour le temps qu'il m'a accordé et la patience dont il a fait preuve afin de m'apporter ses idées pour la mise au point du code Python. Je remercie Morgan Letenneur et Salah Eddine qui ont pris du temps pour réaliser les scans par rayons X de mes échantillons. Je dois enfin adresser mes remerciements à mon père et à mon frère qui ont su m'aider et me guider, à distance compte-tenu des conditions particulières, à chaque fois que j'en ai eu besoin.



# **Effets du défaut caniveau sur la concentration de contrainte au sein de joints soudés par laser en alliage d'aluminium AA6005-T6**

Clément POT

## **RÉSUMÉ**

Les caractéristiques mécaniques des alliages d'aluminium sont intéressantes, car leur emploi allège les structures des véhicules ferroviaires. En parallèle, le soudage laser est un procédé novateur qui permet de grandes cadences de production. Leur emploi combiné en construction ferroviaire est un excellent moyen de diminuer les coûts de production.

Pour se faire, Bombardier Transport, aujourd’hui Alstom, s’est positionné en tant que pionnier dans l’utilisation de ces techniques. Des normes réglementent les défauts admissibles dans les joints soudés. Cependant, les restrictions qu’elles imposent ont un impact négatif sur la productivité. Il a ainsi été formulé le besoin de développer de nouvelles normes utilisant le plein potentiel du soudage laser de l’aluminium, sans nuire à la sécurité. L’étude ici s’intéresse particulièrement au défaut n°11 « caniveau » de la norme DIN EN ISO 13919-2.

Des simulations numériques ont permis d’observer les fluctuations du champ du coefficient de concentration de contrainte, noté  $K_t$ , autour des valeurs critiques de la norme. Une méthode de mesure des caractéristiques géométriques des défauts a ensuite été mise en place pour élargir les simulations au spectre de données des échantillons fournis. Un modèle théorique de calcul du  $K_t$  en fonction des paramètres a aussi été proposé.

Enfin, des essais de fatigue ont été menés afin de valider l’hypothèse d’amorçage de fissure au niveau des zones de concentration de contrainte. Les résultats ont montré que la profondeur du défaut ne suffit pas à caractériser sa sévérité comme le laisse entendre la norme, mais que la durée de vie en fatigue est dépendante d’autres paramètres géométriques du défaut. Les faciès de rupture ont été analysés de sorte à mieux déterminer les facteurs influençant le nombre de cycles.

**Mots clés :** Aluminium, soudage laser, fatigue, éléments finis, caniveau



# **Effects of undercut defect on the stress concentration factor in laser welded AA6005-T6 aluminium alloy joints**

Clément POT

## **ABSTRACT**

Given to their mechanical properties, the aluminium alloys are more and more used for building train cars body. Furthermore, laser welding is a process which offers very interesting results combined with high production frequencies. As a result, using both would be a very powerful mean to decrease the production costs in railway construction industry.

Bombardier Transport, now acquired by Alstom, has become a leader in using this promising combination. A large field of standards regulates the defects in the laser welded joints. Nevertheless, these standards has a detrimental impact on the productivity of this method and the need of developping a new internal standard has emerged, which could improve the effectiveness without being nefast to the security. The study has been done on the defect named « undercut » in the DIN EN ISO 13919-2.

Numerical simulations has been done around the critical values given in the standard. This would higlight the impact on the stress concentration factor that could have some variations in the shape of the undercut. Furthermore, a method for measuring the depth, the width and the radius of curvature of the defects, as fast and precise as possible has been worked out to improve the simulations and simulate more shapes regarding to the ones of the defects on real laser welded joints. A computed theoretical model of the  $K_t$  has been proposed.

Finally, several fatigue tests has been done to validate the hypothesis concerning the location of the fracture initiation at the maximum stress concentration zones and search the linked between the shape of the defect and the fatigue life, also by analysing the fracture surfaces.

**Keywords :** Aluminium, laser welding, fatigue, finite elements, undercut



## TABLE DES MATIÈRES

	Page
INTRODUCTION .....	1
<b>CHAPITRE 1 REVUE DE LITTÉRATURE.....</b>	<b>3</b>
1.1 Introduction.....	3
1.2 Soudage laser .....	3
1.2.1 Technologies de laser.....	3
1.2.2 Modes opératoires : conduction/keyhole et continu/pulsé.....	5
1.2.3 Défauts internes des éléments soudés en alliages d'aluminium .....	7
1.2.4 Microstructures rencontrées pour des alliages d'aluminium .....	14
1.3 Comportements mécaniques .....	18
1.3.1 Assemblages soudés en mécanique quasi-statique .....	18
1.3.2 Assemblages soudés sollicités en fatigue .....	20
1.3.3 Pièces moulées sollicitées en fatigue .....	23
1.4 Compléments sur la réalisation des joints soudés.....	24
1.5 Problématique .....	27
<b>CHAPITRE 2 SIMULATIONS NUMÉRIQUES ET MESURES DES CARACTÉRISTIQUES DES DÉFAUTS .....</b>	<b>29</b>
2.1 Introduction.....	29
2.2 Plan d'expérience et méthodologie .....	29
2.2.1 Positionnement.....	29
2.2.2 Spécificité d'un défaut type caniveau .....	30
2.2.3 Premier ensemble de simulations sous Ansys .....	34
2.2.4 Mesures de caniveaux .....	37
2.2.5 Exploitation des données géométriques des caniveaux .....	41
2.2.6 Simulations basées sur les données expérimentales .....	46
2.3 Résultats .....	48
2.3.1 Tendances générales .....	48
2.3.2 Inclinaison des bords.....	54
2.4 Interprétations .....	55
2.4.1 Modèles théoriques .....	55
2.4.2 Effets remarquables .....	60
<b>CHAPITRE 3 ESSAIS DE FATIGUE.....</b>	<b>63</b>
3.1 Mise en contexte .....	63
3.2 Méthodologie .....	63
3.3 Déroulement des essais de fatigue et interprétations .....	67
3.3.1 Résultats généraux .....	67
3.3.2 Analyse de l'aspect de certains échantillons.....	70
3.3.3 Analyse des grandeurs caractéristiques de la profondeur du caniveau.....	71
3.3.4 Effet de l'ondulation .....	78

3.3.5	Effet de l'effilage du caniveau.....	84
3.3.6	Observations au microscope optique à balayage des sites d'amorçage....	86
3.4	Confrontation avec les simulations .....	89
<b>CHAPITRE 4 IDÉES LIÉES AU PROJET ET PISTES DE RÉFLEXION .....</b>		<b>93</b>
4.1	Introduction.....	93
4.2	Faits saillants sur l'aspect des joints soudés .....	93
4.3	Discussions sur l'amorçage de fissures.....	96
4.3.1	Impact des porosités.....	96
4.3.2	Contribution sur l'amorçage et la durée de vie en fatigue .....	100
4.4	Discussions sur la norme .....	103
4.4.1	Limitations induites par le critère de profondeur maximale .....	103
4.4.2	Avantage de la présence d'un caniveau peu profond.....	105
<b>CONCLUSION.....</b>		<b>109</b>
<b>ANNEXE I</b>	<b>PROGRAMME PYTHON UTILISÉ POUR LE CALCUL DES LARGEURS, PROFONDEURS ET RAYONS DE COURBURE DES CANIVEAUX .....</b>	<b>113</b>
<b>ANNEXE II</b>	<b>CALCUL DES PARAMÈTRES DANS LE CAS DES BORDS INCLINÉS .....</b>	<b>115</b>
<b>ANNEXE III</b>	<b>NOTICE DU PROTOCOLE DE RÉALISATION DES ESSAIS DE FATIGUE .....</b>	<b>119</b>
<b>ANNEXE IV</b>	<b>TABLEAU DES DONNÉES DE FATIGUE CONCERNANT CHAQUE ÉCHANTILLON.....</b>	<b>121</b>
<b>ANNEXE V</b>	<b>TABLEAU RÉCAPITULATIF DES DONNÉES RELATIVES À LA PROFONDEUR DE CHAQUE ÉCHANTILLON.....</b>	<b>123</b>
<b>LISTE DE RÉFÉRENCES BIBLIOGRAPHIQUES.....</b>		<b>125</b>

## LISTE DES TABLEAUX

	Page
Tableau 2-1	Premier jeu de paramètres géométriques du défaut caniveau.....
Tableau 2-2	Nombre de sections en fonction dans chaque plaque sélectionnée.....
Tableau 2-3	Complément du premier plan de simulations pour un cas où les bords du défaut sont verticaux .....
Tableau 2-4	Plan de simulations dans les cas où les bords du défaut sont inclinés.....
Tableau 2-5	Modèles proposés dans le cas où $l < 0,9$ mm.....
Tableau 3-1	Nombre d'éprouvettes réalisées dans chaque plaque .....
Tableau 3-2	Données de profondeur des échantillons θ667-1 et θ667-3 .....
Tableau 3-3	Rayon de courbure de chaque section pour chaque échantillon .....
Tableau 3-4	Données de comparaison de l'échantillon θ615-4.....



## LISTE DES FIGURES

	Page
Figure 1.1	Illustration du principe du soudage laser .....4
Figure 1.2	Schématisation des différents modes de soudage : (a) conduction (b) keyhole .....5
Figure 1.3	Solubilité de l'hydrogène dans l'aluminium en fonction de la température pour différents alliages d'aluminium.....8
Figure 1.4	Porosités dues à la dissolution puis au rejet d'hydrogène lors du soudage dans un joint de soudure réalisé en mode keyhole.....9
Figure 1.5	Dynamique des parois du keyhole vue en coupe dans l'axe du joint de soudure et montrant la formation d'une porosité (l'origine en abscisse est le centre du joint de soudure) .....10
Figure 1.6	Fermeture spontanée du keyhole due à son instabilité.....11
Figure 1.7	Illustration des zones critiques en remplissage de liquide lors de la solidification .....13
Figure 1.8	Coupe perpendiculairement à son axe d'un cordon obtenu par soudage laser où les flèches indiquent la ZAT .....15
Figure 1.9	Observation au microscope optique après attaque chimique des différentes zones : de gauche à droite zone fondu puis zone affectée thermiquement et métal de base sachant que l'absence de la zone partiellement fondu peut ici être remarquée.....17
Figure 1.10	Illustration de faciès de rupture d'une éprouvette réalisée en alliage 6056.....21
Figure 1.11	Coupe représentant les différents paramètres ( $D$ et $q$ ) utilisés pour calculer les coefficients de concentration de contrainte au niveau des points A et B, avec en (a) une porosité non débouchante et en (b) une porosité débouchante .....22
Figure 1.12	Influence de la distance de la porosité par rapport à la surface sur le coefficient de contrainte pour les points A et B.....22
Figure 1.13	Oscillations géométriques du faisceau testées dans l'étude de Wang et al. de 2016.....26

Figure 1.14	Quatre positions de soudage ont été testées dans l'article et sont repérées de (a) à (d).....	27
Figure 2.1	Illustration du défaut caniveau et de sa profondeur tel que régit par la norme DIN EN ISO 13919-2 .....	30
Figure 2.2	Schéma illustrant les paramètres utilisés lors du premier ensemble de simulations .....	31
Figure 2.3	Maillage 2D optimum du modèle Ansys : (a) vue globale du modèle et en (b) détail au niveau du caniveau avec $R2 = 0,25$ mm, $h = 1$ mm et $l = 0,5$ mm.....	33
Figure 2.4	Conditions aux limites imposées au modèle.....	34
Figure 2.5	Champ de contrainte avec $h=1,0$ mm; $R2=0,3$ mm et $e=0,1$ mm : en (a) vue d'ensemble et en (b) détail au niveau du caniveau .....	35
Figure 2.6	Champ de contrainte avec $h=0,5$ mm; $R2=0,1$ mm et $e=0,15$ mm : en (a) vue d'ensemble et en (b) détail au niveau du caniveau .....	35
Figure 2.7	Illustration de l'impact de $R1$ s'il vaut 0,1 mm en (a) et 0,7 mm en (b). ....	36
Figure 2.8	Carte de couleur matérialisant les écarts avec une tôle de référence où l'échelle correspondant au code couleur est donnée sur la gauche en millimètres .....	38
Figure 2.9	Zoom sur la courbe B-spline pour illustrer la courbe B-spline en orange créée à partir des points du nuage indiqués par des croix.....	39
Figure 2.10	Graphes de rotations : en (a) les deux droites des moindres carrés des portions de tôles ont le même coefficient directeur et en (b) la tôle de gauche est placée à l'horizontale représentée par la ligne verte.....	40
Figure 2.11	Largeurs des caniveaux sachant que la largeur maximale du premier plan de simulation précédent était de 750 micromètres à titre de comparaison .....	42
Figure 2.12	Profondeurs des caniveaux sachant que la profondeur maximale du plan de simulations précédent était de 1500 micromètres et les trois lignes horizontales représentent les trois niveaux de qualité de la norme DIN EN ISO 13919-2 .....	43
Figure 2.13	Rayons de courbure en bas du caniveau "R2" .....	43
Figure 2.14	Coupe de la plaque θ677 dont des modèles à parois inclinées ou verticales pourraient être proposés pour le caniveau encadré en rouge.....	46

Figure 2.15	Schéma illustrant les paramètres utilisés lors des simulations du caniveau à bords inclinés .....	46
Figure 2.16	Concentrateur de contrainte en fonction de la profondeur du caniveau pour différentes valeurs de R2 et de l (bords verticaux) où trois droites verticales en jaune en orange et en rouge indiquent les trois niveaux de la norme .....	49
Figure 2.17	Graphe de $K_t = f(h/R_2)$ dans le cas où les bords sont verticaux.....	50
Figure 2.18	Concentration de contrainte en fonction de la largeur avec effet du rayon R2 ( $h=0,4$ mm).....	51
Figure 2.19	$K_t$ en fonction de la largeur l pour différentes valeurs de R2 et de h (bords verticaux) où l'ensemble supérieur de points correspond à $h = 1,5$ mm tandis que celui du bas correspond à $h = 0,4$ mm.....	52
Figure 2.20	$K_t$ en fonction de $h/l \cdot R_2$ avec deux échelles différentes en (a) et (b) (bords verticaux) .....	53
Figure 2.21	Graphe de $K_t = f(h/(l_f \cdot R_2))$ à $R_2 = 0,1$ mm pour différentes inclinaisons des bords du caniveau où le cas indiqué en vert avec $i = 0$ mm et $l_f = 0,2$ mm correspond à un cas où les bords sont verticaux avec une largeur de caniveau de 0,2 mm .....	54
Figure 2.22	Diagramme de Pareto d'un modèle proposé mais non retenu pour l'ensemble des données issues des simulations avec un caniveau à bord vertical.....	56
Figure 2.23	Diagramme de Pareto du premier modèle pour le segment $l < 0,9$ mm .....	57
Figure 2.24	Graphe de $K_t = f(l)$ pour $h = 1,5$ mm où pour plus de clarté seule une partie suffisamment représentative des données a été affichée .....	59
Figure 2.25	Variation de $K_t$ pour différentes largeurs avec $R_2 = 0,3$ mm et $h = 0,4$ mm (bords verticaux) les valeurs de largeur sont de 1,9 mm pour (a) de 0,9 mm pour (b) et de 0,7 mm pour (c) .....	62
Figure 3.1	Plan des éprouvettes de fatigue suivant la norme ASTM-E466 .....	64
Figure 3.2	Aperçu de la correspondance entre deux nuages de points sur Polyworks pour l'échantillon 0515-1 : initial et après rupture .....	66
Figure 3.3	Carte de couleur limitée à des écarts inférieurs à 100 micromètres entre l'échantillon 0515-1 non rompu et le même rompu dessinant le tracé de la ligne de rupture .....	66

Figure 3.4	Image optique du faciès de rupture de (a) θ615-4 (rupture au bout de 288 852 cycles) et (b) θ678-1 (rupture au bout de 376 568 cycles) où les flèches indiquent les lignes de rivières.....	68
Figure 3.5	Graphe donnant la profondeur maximale de chaque échantillon en fonction de son nombre de cycles à la rupture avec l'ensemble de groupes pour la comparaison des différences/similitudes de durée de vie.....	69
Figure 3.6	Aspect des cordons de soudure des échantillons ayant les plus grandes profondeurs (a) θ555-4 (rupture après 188 829 cycles) et (b) θ615-1 (rupture après 173 812 cycles).....	71
Figure 3.7	Échantillon θ678-1 (a) carte des écarts et (b) coupes .....	72
Figure 3.8	Graphe des profondeurs moyenne (en orange) et maximale (en gris) en fonction du nombre de cycles avec tous les échantillons comportant un caniveau seulement .....	74
Figure 3.9	Aspect du cordon de l'échantillon θ637-1 .....	75
Figure 3.10	(a) Carte de couleur des écarts sur Polyworks de l'échantillon θ678-2 (b) coupes dans l'axe du chargement.....	76
Figure 3.11	(a) Carte des écarts de θ555-1 sur laquelle ont été reportées les coupes données en (b) .....	77
Figure 3.12	Coupe du fond du caniveau de l'échantillon θ678-2 représentant les deux rayons de courbures.....	79
Figure 3.13	(a) Comparaison des profils de fond de caniveau des deux échantillons θ615-3 et θ637-3 et en (b) et (c) rendus 3D de la surface supérieure du cordon de soudure des échantillons .....	79
Figure 3.14	Comparaison des aspects en fond de caniveau des échantillons θ637-3 et θ637-2 .....	81
Figure 3.15	Échantillon θ678-2 : (a) vue du faciès de rupture puis (b) carte des écarts à une tôle de référence sur Polyworks sur laquelle a été reporté le tracé de la ligne de fissure ainsi que la position des coupes données en (c) .....	82
Figure 3.16	Échantillon θ615-3 : (a) vue du faciès de rupture puis (b) carte des écarts à une tôle de référence sur Polyworks sur laquelle a été reporté le tracé de la ligne de fissure ainsi que la position des coupes données en (c) .....	83

Figure 3.17	Comparaison sur Polyworks du tracé de fissure pour les deux échantillons (a) 0667-1 et (b) 0667-3 .....	85
Figure 3.18	Comparaison de trois coupes des deux échantillons : 0667-3 représentées en nuances de gris et 0667-1 représentées en couleurs .....	86
Figure 3.19	Sites d'amorçage de l'échantillon 0667-1 .....	87
Figure 3.20	Observation au MEB du site d'amorçage B aux grossissements (a) x100 et (b) x300 .....	88
Figure 3.21	Une inclusion ne semble pas être le site d'amorçage sur cette vue au grossissement x500 .....	88
Figure 3.22	Échantillon 0667-3 : (a) faciès de rupture puis (b) carte des écarts et (c) aperçu d'une coupe et agrandissement en (b) explicitant les rayons de courbure .....	91
Figure 4.1	Comparaison de la forme de la plaque 0677 avec deux sections.....	94
Figure 4.2	Vue 3D de la portion de joint où le changement de forme de la zone fondu peut être observé .....	94
Figure 4.3	Aspect de l'échantillon 0555-2.....	95
Figure 4.4	Scan par rayons X légendé de l'échantillon 0515-4 rompu après 698 121 cycles.....	97
Figure 4.5	Faciès de rupture des échantillons (a) 0515-3 (320 609 cycles) et (b) 0637-4 (627 533 cycles).....	98
Figure 4.6	Répartition des porosités dans les joints soudés où les lignes rouges matérialisent les contours de la zone fondu tandis que la ligne en pointillés représente le contour du caniveau qui s'y trouve au-dessus .....	99
Figure 4.7	Schématisation de la dynamique d'agencement du caniveau et des porosités .....	100
Figure 4.8	Faciès de rupture de l'échantillon 0555-2 (1 768 401 cycles) vu sous lumière ultraviolet sur lequel sont indiqués les sites d'amorçage.....	101
Figure 4.9	Faciès de rupture de l'échantillon 0667-5 (2 012 897 cycles) vu sous lumière UV sur lequel est repéré l'unique site d'amorçage.....	102
Figure 4.10	(a) Faciès de rupture de l'échantillon 0479-1 (4 871 290 cycles) et (b) ensemble des données pour chaque zone d'intérêt représentées sur l'image de comparaison des écarts avec une tôle de référence .....	104

Figure 4.11	Coupes légendées et repérées sur l'échantillon 0479-1 (4 871 290 cycles) .....	105
Figure 4.12	Faciès de rupture des échantillons (a) 0479-2 (838 326 cycles) puis (b) 0615-5 (1 242 952 cycles) et (c) 0555-5 (1 654 383 cycles) .....	106
Figure 4.13	Aperçu de la partie haute d'une coupe de la plaque 0677 où les flèches indiquent la ZAT .....	107
Figure 4.14	Aperçu de la partie basse d'une coupe de la plaque 0677 où la tôle de droite comprend un reste des protubérances de mise en position qui a laissé une légère surépaisseur par rapport au côté gauche et où les flèches indiquent la ZAT .....	108

## **LISTE DES ABRÉVIATIONS, SIGLES ET ACRONYMES**

ZF	Zone Fondu du joint soudé
MdB	Métal de Base
ZAT	Zone Affectée Thermiquement
ZPF	Zone Partiellement Fondu



## LISTE DES SYMBOLES ET UNITÉS DE MESURE

Kt	coefficient de concentration de contrainte
mm	millimètres
MPa	Mégapascals
$\sigma_I$ , $\sigma_{II}$ et $\sigma_{III}$	contraintes principales du tenseur de contrainte (de dimension 3)
R1	rayon de courbure en partie haute du caniveau, côté métal de Base
R2	rayons de courbure du fond du caniveau
h	profondeur du caniveau
l	largeur du caniveau pour un caniveau à bords verticaux
e	distance entre les deux rayons de courbure R2 du fond du caniveau
i	projection sur l'axe horizontal de l'inclinaison des bords du caniveau
lf	largeur du fond du caniveau pour le cas d'un caniveau à bords inclinés
L	largeur totale du caniveau pour le cas d'un caniveau à bords inclinés
$R^2$	coefficient de corrélation pour une droite ou coefficient de détermination de Pearson pour une équation



## INTRODUCTION

L'utilisation du soudage laser est aujourd'hui en pleine expansion et fait l'objet de nombreuses recherches puisqu'il présente des avantages attrayants dans plusieurs domaines de la construction mécanique, et notamment pour la construction ferroviaire. Ce procédé utilise la haute densité d'énergie fournie par un faisceau laser pour fondre localement deux plaques de matériaux et obtenir leur assemblage. En plus des hautes vitesses de soudage que la technologie permet, la discrétion du cordon produit est un avantage indéniable. Malgré ses aspects positifs apparents, il reste encore un grand savoir-faire à acquérir pour obtenir des soudures de bonne qualité mécanique tout en profitant des grandes cadences de production.

Quel qu'en soit le procédé, le soudage en construction ferroviaire est régi par un vaste ensemble de normes qui réglementent toutes les étapes de conception, de réalisation et de contrôle de soudures suivant leur procédé de réalisation. Les normes actuelles, par exemple DIN DVS 1608, DIN EN ISO 15083-3 ou DIN EN ISO 13919-2, permettent la construction pleinement sécuritaire d'engins ferroviaires. Elles servent de base pour toutes les étapes de réalisation d'assemblages soudés de véhicules par le biais d'indications sur la conception, la préparation, la réalisation et le contrôle des cordons. La présente étude a utilisé la DIN EN ISO 13919-2 comme point de départ, puisqu'elle réglemente les défauts admissibles dans les joints soudés.

Dans le cadre de l'amélioration de ses cadences de production, Bombardier Transport s'est montré intéressée pour développer un savoir-faire et une expertise en soudage laser, afin d'étendre la norme DIN EN ISO 13919-2 qui présente des contraintes de mise en œuvre en termes de productivité. L'intérêt de développer des connaissances et une nouvelle norme, permettant d'exploiter le plein potentiel du procédé, est donc à l'origine du projet. L'observation et le contrôle d'apparition de défauts et de leur géométrie ont été considérés comme primordiaux car ils contrôlent la durée de vie en fatigue des assemblages. Devant le nombre important de ce type de défauts dans la norme, il a été fait le choix, pour ce projet, de se limiter au défaut n°11 dit « caniveau », parce qu'ils sont souvent présents dans les joints produits par soudage laser. Le présent projet de recherche s'est donc positionné de sorte à explorer les compromis possibles au niveau de la norme en ce qui concerne la présence de ce

défaut, qui est un affaissement d'une portion de la partie supérieure de la zone fondu suivant l'axe de soudage. De ce fait, l'analyse a été focalisée sur le calcul du coefficient de concentration de contrainte induit par un tel défaut et non sur les causes de son apparition. Il est opportun de garder à l'esprit que l'étude est donc similaire au contrôle de conformité d'un joint fini et ne concerne aucunement les méthodes d'obtention.

# **CHAPITRE 1**

## **REVUE DE LITTÉRATURE**

### **1.1 Introduction**

Le soudage laser est un procédé de soudage par fusion qui possède de nombreuses subtilités qui seront analysées ci-après. Cependant, tout procédé de soudage par fusion est néanmoins générateur de défauts qui impactent la durée de vie en fatigue des assemblages. Les études qui portent sur ces défauts sont nombreuses mais sont toutefois principalement limitées aux défauts internes, ce qui a justifié le fait de s'intéresser à l'impact du défaut caniveau qui est externe.

### **1.2 Soudage laser**

#### **1.2.1 Technologies de laser**

Les faisceaux laser ont permis de développer des techniques de soudage permettant d'assembler deux ensembles par fusion, obtenue à partir de la haute densité d'énergie véhiculée par le faisceau. Différentes sources de faisceau sont utilisées, entraînant des conséquences sur la nature des joints produits. Ces sources se distinguent par la nature de leur milieu amplificateur. La fréquence d'émission dépendant du milieu excité, les technologies présentées et utilisées pour le soudage font que les faisceaux laser possèdent une longueur d'onde toujours située dans le domaine infrarouge, ce qui les rend invisibles pour l'œil humain. Les plus répandus sont les lasers contenant du dioxyde de carbone gazeux et ceux contenant des grenats d'yttrium et d'aluminium, un solide cristallin de formule chimique  $\text{Y}_3\text{Al}_5\text{O}_{12}$ . Ces grenats sont abrégés en « YAG » pour Yttrium Aluminum Granat en anglais. Ils peuvent être dopés au néodyme, abrégé en Nd:YAG, ou dopés à l'ytterbium, abrégé Yb:YAG (Duval, 2018). Le « dopage » permet d'assurer une stabilité du milieu tout en ayant une majorité d'atomes dans un état excité et non fondamental. Il est obtenu par des ions étrangers rajoutés au sein de la matière à doper. Les lasers utilisant un milieu exciteur composé de  $\text{CO}_2$  émettent une longueur d'onde d'environ 10  $\mu\text{m}$  tandis que les lasers YAG émettent avec une longueur

d'onde autour de 1,064 µm. Ainsi, compte-tenu des puissances mises en jeu lors du soudage et pour préserver l'œil humain des dangers que représente le faisceau, l'utilisation de robot est quasi-systématique et la protection de l'environnement de soudage est obligatoire pour écarter toute situation à risque pour les opérateurs travaillant à proximité.

Le faisceau laser, concentré sur un point focal d'un diamètre allant de 100 à 1000 µm, permet d'obtenir des puissances surfaciques locales allant de  $10^4$  à  $10^8$  W/cm<sup>2</sup> au niveau de la surface de l'assemblage, menant ainsi à sa fusion.

Le chauffage est obtenu par l'absorption de photons par les surfaces à souder, mais avec la subtilité qu'au démarrage du procédé, la majorité du faisceau laser est réfléchi, à cause de la haute réflectivité des surfaces métalliques, notamment dans le cas de l'aluminium. Cependant, l'absorption est suffisante pour éléver la température locale du métal, ce qui entraîne l'amélioration du coefficient d'absorption des surfaces métalliques et accroît d'autant l'efficacité de la chauffe. Cette réaction en chaîne, très rapide, de quelques millisecondes d'après G. Kelkar (Kelkar, 2008), mène alors à la fusion locale du matériau, tel que représenté en Figure 1.1.

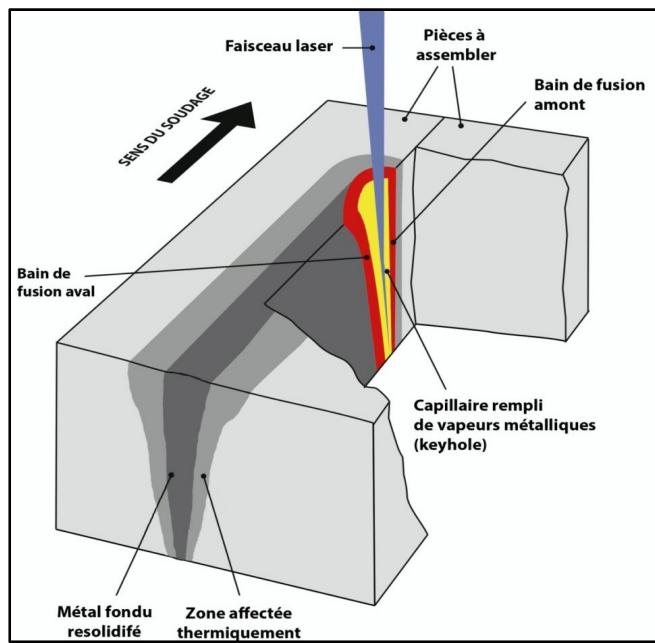


Figure 1.1 Illustration du principe du soudage laser  
Tiré de (Duval, 2018)

### 1.2.2 Modes opératoires : conduction/keyhole et continu/pulsé

On distingue deux modes de soudage qui caractérisent la focalisation du faisceau pour le soudage laser. D'abord, le mode conduction, où la puissance surfacique se situe entre  $10^4$  et  $10^6 \text{ W/cm}^2$ . Ceci est souvent obtenu par défocalisation du faisceau laser par rapport à la surface à souder. Le point focal se trouve en général « au-dessus » de ladite surface. Ce mode permet la fusion locale en surface du métal puis utilise la conduction thermique de la matière pour obtenir la fusion sur tout ou partie de l'épaisseur des pièces à souder. La Figure 1.2 est décomposée en deux sous-figures pour schématiser, à gauche, une coupe du soudage en mode conduction et, à droite, le mode keyhole, dont il sera question par la suite. Cette figure permet la comparaison entre les deux modes de focalisation du faisceau laser.

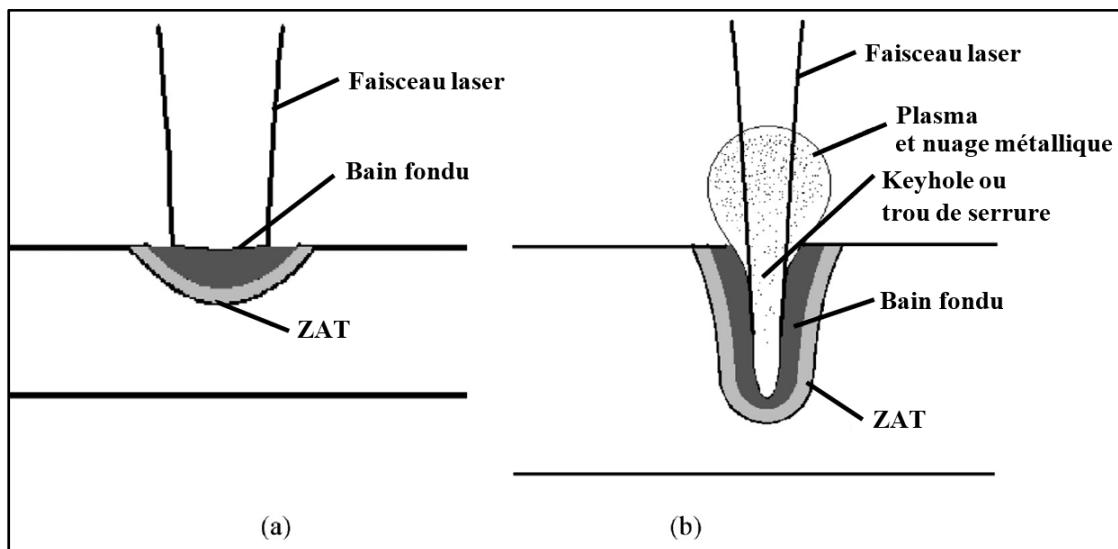


Figure 1.2 Schématisation des différents modes de soudage : (a) conduction (b) keyhole  
Traduit de (Xiao & Zhang, 2013)

Autour de  $10^6 \text{ W/cm}^2$ , il existe un intervalle de puissances pour lesquelles le soudage n'est ni en conduction, ni en keyhole. Cela se traduit par un stade d'instabilité du keyhole lors de la transition. Aucun seuil clair n'a pu être proposé concernant la transition entre les deux modes puisque cela dépend des paramètres de soudages ainsi que des matériaux utilisés. A noter que cette instabilité est source de porosités, cf. § 1.2.3 (Ming Gao et al., 2014; Tirand, 2012; Xiao & Zhang, 2013).

Ensuite, avec des puissances surfaciques au-delà de  $10^6 \text{ W/cm}^2$ , le mode keyhole, ou trou de serrure, est généralement obtenu avec la focalisation du laser directement faite au niveau de la matière. Atteindre de telles puissances mène à la vaporisation d'une partie du métal liquide et à l'ouverture de la zone fondu sous l'effet de la pression des vapeurs métalliques. Cette ouverture possède une forme de trou de serrure, d'où le nom de keyhole.

La température de vaporisation et la teneur des éléments présents dans le métal de base sont des facteurs importants à maîtriser puisque l'apparition du nuage métallique a pour effet de modifier la composition chimique du joint par rapport à l'alliage initial. (Ming Gao et al., 2014; Rasmussen, 2008; Xiao & Zhang, 2013). A titre d'exemple, Dany Rasmussen indique en effet que les alliages d'aluminium contenant du Zinc, du Magnésium ou du Lithium sont susceptibles d'avoir une baisse de teneur de ces éléments lors du soudage laser, puisqu'ils sont vaporisés lors de la fusion de l'alliage à cause de leur bas point de vaporisation.

Concernant le soudage laser des alliages d'aluminium, G. Kelkar (Kelkar, 2008) indique qu'il requiert une surveillance particulière en raison de la haute réflectivité de ses surfaces et de leur température de fusion relativement basse. De ce fait, il est difficile de contrôler la température du keyhole et une température trop haute ou trop basse peut mener à l'apparition de défauts, ce qui sera vu plus en détails au paragraphe § 1.2.3, définir des seuils quantitativement dépend de l'alliage et des paramètres de soudage.

Dans le cas des lasers CO<sub>2</sub>, il est courant d'assister à la formation d'un plasma. Ceci provient du fait que le coefficient d'absorption du nuage métallique dans le keyhole soit proportionnel au carré de la longueur d'onde du faisceau, qui est plus élevée avec un laser CO<sub>2</sub> qu'avec un laser YAG. Or, le plasma, comme le nuage, est très néfaste à la transmission d'énergie au niveau de l'interface à souder car il absorbe l'énergie du faisceau. Ils influencent tous deux négativement sa focalisation et la pénétration parce qu'ils font baisser la densité d'énergie apportée au métal à souder. Le soudage peut alors passer du mode keyhole au mode conduction si leur absorption est trop intense au regard de la puissance véhiculée par le faisceau. Puisque la formation d'un nuage métallique est inévitable en mode keyhole, pour obtenir l'ouverture du métal liquide, il est nécessaire de composer avec les difficultés qu'il impose en déterminant une plage de puissances pour laquelle il n'y a pas d'instabilité ni apparition de plasma. De plus,

l'utilisation de gaz neutres de protection, tels que l'argon, l'hélium, l'azote, ou des mélanges, est quasi-systématique dans le but d'éviter la formation de ce plasma. Ils possèdent en effet un coefficient d'absorption plus faible que le nuage métallique et une grande énergie d'ionisation (Cao, Wallace, Poon, & Immarigeon, 2003a). En ce qui concerne le soudage en laser YAG, le nuage métallique se trouve uniquement dans un état ionisé (Cao et al., 2003a). Ces phénomènes expliquent qu'il faille fournir plus d'énergie avec un laser CO<sub>2</sub> qu'avec un laser YAG pour obtenir la même pénétration, à vitesse de soudage égale (Cao et al., 2003a; Chmelíčková & Šebestová, 2012; Xiao & Zhang, 2013).

Parallèlement à ces modes qui permettent de faire varier la densité surfacique d'énergie absorbée par la surface à souder, il existe deux modes de répartition temporelle de puissance émise par la source : le mode continu et le mode pulsé. Le premier cas se distingue par une amplitude de puissance constante dans le temps pour réaliser la totalité de la longueur de soudage. Il permet d'obtenir le soudage d'éléments plus massifs, en termes de géométrie et induit des gradients de température peu élevés. Dans le second cas en revanche, la puissance de l'impulsion est variable au cours du temps. Cela peut alors s'apparenter à du soudage par points si la puissance est discontinue. C'est utilisé pour le soudage de tôles fines, ou de petits composants, puisqu'il mène à une faible pénétration, et implique alors des vitesses de soudage faibles (Zedan et al., 2021). Il est principalement employé avec les lasers Nd:YAG en mode keyhole (Kelkar, 2008; Shannon, 2015). On note généralement une utilisation du mode pulsé en conduction, uniquement en utilisant des lasers Nd:YAG, tandis que le mode continu est mis en œuvre en conduction comme en keyhole, autant avec des lasers YAG que CO<sub>2</sub>. Ceux-ci ne sont utilisés que dans la configuration continu-keyhole (Cao et al., 2003a; Chmelíčková & Šebestová, 2012).

### **1.2.3 Défauts internes des éléments soudés en alliages d'aluminium**

Les cordons de soudure sont souvent sujets à des défauts internes du fait de la fusion locale du matériau et de son refroidissement. Les porosités et la fissuration à chaud sont le plus souvent rencontrés (Tirand, 2012; Wenpei & Xianfeng, 2016).

**L'apparition de porosités** dans le cas du soudage d'alliages d'aluminium a deux causes majeures. La première concerne l'absorption d'hydrogène par le métal liquide lors de la fusion. Malgré l'utilisation de gaz de protection du faisceau, le soudage en milieu industriel est généralement réalisé avec une fraction non négligeable d'air. Ainsi, l'humidité présente dans l'air est absorbée par le métal en fusion et l'hydrogène des molécules d'eau est dissout dans le métal liquide (Rasmussen, 2008). A noter que les graisses présentes sur l'alliage à souder ou le métal d'apport peuvent aussi apporter de l'hydrogène dans le bain fondu. Cependant, comme l'illustre la Figure 1.3, la solubilité de l'hydrogène dans les alliages d'aluminium liquide est assez élevée à haute température mais chute lors du refroidissement du joint de soudure, et l'hydrogène dissout dans le métal en fusion est alors rejeté et forme des bulles. Ceci mène à l'apparition de cavités sphériques dans la zone fondue. L'article de Xiao et Zhang (Xiao & Zhang, 2013) a présenté une vue en coupe des porosités dues à l'hydrogène et cette vue est donnée à la Figure 1.4. Leur forme sphérique permet notamment de les distinguer lors de l'observation des faciès de rupture (Kelkar, 2008; Xiao & Zhang, 2013).

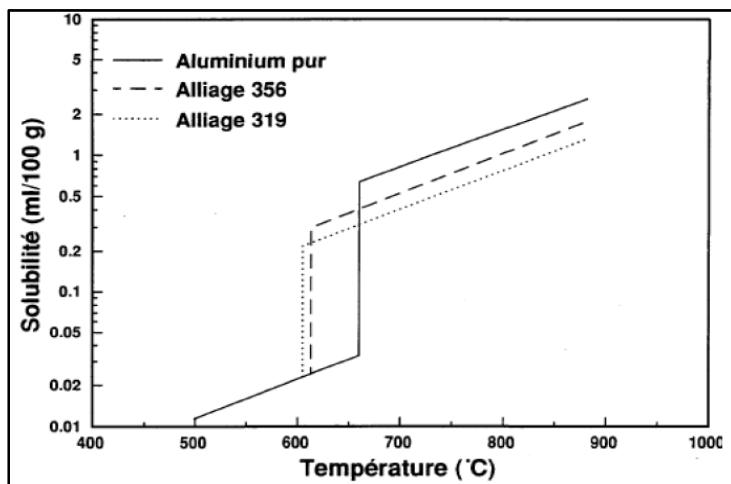


Figure 1.3 Solubilité de l'hydrogène dans l'aluminium en fonction de la température pour différents alliages d'aluminium  
Tiré de (Tirand, 2012) issu de (Gruzleski & Closset, 1990)



Figure 1.4 Porosités dues à la dissolution puis au rejet d'hydrogène lors du soudage dans un joint de soudure réalisé en mode keyhole  
Tiré de (Xiao & Zhang, 2013)

Afin d'éviter la formation de telles porosités, de nombreuses études suggèrent d'augmenter la vitesse de soudage. Cela conduit à la diminution du temps de passage pendant lequel l'hydrogène peut se dissoudre dans le bain (Kelkar, 2008; Xiao & Zhang, 2013). A noter que les porosités dues au rejet de gaz lors de la solidification sont souvent observées avec une position assez éloignée de l'axe du joint que les précédentes, voire à la limite de la zone fondue, selon les observations.

La **seconde cause d'apparition de porosités** au sein des joints soudés concerne principalement le mode de soudage continu. Elles proviennent de la dynamique des parois du keyhole (Rasmussen, 2008; Tirand, 2012). En effet, des instabilités de ces parois peuvent mener à la fermeture des « murs » de métal liquide formés lors du passage du faisceau laser, de chaque côté du nuage métallique au centre du joint. Ce phénomène est induit par des températures basses par rapport à celles permettant de garantir la stabilité du keyhole. Les densités d'énergie reçues par le nuage métallique et le métal liquide font que la tension de surface du second est alors supérieure à la pression des vapeurs métalliques ce qui cause l'effondrement du capillaire gazeux. Cette dynamique singulière est schématisée par (Lee, Ko, Farson, & Yoo, 2002) et est visible en Figure 1.5 avec trois sous-figures représentant la fermeture du keyhole en trois étapes, ou par (Pastor, Zhao, & Debroy, 2000) illustré en Figure

1.6, avec cinq sous-figures décomposant la formation de la cavité en cinq étapes. Les fermetures intempestives du keyhole laissent alors place à une cavité, et se produisent généralement lorsque la puissance reçue par la surface du métal est proche de  $10^6 \text{ W/cm}^2$ . Ce type de défauts est généralement présenté dans la littérature mais aucune photographie n'a pu en être trouvée et il est donc uniquement représenté ici avec des schémas expliquant sa formation.

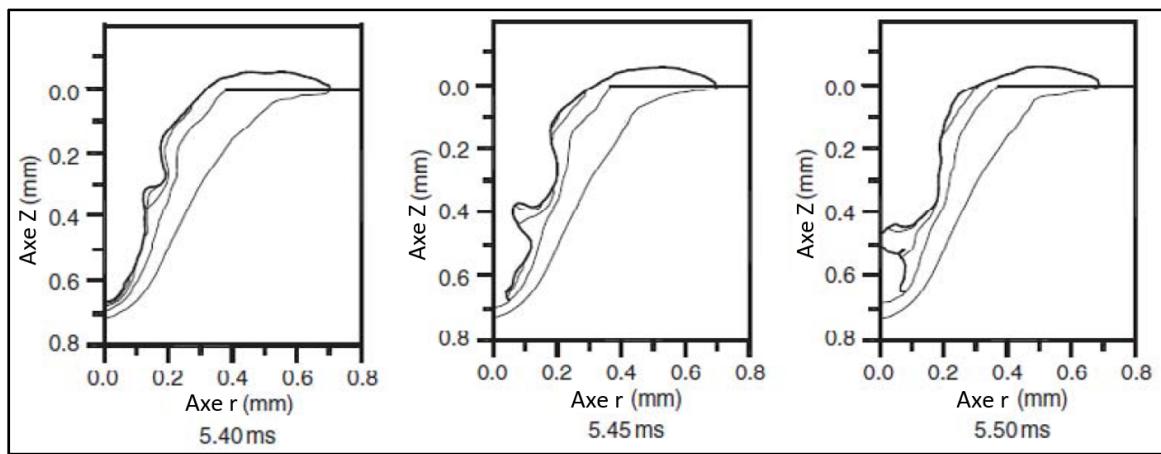


Figure 1.5     Dynamique des parois du keyhole vue en coupe dans l'axe du joint de soudure et montrant la formation d'une porosité (l'origine en abscisse est le centre du joint de soudure)

Adapté de (Tirand, 2012) issu de (Lee et al., 2002)

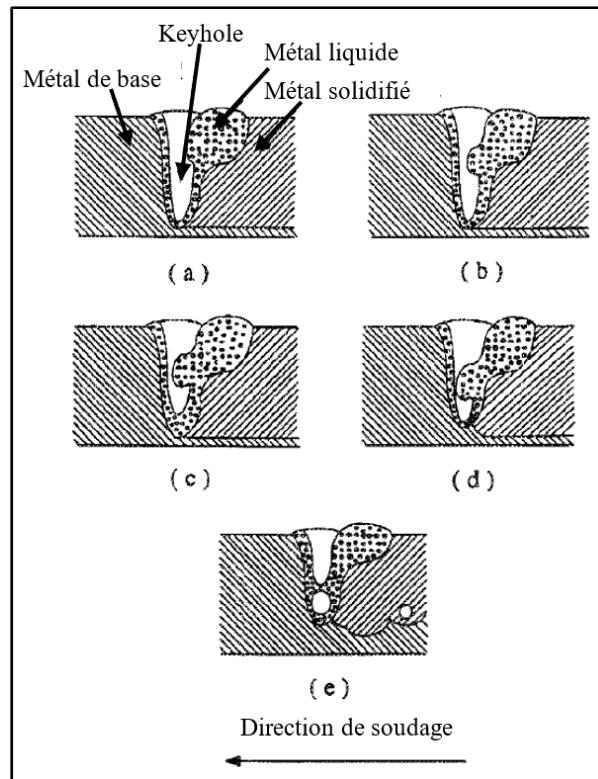


Figure 1.6 Fermeture spontanée du keyhole due à son instabilité  
Adapté de (Pastor et al., 2000)

Les défauts dus à la dynamique du keyhole se caractérisent par une forme relativement allongée et assez irrégulière. Ils se trouvent généralement au niveau de l'axe du joint.

A noter que certaines études, comme celle de (Katayama, Kawahito, & Mizutani, 2010), relataient l'apparition de porosités dues à la dynamique de cristallisation de la zone fondue dans le même type que celles précédemment citées. Elles sont peu fréquemment citées dans la littérature. Elles apparaissent lors du soudage avec de hautes vitesses d'avance et proviennent des projections de métal fondu autour du joint. Une lacune de matière apparaît alors et donne lieu au même type de défauts que ceux illustrés en Figure 1.5 et Figure 1.6. Le seuil de la vitesse d'avance maximale limitant les porosités dues aux éclats de métal en fusion nécessite d'être déterminé en fonction des conditions de soudage, c'est-à-dire des matériaux à souder, de la densité de puissance, du métal d'apport, de l'atmosphère protectrice, etc. L'étude de Wang et al. à propos des effets de l'oscillation de la trajectoire du faisceau laser sur les

porosités (Z. Wang et al., 2018) indique que ces projections, au moins pour le cas du soudage de l'alliage 5A06, sont majoritairement issues de la dynamique du keyhole.

La **fissuration à chaud** est le dernier type de défaut qui peut être rencontré dans les soudures. C'est un problème récurrent lors de l'utilisation du soudage avec un laser et peut avoir différentes causes. La première cause est la concentrations de contraintes induites par la géométrie du joint mais elle semble peu répandue pour le cas des alliages d'aluminium car peu d'études y font référence (Kelkar, 2008). La géométrie « interne » i.e. présence de défauts, telles que des inclusions, peut donner lieu à des concentrations de contraintes locales suffisamment fortes pour générer une fissure. Cela concerne aussi la géométrie « externe », à savoir s'il y a présence d'un système de fixation et de serrage des parties à souder, l'orientation du joint etc.

Une **seconde source de fissuration à chaud**, bien plus couramment citée dans la littérature, concerne les défauts de remplissage lors de la cristallisation dendritique de la zone fondue. Les études à ce sujet (Cao, Wallace, Poon, & Immarigeon, 2003b; Rasmussen, 2008; Tirand, 2012; Xiao & Zhang, 2013) font état de lacunes de matière au niveau des espaces interdendritiques. Lors de l'avancée du front de solidification, il risque d'apparaître un manque de remplissage en liquide eutectique au niveau de ces espaces. Ce risque est grandement lié aux vitesses de refroidissement et à la composition de l'alliage soudé et du métal d'apport, puisque les fortes vitesses de refroidissement peuvent induire des contraintes lors du retrait et des manques de remplissage entre les bras des dendrites. La composition de l'alliage va influencer la viscosité du métal liquide et donc sa propension à former de la fissuration à chaud. En effet, si la viscosité est trop grande, cela ne permet pas de remplir les espaces interdendritiques, comme illustré en Figure 1.7. Il apparaît alors une cavité qui s'étend lors du retrait à chaud. Aucune image n'a pu en être trouvée dans les différentes sources bibliographiques énumérées ici et seul le schéma donné en Figure 1.7 permet de représenter de tels défauts.

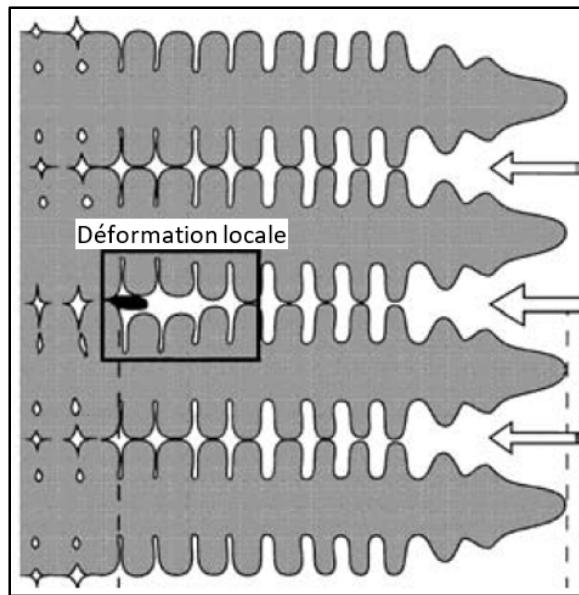


Figure 1.7 Illustration des zones critiques en remplissage de liquide lors de la solidification

Traduit de (Tirand, 2012) et issu de (Rappaz, Drezet, & Gremaud, 1999)

Un des enjeux de la cristallisation est la ségrégation des impuretés dans le métal liquide le long de la pointe des dendrites, puisque cela accentue sa viscosité. Le liquide eutectique, puisqu'il est moins visqueux, est intéressant pour combler les espaces au sein de la matière semi-solide, or la ségrégation des impuretés modifie la composition du métal liquide restant qui n'est plus eutectique. La proportion de liquide eutectique restant ne le rend plus disponible en quantité suffisante pour remplir les espaces décrits précédemment. De ce fait il n'est pas rare d'utiliser des fils d'apport en alliages de la série 4000, riches en silicium (Rasmussen, 2008; Tirand, 2012), puisqu'il augmente aussi la fluidité du métal liquide et permet d'abaisser la température de fusion de l'alliage. Le remplissage de ces espaces interdendritiques s'en trouve ainsi amélioré et la fissuration à chaud limitée.

Dany Rasmussen (Rasmussen, 2008) relève dans son mémoire qu'une précipitation riche et dense, majoritairement aux joints de grains, dans la zone fondu, pourrait accentuer la fissuration à chaud. Il propose un modèle qualitatif pour expliquer que la précipitation intergranulaire, sous forme d'intermétalliques, limiterait l'écoulement du liquide eutectique entre les bras secondaires des dendrites et laisserait ainsi des espaces « vacants ».

La perte d'éléments d'alliage sous forme de vapeurs vient affecter la composition du métal liquide et influence la sensibilité à la fissuration. A titre d'exemple, les alliages d'aluminium riches en magnésium sont très sujets à la fissuration, cet élément possède un bas point de vaporisation. Ainsi, il est courant d'utiliser aussi des fils d'apports riches en magnésium pour tenter de compenser sa perte lors de sa vaporisation. De nombreuses sources, telles que (Cao et al., 2003a; Rasmussen, 2008; Zhang, Gao, Wang, Yin, & Zeng, 2016), traitant de ces alliages, font état de la vaporisation et de ce phénomène.

Dans certains cas assez rares et suivant la configuration du joint soudé, la fissuration apparaît dans le cas de hauts gradients thermiques et si le joint est sollicité en traction. Ainsi, maintenir le joint en compression durant le soudage, voire réaliser un maintien en température de la zone à souder, permettrait d'effacer ce phénomène (Cao et al., 2003b).

Il est intéressant de noter que l'étude de Cao et al. (Cao et al., 2003b) précise que le soudage en mode pulsé à « haute » fréquence permet de réduire le risque de fissuration. Un soudage pulsé à fréquence élevé permet d'allonger le temps de refroidissement par rapport à un soudage à plus basse fréquence où la solidification du joint s'effectuera entre chaque impulsion.

Pour les alliages à durcissement structural, non eutectiques, la fissuration à chaud peut apparaître au cours de la cristallisation dans la zone partiellement fondu du joint soudé, qui sera détaillée à la section suivante, à cause de la fusion de phases riches en éléments d'alliages à bas point de fusion (Cao et al., 2003b).

#### **1.2.4 Microstructures rencontrées pour des alliages d'aluminium**

Les sources bibliographiques traitant de la microstructure des joints soudés, de son amélioration ou encore de ses effets sur les propriétés mécaniques sont nombreuses. Cependant, elles dépendent généralement des alliages étudiés ainsi que des différents paramètres de soudage utilisés, à savoir la vitesse d'avance, la puissance du faisceau, les modes keyhole ou conduction, pulsé ou continu, la présence de fil d'apport, les alliages, etc. De ce fait, passer en revue l'ensemble des résultats présentés dans la littérature serait particulièrement fastidieux et l'intérêt en serait discutable vis-à-vis du présent projet de maîtrise à introduire.

Cette partie se voudra donc être une synthèse des tendances générales rencontrées dans la littérature à propos :

- Des spécificités de la zone fondu et de l'influence des paramètres de soudage sur la microstructure.
- Des effets de la présence de différents éléments chimiques en fonction de leurs proportions.

Cependant, avant de passer aux thèmes précisés ci-dessus, il semble utile de rappeler « l'anatomie » typique d'un joint obtenu par soudage laser. La Figure 1.8 représente une vue en coupe d'un joint soudé et montre clairement les différentes zones : au centre, de couleur légèrement rosée, la zone fondu (ZF), et de chaque côté, la zone affectée thermiquement (ZAT) caractérisée par un dégradé sombre. Elle sépare la première zone du métal de base (MDB), d'une couleur blanc-jaune clair.

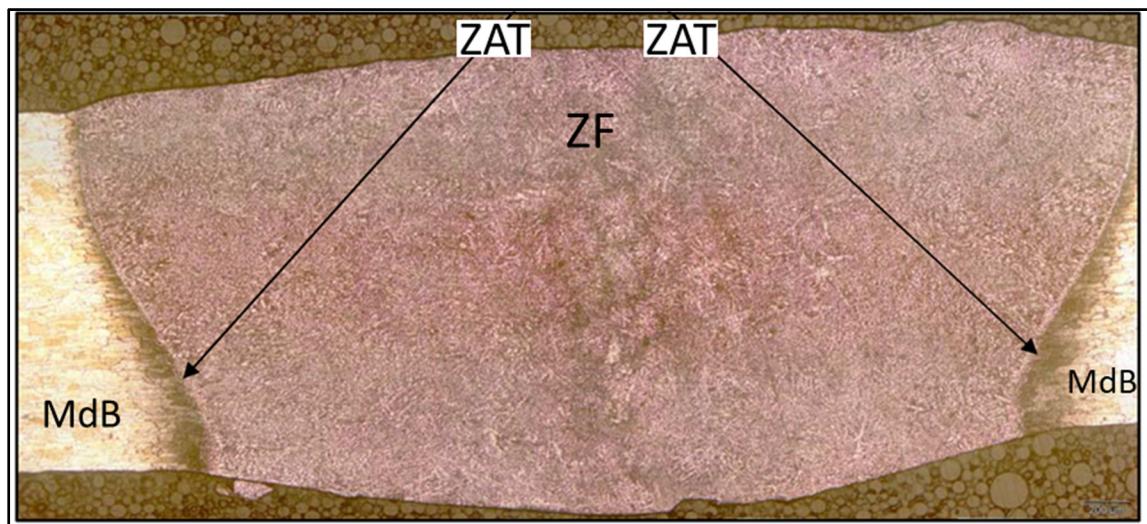


Figure 1.8 Coupe perpendiculairement à son axe d'un cordon obtenu par soudage laser où les flèches indiquent la ZAT  
(Tirand, 2012)

L'observation au microscope optique à fort grossissement permet généralement de visualiser la structure des différentes zones mises en évidence précédemment. La zone fondu est caractérisée par une microstructure dendritique liée évidemment à sa fusion puis à sa cristallisation. Différentes observations sont possibles quant à sa composition, dépendamment des alliages considérés. Il pourrait être important de relever que pour les alliages à

durcissement structural, il est courant d'observer une précipitation riche et dense, majoritairement aux joints de grains (Rasmussen, 2008; Tirand, 2012). Dany Rasmussen (Rasmussen, 2008) relève dans son mémoire que cette précipitation pourrait augmenter le risque de fissuration à chaud.

Entre la ZF et la ZAT peut se trouver une zone partiellement fondu (abrégé ZPF), citée par Cao et al. (Cao et al., 2003b). Sa présence dépend, à la lumière de tout ce qui a été dit précédemment, des paramètres de soudage, de la composition de l'alliage de base et du fil d'apport, si ce dernier est utilisé. Cette zone se caractérise par la fusion des phases à bas point de fusion du métal de base.

Ensuite, en s'éloignant de l'axe du cordon, se trouve la zone affectée thermiquement (abrégé ZAT). Dans cette zone l'effet du soudage est équivalent à un sur-vieillissement du métal de base pour les alliages à durcissement structural, tant au niveau de la microstructure que des propriétés mécaniques. La microstructure dépend là-aussi des paramètres de soudage et des alliages en présence. Cependant, une absence de précipitation y est fréquemment remarquée (Cao et al., 2003b; Tirand, 2012). La largeur totale de la ZAT est bien inférieure à celle créée avec les procédés de soudage à l'arc, à vitesse de soudage et à pénétration égales, puisque le soudage laser induit de plus forts gradients thermiques au sein des matériaux à souder. Sur la Figure 1.8, la ZAT apparaît comme noircie. En mode conduction, Guillaume Tirand (Tirand, 2012) a pu l'observer et la caractériser comme suit en Figure 1.9. Aucune des illustrations trouvées au cours de la présente revue de littérature ne permettait cependant de visualiser la ZPF, bien qu'elle ait été mentionnée à plusieurs reprises.

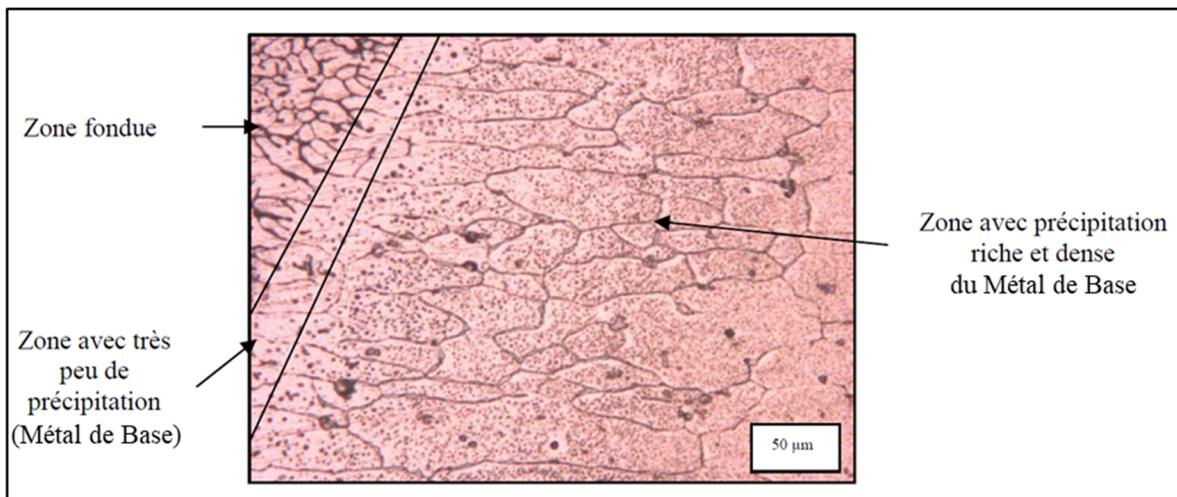


Figure 1.9 Observation au microscope optique après attaque chimique des différentes zones : de gauche à droite zone fondu puis zone affectée thermiquement et métal de base sachant que l'absence de la zone partiellement fondu peut ici être remarquée  
Adapté de (Tirand, 2012)

Pour les alliages à durcissement structural, les effets de la trempe et du vieillissement présents dans le métal de base sont totalement absents au sein de la ZF, mais aussi des ZPF et ZAT à cause du flux thermique, comme le montre la Figure 1.9. On y retrouve principalement des précipités incohérents avec la matrice des grains ou des zones de Guinier-Preston, qui peuvent constituer des faiblesses mécaniques, ou, du moins, ne participent pas à l'amélioration des caractéristiques du joint (Cao et al., 2003b).

Différents effets des variations des paramètres de soudage sur la microstructure peuvent être observés. En effet, il est couramment rapporté que l'augmentation de la vitesse de soudage permet l'accroissement du nombre de sites de nucléation et mène à l'affinage de la microstructure (Cao et al., 2003a, 2003b; Kelkar, 2008). Ces chercheurs ainsi que Dany Rasmussen (Rasmussen, 2008) préconisent aussi une augmentation de la vitesse de soudage pour lutter contre la fissuration à chaud. En effet, les hautes vitesses de soudage permettraient de limiter le temps disponible pour la diffusion dans le métal liquide lors de l'avancée du front de solidification. L'augmentation de la vitesse de refroidissement forcerait l'emprisonnement des impuretés dans le métal semi-solide (Cao et al., 2003b). Cette même étude propose l'augmentation de la vitesse de soudage, ce qui donne une forme allongée aux grains lors de la cristallisation. Or, l'intérêt des trop grandes vitesses de soudage est limité car cela mène à une

microstructure constituée de grains allongés, qui est plus sensible à la fissuration à chaud qu'une microstructure équiaxe. Un compromis doit donc être trouvé pour optimiser la fréquence de réalisation d'une opération de soudage sans pour autant nuire à la qualité des soudures réalisées.

Le soudage en mode pulsé permet d'obtenir une microstructure plus fine qu'en mode continu, du fait du gradient thermique et des hautes vitesses de refroidissement atteintes, ce qui améliore les caractéristiques mécaniques statiques (Cao et al., 2003b).

Il est intéressant de noter que l'ajout de titane et de zirconium dans le bain fondu permet d'affiner la microstructure, le nombre de sites de germination est ainsi fortement augmenté et permet une cristallisation hétérogène au niveau de ces particules (Cao et al., 2003b; Rasmussen, 2008). Le but est d'accroître le nombre de grains formés par unité de volume ce qui diminue le risque de fissuration à chaud.

### 1.3 Comportements mécaniques

#### 1.3.1 Assemblages soudés en mécanique quasi-statique

Dans la plupart des études, deux comportements de dureté sont observés, suivant que le joint soudé ait été réalisé avec des alliages à durcissement structural ou non. Compte-tenu du fait que l'alliage de cette étude (AA6005-T6) soit à classer dans la première catégorie, c'est donc dans cette optique que la recherche a été axée.

Un puits de **dureté** avec un minium atteint au voisinage de l'axe du joint est généralement relevé (Cao et al., 2003a, 2003b; Eibl, Sonsino, Kaufmann, & Zhang, 2003; Rasmussen, 2008; Tirand, 2012). Ceci s'explique par le fait que le passage du laser couplé à de fortes vitesses de refroidissement produit un effet similaire à une mise en solution suivie d'une trempe, c'est-à-dire sans possibilité de subir un durcissement structurel autre que naturel (état métallurgique T4). Concernant l'alliage AA6005-T6, deux comportements peuvent être identifiés selon qu'il soit soudé en mode continu ou en mode pulsé. Pour le premier mode, la ZF se trouve plus dure que la ZAT, mais moins dure que le métal de base, tandis que pour le second, le centre de la

ZF est aussi dur que la ZAT, et deux pics de dureté sont repérés au niveau de l'interface entre la ZF et la ZAT (Zedan et al., 2021).

**La limite d'élasticité et la résistance mécanique** des joints sont inférieures aux valeurs du métal de base. Les valeurs évoluent généralement entre 50 et 85% de celles du métal de base. L'affaiblissement de la zone soudée est variable suivant la composition chimique des alliages soudés, du fil d'apport, des paramètres de soudage, etc. Ceci s'explique par la microstructure différente, ainsi que par l'évaporation des éléments d'alliage à bas point de fusion comme le magnésium. C'est ce que confirme d'ailleurs Cao et al. (Cao et al., 2003b), bien que l'étude de Mizutani et al. (Mizutani, Yamaguchi, & Katayama, 2008) montre que l'évaporation du magnésium n'affecte pas la dureté pour l'alliage A5182. Guillaume Tirand, dans sa thèse (Tirand, 2012), s'intéresse aux effets des teneurs en silicium et en magnésium au sein de la zone fondue pour connaître leurs influences sur les propriétés mécaniques quasi-statiques, mais le manque de données dans son étude ne permet cependant pas de conclure à cause de l'absence de comportement clair à rapporter.

Lors des essais de traction quasi-statique, certaines observations pointent une rupture dans la zone fondue ou dans la zone affectée thermiquement, qui forment donc une faiblesse mécanique pour les joints soudés (Cao et al., 2003b; He, Huang, Liu, Li, & Wang, 2014; Tirand, 2012).

Le mode keyhole permet une amélioration de la limite élastique et de la résistance mécanique par rapport au mode conduction, mais inversement une baisse de la ductilité est notable en keyhole.

Pour un joint obtenu en mode pulsé, l'allongement à la rupture du joint semble augmenter si la vitesse d'avance augmente pour certains alliages de la série 6000, tandis qu'il n'est pas possible d'observer une influence notable en soudage continu (Cao et al., 2003b). Pour l'alliage AA6005-T6, Yasser Zedan (Zedan et al., 2021) indique qu'il n'y a pas de différence notable entre les modes pulsé et continu pour ce qui concerne les propriétés mécaniques quasi-statiques, la limite élastique étant de 50% de celle du métal de base pour les deux modes, et la résistance mécanique de 70% à 65% pour les deux modes pulsé et continu respectivement.

L'affinage de la taille de grain dans la ZF semble être une conséquence de l'augmentation de la vitesse d'avance. Cette diminution de la taille des grains de la zone fondue mène donc à l'augmentation de la limite élastique et de la résistance mécanique, d'après la relation de Hall-Petch (Cao et al., 2003a, 2003b; Kelkar, 2008).

Les défauts tels que les fissures et les porosités jouent un rôle sur la tenue mécanique des joints soudés (Kelkar, 2008; Mizutani et al., 2008; Xiao & Zhang, 2013). Ainsi, on note dans la thèse de Guillaume Tirand (Tirand, 2012) que des fissures apparues à chaud pour des hautes vitesses de soudage et fortes puissances sont plus dommageables que la présence de porosités. Leurs caractéristiques mécaniques se trouvent ainsi nettement diminuées par ces défauts.

### **1.3.2 Assemblages soudés sollicités en fatigue**

De toute les analyses du comportement en fatigue des joints soudés, le point le plus couramment souligné est la présence de défauts et leur influence. On le retrouve chez Eibl, He, Mizutani, Dany Rasmussen et Guillaume Tirand (Eibl et al., 2003; He et al., 2014; Mizutani et al., 2008; Rasmussen, 2008; Tirand, 2012). Ce dernier, même s'il porte peu son attention sur la sollicitation en fatigue des pièces soudées par laser dans sa thèse, indique que tous ses essais de fatigue ont mené à la rupture des éprouvettes à cause de défauts débouchant à la surface des joints, comme illustré à la Figure 1.10. Les sites d'amorçage étaient des porosités et jamais des fissures apparues à chaud, dû au fait que leur taille est plus modeste que lesdites porosités.

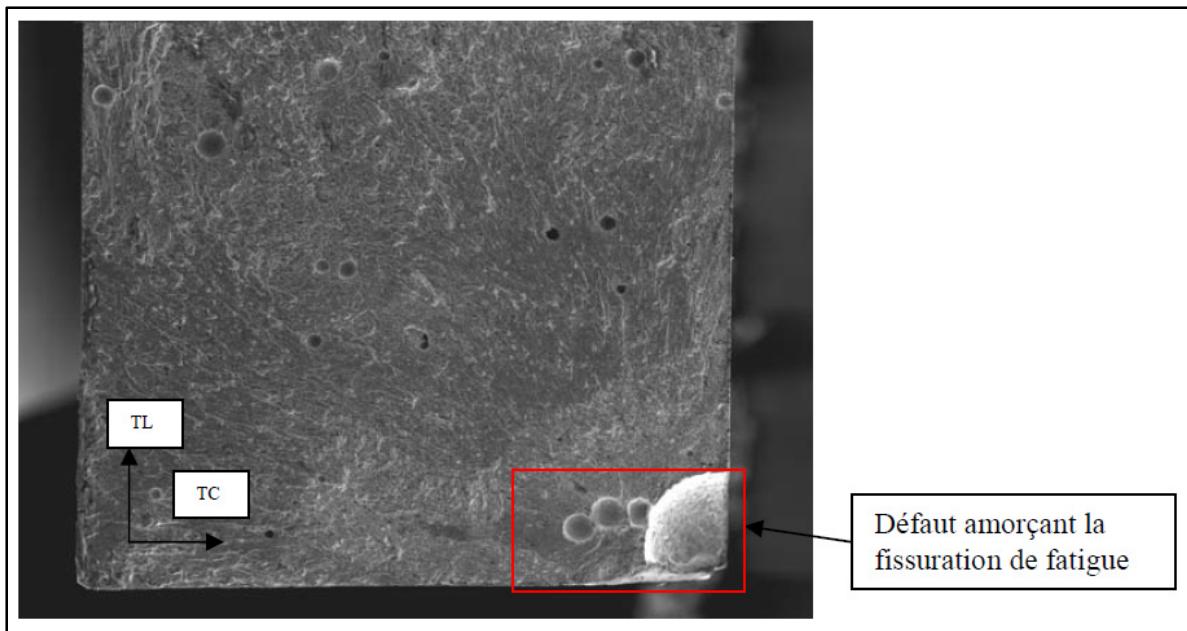


Figure 1.10 Illustration de faciès de rupture d'une éprouvette réalisée en alliage 6056  
Tiré de (Tirand, 2012)

Eibl et al. (Eibl et al., 2003) rapportent que les défauts sont néfastes à la tenue en fatigue uniquement pour les joints obtenus par soudage d'éléments en « bout à bout », et non pour d'autres géométries d'assemblages. Ils indiquent aussi que pour des joints obtenus en bout à bout, l'augmentation de la densité des cavités augmente sa probabilité de rupture à un nombre de cycles donné. De la même façon, ils observent que l'augmentation de la taille des défauts présents au sein du cordon de soudure a le même effet que l'évolution de leur nombre.

Le calcul en fatigue nécessite la prise en considération des zones de concentration de contrainte puisque c'est dans ces zones que s'effectuera l'amorçage de fissures. Ainsi, Eibl et al. (Eibl et al., 2003) ont cherché à caractériser l'effet de la position de la porosité par rapport à la surface, et ont calculé le coefficient de concentration de contrainte pour le point le plus éloigné de la surface, A, et pour le point le plus proche, B. La Figure 1.11 illustre les deux configurations possibles de positions de porosités, une pour une porosité interne et une pour une porosité débouchante. Ceci prend pour modèle une cavité sphérique, par exemple formée par la dissolution d'hydrogène dans le bain fondu. Les simulations numériques permettent de mettre en évidence l'importante concentration de contrainte au voisinage du point B. L'évolution du coefficient de concentration de contraintes aux points A et B est tracé en fonction du rapport

entre le diamètre de la porosité et la distance de son centre à la surface du joint soudé en Figure 1.12. Sur cette figure, le Kt maximal enregistré avec ces simulations apparaît lorsque le point B se trouve tangent avec la surface de la pièce, ce qui correspond à un rapport  $q/D = 0,5$ , tandis que le Kt est peu changeant au niveau du point A et sa valeur maximale est légèrement supérieure à 2.

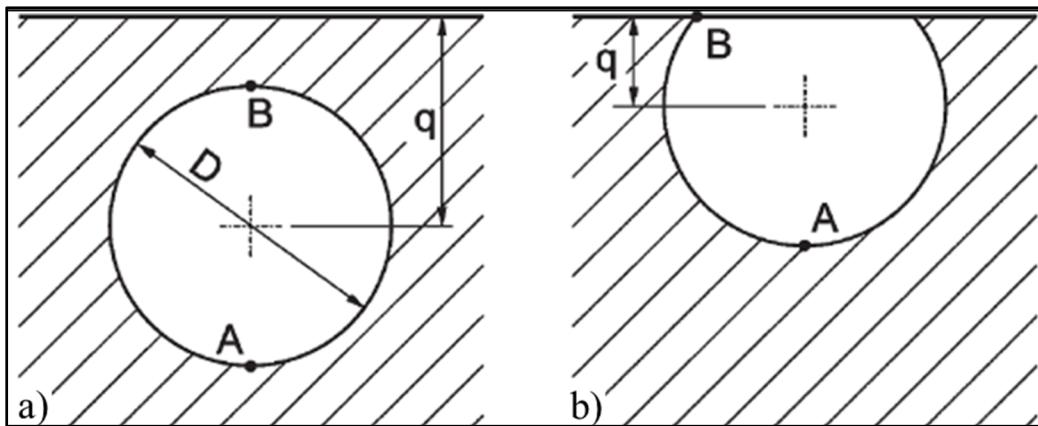


Figure 1.11 Coupe représentant les différents paramètres ( $D$  et  $q$ ) utilisés pour calculer les coefficients de concentration de contrainte au niveau des points A et B, avec en (a) une porosité non débouchante et en (b) une porosité débouchante

Adapté de (Eibl et al., 2003)

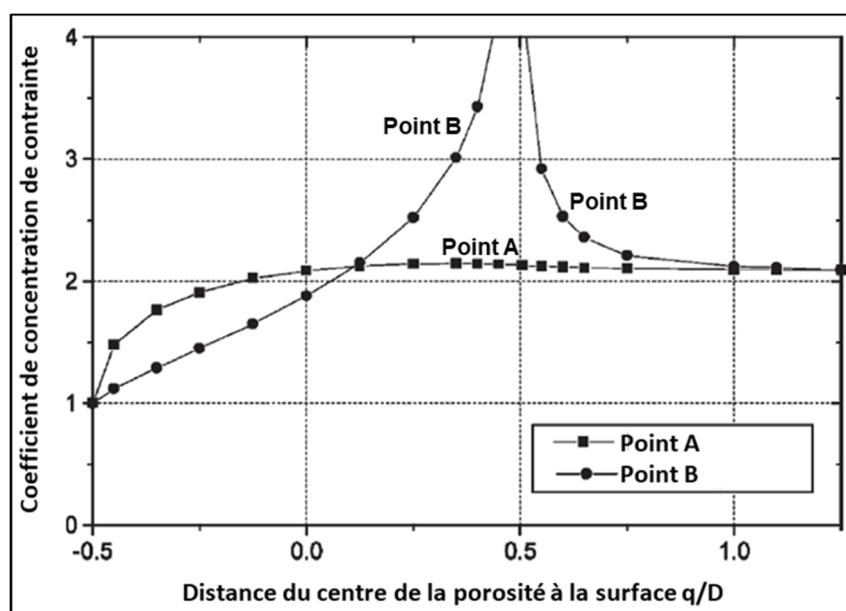


Figure 1.12 Influence de la distance de la porosité par rapport à la surface sur le coefficient de contrainte pour les points A et B  
Traduit de (Eibl et al., 2003)

Yasser Zedan (Zedan et al., 2021) montre que les joints soudés en soudage pulsé offrent de meilleures performances en fatigue que les joints obtenus en soudage continu. Il est indiqué que la taille des défauts géométriques « externes » des cordons influencent directement le nombre de cycles nécessaire à la rupture. Le critère de Murakami (Murakami & Nagata, 1991), qui utilise la racine carrée de la surface projetée sur l'axe de sollicitation est utilisé pour comparer la sévérité des défauts. Il ne se révèle toutefois pas totalement approprié pour expliquer les durées de vie à partir de la taille des défauts et leur forme doit être pris en considérations. Il est intéressant de noter que l'amorçage s'effectue la plupart du temps au niveau de défauts en forme de caniveau fins et profonds, plutôt que sur des défauts larges et peu profonds. Ceux-ci sont toujours situés à l'interface entre la ZF et la ZAT.

### **1.3.3 Pièces moulées sollicitées en fatigue**

Le soudage laser est un procédé qui nécessite la fusion locale des matériaux pour obtenir leur assemblage et de ce fait la zone fondu possède, entre autres par son histoire thermique, des caractéristiques communes avec les pièces obtenues en fonderie. Il a donc semblé important de s'intéresser au comportement lors de sollicitations en fatigue de pièces moulées en alliages d'aluminium. Celles-ci sont sujettes aux mêmes types de défauts que les joints soudés, à savoir les porosités et la fissuration à chaud. Or, ces défauts forment les causes principales de réduction de la durée de vie en fatigue des joints, de la même façon que pour les pièces moulées.

Dans l'étude sur l'effet des porosités sur la durée de vie en fatigue d'alliages Al-Si moulés (Gao, Yi, Lee, & Lindley, 2004), des éprouvettes moulées comportant des défauts de différentes morphologies et de différentes tailles sont sollicitées en fatigue puis leurs faciès de rupture sont analysés. La forme, la position ainsi que la taille des cavités résultant de bulles de gaz sont testées. Les auteurs observent que la totalité des cas les fissures ont amorcé sur des défauts présents en surface ou sous la surface (subsurfacique) de l'éprouvette. Le critère permettant de distinguer un défaut de surface d'un défaut « à cœur » est celui de la distance le séparant de la surface de la pièce : si celle-ci est supérieure à la racine carrée de l'aire du défaut, obtenue par projection suivant un plan perpendiculaire à l'axe, alors il est considéré comme à

cœur, sinon, il est dit surfacique, s'il est débouchant sur la surface, ou subsurfacique s'il ne l'est pas. Des simulations numériques par éléments finis permettent ensuite de comprendre l'influence de la position et de la taille du défaut sur l'augmentation locale des contraintes, et elles aboutissent aux mêmes conclusions que celles obtenues avec les porosités dans les joints de soudure décrites dans la partie précédente.

Une étude datée de 2015 (Serrano-Munoz et al., 2015) met en évidence la dépendance de la position du défaut vis-à-vis de la durée de vie. Par le biais d'analyses de faciès de rupture d'éprouvettes moulées en aluminium A357-T6 et testées en fatigue. Il est montré que les éprouvettes qui contiennent des défauts artificiels quasi-sphériques d'un diamètre de 2 mm à cœur ont une courbe de Wöhler très proche, si ce n'est similaire, à celle d'éprouvettes sans défaut artificiel, alors que pour les éprouvettes testées dans l'air et qui comportent un défaut débouchant en surface, un décalage vers le bas de la courbe de Wöhler par rapport à la courbe de référence est rapporté. Cet article montre que des défauts en profondeur des éprouvettes n'ont pas d'effet sur la durée de vie en fatigue, bien qu'il y ait une réduction de la section des éprouvettes dû à la présence de la porosité artificielle, tandis qu'un défaut débouchant verra lui sa durée de vie réduite, par rapport à des échantillons de référence. A noter que dans cette étude le critère de comparaison n'est plus la racine carrée de l'aire du défaut mais le diamètre du disque équivalent de même surface.

Au cours de la présente revue de littérature, la majorité des articles étudiés ont traité des défauts internes, cependant peu d'articles traitent du sujet des défauts externes et le seul qui a pu être trouvé n'a été que très partiel et n'a pas permis de devancer pleinement les attentes relatives au présent projet de recherche.

#### **1.4 Compléments sur la réalisation des joints soudés**

Certaines sources indiquent que l'augmentation de la vitesse d'avance a un effet positif sur les porosités : la diminution du temps de passage au voisinage d'un point permet de limiter la dissolution de l'hydrogène ambiant dans le bain fondu (Cao et al., 2003b; Kelkar, 2008; Rasmussen, 2008). De plus, l'augmentation de la vitesse de soudage à puissance constante

induit une augmentation de la vitesse de refroidissement, ce qui permet de contenir la croissance des bulles dues à la solubilité de l'hydrogène dans l'aluminium et donc réduit la taille des porosités. L'augmentation de la vitesse de soudage est aussi un moyen de réduire le nombre de porosités dues à la dynamique du keyhole (Cao et al., 2003b). Cependant, en augmentant la vitesse de soudage, la sensibilité à la fissuration à chaud augmente également, ce qui implique de trouver le bon compromis entre la rapidité de soudage et l'apparition de défauts (Cao et al., 2003b; Rasmussen, 2008; Tirand, 2012).

Des études qui se sont attachées à l'influence de la trajectoire suivie par le faisceau lors de la réalisation de la soudure ont montré que cela permettait d'améliorer les caractéristiques mécaniques des joints soudés. En 2016, L. Wang et al. (L. Wang, Gao, Zhang, & Zeng, 2016) ont testé différentes configurations d'oscillations du faisceau laser par rapport à l'axe du joint de soudure avec l'alliage AA6061-T6, telles que schématisées en Figure 1.13 : longitudinalement à l'axe du joint soudé, transversalement et enfin circulairement. Leurs observations ont rapporté que l'oscillation circulaire était la plus intéressante en particulier pour l'allongement à la rupture qui a augmenté de 38%. Les allers et venues autant transversaux que longitudinaux permettent de limiter les gradients thermiques, de réduire le développement des dendrites, et d'obtenir des grains plutôt équiaxes, leur taille moyenne devenant plus faible que pour les autres oscillations.

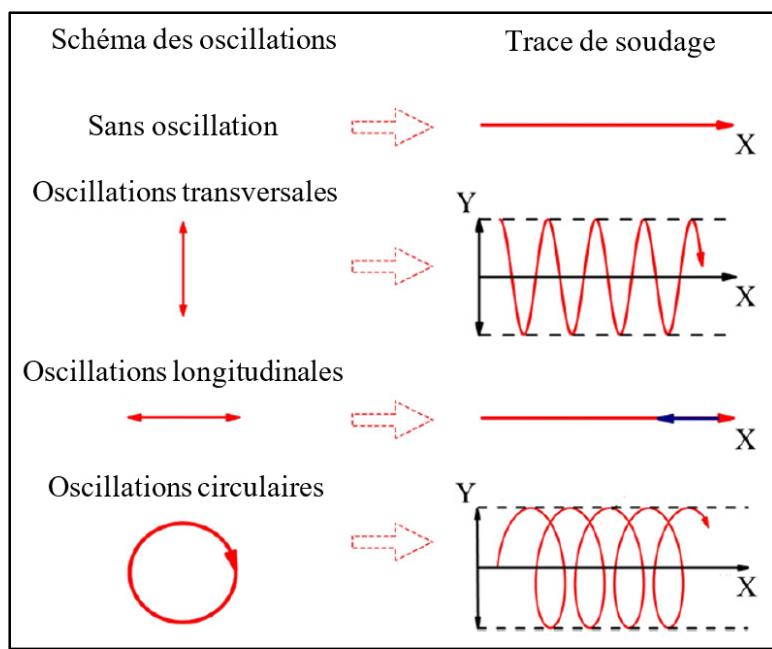


Figure 1.13 Oscillations géométriques du faisceau testées dans l'étude de Wang et al. de 2016  
Traduit de (L. Wang et al., 2016)

L’usage de différentes trajectoires du laser peut aussi permettre de réduire drastiquement voire totalement les porosités : avec des lignes perpendiculaires au joint, des cercles ou des symboles « infini » couplés au mouvement d’avance, l’instabilité du keyhole a été réduite grâce aux mouvements induits au sein de la zone fondu, réduisant de fait le nombre de porosités issues de cette instabilité (Z. Wang et al., 2018). Un simple passage lors du soudage de l’alliage d’aluminium 5A60 à l’état H112 produit des porosités qui occupent 40% de la surface du joint alors qu’elles n’en occupent plus que 2% lors d’un passage façon « infini ». La résistance à la rupture est alors apportée à 92% de celle du métal de base, pour un allongement qui correspond à 80% de celui du métal de base, et ce malgré un joint bien plus large que pour un passage simple (Z. Wang et al., 2018).

Enfin, une étude de 2016 (Wenpei & Xianfeng, 2016) s’est penché sur l’effet de l’orientation du joint soudé pendant le soudage. Quatre positions de soudage ont été testées et sont représentées sur la Figure 1.14. Leurs conclusions donnent que le métal liquide est directement affecté par la gravité, puisque différentes formes de joint sont obtenues suivant son orientation lors de l’opération de soudage ainsi que différentes répartitions de porosités. Fait important

pour ce projet de recherche, la position de soudage à l'horizontale, la même que celle employée dans la réalisation des joints qui seront étudiés par la suite, mène à l'apparition d'un caniveau, à cause du glissement du métal liquide sous l'effet de la gravité. De plus, une telle position n'est pas bénéfique à la stabilité du keyhole, à cause de la tension superficielle du métal liquide qui est aggravée par la gravité, ce qui mène à la formation de porosités en plus de celles dues à la dissolution de gaz dans le bain fondu.

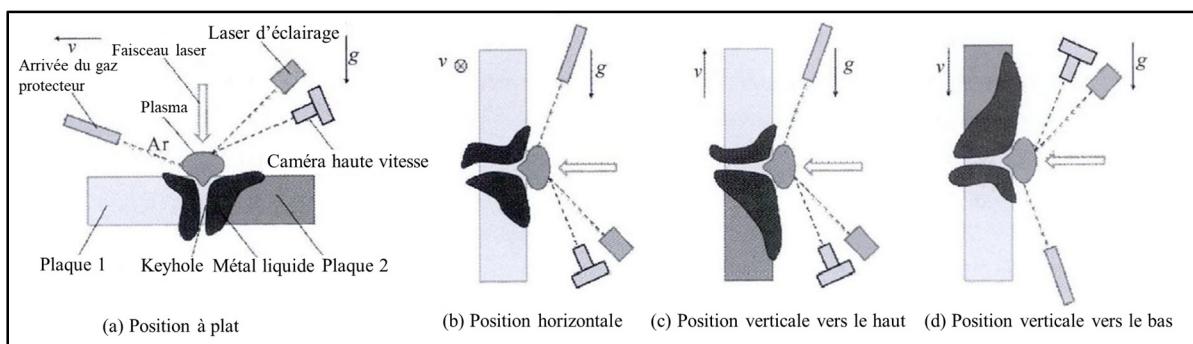


Figure 1.14 Quatre positions de soudage ont été testées dans l'article et sont repérées de (a) à (d)  
Traduit de (Wenpei & Xianfeng, 2016)

## 1.5 Problématique

Plusieurs aspects ressortis de cette recherche bibliographique sont abondamment étudiés dans la littérature : les différentes caractéristiques relatives à la technologie de ce procédé permettent d'augmenter les vitesses de production et de diminuer la présence de défauts internes. Cependant, les études recensées traitent quasi-uniquement de l'effet des défauts internes sur les propriétés mécaniques et la durée de vie en fatigue des joints soudés, et non de **l'effet des défauts externes**, ou très partiellement.

De plus, toutes les références s'intéressent aux joints de soudure dans un cadre général et ne permettent pas de faire de **lien avec la norme DIN EN ISO 13919-2**, qui contrôle les défauts dans les joints soudés par laser dans la construction ferroviaire. Or, le présent projet de recherche a été proposé dans le but de fournir des normes de caractérisation des assemblages obtenus en soudage laser, et avant d'en proposer de nouvelles, il est nécessaire de saisir les

subtilités des normes actuelles, ainsi que les subtilités du comportement des cordons soudés obtenus lorsque leurs défauts sont considérés comme hors-norme.

De ce fait, il est nécessaire d'**appréhender les variations du coefficient de concentration de contrainte** en fonction des paramètres géométriques caractérisant le défaut externe « caniveau » de la norme DIN EN ISO 13919-2. Procéder par **simulations numériques 2D** permet de déterminer les variations du **Kt autour des valeurs critiques** fixées par la norme et de comprendre les effets de chaque paramètre géométrique du défaut sur le Kt, ce qui s'avère nécessaire pour s'inscrire dans une démarche de proposition d'une norme interne concernant les joints soudés.

Ensuite, les défauts simulés doivent être rapprochés des défauts réels par la mise au point d'une **méthode de mesure**, rapide et précise, **des caractéristiques géométriques des défauts**. Il est crucial de pouvoir effectuer un **comparatif entre les défauts simulés et ceux qu'il est possible de rencontrer dans des plaques soudées** afin de prendre conscience du dépassement des valeurs critiques fixées précédemment par les paramètres des défauts réels.

Enfin, des **essais de fatigue** permettraient de **rapprocher les simulations des causes réelles d'amorçage** de fissures en analysant les causes des amorçages. Il est important de pouvoir faire le lien entre les sites d'amorçage et les zones de concentrations de contrainte observées sur les simulations, ainsi que comparer la différence avec ce qui serait observé lors des ruptures des joints réels. Différents facteurs pourraient influencer la rupture et ceux-ci doivent être connus afin de maîtriser pleinement les subtilités de la sollicitation des joints en fatigue.

## **CHAPITRE 2**

### **SIMULATIONS NUMÉRIQUES ET MESURES DES CARACTÉRISTIQUES DES DÉFAUTS**

#### **2.1 Introduction**

Afin de définir des normes internes de contrôle des joints soudés, la démarche d'optimisation et d'élargissement de la sélection actuelle des joints soudés impliquait de connaître les paramètres prépondérants dans les variations du Kt. Ainsi, des simulations numériques ont été réalisées afin de mieux appréhender les variations du Kt autour des valeurs seuil de la norme et en fonction des paramètres géométriques qui le caractérisent. Des mesures de paramètres géométriques sur des défauts caniveaux réels ont été effectuées afin de déterminer l'écart qu'il pouvait y avoir entre le plan de simulation et les données réelles. Enfin des équations de calcul qui mettent en évidence les paramètres prépondérants dans ses fluctuations ont été proposées.

#### **2.2 Plan d'expérience et méthodologie**

##### **2.2.1 Positionnement**

L'idée de lancement de cette étude a concerné l'appréhension des problèmes posés par les normes de contrôle des joints de soudure laser. Dans la construction de véhicules ferroviaires, et notamment chez Bombardier Transport, ce contrôle repose sur un vaste panel de normes, comme la DIN DVS 1608, la DIN EN ISO 15083-3 ou encore la DIN EN ISO 13919-2.

Ces normes définissent et règlementent les caractéristiques des cordons obtenus par soudage laser. Les classes de performances des soudures sont à relier avec trois catégories de contraintes et trois de sécurité, suivant les termes employés par les normes. Ces catégories sont les suivantes : faible, moyenne et élevée, pour chacun des cas. Les détails de chaque équivalence sont donnés dans la norme DIN EN ISO 15083-3. Celle-ci ainsi que la DIN DVS 1608 donnent une idée de la marche à suivre pour valider un joint soudé : les catégories de contrainte et de sécurité sont définies entre le client et le réalisateur de la soudure, sous la supervision d'un

ingénieur. Ces catégories correspondent à une classe de performance des soudures référencées comme CP A, B, C1, C2, C3 et D dans la DIN EN ISO 15083-3. A partir des exigences du concepteur de la soudure et de celles du client, et sur la base de leur accord, ces classes de performances sont enfin traduites en trois niveaux de qualité B, C et D dans la DIN EN ISO 13919-2, qui sont des critères de répartition et/ou de taille propre à chacun des défauts.

La DIN EN ISO 13919-2 se concentre sur la présence de défauts, dont la présence guide la tenue en fatigue des joints soudés, et c'est elle qui a servi de référence au cours de ce mémoire. Une longue liste de différents défauts possibles, qu'ils soient internes ou externes, y est donnée. On recense par exemple les porosités et inclusions, dont la taille maximale et la densité sont réglementées, une surépaisseur excessive du cordon, un affaissement trop prononcé ou encore un caniveau.

### 2.2.2 Spécificité d'un défaut type caniveau

C'est le défaut caniveau que la présente étude a documenté. Il correspond à un affaissement partiel du cordon sur une partie de sa largeur et peut apparaître en fonction l'orientation du cordon et des paramètres de soudage. La norme régit la profondeur maximale absolue du défaut et dans le cas où elle dépasse celle indiquée par un des niveaux de qualité en un point, alors la soudure est refoulée dans le niveau de qualité inférieur, c'est-à-dire moins contraignant.

Dans la norme, le défaut est référencé comme visible en Figure 2.1.

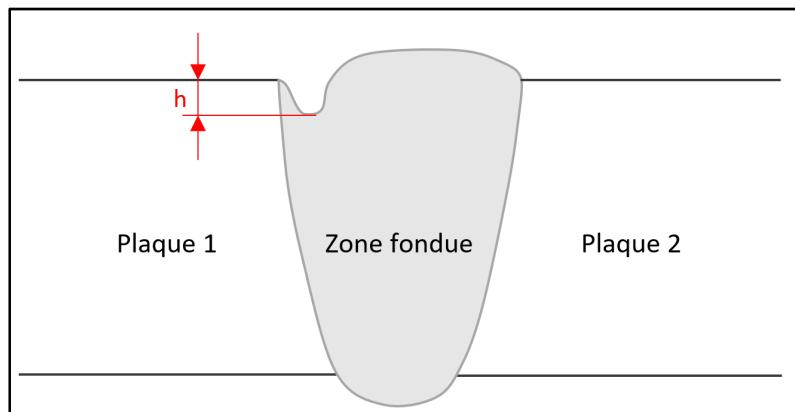


Figure 2.1 Illustration du défaut caniveau et de sa profondeur tel que régit par la norme DIN EN ISO 13919-2

Pour une tôle de 7 mm d'épaisseur comme celles des échantillons fournis à l'ÉTS, les trois niveaux de qualité B, C et D donnent respectivement les profondeurs maximales admissibles de 0,35 mm, 0,7 mm et 1,05 mm.

Les simulations numériques ont donc été faites autour de ces valeurs afin d'étudier les variations du coefficient de concentration de contrainte, sur le logiciel Ansys Workbench 2019 R1. La problématique initiale étant de voir s'il était possible de faire des compromis sur les normes actuelles pour augmenter la productivité, il a été opportun de considérer le joint comme étant réalisé de la façon la plus défavorable possible. Les simulations numériques peuvent être réalisées en deux dimensions, en considérant un défaut s'étendant sur toute la longueur du cordon de soudure. Elles ont été réalisées en statique dans un cadre strictement élastique. L'hypothèse des déformations planes est prise car les résultats recherchés sont ceux de la majeure partie « centrale » d'un joint infini.

Les simulations numériques ont été commencées en l'absence de tout type de données concernant la géométrie réelle de ce type de défauts et un premier « plan de simulations » associé à une géométrie « libre » a été avancé. L'allure schématique proposée du défaut consiste à considérer la profondeur, la largeur mais aussi les rayons de courbures associés au caniveau tel que spécifié en Figure 2.2.

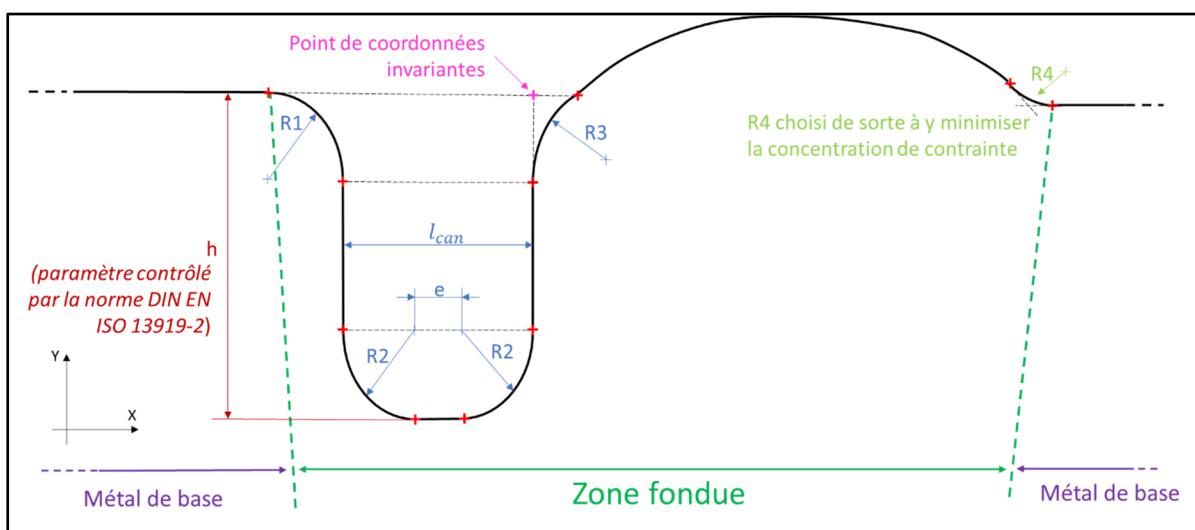


Figure 2.2 Schéma illustrant les paramètres utilisés lors du premier ensemble de simulations

L'outil B-spline a été utilisé pour reproduire les courbures inférieure et supérieure de la zone fondu. Le schéma de la zone supérieure de la zone fondu est donné en Figure 2.2. Les mêmes courbes, inférieure et supérieure, ont été utilisées tout au long du plan de simulation. Ainsi, pour la partie supérieure, le point indiqué en rose sur le schéma donné ci-dessus et tous ceux qui se trouvent à sa droite ont été rendus fixes dans le repère général. Seule la largeur du caniveau a été ajustée, en déplaçant sa paroi de gauche vers la gauche ou vers la droite, selon que l'on élargisse ou affine le défaut respectivement.

Enfin, afin de simplifier le modèle et de limiter au maximum les effets parasites, il a été décidé de construire un modèle « monobloc », c'est-à-dire avec un seul solide pour représenter l'extrait de joint. Les propriétés de l'alliage utilisé sont celles déjà présentes dans la base de données matériaux d'Ansys. Sa masse volumique est donc de 2770 kg/m<sup>3</sup>, sa limite élastique de 280 MPa, et la résistance mécanique de 310 MPa.

La contrainte équivalente de von Mises, la contrainte principale maximale, le coefficient de concentration de contrainte Kt, la contrainte hydrostatique et enfin la triaxialité ont été calculées pour différentes configurations. La contrainte équivalente de von Mises et la contrainte hydrostatique sont définies par les équations (2-1) et (2-2) données ci-dessous, où  $\sigma_I$ ,  $\sigma_{II}$  et  $\sigma_{III}$  désignent les trois contraintes principales.

$$\sigma_{\text{éq von Mises}} = \frac{\sqrt{(\sigma_I - \sigma_{II})^2 + (\sigma_{II} - \sigma_{III})^2 + (\sigma_{III} - \sigma_I)^2}}{\sqrt{2}} \quad (2-1)$$

$$\sigma_{\text{hydrostatique}} = \frac{\sigma_I + \sigma_{II} + \sigma_{III}}{3} \quad (2-2)$$

Le Kt a été défini en calculant le rapport de la contrainte équivalente de von Mises locale, divisée par celle relevée sur une arrête éloignée du défaut. La triaxialité des contraintes a été calculée comme étant le rapport de la contrainte hydrostatique avec la contrainte équivalente de von Mises, résumé par l'équation (2-3) donnée ci-dessous.

$$\eta = \frac{\frac{\sigma_I + \sigma_{II} + \sigma_{III}}{3}}{\sigma_{\text{éq von Mises}}} \quad (2-3)$$

Une étude de convergence a été réalisée afin de déterminer le maillage adéquat à utiliser par la suite. Celui-ci devait présenter une certaine finesse sans toutefois nécessiter un temps de calcul trop long. De nombreuses simulations ont été réalisées en diminuant progressivement le maillage jusqu'à ce que les valeurs de contrainte prédictes ne varient plus lorsque le maillage diminue. Par la suite, un dimensionnement local du maillage au niveau de la discontinuité géométrique et de la zone fondu a été utilisé afin de minimiser le temps de calcul tout en favorisant des résultats ayant une bonne précision. La solution retenue consiste alors en un maillage principal doté d'éléments de 0,07 mm et d'un dimensionnement plus fin de 0,007 mm le long des arrêtes du caniveau et de la zone fondu. La Figure 2.3 donne ainsi les détails du maillage utilisé lors des simulations.

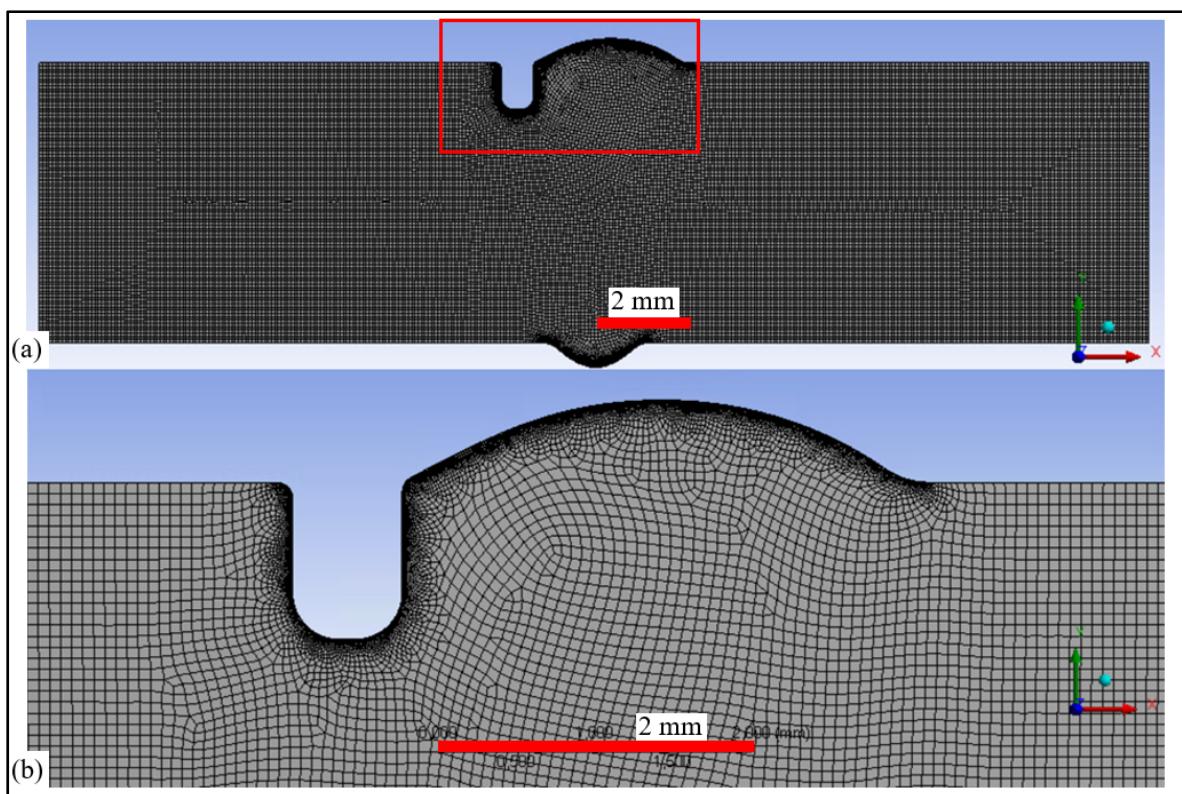


Figure 2.3 Maillage 2D optimum du modèle Ansys : (a) vue globale du modèle et en (b) détail au niveau du caniveau avec  $R2 = 0,25 \text{ mm}$ ,  $h = 1 \text{ mm}$  et  $l = 0,5 \text{ mm}$

Les conditions aux limites ont d'abord consisté en un encastrement sur l'arrête gauche et en une force, répartie sur l'ensemble de l'arrête droite, de 40 N. Cependant, dans une telle configuration, l'ensemble des points liés à l'encastrement sont fixes, ce qui crée une

concentration de contrainte « parasite » à leur voisinage. Il a été remédié à ce problème en définissant le point en bas à gauche comme encastré et l'arrête comme étant libre de déplacement suivant Y et fixe selon X. La Figure 2.4 illustre les conditions aux limites imposées.

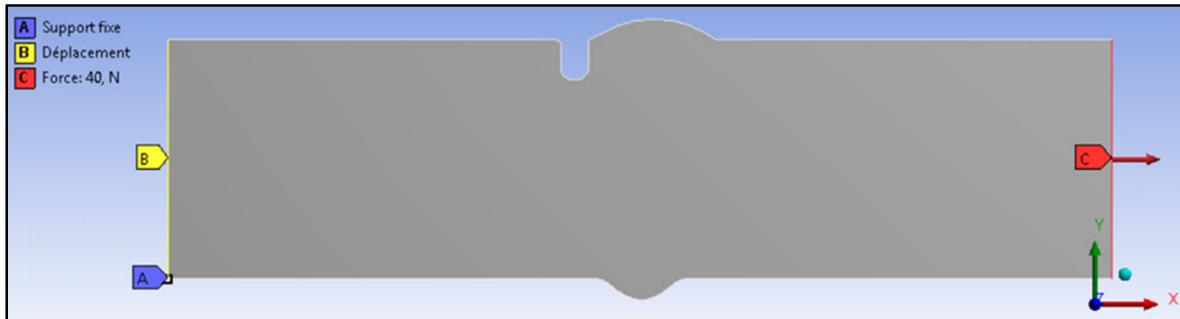


Figure 2.4     Conditions aux limites imposées au modèle

### 2.2.3    Premier ensemble de simulations sous Ansys

Un premier plan de simulations a été utilisé afin de documenter la concentration de contrainte dans le caniveau et les paramètres de ce plan sont donnés ci-dessous dans le Tableau 2-1.

Tableau 2-1    Premier jeu de paramètres géométriques du défaut caniveau

Paramètres (mm)	Borne inférieure	Borne supérieure	Pas
h	0,3	1,5	0,1
e	0	0,15	0,05
R2	0,1	0,3	0,05

Ces valeurs ont été proposées pour couvrir un domaine le plus large possible et une multitude de formes de défaut.

De façon qualitative, les simulations ont permis d'observer l'allure du champ de contrainte. Elles sont très similaires quel que soit les paramètres géométriques, même si les valeurs numériques des champs changent de manière significative. Les Figure 2.5 et Figure 2.6 donnent le champ de contrainte, pour deux jeux de paramètres différents, pour visualiser l'aspect qu'il peut prendre au voisinage du caniveau, avec une concentration de contrainte

maximale au niveau des rayons de courbure de chaque côté du fond, et deux zones peu contraintes de chaque côté du caniveau. Cette observation est particulièrement visible avec chaque vue de détail resserrée au niveau du caniveau.

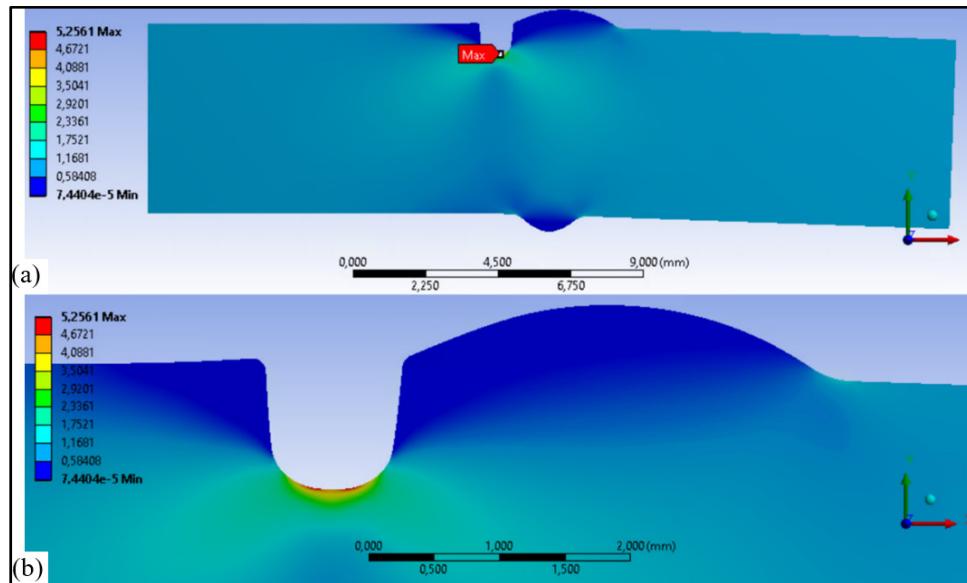


Figure 2.5 Champ de contrainte avec  $h=1,0$  mm;  $R_2=0,3$  mm et  $e=0,1$  mm : en (a) vue d'ensemble et en (b) détail au niveau du caniveau

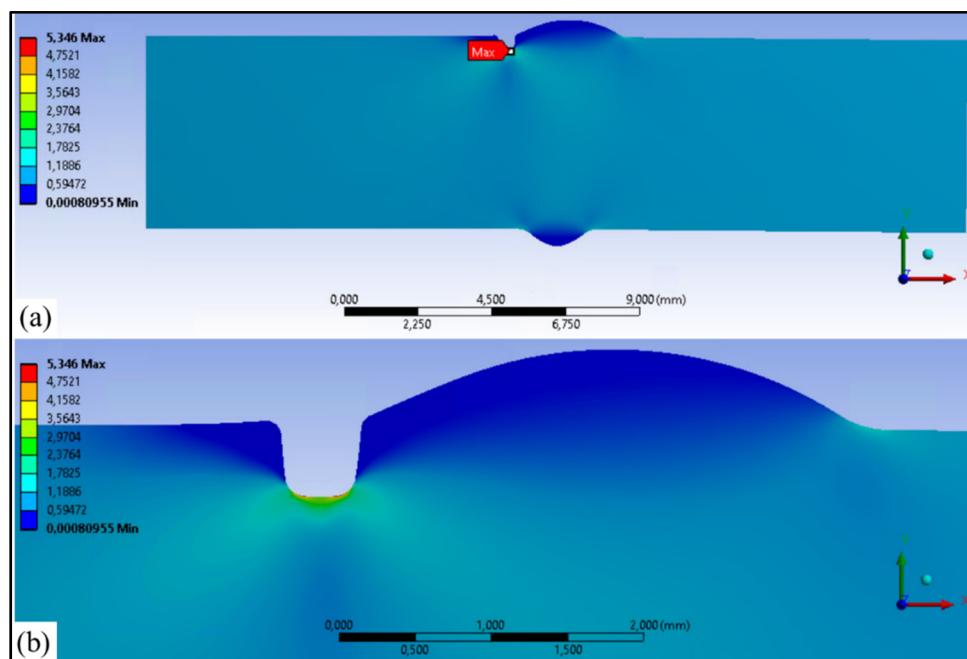


Figure 2.6 Champ de contrainte avec  $h=0,5$  mm;  $R_2=0,1$  mm et  $e=0,15$  mm : en (a) vue d'ensemble et en (b) détail au niveau du caniveau

Le  $K_t$  ne varie que marginalement pour deux valeurs de  $R_1$  radicalement différentes à l'échelle du caniveau. Un exemple de l'influence de  $R_1$ , vérifié tout au long du plan d'expérience, est donné en Figure 2.7, avec la comparaison de l'allure du champ de concentration de contrainte pour deux valeurs de  $R_1$  : 0,1 mm et 0,7 mm, la variation relative n'est ici que de 0,04%. Ce type de comportement a été observé ponctuellement pour différents réglages et différentes géométries, et les variations enregistrées ont été suffisant faibles pour être négligées et proposer que le  $K_t$  ne dépende pas du rayon  $R_1$ . De ce fait, la valeur de  $R_1=0,1$  mm a été maintenue tout au long des simulations, ce qui permettait de ne pas avoir à se préoccuper d'éventuels problèmes de construction en vérifiant que la profondeur du caniveau soit bien inférieure à la somme des deux rayons de courbure, seuls les cas où  $h=0,3$  mm et  $h=0,4$  mm, c'est-à-dire des caniveaux très peu profonds, ont dû être adaptés en diminuant  $R_1$  à 0,05 mm.

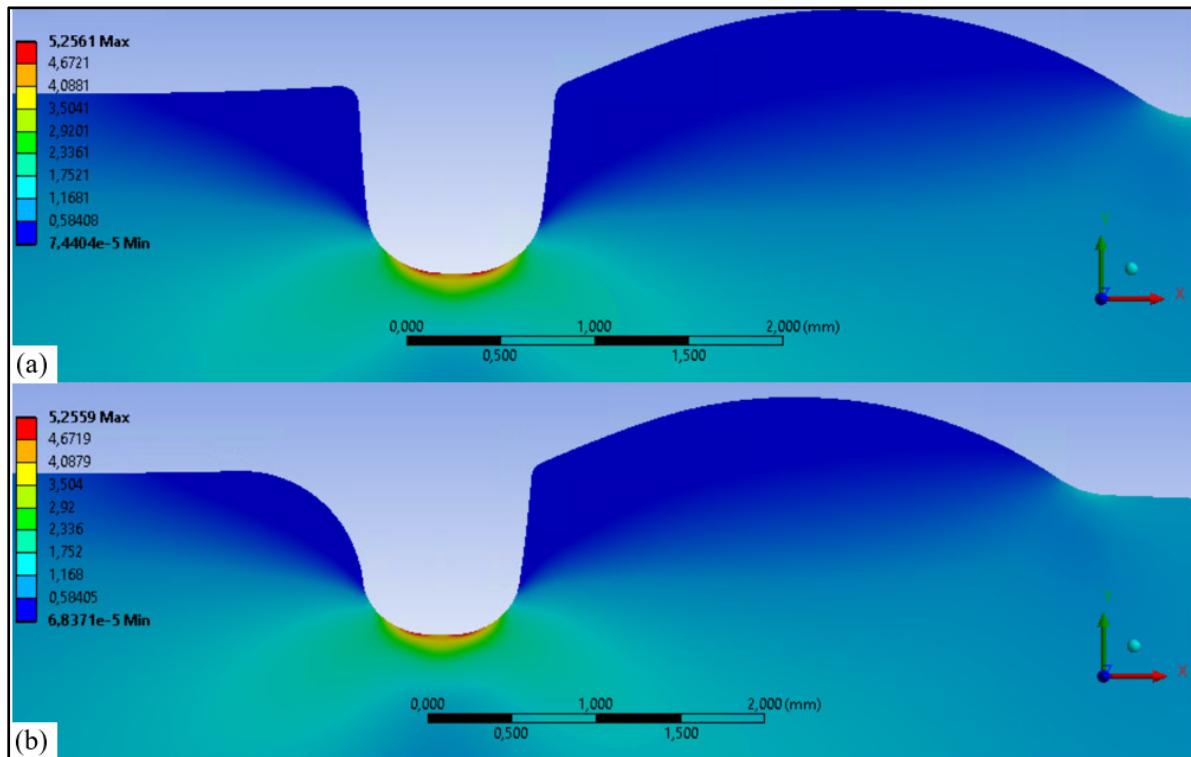


Figure 2.7 Illustration de l'impact de  $R_1$  s'il vaut 0,1 mm en (a) et 0,7 mm en (b).

Par la suite, il semblait important de vérifier la cohérence du plan de simulations avec des données réelles. La disponibilité d'échantillons à l'ÉTS a ainsi permis de valider les données géométriques des défauts, et cela a permis une meilleure définition du plan de simulations numériques.

#### 2.2.4 Mesures de caniveaux

Après la réalisation du premier plan de simulations, la disponibilité d'un grand lot de plaques soudées à l'école a permis de constituer une base de données de géométries de défauts, dans le but de quantifier l'écart avec le plan de simulations. Afin d'obtenir un ensemble de données le plus représentatif possible des joints industriels disponibles, il semblait important d'effectuer un nombre important de mesures sur le plus de plaques possibles. Il fallait en outre mettre au point une méthode présentant le meilleur compromis de rapidité et de précision pour la mesure de la largeur, de la profondeur et des rayons de courbures du caniveau.

Les premières mesures sur ces plaques ont été effectuées par coupe et préparation par polissage puis observation au microscope confocal à balayage laser Olympus LEXT OLS4100. Les images ont ensuite été traites sous Fiji pour extraire des listes de points codant le contour de la coupe en niveaux de gris et effectuer les mesures à partir d'un programme écrit en langage Python donné en ANNEXE I. Cependant, ces mesures n'ont pas donné de résultat concluant tant en termes de coût d'utilisation qu'en temps d'exécution.

Une solution alternative a été utilisée en scannant les plaques à partir d'un scanner 3D MetraSCAN 3D, réalisé par la firme Créaform3D, possédé à l'école. Celui-ci offre une résolution de 0,2 mm et une précision de 40 µm, et 5 minutes suffisent à scanner une plaque de 300 mm x 300 mm. Ceci présente un compromis suffisamment intéressant en termes de résolution, de précision et de rapidité pour les mesures à effectuer. Il était aussi le seul scanner à l'école permettant de scanner des plaques en entier. Une fois le scan réalisé, une maquette 3D de la plaque est obtenue à partir d'un nuage de points. Le logiciel de métrologie Polyworks a ensuite été utilisé. Il permet d'afficher la carte des écarts entre chaque point et une plaque de référence. Une illustration d'une telle carte, associée de son échelle de couleurs est donnée en

Figure 2.8, où la plaque est représentée suivant différentes couleurs. Il peut être remarqué que ladite plaque n'est pas parfaitement plane et présente une distorsion dans les directions Y, de soudage, et X, perpendiculaire au sens de soudage.

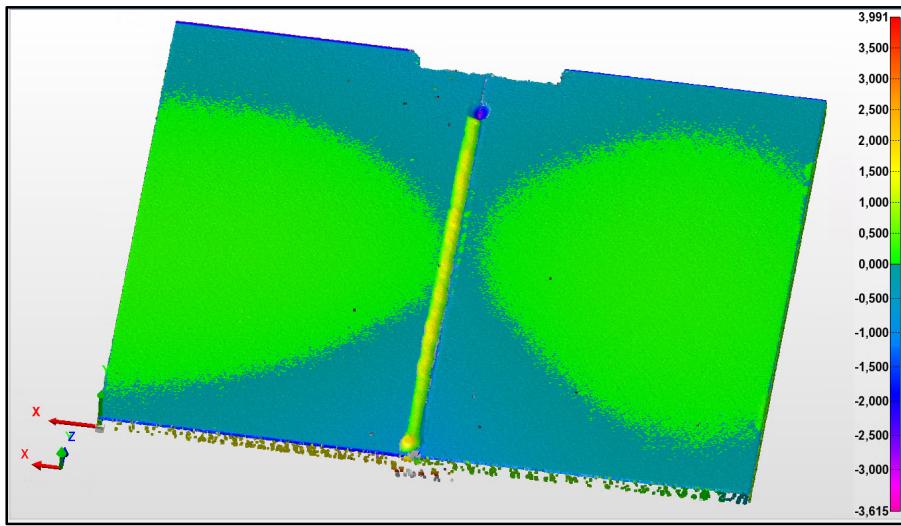


Figure 2.8 Carte de couleur matérialisant les écarts avec une tôle de référence où l'échelle correspondant au code couleur est donnée sur la gauche en millimètres

Le logiciel Polyworks permet aussi de définir des sections normales à un axe. Ainsi, les coordonnées de l'ensemble des points du nuage appartenant à un même plan peuvent être exportées dans un fichier texte, qui pourra être utilisé par le même programme en langage Python que celui introduit plus haut, pour mesurer les grandeurs géométriques des caniveaux. C'est ce processus, qui a été retenu pour relever les paramètres géométriques 3D des caniveaux puisqu'il permet d'obtenir un grand nombre de sections dans un court lapse de temps.

Dans le cas où le programme est utilisé à partir d'une liste de points obtenue avec Fiji, leur nombre est suffisant pour mesurer les données avec une grande précision, c'est-à-dire au pixel près soit entre  $3,8 \mu\text{m}$  suivant l'axe des abscisses et  $3,9 \mu\text{m}$  suivant l'axe des ordonnées. La distance maximale entre deux points est donc de  $\sqrt{3,8^2 + 3,9^2} = 5,44 \mu\text{m}$ .

En revanche, si la liste de points est obtenue avec Polyworks, la distance entre deux points est de  $0,5 \text{ mm}$  pour un nombre total de points variant entre  $1\,000$  et  $1\,500$ , dépendamment de l'ajustement de la section sur Polyworks. Cette résolution étant trop faible, l'outil B-spline de

Python a été utilisé pour rajouter de nouveaux points entre ceux découlant de la récupération sur Polyworks. La courbe B-spline créée possède 10 000 points et est générée par un polynôme du troisième degré. Il est certain qu'aucune « oscillation parasite » n'a pu être instaurée entre deux points du nuage initial compte-tenu du grand nombre de points par rapport au degré du polynôme. La Figure 2.9 donne l'aspect de la courbe B-spline obtenue avec le programme et est tracée en orange, au long de laquelle se trouvent les points issus de la section définie sur Polyworks, représentés par des croix.

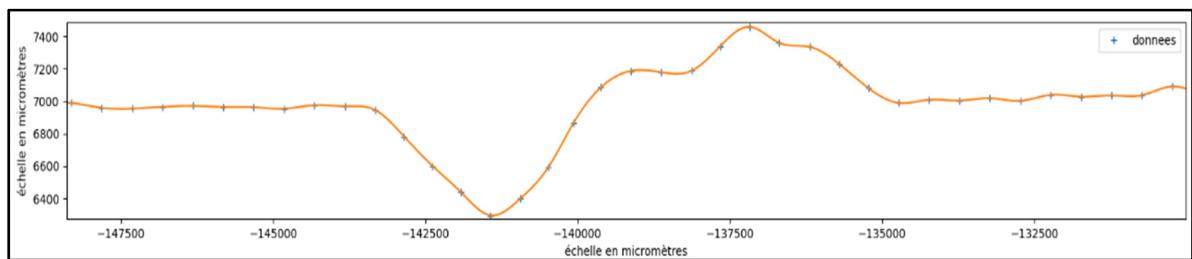


Figure 2.9     Zoom sur la courbe B-spline pour illustrer la courbe B-spline en orange créée à partir des points du nuage indiqués par des croix

Le programme développé a donc permis de calculer les données de largeur, profondeur et de rayons de courbure. Il fonctionne en analysant une liste de points de coordonnées (X,Y,Z), où X et Y sont des coordonnées dans un plan, et Z une valeur de niveau de gris si la liste est obtenue avec Fiji ou une donnée de cote, si la liste est obtenue à partir de Polyworks. Ces points matérialisent ceux du contour de l'échantillon analysé. La principale difficulté a été de réussir à différencier les deux portions de tôle, chacune de chaque côté de la zone fondu, ainsi que la portion à considérer comme étant le caniveau, en particulier parce qu'il y a un désalignement angulaire entre les deux plaques de tôles. Il est important de noter que la norme DIN EN ISO 13919-2 idéalise le cas du caniveau et ne prend pas en compte ce genre de spécificités relatives à la géométrie réelle des joints et ni d'effectuer précisément le contrôle d'un caniveau en présence d'un désaxement angulaire. Afin de définir une méthode de calcul de longueur et de profondeur, les listes de points ont été organisées de sorte à avoir le caniveau qui soit toujours à gauche de la surépaisseur de la zone fondu. Le code Python compte ainsi différentes variations d'un même programme, suivant qu'il y ait besoin de retourner la courbe, pour la placer avec le caniveau à gauche et non à droite de la zone fondu, ou non. Ensuite, il

a été nécessaire de faire exécuter une rotation à la courbe obtenue suivant un axe perpendiculaire au plan. A partir de là, deux moyens de calcul ont été mis au point afin de déterminer la profondeur et la largeur du caniveau. Dans le premier cas, les deux tôles sont inclinées du même angle, tandis que dans le second, la tôle de gauche est placée à l'horizontale comme référence. Les rotations sont obtenues en construisant les droites des moindres carrés associées à chaque extrait de tôle et en analysant leur coefficient directeur. Un aperçu des rotations est donné en Figure 2.10, où sont représentées les courbes dans les deux cas. Les courbes tournées sont données en orange tandis que les courbes initiales sont données en bleu. Sur chaque courbe, la saignée suivie de l'excroissance au centre correspondent respectivement au caniveau et à la surépaisseur de la zone fondu.

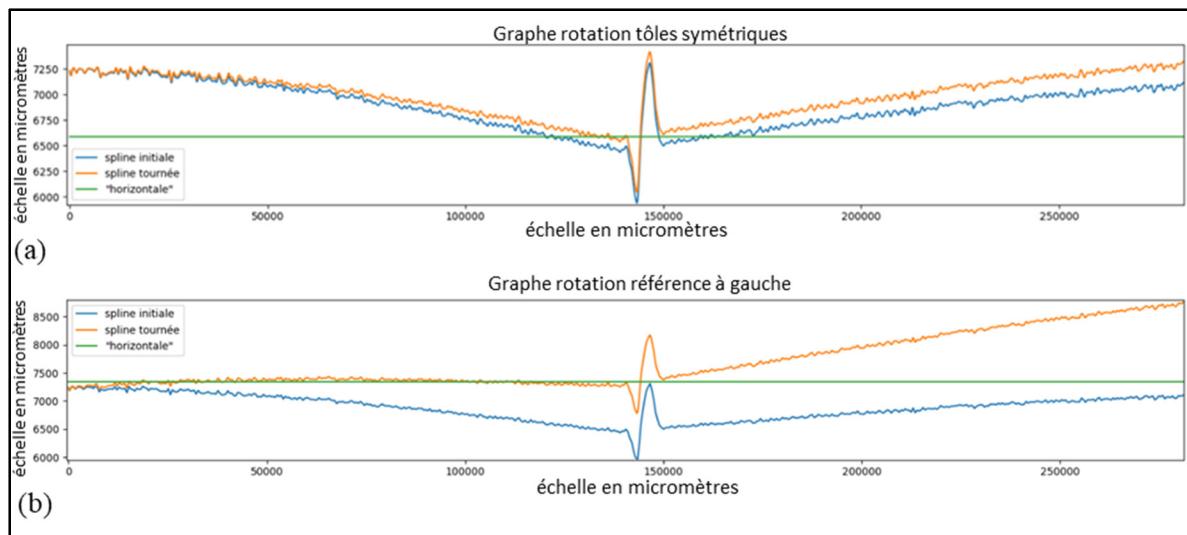


Figure 2.10 Graphes de rotations : en (a) les deux droites des moindres carrés des portions de tôles ont le même coefficient directeur et en (b) la tôle de gauche est placée à l'horizontale représentée par la ligne verte

Le programme est divisé en plusieurs fonctions : la première si la liste provient de Fiji, permettant le calcul direct des données de profondeur, largeur et de rayons de courbure à partir de la liste de coordonnées. Une seconde fonction crée une courbe B-spline à partir de la liste issue de Polyworks, puis les données sont calculées. Et enfin une troisième fonction est utilisée si le caniveau se trouve à droite de la zone fondu. La courbe est alors retournée pour placer le caniveau à gauche de la zone fondu, et le même travail que celui fait par la précédente fonction est effectué.

Un point délicat de cette acquisition automatique de données est le calcul des rayons de courbure. Le rayon de courbure doit être déterminé à deux endroits : au niveau du rayon dit « R1 » et du rayon dit « R2 ». Avec la complexité induite par la détection précise des rayons à calculer, une fonction dépendant des attentes de l'utilisateur du programme a été préférée plutôt que d'avoir un programme totalement automatique. Il est ainsi possible d'entrer les abscisses des points extrêmes délimitant la portion de courbe dont le rayon est à calculer. Le site internet [goodcalculators.com](http://goodcalculators.com) (Stacy, 2021) fournit un excellent algorithme mathématique de calcul d'un cercle associé à un nuage de points et c'est sur son principe que la fonction a été rédigée.

### **2.2.5      Exploitation des données géométriques des caniveaux**

La récupération de données est faite à partir du scan de 6 plaques présentant diverses géométries de caniveaux, prélevées dans le lot d'échantillons disponibles. Leur choix s'est fait sur la base d'un examen visuel, afin de trouver des plaques qui présentent des caniveaux de différentes formes, mais aussi les plus réguliers possibles « d'aspect » afin d'être compatible avec la modélisation 2D du joint. Le Tableau 2-2 donne une idée du nombre de sections réalisées pour chaque plaque, ce qui représente au total 203 sections analysées. Ces sections ont été réalisées dans les endroits de chaque plaque où le caniveau était le plus régulier et ont été espacées de 5 millimètres au minimum.

Tableau 2-2   Nombre de sections en fonction dans chaque plaque sélectionnée

Numéro de plaque	Nombre de sections
0515	38
0555	24
0615	31
0637	35
0667	34
0678	41

Malgré le contrôle discret et non continu, l'analyse a permis de créer une base de données conséquente de paramètres géométriques de caniveaux et représentative de la géométrie des défauts. Ces géométries sont synthétisées par les diagrammes en boîtes donnés des Figure 2.11 à Figure 2.13. Sur ces diagrammes, les boîtes se lisent par paires : chaque paire représente les données pour une plaque et correspond à la mesure qu'elle soit effectuée avec les deux tôles orientées symétriquement ou avec la tôle de gauche alignée sur l'horizontale. Les paires sont représentées avec un contour de même couleur et un fond de couleur voisine.

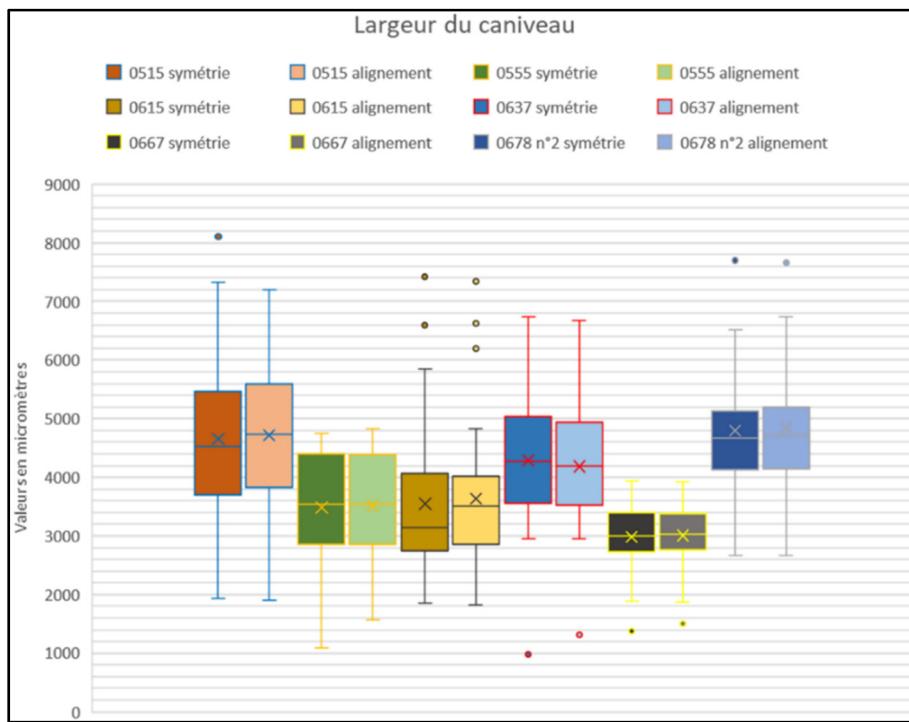


Figure 2.11 Largeurs des caniveaux sachant que la largeur maximale du premier plan de simulation précédent était de 750 micromètres à titre de comparaison

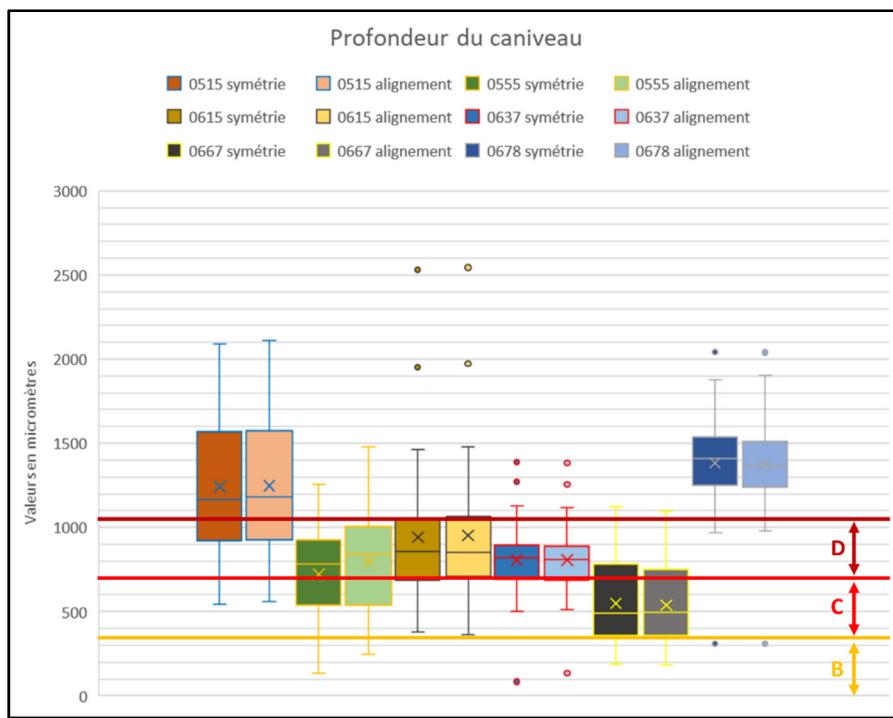


Figure 2.12 Profondeurs des caniveaux sachant que la profondeur maximale du plan de simulations précédent était de 1500 micromètres et les trois lignes horizontales représentent les trois niveaux de qualité de la norme DIN EN ISO 13919-2

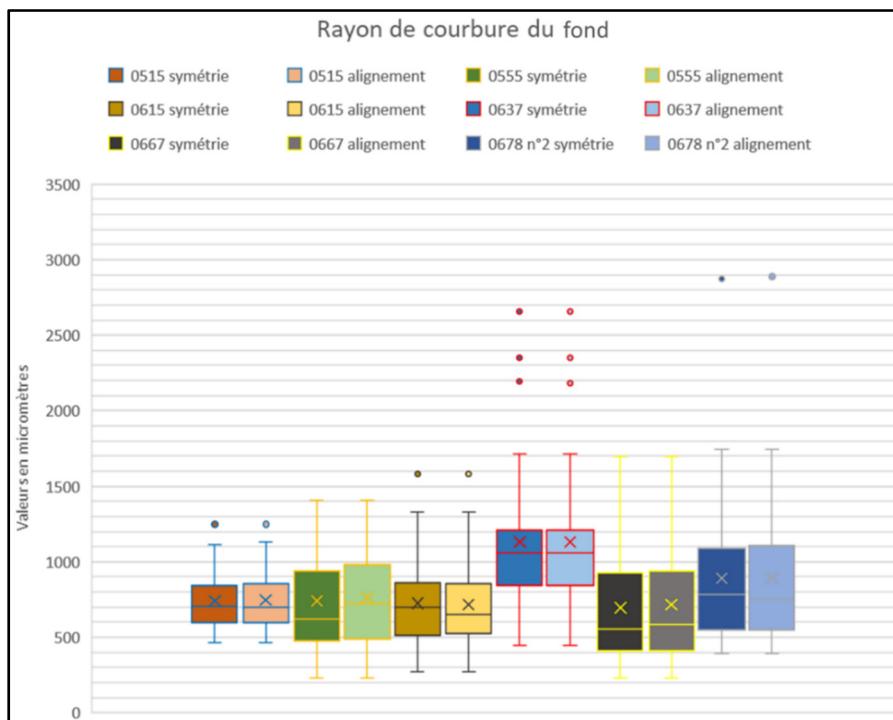


Figure 2.13 Rayons de courbure en bas du caniveau "R2"

Les boîtes de ces diagrammes ont servi de base de comparaison avec le premier plan d'expérience puisqu'elles correspondent à au moins 50% des données. Les boîtes de chacun des diagrammes indiquent que les largeurs des caniveaux se situent généralement entre 3 et 5 mm, alors qu'en comparaison celles du plan de simulation vont de 0,2 à 0,75 mm. La Figure 2.12 indique qu'au moins 50% des données de profondeurs sont comprises entre 0,35 mm et 1,6 mm, alors que le plan de simulation limitait la profondeur à 1,5 mm. Enfin, pour ce qui concerne le rayon R2 de fond de caniveau, les mesures sont principalement entre 0,4 et 1,2 mm, alors que ceux simulés étaient compris entre 0,1 et 0,3 mm.

Différentes améliorations du modèle ont donc été proposées par la suite afin de correspondre aux données géométriques caractéristiques des joints réels. Le caniveau du modèle doit être élargi et doit être plus profond, et les valeurs du rayon R2 doivent être plus variées. Un nouveau plan de simulations, pour un défaut à bords verticaux, a été proposé et est donné avec le Tableau 2-3. Il a été fait le choix de se limiter à 4 mm pour la largeur totale du caniveau, puisqu'une largeur supérieure à cette valeur, pour un caniveau avec des parois verticales, a semblé peu réaliste.

Tableau 2-3 Complément du premier plan de simulations pour un cas où les bords du défaut sont verticaux

Paramètres (mm)	Borne inférieure	Borne supérieure	Pas
h	1,2	1,6	0,1
$l_{can}$	1,0	4,0	0,5
R2	0,5	1,3	0,2

A noter que, par rapport au premier plan, c'est le paramètre de largeur totale du caniveau qui a été utilisé, plutôt que la distance entre deux rayons e. La relation pour passer de l'un à l'autre est l'équation (2-4) donnée ci-dessous :

$$l_{can} = 2.R2 + e \quad (2-4)$$

Pour comparer la mesure de la profondeur maximale faite avec chacune des trois méthodes de calcul, l'échantillon de fatigue 0667-2 est choisi comme exemple. Avec la première fonction du programme en code Python, avec les portions de tôles ayant le même angle par rapport à

l'horizontale, la profondeur maximale obtenue est de 672 µm. Avec le même programme mais avec la méthode pour laquelle la tôle de gauche est placée comme référence à l'horizontale, la profondeur calculée est de 659 µm. Enfin, avec Polyworks en plaçant la tôle de gauche comme référence horizontale, la profondeur maximale est de 631 µm. Cette manipulation a été réalisée pour un petit groupe d'échantillons et permet d'encadrer les mesures de Python dans un intervalle de  $\pm 40$  µm pour le premier cas et  $\pm 30$  µm pour le second, en prenant à chaque fois la valeur de Polyworks comme référence. Par comparaison avec les niveaux de la norme, qui sont de 0,35 mm, 0,7 mm et 1,05 mm, ces valeurs sont tout à fait acceptables puisqu'inférieures à 50 microns de variation.

Il est possible de remarquer sur les diagrammes en boîte des « points aberrants », indiqués avec des cercles bien au-dessus des boîtes. Ces points ne sont pas considérés pour réaliser les statistiques et correspondent à des sections « exotiques » par rapport au reste du cordon. Ces irrégularités de forme sont intéressantes à analyser compte-tenu du fait que les paramètres de soudage ont été gardés constants pendant la réalisation de chaque échantillon et seront étudiés au CHAPITRE 4.

Évidemment, la question de l'utilité du cas où les parois sont verticales peut se poser puisqu'il a été assez peu rencontré, par rapport à un modèle qui sera abordé au paragraphe 2.2.6. Le première modèle a servi de base pour idéaliser le défaut caniveau avant d'être complexifié progressivement, puisque c'est dans ce cadre que s'inscrit le présent projet de maîtrise. De plus, le cas de figure où les parois sont verticales a pu être observé ponctuellement pour certaines sections issues de Polyworks ou sur certains échantillons. De cette façon, la plaque 0677 présentait sur environ 50 mm de la longueur de soudage un caniveau dont le modèle pourrait être discuté et il ne serait pas aberrant d'utiliser un modèle avec des parois verticales pour le décrire. Cette plaque a servi à tester la méthode de polissage des tranches et d'exploitation des images du microscope électronique et n'a donc pas été analysée avec les sections décrites précédemment. La zone d'intérêt peut être vue ci-dessous en Figure 2.14 et dans la zone encadrée pourrait être proposé un modèle de caniveau peu profond avec des parois verticales pour décrire le défaut.

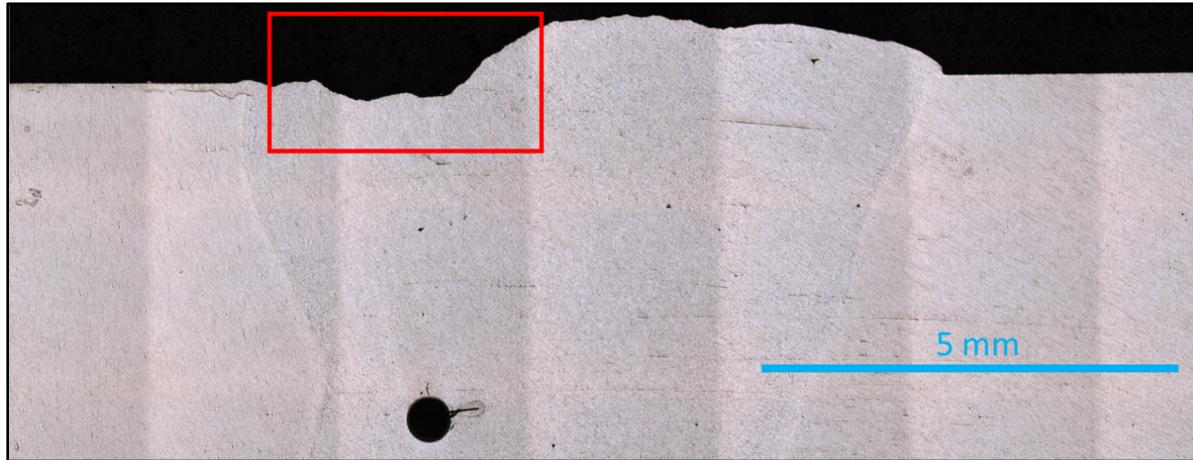


Figure 2.14 Coupe de la plaque θ677 dont des modèles à parois inclinées ou verticales pourraient être proposés pour le caniveau encadré en rouge

## 2.2.6 Simulations basées sur les données expérimentales

Une « variation » du défaut avec des parois verticales, cette fois avec des parois inclinées, a été simulée. Cette caractéristique a été bien plus couramment rencontrée au cours de l'exploitation de données dont il a été fait état dans la partie précédente. Voilà en Figure 2.15 un schéma du nouveau modèle de caniveau qui en répertorie les paramètres variables.

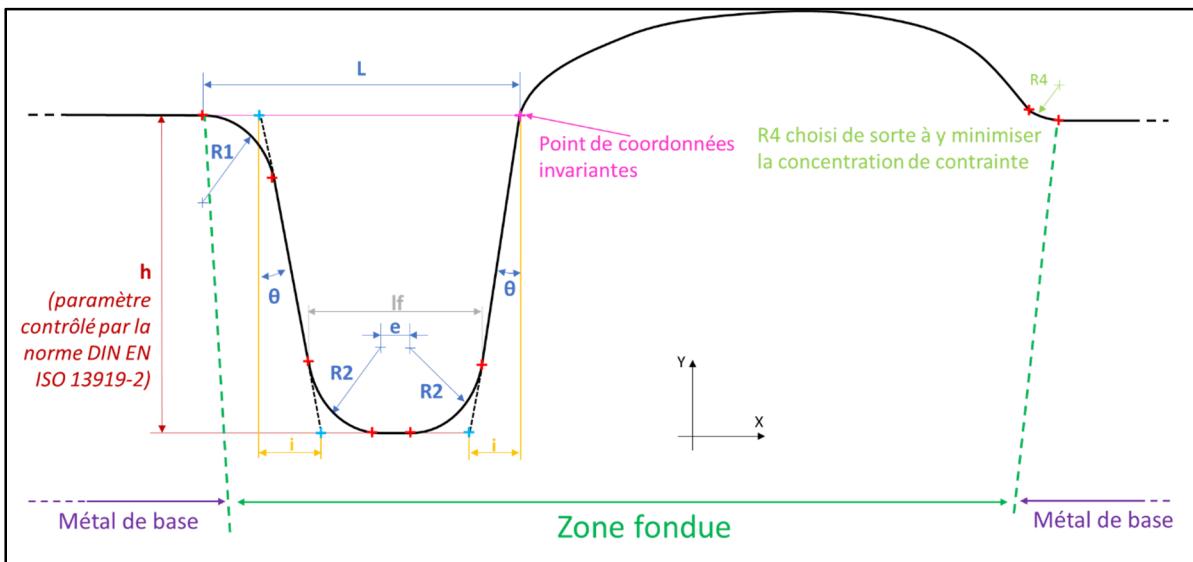


Figure 2.15 Schéma illustrant les paramètres utilisés lors des simulations du caniveau à bords inclinés

Une variable  $i$  est introduite pour définir la projection de la longueur de la paroi inclinée sur l'axe horizontal. Elle est la même pour chaque bord. Ce paramètre est lié à  $h$  et à l'angle d'inclinaison des parois par la relation (2-5) :

$$\tan(\theta) = \frac{i}{h} \quad (2-5)$$

Un paramètre de largeur du fond  $l_f$  du caniveau a été introduit puisqu'il a été proposé que pour un même rayon  $R_2$ , une même profondeur  $h$  et une même largeur  $l$  du « fond » de caniveau, quel que soit l'inclinaison, le  $K_t$  serait égal. Cette hypothèse provient du fait que pour un caniveau avec des bords verticaux, le changement du rayon de courbure  $R_1$  n'induit qu'une variation très minime du coefficient de concentration de contrainte, ce qui a permis de supposer que la forme du caniveau influençait peu le  $K_t$ . La largeur du fond, ainsi que la largeur totale  $L$ , peuvent être exprimés de la façon suivante :

$$l_f = e + 2.R_2.\cos(\theta) \quad (2-6)$$

$$L = e + 2.i + \frac{R_1}{\cos(\theta)} \cdot (1 - \sin(\theta)) + \frac{2.R_2}{\cos(\theta)} \cdot (1 - \sin(\theta)) \quad (2-7)$$

Les détails du calcul des relations (2-6) et (2-7) sont données à l'ANNEXE II. Le plan de simulations donnant la variation de chaque paramètre, la profondeur  $h$ , la distance  $e$  entre les deux rayons de courbure, le rayon  $R_2$  et la projection  $i$  de la longueur des parois, est synthétisé dans le Tableau 2-4.

Tableau 2-4 Plan de simulations dans les cas où les bords du défaut sont inclinés

Paramètres (mm)	Borne inférieure	Borne supérieure	Pas
$h$	0,15	1,5	0,15
$e$	0	0,5	0,1
$R_2$	0,1	1,1	0,2
$i$	0,1	0,7	0,2

A noter que pour  $i = 0,1$  et  $0,3$ , les simulations ont aussi été réalisées avec  $R_2 = 1,3$  mm et 1,5 mm. Le temps manquant pour réaliser les simulations suivantes, 1,1 mm a été retenu comme borne supérieure dans le cas où  $i = 0,5$  et 0,7 mm.

Enfin, il est à noter que cet ensemble de simulations a été réalisé avec le même maillage et les mêmes conditions aux limites que le premier plan de simulations. Ce second ensemble a permis de préciser l'influence de chacun des paramètres variables sur le champ du coefficient de concentration de contrainte et sa valeur maximale, atteinte au niveau des rayons R2.

## 2.3 Résultats

### 2.3.1 Tendances générales

Avant de proposer un modèle théorique, il a été important de clarifier l'effet de chacun des paramètres sur le Kt séparément. Une hypothèse de comportement sera proposée pour chaque variable, et validé lors de l'utilisation du logiciel Minitab lors de la détermination de différents modèles théoriques. Pour l'ensemble des modèles, 1839 simulations ont été réalisées et il a semblé clair que chacun des paramètres avait son importance dans la détermination du coefficient de concentration de contrainte. A la profondeur h s'ajoutaient donc trois autres variables, à savoir le rayon de fond de caniveau R2, e l'ouverture entre les deux arcs de cercles de rayon R2 et i l'inclinaison des bords.

Le premier paramètre vers lequel l'attention s'est tournée a été celui contrôlé par la norme DIN EN ISO 13919-2, à savoir la profondeur h. Afin de mieux comprendre son effet sur le Kt, tout en tenant compte de la variation de chacun des autres paramètres, le graphe de la concentration de contrainte en fonction de la profondeur h du caniveau, pour différents jeux de R2 et de l et dans un cas à bords verticaux, a été tracé en Figure 2.16. Ce graphe représente un ensemble de droites liant le Kt à la profondeur du caniveau. Deux de ces droites correspondent à des régressions linéaires, pour les jeux de paramètres extrêmes R2=0,3 mm et l=0,75 mm, soit e=0,15 mm ; et R2=0,1mm et l=0,2 mm, soit e=0 mm. Leurs coefficients de détermination sont respectivement  $R^2=0,9989$  et  $R^2=0,9995$ . Cette figure met en évidence le fait, qu'à l et h constantes,  $Kt=f(h)$  forme une droite, la variable h et non  $h^\alpha$ , avec  $\alpha$  réel et positif, est donc retenue pour l'expression d'un modèle théorique de calcul du Kt.

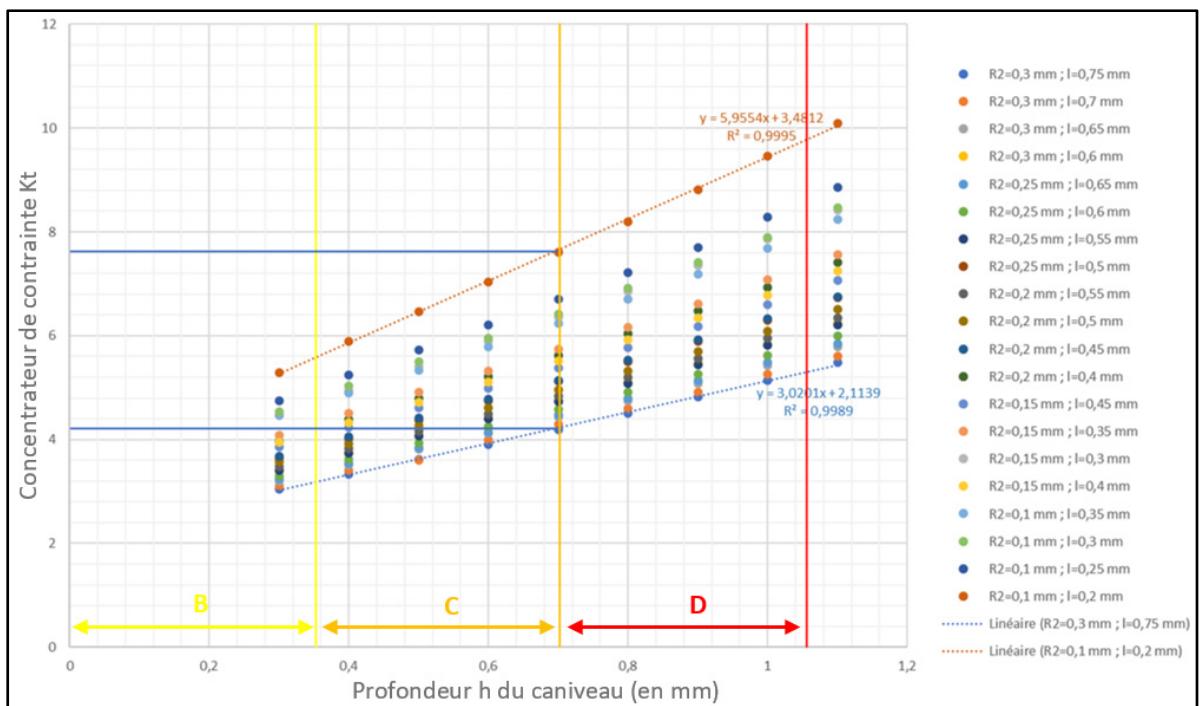


Figure 2.16 Concentrateur de contrainte en fonction de la profondeur du caniveau pour différentes valeurs de  $R_2$  et de  $l$  (bords verticaux) où trois droites verticales en jaune en orange et en rouge indiquent les trois niveaux de la norme

Pour une même valeur du paramètre de la norme  $h$ , deux valeurs très différentes du coefficient de contrainte peuvent être atteintes. A titre d'exemple, avec  $h=0,7$  mm,  $R_2=0,1$  mm et  $l=0,2$  mm, la simulation donne un  $K_t$  égal à 7,6, tandis qu'avec  $R_2=0,3$  mm et  $l=0,75$  mm, le  $K_t$  maximal est de 4,2, ce qui correspond aux deux lignes horizontales bleues sur la Figure 2.16. Ainsi, un niveau de contrainte 55% plus grand peut être atteint. Une telle différence démontre que l'optimisation de la norme passe par l'analyse de l'ensemble des paramètres caractérisant un défaut caniveau et non uniquement de sa profondeur.

Le rayon  $R_2$  joue un rôle dans l'augmentation du coefficient de concentration de contrainte. En effet, il est possible d'observer qu'à largeur et profondeur constantes, l'augmentation de  $R_2$  implique une diminution de la concentration de contrainte.

La Figure 2.17 donne le graphe de  $K_t=f(h/R_2)$  et met en évidence les changements de pente pour chaque valeur de  $R_2$ , représenté en encadrant les portions de courbes à  $h$  constant. Il montre aussi le fait que le tracé du graphe du  $K_t$  en fonction du rapport  $h/R_2$  forme des

segments de droites, ce qui implique que le Kt soit directement proportionnel à  $1/R2$ , en considérant constant les autres paramètres, et non  $1/R2^\alpha$ , où  $\alpha$  est un réel supérieur à 1. Les coefficients de corrélation de chacune des droites ont tous été analysés et sont tous supérieurs à 99%, ils n'ont cependant pas été explicités ici afin d'alléger la figure.

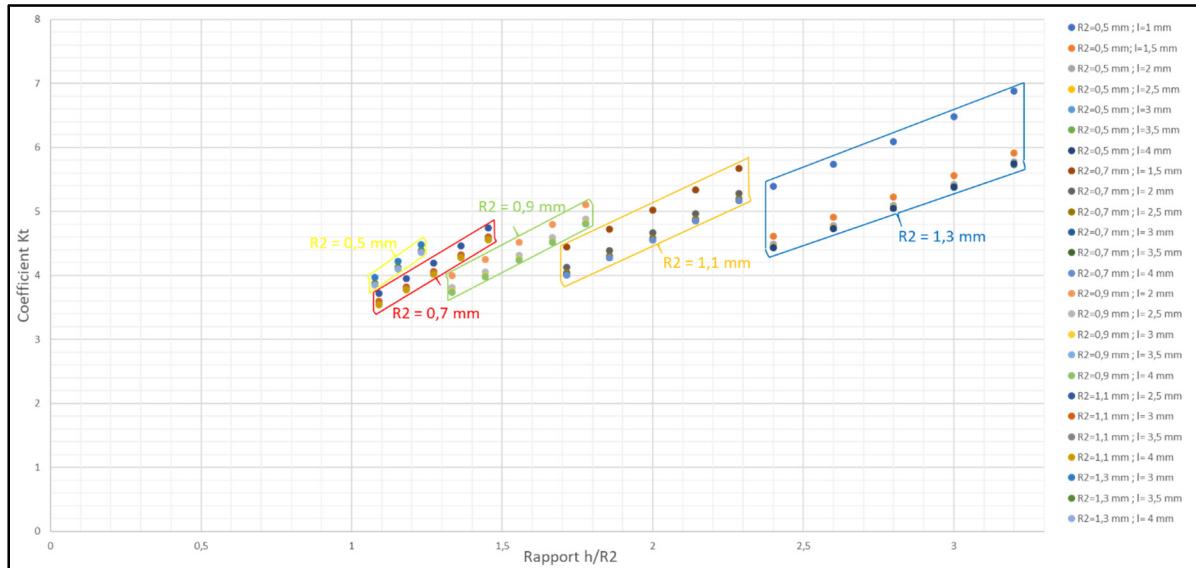


Figure 2.17 Graphe de  $Kt=f(h/R2)$  dans le cas où les bords sont verticaux

Les graphes de la concentration de contrainte en fonction de la largeur ont été tracés, pour des valeurs constantes de  $R2$  et de  $h$ , dans le but d'éclaircir l'influence de ce paramètre sur le  $Kt$ . Un exemple en est donné en Figure 2.18, où un comportement pour le moins assez inattendu peut être relevé, puisque le  $Kt$  augmente lorsque la largeur diminue, et pour des valeurs de largeurs élevées, le  $Kt$  tend vers une asymptote horizontale dont la valeur dépend du rayon de courbure  $R2$  et de la profondeur  $h$ . Une explication de ce comportement est proposée au paragraphe § 2.4.2.

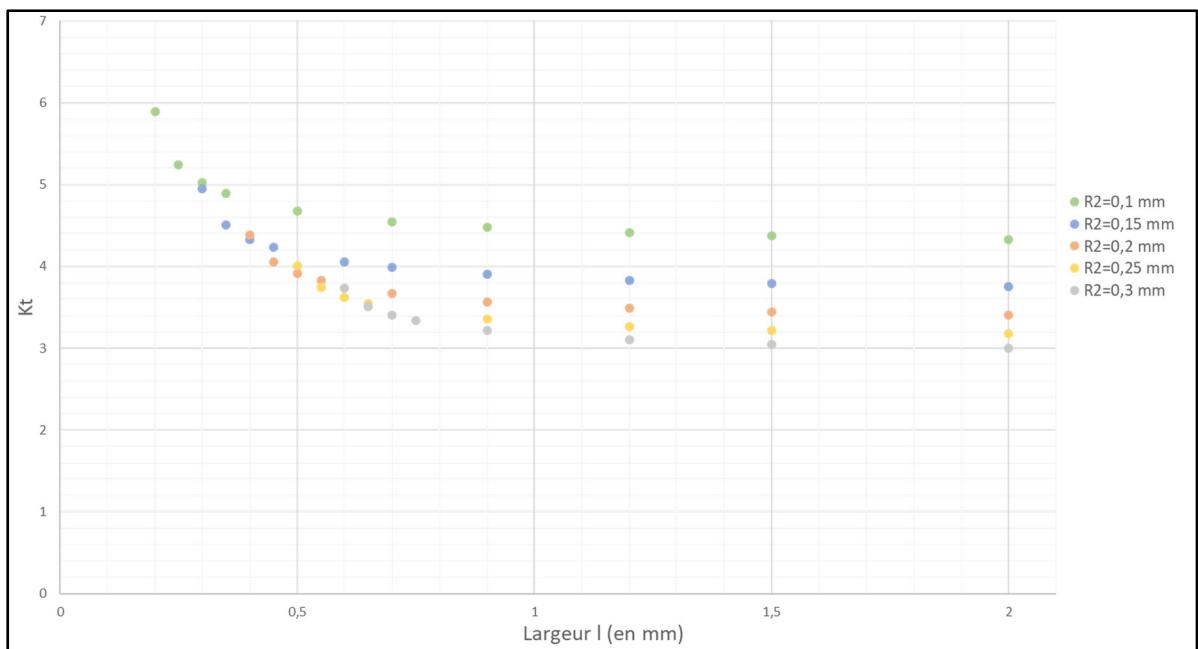


Figure 2.18 Concentration de contrainte en fonction de la largeur avec effet du rayon  $R_2$  ( $h=0,4 \text{ mm}$ )

La Figure 2.19 présente deux comportements de  $K_t$  en fonction de la largeur  $l$  du caniveau pour deux valeurs de  $h$  et des valeurs de  $R_2$  différentes. Elle est donnée afin de mettre en évidence l'effet de la profondeur  $h$  sur le graphe du  $K_t$  en fonction de la largeur. Deux ensembles de données sont visibles : un cas avec  $h = 1,5 \text{ mm}$  et un cas avec  $h = 0,4 \text{ mm}$ . Ceci montre que plus la valeur de  $h$  diminue, plus la courbe  $K_t = f(l)$  semble étirée, et cela pourrait suggérer que le coefficient de concentration de contrainte soit proportionnel à un facteur en  $h/l$ . A noter que le cas d'une profondeur de  $1,5 \text{ mm}$  est intéressant à étudier puisque cette profondeur n'est pas permise par aucun des trois niveaux de qualité, B, C ou D de la norme DIN EN ISO 13919-2, mais a couramment été relevée lors de l'analyse de données sur les joints soudés détaillée au paragraphe § 2.2.5.

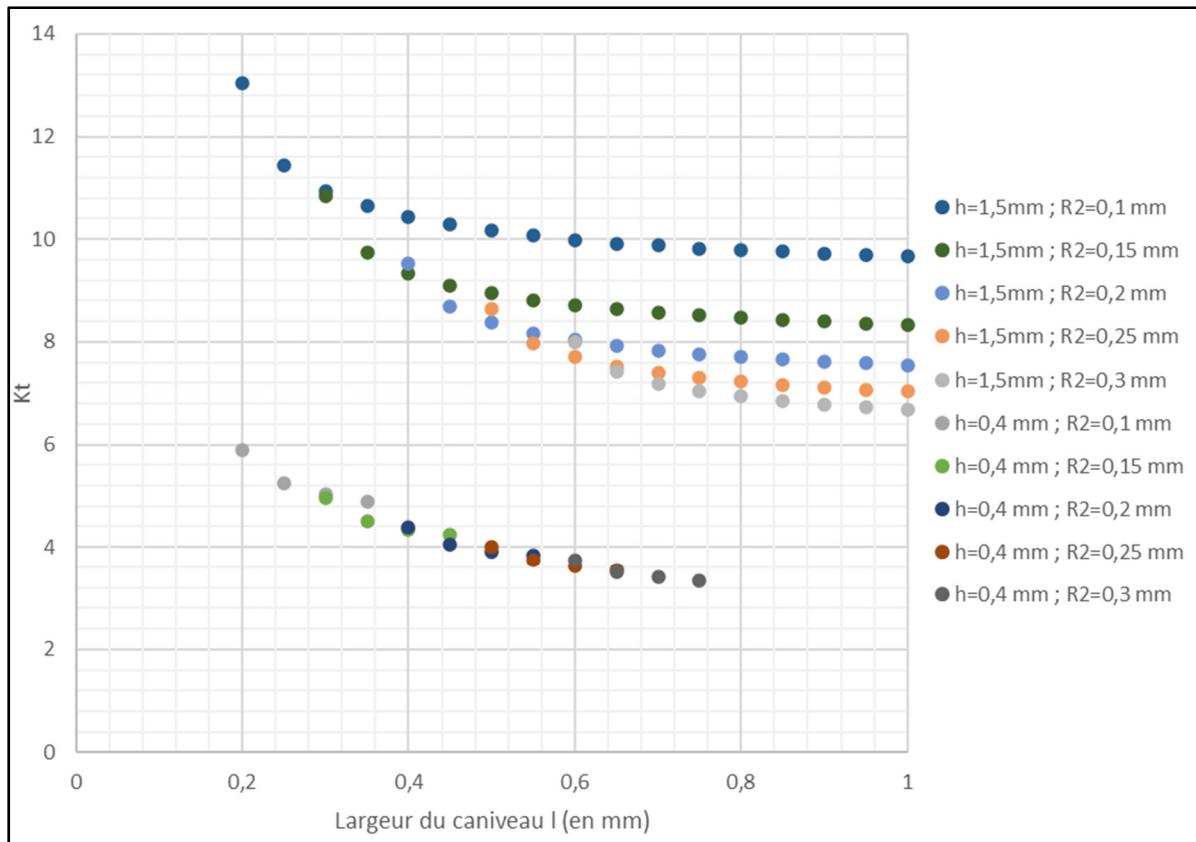


Figure 2.19 Kt en fonction de la largeur l pour différentes valeurs de R2 et de h (bords vitaux) où l'ensemble supérieur de points correspond à  $h = 1,5 \text{ mm}$  tandis que celui du bas correspond à  $h = 0,4 \text{ mm}$ .

L'hypothèse d'une variation proportionnelle à  $1/l$  a été proposée par l'analyse de l'allure des courbes du Kt en fonction de la largeur, puisque ressemblant à un comportement proportionnel à cette variable. Un comportement plus précis sera par la suite validé avec l'observation de l'influence de chaque variable sur le calcul de modèles avec Minitab, et des comportements en  $1/l^\alpha$ , avec  $\alpha$  entier supérieur à 1, ont aussi été testés sur Minitab. Ainsi, compte-tenu des variations de chacun des facteurs précédemment obtenus, c'est  $Kt=f(h/(l.R2))$  qui est proposé et le graphe ainsi obtenu est donné en Figure 2.20. Cette figure est constituée d'un ensemble de droites dont le coefficient directeur est variable et le coefficient de détermination toujours supérieur à 99%. La figure montre que l'augmentation du rayon R2, pour une largeur constante, mène à l'augmentation de la pente de chaque droite, et il en va de même avec la largeur pour un rayon constant. Cela a permis de proposer différents facteurs formé de produits et divisions

multiples de chacun des paramètres,  $R2$ ,  $h$ , et  $l$ , du type  $h/(l^\alpha \cdot R2)$  où  $\alpha$  est un réel supérieur à 0.

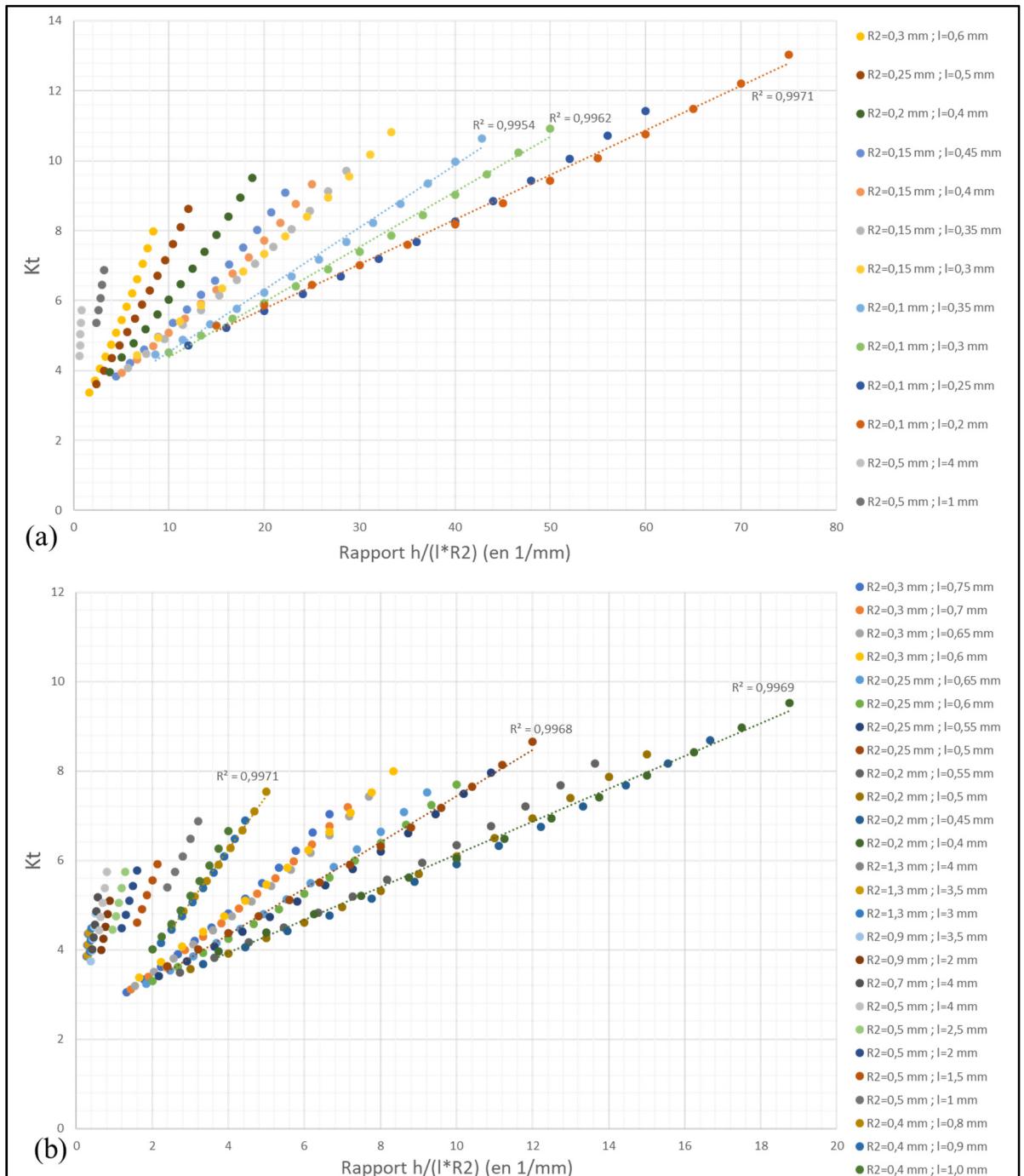


Figure 2.20 K<sub>t</sub> en fonction de  $h/(l^*R2)$  avec deux échelles différentes en (a) et (b) (bords verticaux)

### 2.3.2 Inclinaison des bords

Les simulations avec des bords inclinés ont montré que l'hypothèse qui avait été formulée plus haut à propos de la dépendance du  $K_t$  uniquement à la largeur du fond devait être réfutée, puisque comme il est visible sur le graphe de  $K_t = f(h/(l_f \cdot R_2))$  en Figure 2.21. La légende y est donnée en millimètres. Cette figure permet d'observer le comportement asymptotique du  $K_t$  pour de hautes valeurs, tandis que pour de faibles valeurs, les courbes vont en « s'évasant » lorsque le facteur  $h/(l_f \cdot R_2)$  diminue. Ceci signifie que le  $K_t$  atteindra des valeurs plus faibles, à  $h$  et  $R_2$  constants, si le caniveau est élargi dans sa partie supérieure, ce qui revient à dire que lorsque l'inclinaison des bords diminue va vers l'horizontale, le  $K_t$  diminue. Les données semblent converger vers une même asymptote, correspondant au cas où les bords sont verticaux mais avec un léger décalage d'ordonnée à l'origine cependant, et ce comportement n'est valable que pour les hautes valeurs de  $K_t$ , ce qui ne correspond pas aux valeurs géométriques retenues dans la plupart des cas observés. L'hypothèse rappelée ci-dessus ne peut donc pas être acceptée et la forme complète du défaut influence la concentration de contrainte, pas uniquement la forme et les paramètres caractéristiques du fond.

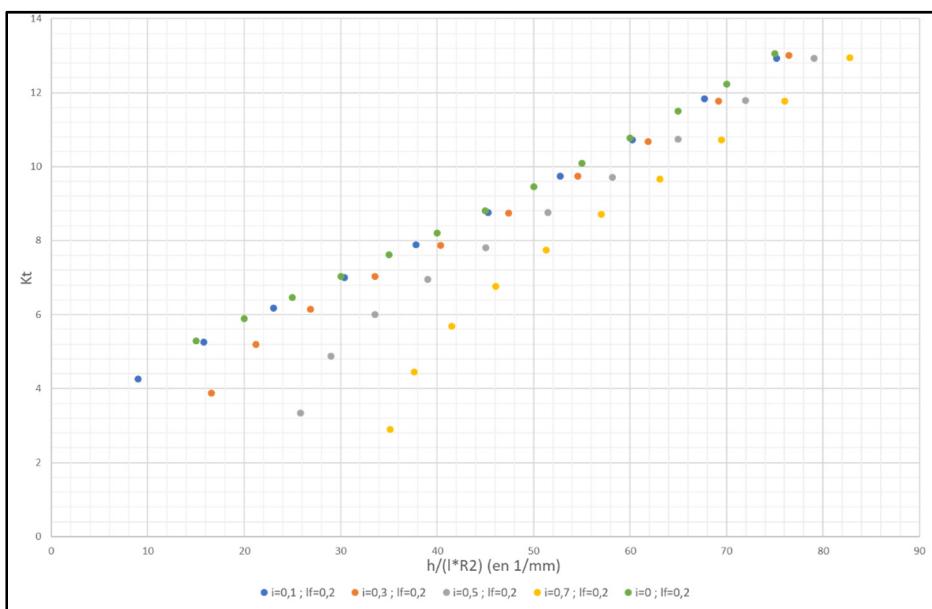


Figure 2.21 Graphe de  $K_t = f(h/(l_f \cdot R_2))$  à  $R_2 = 0,1$  mm pour différentes inclinaisons des bords du caniveau où le cas indiqué en vert avec  $i = 0$  mm et  $l_f = 0,2$  mm correspond à un cas où les bords sont verticaux avec une largeur de caniveau de 0,2 mm

Hélas, lors de sa définition, le plan de simulations pour un Kt à bords inclinés a directement pris en compte le « réajustement » dû à l'exploitation des données géométriques faites sur les joints réels, alors que pour le cas des bords verticaux, le plan de simulations a été adapté au cours des simulations. De ce fait, les triplets de paramètres R2, e et h ne correspondent pas entre les deux différents modèles, et il n'a pas été possible de faire afficher plus de graphes présentant une confrontation des variations du Kt pour chacun des deux modèles en fonction de l'inclinaison des bords.

## 2.4 Interprétations

### 2.4.1 Modèles théoriques

Comme il l'a été énoncé précédemment, il a semblé pertinent de proposer un modèle théorique de calcul du Kt en fonction de paramètres mesurés expérimentalement pour alimenter les données des simulations. Un tel modèle théorique s'inscrit dans une démarche de dimensionnement et/ou de contrôle. Il serait ainsi possible de comparer le Kt calculé en fonction de celui donné comme limite et cela permettrait probablement d'élargir la sélection des joints soudés par rapport à celle réalisée avec les normes actuelles, sans pour autant faire de compromis sur la sécurité.

Minitab a été utilisé pour proposer différents modèles théoriques, car il permet notamment de faire intervenir différentes variables et d'en calculer l'influence sur les données. Cependant, il se limite à une analyse multilinéaire, si l'objectif est de proposer un modèle à plusieurs variables. Ainsi, il faut préparer le calcul à l'avance en transformant les variables. Le manque de temps n'a hélas toutefois pas permis d'obtenir un modèle théorique pour l'ensemble des géométries étudiées, seul le cas avec des bords verticaux a pu être exploité en partie.

Le diagramme de Pareto associé à un ensemble de données permet d'observer les effets de chaque variable sur les variations d'un modèle. Plus l'effet normalisé est grand, plus la variable a un effet important sur ces variations. En revanche, si l'effet normalisé de la variable est inférieur à la valeur seuil de 1,97, alors son effet peut être considéré comme négligeable et

ladite variable peut être exclue du modèle théorique. Son analyse pour l'ensemble des données issues des simulations d'un caniveau à bords verticaux, visible en Figure 2.22, montre que la profondeur est le facteur prépondérant dans les variations du Kt. Or, dans le cadre du présent projet de recherche, il a justement été recherché le fait de fournir de plus amples précisions concernant les variations du Kt que le simple critère contrôlé par la norme, indiqué ici comme étant le facteur « B ». De ce fait, compte-tenu du résultat qu'il fournit et de la variation du Kt en fonction de la largeur du caniveau « 1 », un découpage de la courbe en trois portions a été préféré, avec  $l < 0,9 \text{ mm}$ ,  $0,9 \text{ mm} \leq l < 1,4 \text{ mm}$  et  $1,4 \text{ mm} \leq l$ , après que différents modèles aient été testés, ceci pour proposer d'autres variables avec un effet important.

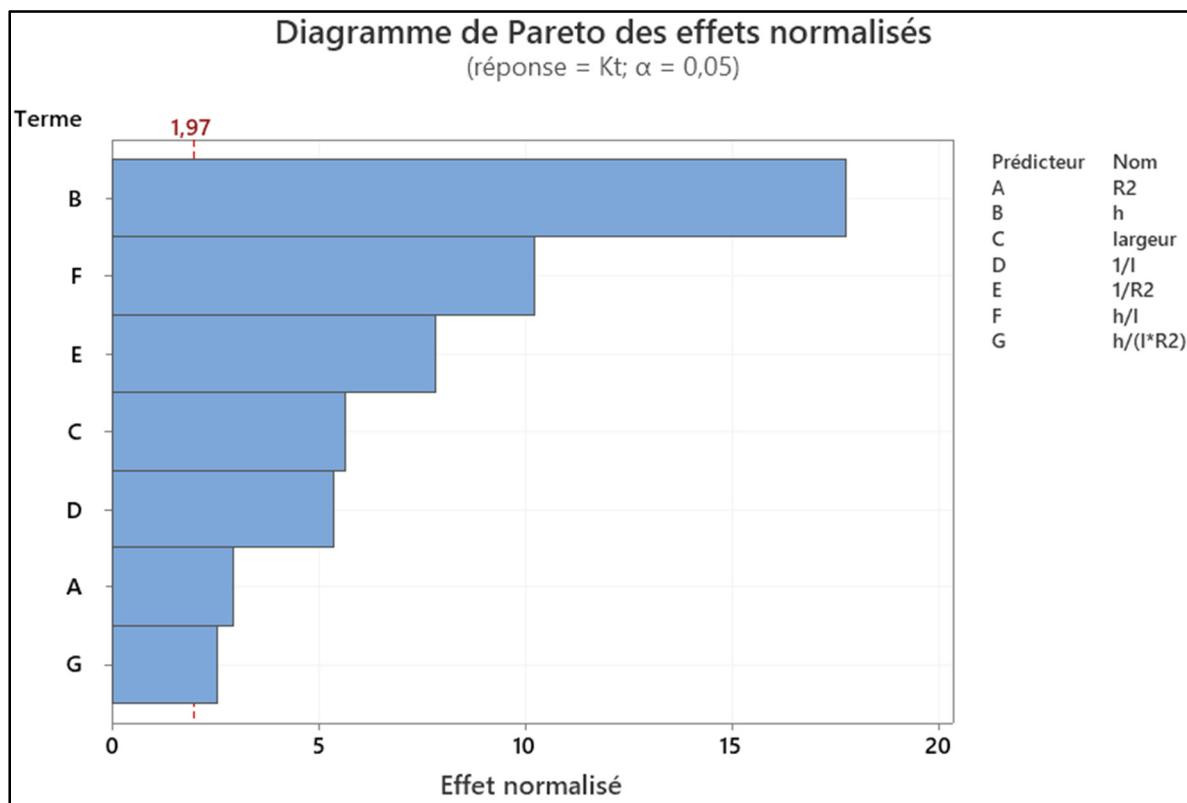


Figure 2.22 Diagramme de Pareto d'un modèle proposé mais non retenu pour l'ensemble des données issues des simulations avec un caniveau à bord vertical

Pour les caniveaux « étroits », c'est-à-dire avec une largeur inférieure à 0,9 mm, trois équations sont proposées afin de décrire les résultats. Le diagramme de Pareto de chaque équation a permis de visualiser l'influence de chaque variable sur le Kt. et celui de la première est donné en Figure 2.23. C'est ce diagramme qui a été utilisé pour proposer le second modèle théorique

du même segment, en retirant les variables dont l'effet était inférieur à 1,97, passant de 14 à 8 variables. Les variables qui ont le plus d'influence sur le Kt sont  $\frac{h}{\sqrt{l}R^2}$ ,  $h$ ,  $\frac{h}{l}$  et  $\frac{h}{lR^2}$ .

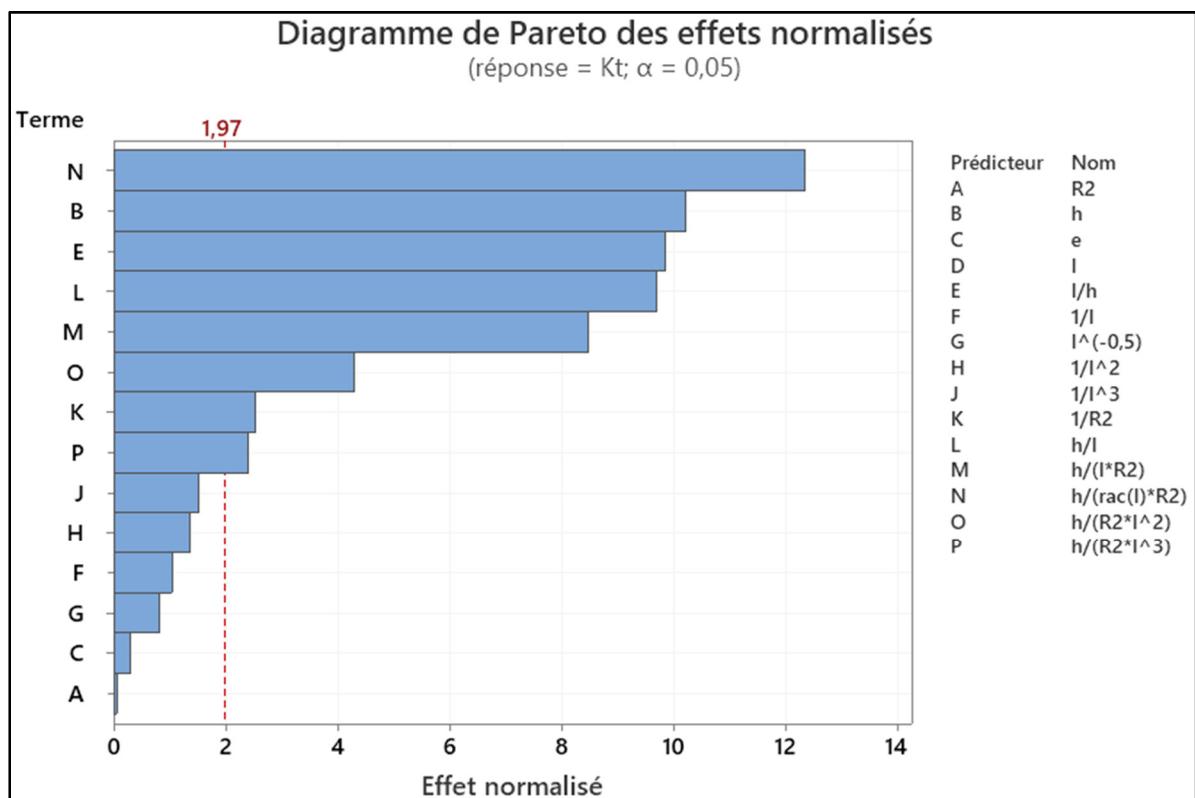


Figure 2.23 Diagramme de Pareto du premier modèle pour le segment  $l < 0,9$  mm

Les équations sont reportées dans le Tableau 2-5. Chacune n'est en fait qu'une version « allégée », en termes de variables, de la première, à l'aide du diagramme de Pareto fourni par Minitab. Une troisième équation, plus légère et construite à partir de trois variables uniquement, a été proposée dans le but de synthétiser les modèles, mais elle réduit drastiquement le coefficient de corrélation de Pearson qui chute de plus de 99% à 87% environ.

Tableau 2-5 Modèles proposés dans le cas où  $l < 0,9$  mm

Équation	$R^2$
$Kt = 26,6 - 1,1 \cdot R2 + 1,696 \cdot h - 2,65 \cdot e + 0,5064 \cdot \frac{l}{h}$ $+ \frac{30,1}{l} - \frac{51,6}{\sqrt{l}} - \frac{3,48}{l^2} + \frac{0,224}{l^3} + \frac{0,0661}{R2}$ $+ 0,9336 \cdot \frac{h}{l} - 1,002 \cdot \frac{h}{l \cdot R2} + 1,263 \cdot \frac{h}{R2 \cdot \sqrt{l}}$ $+ 0,1212 \cdot \frac{h}{l^2 \cdot R2} - 0,00665 \cdot \frac{h}{l^3 \cdot R2}$	(2-8) 99,55%
$Kt = 0,957 + 0,754 \cdot h + 0,2674 \cdot \frac{l}{h} + \frac{0,1743}{R2} + 1,6503 \cdot \frac{h}{l}$ $- 0,7751 \cdot \frac{h}{l \cdot R2} + 0,9184 \cdot \frac{h}{R2 \cdot \sqrt{l}}$ $+ 0,0893 \cdot \frac{h}{l^2 \cdot R2} - 0,00507 \cdot \frac{h}{l^3 \cdot R2}$	(2-9) 99,23%
$Kt = 4,961 - \frac{0,3133}{R2} + 0,227 \cdot \frac{h}{l} + 0,3305 \cdot \frac{h}{R2 \cdot \sqrt{l}}$	(2-10) 86,96%

Des trois équations, la première a semblé être la plus intéressante, parce qu'elle fournit le meilleur coefficient de détermination, et parce que les Kt fournis par cette équation sont majorés par rapport à ceux issus des données des simulations, ce qui mène à une analyse sécuritaire car surestimant le Kt simulé. Ceci implique que cette équation minimise les écarts d'une part avec les données, avec le  $R^2$  le plus élevé, tout en ayant une valeur de Kt qui ne soit pas sous-estimée par rapport aux valeurs obtenues lors des simulations d'autre part, contrairement aux deux autres.

Les caniveaux les plus larges, c'est-à-dire avec une largeur l supérieure ou égale à 1,4 mm sont les plus simples, puisque selon les observations données plus haut la largeur du caniveau a peu d'influence sur le coefficient de concentration de contrainte. Ce phénomène est détaillé dans la partie 2.4.2. Le modèle de calcul utilise la même méthode que pour les caniveaux « étroits » et est proposé à l'équation (2-11).

$$\begin{aligned}
 Kt = & -0,12 - 0,521.R2 + 2,635.h + 0,104.e - 0,010.\frac{l}{h} + \frac{0,28}{l} \\
 & + \frac{0,5681}{R2} + 0,94\frac{h}{l} - 0,1044\frac{h}{l.R2}
 \end{aligned} \quad (2-11)$$

Cette équation fournit une très bonne description des résultats avec un  $R^2 = 99,45\%$ . Cependant, l'application de cette équation aux données géométriques utilisées pour les simulations montre que pour certaines valeurs, le  $Kt$  calculé se trouve être inférieur au  $Kt$  obtenu lors des simulations. De ce fait, dans le cadre d'un dimensionnement sécuritaire, il peut être préférable d'ajuster le modèle avec un coefficient multiplicateur en prenant le plus grand rapport  $Kt_{\text{simulation}}/Kt_{\text{modèle}}$ . Un tel coefficient est alors égal à 1,058. Le coefficient de détermination de l'équation réhaussée de 1,058 passe alors à 93,45%. La Figure 2.24 donne la différence entre les deux approches et données obtenues des simulations. Ce graphe permet d'apprécier la cohérence des résultats et la proximité de ceux-ci avec ceux obtenus des simulations. Les données issues des simulations sont indiquées par des carrés, et sont repérées dans la légende par la valeur de leur rayon de fond de caniveau  $R2$  suivi de « sim ». Viennent ensuite les points calculés à partir du modèle théorique avec des triangles, indiqués avec « mod », et enfin les ceux réhaussés de 1,058, mis en valeur avec des cercles et légendés par « mod\*1,058 ».

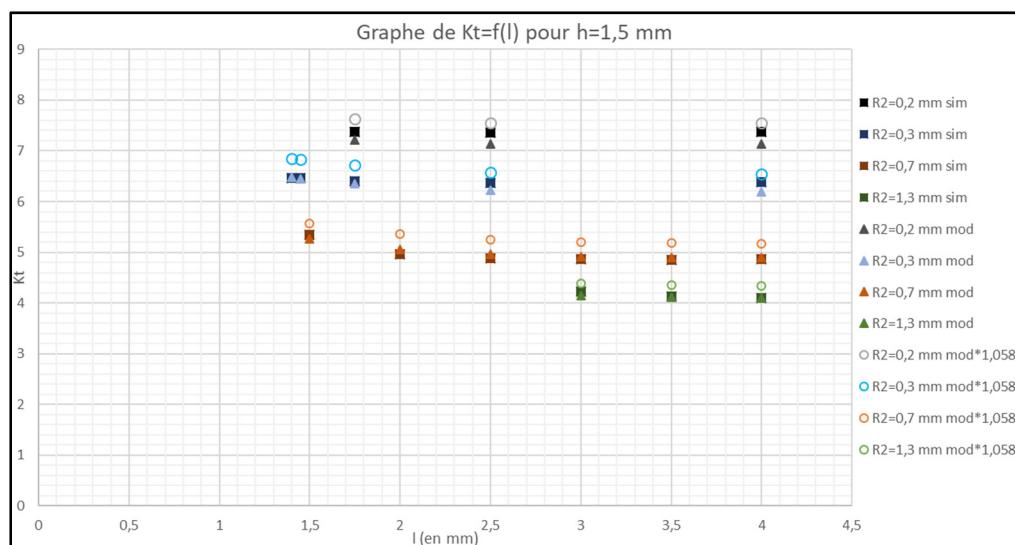


Figure 2.24 Graphe de  $Kt = f(l)$  pour  $h = 1,5$  mm où pour plus de clarté seule une partie suffisamment représentative des données a été affichée

Cette même méthode doit ensuite être répété pour la partie « transitoire », pour laquelle la largeur du caniveau est comprise entre 0,9 et 1,4 mm, mais cela n'a pu être traité dans le cadre de ce mémoire.

De la même façon, cette même méthode devra être aussi appliquée, avec quatre variables et non plus uniquement trois, pour le calcul du Kt dans le cas où les bords sont inclinés. Avec l'inclinaison des bords, un quatrième paramètre est venu s'ajouter à l'ensemble de ceux qui avaient été observés précédemment ce qui a ainsi complexifié certains comportements qui n'ont pas pu être tous clarifiés, mais la diminution du Kt avec l'augmentation de l'ouverture, et donc de l'inclinaison des bords, peut être remarquée. Compte tenu du graphe du Kt donné en Figure 2.21 de la partie § 2.3.2, où sont superposés les cas de différentes inclinaisons, à rayon de courbure et largeur de fond constants, il pourrait être intéressant d'observer les variations du Kt sous l'effet de l'ouverture totale du caniveau, puisque plus l'inclinaison des bords est prononcée moins le comportement en fonction de la largeur du fond a tendance à courber la courbe au niveau du Kt minimal. Pour rappel, l'attention était focalisée sur la largeur du fond du caniveau puisqu'il avait été supposé que la largeur totale n'influençait pas le Kt.

#### 2.4.2 Effets remarquables

Au cours de cet ensemble de simulations, différents effets présentent un intérêt suffisant pour mériter d'être relevés ici.

Le premier concerne la variation du rayon R1, situé en haut du caniveau. La variation du rayon R1 n'apporte aucun changement radical au calcul du Kt, à voir en Figure 2.7. Ceci s'explique par le fait que ce rayon de courbure est situé dans une zone qui n'est pas contrainte. Dans le cas de caniveaux aux bords droits, la forme du caniveau n'a aucune influence sur le calcul du Kt et seuls la « largeur du fond », les rayons de courbure ainsi que la profondeur influencent le coefficient de concentration de contrainte. Cette hypothèse n'est pas validable si l'ouverture du joint augmente, puisque le Kt diminue avec l'augmentation de l'ouverture du haut du caniveau.

Le second effet intéressant concerne l'asymptote horizontale qu'approche les courbes de  $K_t = f(l)$  pour les grandes valeurs de largeur, pour un caniveau aux parois verticales. La Figure 2.25 est décomposée en trois sous-figures qui sont des cartes du  $K_t$  autour du caniveau pour trois valeurs différentes de largeur : 1,9, 0,9 et 0,7 mm. La figure permet d'observer la superposition des champs en sous-figures (a) et (b), due à la concentration de contrainte dans les deux rayons de courbure, mais la valeur du  $K_t$  diminue progressivement lorsque le caniveau est élargi, au point où les deux champs ne soient plus du tout superposés passée une largeur seuil, avec la sous-figure (c). La largeur seuil semble dépendre de l'ensemble des paramètres géométriques, incluant  $h$  et  $R_2$ . Malgré la richesse, en nombre, des géométries sollicités en essai de fatigue, cet effet n'a néanmoins pas pu être constaté puisque la forme des caniveaux ne permettait pas de couvrir des largeurs de « fond » suffisamment grandes.

Différents points remarquables, permettant d'expliquer et mieux comprendre les interactions entre les nombreux paramètres dont dépendent le  $K_t$ , ont été soulevés. Ces effets ont permis de guider le choix des paramètres à prévoir afin de proposer des équations de calcul du  $K_t$  en fonction des paramètres mesurés. Ces modèles théoriques de calcul sont toutefois adaptables, en fonction d'exigences relatives à leur application dans l'industrie, et différentes pistes de réflexions seront abordées plus en détails dans le CHAPITRE 4.

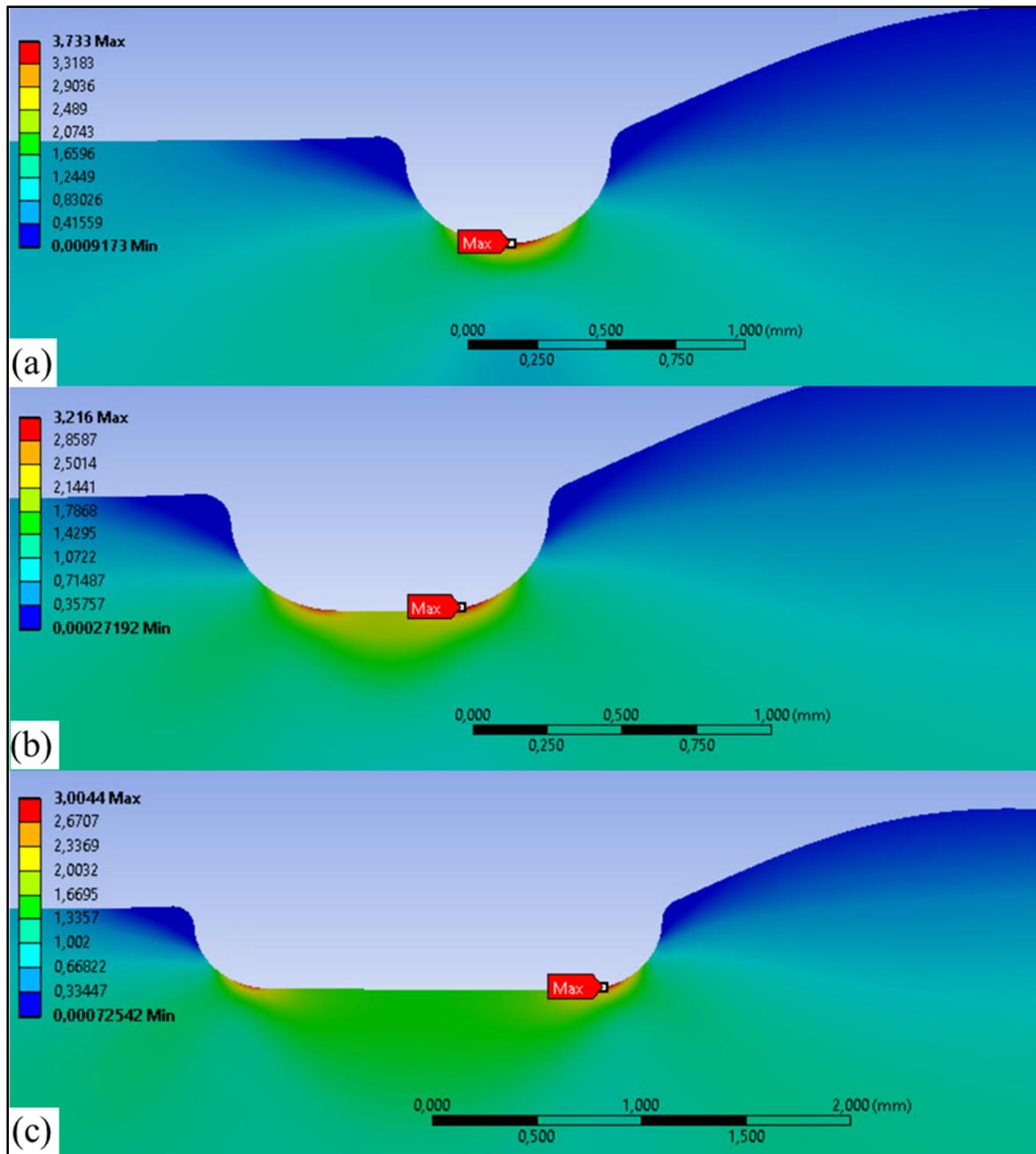


Figure 2.25 Variation de Kt pour différentes largeurs avec  $R2 = 0,3$  mm et  $h = 0,4$  mm (bords verticaux) les valeurs de largeur sont de 1,9 mm pour (a) de 0,9 mm pour (b) et de 0,7 mm pour (c)

## **CHAPITRE 3**

### **ESSAIS DE FATIGUE**

#### **3.1 Mise en contexte**

A la suite du travail de modélisation cherchant à calculer le coefficient de concentration de contrainte au niveau du caniveau, des essais de fatigue ont été menés afin de comparer la performance en fatigue de joints soudés, en fonction de la sévérité des défauts qualifiée à partir de leurs caractéristiques. En confrontant les lieux d'amorçage avec les lieux de concentration de contrainte, il sera possible d'établir les facteurs influençant la durée de vie.

#### **3.2 Méthodologie**

L'exploitation des données dont il a été fait état dans la partie § 2.2.4 a permis notamment de sélectionner des portions de joints soudés dans chaque plaque où le profil du caniveau était assez régulier, pour réaliser vingt-trois éprouvettes. En complément, et afin d'observer l'effet de l'irrégularité du défaut, six éprouvettes ont été prélevées là où des irrégularités géométriques étaient observées. La répartition du total des vingt-neuf éprouvettes dans les plaques est donnée dans le Tableau 3-1.

Tableau 3-1 Nombre d'éprouvettes réalisées dans chaque plaque

0479	2 éprouvettes
0515	4 éprouvettes
0555	5 éprouvettes
0615	5 éprouvettes
0637	4 éprouvettes
0667	5 éprouvettes
0678	4 éprouvettes
Total	29 éprouvettes

Les éprouvettes ont été réalisées suivant le plan donné en Figure 3.1. La racine du joint comportait pour chaque éprouvette des protubérances, dites « gas pockets » en anglais, utilisées pour la mise en position des tôles avant soudage, leur maintien en position pendant le soudage et à maintenir une certaine concentration de gaz à la racine. Ces protubérances ont été usinées de sorte à épargner le plus possible la racine des joints soudés, puisqu'il a été courant d'y observer une pénétration excessive unifiant la zone fonduة aux protubérances. Les éprouvettes ont été numérotées en indiquant le numéro de la plaque suivi du numéro de l'éprouvette dans la plaque, ce dernier allant croissant dans le sens inverse à celui du soudage.

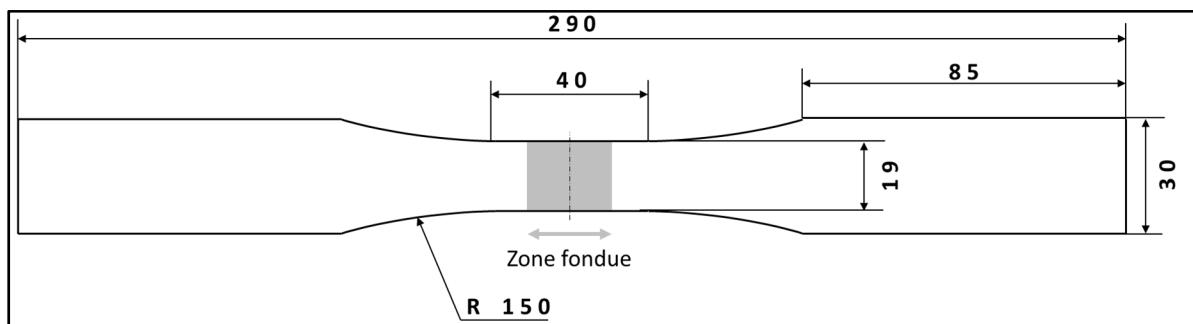


Figure 3.1 Plan des éprouvettes de fatigue suivant la norme ASTM-E466

Les deux tranches de chaque éprouvette ont été polies afin de ramener la rugosité en dessous de 500 µm, conformément aux manipulations réalisées sur les projets précédents avec Bombardier Transport.

La partie supérieure de chaque éprouvette a été scannée avec un scanner 3D Keyence VR-5000 de mesure de zone étendue, permettant d'obtenir une image en haute résolution de la partie supérieure du joint soudé ainsi qu'un nuage de points pour reconstituer un modèle du dessus de la zone fonduة.

Un scan 2D par rayons X de chaque éprouvette a aussi été réalisé, sur un scanner industriel à rayons X NIKON XT H225, afin d'imager les défauts présents au sein de chaque éprouvette.

Pour les essais de fatigue, il a été décidé de solliciter jusqu'à rupture toutes les éprouvettes à la même contrainte maximale de 90 MPa avec un rapport de charge R=0,5. Ces paramètres ont

été avancés en regard de ceux précédemment obtenus lors de projets de recherche sur le soudage laser de l'alliage AA6005-T6.

Des essais de ressuage ont été menés sur trois éprouvettes du lot au cours de la sollicitation, afin d'obtenir des informations sur la propagation de fissure, et la procédure de leur réalisation est donnée en ANNEXE III. Les résultats de ces essais ont permis d'observer l'avance de la fissure au cours de la durée de vie des échantillons et seront présentés en partie § 4.3.2.

Le tracé de la ligne de rupture a été reporté sur l'image 3D de la surface supérieure de l'échantillon avant essai, en utilisant le logiciel Polyworks. Ce logiciel permet de réaliser la correspondance de deux nuages de points en recouvrant une partie qui leur est « commune ». En scannant la pièce sous différents angles il est possible d'unifier les nuages de points obtenus, grâce aux zones scannées apparaissant sur les deux nuages. Ceci permet de reconstituer une maquette numérique de la pièce dans sa globalité mais aussi de placer la fissure dans la pièce en scannant la surface de rupture légèrement inclinée de sorte à « capter » le dessus de la zone fondu, il a ainsi été possible de faire correspondre cette zone avec le nuage de point des échantillons scannés initialement. Pour que cette manipulation soit possible, cela nécessite qu'un des nuages de point, celui qui servira de « base » à la reconstruction, soit importé comme modèle polygonal et édité comme référence. Un exemple de correspondance est donné à la Figure 3.2, où le nuage de points correspondant à l'échantillon rompu est indiqué de couleur doré, couleur donnée par Polyworks à l'élément importé comme modèle polygonal, et celui avant rupture en vert, couleur donnée par le logiciel à un nuage de points « classique », c'est-à-dire non polygonal.

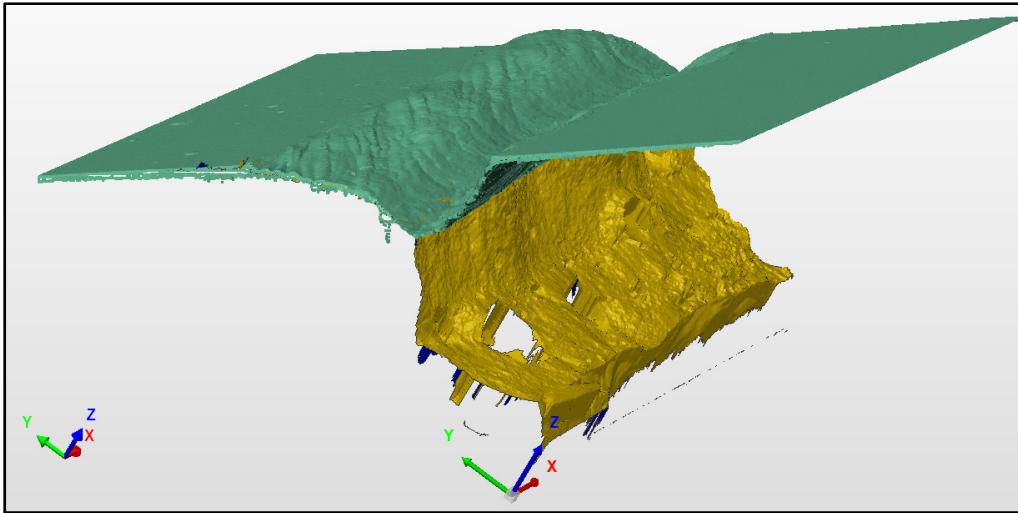


Figure 3.2 Aperçu de la correspondance entre deux nuages de points sur Polyworks pour l'échantillon 0515-1 : initial et après rupture

L'écart entre les points du nuage à ceux du modèle polygonal peut être calculé et associé à un code couleur. En associant une valeur maximale d'écart de 100 micromètres, il est possible de visualiser le tracé de la fissure par correspondance avec l'échelle des couleurs, sachant que les points du nuage dont la distance à l'élément polygonal, utilisé en référence, est supérieure à la valeur seuil sont grisés. Ceci est illustré à la Figure 3.3.

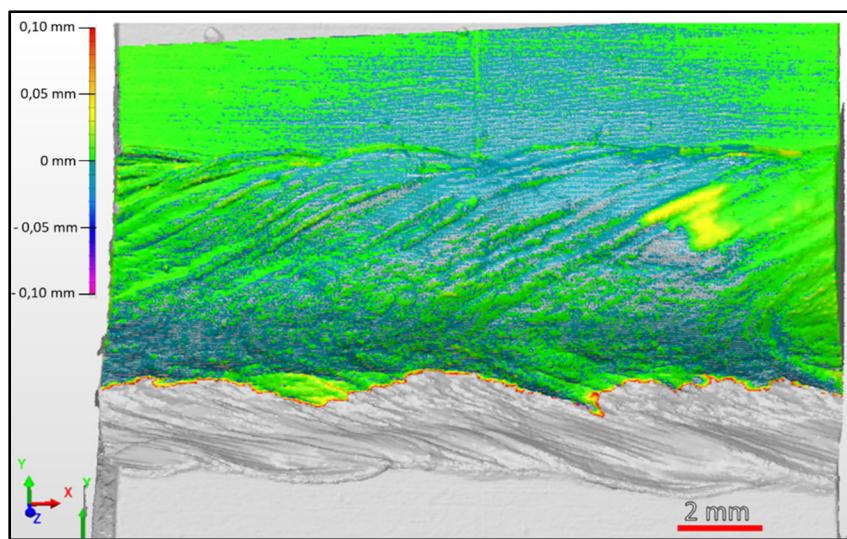


Figure 3.3 Carte de couleur limitée à des écarts inférieurs à 100 micromètres entre l'échantillon 0515-1 non rompu et le même rompu dessinant le tracé de la ligne de rupture

Le tracé de la fissure peut ensuite être réalisé, à titre indicatif, sur une image donnant la carte des couleurs d'un échantillon comparé avec une tôle de référence à partir de l'outil B-spline d'un logiciel de dessin quelconque. Pour se faire, l'image donnant l'association des nuages de points rompu et non rompu est superposée par-dessus l'image de la carte des écarts à une plaque de référence puis la ligne de rupture est repassée avec l'outil spline. La bonne superposition entre les deux images est vérifiée en utilisant l'outil de transparence des images. Ceci permet de reporter le tracé de la fissure sur l'image de la carte des écarts.

### **3.3 Déroulement des essais de fatigue et interprétations**

#### **3.3.1 Résultats généraux**

Les essais de fatigue ont montré que les ruptures amorçaient principalement toutes dans le caniveau, pour les vingt-six échantillons qui possédaient ce type de défauts. La dispersion de leur durée de vie s'étend de 152 484 à 4 871 290 cycles, avec une valeur moyenne de 895 562 cycles et un écart-type de 1 077 548 cycles. Trois échantillons ne présentaient pas de caniveau et ont rompu à la racine du joint à l'interface entre la zone fondu et le métal de base après 838 326, 1 242 952 et 1 654 383 cycles. De plus amples résultats les concernant seront parcourus au paragraphe § 4.4.2. Un échantillon, compris dans la liste des vingt-six, présentait non pas un, mais deux caniveaux, dont un quasiment invisible à l'œil nu et situé au niveau de l'interface métal de base/zone fondu de l'autre côté de la zone fondu et ne présente qu'un site d'amorçage à cet endroit, dans la partie supérieure du joint. Cet échantillon digne d'un grand intérêt sera analysé par la suite.

Il a été remarqué que sur tous les échantillons qui présentaient un caniveau, le faciès de rupture était caractérisé par une première surface rugueuse parsemée de lignes de rivières. L'autre région du faciès semble présenter une surface moins rugueuse qui correspond à la rupture brutale. Deux exemples de faciès de rupture sont donnés en Figure 3.4, où du fond du caniveau sont issues les lignes de rivières, et le changement d'état de surface entre les deux zones de propagation en fatigue et de rupture finale est indiqué avec chaque ligne en pointillés jaunes.

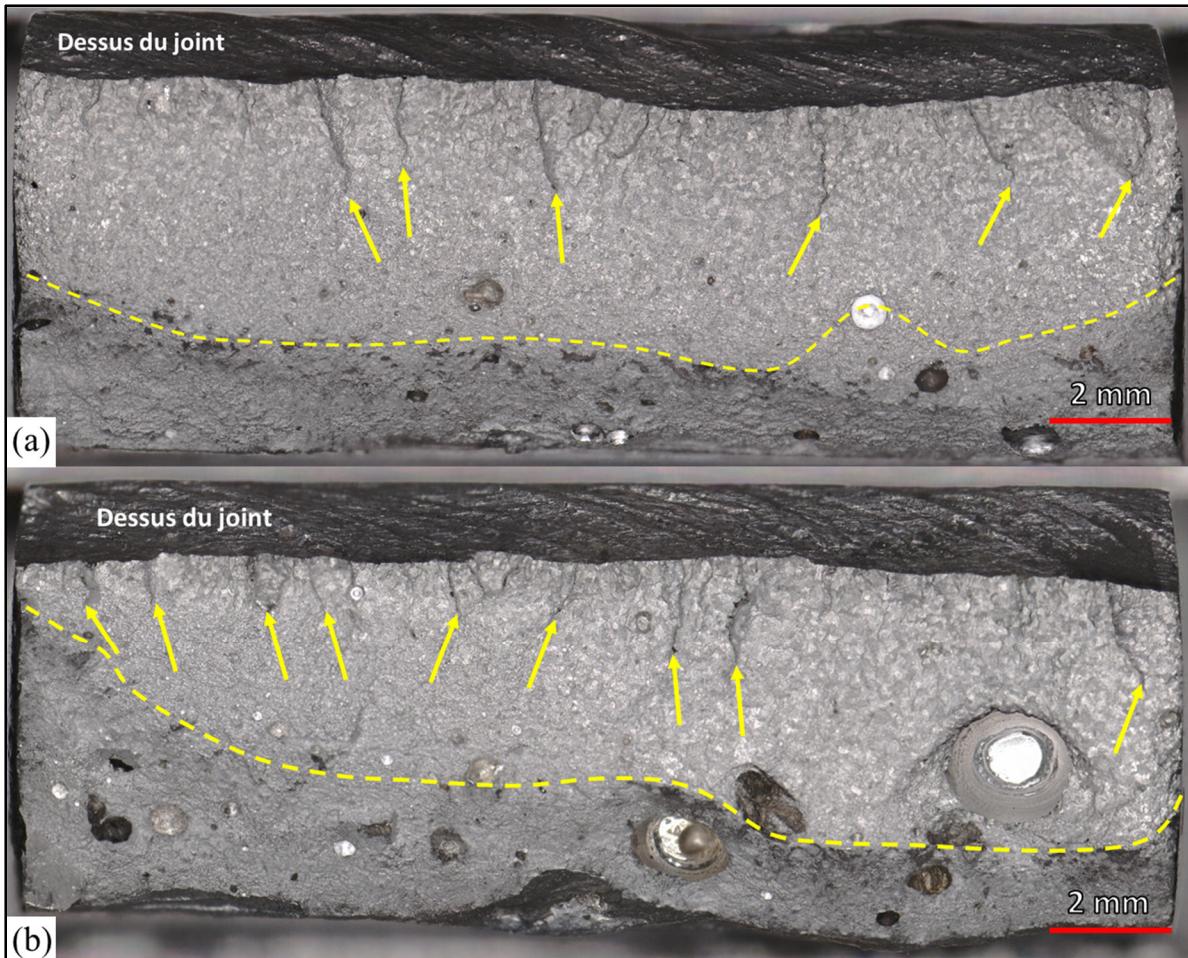


Figure 3.4 Image optique du faciès de rupture de (a) 0615-4 (rupture au bout de 288 852 cycles) et (b) 0678-1 (rupture au bout de 376 568 cycles) où les flèches indiquent les lignes de rivières

Pour chaque échantillon, les faciès de rupture ont été observés au microscope optique afin de repérer les sites d'amorçage entre les lignes de rivières. Il a été généralement remarqué que les échantillons présentaient des faciès très similaires.

La profondeur maximale du caniveau, qui est le critère réglementé par la norme DIN EN ISO 13919-2, a été tracée en fonction du nombre de cycles à la rupture en Figure 3.5. Les trois niveaux de qualité B, C et D de la norme DIN EN ISO 13919-2 y ont été ajoutés. Les échantillons qui ont connu une rupture à la racine du joint ont été repérés avec le symbole carré. Ils correspondent tous à des joints sans caniveau. Ils sont considérés comme des essais interrompus en termes de performances en fatigue du caniveau. De plus amples observations

concernant ces points seront faites au paragraphe § 4.4.2. Ce graphe montre que plus la profondeur maximale du caniveau augmente, plus la durée de vie en fatigue diminue.

Un point intéressant ici est qu'il y a des points avec la même profondeur maximale et différentes durées de vie ou inversement. De ce fait, les données ont été analysées par groupes afin de comparer les facteurs qui pouvaient influencer la durée de vie de chaque échantillon. Ces groupes ont été repérés et référencés par des chiffres romains à la Figure 3.5. Les groupes ont été définis en comparant les échantillons qui avaient des durées de vies proches mais des profondeurs différentes, pour le groupe I où la dispersion de profondeur atteint 1 mm soit 60% de variation, ou en comparant des échantillons ayant des profondeurs voisines mais des durées de vie différentes, pour les groupes II, III, IV et V. En ANNEXE IV est donné un tableau récapitulatif des données relatives à chaque échantillon, comprenant la durée de vie, la profondeur maximale, etc.

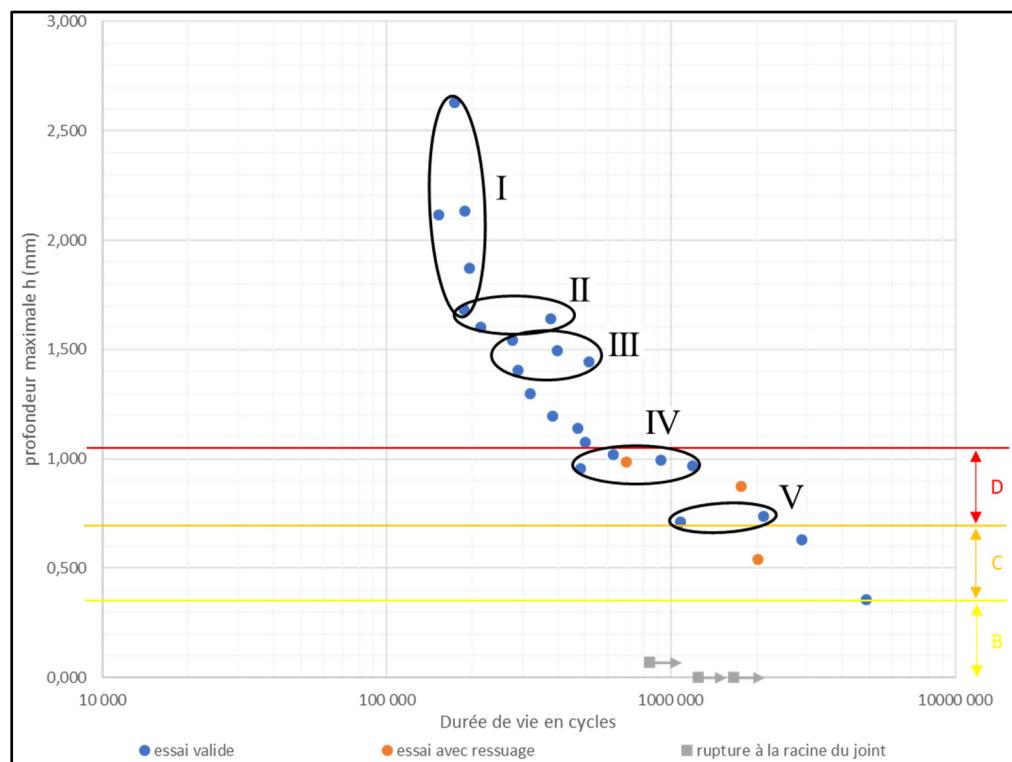


Figure 3.5 Graphe donnant la profondeur maximale de chaque échantillon en fonction de son nombre de cycles à la rupture avec l'ensemble de groupes pour la comparaison des différences/similitudes de durée de vie

### 3.3.2 Analyse de l'aspect de certains échantillons

L'attention s'est d'abord tournée vers l'ensemble d'échantillons repéré en I, et particulièrement sur les deux ayant les plus grandes profondeurs, de 2,6 et 2,1 mm. Leur aspect géométrique est tel qu'ils ressemblent plutôt à des effondrements : l'étude des schémas présentés dans la norme DIN EN ISO 13919-2 laisse penser qu'un caniveau est un défaut d'effondrement en partie supérieure de la zone fondues seulement sur une partie de sa largeur du cordon. Néanmoins, il est clair qu'il réside dans la norme une certaine ambiguïté quant au contrôle de portions de joint présentant un défaut pouvant être interprété comme un caniveau ou comme un effondrement. Dans le cas des échantillons discutés ici, l'effondrement est présent sur une grande partie de la largeur du cordon et sur tout ou partie de la largeur de l'échantillon. Il a donc été pris la décision de les considérer comme avec un effondrement, de les retirer du graphe donnant la profondeur maximale en fonction du nombre de cycles à la rupture et de ne pas les étudier en tant qu'échantillons avec un caniveau, afin de ne conserver uniquement que des résultats pour lesquels les défauts sont classés dans la même catégorie. Un échantillon qui présente un effondrement aura une durée de vie plus élevée qu'un échantillon présentant un caniveau, à une même profondeur maximale, puisque le rayon de courbure du fond est plus élevé. Un aperçu 3D de ces deux échantillons est donné en Figure 3.6 : il est possible de remarquer l'absence de surépaisseur de la zone fondues sur une partie de la largeur de l'échantillon et cela ne correspond donc pas au schéma donné dans la norme.

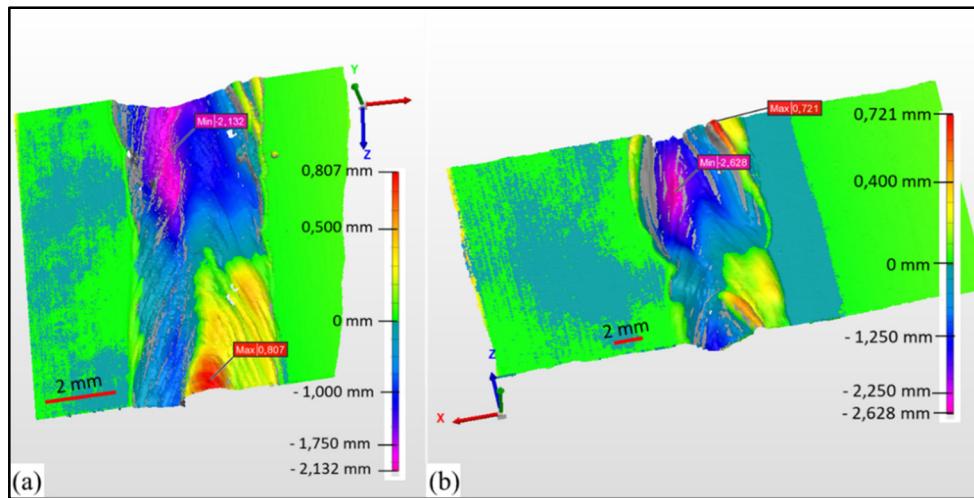


Figure 3.6 Aspect des cordons de soudure des échantillons ayant les plus grandes profondeurs (a) 0555-4 (rupture après 188 829 cycles) et (b) 0615-1 (rupture après 173 812 cycles)

Pour ce qui concerne le reste des échantillons du groupe I, il semble qu'ils ne présentent pas de spécificités particulières une fois les deux échantillons 0555-4 et 0615-1 considérés comme effondrements. En observant le reste du nuage de points des données de la Figure 3.5, les échantillons ayant les profondeurs les plus faibles du groupe I ont semblé cohérents avec ledit nuage, en imaginant une droite de régression dans le diagramme semi-log liant la profondeur avec la durée de vie. Néanmoins, son intérêt étant discutable, cette droite n'a pas été tracée sur les diagrammes donnés plus hauts. Il a été fait le choix de considérer les échantillons restants dans le groupe I comme des références, c'est-à-dire comme ayant la durée de vie la plus probable en regard de leur aspect et de leurs caractéristiques géométriques.

### 3.3.3 Analyse des grandeurs caractéristiques de la profondeur du caniveau

Pour réaliser cette l'analyse des échantillons des groupes II et III, comme pour l'analyse du groupe I précédemment, certains échantillons ont été pris comme des « références », plutôt cohérents avec le reste du nuage de points, et la question s'est posée de savoir pourquoi certains avait une durée de vie plus longue. Ces échantillons sont, pour les deux groupes, 0678-1 (rupture au bout de 376 568 cycles) pour le groupe II, et 0555-1 (rupture au bout de 514 657 cycles) et 0637-1 (rupture au bout de 398 489 cycles) pour le groupe III. L'allure du premier

est donnée en Figure 3.7. Cette figure donne de nombreuses informations : tout d'abord, sur la carte des écarts donnée en (a) est encadrée en rouge une zone pour laquelle la profondeur de l'échantillon n'est pas supérieure à plus de 1,25 mm. L'ensemble de coupes repérées sur la carte des écarts et tracées en (b) doit permettre de s'en apercevoir aussi. La ligne de rupture n'est pas représentée ici pour ne pas surcharger la figure. Cette figure montre que cet échantillon possède une profondeur maximale de 1,63 mm, qui est 30% plus grande que la profondeur de 1,25 mm, atteinte dans la zone entourée en rouge. De ce fait, ce mode de fonctionnement a fait ressortir le besoin de comparer d'autres facteurs, plus précis, et caractérisant mieux la profondeur du caniveau pour chaque échantillon, à savoir la profondeur moyenne, l'écart-type, et les profondeurs minimales et maximales.

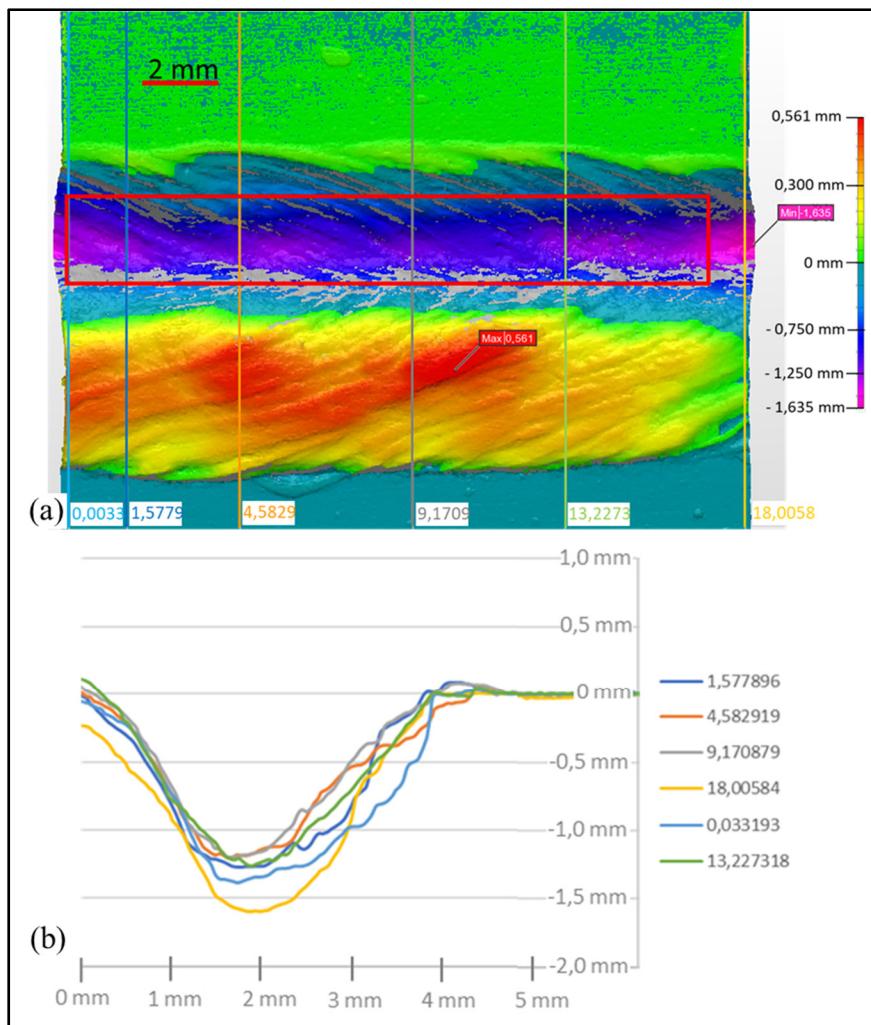


Figure 3.7 Échantillon 0678-1 (a) carte des écarts et (b) coupes

Les données de fatigue ont donc été organisées en fonction différentes caractéristiques de la profondeur de chaque échantillon, comme décrit précédemment et la Figure 3.8 montre ces informations. L'écart-type représente la « régularité » de la profondeur des défauts, puisque plus l'écart-type est faible, plus le caniveau a une profondeur variant avec une faible amplitude. Sont aussi indiqués en rouge les écarts maxima dans la section utilisée pour calculer ces données, ainsi que la profondeur maximale de chaque échantillon avec les points gris. Cette figure permet de relever les échantillons possédant de grandes variations de profondeur, par observation des écarts-types mais aussi de des écarts entre la profondeur moyenne et les profondeurs maximale et minimale. Elle met aussi en valeur l'échantillon 0678-1 du groupe II, rompu après 376 568 cycles et avec un caniveau d'une profondeur maximale de 1,64 mm, puisqu'il possède un écart à la profondeur moyenne très important, avec 0,38 mm. Cette figure montre aussi que l'échantillon 0555-1, du groupe III, rompu après 514 657 cycles et avec une profondeur maximale de 1,442 mm, possède un très grand écart-type, synonyme de grandes variations de sa profondeur. Ces deux échantillons seront analysés par la suite dans le développement de ce paragraphe. A noter qu'un des échantillons du groupe III n'apparaît pas sur ce graphe pour une raison qui sera elle aussi développée par la suite.

Le calcul de ces données a été effectué à partir d'une coupe au fond du caniveau suivant l'axe du joint et l'ensemble des données est reporté dans un tableau récapitulatif présenté en ANNEXE V. Les caniveaux n'étant pas parfaitement rectilignes, il est normal qu'une section dans l'axe du joint ne passe pas forcément par tous les points correspondants à des minima locaux, ainsi, pour certaines coupes, le point de profondeur maximale ne correspond pas parfaitement à l'extrémité de la ligne rouge de l'écart-type.

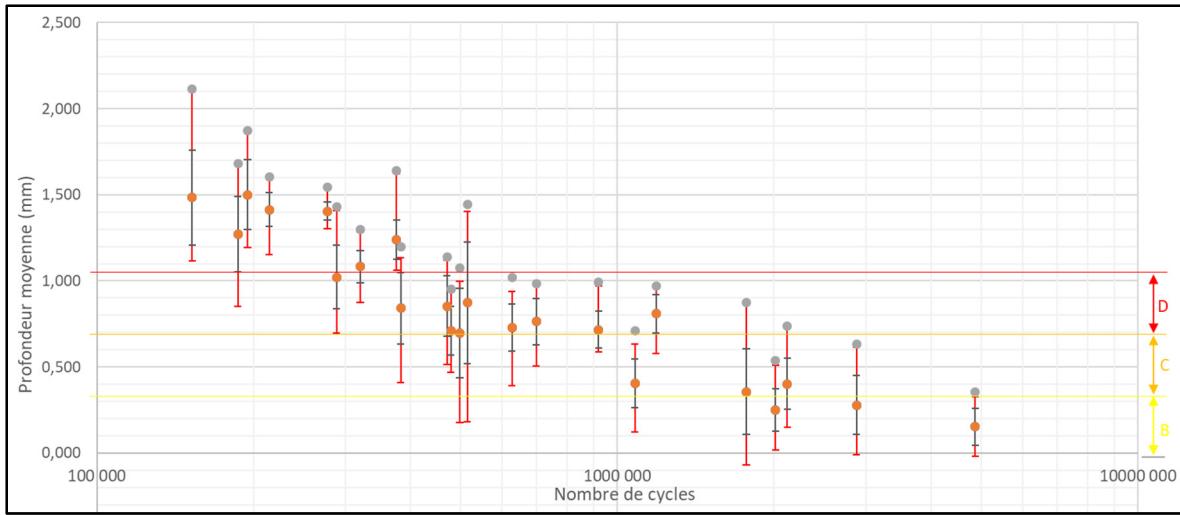


Figure 3.8 Graphe des profondeurs moyenne (en orange) et maximale (en gris) en fonction du nombre de cycles avec tous les échantillons comportant un caniveau seulement

Ainsi, pour le groupe II, qui ne contient que trois échantillons, l'explication proposée est que l'échantillon 0678-1 pourrait se comporter comme un échantillon possédant une profondeur égale à sa profondeur moyenne, égale à 1,24 mm, notamment parce que la profondeur maximale est atteinte au niveau d'un bord de l'échantillon. Il peut être fait l'hypothèse qu'à ce niveau, l'hypothèse des contraintes planes doive être utilisée, l'énergie issue de la concentration de contrainte se trouve alors diffusée dans un plus grand volume qu'au niveau du centre de l'échantillon. Le Kt résultant donc de cette concentration de contrainte se trouverait donc diminué par rapport au Kt calculé au centre de l'échantillon.

Lors de l'analyse du groupe III, un échantillon a paru singulier et a été retiré des échantillons analysés, comme il l'a été signalé plus tôt. Il s'agit de l'échantillon 0637-1, ayant rompu après 398 489 cycles et ayant une profondeur maximale de 1,5 mm environ. Son aspect est aussi présenté en Figure 3.9, où il est possible de remarquer que la surépaisseur de la zone fondu, représentée avec des couleurs chaudes, n'est pas présente sur la majorité de la largeur du joint et ce sur la majorité de la largeur de l'échantillon. Cela correspond donc plutôt à un effondrement qu'à un caniveau et explique sa mise en retrait de l'analyse, puisque qu'à profondeur maximale égale, un échantillon présentant un effondrement plutôt qu'un caniveau aura une durée de vie plus longue.

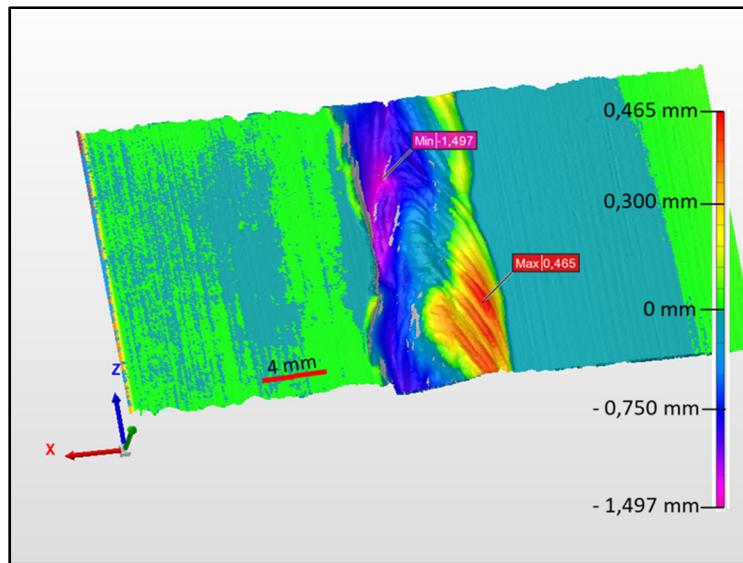


Figure 3.9 Aspect du cordon de l'échantillon 0637-1

Pour le groupe III, comme pour les groupes précédents, deux échantillons ont été pris en référence de comportement, il s'agit de 0678-2 (rupture après 277 360 cycles) et 0615-4 (rupture après 288 852 cycles). Ces échantillons présentaient un écart-type assez bas et peu de variations de profondeur. Un aspect du premier est donné en Figure 3.10, où il est possible d'observer un caniveau avec une profondeur quasi-constante, par observation de la carte des couleurs en (a) qui donne une couleur de fond très homogène, ainsi qu'en observant les profondeurs maximales des coupes données en sous-figure (b).

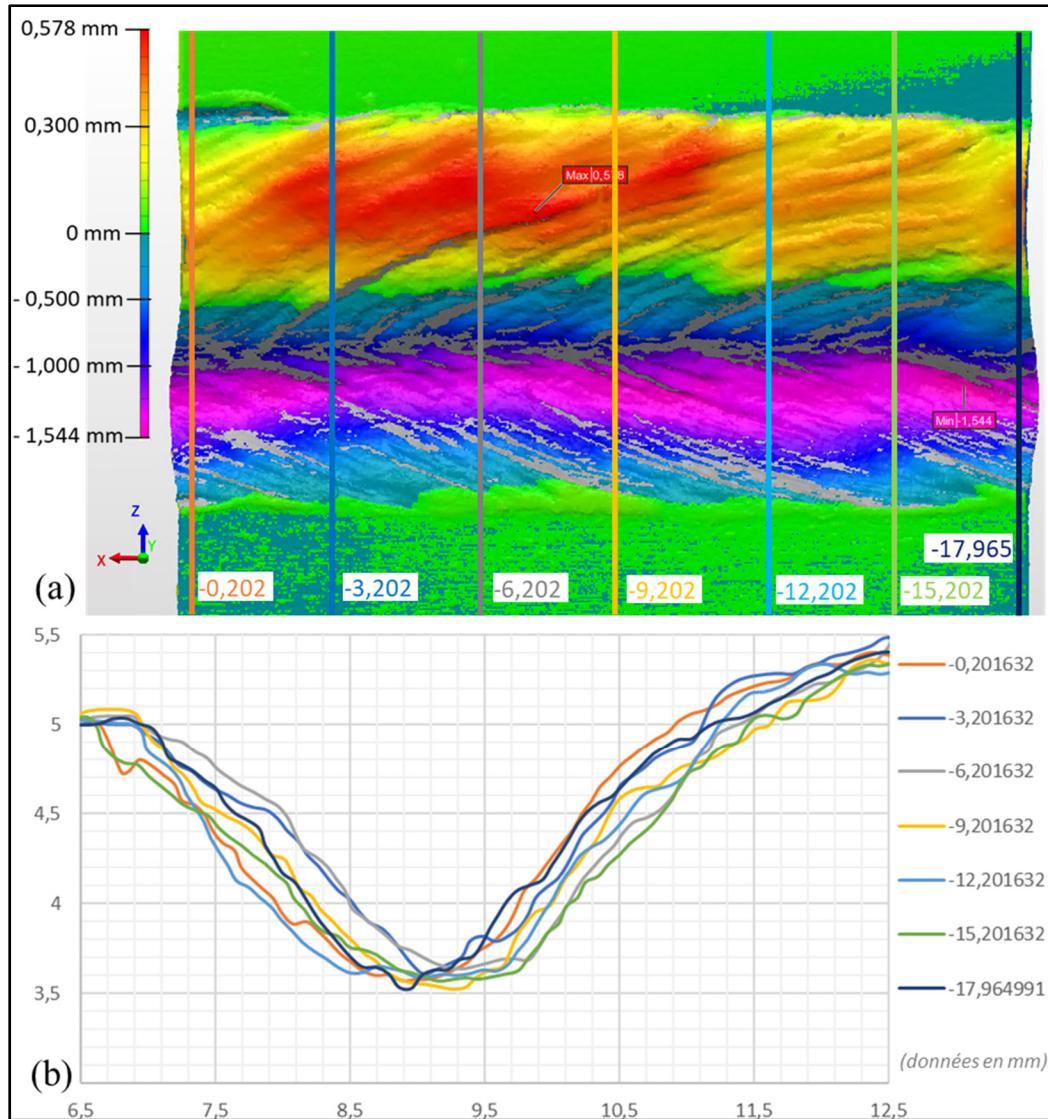


Figure 3.10 (a) Carte de couleur des écarts sur Polyworks de l'échantillon 0678-2 (b) coupes dans l'axe du chargement

Le dernier échantillon de ce groupe, 0555-1 est celui qui présente le plus grand écart-type de profondeur, et ses profondeurs maximale et minimale sont les plus éloignées de la profondeur moyenne d'après le tableau donné en ANNEXE V. Cela indique que cet échantillon présente une profondeur qui est fortement irrégulière et qui subit de très grandes variations. Or, elles améliorent le comportement en fatigue de l'échantillon et il ne peut ainsi pas être comparé au comportement d'un échantillon « régulier », c'est-à-dire possédant un écart-type et des écarts à la profondeur moyenne faibles. Cet échantillon est présenté en Figure 3.11, qui permet

d'observer, par l'intermédiaire des coupes ainsi que de la carte des écarts, le fait que cet échantillon ait une profondeur très irrégulière.

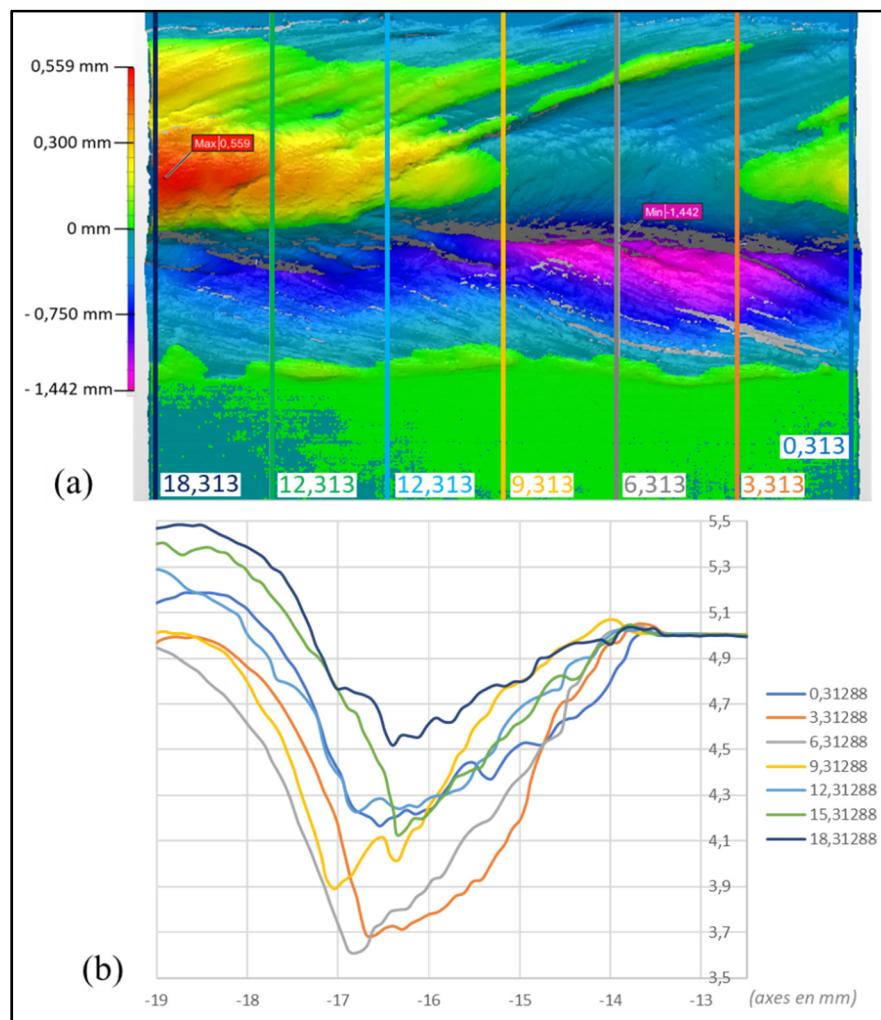


Figure 3.11 (a) Carte des écarts de 0555-1 sur laquelle ont été reportées les coupes données en (b)

Néanmoins, le graphe donné en Figure 3.8 ne permet pas de conclure quant aux effets induits par les profondeurs moyenne ou maximale ou par la variation de la profondeur sur la durée de vie pour les groupes IV et V. Il est en effet possible d'observer dans ces groupes des profondeurs maximales différentes ainsi que des variations de profondeur d'amplitude diverses, représentées par les écart-types, alors que certaines durées de vie sont très proches, ou inversement, avec une profondeur moyenne très proche, mais des variations de profondeur différentes et des durées de vie différentes. De ce fait, afin d'expliquer la rupture prématurée

de certains échantillons par rapport à d'autres, il a été nécessaire de se pencher sur d'autres facteurs pouvant influencer la rupture.

### 3.3.4 Effet de l'ondulation

Les échantillons du groupe IV ont mis en évidence l'influence d'un paramètre non considéré jusqu'alors : l'ondulation de la surface au fond du caniveau. C'est un paramètre qui se développe dans les deux directions : parallèle à l'axe du joint et perpendiculaire. Le relief qui la caractérise provient de la solidification du joint après que la tête laser ait effectué un mouvement de rotation combiné à son mouvement d'avance, ce qui crée des sortes de « vaguelettes » qui subsistent après solidification. Elle induit donc aussi des rayons de courbure très serrés dans l'axe du joint et dans l'axe du chargement, et il en résulte ainsi une concentration de contrainte intense due au « relief » du joint, au niveau de ces rayons de courbure.

Pour la caractériser, il semble important de proposer quelques notions d'échelles : elle correspond à une échelle intermédiaire entre la forme du défaut et sa rugosité et n'est pas qualifiée par l'écart-type de la profondeur. Elle serait donc le résultat de variations géométriques d'une amplitude allant de 5 voire 10 micromètres à 100 micromètres au maximum, tandis que pour des variations d'une amplitude supérieure à 100 micromètres, il serait plutôt permis de qualifier ceci comme faisant partie de la forme du caniveau. L'amplitude de variation n'est pas le seul facteur à considérer pour caractériser sa sévérité puisque la fréquence spatiale est un facteur important : à amplitude constante, une « haute » fréquence implique des rayons de courbures serrés. A titre d'exemple, la Figure 3.12 représente une coupe prise sur l'échantillon 0678-2 pour laquelle deux rayons de courbure sont mis en évidence : celui lié à la forme du caniveau, avec une valeur de 685 micromètres, et celui lié à l'ondulation de la surface du caniveau, beaucoup plus serré, de 75 micromètres.

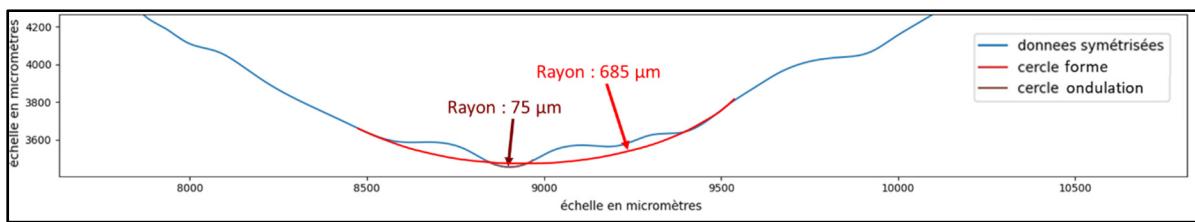


Figure 3.12 Coupe du fond du caniveau de l'échantillon 0678-2 représentant les deux rayons de courbures

Pour le groupe IV, les échantillons pris comme des « références » en termes de performances en fatigue sont 0637-4 (rupture à 627 533 cycles), 0515-4 (698 121 cycles) et 0637-3 (920 603 cycles). La comparaison de chacun des échantillons a été effectué avec l'échantillon 0637-3 et une différence d'ondulation est observable entre celui-ci et 0615-3 (478 834 cycles) et malgré une profondeur maximale plus faible pour le premier (0,995 et 0,954 mm respectivement). Le profil donné en (a) de la Figure 3.13 met en évidence le fait que le premier échantillon possède une ondulation, dans l'axe du caniveau, plus forte que le second, puisque les reliefs sont plus marqués et les variations de profondeurs sont plus brusques que pour le second. Les aspects des échantillons en sous-figures (b) et (c) permettent de visualiser un état de surface plus lisse pour l'échantillon 0637-3 que pour l'échantillon 0615-3. L'ondulation est plus prononcée sur 0615-3 induit des rayons de courbure très serrés suivant l'axe du caniveau.

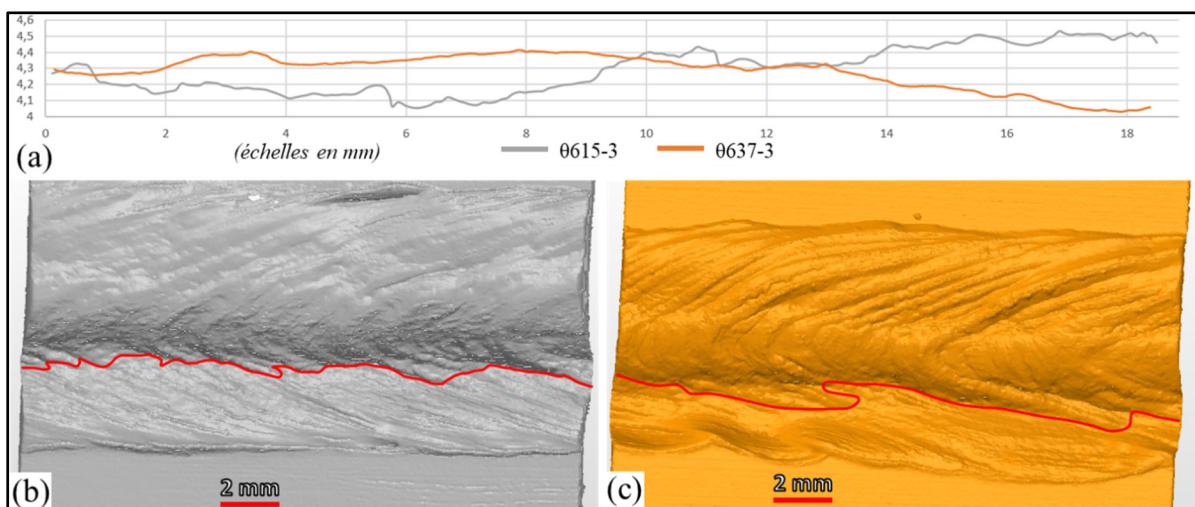


Figure 3.13 (a) Comparaison des profils de fond de caniveau des deux échantillons 0615-3 et 0637-3 et en (b) et (c) rendus 3D de la surface supérieure du cordon de soudure des échantillons

En comparant les faciès de rupture, la ligne de rupture, ainsi que l'emplacement de la ligne sur les profils de deux échantillons, θ678-2, du groupe III avec rupture au bout de 277 360 cycles, et θ615-3, du groupe IV et ayant rompu après 478 834 cycles, sur les Figure 3.15 et Figure 3.16, il semble clair que l'ondulation joue en effet un rôle prépondérant dans l'apparition de sites d'amorçages. Les faciès de rupture montrent une multitude de sites d'amorçages, repérés avec la présence de nombreuses lignes de rivières. Ces sites se situent tous au niveau de rayons de courbure très serrés induits par l'ondulation de la surface, en comparant avec la carte des écarts données en-dessous, et il peut aussi être remarqué sur cette carte que le tracé des fissures suit les rayons de courbure les plus serrés au fond du caniveau. En observant le tracé de la ligne de rupture, il est clair que le passage de la fissure se fait au niveau des rayons de courbure les plus serrés de chaque section, et au plus proche du fond du caniveau. θ678-2, même s'il n'entre pas dans l'analyse du groupe IV, est un bon exemple de l'influence de l'ondulation dans la génération de rayons de courbures et dans l'influence de l'ondulation dans la génération des sites d'amorçages, puisque la ligne de rupture les relie tous ici et suit de ce fait les lignes créées par l'ondulation.

Le même principe a été repris avec θ637-2, qui présente aussi un fond de caniveau très lisse. La Figure 3.14 permet ainsi de comparer l'aspect du fond du caniveau de l'échantillon pris pour « référence » θ637-3, tout en visualisant le tracé de la ligne de rupture. Celui ne « s'accroche » pas au relief de fond de caniveau puisqu'il est d'une très faible amplitude, l'ondulation est moins forte sinon équivalente pour θ637-2 que pour θ637-3. Ceci expliquerait la durée de vie plus longue du premier par rapport au second, le Kt réel du premier serait donc plus faible du fait de l'ondulation moins marquée.

Ainsi, la différence de durée de vie entre les deux cas extrêmes du groupe IV résulterait de l'influence de l'ondulation : plus importante sur θ615-3 que sur θ637-2, ce qui explique que le premier ait une durée de vie plus courte et le second une durée de vie plus longue.

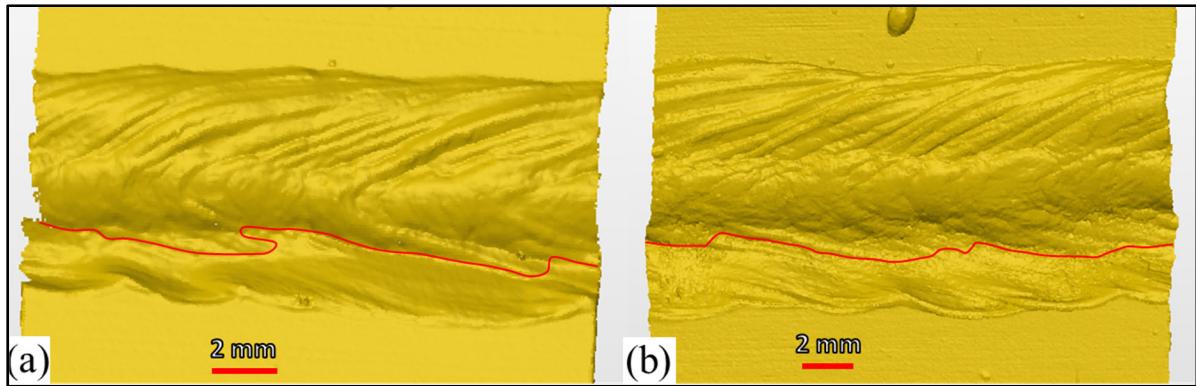


Figure 3.14 Comparaison des aspects en fond de caniveau des échantillons θ637-3 et θ637-2

Pour comparer au modèle des simulations, où l'ondulation n'a pas été prise en compte dans le cadre de l'idéalisat<sup>ion</sup> du défaut, il est fort probable que le Kt soit sous-estimé et qu'il atteigne en réalité des valeurs plus fortes, et sur des zones beaucoup plus concentrées que celles visibles sur les simulations, ceci à cause de la présence des rayons de courbure beaucoup plus serrés que ceux simulés. De ce fait, il serait possible de proposer un Kt total résultant de la superposition de la forme et de l'ondulation du caniveau. Il pourrait être proposé une décomposition de la forme  $K_{total} = K_{forme} \cdot K_{ondulation}$ . Le Kt dû à l'ondulation serait fonction de l'amplitude de l'ondulation mais aussi à un équivalent de la fréquence.

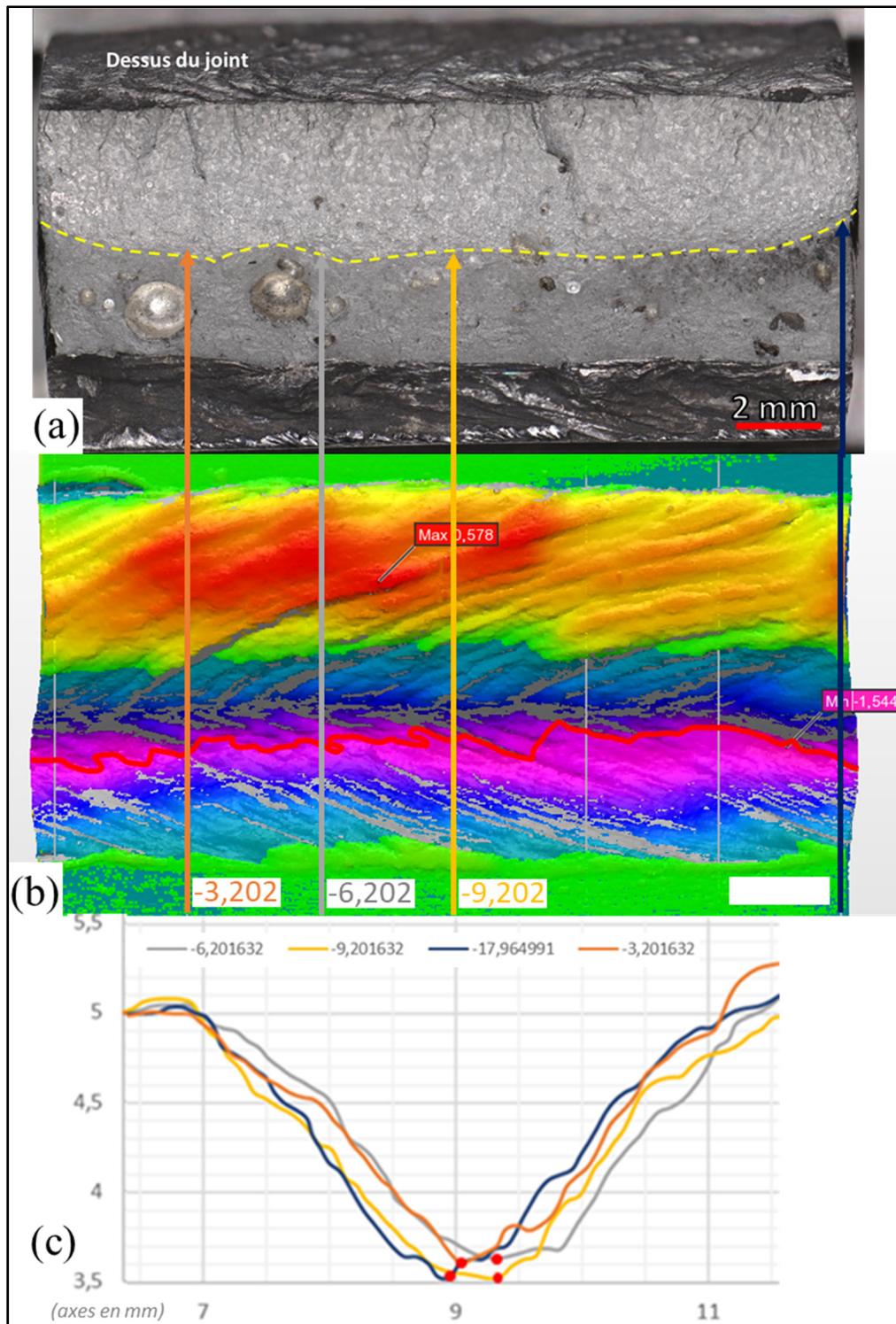


Figure 3.15 Échantillon 0678-2 : (a) vue du faciès de rupture puis (b) carte des écarts à une tôle de référence sur Polyworks sur laquelle a été reporté le tracé de la ligne de fissure ainsi que la position des coupes données en (c)

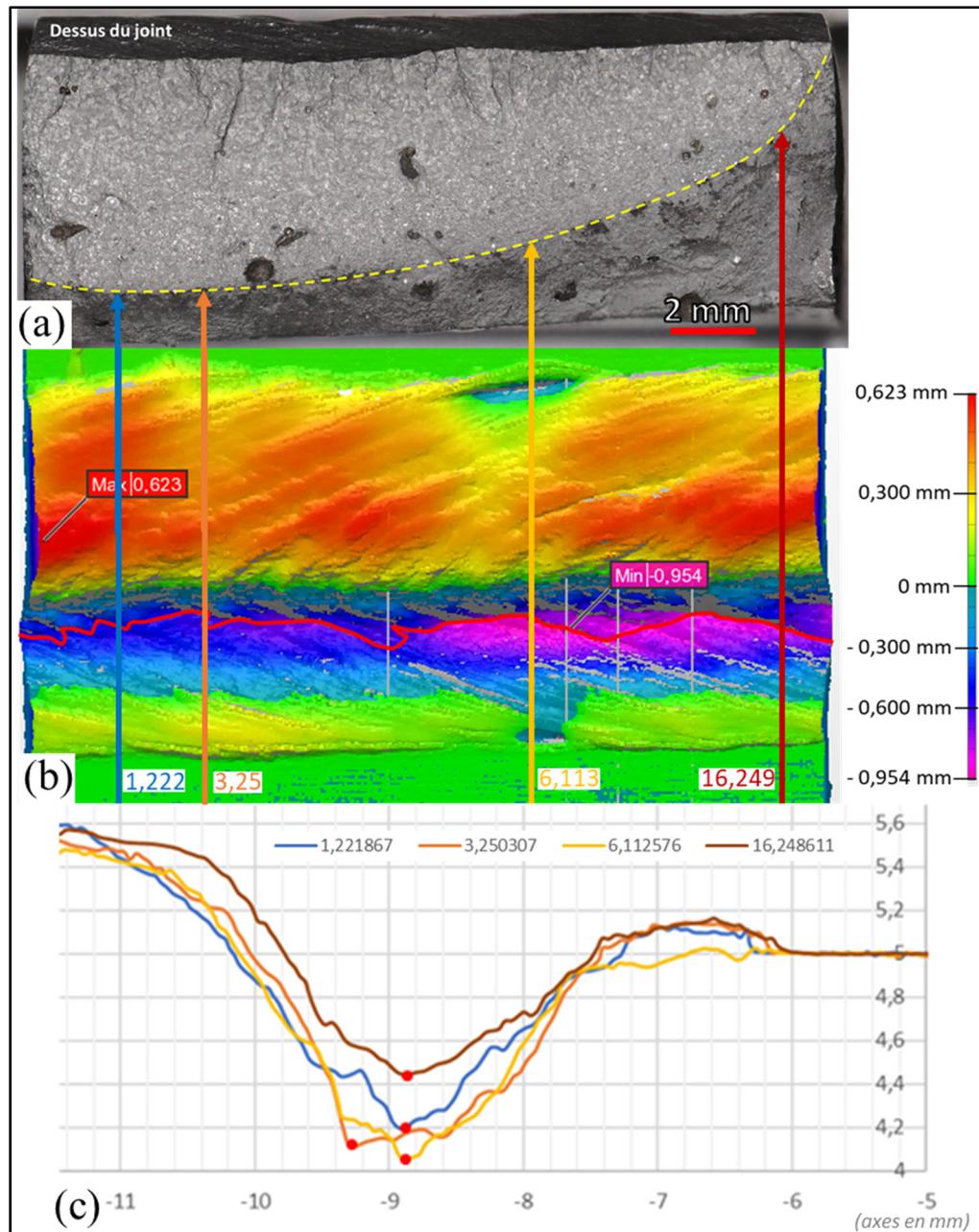


Figure 3.16 Échantillon 0615-3 : (a) vue du faciès de rupture puis (b) carte des écarts à une tôle de référence sur Polyworks sur laquelle a été reporté le tracé de la ligne de fissure ainsi que la position des coupes données en (c)

### 3.3.5 Effet de l'effilage du caniveau

Les échantillons du groupe V, 0667-1 et 0667-3, ont attiré l'attention puisqu'ils possèdent des caractéristiques de profondeurs voisines mais le premier possède une durée de vie presque deux fois plus longue que le second. Les paramètres relatifs à chacun sont récapitulés dans le Tableau 3-2, qui donne les durées de vie, profondeurs maximales, moyennes et minimales, ainsi que l'écart-type de la profondeur de chacun des échantillons. Ce tableau met en évidence le fait que tous les paramètres sont très proches pour ces échantillons, puisque les variations de profondeur maximale, de profondeur moyenne et d'écart-type sont toutes inférieures à 6%, seule la profondeur minimale varie de 19% environ, ce qui ne serait pas suffisant pour justifier une telle différence de curée de vie.

Tableau 3-2 Données de profondeur des échantillons 0667-1 et 0667-3

	0667-3	0667-1
Durée de vie (cycles)	1 080 914	2 121 496
Profondeur max (mm)	0,711	0,736
Profondeur moyenne (mm)	0,404	0,402
Profondeur minimale (mm)	0,124	0,148
Écart-type profondeur (mm)	0,141	0,149

De plus, l'ondulation ne semble pas être un paramètre prépondérant pour chacun de ces deux échantillons. L'aspect de la ligne de rupture est donné en Figure 3.17 et elle est moins sinuuse que celle des échantillons décrits précédemment, ce qui est signe d'une ondulation moins marquée. En effet, plus l'ondulation est marquée, plus les rayons de courbures sont serrés et plus la ligne de rupture est sinuuse puisque correspondant au relief du fond du caniveau.

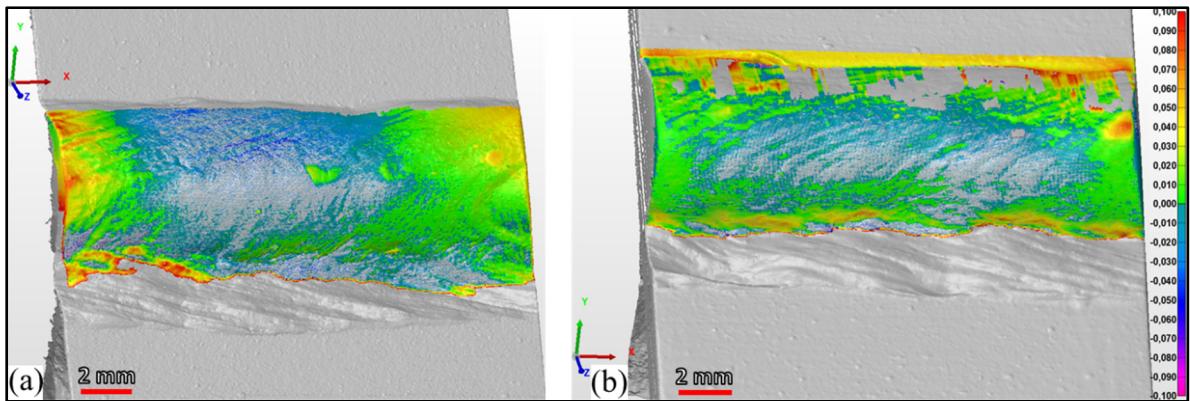


Figure 3.17 Comparaison sur Polyworks du tracé de fissure pour les deux échantillons (a) 0667-1 et (b) 0667-3

Pour les échantillons de ce groupe, l'attention s'est tournée vers l'effilage du caniveau. Il peut être fait un parallèle avec un des effets remarqués au cours des simulations numériques qui veut qu'à profondeur et aux rayons de courbure constants, l'augmentation de la largeur du caniveau induit une diminution du coefficient de concentration de contrainte et expliquerait donc la différence de durée de vie pour chacun de ces deux échantillons, puisque le rayon de courbure dû à la forme du caniveau dans le cas de 0667-3 est plus serré que pour 0667-1.

Il a ici été documenté à partir de trois coupes placées aléatoirement dans chacun des échantillons. Ces informations sont présentées sur la Figure 3.18, ainsi que les rapports profondeur/largeur du caniveau. Ces portions de coupes montrent que le caniveau de l'échantillon 0667-3 semble plus effilé que pour celui de 0667-1, parce que le rapport profondeur/largeur calculé pour le premier est supérieur à celui du second. Les rapports calculés sont très proches, avec une différence de seulement presque 9%, ainsi, a été calculé le rayon de courbure du fond de caniveau « dû à la forme » pour chacune des sections et les résultats sont présentés dans le Tableau 3-3. Ce rayon de courbure est représentatif de l'effilage du caniveau, puisque, à profondeur constante, plus le caniveau est large plus le rayon est grand. Il correspond au rayon indiqué en rouge sur la Figure 3.12. Les valeurs du tableau montrent que les valeurs du rayon sont bien plus élevées pour 0667-1 que pour 0667-3, ce qui laisse penser que le premier échantillon a connu un  $K_t$  plus faible que le second.

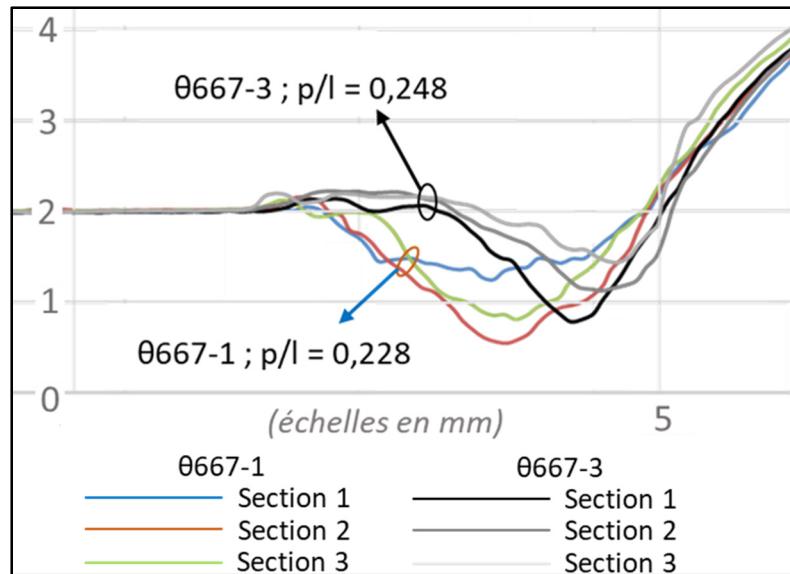


Figure 3.18 Comparaison de trois coupes des deux échantillons : θ6667-3 représentées en nuances de gris et θ6667-1 représentées en couleurs

Tableau 3-3 Rayon de courbure de chaque section pour chaque échantillon

Rayon de courbure dans chaque section ( $\mu\text{m}$ )	θ6667-1	θ6667-3
Section 1	2980	270
Section 2	1155	675
Section 3	1245	365

### 3.3.6 Observations au microscope optique à balayage des sites d'amorçage

Les sites d'amorçage ont été observés au microscope électronique à balayage sur certains échantillons choisis aléatoirement afin de préciser l'origine des fissures. Seul θ6667-1 (rupture à 2 121 496 cycles) est présenté car il est représentatif des autres joints, son faciès de rupture est donné en Figure 3.19. Un des trois sites d'amorçage a suscité un intérêt particulier et est présenté en Figure 3.20 et en Figure 3.21.

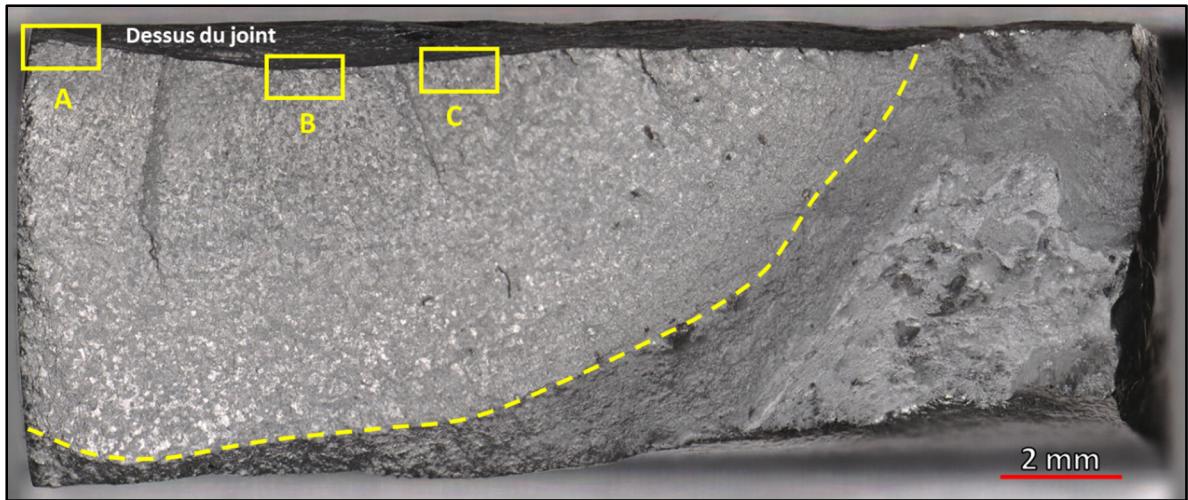


Figure 3.19 Sites d'amorçage de l'échantillon 0667-1

Le site B sera présenté car étant le plus digne d'intérêt. Les observations à plusieurs grossissements ont permis de déterminer la position du site d'amorçage en suivant les chevrons. Le sondage avec une sonde de Castaing a révélé qu'une inclusion d'oxyde d'aluminium se trouve proche du site d'amorçage mais n'est pas à l'origine de la microfissure. En effet, en remontant le tracé des chevrons apparus lors de l'avancée de la fissure, il est possible de remarquer que ces chevrons n'ont pas pour origine ladite inclusion. Cette inclusion, d'un diamètre avoisinant 20 micromètres, n'a donc pas influencé la localisation du site d'amorçage. Les Figure 3.20 et Figure 3.21 mettent en évidence le fait que suivre les chevrons ne mène pas à l'inclusion, elle ne correspond donc pas au site d'amorçage et n'a donc pas influencé négativement le Kt.

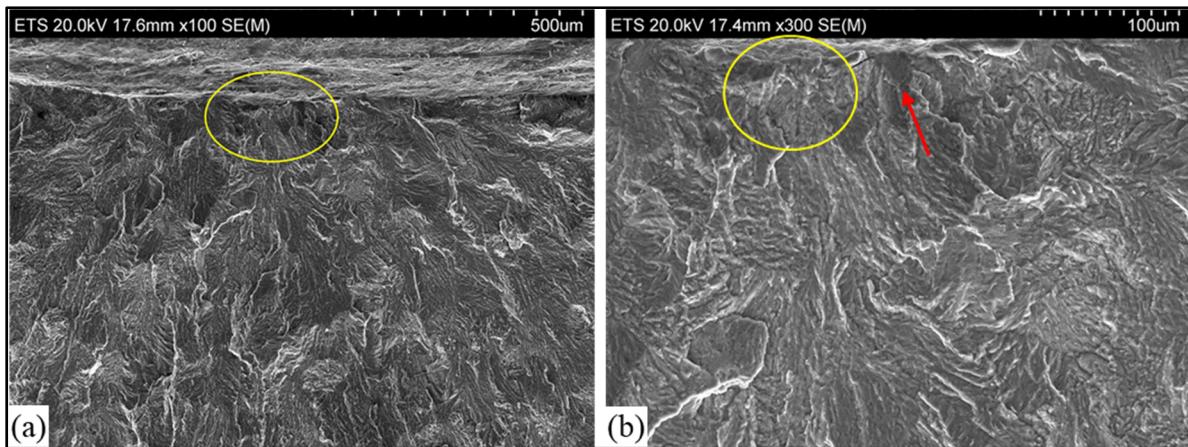


Figure 3.20 Observation au MEB du site d'amorçage B aux grossissements (a) x100 et (b) x300

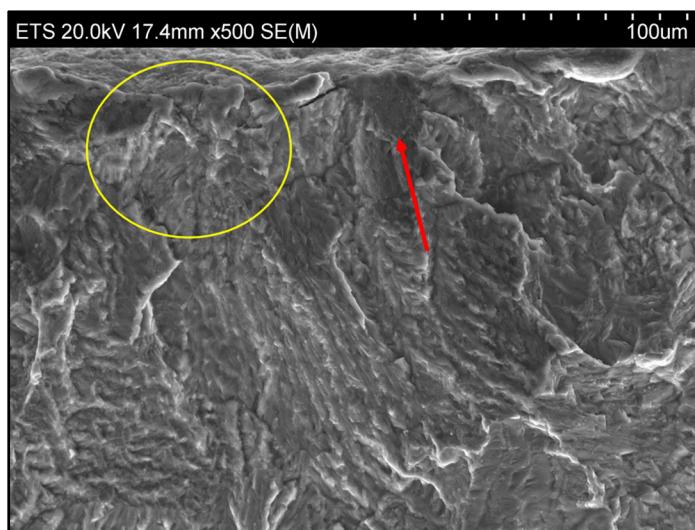


Figure 3.21 Une inclusion ne semble pas être le site d'amorçage sur cette vue au grossissement x500

Il a été courant de remarquer, pour les autres sites d'amorçages observés, que ceux-ci se trouvent toujours à l'écart d'inclusions ou de porosités. Cela permet de confirmer le fait que l'amorçage ne soit pas dû à la présence de porosités ni d'inclusions.

### 3.4 Confrontation avec les simulations

Les simulations ont été réalisée avec des largeurs, profondeurs et rayons de courbure arrondis au dixième voire au centième de millimètre, or, ces valeurs correspondent à la forme du caniveau et ne prennent donc pas en compte l'ondulation de la surface du fond du caniveau. Elle est l'élément le plus important à prendre en compte pour localiser précisément la concentration de contrainte, puisque la forme du défaut, simulée au chapitre II, induit une zone « large » de concentration de contrainte, mais cette zone est étendue sur une grande longueur d'arc des rayons, et est trop large pour représenter avec fidélité et approcher le  $K_t$  réel. Cette zone correspond à celle de couleur rouge sur les cartes des simulations numériques du  $K_t$ . Cependant, l'ondulation, avec les rayons de courbure serrés qu'elle induit, va fortement éléver le  $K_t$  par rapport aux simulations, et en des zones bien plus concentrées, ce qui va favoriser l'amorçage. Ceci explique que des joints réguliers en termes de forme ont de nombreux sites d'amorçage, puisque la concentration de contrainte est homogène tout au long de l'axe du joint si la forme est uniquement considérée, mais l'ondulation va favoriser de multiples amorcages locaux. Ceci constitue le principal écart entre les simulations numériques et les essais de fatigue.

Une des difficultés liées à l'estimation de l'ondulation est qu'elle est valable uniquement dans le sens du chargement et dans le sens du soudage. Il pourrait être important, pour préciser sa sévérité, de mettre au point une méthode tridimensionnelle de caractérisation de l'ondulation de surface, en connaissant le facteur d'amplitude et le facteur de fréquence de variation.

Ainsi, la concentration de contrainte dans un défaut caniveau, responsable des amorcages, serait due à la superposition de trois concentrateurs de contrainte : la forme « générale » du défaut, qui est en quelque sorte une vue du joint à l'échelle macroscopique, l'ondulation, à une échelle intermédiaire, et la rugosité, à l'échelle microscopique. De ces trois échelles, il semble que ce soit l'ondulation qui contrôle le plus la localisation précise de l'amorçage, notamment par les rayons de courbures très serrés qu'elle induit.

Il est important de noter que la fissure ne passe toutefois pas nécessairement par les zones ayant les rayons de courbures les plus serrés, puisqu'il faut tenir compte du « voisinage » de ces

zones. L'exemple le plus flagrant de cette possibilité est l'échantillon 0667-3, ayant rompu après 1 080 914 cycles. Sur celui-ci, une partie du caniveau possède une forme assez particulière avec des bords verticaux sur une partie assez limitée de l'échantillon. La Figure 3.22 donne de nombreuses informations pour comparer deux rayons de courbure présents sur une coupe de l'échantillon. Tout d'abord, sur le faciès de rupture est indiqué un site d'amorçage par une flèche jaune et la position de la coupe par une flèche rouge. La position de la coupe est indiquée par une ligne grise sur la carte des écarts donnée en (b), où est aussi reportée le tracé de la ligne de rupture. Cette figure montre que l'amorçage indiqué par une flèche jaune ne se situe pas là où le rayon de courbure est le plus serré de la section. En effet, sur la coupe, le premier en partant de la gauche est le plus serré, et puisqu'il se situe au pied d'une paroi verticale cela laisse à penser que c'est l'endroit où la concentration de contrainte sera la plus forte. Le second rayon de courbure est celui par lequel est passé la fissure et il s'y trouve au moins un site d'amorçage à son voisinage, comme indiqué sur le faciès de rupture, alors qu'il est presque 10 fois plus grand que le premier, avec 145 micromètres de rayon contre 15. Le calcul du  $K_t$  donne 4,8 avec le grand rayon de courbure, et dans le second cas 11,5. Cela met en évidence le fait que l'amorçage ne s'est pas produit dans le rayon avec le  $K_t$  le plus élevé, ou bien que le modèle des simulations doive peut-être être perfectionné.

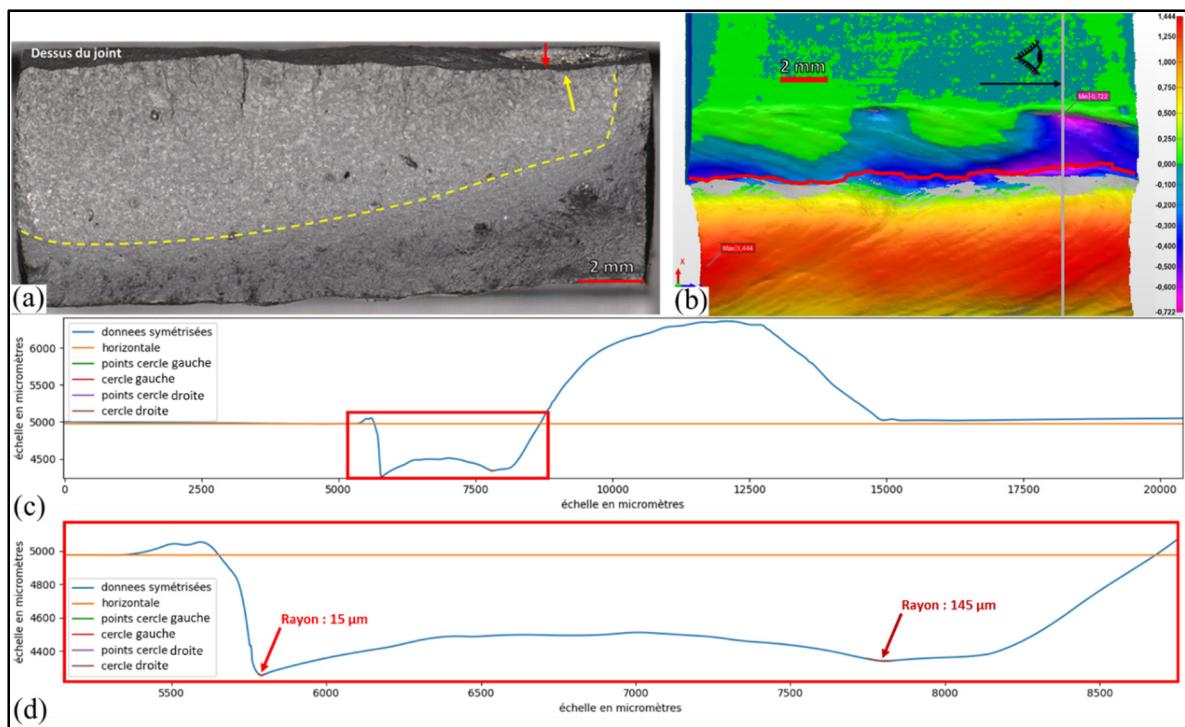


Figure 3.22 Échantillon 0667-3 : (a) faciès de rupture puis (b) carte des écarts et (c) aperçu d'une coupe et agrandissement en (b) explicitant les rayons de courbure

Ainsi, focaliser sur le rayon de courbure minimal ne permet pas de prédire précisément l'apparition de sites d'amorçage. A noter que deux autres exemples au moins auraient pu être cités, à savoir 0515-4 et 0555-1, où l'on retrouve le fait que la fissure ne soit pas passée par les lieux avec le rayon de courbure le plus serré, et donc les lieux qui auraient pu être prédis comme ayant le plus fort Kt sur des simulations numériques.

Pour reprendre la comparaison avec le modèle numérique 2D, il semble donc que celui-ci soit incomplet puisque ne caractérisant uniquement que la forme du défaut. Il permet de connaître des zones de concentration de contrainte, situées grossièrement sur toute la longueur de l'arc de cercle qu'est le rayon de courbure du défaut, mais pas de localiser la contrainte précisément ni d'estimer correctement le Kt en fonction de la superposition réelle de la forme avec l'ondulation, parce que sans celle-ci le Kt est sous-estimé par rapport au Kt réel.

Enfin, il semble important de signaler que le rayon de courbure dans le sens du chargement influence largement le calcul du coefficient de concentration de contrainte. Il avait ainsi été

suggéré de représenter un graphe donnant le coefficient de concentration de contrainte de chaque échantillon en fonction de sa durée de vie. Néanmoins, il est apparu lors des premiers calculs qu'il ne serait pas envisageable de proposer un tel schéma avant le départ du présent mémoire, puisqu'il semble complexe d'estimer un Kt représentatif d'un échantillon. Par exemple, l'échantillon 0615-4, qui est considéré régulier puisqu'ayant un écart-type de profondeur égal à 0,184 mm, deux coupes ont donné des valeurs de largeur, profondeur, rayon de courbure et donc de Kt radicalement différents. Ces valeurs sont synthétisées dans le Tableau 3-4 ci-dessous. La section prise au niveau de la profondeur maximale donne une valeur de Kt de 7,15, une autre, prise à une profondeur égale à la profondeur moyenne plus l'écart-type, donne un Kt plus élevé de 28% soit 9,19. Cela démontre pleinement les variations de Kt qu'il peut y avoir pour un seul échantillon.

Tableau 3-4 Données de comparaison de l'échantillon 0615-4

	SECTION 1	SECTION 2
Profondeur (mm)	1,45	1,21
Largeur (mm)	4,72	3,32
Rayon de courbure du fond (mm)	0,32	0,125
Kt	7,15	9,19

## **CHAPITRE 4**

### **IDÉES LIÉES AU PROJET ET PISTES DE RÉFLEXION**

#### **4.1 Introduction**

Le présent projet de recherche a été l'occasion d'explorer des axes de recherche qui n'entrent pas dans le cadre développé précédemment mais qui méritent d'être présentées dans le présent mémoire. Tout d'abord, l'aspect particulier de certains échantillons a été relevé. Ensuite, les essais de fatigue ont été l'occasion d'effectuer des essais de ressuage afin de caractériser la durée de vie nécessaire à l'amorçage, et ils ont aussi permis d'observer la contribution des défauts internes sur la durée de vie en fatigue. Enfin, une discussion sur la norme est engagée à partir de l'analyse de la rupture de certains échantillons et du diagramme de la profondeur maximale en fonction du nombre de cycles à la rupture.

#### **4.2 Faits saillants sur l'aspect des joints soudés**

Des irrégularités de forme ont été observées dans les joints et elles correspondent à une variation brutale de la forme du caniveau, c'est-à-dire de sa largeur, de sa profondeur et de son rayon de courbure le long de l'axe du joint. Ces changements de forme sont d'autant plus surprenants que les réglages du faisceau laser sont réputés avoir été maintenus constants tout au long du joint. Il est ainsi possible de rencontrer une certaine forme de caniveau, autrement un jeu de paramètres  $l$ ,  $h$ , et  $R2$  donnés sur une certaine longueur et un autre jeu de paramètres sur l'autre portion de cordon de soudure, sur le reste de la plaque. De telles variations sont observées sur la plaque soudée 0677 qui a servi d'essai au polissage et à la mise au point du programme Python. La Figure 4.1 compare la forme de deux régions du joint de la même plaque, où le changement de forme du caniveau est identifiable en encadré et un rendu 3D de la zone de changement de forme est présenté à la Figure 4.2. Ces figures permettent de représenter l'irrégularité géométrique observée sur certaines portions de joints en utilisant la plaque 0677 comme exemple.

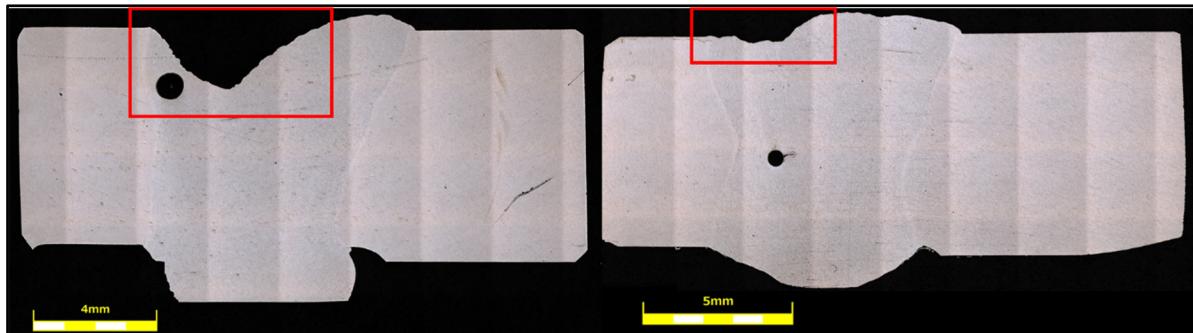


Figure 4.1 Comparaison de la forme de la plaque 0677 avec deux sections

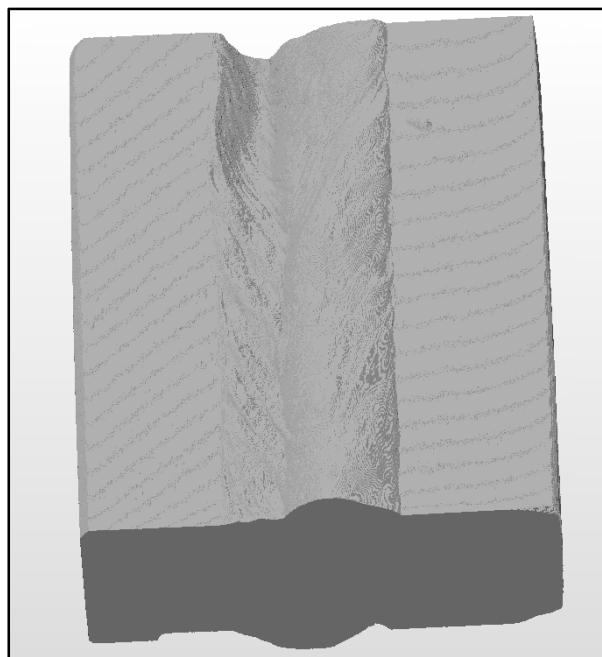


Figure 4.2 Vue 3D de la portion de joint où le changement de forme de la zone fondue peut être observé

Les échantillons possédant une variation de la forme du joint du même genre que ce qui a pu être observé dans la plaque 0677 n'ont pas connu de réduction significative de leur durée de vie en fatigue par rapport aux autres échantillons. Un exemple type peut être proposé avec l'échantillon 0555-2 puisque c'est lui qui représente le mieux l'effet de « variation » de l'aspect du cordon. Sa durée de vie est de 1 768 401 cycles ce qui ne semble ni particulièrement élevé, ni réduit par rapport au reste des points. Cet échantillon est présenté en Figure 4.3 où il est possible d'observer la carte des écarts ainsi que le tracé de la fissure. Cette figure montre la très grande irrégularité, en termes de forme, de profondeur et de largeur que peut avoir le

caniveau sur cet échantillon. Il a de commun avec l'extrait de la plaque 0677 présenté précédemment le fait que la portion de la plaque 0555 présentait un changement de forme dans au niveau de la portion dont est extrait cet échantillon.

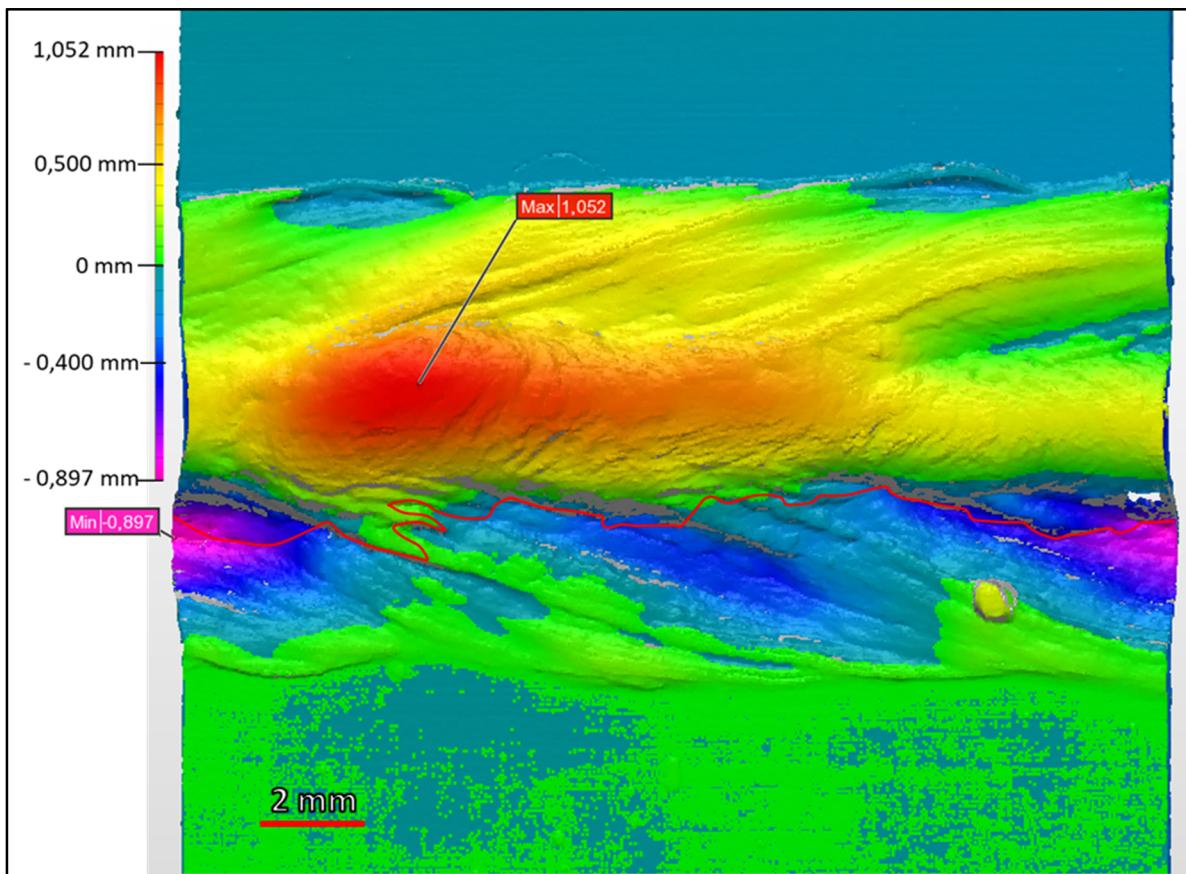


Figure 4.3 Aspect de l'échantillon 0555-2

Néanmoins, sur l'ensemble des échantillons testés, l'aspect des échantillons irréguliers s'apparentait majoritairement à une portion à cheval entre un effondrement et un caniveau plutôt qu'à une portion de « simple » changement de forme, comme présenté en § 3.3.2. Les échantillons pour lesquels cette variation correspondait donc effectivement à un changement de la forme du caniveau ont été rares. Leur comportement pourrait être le même que ceux qui possèdent en fait de grandes variations d'écart-type de profondeur, puisque le changement de forme induira généralement une grande dispersion des valeurs de profondeur, ce qu'il est possible d'observer sur 0555-2. Ainsi, une telle configuration de joint pourrait être bénéfique à la tenue en fatigue des joints en suivant le critère normatif  $h$ , puisque qu'il a été vu qu'à

profondeur maximale égale, un joint possédant une grande dispersion des valeurs de profondeur avait une meilleure durée de vie qu'un joint avec une faible dispersion.

### **4.3 Discussions sur l'amorçage de fissures**

#### **4.3.1 Impact des porosités**

La présence de porosités dans les joints soudés testés au cours du présent projet permet d'étudier leur contribution au comportement dynamique des joints.

Afin de déceler un éventuel impact sur la durée de vie en fatigue, un scan par rayon X de chaque éprouvette a été réalisé avant de débuter les essais. Les scans ont révélé que certaines éprouvettes étaient riches en porosités, avec diverses dimensions et densités. La Figure 4.4 donne un exemple de scan par rayons X d'un échantillon comportant une grande quantité de porosités. La partie relativement claire correspond au caniveau.

La norme DIN EN ISO 13919-2 réglemente la taille et la densité des porosités, mais compte-tenu de la focalisation de ce projet de recherche sur le défaut caniveau, la conformité des échantillons vis-à-vis des porosités n'a pas été vérifiée en regard des niveaux de qualité fixés par la norme. Cependant, la quantité importante de porosités a suscité une inquiétude quant à leur possible action lors des essais.

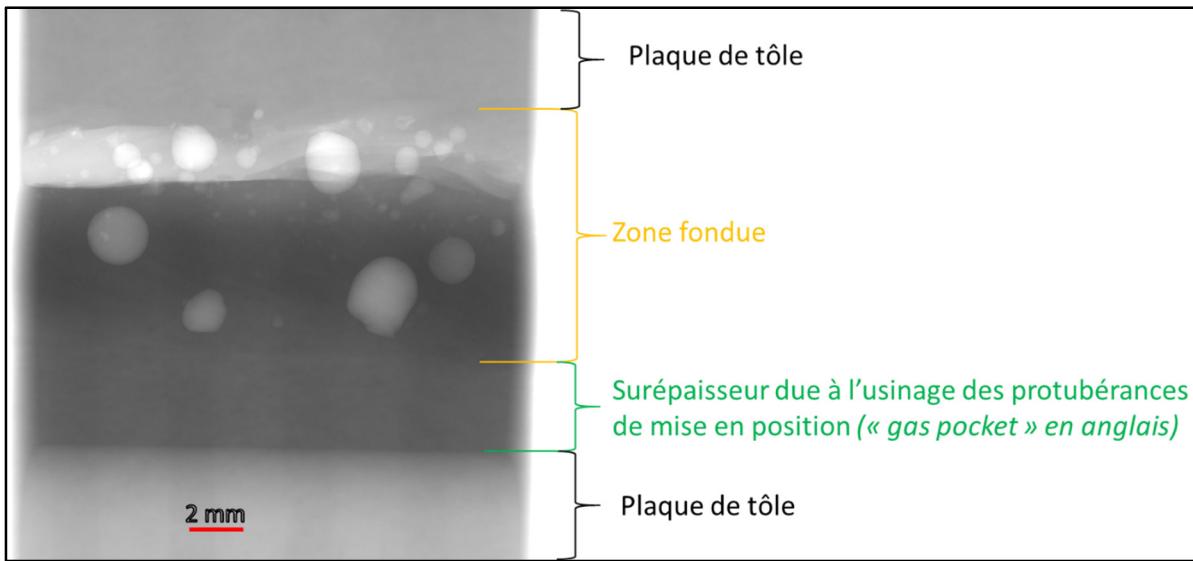


Figure 4.4 Scan par rayons X légendé de l'échantillon 0515-4 rompu après 698 121 cycles

Les observations des faciès de rupture ont montré que les porosités ne jouaient pas de rôle dans le processus de fatigue pour les échantillons testés, quel que soit la taille et la densité des porosités dans les échantillons. Il serait possible de citer, à titre d'exemple, 0678-4 rompu après 194 864 cycles, 0515-3 rompu après 320 609 cycles ou encore 0637-2, rompu après 1 186 778 cycles, échantillons pour lesquels les porosités étaient présentes en grand nombre ou avec un grand diamètre (entre 1 et 2 mm, soit presque 30% de l'épaisseur de la tôle), sans toutefois affecter la durée de vie. Deux exemples d'échantillons sont indiqués et leurs faciès de rupture sont donnés en Figure 4.5 pour illustrer la répartition et la taille des porosités présentes dans les échantillons : de grande taille et peu nombreuses, ou très nombreuses et de petite taille.

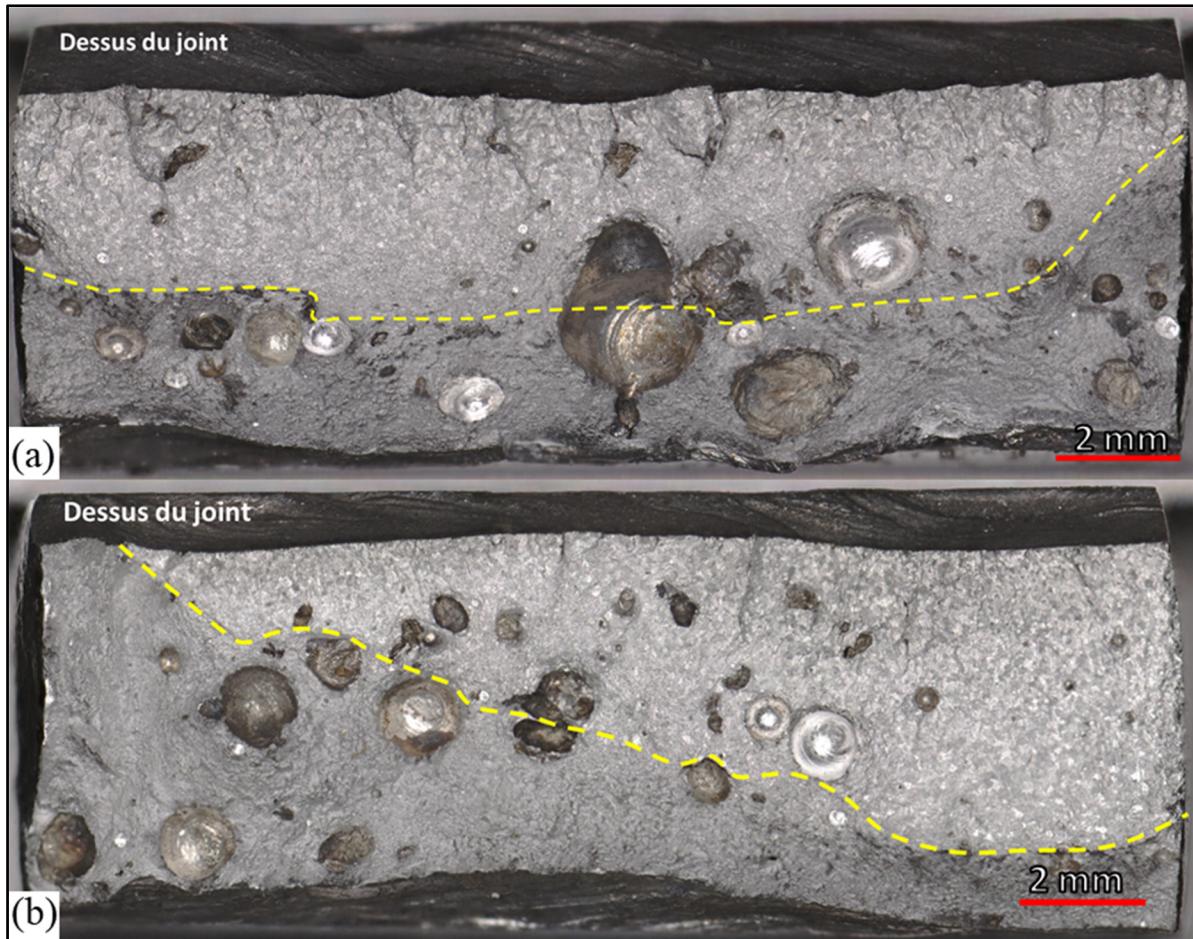


Figure 4.5 Faciès de rupture des échantillons (a) θ515-3 (320 609 cycles) et (b) θ637-4 (627 533 cycles)

Dans tous les échantillons, toutes les lignes de rivières étaient issues du caniveau et aucune ne découlait de porosités. Ceci indique qu'aucune fissure n'a amorcé à partir d'une porosité, et va donc dans le sens du fait qu'elles ne jouent aucun rôle dans la tenue en fatigue des cordons de soudure. Cela fait écho à la revue de la littérature puisque certains travaux indiquaient que des porosités internes n'avaient pas d'effet sur la durée de vie en fatigue des joints soudés (Serrano-Munoz et al., 2015).

De plus, la répartition des porosités au sein du joints a suscité la curiosité puisqu'elles se situent en profondeur « sous » le caniveau. Cette répartition est observable sur la totalité des joints soudés présentant des porosités, et est illustrée avec quelques exemples sur la Figure 4.6. Cette

configuration est aussi visible en Figure 4.1 pour les coupes de l'échantillon 0677 ainsi que sur la Figure 4.4.

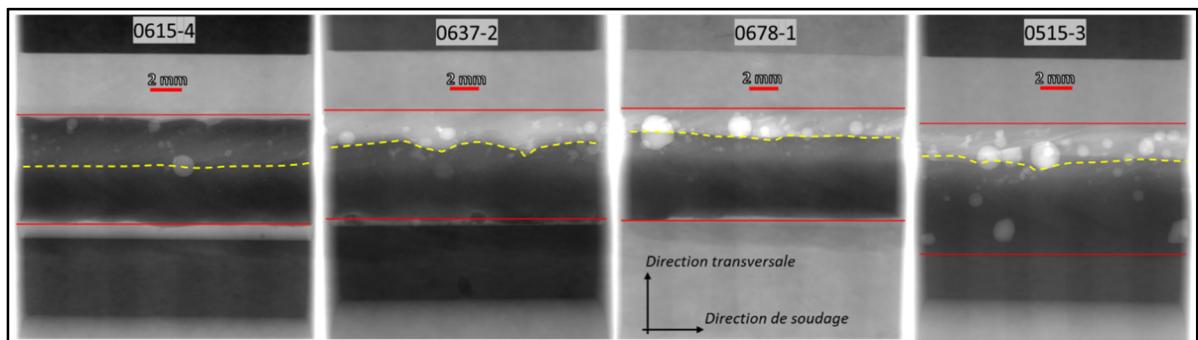


Figure 4.6 Répartition des porosités dans les joints soudés où les lignes rouges matérialisent les contours de la zone fondue tandis que la ligne en pointillés représente le contour du caniveau qui s'y trouve au-dessus

Ceci peut peut-être s'expliquer par l'orientation verticale des plaques lors du soudage, le joint étant à l'horizontale et le caniveau « au-dessus » de la surépaisseur de la zone fondue. La revue de littérature permet de proposer que le métal en fusion soumis à la gravité « s'effondre » sur la plaque du bas avant sa solidification complète menant à la formation d'un caniveau (Wenpei & Xianfeng, 2016), tandis que les bulles seraient formées par la dissolution de dihydrogène, provenant de l'absorption d'humidité dans le métal en fusion. En effet, d'après la revue de littérature, la solubilité de l'hydrogène est très élevée dans l'aluminium liquide, mais elle chute lors du refroidissement, les bulles de H<sub>2</sub> deviennent donc des porosités au sein du joint soudé (Tirand, 2012). Elles pourraient ensuite être remontées en partie supérieure du joint car moins denses que le métal en fusion et se retrouveraient de fait « sous » le caniveau, dans le sens de l'épaisseur des tôles. Un tel processus est schématisé à la Figure 4.7. Pour se pencher sur les causes d'apparition des porosités, il serait intéressant de comparer les réglages du soudage avec la plaque 0667 par exemple, puisque dans celle-ci ont été usinés des échantillons et qui contenaient très peu voire aucune porosité.

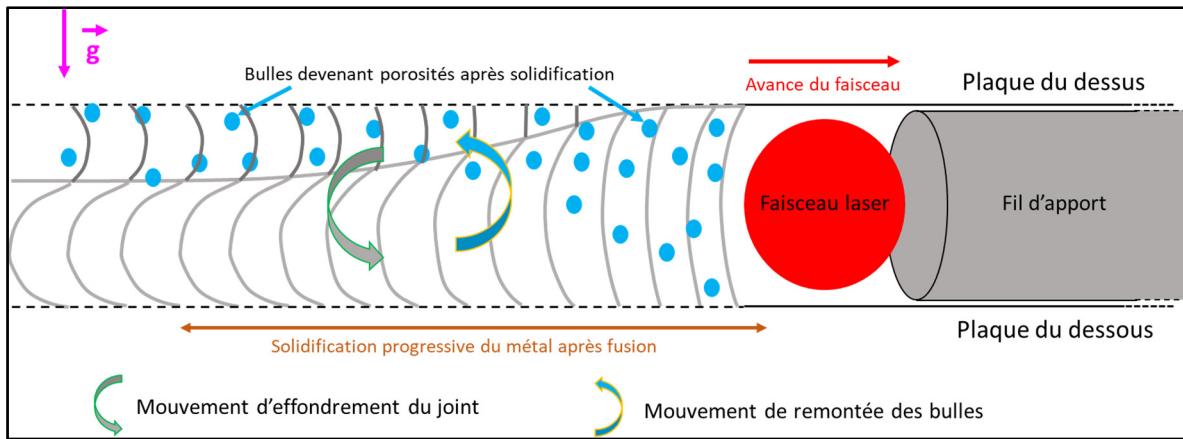


Figure 4.7 Schématisation de la dynamique d'agencement du caniveau et des porosités

#### 4.3.2 Contribution sur l'amorçage et la durée de vie en fatigue

Des ressuages ont été effectués pendant les essais de fatigue pour observer à quel moment les fissures amorcent. Si une fissure est présente dans les échantillons au moment du ressuage, le liquide pénétrant doit rester dans la fissure et doit être visible par la suite sur le faciès de rupture. Un liquide pénétrant fluorescent et visible sous lumière UV a été choisi puisqu'il offre la meilleure résolution possible. Les essais ont été réalisés en démontant l'éprouvette de la machine, après que sa position ait été soigneusement repérée pour faciliter le remontage. A partir des résultats obtenus pour les expériences précédentes et en considérant l'aspect et la forme du caniveau, la durée de vie de l'échantillon a été approximée et des pourcentages de vie entre 80 et 90% ont été visés.

Pour le premier échantillon, 0515-4, la durée de vie a été estimée à 630 000 cycles et deux ressuages ont été effectués à 315 000 et 472 500 cycles. La durée de vie réelle de l'échantillon fut de 698 121 cycles. Les résultats n'ont pas permis de déceler de fissures, suggérant que l'amorçage se fait à des pourcentages de vie supérieurs. Pour l'échantillon 0555-2, la durée de vie a été estimée à 1 600 000 cycles, et des tests ont été effectués à 1 280 000 et 1 600 000 cycles. Ils correspondent à des ressuages à 68 et 90% de la durée de vie réelle qui fut de 1 768 401 cycles. Le résultat est visible en Figure 4.8, où le faciès de rupture est majoritairement violet, mais il est clairement possible d'observer une empreinte de liquide pénétrant sur un coin.

gauche entouré en blanc. La ligne en pointillés jaunes indique la limite entre la zone de propagation de la fissure et la zone de rupture brutale. Cette figure permet d'apprécier la faible taille de l'empreinte en termes de surface, par rapport à la taille de la zone de propagation de fissure, sachant qu'elle est due au ressuage à 90% de la durée de vie réelle. La figure montre donc que la fissure semble se propager très rapidement au sein de la zone fondu, et elle met aussi en évidence le fait qu'un troisième site d'amorçage soit apparu passé 90% de la durée de vie de l'échantillon.

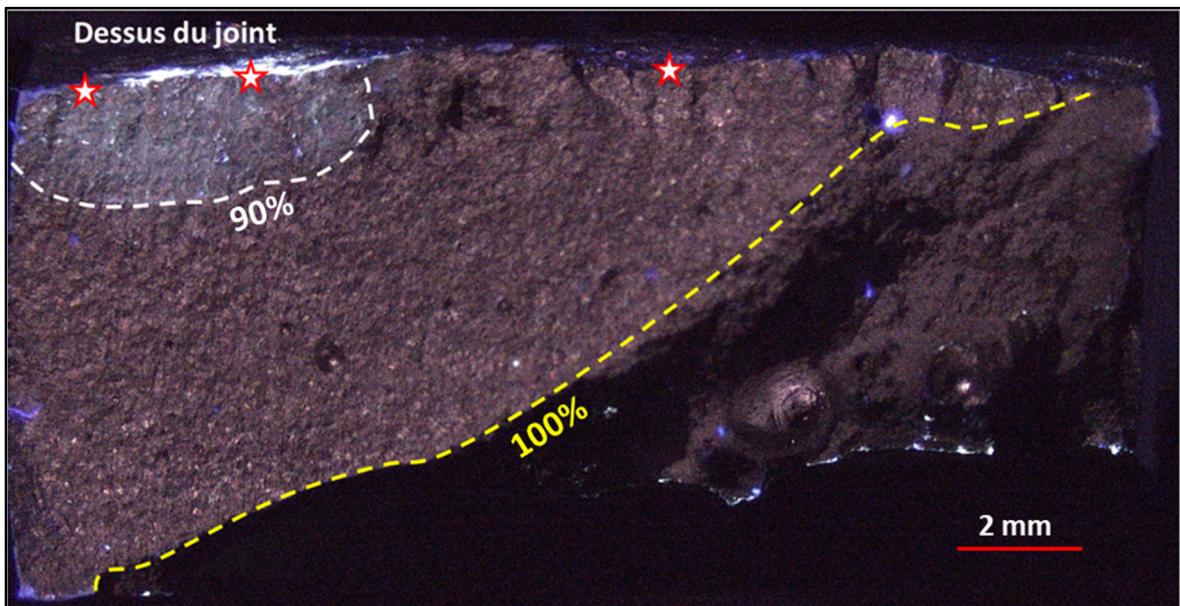


Figure 4.8 Faciès de rupture de l'échantillon 0555-2 (1 768 401 cycles) vu sous lumière ultraviolet sur lequel sont indiqués les sites d'amorçage

Les deux derniers ressuages ont été effectués sur un troisième échantillon, 0667-5. Sa durée de vie a été complexe à estimer car sa profondeur maximale était suffisamment faible pour se différencier des échantillons précédemment testés. Les ressuages ont été effectués à 1 et 2 millions de cycles, ce qui correspond respectivement à 50% et 99% de la durée de vie réelle de l'échantillon qui fut de 2 012 897 cycles. La Figure 4.9 montre une empreinte du fluide pénétrant de grande taille, blanche et délimitée avec une ligne de pointillés. Une marque rouge est également visible sur la surface de rupture. Cette marque correspond au fait qu'au cours de la sollicitation, à un nombre de cycles hélas non une marque au feutre a été effectuée au niveau du point le plus bas du caniveau. Or, il semble qu'une fissure ait été présente à ce moment

puisque il est possible de distinguer en rouge la pénétration de l'encre sur le faciès de rupture. Cette figure montre la grande surface qu'il reste à parcourir au cours du dernier pourcent de la durée de vie de l'échantillon, et elle illustre avec la figure précédente que le ressuage est un moyen valide de marquer les fissures.

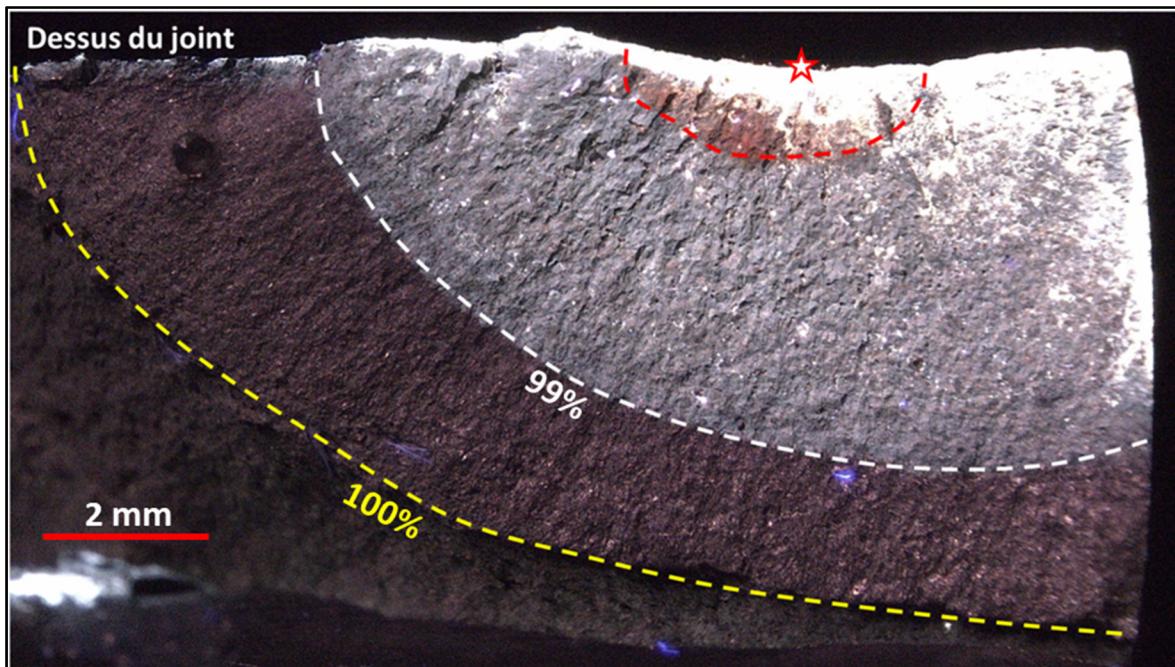


Figure 4.9 Faciès de rupture de l'échantillon 0667-5 (2 012 897 cycles) vu sous lumière UV sur lequel est repéré l'unique site d'amorçage

Ces essais ont permis d'observer que l'amorçage de fissures d'effectue tardivement dans ces joints puisque la surface du faciès couverte de liquide pénétrant est relativement restreinte à 90% de la durée de vie. La surface importante restant à parcourir pendant le dernier pourcent de la durée de vie en fatigue jusqu'à la rupture brutale reste relativement grand. Ceci impliquerait donc que la majeure partie de la durée de vie en fatigue de la zone fondue concerne uniquement l'amorçage de fissures et non leur propagation.

## 4.4 Discussions sur la norme

### 4.4.1 Limitations induites par le critère de profondeur maximale

Ce projet de recherche montre que la focalisation de la norme DIN EN ISO 13919-2 sur la profondeur maximale des caniveaux ne soit pas un critère optimal de contrôle des joints de soudures, car pour un  $h$  donné il est possible de calculer des  $K_t$  radicalement différents, mais aussi des durées de vies notoirement différentes pour des échantillons qui possèdent une même profondeur maximale.

De plus, comme il l'a été observé à de nombreuses reprises dans les résultats expérimentaux, les lieux de plus grande profondeur ne correspondent pas forcément à des lieux de passage de la fissure, et encore moins à des lieux d'amorçage. Il a été vu au paragraphe § 3.4 que le rayon de courbure du fond de caniveau semble prépondérant dans les fluctuations du facteur de concentration de contrainte, à travers la localisation des sites d'amorçage, et que la largeur et l'ouverture du caniveau jouent aussi un rôle.

L'échantillon 0479-1, qui a rompu après 4 871 290 cycles, a fourni un excellent contre-exemple à l'utilisation du critère de profondeur maximale. En effet, cet échantillon possédait deux caniveaux, l'un de chaque côté du cordon dont un de petite taille n'a pas été remarqué avant l'essai de fatigue. Or, il se trouve que c'est au niveau de ce caniveau « secondaire » que se situe l'unique amorçage de cet échantillon. Le terme de « secondaire » est employé ici, puisqu'il ne s'agit pas du défaut le plus large ni le plus profond, les valeurs géométriques relatives à chaque caniveau sont indiquées sur Figure 4.10 (b). Sur cette figure, le (a) donne le faciès de rupture de l'échantillon, où il est possible de remonter distinctement les lignes de rivières qui convergent en un unique site d'amorçage, qui se situe dans ce caniveau secondaire. En (b) est indiqué l'ensemble des données pour chaque zone d'intérêt sur l'image de comparaison des écarts avec une tôle de référence, ce qui permet d'apprécier la localisation de chacun des défauts ainsi que leurs caractéristiques respectives. La différence entre le  $K_t$  calculé au point le plus bas du caniveau « principal » et le  $K_t$  calculé au point d'amorçage est de 256%, ce qui explique l'amorçage dans le plus petit des caniveaux.

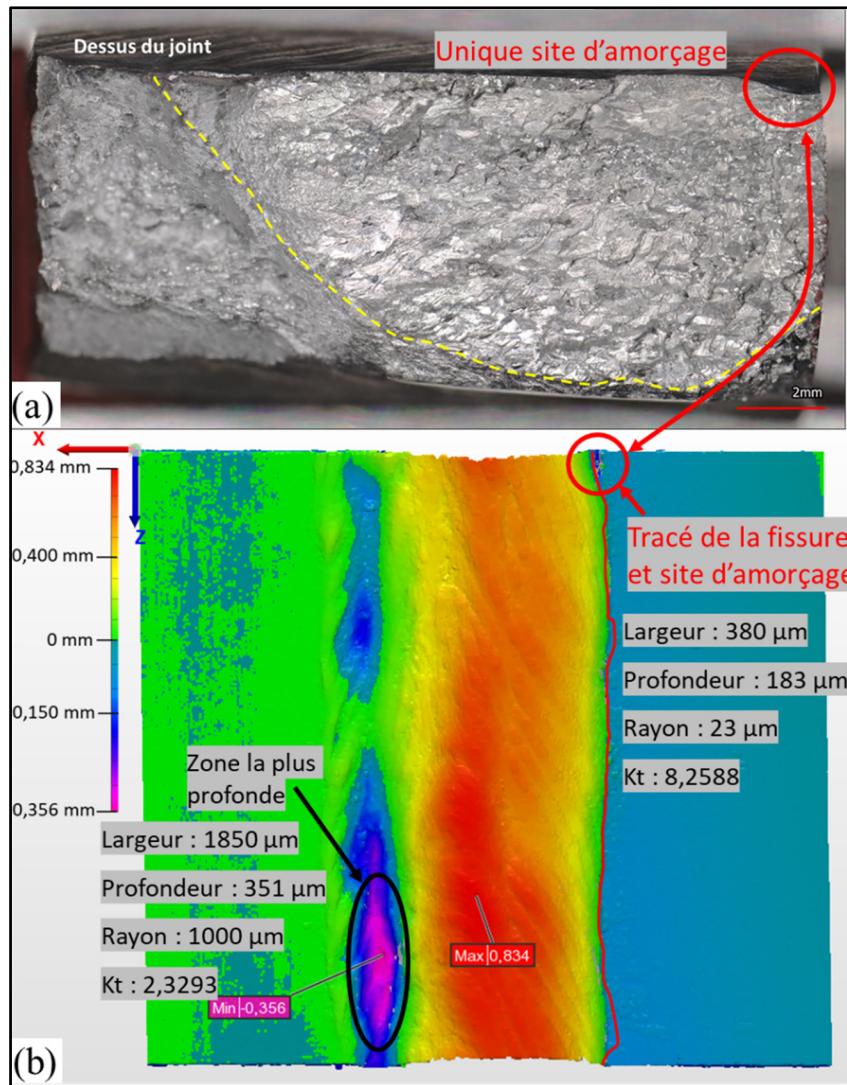


Figure 4.10 (a) Faciès de rupture de l'échantillon 0479-1 (4 871 290 cycles) et (b) ensemble des données pour chaque zone d'intérêt représentées sur l'image de comparaison des écarts avec une tôle de référence

Pour expliquer la rupture en un tel point, différentes coupes ont été réalisées le long de l'échantillon. Ces coupes sont indiquées sur la Figure 4.11, et mettent en évidence la faible profondeur et la faible largeur du caniveau lié à l'amorçage. Cependant, le rayon de courbure du fond, très serré, explique la hausse très importante du Kt par rapport au point de profondeur maximale. Ces figures illustrent le fait que la profondeur maximale n'a pas été le critère contrôlant l'amorçage ici.

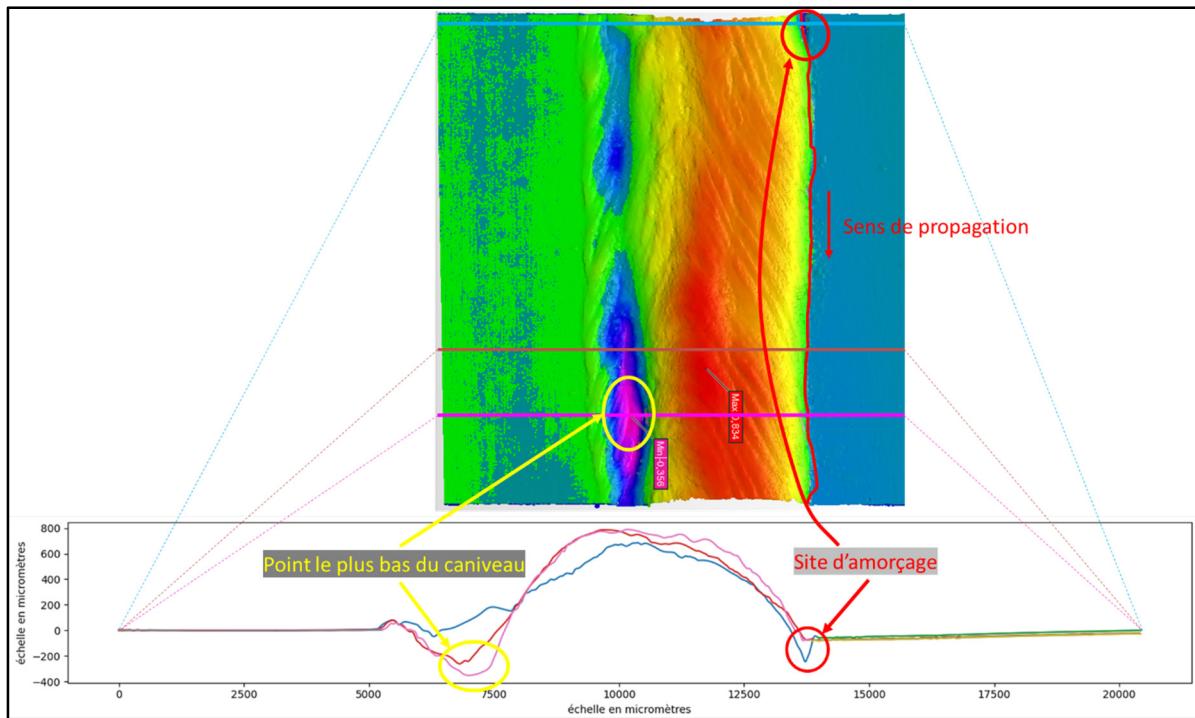


Figure 4.11 Coupes légendées et repérées sur l'échantillon 0479-1 (4 871 290 cycles)

#### 4.4.2 Avantage de la présence d'un caniveau peu profond

C'est en observant avec attention le graphe donné en Figure 3.5 au paragraphe § 3.3.1, et en particulier les points pour les échantillons ne présentant pas de caniveau, que s'est présentée une hypothèse : celle d'une meilleure durée de vie obtenue dans les joints soudés présentant un léger caniveau par rapport à ceux qui n'en comportent pas. Ceci s'observe en comparant les durées de vie des échantillons classés dans le niveau de qualité « C » avec ceux qui sont classés en niveau de qualité « B ». La Figure 4.12, présentant le faciès de rupture de chacun, met en évidence le fait que leurs fissures ont amorcé à partir de la racine du caniveau. Ils ont donc été classés comme « hors limite » pour une rupture à partir du caniveau et sont donc indiqués fléchés sur la figure, mais leur vie en fatigue est bien plus faible que des joints présentant des caniveaux peu profonds. En d'autres termes, les joints de qualité « B » pour le caniveau rompent en fatigue avec des vies plus faibles à cause d'un autre mécanisme d'amorçage que ceux des échantillons qui possèdent un caniveau. Ceci fait écho à des projets précédents impliquant le laboratoire LOPFA, Bombardier Transport et l'alliage AA6005-T6 soudé par

laser (Zedan et al., 2021) montrant que la grande majorité des ruptures (entre 83 et 90%), apparaissaient dans la partie basse du joint, pour des échantillons dépourvus de caniveau.

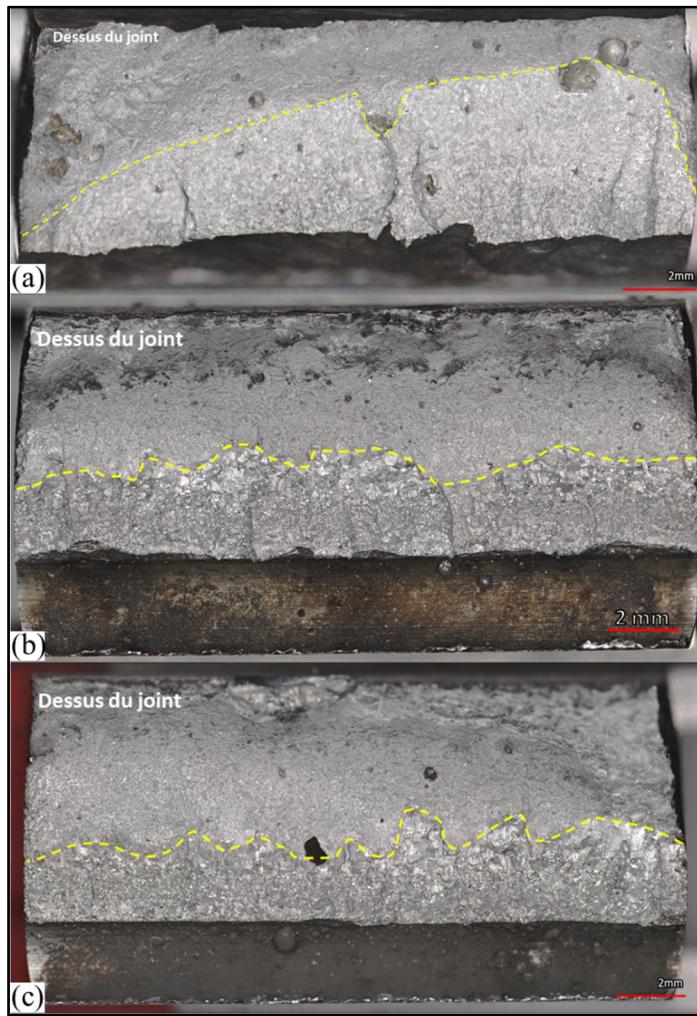


Figure 4.12 Faciès de rupture des échantillons (a) θ479-2 (838 326 cycles) puis (b) θ615-5 (1 242 952 cycles) et (c) θ555-5 (1 654 383 cycles)

Pour les joints qui possèdent un caniveau, celui-ci concentre les contraintes au sein de la zone fondu, donc loin de la zone affectée thermiquement (ZAT), la zone de faiblesse mécanique des joints soudés. La Figure 4.13 met en évidence le fait que le fond du caniveau se trouve éloigné de la ZAT, ce qui fait que la concentration de contrainte, si elle se produit au fond du caniveau, se fera de façon éloignée de la faiblesse mécanique. Or, il a été vu dans la revue de littérature que dans le cas de l'alliage AA6005-T6, la zone fondu est plus dure que la zone affectée thermiquement pour des joints réalisés en mode continu (Zedan et al., 2021). De plus,

la dureté étant représentative des propriétés mécaniques, cela laisse à penser que la concentration de contrainte, si elle apparaît dans la zone fondu, apparaît à un endroit où les propriétés mécaniques les meilleures du joint.



Figure 4.13 Aperçu de la partie haute d'une coupe de la plaque θ677 où les flèches indiquent la ZAT

Pour les échantillons qui ne possèdent pas de caniveau, la concentration de contrainte se ferait au niveau des zones entourées sur la Figure 4.14, la racine du joint. Cette figure représente la partie inférieure d'un joint soudé et met en valeur le fait qu'au niveau de la racine du joint, le rayon de courbure est très serré du fait de l'effondrement inférieur de la zone fondu lors de la réalisation du joint. Ainsi, lorsque le métal fondu ne s'affaisse pas en partie supérieure et s'il n'y a pas de caniveau, cela laisse en place les concentrateurs de contrainte présents en bas du joint. Or, la concentration de contrainte sera néfaste à cet emplacement, résultant en une durée de vie particulièrement plus courte que pour les échantillons présentant un « léger » caniveau, mais pas d'effondrement excessif à la base du joint.

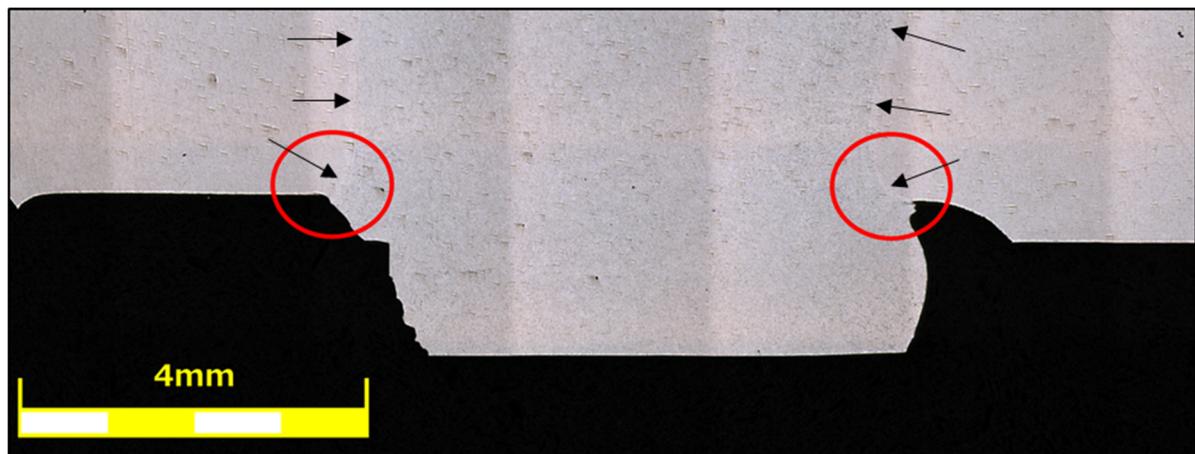


Figure 4.14 Aperçu de la partie basse d'une coupe de la plaque 0677 où la tôle de droite comprend un reste des protubérances de mise en position qui a laissé une légère surépaisseur par rapport au côté gauche et où les flèches indiquent la ZAT

De ce fait, il serait donc légitime de se demander si l'effet d'un léger caniveau ne serait pas plus intéressant pour avoir de longues durées de vie en fatigue, pour concentrer la contrainte dans les zones ayant les meilleures propriétés mécaniques du joint, plutôt que de ne retenir que des échantillons qui en sont dépourvu, même si ce défaut peut laisser penser de prime abord qu'il sera défavorable au comportement en fatigue des joints soudés, bien évidemment dépendamment des caractéristiques du défaut.

## CONCLUSION

Le présent projet de maîtrise s'inscrivait dans une large démarche de définition de normes de contrôle de joints soudés par laser d'alliage d'aluminium AA6005-T6. L'objectif principal de ce projet a été d'apporter des éclaircissements à propos de l'impact de la présence d'un défaut caniveau sur la durée de vie en fatigue de ces joints soudés. Différents points ont pu être d'abordés, justifiant le besoin de définir une nouvelle norme interne à Bombardier Transport pour le contrôle de tels cordons de soudure. Ces points seront développés plus bas, mais il faut garder en tête que beaucoup de points restent ouverts et demandent à être étudiés plus en détail.

La revue de littérature a permis d'étudier différentes subtilités inhérentes au soudage et elle a mis en évidence le fait que peu d'études portaient sur l'impact de ce défaut sur la tenue en fatigue. Afin de participer à l'élaboration de cette norme interne, il était donc nécessaire de documenter ses effets, ainsi que les paramètres géométriques qui influencent le  $K_t$ .

Des simulations numériques 2D sous Ansys ont permis de mettre en évidence que la profondeur maximale d'un défaut caniveau ne permet pas de définir précisément la valeur du coefficient de concentration de contrainte associé. D'autres paramètres jouent un rôle important tels que le rayon de courbure du fond de caniveau ou encore sa largeur. Le plan de simulations utilisé était toutefois limité par une approche simple considérant que le  $K_t$  ne dépendait que de la largeur du « fond » du caniveau, ainsi que des rayons de courbure de chaque côté dudit fond. En particulier les bords étaient considérés comme verticaux, ce qui ne correspond pas à la géométrie réelle des joints. Il serait nécessaire de tester des configurations plus proches de celles présentes dans la réalité.

Par la suite, une méthode expérimentale, précise, rapide et « industrialisable », de mesure des grandeurs géométriques caractéristiques des caniveaux de joints soudés a été développée afin de documenter fidèlement la géométrie des caniveaux. Pour se faire, un scan 3D de plaques soudées a été réalisé et le nuage de point obtenu a été ouvert sur Polyworks permettant de définir des sections au sein des plaques. Un programme en langage Python a été mis au point afin de mesurer automatiquement la largeur et la profondeur du caniveau, suivant différentes orientations de la coupe issue d'une liste de points obtenue avec Polyworks. En particulier, la

mesure des rayons de courbures est effectuée en sélectionnant une portion de la coupe et en calculant le rayon associé. Ayant ainsi documenté la géométrie des joints réels, il a été possible de définir un plan de simulations plus approprié pour documenter les concentrateurs de contraintes associés aux irrégularités géométriques.

De ce fait, un élargissement du plan de simulations a pu être proposé et de nouvelles simulations ont été effectuées avec un caniveau à bords verticaux mais aussi à bords inclinés. Ce nouveau plan a permis d'observer l'effet de chaque paramètre sur le Kt, notamment pour ce qui concerne la largeur du caniveau. Il a aussi permis d'invalider l'hypothèse que seule la géométrie du fond influençait le Kt, en démontrant que l'inclinaison des bords exerçait aussi une influence et diminuait l'intensité du Kt plus cette inclinaison était importante.

Avec la quantité importante de données récupérée (1839 simulations), il a semblé important de pouvoir proposer un modèle théorique de calcul du Kt en fonction des paramètres exploités, à savoir l'inclinaison des bords, la largeur du caniveau, totale ou uniquement du fond, la profondeur et les rayons de courbure en fond de caniveau. Ce modèle pourrait permettre d'élargir le champ des géométries de caniveaux acceptables par rapport à la norme en fixant un Kt limite à ne pas dépasser plutôt qu'une valeur de profondeur. Cependant, la complexité de la dépendance des variables, le grand nombre de simulations, la nature 3D des défauts et le manque de temps n'ont pas permis d'exploiter pleinement l'entièreté des résultats fournis par les simulations. Il serait pertinent de poursuivre de tels efforts car ils permettraient d'associer un Kt à une géométrie de joint soudé. L'exploitation plus poussée des données issues des simulations a toutefois été suggérée, et en particulier pour explorer l'effet bénéfique associé à l'inclinaison des bords de caniveaux sur sa sévérité.

En imaginant qu'il soit possible de scanner des joints soudés et d'en déduire les paramètres géométriques des irrégularités présentes, il serait possible d'y associer un Kt calculé en temps réel, permettant de valider ou de refuser un cordon de soudure. Ceci simplifierait grandement le travail d'inspection et de contrôle des soudures tout en étendant la gamme des géométries possibles.

Des essais de fatigue ont été menés dans le but d'observer les zones d'amorçage et les facteurs pouvant augmenter ou diminuer le nombre de cycles à la rupture des joints testés. Vingt-neuf échantillons ont été testés à une charge de 45 MPa pour un  $R = 0,5$ , et la dispersion s'est étalée sur plus de deux ordres de grandeurs en termes de durée de vie (entre 152 484 et 4 817 290 cycles). En observant les sites d'amorçage, l'influence de la profondeur du caniveau a bien été jugée prépondérante par rapport aux autres caractéristiques du joint ou à la présence d'autres défauts, en particulier des porosités. Cependant, d'autres paramètres sont importants tel que la longueur sur laquelle le défaut profond s'étire le long du joint : plus le caniveau s'étire sur une profondeur constante, plus la durée de vie de l'échantillon est courte. Ensuite, il a été remarqué que les rayons de courbure du fond de caniveau jouaient un rôle prépondérant dans l'amorçage et le chemin suivi par la fissure : les lieux d'amorçage se trouvent au niveau des ces rayons, au fond du caniveau, mais leur localisation plus précise est liée à l'aspect de la surface du caniveau. Le concept d'ondulation de forme au fond du caniveau est ainsi proposé pour expliquer la localisation précise des lieux d'amorçage au sein de la longueur d'arc décrite par le rayon de courbure du fond. Il serait pertinent de développer une description de cette caractéristique du joint sous la forme d'un facteur de fréquence et d'un facteur d'amplitude, permettant de mieux caractériser le  $K_t$ , la position des sites d'amorçage et de passage de la fissure, mais cette partie n'a pas pu être développée plus avant dans ce travail.

Un dernier chapitre aborde l'ensemble des pistes de réflexion qui découlent du présent mémoire. La possibilité d'associer le concept d'ondulation pour l'intégrer au calcul théorique du  $K_t$  a été proposée. Finalement, il serait possible d'associer les facteurs de forme et le  $K_t$  aux paramètres de fabrication, afin de mieux connaître les conditions et les mécanismes générant les variations de forme du caniveau.

Enfin, il est suggéré que des joints possédant un caniveau « léger » seraient finalement un avantage pour le joint. Ainsi, des joints dans le niveau de qualité « C » selon la norme DIN EN ISO 13919-2 pourraient être plus intéressants en termes de durée de vie en fatigue puisqu'un tel défaut est signe que de la géométrie du joint à sa racine est induit une concentration de contrainte moins grande qu'au fond du caniveau, ce qui évite une concentration de contrainte dans la zone affectée thermiquement.



## **ANNEXE I**

### **PROGRAMME PYTHON UTILISÉ POUR LE CALCUL DES LARGEURS, PROFONDEURS ET RAYONS DE COURBURE DES CANIVEAUX**

Afin de faciliter la compréhension du présent mémoire et d'alléger le fichier, le code en langage python est fourni sous forme de fichier partagé avec Github disponible avec le lien suivant :  
<https://github.com/M74Cl217/Clement-POT-Memoire-Maitrise.git>.



## ANNEXE II

### CALCUL DES PARAMÈTRES DANS LE CAS DES BORDS INCLINÉS

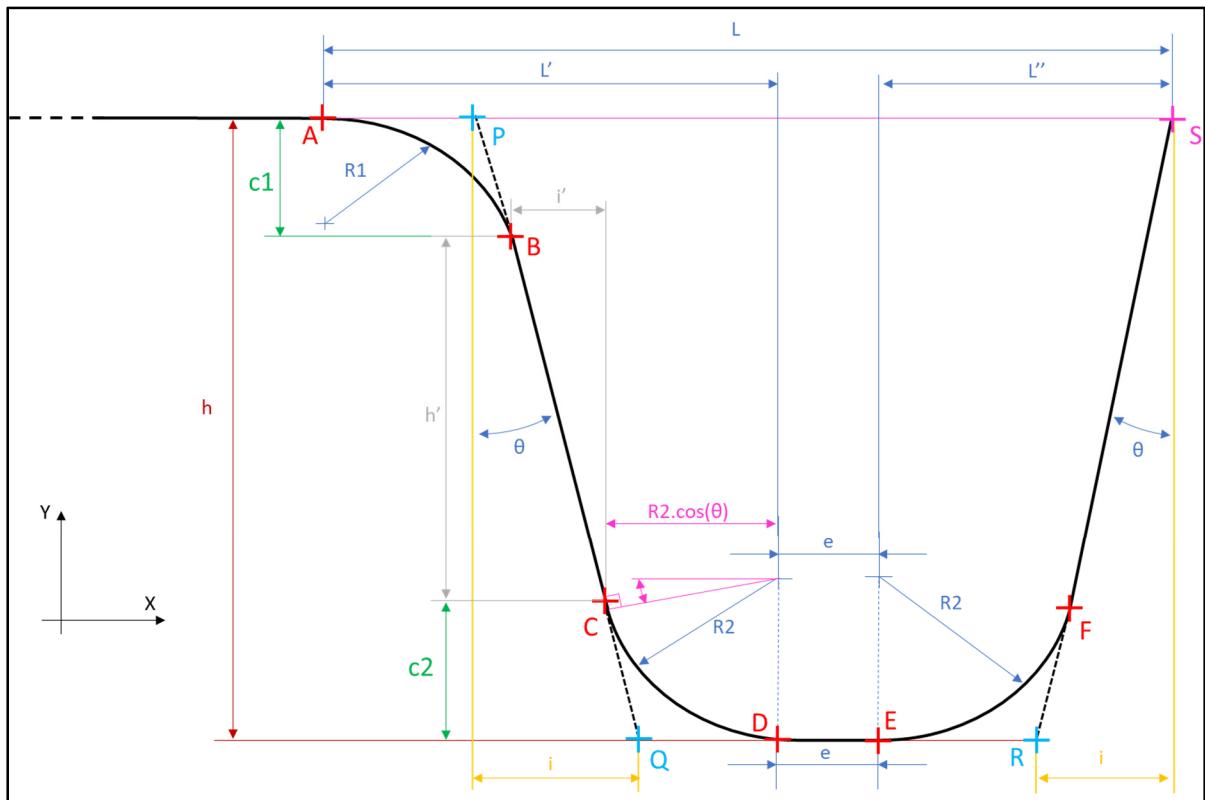


Figure-A II-1 Schéma des paramètres nécessaires au calcul des grandeurs du caniveau à bords inclinés

Le schéma ci-dessus donne l'ensemble des paramètres utilisés pour les calculs. Afin de les simplifier, les points A,B,C,D,E et F indiquent des point de tangence entre les arcs de cercle et les différents segments. Le schéma n'est pas à l'échelle et ne peut servir de moyen de calcul, il ne sert qu'à visualiser le positionnement de chaque grandeur.

Il est possible d'écrire que :

$$\tan(\theta) = \frac{i}{h} = \frac{i'}{h'} \quad (\text{A-II-1})$$

où  $i'$  est le projeté sur x du segment BC et  $h'$  le projeté sur y de ce même segment.

$$h = h' + c_1 + c_2 \quad (\text{A-II-2})$$

La tangence en C permet de poser que  $C'D' = R2 \cdot \cos(\theta)$ , résultat de la projection sur l'axe x de l'arc CD de rayon R2. En s'attardant un instant sur le triangle rectangle rose en partie basse, il est possible d'obtenir plusieurs relations. Le schéma suivant permet de mieux visualiser la situation.

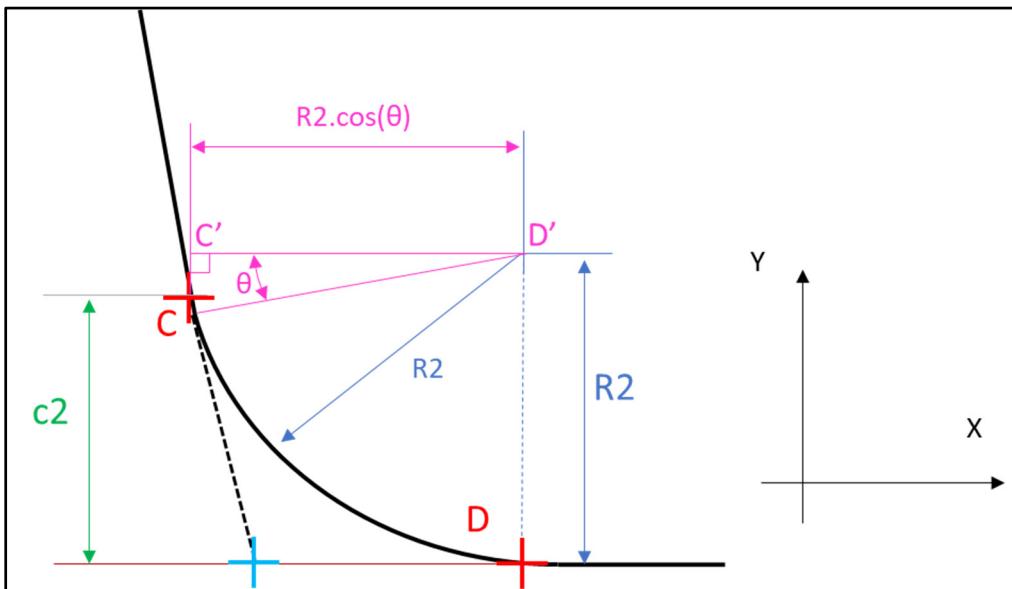


Figure-A II-2 détail du rayon de courbure du fond

Dans le triangle rectangle en C', il y a :

$$C'C = R2 \cdot \sin(\theta) \quad (\text{A-II-3})$$

Puisque

$$CD' = DD' = R2 \quad (\text{A-II-4})$$

La projection de CD sur y, égal à  $c_2$ , est alors donnée par la relation suivante :

$$c_2 = CD_y = D'D - C'C = R2 - R2 \cdot \sin(\theta) \quad (\text{A-II-5})$$

En procédant de la même façon pour l'arc supérieur AB, il est possible de noter :

$$c_1 = R1 \cdot (1 - \sin(\theta)) \quad (\text{A-II-6})$$

Combiner les équations (A-II-4),(A-II-5) et (A-II-6) mène à l'équation (A-II-7)

$$h = h' + R2 \cdot (1 - \sin(\theta)) + R1 \cdot (1 - \sin(\theta)) \quad (\text{A-II-7})$$

Il est aussi possible de poser la « largeur du fond » du caniveau,

$$l_f = e + 2 \cdot R2 \cdot \cos(\theta) \quad (\text{A-II-8})$$

Pour avoir la largeur totale du caniveau, il est d'abord nécessaire d'exprimer les données  $L'$  et  $L''$ . Pour  $L'$ , l'équation (A-II-9) donne :

$$L' = R1 \cdot \cos(\theta) + i' + R2 \cdot \cos(\theta) \quad (\text{A-II-9})$$

Or, l'équation (A-II-1) donne :  $i' = h' \cdot \tan(\theta)$  transformé, avec (A-II-7), en  $i' = (h - c_1 - c_2) \cdot \tan(\theta)$

D'où

$$i' = h \cdot \tan(\theta) - R2 \cdot \tan(\theta) \cdot (1 - \sin(\theta)) - R1 \cdot \tan(\theta) \cdot (1 - \sin(\theta)) \quad (\text{A-II-10})$$

Ce qui devient, en combinant les équations (A-II-9) et (A-II-10),

$$\begin{aligned} L' &= h \cdot \tan(\theta) + R1 \cdot (\cos(\theta) - \tan(\theta) + \tan(\theta) \cdot \sin(\theta)) \\ &\quad + R2 \cdot (\cos(\theta) - \tan(\theta) + \tan(\theta) \cdot \sin(\theta)) \end{aligned} \quad (\text{A-II-11})$$

D'où, en utilisant les relations de la trigonométrie,

$$L' = h \cdot \tan(\theta) + \frac{R1}{\cos(\theta)} \cdot (1 - \sin(\theta)) + \frac{R2}{\cos(\theta)} \cdot (1 - \sin(\theta)) \quad (\text{A-II-12})$$

Ensuite, il est nécessaire d'exprimer  $L''$ , le projeté sur l'axe x de la distance ES. Il est possible de noter que

$$L'' = ES_x = EF_x + FS_x \quad (\text{A-II-13})$$

ainsi que

$$FS_y = h - R2 \cdot (1 - \sin(\theta)) \quad (\text{A-II-14})$$

De fait,

$$FS_x = \tan(\theta) \cdot FS_y = h \cdot \tan(\theta) - R2 \cdot \tan(\theta) \cdot (1 - \sin(\theta)) \quad (\text{A-II-15})$$

Or

$$EF_x = R2 \cdot \cos(\theta) \quad (\text{A-II-16})$$

Avec (A-II-13), (A-II-15) et (A-II-16), il est possible d'arriver à :

$$L'' = h \cdot \tan(\theta) - R2 \cdot \tan(\theta) \cdot (1 - \sin(\theta)) + R2 \cdot \cos(\theta) \quad (\text{A-II-17})$$

Soit,

$$L'' = h \cdot \tan(\theta) + \frac{R2}{\cos(\theta)} \cdot (1 - \sin(\theta)) \quad (\text{A-II-18})$$

Les équations (A-II-12) et (A-II-18) permettent enfin d'obtenir la largeur du caniveau en fonction des paramètres connus :

$$L = L' + e + L'' \quad (\text{A-II-19})$$

$$\Leftrightarrow L = e + 2 \cdot h \cdot \tan(\theta) + \frac{R1}{\cos(\theta)} \cdot (1 - \sin(\theta)) + 2 \cdot \frac{R2}{\cos(\theta)} \cdot (1 - \sin(\theta)) \quad (\text{A-II-20})$$

$$- \sin(\theta))$$

$$\Leftrightarrow L = e + 2 \cdot i + \frac{R1}{\cos(\theta)} \cdot (1 - \sin(\theta)) + 2 \cdot \frac{R2}{\cos(\theta)} \cdot (1 - \sin(\theta)) \quad (\text{A-II-21})$$

## **ANNEXE III**

### **NOTICE DU PROTOCOLE DE RÉALISATION DES ESSAIS DE FATIGUE**

Les essais de ressuage ont été réalisés sur les éprouvettes au cours de la sollicitation. Les essais ont été réalisés en démontant l'éprouvette de la machine, après que sa position ait été soigneusement repérée pour faciliter le remontage. Les éprouvettes ont été nettoyés au solvant Cantesco C101A, puis le liquide pénétrant ZL-27A a été appliqué. Après un temps d'imprégnation de 10 à 30 minutes, les éprouvettes ont été nettoyées à sec avec un essuie-tout, avant application du révélateur Cantesco D101A. Un temps d'attente de 30 à 60 minutes a ensuite été nécessaire avant inspection sous lumière UV, ce qui n'a jamais permis de distinguer clairement les fissures avant la rupture. Les échantillons ont ensuite été remonté sur la machine de fatigue jusqu'au ressuage suivant ou jusqu'à la rupture.



## ANNEXE IV

### TABLEAU DES DONNÉES DE FATIGUE CONCERNANT CHAQUE ÉCHANTILLON

Pour une large part des échantillons, le recensement des sites d'amorçages s'est fait approximativement en comptant les lignes de rivière les plus visibles, voire simplement qualitativement, puisqu'il n'était pas possible de les recenser précisément à partir des faciès de rupture.

Numéro d'échantillon	Profondeur maximale h (mm)	Durée de vie (nombre de cycles)	Lieu des amorçages	Nombre de caniveaux	Nombre de sites d'amorçages	Porosité s
θ479-1	0,356	4 871 290	En haut, caniveau le moins profond	2	1	Peu
θ479-2	0,069	838 326	Racine du joint	1 (très court et très peu profond)	11	Oui
θ515-1	2,114	152 484	En haut, dans le caniveau	1	20	Oui
θ515-2	1,682	186 684	En haut, dans le caniveau	1	13	Oui
θ515-3	1,300	320 609	En haut, dans le caniveau	1	20	Oui
θ515-4	0,984	698 121	En haut, dans le caniveau	1	12	Oui
θ555-1	1,442	514 657	En haut, dans le caniveau	1	13	Oui
θ555-2	0,873	1 768 401	En haut, dans le caniveau	1	3	Oui
θ555-3	1,075	498 100	En haut, dans le caniveau	1	11	Oui
θ555-4	2,132	188 829	En haut, dans le caniveau	1	9	Oui
θ555-5	0	1 654 383	Racine du joint	Aucun	Difficile à déterminer	Peu

0615-1	2,628	173 812	En haut, dans l'effondrement	Effondrement	11	Peu
0615-2	1,141	470 376	En haut, dans le caniveau	1	11	Oui
0615-3	0,954	478 834	En haut, dans le caniveau	1	20	Oui
0615-4	1,406	288 852	En haut, dans le caniveau	1	14	Oui
0615-5	0	1 242 952	Racine du joint	Aucun	7	Peu
0637-1	1,497	398 489	En haut, dans l'effondrement	Effondrement	10	Oui
0637-2	0,969	1 186 778	En haut, dans le caniveau	1	13	Oui
0637-3	0,995	920 603	En haut, dans le caniveau	1	6	Oui
0637-4	1,020	627 533	En haut, dans le caniveau	1	7	Oui
0667-1	0,736	2 121 496	En haut, dans le caniveau	1	4	Non
0667-2	0,631	2 878 118	En haut, dans le caniveau	1	9	Non
0667-3	0,711	1 080 914	En haut, dans le caniveau	1	9	Non
0667-4	1,196	383 573	En haut, dans le caniveau	1	12	Non
0667-5	0,539	2 012 897	En haut, dans le caniveau	1	3	Non
0678-1	1,642	376 568	En haut, dans le caniveau	1	16	Oui
0678-2	1,544	277 360	En haut, dans le caniveau	1	19	Oui
0678-3	1,603	214 361	En haut, dans le caniveau	1	18	Oui
0678-4	1,872	194 864	En haut, dans le caniveau	1	16	Oui

## ANNEXE V

**TABLEAU RÉCAPITULATIF DES DONNÉES RELATIVES À LA PROFONDEUR  
DE CHAQUE ÉCHANTILLON**

<b>N° échantill on</b>	<b>Nombre total de cycle à la rupture</b>	<b>Profonde ur max. caniveau</b>	<b>Profonde ur moyenne</b>	<b>Écart type profonde ur</b>	<b>Écart à la moyenne (sens profondeu r)</b>	<b>Écart à la moyenne (sens inverse profondeu r)</b>
	<b>Cycles</b>	<b>mm</b>	<b>mm</b>	<b>mm</b>	<b>mm</b>	<b>mm</b>
<b>0667-1</b>	2 121 496	0,736	0,402	0,149	0,334	0,254
<b>0667-3</b>	1 080 914	0,711	0,404	0,141	0,307	0,280
<b>0637-3</b>	920 603	0,995	0,717	0,107	0,278	0,131
<b>0615-3</b>	478 834	0,954	0,711	0,142	0,243	0,243
<b>0667-4</b>	383 573	1,196	0,841	0,206	0,355	0,432
<b>0678-3</b>	214 361	1,603	1,414	0,097	0,189	0,260
<b>0667-2</b>	2 878 118	0,631	0,279	0,171	0,352	0,291
<b>0678-1</b>	376 568	1,642	1,237	0,114	0,405	0,174
<b>0678-4</b>	194 864	1,872	1,501	0,202	0,371	0,309
<b>0678-2</b>	277 360	1,544	1,405	0,053	0,139	0,103
<b>0615-4</b>	288 852	1,430	1,021	0,184	0,409	0,325
<b>0615-2</b>	470 376	1,141	0,853	0,176	0,288	0,338
<b>0637-2</b>	1 186 778	0,969	0,809	0,111	0,160	0,229
<b>0515-3</b>	320 609	1,3	1,082	0,093	0,218	0,207
<b>0515-1</b>	152 484	2,114	1,483	0,276	0,631	0,366
<b>0555-3</b>	498 100	1,075	0,696	0,261	0,379	0,519
<b>0515-2</b>	186 684	1,682	1,272	0,220	0,410	0,422
<b>0555-1</b>	514 657	1,442	0,873	0,354	0,569	0,691
<b>0637-4</b>	627 533	1,02	0,728	0,136	0,292	0,335
<b>0515-4</b>	698 121	0,984	0,763	0,133	0,221	0,259
<b>0555-2</b>	1 768 401	0,873	0,356	0,248	0,517	0,424
<b>0667-5</b>	2 012 897	0,539	0,250	0,123	0,289	0,233
<b>0479-1</b>	4 871 290	0,356	0,153	0,108	0,203	0,174



## LISTE DE RÉFÉRENCES BIBLIOGRAPHIQUES

- Cao, X., Wallace, W., Poon, C., & Immarigeon, J.-P. (2003a). Research and Progress in Laser Welding of Wrought Aluminum Alloys. I. Laser Welding Processes. *Materials and Manufacturing processes*, 18, 1-22. doi: 10.1081/AMP-120017586
- Cao, X., Wallace, W., Poon, C., & Immarigeon, J.-P. (2003b). Research and Progess in Laser Welding of Wrought Aluminum Alloys. II. Metallurgical Microstructures, Defects, and Mechanical Properties. *Materials and Manufacturing processes*, 18, 23-49. doi: 10.1081/AMP-120017587
- Chmelíčková, H., & Šebestová, H. (2012). Pulsed Laser Welding. Dans D. D. C. Dumitras (Éd.), *Nd YAG LASER* (pp. 318). Intech. Repéré à <http://www.intechopen.com/books/nd-yag-laser/pulsed-laser-welding>
- Duval, M. (2018). Soudage laser de l'aluminium. Repéré à <https://cealaluquebec.com/soudage-laser-aluminium/#top>
- Eibl, M., Sonsino, C. M., Kaufmann, H., & Zhang, G. (2003). Fatigue assessment of laser welded thin sheet aluminium. *International Journal of Fatigue*, 25, 719-731. doi: 10.1016/S0142-1123(03)00053-7
- Gao, Y. X., Yi, J. Z., Lee, P. D., & Lindley, T. C. (2004). The effect of porosity on the fatigue life of cast aluminium-silicon alloys. *Fatigue Fract Engng Mater Struct*.
- Gruzleski, J. E., & Closset, B. (1990). The treatment of liquid aluminium-silicon alloys. *American Foundrymen's Society*, 256.
- He, C., Huang, C., Liu, Y., Li, J., & Wang, Q. (2014). Effects of mechanical heterogeneity on the tensile and fatigue behaviours in a laser-arc hybrid welded aluminium alloy joint. *Materials and Design*, 65, 8. doi: 10.1016/j.matdes.2014.08.050
- Katayama, S., Kawahito, Y., & Mizutani, M. (2010). Elucidation of laser welding phenomena and factors affecting weld penetration and welding defects. *Physics Procedia*, 5, 9.
- Kelkar, G. (2008). Pulsed laser welding. *Welding Consultant*, 9. Repéré à <http://www.welding-consultant.com/PulsedLaserWelding.pdf>
- Lee, J. Y., Ko, S. H., Farson, D. F., & Yoo, C. D. (2002). Mechanism of keyhole formation and stability in stationary laser welding. *Journal of Physics D: Applied Physics*, 35.
- Ming Gao, Chen, C., Hu, M., Guo, L., Wang, Z., & Zeng, X. (2014). Characteristics of plasma plume in fiber laser welding of aluminum alloy. *Applied Surface Science*, 181-186. doi: 10.1016/j.apuscsc.2014.11.136

- Mizutani, M., Yamaguchi, Y., & Katayama, S. (2008). Fatigue properties of laser weld in aluminium alloy. *Welding International*, 22:10, 705-711. doi: 10.1080/09507110802465076
- Murakami, Y., & Nagata, J. (1991). Effects of small defects and nonmetallic inclusions on the fatigue strength of metals. *Key Engineering Materials*, 51-52, 37-42. doi: 10.4028/[www.scientific.net/KEM.51-52.37](http://www.scientific.net/KEM.51-52.37)
- Pastor, M., Zhao, H., & Debroy, T. (2000). Pore formation during continuous wave Nd:YAG laser welding of aluminum for automotive applications. *Rev. Metal.*, 36 (2), 108-117.
- Rappaz, M., Drezet, J. M., & Gremaud, M. (1999). A new Hot-Tearing Criterion. *Metallurgical and materials transactions A*, 30A, 6.
- Rasmussen, D. (2008). *Etude sur la fissuration à chaud de l'alliage 6061 lors du soudage par procédé hybride laser-GMAW* (Université du Québec à Chicoutimi).
- Serrano-Munoz, I., Buffiere, J.-Y., Verdu, C., Gaillard, Y., Mu, P., & Nadot, Y. (2015). Influence of surface and internal casting defects on the fatigue behaviour of A357-T6 cast aluminium alloy. *International Journal of Fatigue*, 82, 361-370.
- Shannon, G. (2015). Laser welding basics - CW, pulsed or modulated? Repéré sur Amada Miyachi Blog à <http://info.amadamiyachi.com/blog/laser-welding-basics-%E2%80%93-cw-vs-pulsed-operation>
- Stacy, J. S. A. (2021). Least-Squares Circle Calculator. Repéré le 08/07/2021 à [https://goodcalculators.com/best-fit-circle-least-squares-calculator/?fbclid=IwAR2Fo9Zt1-eXeLXBbURfqP90EbQZev1Fpf\\_-ED4Ie2F6nSiTbRgMtcCVUPs](https://goodcalculators.com/best-fit-circle-least-squares-calculator/?fbclid=IwAR2Fo9Zt1-eXeLXBbURfqP90EbQZev1Fpf_-ED4Ie2F6nSiTbRgMtcCVUPs)
- Tirand, G. (2012). *Etude des conditions de soudage laser d'alliages base aluminium par voie expérimentale et à l'aide d'une simulation numérique* (Université Bordeaux 1).
- Wang, L., Gao, M., Zhang, C., & Zeng, X. (2016). Effect of beam oscillating pattern on weld characterization of laser welding of AA6061-T6 aluminum alloy. *Materials and Design* 108, 11. doi: 10.1016/j.matdes.2016.07.053
- Wang, Z., Oliveira, J. P., Zeng, Z., Bu, X., Peng, B., & Shao, X. (2018). Laser beam oscillating welding of 5A06 aluminum alloys: Microstructure, porosity and mechanical properties. *Optics and Laser Technology*, 111, 8. doi: 10.1016/j.optlastec.2018.09.036
- Wenpei, H., & Xianfeng, S. (2016). Effects of welding positions on welding quality in CO<sub>2</sub> laser welding of 5A90 aluminum-lithium alloy. *High power laser and particule beams*, 28. doi: 10.11884/HPLPB201628.150690

- Xiao, R., & Zhang, X. (2013). Problems and issues in laser beam welding of aluminum-lithium alloys. *The Society of Manufacturing Engineers*.
- Zedan, Y., Houria, M. I., Vanderesse, N., Atmani, F., Mirakhorli, F., Nadeau, F., . . . Bocher, P. (2021). Fatigue properties of continuous wave and pulsed wase laser cold-wire welding of thick section AA6005-T6 aluminum alloys. *International Journal of Fatigue*, 147. doi: 10.1016/j.ijfatigue.2021.206184
- Zhang, C., Gao, M., Wang, D., Yin, J., & Zeng, X. (2016). Relationship between pool characteristic and weld porosity in laser arc hybrid welding of AA6082 aluminum alloy. *Journal of Materials Processing Technology*, 217-222. doi: 10.1016/j.jmatprotec.2016.10.001