

Titre: Le fluoperçage et le fluotaraudage comme moyen d'améliorer la
durée de vie en fatigue d'éprouvettes trouées représentatives
d'implants de type plaque
Title:

Auteur: Léa Romain
Author:

Date: 2024

Type: Mémoire ou thèse / Dissertation or Thesis

Référence: Romain, L. (2024). Le fluoperçage et le fluotaraudage comme moyen d'améliorer
la durée de vie en fatigue d'éprouvettes trouées représentatives d'implants de
type plaque [Mémoire de maîtrise, Polytechnique Montréal]. PolyPublie.
Citation: <https://publications.polymtl.ca/59461/>

 **Document en libre accès dans PolyPublie**
Open Access document in PolyPublie

URL de PolyPublie: <https://publications.polymtl.ca/59461/>
PolyPublie URL:

**Directeurs de
recherche:** Myriam Brochu
Advisors:

Programme: Génie mécanique
Program:

POLYTECHNIQUE MONTRÉAL

affiliée à l'Université de Montréal

**Le fluoperçage et le fluotaraudage comme moyen d'améliorer la durée de vie
en fatigue d'éprouvettes trouées représentatives d'implants de type plaque**

LÉA ROMAIN

Département de génie mécanique

Mémoire présenté en vue de l'obtention du diplôme de *Maîtrise ès sciences appliquées*

Génie mécanique

2024

POLYTECHNIQUE MONTRÉAL

affiliée à l'Université de Montréal

Ce mémoire intitulé :

Le fluopercage et le fluotaraudage comme moyen d'améliorer la durée de vie en fatigue d'éprouvettes trouées représentatives d'implants de type plaque

présentée par **Léa ROMAIN**

en vue de l'obtention du diplôme de *Maîtrise ès sciences appliquées*

a été dûment accepté par le jury d'examen constitué de :

Walid JOMAA, président

Myriam BROCHU, membre et directrice de recherche

Julie LÉVESQUE, membre

REMERCIEMENTS

Je souhaite exprimer ma profonde gratitude à ma directrice de recherche, Myriam Brochu, dont le soutien indéfectible, les conseils avisés et l'encadrement bienveillant ont été déterminants tout au long de ce projet. Son expertise et sa disponibilité m'ont permis de mener à bien ce travail.

Je suis très reconnaissante envers Mohamed Akram Mechter, dont le projet de doctorat a inspiré mon projet de recherche. Sa disponibilité et ses réponses à mes questionnements ont été essentielles à l'avancement de mon travail.

Je tiens à remercier chaleureusement le laboratoire partenaire SUNI PFT où j'ai effectué la préparation des éprouvettes pour les campagnes d'essais. Mes remerciements vont particulièrement à mon Co directeur Yann Macé, pour son soutien continu, à l'ingénieur Benjamin Hervé, dont l'aide quotidienne a été inestimable, au chercheur Olivier Kerbrat, qui m'a guidé et expliqué de nombreux concepts, ainsi qu'à Pierre Guillon, pour ses précieux conseils et démonstrations en matière d'usinage. Je remercie également toute leur équipe pour leur accueil convivial et leur soutien.

Je tiens à remercier le LaPOM, laboratoire de ma directrice de recherche, et en particulier Nicolas Jacquot, pour son soutien constant et son aide précieuse dans la réalisation de mes essais. Je remercie également tous mes collègues du laboratoire pour leur bienveillance, leur joie de vivre et leur soutien.

Je suis très reconnaissante envers le laboratoire CM² où j'ai notamment réalisé mes analyses au MEB. Un remerciement spécial à Etienne Bousser et Nicole MacDonald pour leur formation, leur aide et leur disponibilité sans faille.

Je tiens également à remercier toutes les personnes que j'ai eu l'occasion de rencontrer au cours de ce projet, pour leur enthousiasme et leur participation active, qui ont grandement enrichi cette expérience. Notamment, les techniciens de Polytechniques Montréal, ceux de SUNI PFT, les chercheurs que j'ai pu côtoyer lors de rencontres et les étudiants que j'ai rencontrés.

Enfin, je tiens à exprimer toute ma gratitude à mes amis et à ma famille pour leur soutien inconditionnel et leurs compréhensions, ou incompréhensions, tout au long de ce projet. Leur encouragement a été une source de motivation.

RÉSUMÉ

Cette étude vise à évaluer l'utilisation du perçage et du taraudage déformant dans l'optique d'améliorer la durée de vie en fatigue des éprouvettes représentatives d'implants orthopédiques de type plaque. La littérature montre que les trous taraudés sont des concentrateurs de contraintes pouvant mener au bris par fatigue des implants orthopédiques. Dans une très récente étude, une alternative aux procédés de perçage (PC) et taraudage (TC) par coupe est utilisée pour former ces trous. Il s'agit des techniques de perçage et de taraudage par déformation : le fluoperçage (FP) et le fluotaraudage (FT). Les résultats publiés révèlent que les discontinuités causées par le FT, et l'écrouissage induit par le FP et le FT, sont néfastes en ce qui concerne la durée de vie en fatigue. Ce projet de maîtrise poursuit ces travaux afin d'explorer des conditions de mise en forme alternatives qui produiraient des bénéfices en fatigue.

Le travail présenté est essentiellement de nature expérimentale. Il est réalisé sur des éprouvettes en acier inoxydable austénitique 316L. La première partie du projet de maîtrise consiste à examiner les effets de la variation des conditions de mise en forme des trous taraudés sur la présence des discontinuités et sur l'écrouissage, via des examens métallographiques et des mesures de microdureté.

Les résultats de cette partie du projet montrent que les discontinuités sont inhérentes au procédé de FT. Elles ont été observées sur tous les spécimens aux trous taraudés, indépendamment de la vitesse de rotation du taraud déformant ($\omega_T=100, 260$ et 400 rpm). L'utilisation d'outils coupants, au contraire, n'engendre pas de discontinuités à l'échelle observée.

Les relevées de micro dureté montrent que la combinaison du FP et du FT augmente la microdureté de 80 ± 8 % en proche surface des filets. Lorsque l'impact du FP sans FT est analysé, l'augmentation de la microdureté varie en fonction des vitesses de descente et de rotation utilisées de 20 à 40 %. Une diminution de la vitesse de descente et/ou une augmentation de la vitesse de rotation augmentent l'échauffement de la matière. Lorsque la matière est plus chaude, la zone affectée thermiquement s'élargit et le matériau s'adoucit. Lorsque l'impact du FT est étudié indépendamment (avec un PC préalable), la microdureté augmente de 75 ± 6 % au sommet d'un filet PC+FT par rapport au métal de base. La variation de la vitesse de FT n'impacte pas l'écrouissage induit, dans la limite des trois valeurs essayées.

La seconde partie du projet présente, sous forme d'un article scientifique, l'étude du comportement en fatigue en flexion quatre points d'éprouvettes représentatives des implants orthopédiques de type plaque. Les trous des éprouvettes sont mis en forme dans les conditions choisies à la suite des résultats de la première partie du projet. Trois lots d'éprouvettes sont étudiés. Le premier possède des trous taraudés par PC et FT, le second par FP et TC, et le dernier par PC et TC, il s'agit de la référence. Les essais sont menés à trois niveaux de contraintes avec un rapport de charge de $R=0.1$ et une fréquence de $f=20$ Hz.

La courbe de Wöhler obtenue pour ces trois lots ainsi que les analyses fractographiques montrent que les discontinuités au sommet des filets FT amorcent des fissures et diminuent la durée de vie en fatigue. En effet, au chargement le plus faible, la durée de vie en fatigue des éprouvettes PC+FT n'excède pas 4.10^5 cycles, tandis que les éprouvettes aux trous FP+TC ont des durées de vie supérieures à cette valeur.

Des fissures secondaires sont aussi observées en sous-couche, dans les régions ayant subi un FP et/ou un FT. Ces fissures se retrouvent dans une région fortement écrouie ou dans une région avec une plus grande proportion de phase sigma. Cette phase est connue pour son comportement fragile, pouvant contribuer à une réduction de la durée de vie en fatigue.

En conclusion, le fluoperçage et le fluotaraudage induisent des caractéristiques macro et microstructurales qui n'améliorent pas la vie en fatigue des ÉRIPs en acier 316L sous un chargement de flexion quatre points. Néanmoins, leurs caractéristiques peuvent être bénéfiques pour des matériaux sans phase fragile et moins sujets au sur écrouissage ou pour d'autres scénarios d'utilisation.

ABSTRACT

This study aims to evaluate the use of flow drilling and flow tapping to enhance the fatigue life of specimen's representative of orthopedic plate-type implants. Literature indicates that threaded holes are stress concentrators that can lead to fatigue failure in orthopedic implants. In a recent study, an alternative to cutting drilling (CD) and cutting tapping (CT) was employed to create these holes, using deformation-based techniques: flow drilling (FD) and flow tapping (FT). The published results reveal that the discontinuities caused by FT, as well as the work hardening induced by both FD and FT, negatively impact fatigue life. This master's project continues this work by exploring alternative forming conditions that could yield fatigue life improvements.

This work is experimental in nature, carried out on 316L austenitic stainless steel specimens. The initial phase of this master's project investigates how variations in the forming conditions of threaded holes affect the presence of discontinuities and work hardening, using metallographic analysis and microhardness measurements.

The results from this part of the project show that discontinuities are inherent to the FT process. They were observed in all specimens with threaded holes, regardless of the rotational speed of the forming tap ($\omega_T=100, 260$ and 400 rpm). In contrast, the use of cutting tools does not result in observable discontinuities.

Microhardness measurements indicate that the combination of FD and FT increase microhardness by $80\pm 8\%$ near the thread surface. When the impact of FD alone is assessed, the increase in microhardness varies from 20 to 40 %, depending on the feed rate and rotational speed. Lowering the feed rate and/or increasing the rotational speed leads to greater material heating. As the material heats up, the thermally affected zone expands, and the material softens.

When the impact of FT is studied independently (with prior CD), microhardness increases by $75\pm 6\%$ at the crest of a CD+FT thread compared to the base metal. The variation in FT speed does not significantly affect the induced work hardening within the range of the three tested values.

The second part of the project, presented as a scientific article, examines the fatigue behaviour under four-point bending of specimens that represent plate-type orthopedic implants. The holes in these specimens are formed using the conditions determined from the first part of the project. Three sets of specimens are analyzed: the first with holes CD and FT, the second with FD and CT, and

the third with CD and CT, serving as the reference. The tests are performed at three stress levels with a load ratio of $R=0.1$ and a frequency of $f=20$ Hz.

The Wöhler curves and fractographic analyses for these three sets of specimens indicate that discontinuities at the crest of FT threads act as crack initiator, reducing fatigue life. At the lowest stress level, the fatigue life of the CD+FT specimens is limited to $4 \cdot 10^5$ cycles, whereas specimens with holes formed by FD+CT OR CD+CT exhibit longer fatigue lives.

Secondary cracks are also observed in the subsurface regions that have undergone FD and/or FT. These cracks are found in areas with significant work hardening or a higher proportion of sigma phase, which is known for its brittle nature and can further contribute to the reduction of fatigue life.

In conclusion, flow drilling and flow tapping produce macro- and microstructural features that do not improve the fatigue life of 316L stainless steel plate-type orthopedic implants under four-point bending conditions. However, these techniques might offer advantages for materials without brittle phases or those less susceptible to excessive work hardening, as well as for other application scenarios.

TABLE DES MATIÈRES

REMERCIEMENTS	III
RÉSUMÉ.....	IV
ABSTRACT	VI
LISTE DES TABLEAUX.....	XII
LISTE DES FIGURES.....	XIV
LISTE DES SIGLES ET ABRÉVIATIONS	XXI
LISTE DES ANNEXES.....	XXIV
CHAPITRE 1 INTRODUCTION.....	1
1.1 Mise en contexte.....	1
1.2 Objectif du projet	3
1.3 Organisation du mémoire	3
CHAPITRE 2 REVUE DE LITTÉRATURE	5
2.1 Généralités sur l'utilisation des trous taraudés dans l'industrie.....	5
2.2 De la plaque de métal au trou taraudé mis en forme par déformation	7
2.2.1 Le fluoperçage.....	7
2.2.2 Le fluotaraudage.....	14
2.3 Caractéristiques microstructurales et écrouissage.....	20
2.3.1 Déformation des grains	20
2.3.2 Augmentation de la microdureté	21
2.3.3 Augmentation des contraintes résiduelles de compression	23
2.4 Tenue mécanique des éléments déformés plastiquement.....	23
2.4.1 Comportement sous sollicitations monotones.....	23
2.4.2 Comportement en fatigue	26

2.5	Sommaire de la littérature	28
CHAPITRE 3 STRUCTURE DU PROJET.....		30
3.1	Objectifs spécifiques	30
3.2	Organisation du projet.....	31
CHAPITRE 4 MÉTHODOLOGIE EXPÉRIMENTALE GÉNÉRALE.....		33
4.1	Le matériau.....	33
4.2	Les éprouvettes représentatives d'implants de type plaque (ÉRIPs)	34
4.3	Préparations métallographiques	36
4.3.1	Polissage.....	37
4.3.2	Attaque électrochimique	37
4.3.3	Observations microscopiques.....	38
4.3.4	Microdureté	38
CHAPITRE 5 AMÉLIORATION DE LA QUALITÉ DES TROUS TARAUDÉS		40
5.1	Matériel et méthode.....	40
5.1.1	Les outils	41
5.1.2	Le montage	44
5.1.3	Mesure de la température	46
5.1.4	Préparation métallographiques	48
5.1.5	Caractérisation des replis	48
5.1.6	Caractérisation de l'écrouissage.....	49
5.2	Résultats visant à supprimer les replis en sommet des filets.....	50
5.2.1	Influence de la vitesse de rotation de taraudage déformant	50
5.2.2	Influence de l'outil de taraudage	52
5.3	Résultats visant à bénéficier de l'écrouissage	53

5.3.1	Valeurs de référence.....	53
5.3.2	Écrouissage induit par le perçage.....	54
5.3.3	Écrouissage induit par le taraudage.....	57
5.4	Observations micrographiques des échantillons FP.....	59
5.5	Choix pour la partie comportement fatigue.....	61
CHAPITRE 6 COMPOTEMENT EN FATIGUE : ARTICLE 1 : FLOW DRILLING AND FLOW TAPPING AS A MEAN TO IMPROVE THE FATIGUE LIFE OF SPECIMENS REPRESENTING PLATE-TYPE ORTHOPEDIC IMPLANTS		64
6.1	Abstract	64
6.2	Introduction and literature review	65
6.3	Material and experimental procedure.....	69
6.3.1	Design and specimen preparation	69
6.3.2	Microstructural characterization	72
6.3.3	Microhardness measurement.....	73
6.3.4	Fatigue tests.....	73
6.3.5	Fractographic analysis.....	74
6.4	Results	75
6.4.1	Temperature during the Flow drilling operation	75
6.4.2	Macro and microstructure characterization.....	76
6.4.3	Fatigue tests.....	83
6.5	Discussion	88
6.6	Conclusion and perspectives	89
6.7	Acknowledgments.....	91
6.8	Funding.....	91
6.9	Declaration of generative AI and AI-assisted technologies in the writing process	91

CHAPITRE 7	DISCUSSION GENERALE	92
7.1	Importance des replis sur la défaillance en fatigue des ÉRIPs.....	92
7.1.1	Orientation des replis	92
7.1.2	Effet potentiel de la présence de vis.....	93
7.2	Autres moyens de réduire la sévérité des replis	94
7.3	Influence du matériau.....	95
7.4	Perspectives d'utilisation du FP et FT.....	96
7.5	Défis expérimentaux	97
7.5.1	Importance de la préparation des ÉRIPs	97
7.5.2	Glissement lors des essais de fatigue	97
CHAPITRE 8	CONCLUSION	99
8.1	Retour sur les objectifs spécifiques du projet.....	99
8.2	Principales conclusions	100
8.3	Recommandations et travaux futurs.....	100
RÉFÉRENCES.....		101
ANNEXES		128

LISTE DES TABLEAUX

Tableau 2.1 : Valeurs des caractéristiques de l'outil de fluoperçage pour quatre études menées sur de l'acier AISI304. ^a Bassiouny et al. (2023). ^b Chow et al. (2008). ^c Urbikain et al. (2018)..	11
Tableau 2.2 : Comparaison des résultats d'essais de traction réalisés sur des pièces taraudées par coupe et par déformation. ^a Hietala et al. (2019). ^b Fromentin et al. (2005). ^c Bassiouny et al. (2023).	23
Tableau 2.3 : Charge à la rupture en traction monotone pour différents pourcentages de formation des filets par déformation. ^a Chen et al. (2022).	24
Tableau 2.4 : Capacité de charge en fonction des combinaisons employées pour former le trou taraudé. ^a Bassiouny et al. (2023).	25
Tableau 4.1 : Composition chimique de l'acier 316L utilisé (en pourcentage massique)	34
Tableau 4.2 : Propriétés mécaniques de l'acier 316L utilisé	34
Tableau 4.3 : Protocole de polissage pour les observations microstructurales	37
Tableau 5.1 : Outils utilisés pour les différentes opérations de mise en forme des trous taraudés. Les lettres (a) à (d) font référence aux photos de la Figure 5.2.	41
Tableau 5.2 : Conditions de taraudage explorées pendant la première partie du projet	44
Tableau 5.3 : Analyse ANOVA avec un seuil de 5 % pour la dépendance entre la vitesse de rotation de FP et la microdureté pour chaque distance de mesure	56
Tableau 5.4 : Analyse ANOVA avec un seuil de 5 % pour la dépendance entre la vitesse de descente de FP et la microdureté pour chaque distance de mesure	56
Tableau 5.5 : Analyse ANOVA avec un seuil de 5 % pour la dépendance entre la vitesse de rotation de FT et la microdureté pour chaque distance de mesure	58
Tableau 5.6 : Résumé des particularités du PC, TC, FP et FT observées pendant ce projet	62
Tableau 5.7 : Récapitulatif des conditions choisies pour la mise en forme des trous taraudés des ÉRIPs de la partie sur le comportement en fatigue	63
Table 6.1: Chemical composition of 316L stainless steel as per mill test certificate and ASTM A240	69

Table 6.2: Mechanical properties of 316L stainless steel measured and provided by Anica Steel	69
Table 6.3: Description of the drilling and tapping processes used to manufacture the fatigue test specimens	72
Table 6.4: Maximal and minimal force applied at three force levels conditions	74
Table 6.5: Exponent of the Wöhler model and the curve constant for both batch CD+FT and FD+CT	84
Table 6.6: Tapping characteristics observed depending on the drilled hole	88
Table 6.7: Drilling characteristics observed.....	89
Tableau 7.1 : Résumé des observations menées à la Section 5.1.3 et impact du rayon de repli mesuré sur sa sévérité en fatigue	94
Table C.8.1: Classification of initiation sites for F_{max} equals to 50% of F_{yield}	112
Table C.8.2: Classification of initiation sites for F_{max} equals to 60% of F_{yield}	113
Table C.8.3: Classification of initiation sites for F_{max} equals to 75% of F_{yield}	113

LISTE DES FIGURES

Figure 1.1 : Radiographies du fémur fracturé avec un implant de type LCP (a) avant le bris et (b) après le bris de l'implant (CS : vis de compression et LS : vis de verrouillage). De [4] par Gervais et al., 2016. © 2016 par Gervais et al. Reproduit avec permission.	2
Figure 2.1 : Comparaison d'un trou taraudé obtenu par : (a) les techniques de perçage et taraudage coupantes et (b) les techniques de perçage et de taraudage déformantes.....	6
Figure 2.2 : Identification des différentes parties d'un outil de FP. Inspiré de [11] par Formdrill.	8
Figure 2.3 : Schématisation des étapes de FP pour former un trou de diamètre 9.3 mm dans de l'acier AISI 316L pour $\omega_D=1900$ rpm et $f_D=100$ mm/min : relevés de la force ($F_{a,D}$), du couple (T_D), de la puissance active (P_D) et de la température (T) mesurée au sein de l'outil de FP. Les photographies et le filigrane de l'outil correspondent à l'avancée de l'opération.	8
Figure 2.4 : Schématisation de la géométrie obtenue en fonction de l'outil de FP utilisé. Inspiré de [11] par Formdrill.....	10
Figure 2.5 : Effet du rapport t/dD sur la qualité des collerettes formées pour l'alliage d'aluminium 6061-T651. De [13] par Su et al., 2018. © 2018 par Su et al. Reproduit avec permission...	11
Figure 2.6 : Comparaison du FP de trois matériaux différents au travers de la vue en coupe du trou FP et de l'état de surface obtenu pour (a) de l'Acier AISI 304, (b) de l'Inconel 718 et (c) l'alliage Ti-6Al-4V. Adaptée avec permission de [17] par Dehghan et al., 2019. Licence CC BY.	12
Figure 2.7 : Schématisation (a) d'un outil de FT et comparaison des vues en coupe radiale (b) d'un outil de FT et (c) d'un outil de TC. Inspiré de [11] par Formdrill.	14
Figure 2.8 : Schématisation de la formation des filets par FT. Inspiré de [12] par Fromentin et al., 2005 et de [21] par He et al., 2022.	15
Figure 2.9 : Schématisation des étapes de FT pour former le taraudage M10x1.25 dans un trou fluopercé de diamètre 9.3 mm dans de l'acier AISI 316L pour $\omega_T=260$ rpm : relevés de la force ($F_{a,T}$) et du couple (T_T) mis en jeu, et relevé de la puissance active (P_T) au cours de l'opération. Les photographies sont positionnées pour correspondre aux étapes en cours...	16

- Figure 2.10 : Schématisation de la normalisation du diamètre de perçage pour (a) un trou percé, (b) un taraudage coupant, et approximation de ce diamètre pour (c) le taraudage par déformation et (d) l'équivalent utilisé pour les calculs. Inspiré de [12] par Fromentin et al., 2005. 19
- Figure 2.11 : Demi-vue en coupe d'un trou FP et FT avec l'identification des trois zones microstructurellement affectées 20
- Figure 2.12 : Schéma et observations au microscope optique de la microstructure obtenue (a) dans le fibrage du trou FP, (b) dans la pleine matière, (c) au sommet d'un filet déformé, (d) au fond de filet d'un filet déformé, (e) au sommet d'un filet coupé et (f) au fond de filet d'un filet coupé. Adaptée avec permission de [5] par Mechter et al., 2024. © 2024 par Mechter et al. 21
- Figure 2.13 : Profil de microdureté obtenu pour de l'acier AISI 304 sur un trou M8x1.25 FP+FT et PC+TC. Adaptée de [8] par Bassiouny et al., 2023. Licence CC BY..... 22
- Figure 2.14 : Mise en commun des données de microdureté obtenues suite à un FP à différentes vitesses de rotation et de descente sur de l'acier AISI 304. Adaptée de [8] par Bassiouny et al., 2023. Licence CC BY. 22
- Figure 2.15 : Photographies des trous taraudés proposés par l'étude de Wu et al. : (a) perçage et taraudage déformant, (b) perçage déformant et taraudage coupant, (c) perçage coupant et taraudage déformant et (d) perçage et taraudage coupant. De [28] par Wu et al., 2021. © 2021 par Wu et al. Reproduit avec permission. 25
- Figure 2.16 : Courbe M-N tracée à partir des résultats obtenus par Mechter et al. [5]. Adaptée avec permission de [5] par Mechter et al., 2024. © 2024 par Mechter et al. 26
- Figure 2.17 : Fractographies du filet d'une éprouvette FP+FT éprouvée en fatigue : (a) vue d'un demi faciès au microscope optique dans le plan de rupture, (b) focus au microscope optique sur le premier sommet en tension à gauche du faciès de rupture, (c) vue au MEB de la couche fortement écrouie en proche surface, potentielle amorce de rupture et (d) vue au MEB du repli en sommet de filet zone d'amorce de fissures. Adaptée avec permission de [5] par Mechter et al., 2024. © 2024 par Mechter et al. 27
- Figure 3.1 : Sommaire expérimental suivi pour répondre à l'OS 1 32
- Figure 4.1 : Microstructure de l'acier austénitique inoxydable 316L utilisé obtenue avec une attaque chimique à l'Aqua Regia pendant 40 secondes et observée au microscope optique 34

Figure 4.2 : Photographie de la découpe des barres d'acier de 1 m de long en éprouvettes 180 mm de long	35
Figure 4.3 : Dessin technique des éprouvettes utilisées (côtes en millimètres). La direction de laminage de la barre est selon l'axe x	36
Figure 4.4 : Schématisation des étapes de préparation métallographique des échantillons de la découpe des éprouvettes à l'observation des zones d'intérêts	36
Figure 4.5 : Schéma du montage utilisé pour l'attaque électrochimique	38
Figure 5.1 : Schématisation de la combinaison des différents paramètres employés	40
Figure 5.2 : Outils utilisés pour les quatre opérations : (a) outil de fluoperçage, (b) foret coupant, (c) outil de fluotaraudage et (d) taraud coupant	42
Figure 5.3 : Photographie du montage avec la mise en place d'un pinceau recouvert de pâte de fluoperçage pour assurer un dépôt uniforme de cette pâte.....	43
Figure 5.4 : Photographies de la CNC utilisée et des instruments de mesure utilisés	45
Figure 5.5 : Montage de mise et de maintien en position de l'éprouvette pour les opérations de perçage et taraudage	46
Figure 5.6 : Outil de FP avec la mesure de température installée : (a) photographie de l'outil mis en place sur la broche de la CNC et (b) modélisation CAO du thermocouple inséré dans l'outil	47
Figure 5.7 : Température de l'outil préconisée par le fabricant FormDrill [11]	48
Figure 5.8 : Schématisation d'un trou taraudé coupé. La zone d'intérêt analysée est représentée par le rectangle bleu	48
Figure 5.9 : Image prise au microscope optique dans le plan longitudinal indiquant (a) la distance mesurée pour la profondeur d'un repli et (b) le rayon d'un repli.....	49
Figure 5.10 : Valeurs moyennes mesurées (a) des profondeurs et (b) rayons des replis en fonction de la vitesse de rotation (nombre sur l'axe des abscisses) et du plan observé (lettre sur l'axe des abscisses).....	51

Figure 5.11 : Vue en coupe transversale (a) et longitudinale (b) au microscope optique des filets FT où les profondeurs des replis sont numérotées de 1 à 4 et les rayons de 5 à 8	51
Figure 5.12 : Sommet de filet obtenu avec (a) un taraud coupant et (b) un taraud à refouler à la suite d'un PC aux conditions constructeur	52
Figure 5.13 : Observations au microscope optique suite à une attaque électro chimique de la microstructure d'un trou (a) FP sur laquelle est schématisée la quantité de matière retirée par TC et (b) d'un trou FP puis TC	53
Figure 5.14 : Profils de microdureté moyens obtenus pour un trou PC+TC et un trou FP+FT percés et taraudés aux conditions de référence.....	54
Figure 5.15 : Moyenne des profils de microdureté en fonction de la vitesse de rotation de FP à $f_D=260$ mm/min	55
Figure 5.16 : Moyenne des profils de microdureté en fonction de la vitesse de descente de FP à $\omega_D = 1900$ rpm.....	55
Figure 5.17 : Moyenne des profils de microdureté en fonction de la vitesse de rotation de FT ...	58
Figure 5.18 : Microstructures d'un trou FP à $\omega_D=1600$ rpm et $f_D=260$ mm/min obtenues suite à une attaque électrochimique observées au microscope optique dans la zone : (a) ultrafine, (b) écrouie et (c) des grains équiaxes.....	59
Figure 5.19 : Évolution de (a) la température mesurée au sein de l'outil de FP, (b) du temps de cycle, (c) de la longueur de la zone recristallisée et (d) l'augmentation relative de microdureté par rapport à la base en fonction des trois vitesses de rotation et des trois vitesses de descente utilisées.....	61
Figure 6.1: Microstructure at the crest and the root of a hole obtained by (a, b) FD and FT and by (c, d) CT and FT (images extracted with permission from [5] by Mechter and al., 2024). The horizontal bands in the microstructure are a result of the bar rolling process prior to specimen manufacturing.....	67
Figure 6.2: M-N diagram for the fatigue tests of CD+CT and FD+FT specimens conducted by Mechter and al. (data extracted with permission from [5] by Mechter and al., 2024).....	68
Figure 6.3: Specimens dimension in mm	70

Figure 6.4: Tools for the (a) Cutting Drilling, (b) Cutting Tapping, (c) Flow Drilling, and (d) Flow Tapping.....	70
Figure 6.5: Half-views of holes formed with the four different sequences. The black horizontal lines schematize the band structure of the hot-rolled bar.....	72
Figure 6.6: Four-point bending fixture used for the fatigue test (inspired by [5], [46])	74
Figure 6.7: Cross-sectional view of a fractured hole. In this example, the left side of the fracture surface is observed because $a_1 \leq a_2$	75
Figure 6.8: Temperature evolution during the FD operation at 1900 rpm and 260 mm/min for creating a 9.3 mm diameter hole, displayed as a function of the percentage of the operation. The pictures of the FD tool highlight the specific section engaged at each stage of the process.	76
Figure 6.9: Microstructure of a CD+CT hole: (a) microstructure obtained with electro chemical etching observed with an optical microscope and (b) crystal orientation map at 2 mm from the bore surface, obtained by EBSD with a step size of 0.2 μm	77
Figure 6.10: Micro hardness measurement depending on the deepness and the method employed along with the bulk material micro-hardness	78
Figure 6.11: Microstructure of a FD hole: (a) microstructure obtained with electro chemical etching observed with an optical microscope and crystal orientation map obtained by EBSD with a step size of 0.1 μm at (b) the bore surface, (c) 0.5 mm and (d) 3.5 mm from the bore surface	80
Figure 6.12: Microstructure of a FD and CT hole obtained with electro chemical etching observed with an optical microscope.....	80
Figure 6.13: Microstructure of a CD and FT hole: (a) microstructure obtained with electro chemical etching observed with an optical microscope and crystal orientation map obtained by EBSD with a step size of 0.1 μm at (b) the thread crest, (c) the thread root and (d) 2 mm from the thread root	81
Figure 6.14: Microstructure of a FD and FT hole obtained with electro chemical etching observed with an optical microscope.....	82

Figure 6.15: Delta ferrite and phase sigma on 316L steel observed on (a) a FD hole and (b) the BM with an electrochemical etching and delta ferrite showed with the EBS (0.2 μm step size) phases analysis for (c) the FD hole and (d) the BM.....	83
Figure 6.16: M-N diagram for the fatigue tests of CD+FT and FD+CT specimens and survival band for CT+FT specimens.....	84
Figure 6.17: Fractography of a crack initiation from (a) a fold 500 μm underneath the surface in tension (b) a fold less than 100 μm underneath the surface the surface in tension for CD+FT specimens	86
Figure 6.18: Fractography of a crack propagated from (c) an unformed crest and (d) a root of partially formed thread in FD+CT specimens.....	87
Figure 6.19: Secondary cracks observed in (a) FD+CT and (b) CD+CT specimens, marked by white circles	87
Figure 6.20: Material de-cohesion on a threaded hole subjected to CD+FT	88
Figure 7.1 : Plan de fissuration des éprouvettes pour une flexion quatre points.....	93
Figure 7.2 : Schéma illustrant l'idée évoquée pour minimiser le k_t des replis au sommet des filets : (a) sommet pointu avec un repli fermé et (b) sommet plat sans repli sévère.....	95
Figure 7.3 : Évolution des profils de microdureté différenciée pour les deux lots d'acier	96
Figure 7.4 : Montage utilisé pour les essais de flexion quatre points	98
Figure A.1.1 : Platine Kistler installée sur le montage : a) photographie du montage ou le rectangle bleu identifie la platine et b) schéma de la platine permettant de récupérer la force et le couple lors de l'opération.....	128
Figure A.3.1 : Diamètres de fluoperçage en fonction du diamètre de trou taraudé voulu.....	129
Figure A.3.2 : Épaisseur de matière maximum fluoperçable en fonction de l'outil utilisé.....	129
Figure A.3.3 : Vitesse de rotation de la broche en fonction du diamètre de l'outil de fluoperçage et du matériau utilisé.....	129
Figure A.4.1 : Évolution de la température de FP en fonction de la vitesse de rotation à $f_D = 260$ mm/min.....	130

Figure A.4.2 : Évolution de la température de FP en fonction de la vitesse de descente à $\omega_D = 1900$ rpm.....	130
Figure B.1.1 : Longueur des replis en sommet de filet en fonction du plan et de la vitesse de rotation.....	132
Figure B.1.2 : Rayons des replis en sommet de filet en fonction du plan et de la vitesse de rotation.....	132
Figure B.2.1 : Profils de microdureté moyens obtenus pour un trou PC+TC et un trou FP+FT percés et taraudés aux conditions de référence, graphique de microdureté correspondant à la Figure 5.14.....	132
Figure B.2.2 : Moyenne des profils de microdureté en fonction de la vitesse de rotation de FP à $f_D=260$ mm/min, graphique de microdureté correspondant à la Figure 5.15.....	133
Figure B.2.3 : Moyenne des profils de micro dureté en fonction de la vitesse de descente de FP à $\omega_D = 1900$ rpm, graphique de microdureté correspondant à la Figure 5.16.....	133
Figure B.2.4 : Évolution de la micro dureté en fonction de la vitesse de rotation utilisée en FT, graphique de microdureté correspondant à la Figure 5.17.....	133
Figure B.3.1 : Microstructures observées au microscope optique après une attaque électro chimique des zones recristallisées des échantillons FP en fonction des trois vitesses de rotation et des trois vitesses de descente essayées.....	134

LISTE DES SIGLES ET ABRÉVIATIONS

a_x	Distance de propagation de la fissure (mm)
A	Exposant constant de la courbe de Wöhler
B	Constante de la courbe de Wöhler
BM	Matériau de base
CNC	Machine à Commande numérique par ordinateur
d	Distance de mesure de la microdureté depuis l'origine choisie (mm)
d_D	Diamètre de perçage (mm)
d_T	Diamètre du taraud, c.-à-d. le diamètre au fond de filet (mm)
$d_{nominal}$	Diamètre nominal (intérieur) d'un trou (mm)
D	Diamètre moyen des grains (μm)
d_1	Distance entre un rouleau de support et un rouleau de chargement du montage de flexion quatre points (mm)
d_2	Distance entre les rouleaux de chargement du montage de flexion quatre points (mm)
EBS	Diffraction par Électrons Rétrodiffusés
EDS	Spectroscopie de rayons X à Dispersion d'Énergie
ÉRIP	Éprouvettes représentatives d'Implants de type Plaque
f	Fréquence de chargement lors des essais de fatigue (Hz)
f_D	Vitesse d'avance de l'outil de perçage (mm/min)
f_T	Vitesse d'avance de l'outil de taraudage (mm/min)
$F_{a,D}$	Effort axial de perçage (N)
$F_{a,T}$	Effort axial de taraudage (N)
F_{max}	Force maximale appliquée lors d'un chargement cyclique (N)
F_{min}	Force minimale appliquée lors d'un chargement cyclique (N)

F_{yield} Force de flexion à la limite d'élasticité du matériau (N)

FCAR Friction Contact Ratio Area

FP (FD) Fluoperçage (Flow Drilling)

FT (FT) Fluotaraudage (Flow Tapping)

h_l Longueur de la partie cylindrique de l'outil de fluoperçage (mm)

h_n Longueur de la partie conique de l'outil de fluoperçage (mm)

h_c Longueur de la tête de l'outil de fluoperçage (mm)

$H_{réel}$ Hauteur de filet mesurée (mm)

$H_{nominal}$ Hauteur de filet théorique (mm)

HAZ Zone affectée thermiquement

$HV_{0.2}$ Microdureté Vickers effectuée à 200 gf

KAM Désorientation moyenne du noyau

k_t Concentrateur de contrainte

l Profondeur d'un repli (μm)

LCP Plaque de Compression à Verrouillage (Locking Compression Plate)

M_{ax} Moment maximal calculé pour un chargement cyclique (Nm)

MEB (SEM) Microscope électronique à balayage

M10x1.25 Diamètre du trou de 1 mm et un pas de 1.25 mm, filetage métrique

N_F Nombre de cycles à la rupture

OS Objectif spécifique

p_T Pas du filet de taraud

$p_{95\%}$ Probabilité avec un seuil à 5 % d'avoir obtenu une statistique de test en supposant que l'hypothèse nulle est vraie

$P_{X\%}$ Courbe de probabilité de survie à X %

PC (CD)	Perçage coupant (Cutting Drilling)
P_D	Puissance active lors du FP (W)
P_T	Puissance active lors du FT (W)
r	Rayon au fond d'un repli (μm)
R	Rapport de contrainte
Ra	Rugosité, moyenne arithmétique sur la longueur de mesure (μm)
SZ	Zone de contact avec l'outil (Stir Zone)
t	Épaisseur de la plaque (mm)
T	Température ($^{\circ}\text{C}$)
TC (CT)	Taraudage coupant (Cutting Tapping)
T_D	Couple de perçage (Nm)
T_T	Couple de taraudage (Nm)
TMAZ	Zone affectée Thermo Mécaniquement
v_T	Vitesse linéaire périphérique de taraudage (mm/min)
316L	Acier inoxydable austénitique à bas taux de carbone 316L
α	Premier coefficient de la fonction poids pour l'illustration de la loi de Hall Petch
β	Angle de friction de l'outil de fluoperçage ($^{\circ}$)
λ	Second coefficient de la fonction poids pour l'illustration de la loi de Hall Petch
η	Pourcentage de formation du filet (%)
ω_D	Vitesse de rotation de l'outil pendant le perçage (mm/min)
ω_T	Vitesse de rotation de l'outil de taraudage (mm/min)

LISTE DES ANNEXES

ANNEXE A Préparation des éprouvettes	105
ANNEXE B Amélioration de la qualité des trous taraudés.....	108
ANNEXE C Comportement en fatigue	112

CHAPITRE 1 INTRODUCTION

1.1 Mise en contexte

Les implants orthopédiques de type « Locking Compression Plate » (LCP) sont, suite à une fracture du fémur par exemple, vissés à l'os pour le stabiliser et permettre sa régénération (Figure 1.1.a)). L'utilisation d'implants LCPs permet de combiner des techniques de compression et de verrouillage assurant une fixation angulée stable de l'implant. Les vis se verrouillent dans la plaque pour former une unité rigide, et la compression permet de favoriser la régénération osseuse entre les fragments cassés. Selon le guide AO Foundation [1], le chirurgien peut adapter le choix et la localisation des vis en fonction de la qualité osseuse du patient et du type de fracture. Dans l'étude de Kanchanomai et al. [2], le rétablissement complet de l'os du patient est de 10^6 cycles, avec l'hypothèse qu'un cycle de marche équivaut à 2 secondes et que le patient marche 3 h par jour lors de sa convalescence (c.-à-d. le temps pendant lequel l'implant supporte la charge à la place de l'os qui est fracturé). Cependant, lors des essais de fatigue en flexion quatre points que les auteurs mènent sur un implant en acier 316L vissé sur un os modélisé en matière composite, la durée de vie obtenue est de 42.10^3 cycles. Dans les cas réels, la durée de vie nécessaire au rétablissement complet n'est également pas toujours rencontrée. L'étude menée en 2003 par Sommer et al. [3] rapporte que 27 des 130 patients traités avec ces dispositifs LCPs subissent une complication. L'étude de défaillance réalisée par Gervais et al. [4] s'appuie sur une fractographie et une analyse d'éléments finis pour conclure que la chute du patient a certainement entraîné le bris, mais que les contraintes générées par la marche sont suffisantes pour créer un endommagement par fatigue de l'implant. L'implant brisé de leur étude est présenté à la Figure 1.1.b. Les auteurs proposent d'optimiser le design de l'implant et, notamment, de porter une attention particulière aux trous taraudés, principaux concentrateurs de contraintes. L'analyse fractographique de Kanchanomai et al. [2] révèle également que les trous qui accueillent les vis de verrouillage et de compression sont le site d'amorce du bris de l'implant.

Les études présentées concernent des implants de type LCPs, possédant des trous pour les vis de type verrouillage et de type compression. Dans la suite, ces implants sont représentés par des éprouvettes avec un seul type de trou. Ainsi, l'implant modélisé est généralisé à un implant de type plaque. Par la suite, une éprouvette représentative d'un implant de type plaque est référencée par l'acronyme ÉRIP.

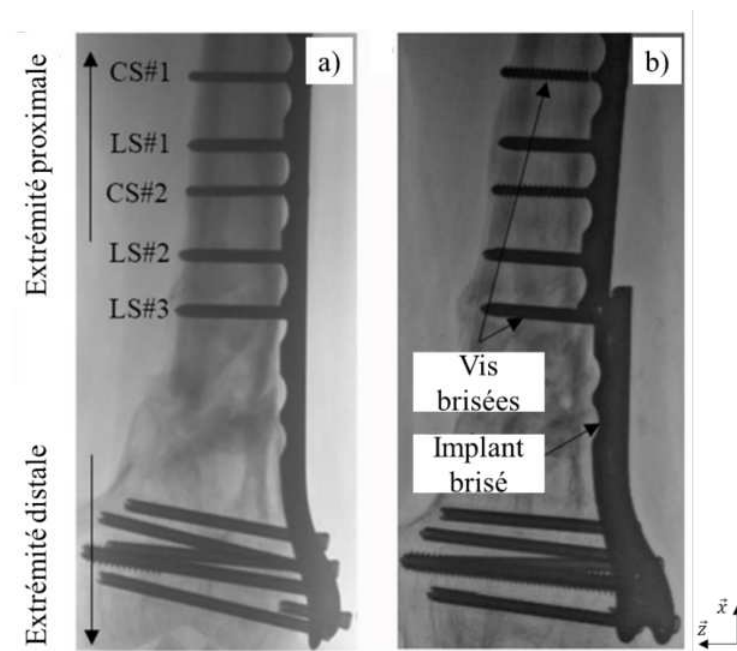


Figure 1.1 : Radiographies du fémur fracturé avec un implant de type LCP (a) avant le bris et (b) après le bris de l'implant (CS : vis de compression et LS : vis de verrouillage). De [4] par Gervais et al., 2016. © 2016 par Gervais et al. Reproduit avec permission.

Pour donner suite à ces observations, en 2021, le projet de doctorat de Mohamed Akram Mechter, visant à proposer une solution pour réduire le bris par fatigue d'implants de type plaque en acier inoxydable 316L, est initié. À celui-ci sont greffés les projets de maîtrise d'Elvire Fauchet et Mina Gadour, focalisés sur la modélisation d'un essai de flexion quatre points et sur la caractérisation des trous formés par déformation, respectivement.

Bien que les résultats produits par Mina Gadour [5] montrent que les procédés de mise en forme par déformation plastique (FP et FT) ne permettent pas d'augmenter la vie en fatigue des ÉRIPs, pour les conditions étudiées, plusieurs indices métallographiques permettent d'espérer pouvoir tirer profit de ces procédés. En effet, les conclusions de ce travail mettent en évidence un écrouissage en surface des trous pouvant être bénéfique en fatigue. Néanmoins, la présence de discontinuités induisant l'amorce prématurée de fissures ne permet pas de bénéficier de cette modification microstructurale.

1.2 Objectif du projet

Le programme de recherche incluant les travaux du doctorant ainsi que les trois projets de maîtrise, dont celui-ci a pour but de trouver des conditions pour augmenter la durée de vie en fatigue des implants de type plaque. Ce projet de maîtrise vise spécifiquement à répondre à la question de recherche suivante :

Existe-t-il des conditions de fluoperçage et/ou de fluotaraudage pour mettre en forme des trous taraudés permettant d'augmenter la durée de vie en fatigue d'éprouvettes représentatives d'implants de type plaque en acier inoxydable 316L ?

La réponse à cette question comprend une quantification expérimentale de la durée de vie en fatigue ainsi qu'une analyse des mécanismes d'endommagement visant à comprendre le comportement qui est mis en évidence.

1.3 Organisation du mémoire

Le CHAPITRE 2 propose une revue de littérature. Elle s'articule autour des procédés de fluoperçage et de fluotaraudage. Les étapes et les impacts sur la microstructure des opérations sont décrits. Une comparaison avec les procédés par enlèvement de matière est développée. Ensuite, les techniques de déformation sont évoquées du point de vue des essais mécaniques statiques et cycliques.

Le CHAPITRE 3 définit la logique de ce projet, la méthode générale employée et la pertinence de l'article scientifique.

Le CHAPITRE 4 présente les méthodes générales employées au cours du projet dont le matériau utilisé, la préparation des éprouvettes et les analyses microstructurales.

Le CHAPITRE 5 présente la première partie du projet, intitulé « Amélioration de la qualité des trous taraudés ». Le matériel et les méthodes spécifiques à cette partie sont développés avant de présenter les résultats obtenus. Les choix réalisés pour la partie comportement en fatigue sont justifiés.

Le CHAPITRE 6 présente, sous la forme d'un article scientifique, la deuxième partie de ce projet intitulée « Comportement en Fatigue ». La méthodologie propre aux essais de fatigue est présentée, suivie des résultats et des discussions.

Le CHAPITRE 7 propose une discussion générale mettant en relation les résultats obtenus dans les deux parties du projet. Les limites et obstacles rencontrés au cours du projet sont soulevés.

Le CHAPITRE 8 conclut ce document en répondant à la question de recherche et ouvre les perspectives quant à l'utilisation du FP et du FT.

CHAPITRE 2 REVUE DE LITTÉRATURE

Ce projet se focalise sur l'amélioration de la durée de vie en fatigue des ÉRIPs. Pour rappel, les ÉRIPs sont les éprouvettes représentatives des implants orthopédiques de type plaque pourvues de trous taraudés accueillant les vis. Cette revue de littérature présente le perçage et le taraudage dans un contexte industriel. Un intérêt particulier est porté au fluoperçage et au fluotaraudage. Puis l'état de l'art est recentré sur le contexte du projet, soit l'amélioration possible de la durée de vie des ÉRIPs grâce à ces techniques de déformation plastique pour former les trous taraudés.

2.1 Généralités sur l'utilisation des trous taraudés dans l'industrie

L'assemblage par éléments filetés est largement répandu dans la construction des structures mécaniques en aéronautique, automobile et médical entre autres. Par exemple, afin de garantir l'intégrité d'une voiture standard, environ 3500 trous taraudés sont nécessaires [6]. Ceux-ci requièrent le perçage du matériau qui est ensuite taraudé afin d'accueillir un élément avec un filetage extérieur (tel qu'une vis). Les assemblages filetés, robustes et démontables, sont mis au défi par les enjeux environnementaux et sociétaux de l'industrie manufacturière actuelle. Cette dernière doit effectivement se réinventer pour proposer des procédés de fabrication et des produits finis durables.

Du côté du procédé de fabrication, conventionnellement, le **perçage (PC)** et le **taraudage (TC)** sont réalisés par découpe de la matière. La plaque métallique utilisée est percée puis taraudée pour former un trou pourvu de filets intérieurs comme le montre la Figure 2.1.a. Ces opérations produisent nécessairement des copeaux de matière et nécessitent de la lubrification pour limiter la chauffe et l'usure des outils. La lubrification utilisée et les déchets produits sont de plus en plus recyclés, mais restent nocifs aussi bien pour l'environnement que pour la santé [7].

Du côté du produit fini, le défi de nombreux secteurs tels que l'aéronautique ou l'automobile consiste à réduire la masse des structures pour limiter leurs consommations énergétiques. Cette réduction entraîne inévitablement la réduction de l'épaisseur des profilés utilisés. Or le nombre de filets possibles à engager lors d'un assemblage devient considérablement limité, réduisant la tenue mécanique générale de l'assemblage.

C'est dans ce contexte de développement des procédés durables et de réduction de la masse des structures mécaniques que l'utilisation du **fluoperçage (FP)** et du **fluotaraudage (FT)** émerge. Il s'agit de techniques de mise en forme par déformation plastique de la matière. Le FP utilise la chaleur frictionnelle entre l'outil et le matériau pour l'adoucir et faciliter sa déformation plastique. Au cours de l'opération, la matière ramollie se déplace le long de l'axe de perçage pour former des collerettes inférieures et supérieures qui donnent une épaisseur finale jusqu'à trois fois supérieure à celle de la plaque métallique mince initiale comme montrée à la Figure 2.1.b et dans l'étude de Bassiouny et al. [8]. Le FP (Figure 2.1.b) permet ainsi d'augmenter la quantité de matière à tarauder par rapport au PC (Figure 2.1.a) pour une même épaisseur initiale de plaque. L'utilisation de la pièce percée dans un assemblage vissé est possible avec le FT, qui crée ensuite un taraudage par déformation plastique à froid des bords du trou percé.

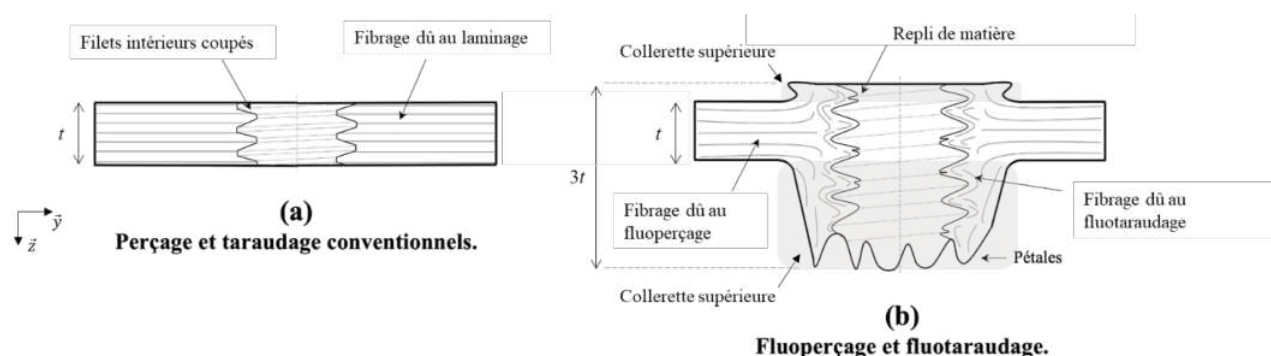


Figure 2.1 : Comparaison d'un trou taraudé obtenu par : (a) les techniques de perçage et taraudage coupantes et (b) les techniques de perçage et de taraudage déformantes

La combinaison du FP et FT permet donc de répondre à l'enjeu des assemblages de profilés métalliques plus fins et par conséquent plus légers. De plus, Bassiouny et al. [8] montrent que les filets des trous M10x1.5 en acier 304 PC et TC ont une résistance à la rupture en traction presque 79 % plus faible que celle des filets produits par FP et FT. Urbikain et al. [9] comparent également l'application du FP et du FT pour l'assemblage de deux aciers austénitiques à un assemblage PC et TC. Suite à des essais de cisaillement, les auteurs concluent que les propriétés mécaniques sont similaires entre les deux types d'assemblage. Le point de comparaison remarquable réside, pour eux, dans l'absence de copeaux pour les procédés de FP et de FT, les positionnant comme des techniques plus propres que celles coupantes. Pereira et al. [10] le démontrent avec une analyse de l'impact environnemental pour le FP de 400 trous dans des tubes d'acier DP600. Cet impact est,

en termes de consommation énergétique, 2.94 fois plus faible que celle du perçage avec lubrification. L'étude, basée sur plusieurs catégories d'impact issues de la norme ISO14047, révèle que le FP limite aussi les risques environnementaux et sanitaires puisque l'utilisation d'agents lubrifiants nocifs est diminuée.

D'un point de vue environnemental et mécanique sous sollicitation monotone, l'utilisation de la séquence FP et FT semble donc bénéfique.

2.2 De la plaque de métal au trou taraudé mis en forme par déformation

Les procédés de FP et de FT étant novateurs, mais encore peu utilisés dans l'industrie, cette partie les présente plus précisément. Les seules spécifications industrielles trouvées en rapport avec le FP proviennent d'un des seuls fabricants d'outils de FP, Formdrill [11]. Les travaux de recherches scientifiques permettent de compléter ces connaissances. Pour le FT, les travaux de Fromentin [12] sont les principales sources d'informations.

2.2.1 Le fluoperçage

2.2.1.1 Les étapes

Le FP nécessite un outil dont les particularités géométriques sont présentées à la Figure 2.2. Leur intérêt dans le processus de mise en forme est détaillé au travers de la présentation des étapes de formation d'un trou. Ces étapes, présentées à la Figure 2.3, montrent que l'évolution de la force axiale $F_{a,D}$ et du couple T_D ont un lien direct avec l'évolution de la température T du matériau et, par conséquent, son ramollissement et sa déformation [9]. Les relevés de la Figure 2.3, bien qu'ils soient obtenus au cours du projet, sont présentés à ce stade de la rédaction dans un souci de compréhension des procédés. Les informations sur les méthodes employées sont détaillées à la section 5.2.1 ainsi qu'aux Annexes A.1 et A.2.

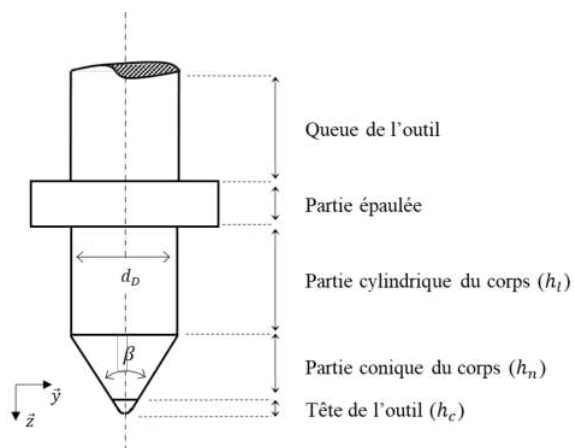


Figure 2.2 : Identification des différentes parties d'un outil de FP. Inspiré de [11] par Formdrill.

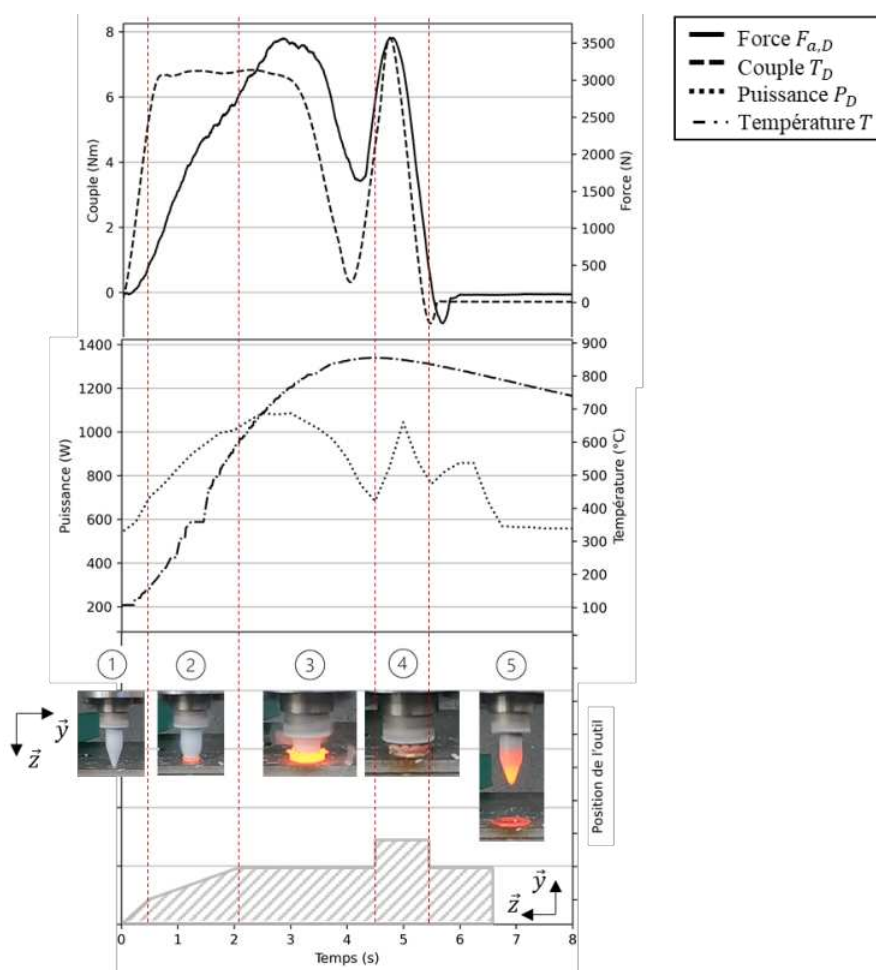


Figure 2.3 : Schématisation des étapes de FP pour former un trou de diamètre 9.3 mm dans de l'acier AISI 316L pour $\omega_D=1900$ rpm et $f_D=100$ mm/min : relevés de la force ($F_{a,D}$), du couple (T_D), de la puissance active (P_D) et de la température (T) mesurée au sein de l'outil de FP. Les photographies et le filigrane de l'outil correspondent à l'avancée de l'opération.

À l'étape une (1) la tête de l'outil entre en contact avec la pièce métallique. La chaleur induite par la friction entraîne le début du ramollissement du matériau. La force axiale et le couple augmentent fortement dès le contact avec la pièce. Lorsque la tête de l'outil a pénétré le matériau (2), la partie conique de l'outil avance dans l'épaisseur en déplaçant la matière axialement, principalement vers le bas. La surface de contact entre l'outil et le matériau devient plus grande, ainsi la force axiale augmente et la matière est de plus en plus ramollie. À la troisième étape (3), la partie cylindrique poursuit la formation du trou. La force axiale continue son augmentation, car la surface de contact augmente. Le couple est constant car la matière est ramollie. Lorsque le trou est formé à son diamètre final, la force et le couple diminuent jusqu'à ce que l'épaisseur soit entièrement traversée. L'épaule de l'outil atteint alors la matière déplacée sur la partie supérieure de la plaque (4). Cette dernière est soit écrasée par l'épaule, soit coupée par l'outil possédant un épaule adapté. Il en résulte un pic pour la force axiale et le couple dans le cas d'un aplatissement de la collerette supérieure. En fin de procédure (5), l'outil se retire.

Du fait du déplacement axial de la matière le long de l'outil, le trou formé est pourvu d'une collerette inférieure et d'une supérieure, identifiées sur la Figure 2.1.b. La collerette inférieure présente des inhomogénéités de répartition de matière en son extrémité appelées pétales. Su et al. [13] proposent l'utilisation d'un contre-alésage afin de contrôler le flux de matériau déplacé pour diminuer de l'obtention des pétales craquelée.

2.2.1.2 Les vitesses de rotation et de descente en fluoperçage

Lors de l'opération de FP, les paramètres ajustés sont la vitesse d'avance, f_D , et la vitesse de rotation de l'outil, ω_D . Ces dernières ont une influence non négligeable sur la force axiale, $F_{a,D}$, le couple de mise en forme, T_D , et sur les propriétés du trou obtenu.

L'étude de Urbikain et al. [9] permet de lier l'évolution des vitesses f_D et ω_D , et la température obtenue lors d'un FP. L'augmentation de la vitesse de rotation entraîne l'augmentation de la vitesse périphérique, par conséquent, la chaleur frictionnelle entre l'outil et la pièce augmente. Du côté de la vitesse d'avance, si celle-ci augmente, alors le temps de cycle diminue. La matière et l'outil sont donc en contact sur un temps réduit. Il en découle une augmentation de la force axiale et du couple puisque le matériau n'a pas le temps de se ramollir suffisamment. Cette friction moindre se traduit par une température atteinte plus faible.

Contrôler la vitesse de rotation et de descente permet de faire varier la température du matériau du fait de son interaction avec l'outil. Ces conditions ont également un impact sur la qualité du trou. La qualité de surface du trou est définie dans cette revue de littérature par la rugosité Ra , la circularité du trou formé et la forme des pétales de la collerette inférieure.

Chow et al. [14] montrent qu'augmenter la vitesse de descente permet de diminuer la rugosité Ra obtenue. Cependant, une vitesse trop grande devient néfaste, car la température atteinte n'est plus idéale. Une vitesse de rotation élevée entraîne une température de travail plus élevée et une adhérence outil-matière moindre, la rugosité Ra obtenue est plus faible.

Aussi, quand la température atteinte est élevée, des distorsions thermiques peuvent apparaître lors du refroidissement, la cylindricité en est altérée comme dans l'étude de Bassiouny et al. [8] sur de l'Acier AISI304.

De plus, la hauteur de la collerette s'accroît avec l'augmentation de la vitesse de rotation ou d'avance. Cette hauteur, plus au moins recherchée en fonction du nombre de filets utiles pour supporter la charge voulue, dépend aussi des caractéristiques géométriques de l'outil.

2.2.1.3 Influence de l'outil sur la qualité du trou fluopercé

Les impacts de la géométrie de l'outil sur la géométrie du trou formé sont schématisés à la Figure 2.4. Pour rappel, les caractéristiques de l'outil sont spécifiées à la Figure 2.2.

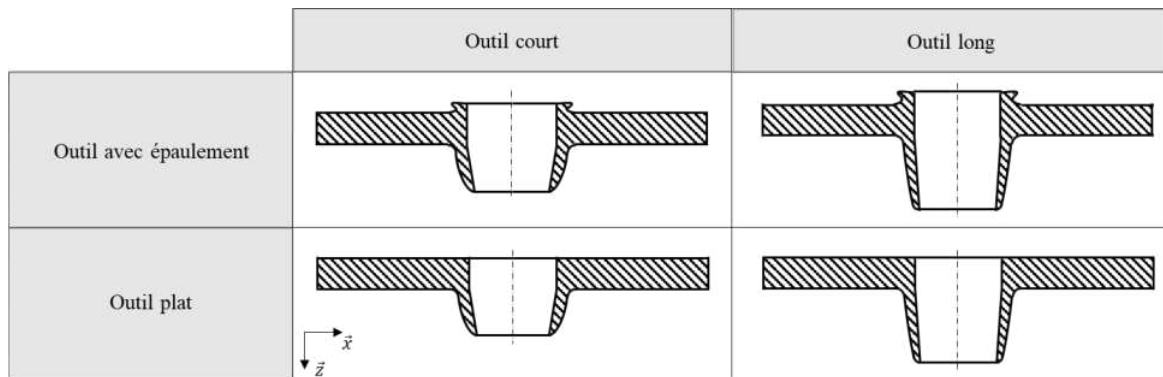


Figure 2.4 : Schématisation de la géométrie obtenue en fonction de l'outil de FP utilisé. Inspiré de [11] par Formdrill.

La hauteur ($3t$), identifiée à la Figure 2.1, des collerettes formées par déplacement de matière est tributaire de la longueur de l'outil. Si la partie cylindrique, h_l à la Figure 2.2, de ce dernier est petite alors elle ne pénétrera pas entièrement l'épaisseur et la collerette inférieure gardera une forme conique [11].

Bassiouny et al. [8] ainsi que Su et al. [13] montrent le rôle primordial du ratio t/d_D , rapport de l'épaisseur de la pièce et du diamètre de l'outil, sur la hauteur de la collerette inférieure. Un rapport élevé correspond à un large flux de matière déplacée, créant une collerette inférieure plus grande comme visible en comparant la Figure 2.5.a et Figure 2.5.b. La comparaison de la Figure 2.5.a et la Figure 2.5.c montrent également qu'un rapport plus élevé permet de former moins de pétales craquelés qu'à faible rapport.

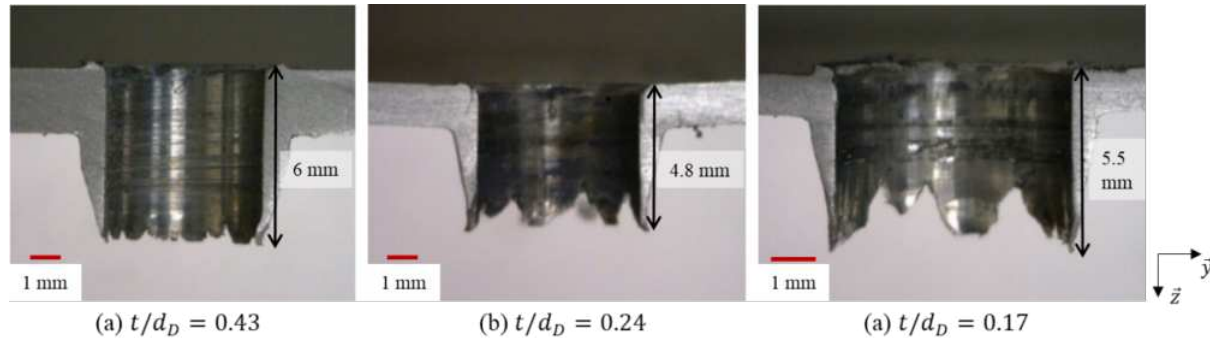


Figure 2.5 : Effet du rapport t/d_D sur la qualité des collerettes formées pour l'alliage d'aluminium 6061-T651. De [13] par Su et al., 2018. © 2018 par Su et al. Reproduit avec permission.

Le Tableau 2.1 fournit les ordres de grandeur des dimensions des outils utilisés par les études sélectionnées sur de l'acier inoxydable AISI 304.

Tableau 2.1 : Valeurs des caractéristiques de l'outil de fluoperçage pour quatre études menées sur de l'acier AISI304. ^aBassiouny et al. (2023). ^bChow et al. (2008). ^cUrbikain et al. (2018).

Étude	t/d_P	Angle de friction $\beta(^{\circ})$	FCAR (%)	h_l (mm)	h_n (mm)	h_c (mm)
Bassiouny et al. [8]	0.27 ^a	36 ^a		17.77 ^a		0.85 ^a
Chow et al. [14]	0.25 ^b	30 ^b	50 ^b			
Urbikain et al. [9]	0.19 ^c	40 ^c		5.4 ^c	7.6 ^c	0.9 ^c

L'angle de friction de la partie conique β impacte également la géométrie du trou et sa rugosité Ra . Les travaux numériques et expérimentaux de El Bahloul et al. [15] proposent un angle de friction de 30° comme paramètre optimal vis-à-vis de la température générée et de la rugosité de surface obtenue. Pour un angle de frottement inférieur à 30° , la force axiale n'est pas suffisante pour

permettre une température de mise en forme donnant une rugosité de surface acceptable, soit $Ra < 2 \mu m$ dans le cas des travaux de Chow et al. [14].

Le « Friction Contact Ratio Area » (FCAR) de l'outil constitue un dernier paramètre important dans l'opération de FP. Il représente le rapport entre la surface impliquée dans le contact par friction et l'aire périphérique de l'outil. Les travaux recensés suggèrent qu'un FCAR de 50 % est à privilégier à celui de 75 ou 100 %. Pour Kaya et al. [16], réduire le FCAR permet d'obtenir une température du matériau plus élevée et des efforts engendrés moindres.

2.2.1.4 Influence du matériau sur le trou fluopercé

Outre la géométrie de l'outil et les vitesses de FP, la conductivité thermique et le comportement plastique du matériau utilisé impactent la qualité du trou obtenu.

Dehghan et al. [17] mettent cela en évidence en comparant les trous obtenus à iso conditions pour de l'acier AISI 304, de l'Inconel 718 et de l'alliage Ti-6Al-4V. Il est évident, en observant les résultats présentés à la Figure 2.6, que le trou percé dans l'alliage de titane a une cylindricité moindre que celle des trous dans de l'acier 304 ou de l'Inconel. Lee et al. [18] proposent en effet l'hypothèse qu'un taux de refroidissement élevé amène une rugosité élevée, car le matériau subit une contraction hétérogène.

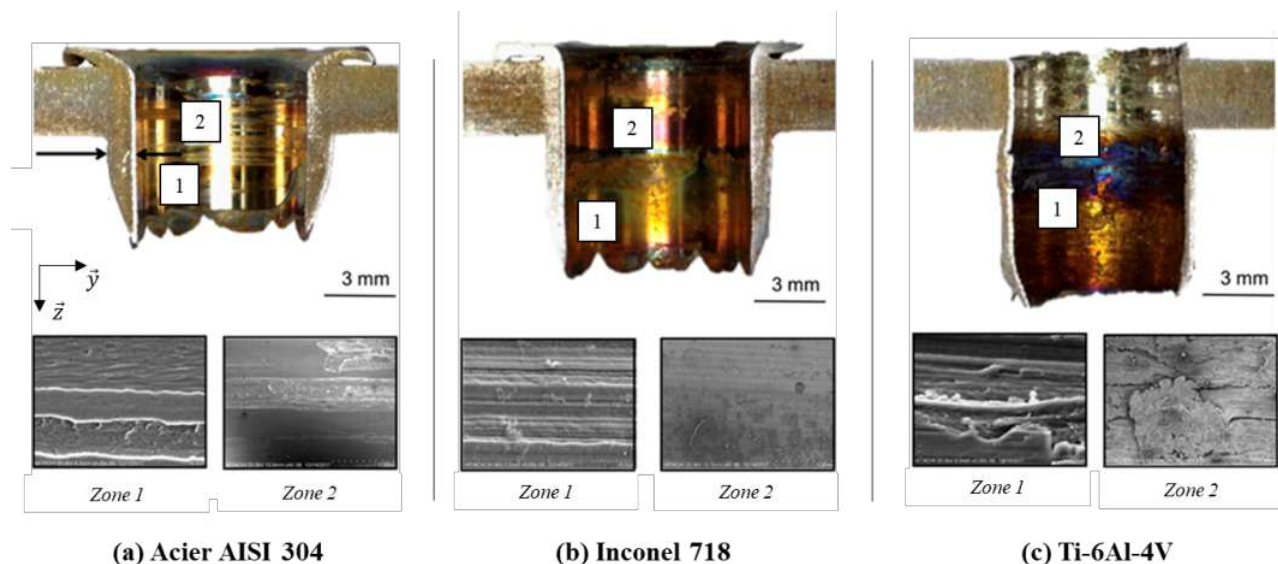


Figure 2.6 : Comparaison du FP de trois matériaux différents au travers de la vue en coupe du trou FP et de l'état de surface obtenu pour (a) de l'Acier AISI 304, (b) de l'Inconel 718 et (c) l'alliage Ti-6Al-4V. Adaptée avec permission de [17] par Dehghan et al., 2019. Licence CC BY.

La qualité d'un trou FP est donc tributaire de la vitesse de mise en forme, des caractéristiques géométriques de l'outil et du matériau utilisé.

2.2.2 Le fluotaraudage

2.2.2.1 Les étapes

Comme mentionné, pour utiliser la pièce percée dans un assemblage vissé, l'opération de taraudage est exécutée ensuite. Le FT, également appelé taraudage par refoulement, met en forme les filets par déformation plastique à froid de la matière. Ce type de taraudage est réalisé avec un taraud à refouler schématisé à la Figure 2.7.a. L'outil de FT possède des lobes (Figure 2.7.b) et non des arrêtes coupantes comme un taraud coupant (Figure 2.7.c). Les lobes permettent de limiter le couple lié aux frottements. La matière est ainsi déplacée axialement et radialement en suivant la forme de l'outil pendant sa course dans l'épaisseur, sans créer de copeaux de matière.

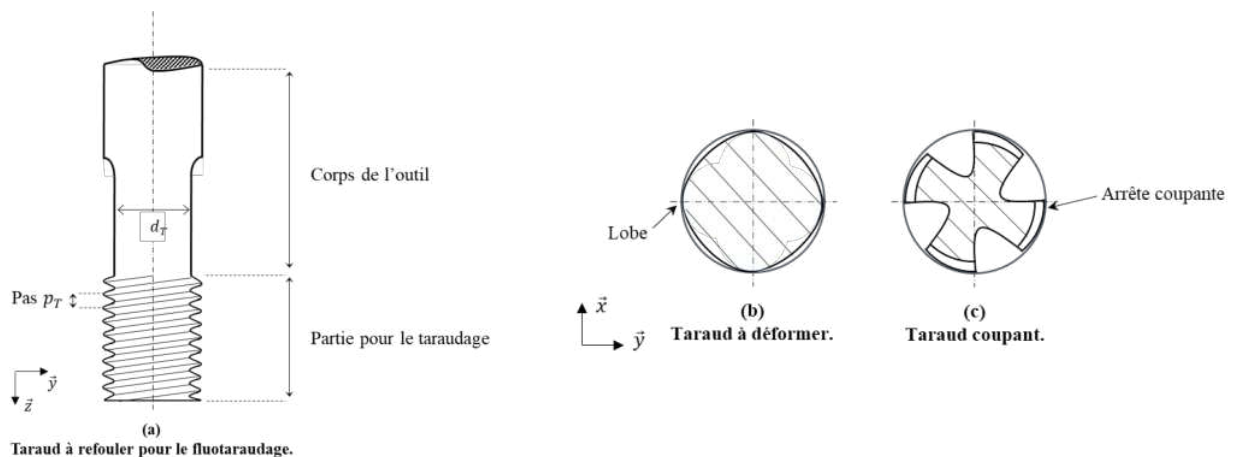


Figure 2.7 : Schématisation (a) d'un outil de FT et comparaison des vues en coupe radiale (b) d'un outil de FT et (c) d'un outil de TC. Inspiré de [11] par Formdrill.

La formation des filets par déformation est schématisée à la Figure 2.8 et les étapes de FT à la Figure 2.9. De même que pour le FP, les relevés correspondant aux étapes de FT sont obtenus au cours du projet et les méthodes employées sont détaillées à la section 5.1.2 et aux Annexes A.3 et A.4. Au début de l'opération (1), le couple T_T et la force F_T augmentent brusquement au contact du taraud avec la matière. Le couple dit de formation est atteint lorsque le premier filet est entièrement formé. Le couple continue d'augmenter conjointement à l'aire de la surface de contact entre l'outil et la pièce jusqu'à atteindre un palier. Il s'agit désormais du couple de frottement en régime permanent, dépendant du matériau et du lubrifiant [12]. Le taraud termine sa course avant d'opérer un demi-tour puis de sortir du trou taraudé.

Comme visible à la Figure 2.8 ainsi que dans les études de Bassiouny et al. [8] et Fromentin [12], le FT entraîne la formation de replis de matière au sommet des filets. Les sommets de filets FT présentent cette géométrie, car c'est un bord libre formé par l'écoulement de la matière le long du taraud. Dias et al. [19] montrent qu'une augmentation de la vitesse de formation des filets aurait tendance à entraîner des filets avec plus de replis qu'à une vitesse plus faible.

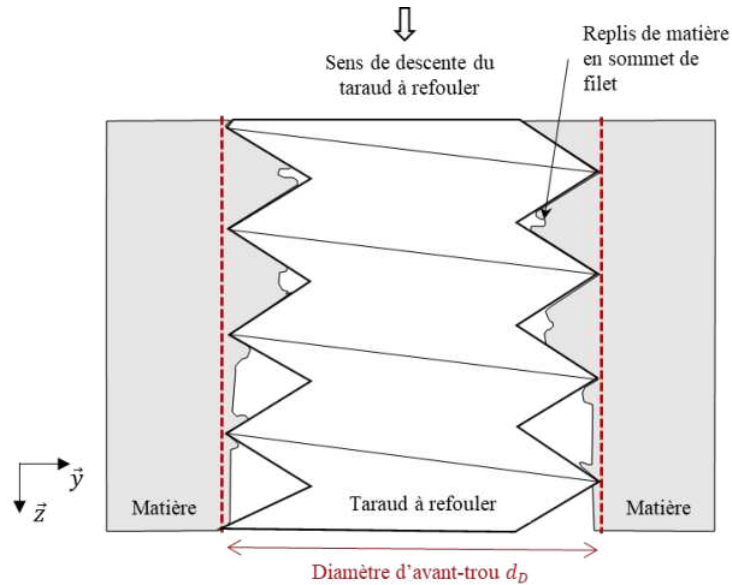


Figure 2.8 : Schématisation de la formation des filets par FT. Inspiré de [12] par Fromentin et al., 2005 et de [21] par He et al., 2022.

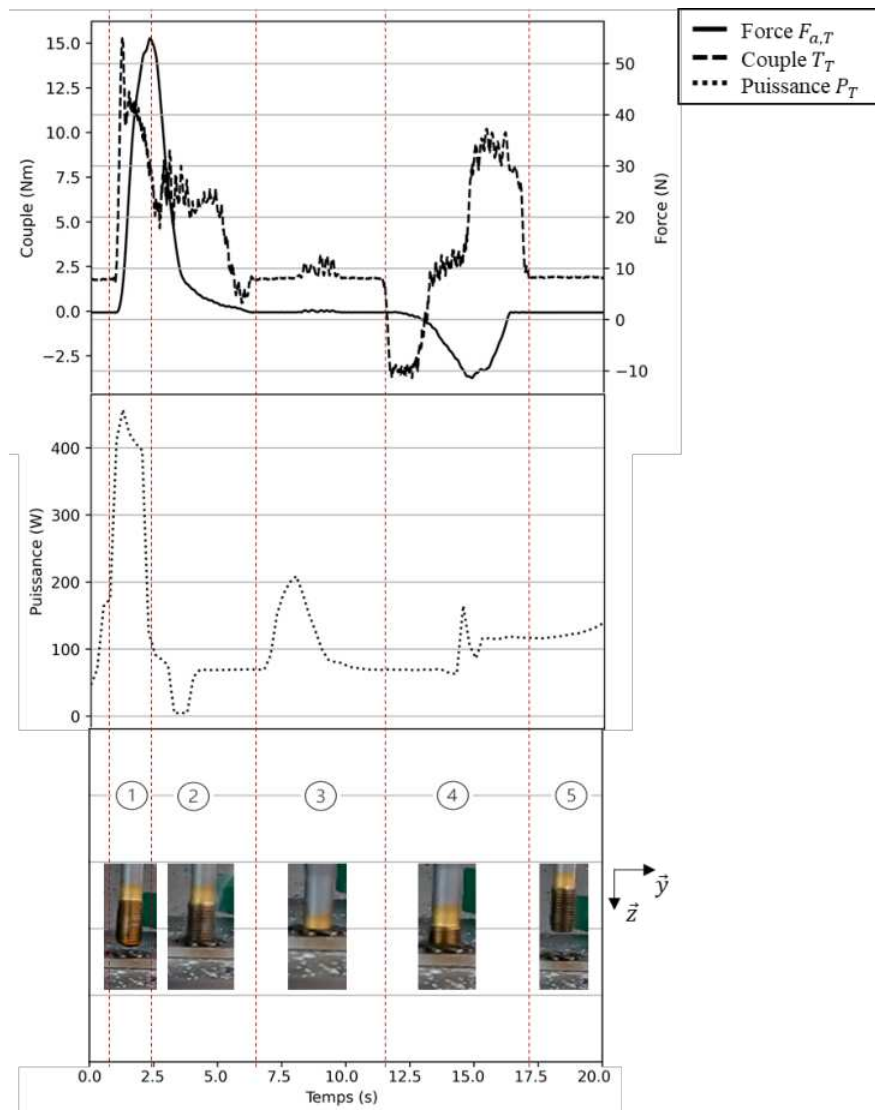


Figure 2.9 : Schématisation des étapes de FT pour former le taraudage M10x1.25 dans un trou fluopercé de diamètre 9.3 mm dans de l'acier AISI 316L pour $\omega_T=260$ rpm : relevés de la force ($F_{a,T}$) et du couple (T_T) mis en jeu, et relevé de la puissance active (P_T) au cours de l'opération.

Les photographies sont positionnées pour correspondre aux étapes en cours.

2.2.2.2 Les vitesses de rotation et de descente en fluotaraudage

Lors de l'opération, la vitesse de rotation, ω_T , et la vitesse linéaire périphérique, v_T , sont reliées par le pas p_T et le diamètre d_T de l'outil tel que $\omega_T = \frac{1000v_T}{\pi d_T}$. L'une est donc asservie si l'autre est pilotée. Bassiouny et al. [8] proposent des vitesses de descente variant de 50 à 150 mm/min pour de l'acier AISI304. Urbikain et al. [9] montrent qu'une vitesse d'avance élevée entraîne l'augmentation de la force axiale et du couple utiles. Felinks et al. [21] montrent expérimentalement

que les filets formés par FT ont un profil obtenu qui colle le mieux à celui souhaité lorsque la vitesse de taraudage et le diamètre de l'outil sont diminués.

2.2.2.3 La lubrification pendant le FT

La lubrification est un paramètre important lors de l'opération de FT. Effectivement, le regroupement des différents résultats de Fromentin [12] montre que le couple maximal mis en jeu lors de la formation des filets est dépendant du lubrifiant utilisé. L'émulsion apparaît être le média entraînant un couple maximal plus élevé que l'huile. L'utilisation d'une huile de coupe possédant des additifs permet de limiter les impacts thermiques sur la microstructure du matériau percé et d'améliorer la durée de vie du taraud. La chaleur due au contact outil pièce permet d'activer la réaction chimique des additifs du lubrifiant entraînant la diminution des frottements et donc une température de travail moins élevée. Bien que la friction entre l'outil et la pièce pour former les filets entraîne un dégagement de chaleur, le procédé de FT est considéré comme une mise en forme par déformation plastique à froid, car les températures impliquées entre le taraud et de l'acier 42CrMo4 par exemple sont inférieures à 100 °C [20].

2.2.2.4 Le diamètre d'avant-trou

Dans ses travaux, Fromentin [12] s'intéresse aux diamètres d'avant-trous, c'est-à-dire les trous percés. Leur géométrie, notamment l'épaisseur t et le diamètre d_D , ont une influence sur la formabilité des filets. Plus l'épaisseur du trou percé à tarauder est grande, plus les filets formables sont nombreux [22], ce qui paraît trivial. Aussi, plus le diamètre d'avant trou est raisonnablement petit, plus il y a de matière à refouler et donc plus les filets sont formés complètement [12]. Si le diamètre à tarauder est trop petit, alors la force nécessaire à la formation du filet est excessive [9]. Un diamètre trop grand n'est pas adéquat non plus, car la formation des filets n'est pas totale.

La réalisation d'un FT est donc principalement tributaire des frottements entre l'outil et le matériau et du trou percé au préalable.

2.2.2.5 Normalisation des filets obtenus

Les filets sont les produits finis proposés par l'industriel, de leurs qualités dépend la tenue mécanique monotone de l'assemblage. Le terme qualité pour les filets peut définir plusieurs caractéristiques, a priori, elle est reliée à sa rugosité Ra . Celle-ci est dépendante de l'adhérence entre la matière et l'outil, la surface des filets subissant des contacts de frottements importants avec

l'outil de FT comme évoqué précédemment. Cependant, comme l'explique Fromentin [12], il n'existe pas nécessairement de norme définissant des critères de rugosité à considérer pour obtenir un filet acceptable. Il évoque plutôt « la variation du pas » et « la rectitude des flancs du filet » comme variables relatives à la qualité du filet. Dans son étude, la qualité des filets déformés est meilleure que celle des filets coupés puisque la variation du pas est inférieure à 6 μm et à 10 μm pour le FT et le TC, respectivement.

Le terme qualité peut aussi désigner l'aspect géométrique du filet : son pourcentage de formation et son aspect macroscopique. Le pourcentage de formation du filet dépend de la quantité de matière à déformer ou couper, soit du diamètre de perçage préalable et de l'outil de taraudage.

Dans le cas d'un TC, la norme NF ISO 68-1 propose les tolérances à respecter. La matière étant retirée par coupe, le diamètre en fond de filet est le diamètre nominal $d_{nominal}$ et celui en sommet de filet, le diamètre de perçage d_D .

Pour le FT, seule la norme allemande DIN 13-50 propose les valeurs et les tolérances pour le diamètre minimal au sommet des replis. Il semble en effet difficile de prédire le pourcentage de formation du sommet du filet. Plusieurs auteurs tentent d'approximer la valeur du diamètre de perçage en posant l'hypothèse de conservation de l'aire entre le trou percé et le trou taraudé. Fromentin [12] ainsi que Warrington et al. [23] s'appuient sur les travaux de Schäfer [24] afin de proposer un diamètre de perçage théorique approximé. Les valeurs des diamètres de perçages théoriques sont exprimées par les Équation 2.1.a pour le TC et Équation 2.1.b pour le FT. Le pourcentage de formation du filet est lui défini par Équation 2.1.c. Les schémas explicatifs sont présentés par la Figure 2.10.

$$\text{(Équation 2.1.a) Taraudage coupant : } d_D = d_{nominal} - \frac{5\sqrt{3}}{8} p_T$$

$$\text{(Équation 2.1.b) Taraudage par déformation : } d_D = d_{nominal} - \frac{25\sqrt{3}}{128} p_T \eta (\eta - 2.8)$$

$$\text{(Équation 2.1.c) } \eta \% = 100 \cdot \frac{H_{réel}}{H_{nominal}}$$

Équation 2.1 : Équations utilisées pour les calculs des valeurs théoriques des diamètres (a) du taraudage coupant, (b) du taraudage déformant et (c) pour le calcul de pourcentage de la formation du filet.

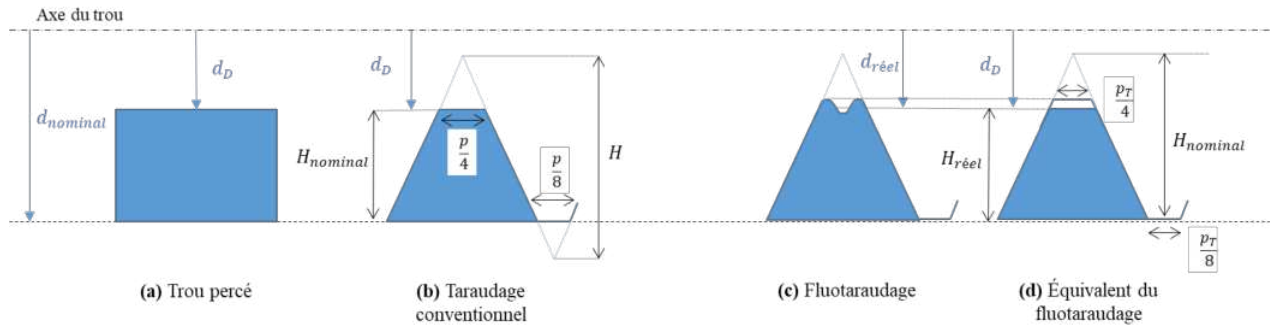


Figure 2.10 : Schématisation de la normalisation du diamètre de perçage pour (a) un trou percé, (b) un taraudage coupant, et approximation de ce diamètre pour (c) le taraudage par déformation et (d) l'équivalent utilisé pour les calculs. Inspiré de [12] par Fromentin et al., 2005.

Cette partie de la revue de littérature permet d'expliquer les étapes de FP puis de FT ainsi que les paramètres conditionnant ces procédés. La partie suivante s'intéresse aux caractéristiques microstructurales du trou taraudé obtenu.

2.3 Caractéristiques microstructurales et écrouissage

2.3.1 Déformation des grains

La microstructure des plaques fines de métal FP et FT est affectée thermiquement et/ou mécaniquement par les deux procédés, mais principalement par le FP. Trois zones sont ainsi différenciables comme présentées à la Figure 2.11 et identifiées dans les travaux de Chow et al. [14] ainsi que Bassiouny et al. [8].

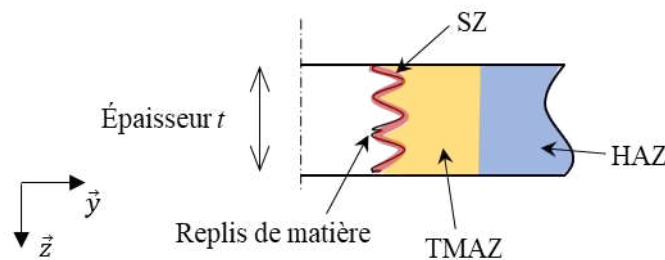


Figure 2.11 : Demi-vue en coupe d'un trou FP et FT avec l'identification des trois zones microstructurellement affectées

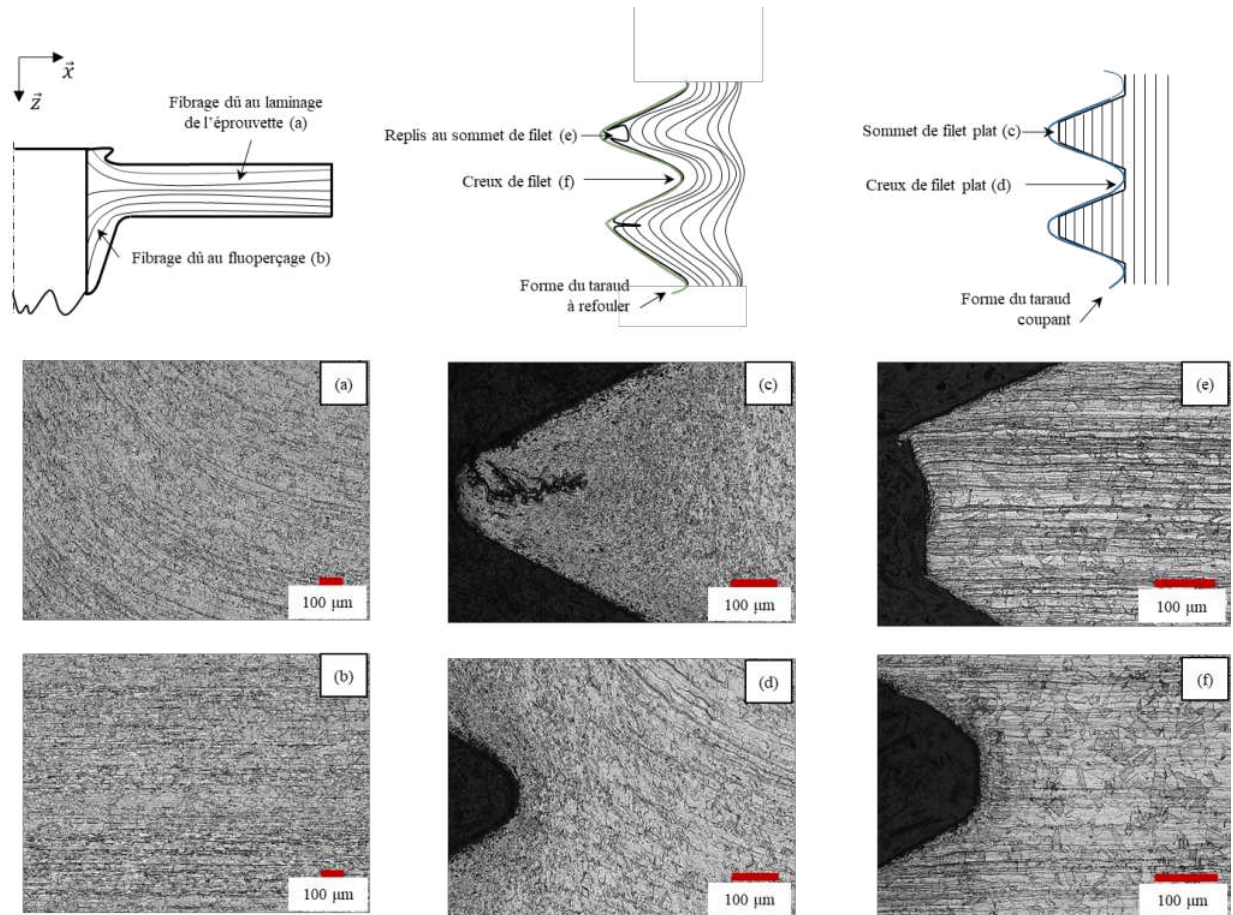
La première zone (SZ) est celle en contact direct avec les outils. Le matériau y est affecté thermiquement lors du FP, et mécaniquement lors du FP et du FT [8]. La microstructure observée par Chow et al. [14] dans cette zone est plus fine que dans le reste du matériau. L'écrouissage dû au FT allonge et courbe les grains fins en suivant la forme des filets.

La seconde zone (TMAZ), bien qu'elle ne soit pas en contact direct avec l'outil, est également affectée thermo mécaniquement, principalement par le FP. Des grains plus gros et allongés la caractérisent. Dans cette zone, les grains s'allongent et se courbent dans la direction de la déformation plastique imposée par le FP puisque la matière s'écoule le long de l'outil pour former le trou et les collerettes comme montrées à la Figure 2.12.a.

La dernière zone (HAZ) est affectée uniquement thermiquement lors du FP. Cette dernière est identifiée jusqu'à 3 mm depuis le bord de la surface du trou pour de l'AISI 304 par Chow et al. [14]. La microstructure observée est plus grossière, similaire à celle du matériau de base dont les grains équiaxes orientés dans le sens du laminage sont observés par Mechter et al. [5] visibles à la Figure 2.12.b.

La microstructure qui résulte d'une combinaison du FP et FT est montrée aux Figure 2.12.c et d. Le fibrage microstructural produit par le laminage de la barre avant le perçage suit le patron de

déformation produit par le FP et le FT. En proche surface, la matière est tellement déformée qu'il est difficile de voir les joints de grain à la Figure 2.12.c et d. Cependant à quelques micromètres de la surface des filets les grains sont allongés dans la région déformée (Figure 2.12.d) comparativement aux grains équiaxes observés pour l'échantillon dont les filets ont été coupés (Figure 2.12.e et f).



2.3.2 Augmentation de la microdureté

Les conséquences des modifications microstructurales lors du FP et du FT sont observables notamment au travers de la microdureté. Celle-ci augmente avec l'affinement des grains et la déformation plastique induite par le FP et le FT.

Suite à un FP, comme le montre la Figure 2.13 issue des travaux de Bassiouny et al. [8], la

microdureté est plus élevée sommet des filets, là où la microstructure est la plus fine, et diminue conjointement avec le grossissement de la microstructure en s'éloignant de la surface jusqu'à atteindre la microdureté du matériau initial.

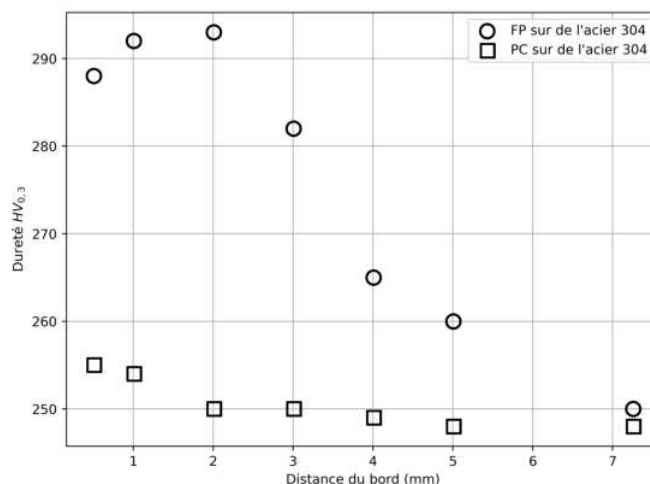


Figure 2.13 : Profil de microdureté obtenu pour de l'acier AISI 304 sur un trou M8x1.25 FP+FT et PC+TC. Adaptée de [8] par Bassiouny et al., 2023. Licence CC BY.

Plusieurs études proposent des profils de microdureté suite à un FP pour différentes conditions de vitesses notamment Bassiouny et al. [8]. La Figure 2.14, qui résume les valeurs obtenues par ces auteurs, montre que la modification des vitesses de rotation et de descente permet de contrôler la microdureté en proche surface du trou.

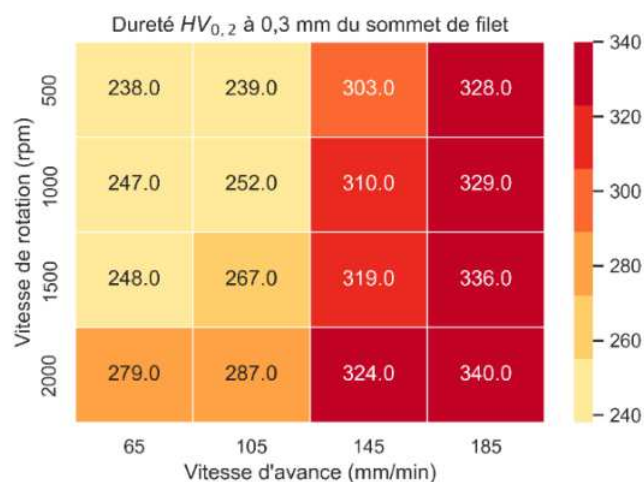


Figure 2.14 : Mise en commun des données de microdureté obtenues suite à un FP à différentes vitesses de rotation et de descente sur de l'acier AISI 304. Adaptée de [8] par Bassiouny et al., 2023. Licence CC BY.

Cette augmentation significative de la microdureté est, de même que pour l'affinement des grains, liés à la fois au FP et au FT. He et al. [20] obtiennent effectivement une augmentation de microdureté de 22 % par rapport au matériau de base pour un trou PC et FT. Cette augmentation de la microdureté est nettement visible jusqu'à 0.25 mm de profondeur, traduisant le niveau de déformation important dans la zone de contact avec l'outil seulement.

2.3.3 Augmentation des contraintes résiduelles de compression

Les propriétés mécaniques locales sont également modifiées par les contraintes résiduelles de compression induites lors de la déformation plastique. Une analyse par diffraction à rayons X réalisée par Fromentin et al. [12] sur le flanc de filet d'un trou M7x1 en acier C70 révèle effectivement ce type de contraintes résiduelles : $\sigma_{FT, radial} = -549 \pm 168 \text{ MPa}$. Les travaux de Armentia et al. [26] sur des filets externes d'implants dentaires de Ti-6Al-4V obtenus par FT montrent aussi la présence de contraintes résiduelles de compression dans la direction longitudinale des filets égales à $\sigma_{FT} = -596,5 \pm 87,7 \text{ MPa}$. Les valeurs obtenues sont supérieures à celles induites par TC qui sont de $\sigma_{TC} = -281,5 \pm 136,1 \text{ MPa}$.

2.4 Tenue mécanique des éléments déformés plastiquement

La longueur taraudable obtenue lors du FP et les replis obtenus au sommet des filets FT sont deux caractéristiques reconnaissables macroscopiquement. Des particularités microscopiques induites par l'apport de chaleur et/ou la déformation sont particulièrement intéressantes. Ces particularités permettent d'améliorer la tenue mécanique monotone et cyclique des trous percés et taraudés par déformation. C'est ce qu'aborde cette section.

2.4.1 Comportement sous sollicitations monotones

Malgré la présence de replis en sommet de filets, plusieurs études, regroupées dans le Tableau 2.2, s'accordent sur le fait que les filets obtenus par déformation ont une meilleure résistance en traction que ceux obtenus par coupe.

Tableau 2.2 : Comparaison des résultats d'essais de traction réalisés sur des pièces taraudées par coupe et par déformation. ^aHietala et al. (2019). ^bFromentin et al. (2005). ^cBassiouny et al. (2023).

Étude	Matériau	Dimensions (mm)	$F_{a,T}$ maximum FT (kN)	$F_{a,T}$ maximum TC (kN)	Écart (%)
[27]	Acier ultrarésistant à l'abrasion	$t=2$ M8x1.25	31.3 ^a	17.8 ^a	43.1
[12]	C22	$t=3$ M12x1.5	27.9 ^b	21.9 ^b	21.5
[8]	AISI 304	$t=3$ M10x1.5	40 ^c	22.5 ^c	43.7
[8]	AISI 304	$t=2$ M8x1.25	17.5 ^c	4.5 ^c	74.3

Ceci s'explique par 1) une longueur de matière taraudable plus importante à la suite d'un FP que d'un PC, principal avantage soutenant le développement de la combinaison FP et FT, et 2) l'érouissage dans les filets.

Chen et al. [25] montrent également que la résistance en traction des filets est meilleure lorsque leur pourcentage de formation est élevé. La diminution du pourcentage de formation des filets limite effectivement la surface de contact avec la vis et diminue la force nécessaire pour rompre l'assemblage vissé, ce qui n'est pas souhaitable. Le Tableau 2.3 répertorie les valeurs obtenues. Fromentin [12] remarque aussi que la résistance des filets augmente de 2.5 % lorsqu'il y a plus de matière à former, soit pour un diamètre d'avant-trou plus faible de 0.03 mm.

Tableau 2.3 : Charge à la rupture en traction monotone pour différents pourcentages de formation des filets par déformation. ^aChen et al. (2022).

% de formation des filets	65 ^a	70 ^a	75 ^a	80 ^a
Charge à la rupture (kN)	31.5 ^a	37.5 ^a	40.5 ^a	44.5 ^a

Wu et al. [28] étudient des essais de traction sur des assemblages boulonnés. Les trous accueillant les vis sont réalisés avec 4 séquences de perçage et taraudage différentes comme illustrées à la

Figure 2.15. Après la ré-évaluation des résultats de la capacité de charge maximale admissible avant rupture du boulon, cette étude conclut que le FP et le FT doivent être utilisés ensemble pour obtenir la capacité de charge la plus élevée, comme remarquable au Tableau 2.4. Les auteurs avancent l'argument du nombre de filets en prise, plus important grâce à la matière déplacée par le FP. Cependant, dans un assemblage vissé, le premier filet engagé est soumis à 34 % de la charge [29]. De plus, d'après les auteurs, l'utilisation du TC suite au FP retire l'effet positif apporté par l'augmentation de dureté liée au FP. Or ces effets semblent être retirés uniquement au niveau des filets.

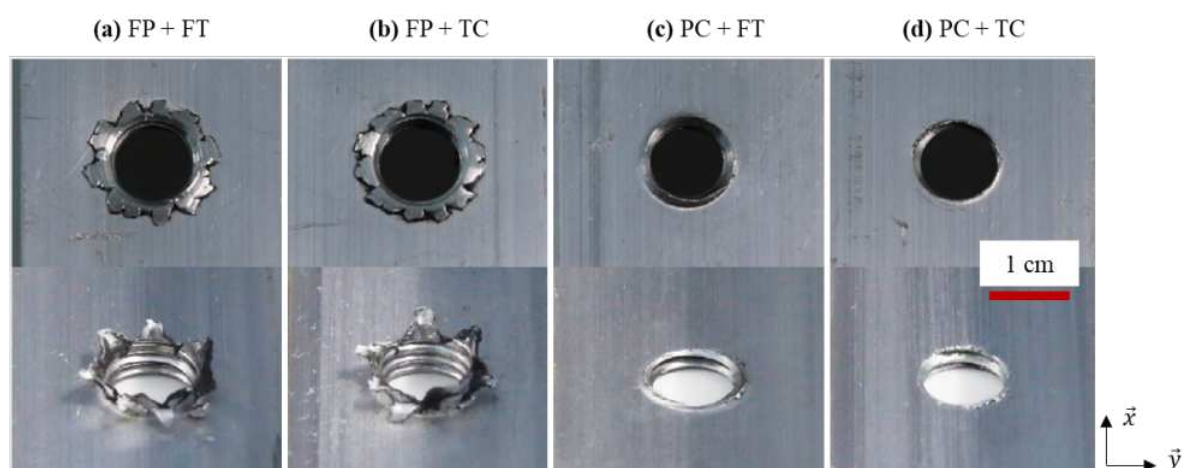


Figure 2.15 : Photographies des trous taraudés proposés par l'étude de Wu et al. : (a) perçage et taraudage déformant, (b) perçage déformant et taraudage coupant, (c) perçage coupant et taraudage déformant et (d) perçage et taraudage coupant. De [28] par Wu et al., 2021. © 2021 par Wu et al. Reproduit avec permission.

Tableau 2.4 : Capacité de charge en fonction des combinaisons employées pour former le trou taraudé. ^aBassiouny et al. (2023).

Combinaison	FP + FT	FP + TC	PC + FT	PC + TC
Capacité de charge maximale (kN)	3253 ^a	2301 ^a	2718 ^a	2374 ^a

Cette étude explore différentes combinaisons de conditions de perçage et taraudage lors d'essais monotones. La section suivante présente les travaux réalisés dans le cas d'essais cycliques.

2.4.2 Comportement en fatigue

2.4.2.1 Filets internes produits par déformation plastique

Hietala et al. [27] éprouvent un assemblage vissé dont les trous sont FP et FT en traction cyclique pour un rapport de contrainte $R=0$. Les résultats montrent que, à bas cycle (inférieur à 10^4 cycles), la durée de vie moyenne d'un trou formé par déformation est supérieure à celle d'un trou riveté. La rupture a lieu au niveau de la zone affectée thermo mécaniquement. Cette zone, qui est écrouie suite aux opérations de mise en forme FP et FT, semble diminuer la vie en fatigue des profilés.

Les travaux récents de Mechter et al. [5] contiennent les seuls résultats expérimentaux d'essais de fatigue en flexion quatre points réalisés sur des plaques percées et trouées par FP et FT sans la présence d'éléments vissés. Suite à l'étude comparative que les auteurs mènent entre des éprouvettes avec des trous FP puis FT et des éprouvettes avec des trous PC puis TC, les résultats, présentés à la Figure 2.16, ne sont pas concluants malgré ceux encourageants dans la littérature. En effet, la durée de vie en fatigue des éprouvettes avec des trous FP puis FT est, à niveau de contrainte égale, similaire voire inférieure aux éprouvettes munies de trous PC puis TC.

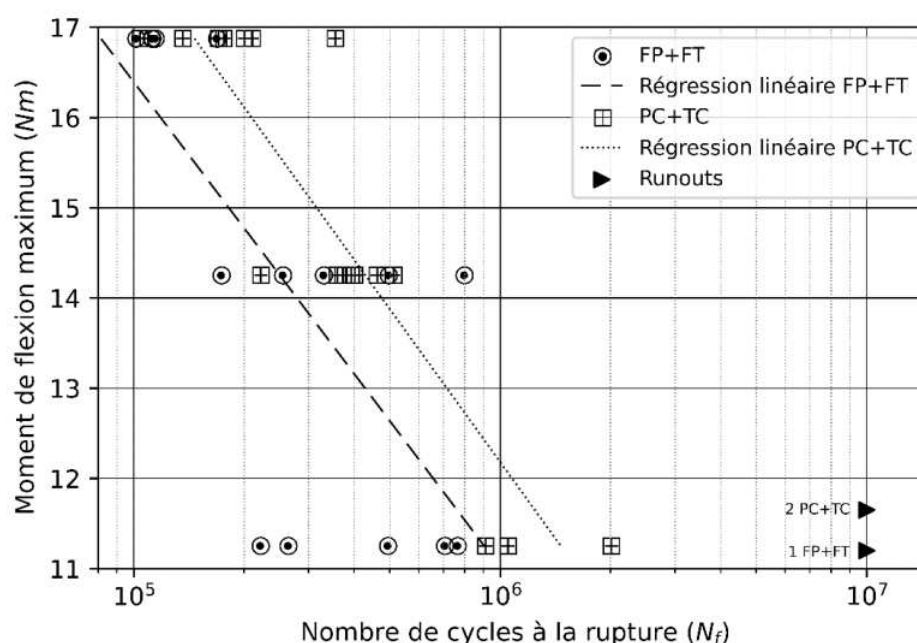


Figure 2.16 : Courbe M-N tracée à partir des résultats obtenus par Mechter et al. [5]. Adaptée avec permission de [5] par Mechter et al., 2024. © 2024 par Mechter et al.

L'analyse fractographique réalisée par Mechter et al. [5] révèle que les premiers filets en tension sont le lieu des sites d'amorces pour les deux lots éprouvés, car il s'agit du lieu où la contrainte locale est maximale. Cependant, pour les trous FP puis FT, des sites d'amorce particuliers sont visibles. Il s'agit de la couche fortement écrouie en proche surface (Figure 2.17.c) et/ou du repli au sommet du premier filet complètement formé (Figure 2.17.d). Ces discontinuités peuvent être à l'origine de cette durée de vie non améliorée.

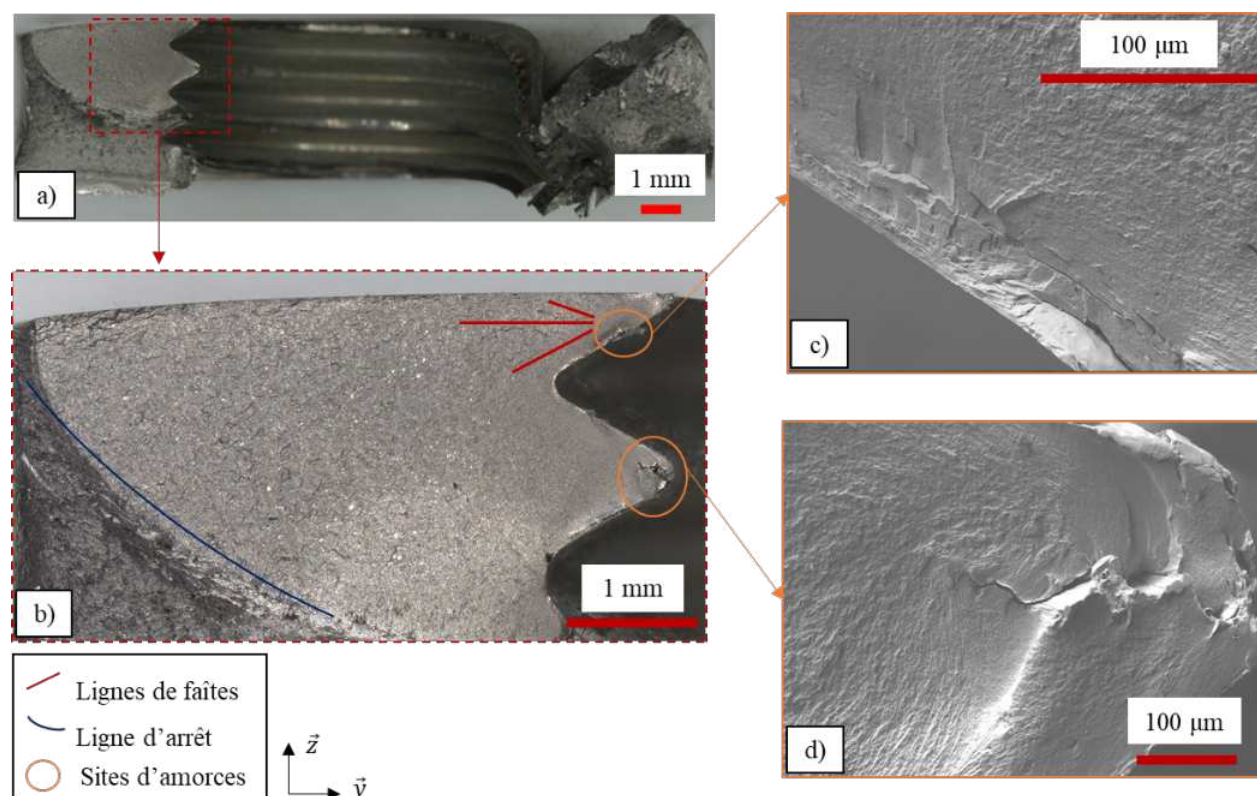


Figure 2.17 : Fractographies du filet d'une éprouvette FP+FT éprouvée en fatigue : (a) vue d'un demi faciès au microscope optique dans le plan de rupture, (b) focus au microscope optique sur le premier sommet en tension à gauche du faciès de rupture, (c) vue au MEB de la couche fortement écrouie en proche surface, potentielle amorce de rupture et (d) vue au MEB du repli en sommet de filet zone d'amorce de fissures. Adaptée avec permission de [5] par Mechter et al., 2024. © 2024 par Mechter et al.

2.4.2.2 Filets externes produits par déformation plastique

Étant donné le peu de travaux publiés sur la tenue en fatigue des filets percés et taraudés par déformation plastique, d'autres informations sont relevées des études menées sur la tenue en fatigue des filets externes formés par déformation plastique (filets roulés). Armentia et al. [26] étudient en effet la tenue en fatigue des filets extérieurs formés par déformation d'implants dentaires sur du

Ti-6Al-4V. Les résultats obtenus montrent que la vie en fatigue d'un implant avec des filets FT est 9 fois plus grande que celle d'un implant avec des filets TC. La rupture s'est produite au niveau de la tête de l'implant et non au niveau des filets engagés, ce qui semble traduire la haute résistance mécanique possible avec le FT.

2.4.2.3 Éprouvettes grenillées

Mises à part les quelques travaux sur la tenue en fatigue des filets produits par déformation, les études sur le grenillage montrant l'effet de la déformation plastique en compression sur la tenue en fatigue de l'acier inoxydable 316L contiennent aussi des informations pertinentes.

La majorité des auteurs étudiant l'effet du grenillage sur la tenue en fatigue s'accordent pour affirmer que le durcissement induit par la déformation plastique à froid et la création de contraintes résiduelles de compression contribuent à augmenter la durée de vie en fatigue. Soyama et al. [30], au travers de l'étude du grenillage sur de l'acier inoxydable, montrent expérimentalement que la résistance en fatigue est maximale lorsque la dureté locale est maximale. Les auteurs rapportent aussi au travers de leurs mesures expérimentales (diffraction rayons X 2D et essais de fatigue) que les contraintes résiduelles de compression contribuent à l'augmentation de la durée de vie en fatigue. Les conclusions de Maleki et al. [31] vont dans le même sens : l'élévation de dureté à laquelle s'ajoute la création de contraintes résiduelles de compression donne aux échantillons d'acier 316L grenillés une durée de vie plus longue. Cependant, lorsque le recouvrement du grenillage est excessif (3000 %), Maleki et al. mesurent, pour un acier 316L, une diminution de la vie en fatigue comparativement aux résultats obtenus pour un recouvrement de 100 % et 1500 %.

2.5 Sommaire de la littérature

La rupture des implants orthopédiques de type LCPs, étudiée par Gervais et al. [4], montre que les trous taraudés, essentiels à l'assemblage de la plaque sur l'os avec des vis, sont des zones de concentration de contraintes sujettes à une rupture en service.

Mechter et al. [5] utilisent récemment le FP et le FT afin d'améliorer la vie en fatigue d'ÉRIPs en modifiant les caractéristiques de surface de trous percés et taraudés dans une plaque en acier 316L. Bien que cette étude montre un effet non significatif des techniques de déformation sur la tenue en

fatigue d'une barre en acier inoxydable 316L, le durcissement local et l'affinement de la taille des grains permettent d'espérer un effet bénéfique dans des conditions de mise en forme optimisées.

Le taraudage est l'opération finale qui met en forme les filets. Les paramètres contrôlables évoqués dans la littérature sont, entre autres, le diamètre de perçage, le type de perçage, le type d'outil de taraudage et la vitesse de descente de l'outil de taraudage.

Les travaux de Felinks et al. [21] et Dias et al. [19] sont focalisés sur la formation des filets permettent d'anticiper qu'une variation des conditions de réalisation du taraudage diminue la présence des replis.

Les études de la littérature et la comparaison au grenaillage laissent supposer que la variation des vitesses de mise en forme de FP et FT permettent de réguler l'écrouissage en proche surface des filets. Ainsi, l'élévation contrôlée de la dureté à laquelle s'ajoute la création de contraintes résiduelles de compression et la présence de grains fins permettrait d'augmenter la durée de vie des trous taraudés formés par déformation.

L'utilisation combinée de perçage et taraudage par coupe ou déformation, comme dans l'étude de Wu et al. [28], pourrait être une stratégie pour réduire l'écrouissage et/ou retirer, par coupe, les plis au sommet des filets.

L'étude de Mechter et al. [5] se limite à une condition de perçage et de taraudage. Ce projet de maîtrise poursuit ces travaux en explorant différentes conditions, dans le but d'améliorer la durée de vie en fatigue des ÉRIPs.

CHAPITRE 3 STRUCTURE DU PROJET

3.1 Objectifs spécifiques

La question de recherche formulée à la fin de l'introduction est la suivante :

Existe-t-il des conditions de fluopercage et/ou de fluotaraudage pour mettre en forme des trous taraudés permettant d'augmenter la durée de vie en fatigue d'éprouvettes représentatives d'implants de type plaque en acier inoxydable 316L ?

Bien qu'il ne soit pas possible d'étudier une continuité de conditions de mise en forme, ce projet de maîtrise répond en partie à la question de recherche en visant les objectifs spécifiques (OS) suivants :

OS 1 : Identifier et expliquer des conditions de mise en forme de trous taraudés faisant intervenir la déformation plastique qui minimisent la présence des discontinuités (OS 1.1) tout en bénéficiant de l'écrouissage (OS 1.2).

OS 2 : Quantifier la durée de vie en fatigue de spécimens produits selon les conditions identifiées en OS 1.

OS 3 : Identifier les mécanismes d'endommagement en fatigue spécifiques aux filets ayant été mis en forme en faisant intervenir la déformation plastique (FP et/ou FT).

3.2 Organisation du projet

Cette partie a pour objectif d'expliquer la mise en place de ce projet de maîtrise, sa pertinence au sein du programme de recherche sur les implants orthopédiques et son organisation générale.

Je commence ce projet de recherche en tant que stagiaire au LaPOM dans le cadre du projet de maîtrise de Mina Gadour sur les essais de fatigue des éprouvettes fluopercées et fluotaraudées. Je participe ainsi à la préparation des éprouvettes, au lancement des essais de fatigue ainsi qu'à l'analyse des faciès de rupture. Les résultats obtenus mènent à l'écriture et la publication en 2024 dans la revue *Engineering Failure Analysis* d'un article scientifique intitulé « Microstructural and fatigue characterization of 316L stainless steel subjected to flow drilling and tapping: comparaison with machined threads » [5]. Je participe à cette publication notamment au travers de la réalisation des images et des analyses supplémentaires. Une fois le travail de recherche de Mina Gadour complété, ma maîtrise recherche débute afin de poursuivre les travaux engagés jusqu'alors.

Le travail est découpé en deux parties. La première, présentée en détail au CHAPITRE 5 aborde la modification des paramètres et des conditions de mise en forme des trous taraudés pour réduire la présence de discontinuités et de l'écrouissage délétère en fatigue. La seconde, présentée au CHAPITRE 6, est focalisée sur la caractérisation du comportement en fatigue des ÉRIPs percées et taraudées dans les conditions les plus prometteuses. Dans le mémoire, la première et seconde partie du travail sont présentée séparément.

La première partie (CHAPITRE 5) est construite afin de répondre à l'objectif spécifique OS 1. Le sommaire expérimental de cette partie est présenté à la Figure 3.1. Les trous M10x1.25 sont percés et taraudés dans les éprouvettes de 316L. Pour répondre au sous-objectif spécifique OS 1.1, l'attention est portée sur les conditions de taraudage. Trois vitesses et deux outils de taraudage sont utilisés et leurs impacts étudiés. Pour répondre au sous-objectif spécifique OS 1.2, les conditions liées au perçage sont modifiées. Au total, cinq vitesses de perçage par déformation sont utilisées et deux outils de perçage sont employés. La préparation des trous percés et/ou taraudés a été réalisée au sein de la plateforme technologique SUNI PFT à l'ENS Rennes sous la supervision de Yann Macé et de Benjamin Hervé. J'ai eu l'occasion d'y réaliser un stage afin, entre autres, de mettre en forme les ÉRIPs. Une fois ce stage terminé et les éprouvettes mises en forme, les analyses microstructurales sont effectuées au sein du LaPOM.

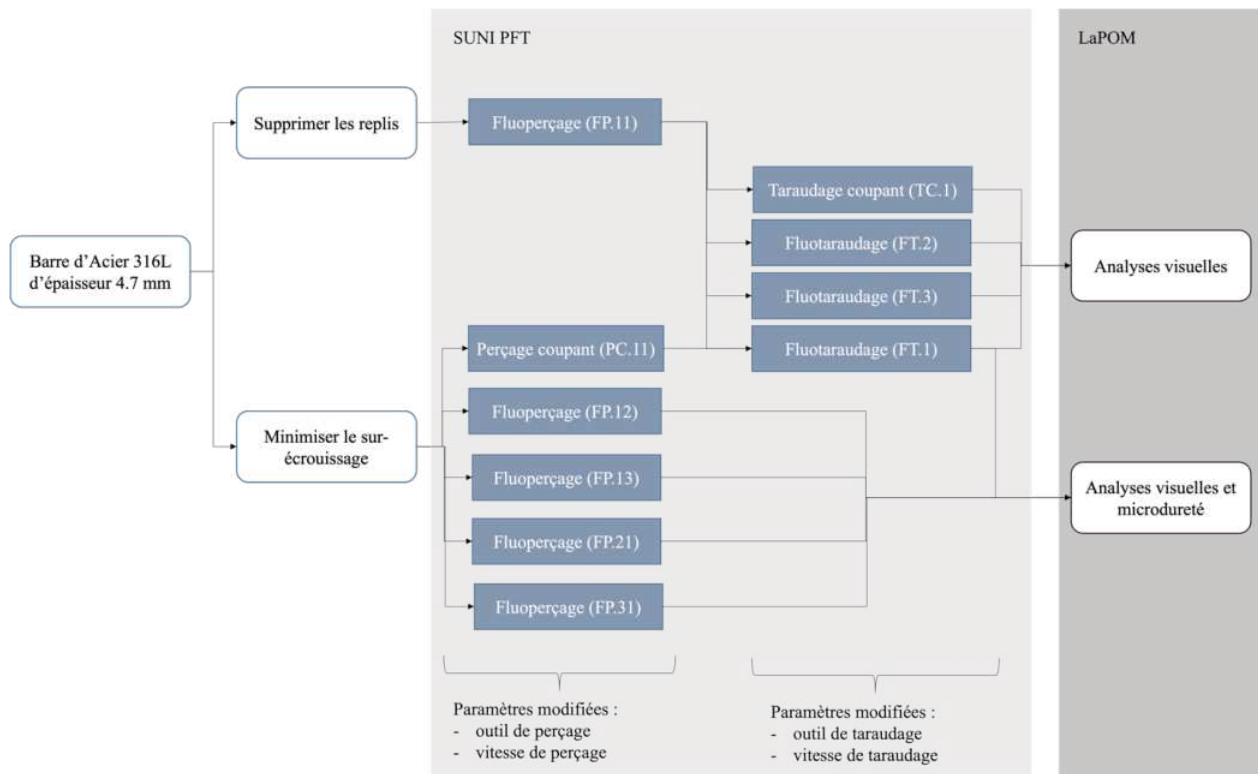


Figure 3.1 : Sommaire expérimental suivi pour répondre à l'OS 1

La seconde partie (CHAPITRE 6) du projet de recherche est dédiée aux avancées réalisées pour répondre aux objectifs spécifiques OS 2 et OS 3. La méthodologie et les résultats sont présentés sous la forme d'un article dont je suis la principale auteure, intitulé « Flow Drilling and Flow Tapping as a mean to improve the fatigue life of specimens representing plate-type orthopedic implants ». Il a été soumis dans *Engineering Failure Analysis* mettant en valeur la recherche dans le domaine de l'endommagement par fatigue des matériaux.

CHAPITRE 4 MÉTHODOLOGIE EXPÉRIMENTALE GÉNÉRALE

4.1 Le matériau

Le matériau étudié est dans la continuité des travaux antérieurs soit un acier inoxydable austénitique 316L fourni par Acier Anica Steel [32]. La composition chimique rapportée par le fournisseur et celle spécifiée dans la norme ASTM A240 sont présentées au Tableau 4.1. L'acier inoxydable 316L a une faible teneur en carbone, spécifiée par la dénomination « L », pour minimiser la sensibilité à la corrosion intergranulaire. Le chrome et le nickel sont les éléments présents en majorité dans cet alliage après le fer. Le chrome est un élément α -gène qui, dans le cas de l'acier étudié, est en quantité suffisamment importante (≤ 12 % en masse [33]) pour permettre la formation d'une couche d'oxyde stable qui confère le caractère inoxydable du matériau. Le nickel, un élément γ -gène, favorise quant à lui la stabilisation de l'austénite à température ambiante (car sa quantité est supérieure à 8 % masse [34]).

La Figure 4.1, prise au microscope optique, présente la microstructure du métal de base. Il est possible d'y voir des grains équiaxes arrangés selon le sens de laminage de la barre, c'est un fibrage linéaire. De plus des macles de recristallisation sont visibles au sein de la matrice austénitique.

Les propriétés mécaniques, répertoriées au Tableau 4.2, sont issues d'un essai de traction réalisé suivant la norme ASTM E8-22. Les valeurs obtenues sont en accord avec celles du certificat fourni par Anica Steel [1]. L'alliage 316L a une grande ductilité ce qui facilite sa déformation plastique lors des procédés de mise en forme.

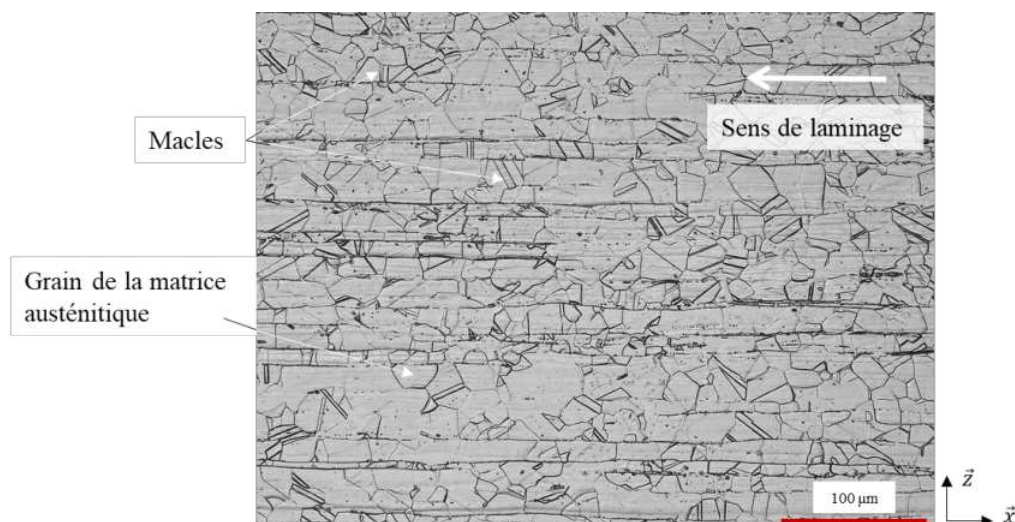


Figure 4.1 : Microstructure de l'acier austénitique inoxydable 316L utilisé obtenue avec une attaque chimique à l'Aqua Regia pendant 40 secondes et observée au microscope optique

Tableau 4.1 : Composition chimique de l'acier 316L utilisé (en pourcentage massique)

	C	Cr	Ni	Mo	Mn	Si	N
% wt (fournisseur)	0.02	16.7	10.0	2.0	1.4	0.3	0.0
% wt maximum (ASTM A240)	0.03	16.0 – 18.0	10.0 – 14.0	2.0 – 3.0	2.0	0.7	0.1

Tableau 4.2 : Propriétés mécaniques de l'acier 316L utilisé

	Rm (MPa)	Re (MPa)	A% (%)
Essai de traction	625	301	52
Fournisseur	589	299	54

4.2 Les éprouvettes représentatives d'implants de type plaque (ÉRIPs)

Les ÉRIPs sont produites à partir de barres d'acier laminées ayant subi un recuit d'homogénéisation à 1037 °C. Ces barres sont découpées en éprouvettes de longueur 180 mm à l'aide d'une scie comme illustrée à la Figure 4.2. La barre de 1 m est mise en position par un mors et maintenue en

position par un second, puis le disque de la scie est approché afin de couper la barre selon la dimension repérée au préalable.

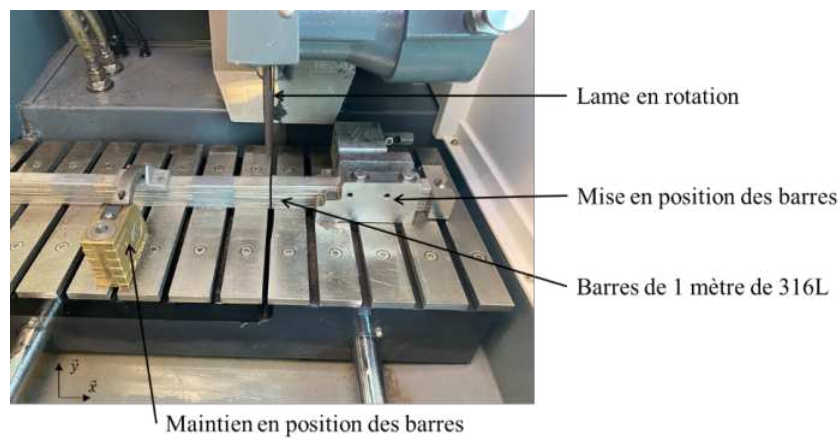


Figure 4.2 : Photographie de la découpe des barres d'acier de 1 m de long en éprouvettes 180 mm de long

Sur chaque éprouvette quatre trous sont formés. Les deux trous centraux sont ceux sujets aux contraintes lors des essais de fatigue et les deux trous extérieurs permettent d'obtenir des informations microstructurales post-essais.

Les trous taraudés sont réalisés en M10x1.25, soit un diamètre nominal de 10 mm et un pas fin de 1.25 mm selon le dessin technique présenté à la Figure 4.3. Ce choix est réalisé lors des précédents projets évoqués, sur la base des documents fournis par les constructeurs d'implants de type plaque [35] et les études présentes dans la littérature [36]. Les distances entre les centres des perçages sont calculées en prenant en compte le diamètre des trous, la zone affectée thermiquement par le FP (3 à 5 mm [8]) et un facteur de sécurité. Les distances aux extrémités sont définies en termes d'encombrement de l'outillage utilisé pour les perçages et taraudages.

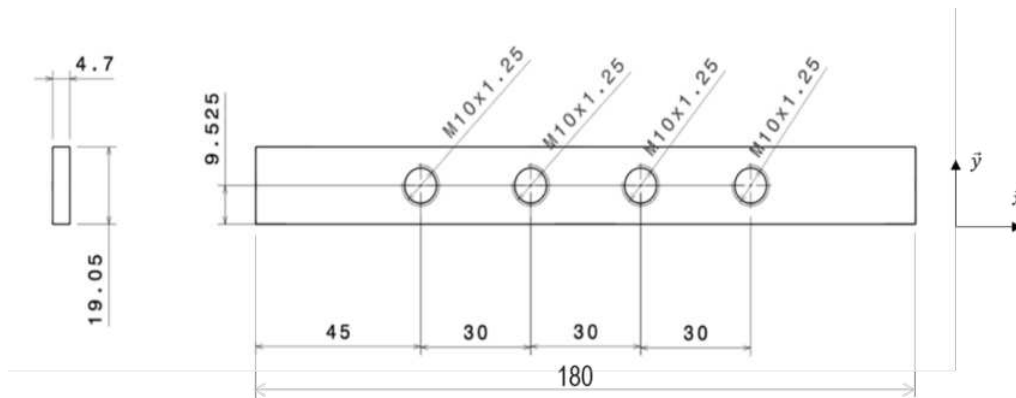


Figure 4.3 : Dessin technique des éprouvettes utilisées (côtes en millimètres). La direction de laminage de la barre est selon l'axe $\vec{x}$

4.3 Préparations métallographiques

La séquence de préparation des échantillons en amont de l'analyse macroscopique et microscopique des trous formés est schématisée à la Figure 4.4. En premier lieu, les éprouvettes sont découpées sur la scie à disque Struers Secotom. La découpe est réalisée selon deux plans en fonction l'observation nécessaire : le plan transversal (T) et le plan longitudinal (L). Puis chaque échantillon est enrobé par pression à chaud dans de la bakélite afin d'assurer la planéité des échantillons lors du polissage et des analyses.

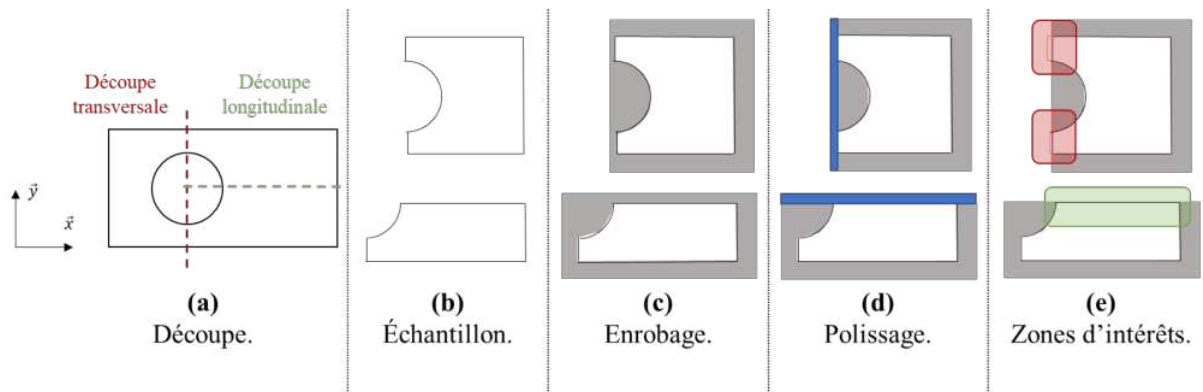


Figure 4.4 : Schématisation des étapes de préparation métallographique des échantillons de la découpe des éprouvettes à l'observation des zones d'intérêts

4.3.1 Polissage

Une fois la découpe effectuée, les échantillons sont polis afin de libérer les contraintes induites par la découpe et d'obtenir l'état de surface nécessaire aux observations. Le polissage est effectué sur une polisseuse automatique Struers Tegramine 25 en suivant le protocole de polissage présenté au Tableau 4.3, issu de la norme ASTM E3-11 [37] et du manuel Struers [38].

Tableau 4.3 : Protocole de polissage pour les observations microstructurales

Étape	Type d'abrasif	Temps (min)	Force (N)	Vitesse de rotation (rpm)	Lubrifiant
1	240 grit SiC	1	70	300	Eau
2	400 grit SiC	1	70	300	Eau
3	600 grit SiC	1	70	300	Eau
4	9 μm	5	70	150	Solution diamantée
5	6 μm	3	60	150	Solution diamantée
6	3 μm	2	40	150	Solution diamantée
7	OPS 0.25 μm (50 % + 50 % eau distillée)	15	30	100	Solution diamantée

4.3.2 Attaque électrochimique

Pour obtenir des clichés de la microstructure, une attaque électrochimique à l'acide nitrique concentré (HNO_3) est réalisée en suivant la norme ASTM E407 (attaque numéro 93) [39]. L'échantillon est immergé pendant 15 secondes dans une solution concentrée HNO_3 et un courant de 0.2 A/cm^2 est imposé. Le montage utilisé est schématisé à la Figure 4.5. En cas de sur attaque chimique, un polissage de 30 secondes avec une solution diamantée de $1 \mu\text{m}$ est réalisé.

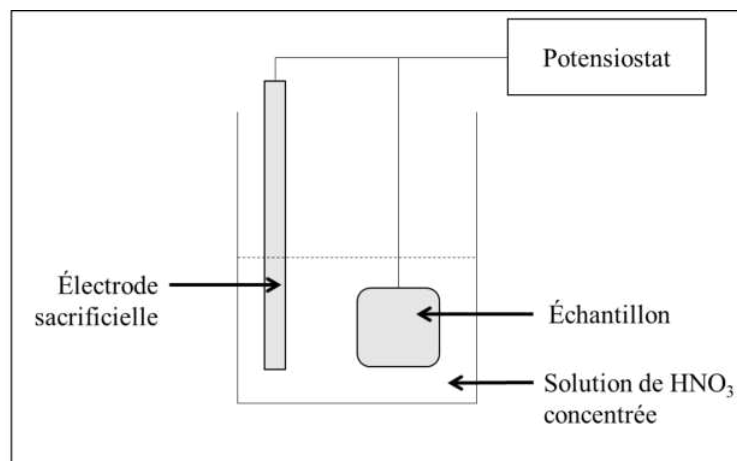


Figure 4.5 : Schéma du montage utilisé pour l'attaque électrochimique

4.3.3 Observations microscopiques

Une fois les échantillons préparés puis nettoyés au méthanol dans un bain agité avec des ultrasons, les observations microscopiques sont effectuées principalement à l'aide du microscope optique Keyence VHX 7000.

Pour certaines zones d'intérêts repérées au préalable, des observations au microscope électronique à balayage JEOL JSM-7600TFE (MEB) sont réalisées. La distance de travail moyenne est 15 mm avec une tension d'accélération de 15 kV. L'analyse chimique de certaines parties d'échantillon est possible grâce à l'utilisation du détecteur de spectroscopie à dispersion d'énergie (EDS) sur le MEB avec les mêmes conditions que décrites précédemment.

Une analyse cristallographique est également réalisée avec la colonne d'électron d'un microscope à faisceau d'ions focalisés Thermo Scientific Helios 5 Hydra CX équipé d'un détecteur EBSD Oxford Symetry S3. La distance de travail est maintenue à 14 mm avec une tension d'accélération de 25 kV et une intensité de 26 nA. Pour les échantillons analysés par EBSD, l'étape 7 de polissage à l'OPS 0.25 μm dure 30 minutes puis les échantillons sont placés dans la polisseuse VibroMet avec la solution OPS 0.25 μm pendant 24 heures. Le nettoyage est effectué dans des bains d'eau distillée agités à l'aide d'ultrasons, puis un rinçage au méthanol aussi agité aux ultrasons est réalisé.

4.3.4 Microdureté

Les essais de microdureté Vickers sont réalisés en suivant la norme ASTM E384 [40] sur le microduromètre Buehler Wilson VH1202. Les échantillons concernés sont préparés et polis

comme décrits à la section 4.3.1.1. L'étape 7 de polissage à l'OPS n'est pas réalisée, car elle induit une faible attaque chimique, non recommandée pour des essais de microdureté. Les profils de microdureté sont réalisés à 200 gf avec un espacement de 105 μm .

Les descriptions méthodologiques de cette section s'appliquent aux campagnes expérimentales présentées dans les CHAPITRE 5 et CHAPITRE 6.

CHAPITRE 5 AMÉLIORATION DE LA QUALITÉ DES TROUS TARAUDÉS

Ce chapitre présente le travail expérimental et les analyses spécifiques à l'objectif spécifique OS 1. La Figure 5.1 schématise les séquences de mise en forme utilisées. Des symboles sont associés aux différentes séquences. Le symbole carré est dédié au perçage coupant tandis que les symboles ronds sont dédiés au fluoperçage. Les symboles en forme de croix sont utilisés pour les trous taraudés par coupe et les points ronds pour le fluotaraudage. Ces symboles sont utilisés tout au long du document.

Dans ce chapitre, le terme qualité désigne une proche surface exempte de discontinuités.

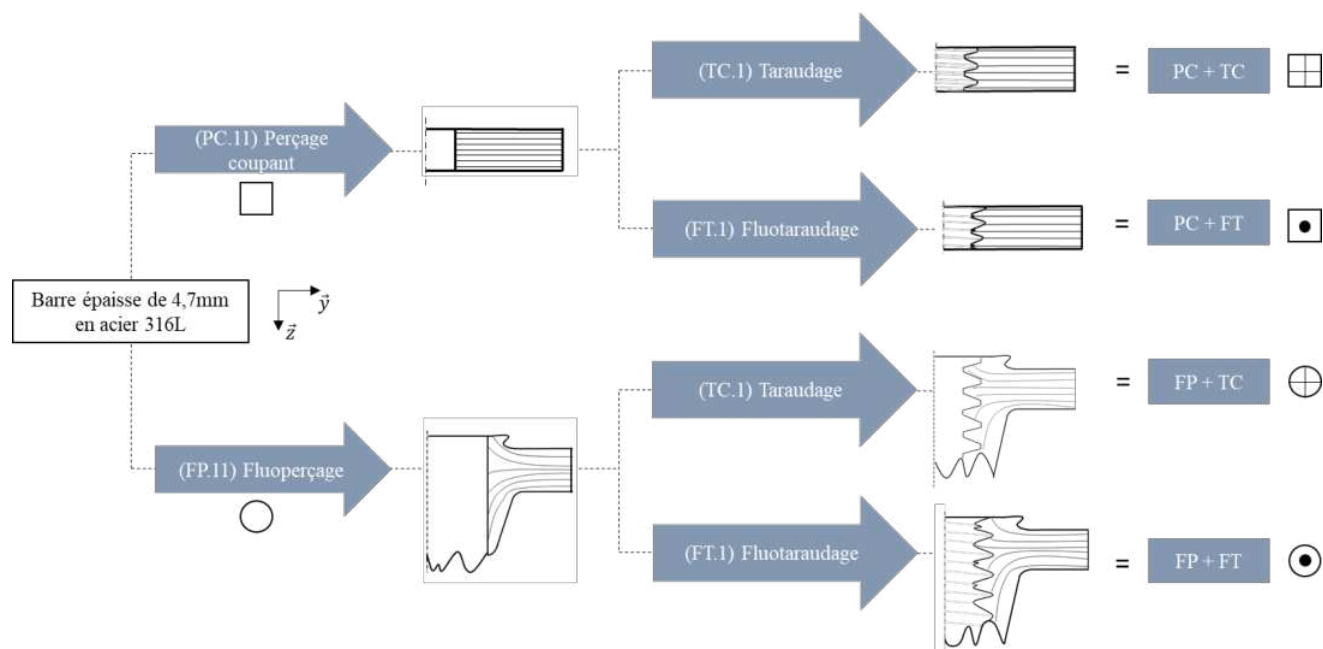


Figure 5.1 : Schématisation de la combinaison des différents paramètres employés

5.1 Matériel et méthode

Pour cette campagne exploratoire, l'unité fonctionnelle est un trou M10x1.25. Chaque trou est réalisé dans les barres d'acier 316L dont le matériau et le dessin technique sont présentés au CHAPITRE 3. Pour la section 5.3.2 et 5.4, les analyses de microdureté sont réalisées sur des éprouvettes de 316L commandées lors du début du programme de recherche sur les implants biomédicaux (lot de matériau 2021) tandis que les autres analyses sont réalisées sur des échantillons

provenant du lot d'acier commandé au début de cette maîtrise (lot de matériau 2023). Bien que les deux commandes soient réalisées au même fournisseur pour ce projet de maîtrise (Anica Steel), la section 7.3 discute de l'influence du lot de matériau sur la microdureté des trous FP. Les valeurs d'augmentation de la microdureté sont donc, aux Sections 5.3.2 et 5.4, différentes des valeurs présentées dans le reste du document.

Cette section du document décrit les outils et instruments utilisés pour la mise en forme des trous taraudés et pour l'acquisition de données.

5.1.1 Les outils

Les outils utilisés, dont les caractéristiques coupantes ou déformantes conditionnent la forme de l'outil, sont décrits au Tableau 5.1 et photographiés à la Figure 5.2. Le matériel nécessaire pour réaliser le FP et le FT provient d'un des seuls fabricants d'outils de ce genre, Formdrill³. Les autres outils sont commandés auprès des fournisseurs habituels de SUNI PFT, Elco⁴ et Dexis⁵. Les dimensions des outils sont les suivantes : FCAR=50 %, $h_c=1$ mm, $h_f=15$ mm, $h_n=13.5$ mm, $t/d_D=0.5$, $\beta=30^\circ$, $d_T=10$ mm, $p_T=0.25$. Le sens de perçage et/ou taraudage correspond à la direction $\vec{z}$ positive dans le document.

Tableau 5.1 : Outils utilisés pour les différentes opérations de mise en forme des trous taraudés. Les lettres (a) à (d) font référence aux photos de la Figure 5.2.

	Outils	Fabricant	Lubrifiant
Perçage coupant	Foret (a)	Elco ¹	Huile lubrifiante
Fluoperçage	Outil de fluoperçage (b)	Formdrill ²	Pâte abrasive de fluoperçage
Taraudage coupant	Taraud coupant (c)	Dexis ³	Huile lubrifiante
Fluotaraudage	Taraud à refouler (d)	Formdrill	Huile de fluotaraudage

¹ Elco est une entreprise experte en usinage (elco.eu).

² Formdrill est une entreprise spécialisée dans le fluoperçage et le fluotaraudage basé en Belgique.

³ Dexis est une entreprise qui fournit l'industrie sur divers équipements tels que les outils, l'étanchéité (dexis.fr).

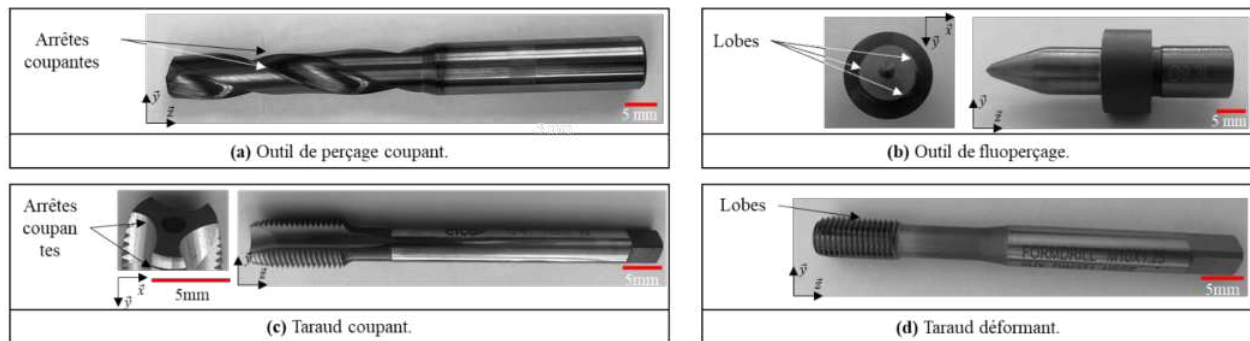


Figure 5.2 : Outils utilisés pour les quatre opérations : (a) outil de fluoperçage, (b) foret coupant, (c) outil de fluotaraudage et (d) taraud coupant

5.1.1.1 Perçage

Pour le PC, trois passes avec des diamètres d'outils différents sont nécessaires afin d'obtenir le diamètre percé souhaité. Chaque passe est réalisée avec un foret possédant des arrêtes coupantes pour retirer la matière (Figure 5.2.a). Des copeaux de matière sont donc formés et l'opération nécessite une lubrification pour limiter la chauffe et l'usure de l'outil [41]. Ce n'est pas une opération qualifiée de thermique, car la température maximale atteinte ne dépasse pas 100 °C [41].

L'outil de FP ne possède pas d'arrêtes coupantes, mais des lobes, comme identifiés à la Figure 5.2.b, puisqu'il s'agit de déformer la matière. Lors du FP, de la pâte abrasive est déposée sur l'outil à chaque trou réalisé afin d'augmenter la friction entre l'outil et la matière. Cette pâte a également le rôle de revêtement de surface nécessaire d'après El Bahoul et al. [15] et Kerkhofs et al. [42]. Dans leur étude, la durée de vie des outils avec revêtement est de 10.10^4 à 16.10^4 perçages contre 5.10^3 à 15.10^3 à iso paramètres pour les outils sans revêtement. Afin d'assurer la fiabilité du dépôt, un pinceau enduit de pâte est positionné pour que l'outil en rotation s'en enduise uniformément entre chaque FP, comme illustré à la Figure 5.3.

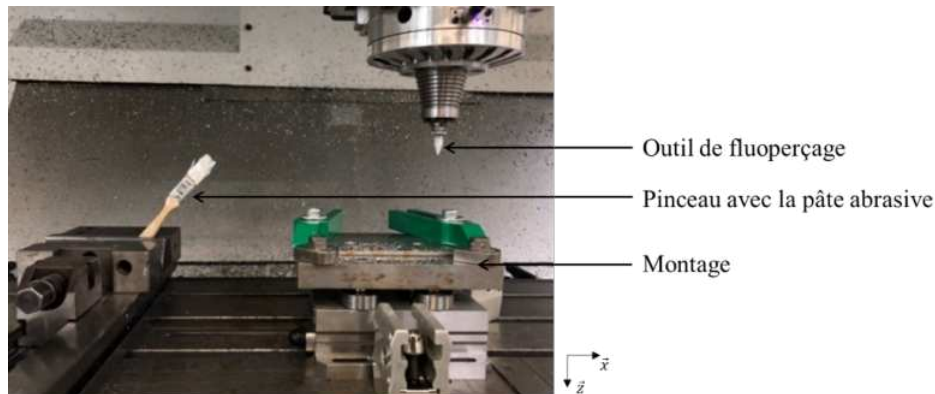


Figure 5.3 : Photographie du montage avec la mise en place d'un pinceau recouvert de pâte de fluoperçage pour assurer un dépôt uniforme de cette pâte

5.1.1.2 Taraudage

Le TC est réalisé avec un outil possédant des arrêtes coupantes comme visibles à la Figure 5.2.c. Lors du FT, la matière est déplacée et non coupée, l'outil ne possède donc pas d'arrêtes coupantes (Figure 5.2.d). Le lubrifiant utilisé joue un rôle important comme le montre Fromentin [12] puisque le FT dépend de la friction entre l'outil et la pièce. Dans le cas présent, la CNC indiquait l'utilisation de 110 % de la puissance machine lors d'un FT avec du lubrifiant d'usinage alors qu'elle n'était que de 70 % avec l'huile fournie par Formdrill. Cette huile est employée par la suite tout le long du projet. Le FT n'est pas un procédé thermique [20], car les températures relevées à l'aide d'un thermocouple sous la collerette sont inférieures à 60 °C durant tout le taraudage.

5.1.1.3 Conditions explorées

Le Tableau 5.2 présente les conditions explorées au vu de la gamme proposée par le fournisseur (Annexe A.3), de la littérature, des premiers essais réalisés et des limites imposées par la machine d'usinage.

- Pour le perçage, les conditions constructeur, $\omega_D=1900$ rpm et $f_D=260$ mm/min, sont posées comme référence. Ce projet ne propose pas d'explorer les conditions de vitesse en PC. Pour le FP, il est décidé d'évaluer deux autres vitesses de descente, $f_D=100$ et $f_D=300$ mm/min, et deux autres vitesses de rotation, $\omega_D=1600$ rpm et $\omega_D=3000$ rpm.

- Pour le taraudage, la condition constructeur, $\omega_T=260$ rpm, est également prise comme référence. Pour le TC, elle sera la seule étudiée. Comme une attention particulière est portée aux procédés de mise en forme par déformation, deux autres vitesses de rotation sont choisies $\omega_T=100$ rpm et $\omega_T=400$ rpm pour le FT.

Tableau 5.2 : Conditions de taraudage explorées pendant la première partie du projet

Paramètres du taraudage		Conditions		
Contraintes du projet	Diamètre final	M10 (métrique)		
	Pas	1.25 (pas fin métrique)		
	Matériau	Acier inoxydable austénitique 316L		
	Épaisseur de plaque (mm)	4.7		
Variables liées au perçage	Outil / lubrification	Coupant (PC) / Lubrifiant	Déformation (FP) / Pâte	
	Vitesse de rotation (rpm)	1900 (FP.1)	1600 (FP.2)	3000 (FP.3)
	Vitesse d'avance (mm/min)	260 (X.X1)	100 (X.X2)	300 (X.X3)
Variables liées au taraudage	Outil / lubrification	Coupant (TC) / Lubrifiant	Déformation (FT) / Huile	
	Vitesse de rotation (rpm)	260 (X.1)	100 (X.2)	400 (X.3)

5.1.2 Le montage

Les différentes opérations de perçage et de taraudage sont réalisées sur un centre d'usinage à commande numérique (CNC) Vernier CV 600 sur lequel sont installés les outils et le montage comme montré à la Figure 5.4.

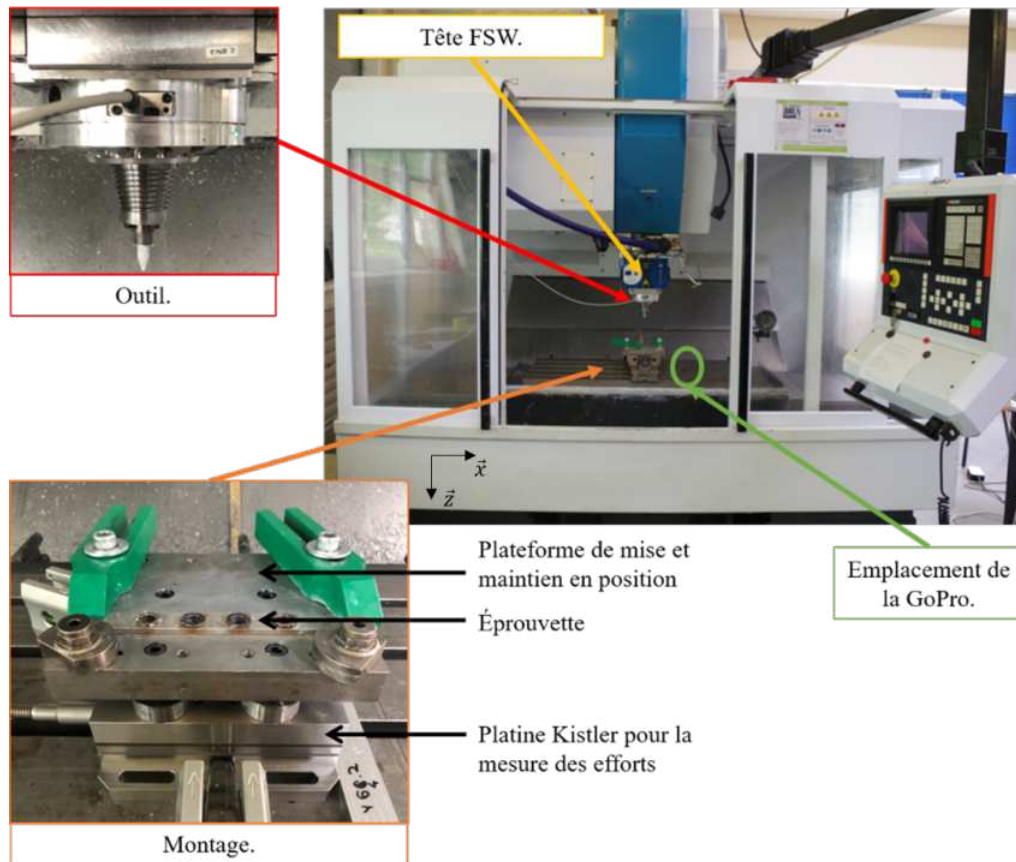


Figure 5.4 : Photographies de la CNC utilisée et des instruments de mesure utilisés

Le FP produit une chaleur importante par friction, de ce fait, un système de refroidissement (tête FSW) est installé au niveau de la broche afin de la protéger de la chaleur. Cette tête FSW est développée par Stirweld⁴ pour le soudage par friction malaxage, procédé qui produit également une chaleur importante. À la suite de chaque FP, un temps d'attente d'environ 40 secondes est imposé pour permettre le refroidissement de l'outil. Lorsque la température indiquée par le thermocouple est inférieure à 25 °C, l'outil est considéré comme refroidi et une autre opération de FP peut être relancée. Il a été remarqué par Lee et al. [18] que la température relevée augmente avec le nombre de trous réalisés du fait de l'adhésion du matériau sur l'outil augmentant après chaque trou. Une attention est donc portée à l'état de surface de l'outil pour assurer une répétabilité

⁴ Stirweld est une entreprise experte en soudage par friction malaxage basée à Rennes (stirweld.com).

dans les résultats. Il est nettoyé lorsque le dépôt est présent. Les outils, présentés précédemment, sont montés sur la broche grâce à un adaptateur propre à chacun d'eux.

Par souci de répétabilité, toutes les opérations de perçage et de taraudage sont réalisées sur la plateforme de montage conçue pour le projet et présentée à la Figure 5.5. La zone de positionnement d'une éprouvette est symbolisée par le rectangle bleu en pointillé. Un pion de centrage et un épaulement servent à positionner l'éprouvette. Elle est ensuite maintenue en position par les brides de serrage. Le côté de l'éprouvette en contact avec le pion de centrage est le plan de référence du programme machine et le repère pour la suite des analyses.

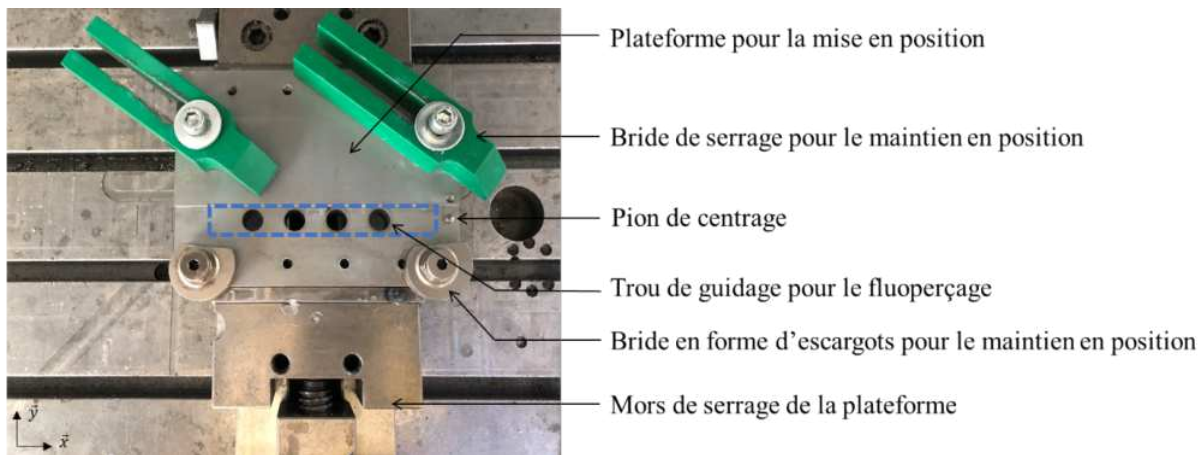


Figure 5.5 : Montage de mise et de maintien en position de l'éprouvette pour les opérations de perçage et taraudage

La zone de positionnement de l'éprouvette est conçue avec 4 alésages servant de guide pour contrôler le flux de la matière lors du FP notamment. Comme évoqué dans la revue de littérature, Su et al. [13] montrent que ces contre-alésages diminuent la formation de pétales et de fissures dans la collerette inférieure.

5.1.3 Mesure de la température

La mesure de température pendant le FP est réalisée avec un thermocouple positionné au centre de l'outil, comme le montre la Figure 5.6. Pour ce faire, l'outil de FP est au préalable percé par électroérosion par la société Aerosion⁵. Le thermocouple, de diamètre 2.2 mm, est amené au plus

⁵ Aerosion est une entreprise spécialisée dans l'électroérosion en France.

près de la tête de l'outil, mais n'atteint pas la pointe pour éviter qu'il s'endommage. Afin de s'assurer que le thermocouple demeure au fond de l'alésage formé dans l'outil, il est poussé par un ressort comprimé. De la pâte thermique est déposée autour pour assurer une meilleure conductivité thermique. Le thermocouple utilisé est de type J et utilise l'effet Seebeck. Ses caractéristiques sont disponibles en Annexe A.4. Le thermocouple, calibré par StirWeld pour ce projet, a été vérifié en immergeant l'outil équipé du thermocouple dans un bain d'huile de trempe chauffé à 150 °C. La température mesurée par le thermocouple a ensuite été comparée à celle relevée par un thermomètre placé dans le bain.

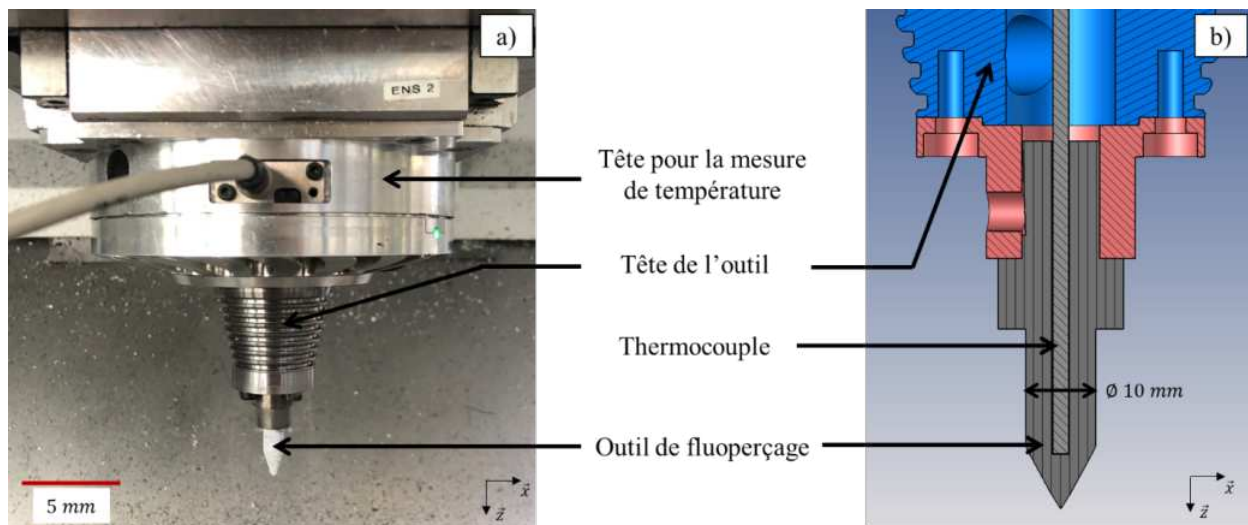


Figure 5.6 : Outil de FP avec la mesure de température installée : (a) photographie de l'outil mis en place sur la broche de la CNC et (b) modélisation CAO du thermocouple inséré dans l'outil

Afin d'assurer l'intégrité de l'outil, le fabricant Formdrill [11] propose une gamme de température d'utilisation optimale comme résumée à la Figure 5.7. De plus, la température maximale atteinte pendant le FP ne doit pas excéder 85 % de la température de fusion du matériau. Les conditions expérimentales sont donc choisies pour demeurer dans une plage de température maximale qui varie entre la température ambiante de la pièce au début du FP et 800°C.

Quand le fluoperceur atteint une température dans cette gamme: L'outil ne pourra être endommagé du fait d'une température excessive. Durée de vie de l'outil normale.		550 C
		630 C
		680 C
		740 C
		780 C
A l'intérieur de cette gamme: Diminuer la vitesse de broche ou augmenter la vitesse d'avance. Exceptionnellement: refroidir l'outil avec de l'air entre chaque opération.		810 C
		850 C
		900 C
		950 C
A l'intérieur de cette gamme: L'outil sera certainement endommagé. Diminuer la vitesse de broche ou augmenter la vitesse d'avance. Exceptionnellement: refroidir l'outil avec de l'air entre chaque opération.		1000 C
		1100 C
		1200 C
		1300 C et +

Figure 5.7 : Température de l'outil préconisée par le fabricant FormDrill [11]

5.1.4 Préparation métallographiques

Une fois les ÉRIPs pourvues de trou percés et/ou taraudés, les préparations métallographiques sont réalisées. La méthodologie employée est décrite à la Section 4.3.

5.1.5 Caractérisation des replis

Pour l'analyse des replis en sommet des filets FT, les échantillons sont découpés puis préparés conformément à la méthodologie décrite à la Section 4.3. Dans le cas des essais de fatigue, les collerettes du FP sont retirées, l'attention est donc portée aux filets dans la matière comme encadré en bleu sur la Figure 5.8.

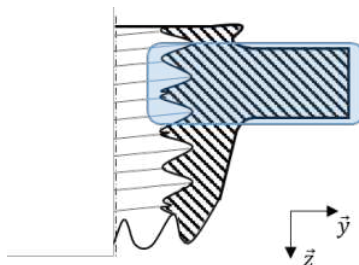


Figure 5.8 : Schématisation d'un trou taraudé coupé. La zone d'intérêt analysée est représentée par le rectangle bleu

Les observations sont réalisées au microscope optique Keyence VHX 7000. La profondeur l d'un repli est définie comme la distance mesurée entre le début et la fin du repli visible dans le plan d'observation (Figure 5.9.a). Le rayon r correspond au rayon à la base du repli (Figure 5.9.b). Un pli profond et ayant un petit rayon génère un facteur de concentration de contrainte (k_t) élevé ($k_t=1+\sqrt{l/r}$).

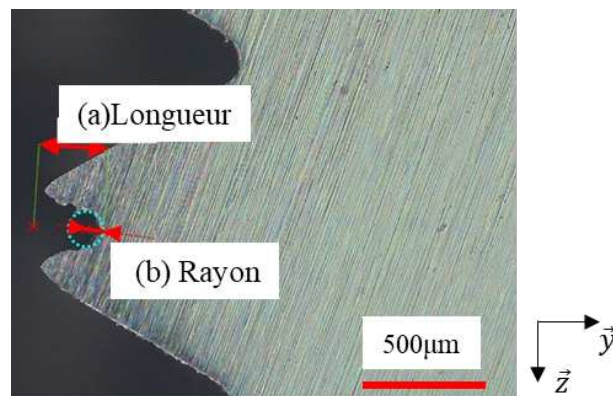


Figure 5.9 : Image prise au microscope optique dans le plan longitudinal indiquant (a) la distance mesurée pour la profondeur d'un repli et (b) le rayon d'un repli

5.1.6 Caractérisation de l'écrouissage

Pour l'analyse de l'écrouissage, les échantillons sont découpés puis préparés conformément à la méthodologie décrite à la Section 4.3.

Dans l'étude de Mechter et al. [5], l'écrouissage induit par le FP et le FT est qualifié de sur-écrouissage. Dans ce travail de maîtrise, aucun critère précis d'écrouissage n'est pas proposé. Cette analyse a pour but d'évaluer les différents niveaux d'écrouissage en fonction des conditions de perçage et de taraudage et d'identifier celles permettant de conserver les avantages de l'écrouissage sans atteindre le niveau de sur-écrouissage observé par Mechter et al. [5].

L'écrouissage est quantifié à travers les mesures de microdureté puisque la limite d'élasticité d'un métal, limite au-delà de laquelle la déformation devient permanente, est intimement liée à la microdureté de celui-ci.

5.2 Résultats visant à supprimer les replis en sommet des filets

5.2.1 Influence de la vitesse de rotation de taraudage déformant

La formation des filets par FT crée des replis aux sommets de ceux-ci, plus ou moins prononcés, qui sont susceptibles de jouer le rôle d'amorce de fissures de fatigue [5]. L'effet de trois vitesses de FT sur la formation des replis est étudié dans cette partie. Il s'agit d'une analyse géométrique avec la mesure du rayon en fond de replis et de la profondeur de ce repli comme décrit à la Section 5.1.5. Les résultats sont présentés à la Figure 5.10. Les valeurs moyennes mesurées sont présentées en μm sur l'axe des ordonnées tandis que les conditions de taraudage et d'observations sont retrouvées sur l'axe des abscisses. Les nombres correspondent à la vitesse d'avance utilisée pour le taraudage en mm/min et la lettre correspond au plan d'observation longitudinal (L) ou transversal (T). La médiane est représentée par la ligne noire au centre des diagrammes, délimités par le premier et le troisième quartile. Les points situés au-delà de 1.5 fois l'étendue interquartile, de part et d'autre du diagramme, sont considérés comme des valeurs aberrantes, identifiées par des ronds noirs. Le choix de 1.5 fois permet de couvrir environ 99.3 % des données dans une distribution normale.

Les profondeurs des replis mesurées en fonction de la vitesse de rotation et du plan observé sont résumées à la Figure 5.10.a. La profondeur ne diffère pas en fonction de la vitesse de rotation de l'outil essayées, contrairement aux résultats de Felinks et al. [21] et Dias et al. [19].

Les mesures moyennes des rayons à la base des replis sont résumées à la Figure 5.10.b. L'augmentation de la vitesse de rotation n'impacte pas significativement le rayon au fond des replis. Cependant, le rayon moyen des replis est différent selon le plan de coupe observé. Dans le plan transversal, visible à la Figure 5.11.a, les replis sont qualifiés de « fermés », car ils possèdent un rayon quasiment nul. Au contraire, dans le plan longitudinal à la Figure 5.11.b, les replis sont dits « ouverts ».

L'analyse ANOVA, dont les détails sont donnés à l'Annexe B.1, vérifie que la vitesse de rotation de FT n'a pas d'impact sur la profondeur ($p_{95\%} = 0.169$) ou sur les rayons des replis ($p_{95\%} = 0.398$) pour les vitesses étudiées pour le 316L utilisé.

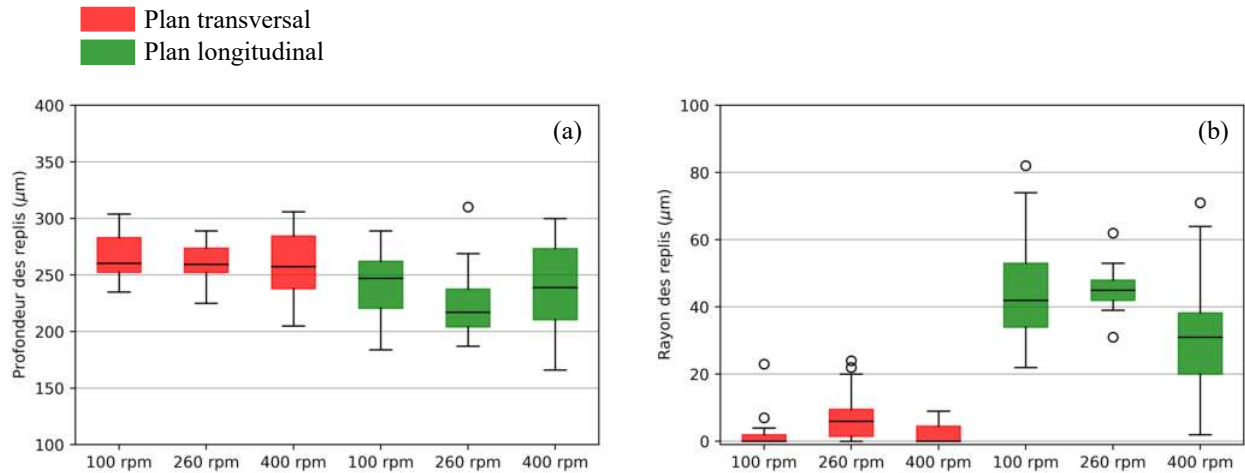


Figure 5.10 : Valeurs moyennes mesurées (a) des profondeurs et (b) rayons des replis en fonction de la vitesse de rotation (nombre sur l'axe des abscisses) et du plan observé (lettre sur l'axe des abscisses)

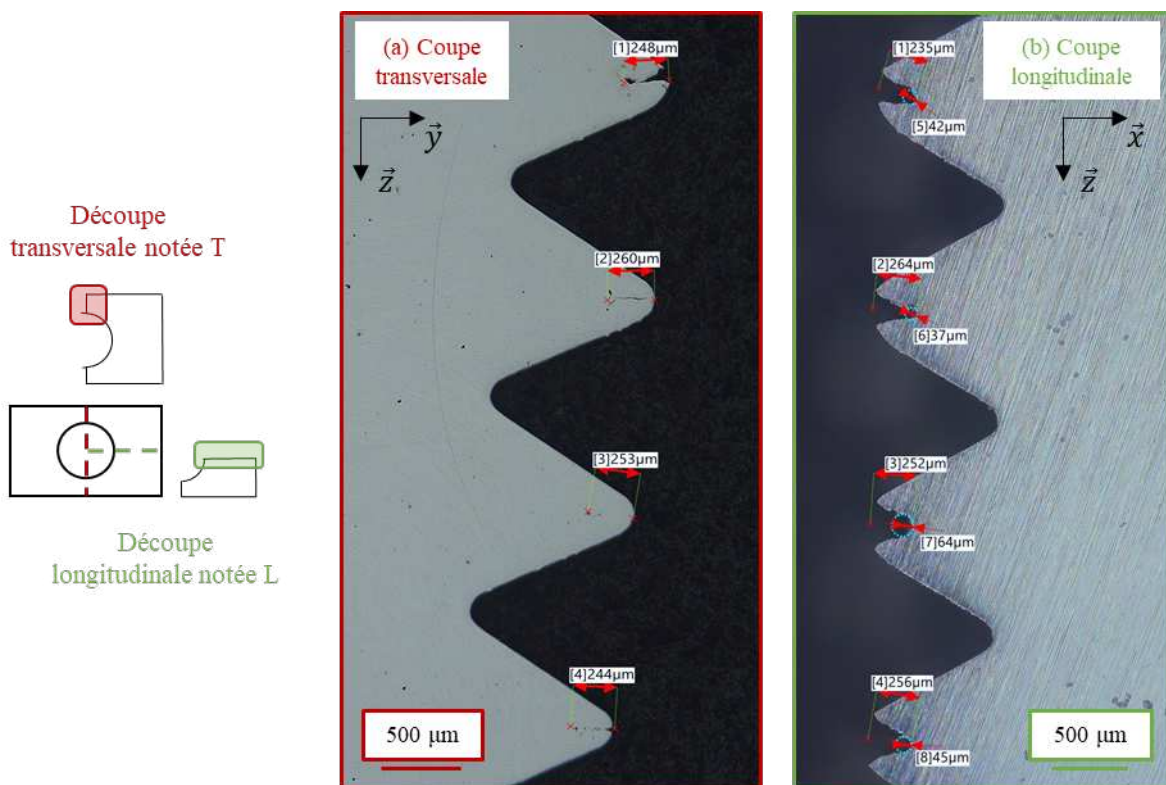


Figure 5.11 : Vue en coupe transversale (a) et longitudinale (b) au microscope optique des filets FT où les profondeurs des replis sont numérotées de 1 à 4 et les rayons de 5 à 8

Une hypothèse est proposée afin d'expliquer la présence de replis systématiquement ouverts dans le plan longitudinal et fermés dans le plan transversal. La mise en forme initiale des barres de métal

est faite par déformation à chaud ce qui induit une anisotropie de la microstructure et potentiellement du comportement plastique. Il est probable que cette anisotropie influence l'écoulement plastique de la matière lors du FT.

La modification de la vitesse de rotation en FT ne permet donc pas de supprimer la présence des replis. Elle ne permet pas non plus diminuer la profondeur des replis ou d'augmenter le rayon en fond de replis. La présence des replis en sommet de filet est intrinsèque au FT pour les valeurs de vitesses essayées dans ce projet. La section suivante présente l'utilisation d'un outil de taraudage coupant pour éviter la formation de replis au sommet des filets.

5.2.2 Influence de l'outil de taraudage

Les photos de la Figure 5.12 montrent que l'utilisation d'un outil coupant n'entraîne pas la formation de replis au sommet des filets puisque la matière est coupée avec un PC (Figure 5.12.a), par comparaison au FT (Figure 5.12.b).

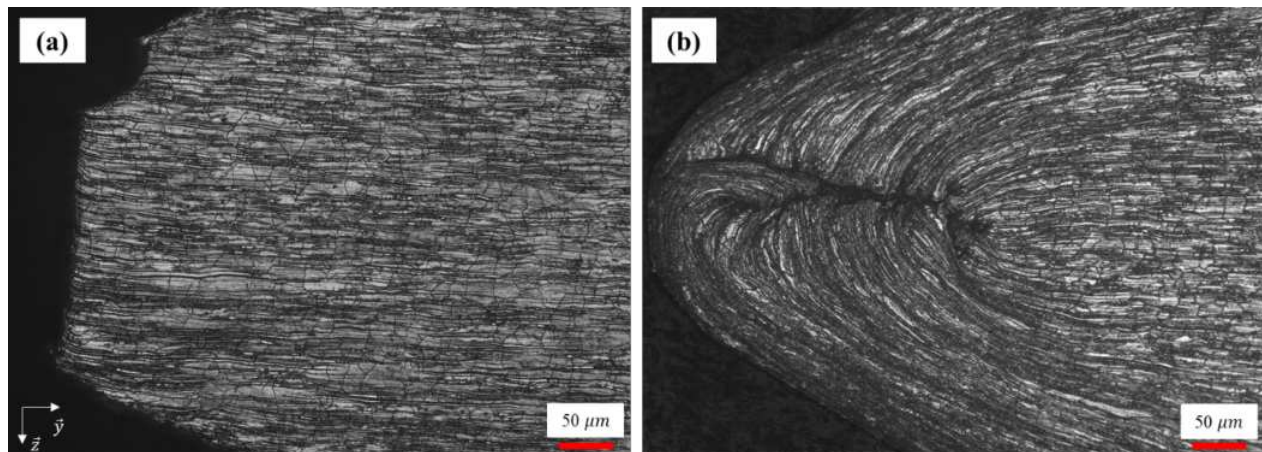


Figure 5.12 : Sommet de filet obtenu avec (a) un taraud coupant et (b) un taraud à refouler à la suite d'un PC aux conditions constructeur

Cependant, comme le mentionne Bassiouny et al. [8], le TC coupe une partie du matériau durci dont les grains sont affinés par le FP. Les photos de la Figure 5.13 montrent la quantité de matière fluopercée qui est retirée lors de l'opération de taraudage coupant. Dans le cas présent, il s'agit d'une couche théorique de $H_{nominal} = \frac{5\sqrt{3}}{16} p_T = 676 \mu m$ depuis le sommet des filets. Cette profondeur est estimée avec la normalisation des filets décrite à la section 2.2.2.4

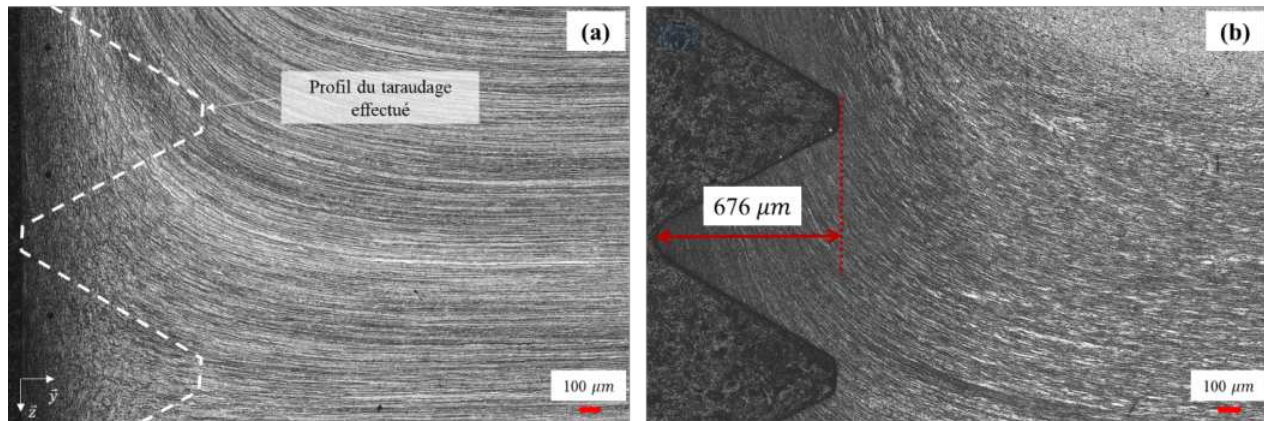


Figure 5.13 : Observations au microscope optique suite à une attaque électro chimique de la microstructure d'un trou (a) FP sur laquelle est schématisée la quantité de matière retirée par TC et (b) d'un trou FP puis TC

5.3 Résultats visant à bénéficier de l'écrouissage

L'étude de Mechter et al. [5] propose deux hypothèses pour expliquer que la durée de vie en fatigue des éprouvettes FP+FT est inférieure à celles PC+TC. La première souligne la présence néfaste des replis, comme étudiée à la section précédente (5.2). La seconde concerne l'écrouissage excessif induit en proche surface par le FP et le FT. Cette section propose la caractérisation de l'écrouissage à travers les profils de microdureté. La démarche est détaillée à la section 5.1.6.

Pour faciliter la comparaison, les résultats de microdureté sont présentés sous forme d'écart relatif entre la microdureté mesurée et celle du métal de base de chaque échantillon. L'Annexe B.2 présente les mêmes graphiques en termes de microdureté $HV_{0.2}$. L'écart maximal entre les mesures d'un même groupe (distance et séquence) est inférieur à 10 %, cette bande de 10 % est tracée sur les graphiques. Elle permet de se rendre compte de la distance à partir de laquelle la dureté du matériau de base est retrouvée.

5.3.1 Valeurs de référence

Les valeurs de référence pour les vitesses de perçage sont $\omega_D=1900$ rpm et $f_D=260$ mm/min. La vitesse de rotation de référence pour le taraudage est de $\omega_T=260$ rpm. L'étude de Mechter et al. [5] étudie deux séquences de perçage et taraudage aux conditions de référence, ces mêmes séquences sont également étudiées dans ce projet : PC+TC et FP+FT.

La séquence PC et TC induit un écrouissage en proche surface du trou taraudé moins important que celui induit par la séquence FP et FT comme le montre la Figure 5.14. Au sommet de filet, la microdureté est augmentée de 22 ± 6 % par rapport à la base locale pour le PC+TC et de 80 ± 8 % pour le FP+FT. Les séquences PC+TC et FP+FT sont donc aux extrémités du spectre d'écrouissage étudié. L'objectif ici est donc d'identifier une séquence et/ou des conditions permettant d'obtenir un écrouissage intermédiaire entre celui d'un trou PC+TC et d'un FP+FT. Les paramètres étudiés sont les outils et les vitesses de perçage (5.3.1), puis les outils et les vitesses de taraudage (5.3.2).

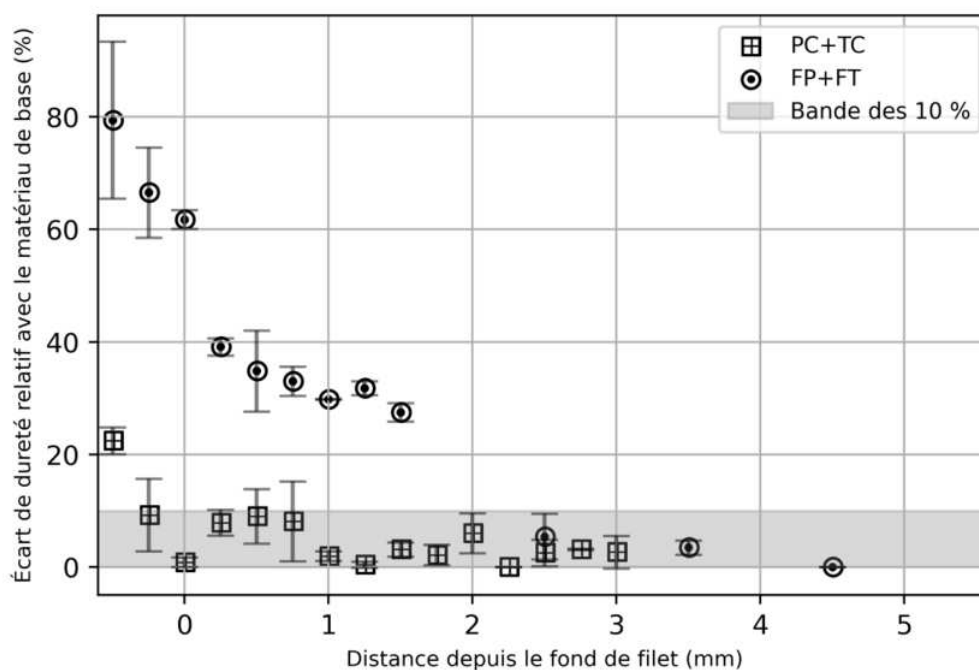


Figure 5.14 : Profils de microdureté moyens obtenus pour un trou PC+TC et un trou FP+FT percés et taraudés aux conditions de référence

5.3.2 Écrouissage induit par le perçage

Pour rappel, les valeurs dans cette sous-section sont obtenues sur des éprouvettes appartenant au premier lot d'acier commandé.

L'utilisation du PC induit une augmentation plus faible de la microdureté comparativement au FP. Au bord du trou PC la microdureté est augmentée de 18 ± 1 % par rapport à la base locale et de 35 ± 2 % pour un trou FP aux conditions de référence. Surtout, l'utilisation du FP permet d'écrouir le matériau sur une plus grande distance. Cette distance est largement inférieure à 0.5 mm pour le PC contre 2 à 3 mm pour un trou FP.

Pour obtenir une microdureté intermédiaire entre celle du PC et celle du FP, les effets de la vitesse de rotation et d'avance du FP sont étudiés. Les Figure 15 et Figure 16 présentent les profils de microdureté depuis le bord du trou FP à travers la matière pour trois vitesses de rotation et trois vitesses d'avance respectivement. La condition de référence est schématisée par un rond violet sur les graphiques ($\omega_D=1900$ rpm et $f_D=260$ mm/min).

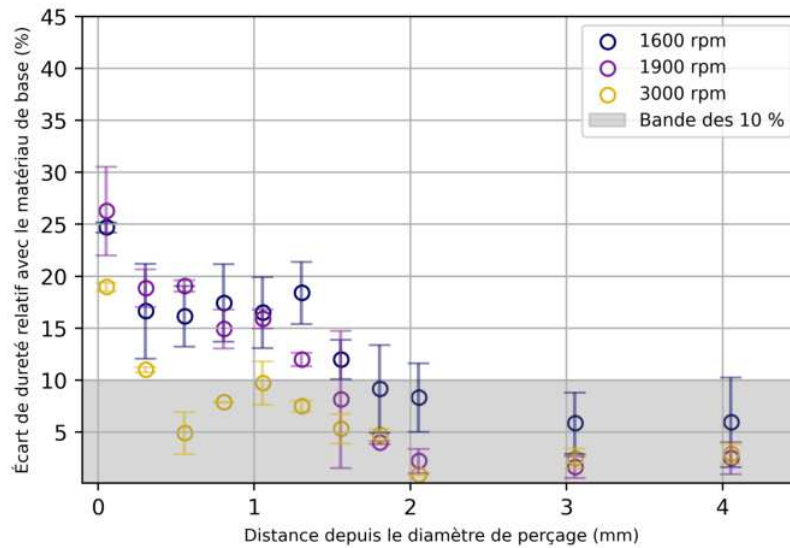


Figure 5.15 : Moyenne des profils de microdureté en fonction de la vitesse de rotation de FP à $f_D=260$ mm/min

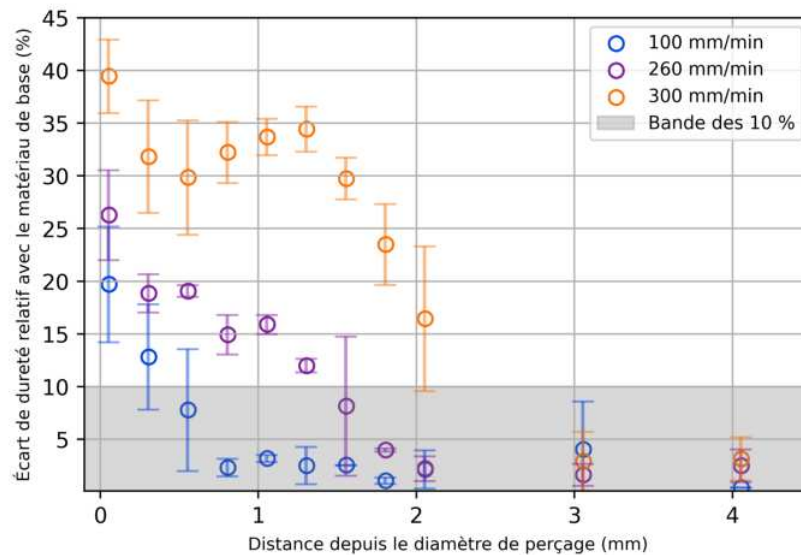


Figure 5.16 : Moyenne des profils de microdureté en fonction de la vitesse de descente de FP à $\omega_D =1900$ rpm

Une analyse statistique ANOVA est réalisée avec un seuil de confiance à 95 % pour chaque groupe de valeurs mesurées depuis le bord du trou FP. La distance entre le bord du trou et la mesure est notée d . L'analyse statistique résumée au Tableau 5.3 conclut qu'il n'y a pas de dépendance entre la vitesse de rotation et l'évolution de la microdureté pour chaque distance. Une dépendance entre la vitesse de descente et l'évolution de la microdureté pour chaque distance est, elle, mise en avant dans le Tableau 5.4.

Tableau 5.3 : Analyse ANOVA avec un seuil de 5 % pour la dépendance entre la vitesse de rotation de FP et la microdureté pour chaque distance de mesure				Tableau 5.4 : Analyse ANOVA avec un seuil de 5 % pour la dépendance entre la vitesse de descente de FP et la microdureté pour chaque distance de mesure			
d (mm)	$p_{95\%}$	Différence statistiquement significative		d (mm)	$p_{95\%}$	Différence statistiquement significative	
0.0525	0.907	FAUX		0.0525	0.016	VRAI	
0.3025	0.290	FAUX		0.3025	0.031	VRAI	
0.5525	0.568	FAUX		0.5525	0.028	VRAI	
0.8025	0.106	FAUX		0.8025	0.001	VRAI	
1.0525	0.729	FAUX		1.0525	0.001	VRAI	
1.3025	0.872	FAUX		1.3025	0.001	VRAI	
1.5525	0.955	FAUX		1.5525	0.002	VRAI	
1.8025	0.759	FAUX		1.8025	0.003	VRAI	
2.0525	0.677	FAUX		2.0525	0.047	VRAI	
3.0525	0.423	FAUX		3.0525	0.349	FAUX	
4.0525	0.057	FAUX		4.0525	0.978	FAUX	
5.0525	0.010	VRAI		5.0525	0.450	FAUX	

En somme la variation de la vitesse de pénétration permet d'obtenir de valeurs de microdureté entre 275 et 308 Vickers en proche surface du trou FP. L'analyse des profils de microdureté montre donc que modifier la vitesse de rotation ne change pas significativement l'écrouissage induit par le FP dans le cas du matériau et des conditions essayées. La vitesse de descente de référence, $f_D = 260$ mm/min, est le juste milieu entre un écrouissage maximal à $f_D = 300$ mm/min et minimal à $f_D = 100$ mm/min pour le matériau et les conditions essayés.

Ces observations ont un lien direct avec la température atteinte lors de la mise en forme, dont les relevés sont disponibles en Annexe B.2. Comme l'observent également Dehgahn et al. [43], la microdureté diminue lorsque la chaleur générée augmente, car l'acier austénitique subit un

adoucissement. Avec l'augmentation de la vitesse de rotation ou la diminution de la vitesse d'avance, la chaleur générée est plus grande et la microdureté diminue.

Ainsi, les valeurs des vitesses de FP du constructeur sont celles donnant l'écrouissage médian, elles seront donc conservées pour l'étude du taraudage.

5.3.3 Écrouissage induit par le taraudage

Suite au perçage du trou, qu'il soit en coupant (a) ou en déformant (b), il est taraudé. Le taraudage coupant et le taraudage déformant impactent la microdureté sur une distance similaire maximum de 1 mm depuis le sommet du filet. L'augmentation de microdureté est cependant nettement différente.

Après un PC, le TC induit une augmentation de la microdureté largement inférieure à celle du FT. Cette augmentation est de 22 ± 6 % (valeur de référence PC+TC) en sommet de filet par rapport à la base locale contre une augmentation de 75 ± 6 % pour le PC+FT.

Après un FP, et l'utilisation d'un taraud coupant, la microdureté est augmentée de 34 ± 2 % en sommet et fond de filet. Il s'agit du même ordre de grandeur que l'augmentation de microdureté induite par le FP. L'impact du TC sur le FP est visible notamment, car la microstructure FP est coupée pour former les filets. Dans le cas d'un taraud à refouler, un nouvel écrouissage important est ajouté à la matière déjà écrouie par le FP. L'écrouissage au bord du trou FP+FT pourrait être modifié avec les conditions de vitesse de FT au vu de la littérature. Trois vitesses de taraudage déformant sont essayées sur des trous de 316L au préalable FP aux conditions de référence. La Figure 5.17 présente les profils de microdureté moyens obtenus.

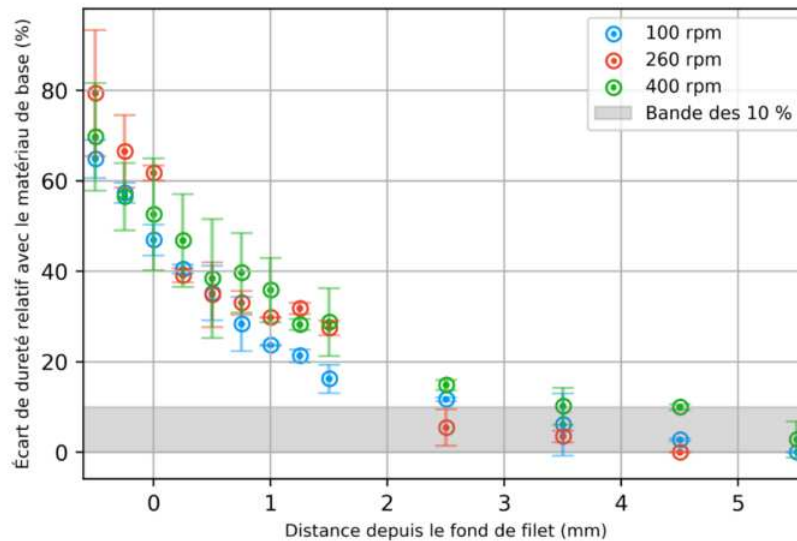


Figure 5.17 : Moyenne des profils de microdureté en fonction de la vitesse de rotation de FT

Avec l'utilisation du FT, il est possible d'augmenter la microdureté en proche surface des filets jusqu'à 80 ± 8 % par rapport à la microdureté du matériau de base. Le changement de vitesse de rotation n'a pas d'impact statistiquement significatif sur la microdureté en proche surface comme vérifié par l'analyse ANOVA présentée au Tableau 5.5 pour les trois vitesses essayées.

Tableau 5.5 : Analyse ANOVA avec un seuil de 5 % pour la dépendance entre la vitesse de rotation de FT et la microdureté pour chaque distance de mesure

d (mm)	$p_{95\%}$	Différence statistiquement significative
-0.05	0.484	FAUX
-0.25	0.356	FAUX
0.00	0.279	FAUX
0.25	0.486	FAUX
0.50	0.917	FAUX
0.75	0.334	FAUX
1.00	0.127	FAUX
1.25	0.008	VRAI
1.50	0.137	FAUX
2.5	0.064	FAUX
3.5	0.457	FAUX
4.5	0.064	FAUX

5.4 Observations micrographiques des échantillons FP

Étant donné que la variation des vitesses de rotation et de descente de FP a un impact significatif sur la microdureté, des analyses micrographiques sont réalisées afin de mieux comprendre les mécanismes mis en jeu. Ces analyses sont réalisées sur les mêmes échantillons que ceux utilisés pour les résultats de la section 5.3.2.

L'observation au microscope optique d'un trou FP à la suite de l'attaque électrochimique révèle, comme attendu, trois zones de microstructure différenciables à la Figure 5.18. La première est la SZ (Figure 5.18.a), dans cette zone d'environ 0.5 mm depuis le bord du trou, les grains sont ultrafins. Leur diamètre circulaire équivalent moyen est inférieur ou égal à $1\text{ }\mu\text{m}$, il augmente progressivement en s'éloignant du bord du trou. La seconde zone est la TMAZ (Figure 5.18.b) avec des grains écrouis qui se courbent dans le sens de l'écoulement de la matière. Des grains ultrafins sont encore présents. À partir d'environ 1.5 mm du bord, les grains sont semblables à ceux équiaxes du matériau de base. Il s'agit de la troisième zone, la HAZ (Figure 5.18.c), différenciée du matériau de base par les relevés de microdureté.

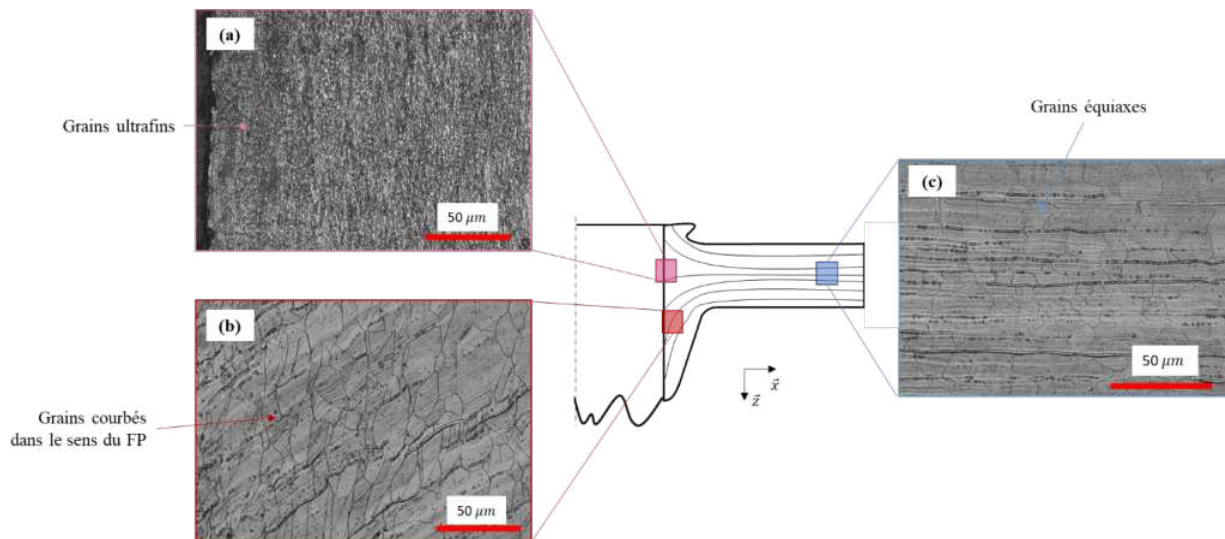


Figure 5.18 : Microstructures d'un trou FP à $\omega_D=1600\text{ rpm}$ et $f_D=260\text{ mm/min}$ obtenues suite à une attaque électrochimique observées au microscope optique dans la zone : (a) ultrafine, (b) écrouie et (c) des grains équiaxes

En s'intéressant à la SZ, on observe la présence de grains ultrafins et une microdureté très élevée par rapport au métal de base. Selon la revue de littérature de Sahoo et al. [44], la déformation superplastique induit un raffinement des grains et l'augmentation de la dureté.

La taille de cette zone ultrafine et la microdureté mesurée varient en fonction des vitesses de rotation (ω_D) et de descente (f_D) choisies. La température maximale atteinte et le temps de cycle du FP sont aussi influencés par ces deux vitesses. La Figure 5.19 présente en parallèle l'influence de la vitesse de rotation en ordonnée et de la vitesse de descente en abscisse sur a) la température, b) le temps de cycles, c) l'écart relatif de dureté et d) la taille de la zone ultrafine. Les températures maximales proviennent des graphiques présentés en Annexe A.4. Les écarts relatifs de microdureté ont été présentés à la section 5.3.2. et la mesure des tailles des zones ultrafines est détaillée à l'Annexe B.3. Sur les graphiques de la Figure 5.19, on observe par exemple, que pour les conditions $\omega_D=1600$ rpm et $f_D=260$ mm/min, la température maximale mesurée est 698 °C, le temps de cycle est de 8 s, l'écart relatif de microdureté est de 24.3 % et la taille de la zone ultrafine est 230 μm .

Ces relevés permettent de formuler les hypothèses suivantes concernant l'effet des conditions de perçage sur les modifications microstructurales observées dans la SZ :

- Une augmentation de la vitesse de descente produit un cycle de perçage plus court, réduisant l'énergie thermique transmise à la matière. Ainsi la température maximale atteinte est moindre pour les vitesses de descente rapides.
- La température maximale du cycle thermique a une influence sur la microdureté. À plus faible température, la microstructure écrouie sera moins sujette à l'adoucissement. Ainsi les écarts relatifs de microdureté les plus élevés ont été mesurés pour les vitesses de descente les plus rapides.
- Une corrélation est observée entre la taille des zones ultrafines et la variation de la vitesse de rotation. Les zones ultrafines les plus larges sont obtenues pour les vitesses de rotation les plus rapides. L'hypothèse proposée est que le volume de matière déformé augmente avec la vitesse de rotation.

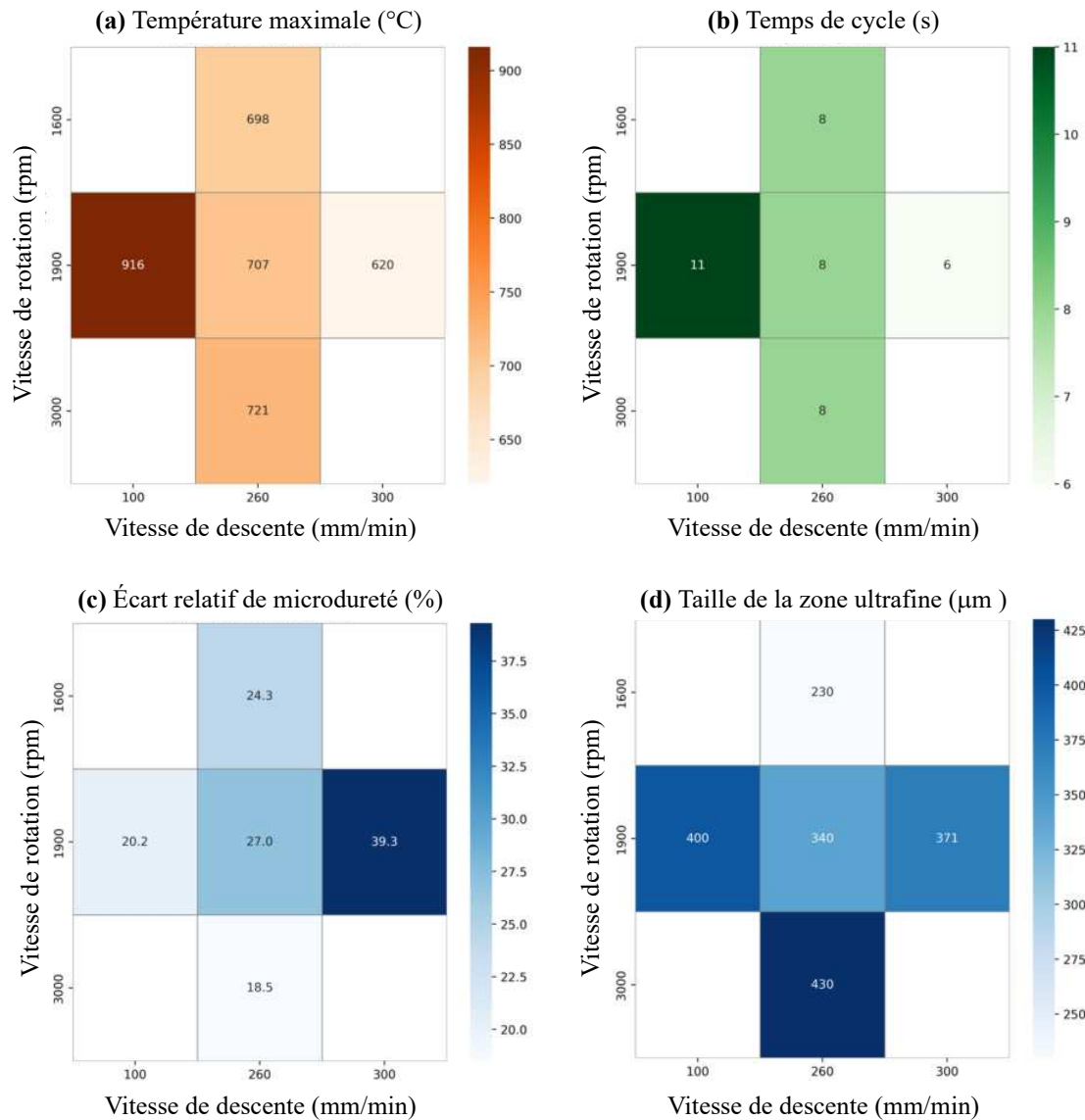


Figure 5.19 : Évolution de (a) la température mesurée au sein de l'outil de FP, (b) du temps de cycle, (c) de la longueur de la zone recristallisée et (d) l'augmentation relative de microdureté par rapport à la base en fonction des trois vitesses de rotation et des trois vitesses de descente utilisées

5.5 Choix pour la partie comportement fatigue

Cette section clôture le CHAPITRE 5 répondant à l'OS 1 et explique les conditions de taraudage choisies pour la partie concernant le comportement en fatigue présentée au CHAPITRE 6.

Lors des travaux précédant ce projet de maîtrise, deux conditions sont essayées, le PC+TC présentant l'écrouissage minimal et le FP+FT présentant l'écrouissage maximum avec la présence de replis en sommet de filet. Le but était de trouver une ou plusieurs conditions proposant un écrouissage intermédiaire et la suppression des replis. Le Tableau 5.6 suivant résume les différentes particularités observées pour chaque technique de perçage et/ou taraudage. Les faits saillants de la première (CHAPITRE 5) partie sont les suivantes :

- La présence des replis est inhérente au procédé de FT dans les conditions essayées. Trivialement, le TC ne produit pas de replis du fait de la coupe de la matière pour la formation des filets.
- Le PC n'induit peu ou pas d'écrouissage en proche surface comparé au FP pour lequel l'augmentation et la profondeur de l'impact sont supérieurs. La vitesse de référence du FP est celle proposant un écrouissage intermédiaire parmi les cinq vitesses essayées.
- Le FT induit un écrouissage très grand en proche surface des filets. Les trois vitesses de FT essayées proposent un écrouissage similaire.

Tableau 5.6 : Résumé des particularités du PC, TC, FP et FT observées pendant ce projet

<i>Perçage</i>	<i>Taraudage</i>	<i>Technique</i>	<i>Variation de la microdureté au sommet de filet</i>	<i>Distance impactée (mm)</i>	<i>Replis au sommet de filet</i>
<i>CD</i>	CT	Coupant	+ 22 ± 6 %	< 1	Non
	FT	Déformant	+ 75 ± 6 %	< 1	Oui
<i>FD</i>	CT	Coupant	+ 34 ± 1 %	2 à 3	Non
	FT	Déformant	+ 80 ± 8 %	2 à 3	Oui

Les conclusions de cette partie du travail permettent de choisir les conditions utilisées par la suite pour la mise en forme des trous taraudés des ÉRIPs éprouvées en fatigue.

Combiner le PC et le FT permet de bénéficier de l'écrouissage du FT sans l'ajouter à l'écrouissage important d'un FP. Ce lot permet donc d'étudier le comportement en fatigue du FT sans l'impact du FP.

La séquence FP puis TC est une stratégie pour éviter les filets pourvus de replis tout en gardant les bénéfices du FP.

Le Tableau 5.7 est un résumé des lots d'ÉRIPs soumis aux essais de fatigue en flexion quatre points selon les conditions choisies.

Tableau 5.7 : Récapitulatif des conditions choisies pour la mise en forme des trous taraudés des ÉRIPs de la partie sur le comportement en fatigue

Lot	Perçage		Taraudage	
	<i>Technique</i>	<i>Conditions</i>	<i>Technique</i>	<i>Conditions</i>
1	PC		FT	
2	FP	$\omega_D=1900$ rpm $f_D=260$ mm/min	TC	$\omega_T=260$ rpm
3	PC		TC	

CHAPITRE 6 COMPOTEMENT EN FATIGUE : ARTICLE 1 : FLOW DRILLING AND FLOW TAPPING AS A MEAN TO IMPROVE THE FATIGUE LIFE OF SPECIMENS REPRESENTING PLATE-TYPE ORTHOPEDIC IMPLANTS

Article soumis le 17 Septembre 2024 dans : *Engineering Failure Analysis*

Auteurs : Léa Romain^a, Mohamed Akram Mechter^a, Benjamin Hervé^b, Yann Macé^b, Myriam Brochu^a. ^a Polytechnique Montréal, Québec, Canada, ^b SUNI PFT, ENS Rennes, Bretagne, France.

6.1 Abstract

This study examines the effect of flow drilling and flow tapping on the microstructure, microhardness and fatigue life of 316L stainless steel specimens. The studied specimens are designed to represent plate-type orthopedic implants. For such, threaded holes were created using three different methods: cut drilling with cut tapping, flow drilling with cut tapping, and cut drilling with flow tapping. The resulting specimens were analyzed through microscopic observations, microhardness testing and four-point bending fatigue tests following ASTM standards.

The Wöhler curves and fractographic analyses reveal that cutting methods generally offer superior fatigue performance. Specifically, cut threads are free of discontinuities, whereas flow threads systematically had crest folds. These folds are sites for crack initiation that contributes to the reduction of fatigue lives. Furthermore, the presence of the sigma phase, related to flow drilling and flow tapping, contribute to material embrittlement, which adversely affects fatigue life. Although deformation methods did not yield encouraging results for the 316L specimens, the characteristics they impart, such as the formation of ultrafine grains, may prove beneficial for other materials and applications.

Keywords: Flow Drilling, Flow Tapping, Stainless steel, Plastic deformation, Fatigue, Phase sigma.

Symbols and abbreviations

a_x : Propagation distance

A : Wöhler curve constant exponent

B : Wöhler curve constant

BM : Base Material

CD: Cutting Drilling

CNC: Computer Numerical Control machine

CT: Cutting Tapping

d_1 : Spacing between support roller and loading roller

d_2 : Spacing between loading rollers

EDS: Energy Dispersive Spectroscopy

EBSD: Electron Back Scattered Diffraction

f : Load frequency

F_{max} : Maximal force of a load cycle

F_{min} : Minimal force of a load cycle

F_{yield} : Bending force at material yielding

FD: Flow Drilling

FT : Flow Tapping

HAZ: Heat Affected Zone

$HV_{0.2}$: Vickers hardness measured at 200 gf

KAM: Kernel Average Misorientation

M_{max} : Maximal bending moment of a load cycle

N_f : Number of cycles to failure

$P_X\%$: X % survival probability curve

R : Stress or load ratio

SEM : Scanning Electron Microscopy

SZ : Stir Zone

T : Measured temperature within the FD tool

TMAZ: Thermo-Mechanically Affected Zone

6.2 Introduction and literature review

Tapered holes are widely employed in the manufacturing industry. Traditionally, these holes are created by cutting the material: initially drilling into the material and then tapping with a cutting tap. Recent advancements are aimed at meeting the demands of emerging industries, with a strong

emphasis on sustainability by reducing structure weight while enhancing mechanical properties. Two innovative processes developed to optimize the strength to weight ratio of mechanical joints are flow drilling (FD) and the flow tapping (FT).

Flow drilling relies on frictional heat to soften a material and ease the formation of a hole by plastically deforming the material with a tool. This hole can then be tapped using flow tapping, which forms threads by cold deformation.

In this document, conventional techniques involving cutting methods will be denoted with the letter “C” (e.g., conventional drilling as “CD”, conventional tapping as “CT”), while letter “F” will be used to identify (e.g., flow drilling as “FD”, flow tapping as “FT”).

During friction drilling (FD) and flow tapping (FT), the thermal gradient and plastic deformation generated induce microstructural transformations that could benefit a material’s resistance to fatigue.

Focusing solely on FD, the commonly observed impact consists in the formation of three affected zones: the stir zone (SZ), which directly contacts the tool; the thermo-mechanically affected zone (TMAZ), where the grains undergo significant work-hardening; and the heat-affected zone (HAZ), influenced by heat. In the study of Chow and al. [14] on AISI 304, the SZ consists of fine grains. A 40% increase in microhardness is reported compared to the base material (BM), due to intense plastic deformation and thermal effects. In the TMAZ, the material aligns with the flow induced by the tool penetration. At 3 mm from the bore surface, Chow and al. [14] observed equiaxed grains with less significant hardening.

When the FD hole is subsequently FT, as in the study of Bassiouny and al. [8], the material within the FT threads aligns with the plastic deformation created during thread formation. Ultrafine grains are observed in the SZ created by FD and FT. This zone, shown in the work of Mechter and al. [5] and presented in Figure 6.1.a., can be compared to the ultrafine grains obtained through severe plastic deformation. Ueno and al. [45] observed ultrafine grain after severe plastic deformation by equal channel angular pressing on 316L steel. Specimens which underwent severe plastic deformation exhibited a higher average fatigue life compared to as-forged specimens.

Additionally, Fromentin [12], and Urbikain and al. [9] observed that both flow processes (FD and FT) induce residual compressive stresses. Such could improve the component fatigue resistance similarly to shot peening, as discussed in the work of Maleki and al. [31].

On the other hand, Fromentin [12], Bassiouny and al. [8] and Mechter et al. [5] reveal folds at the crest. The FT folds obtained by Mechter and al. [5] are shown in Figure 6.1.b.

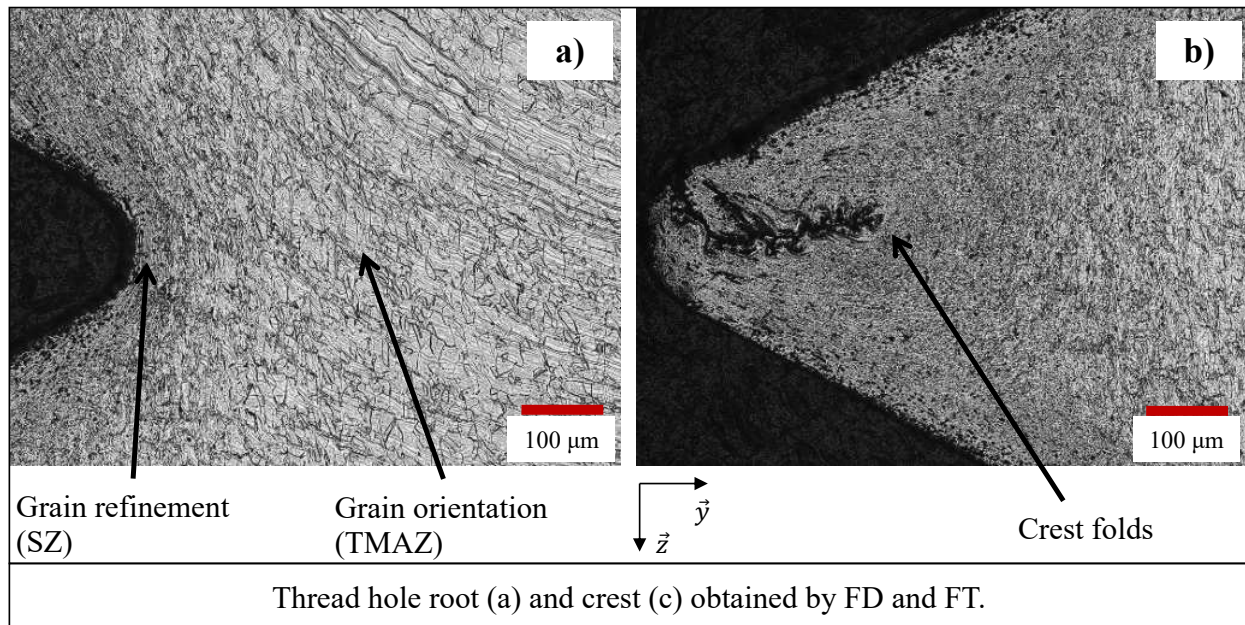


Figure 6.1: Microstructure at the crest and the root of a hole obtained by (a, b) FD and FT and by (c, d) CT and FT (images extracted with permission from [5] by Mechter and al., 2024). The horizontal bands in the microstructure are a result of the bar rolling process prior to specimen manufacturing.

Although shaping by plastic deformation generally leads to improvement of the fatigue strength, limited research addresses the fatigue performance of flow tapped metals. Armentia and al. [26] show that dental implants with externally FT threads exhibit a nine-fold increase in fatigue life compared to those with CT threads. In their recent work, Mechter and al. [5] used FD and FT processes in an attempt to improve the fatigue life of plate-type implants specimens. Their study involves 316L bar specimens, with some having holes made by CD+CT while others have holes made by FD+FT. The specimens were subjected to a four-point bending fatigue test with a stress ratio of $R=0.1$, in accordance with ASTM F382-17 standards [46]. As illustrated in Figure 6.2, the FD and FT combination did not improve the fatigue performance. In fact, most specimens with FD+FT holes exhibited a shorter fatigue life compared to those with CD+CT holes under similar stress conditions.

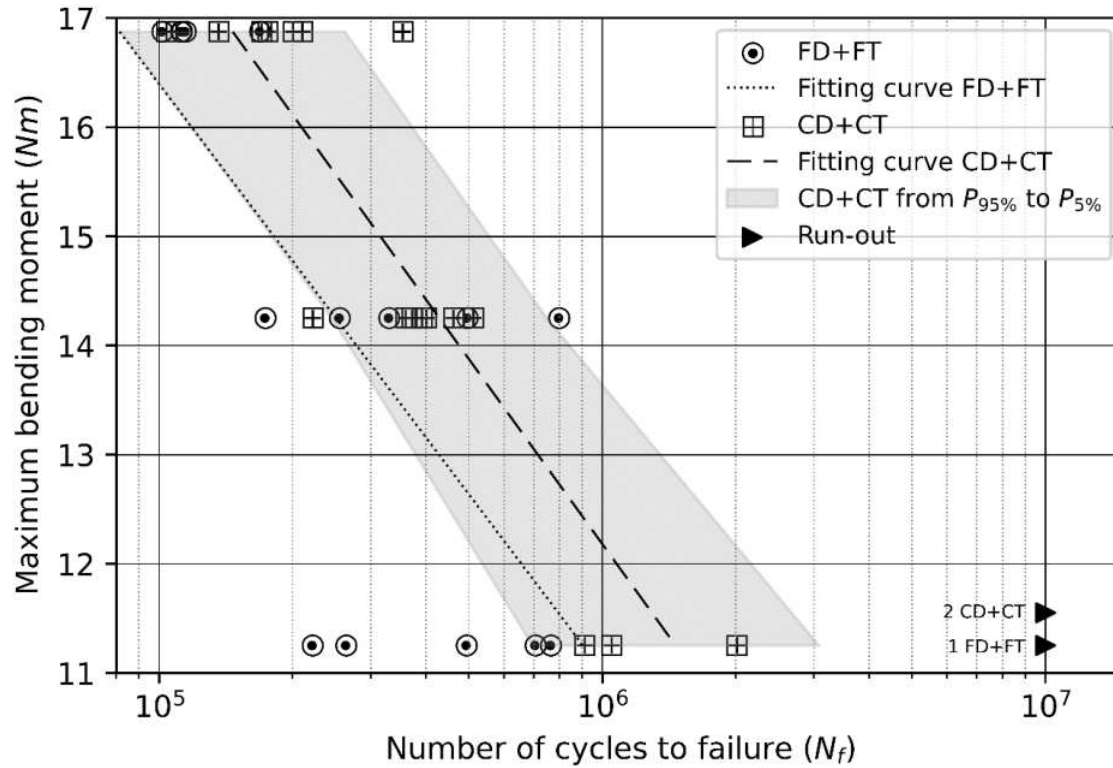


Figure 6.2: M-N diagram for the fatigue tests of CD+CT and FD+FT specimens conducted by Mechter and al. (data extracted with permission from [5] by Mechter and al., 2024)

Mechter and al. [5] proposed three hypotheses to explain these results: excessive work hardening, the presence of crest folds and the presence of sigma phase. Regarding the first hypothesis, the work hardening induced by FD and FT may become detrimental to fatigue performance beyond a certain threshold. Maleki et al. [31] demonstrated this behaviour in 316L steel subjected to shot peening. Initially, an increase in shot peening coverage improved fatigue life. However, beyond a certain level of coverage a decreased fatigue life was recorded. In the light of these results, adjusting the forming conditions or proposing a combination of flow forming and cutting may offer the desired benefits while mitigating this challenge. Although Hsieh et al. [47] recommend not to use separately friction drilling (FD) and friction tapping (FT), based on monotonic tests results, no fatigue characterization of such combination is reported in literature.

This document aims to build upon the work of Mechter et al. [5] by investigating the combined use of cutting and deformation methods to enhance the fatigue life of specimen's representative of plate-type orthopedic implants. The following sections provide a comprehensive description of the

materials and methods employed, present the results, and include a detailed discussion. The document concludes with a summary of the findings and outlines future research directions.

6.3 Material and experimental procedure

6.3.1 Design and specimen preparation

The tested material is a 316L hot-rolled and annealed austenitic stainless steel having the chemical composition given in Table 6.1 adhering to the ASTM A240 [48] specifications.

Table 6.1: Chemical composition of 316L stainless steel as per mill test certificate and ASTM A240

	C	Cr	Ni	Mo	Mn	Si	N
% wt (supplier)	0.02	16.69	10.04	2.01	1.38	0.33	0.03
% wt maximum (ASTM A240)	0.03	16.0 – 18.0	10.0 – 14.0	2.0 – 3.0	2.0	0.7	0.1

One tensile test was conducted on an Instron Insight 50kN (Norwood, U.S.A.) according to ASTM E8-22 standards [49]. Measured mechanical properties are in accordance with the material certificate provided by the supplier Anica Steel (Montréal, Canada) as shown in Table 6.2.

Table 6.2: Mechanical properties of 316L stainless steel measured and provided by Anica Steel

	<i>R_m</i> (MPa)	<i>R_e</i> (MPa)	<i>A</i> % (%)
Tensile test	625	301	52
Supplier	589	299	54

Fourteen 316L metal bars measuring 1 m length, 19.05 mm width and 4.7 mm thick, were cut into 180 mm-long specimens using a Stuers Discotom disk saw (Mississauga, Canada). Each specimen was then drilled and tapped on a CNC machining center Didelon Vernier CV600 (Poiré sur Vie, France) in accordance with the machining plan presented in Figure 6.3 to create M10x1.25 tapped holes. Specimens feature four holes, with their centers spaced 30 mm apart. This distance includes the radii, the heat-affected zone from FD, and a safety margin. Opting for four holes ensures that the two central holes experienced the maximum stress, while the outer two allowed for additional metallographic analysis, when needed.

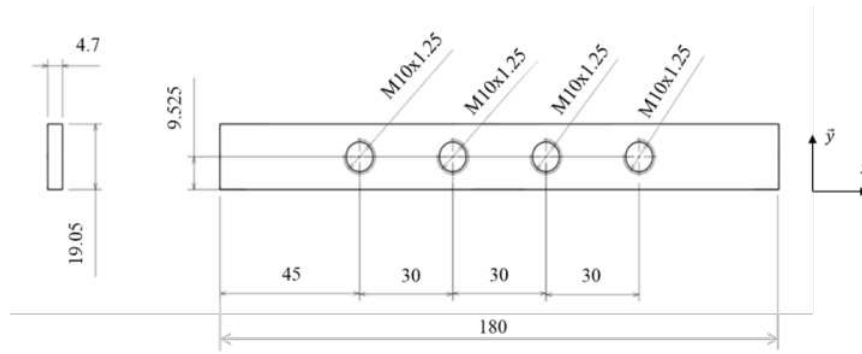


Figure 6.3: Specimens dimension in mm

Tools used for drilling and tapping are shown in the Figure 6.4. The cutting tools, provided by Elco (Fougères, France), have sharp edges (Figure 6.4.a and Figure 6.4.b). The deformation tools are supplied by Formdrill (Limburg, Belgium) (Figure 6.4.c and Figure 6.4.d) and feature lobes to displace the material along their sides. The M10x1.25 threaded holes were drilled and tapped following the tool supplier's recommended conditions. Specifically, drilling was performed at 1900 rpm with a feed rate of 260 mm/min, and tapping was conducted at 260 rpm. The positive $\vec{z}$ -direction in this document refers to the direction of drilling and tapping.

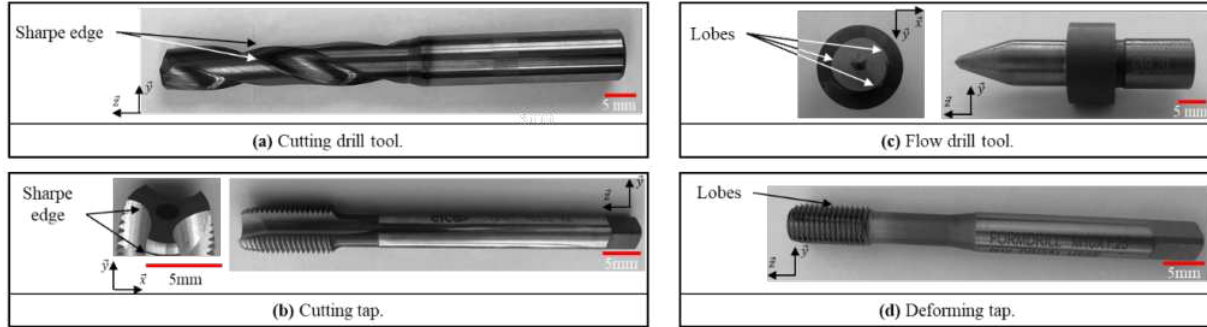


Figure 6.4: Tools for the (a) Cutting Drilling, (b) Cutting Tapping, (c) Flow Drilling, and (d) Flow Tapping

The FD tool was fitted with a type J thermocouple at its center to obtain temperature readings during the process. To accommodate the thermocouple, the tool was pre-drilled by electrical discharge machining, creating a 2.2 mm diameter hole. Thermal conductivity was ensured with thermal paste surrounding the thermocouple. The tool was cooled between each FD operation to avoid incremental heating. Raw data were acquired with the StriWeld software (Rennes, France) and then converted to temperature using Equation (1). This equation is a polynomial approximation used to infer temperature from a potential, denoted by x in μV .

$$(1) T = c_0 + c_1x + c_2x^2 + \dots + c_7x^7$$

where c_i are coefficients, provided by the manufacturer, having the following values : $c_0 = 0$; $c_1 = 19.7842$; $c_2 = -2,0012.10^{-1}$; $c_3 = 1.0370.10^{-2}$; $c_4 = -2.5497.10^{-4}$; $c_5 = 3.5851.10^{-6}$; $c_6 = -5.3443.10^{-8}$; $c_7 = 5.0999.10^{-10}$. Validation of the temperature readings was performed by soaking the tool in quenching oil heated at 150 °C.

Three batches of specimens were prepared using different combinations of drilling and tapping processes as described in Table 6.3. In addition, the results of Mechter et al. were used for comparison purpose, they are identified batch #4 and #5. Batch 1 consists of 25 specimens with holes drilled using CD and tapped with FT. Batch #2 is composed of 25 specimens with holes formed using FD and threaded with CT. The third batch includes 6 specimens with holes drilled and tapped by cutting (CD and CT). Specimens from batches 1 to 3 underwent fatigue testing in the same conditions as specimens tested by Mechter and al. [5] (batches #4 and #5). Additional specimens were prepared for metallographic observations. They are not reported in Table 6.3.

Figure 6.5 provides a diagram that summarizes the different combination of processes applied to the fatigue test specimens. A specific symbol is associated with the drilling process: a circle for FD and a square for CD. The threading operation is identified with the internal pattern of the symbol: a dot for FT and a cross for CT. The batch numbers described in Table 6.3 are reported on the Figure 6.5. Additionally, this schematic presentation emphasizes the presence of collars created by the FD operation. This extruded material is removed from the fatigue specimens by surface machining to provide a direct comparison with the CD process.

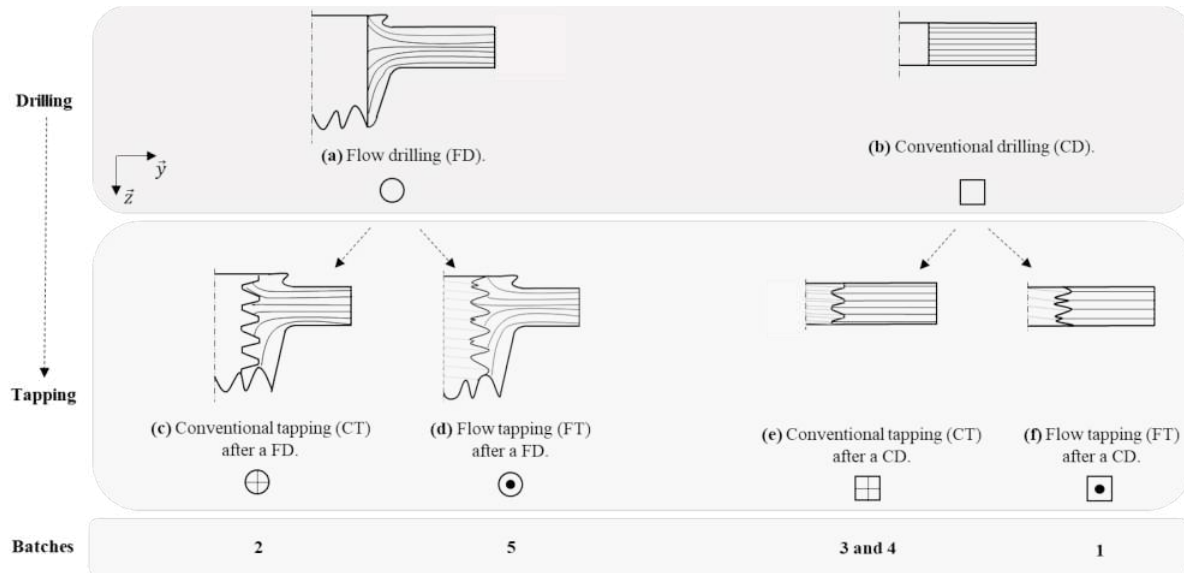


Figure 6.5: Half-views of holes formed with the four different sequences. The black horizontal lines schematize the band structure of the hot-rolled bar

Table 6.3: Description of the drilling and tapping processes used to manufacture the fatigue test specimens

Study	Batch	Drilling	Tapping	Number of specimens
Present study	1	CD	FT	25
	2	FD	CT	25
	3	CD	CT	6
Mechter and al. [5]	4	CD	CT	15
	5	FD	FT	15

6.3.2 Microstructural characterization

Microstructural characterization was conducted on samples not subjected to fatigue testing. These samples were sectioned from specimens along the $(\vec{y}, \vec{z})$ plane using a Struers Secotom disk saw (Mississauga, Canada) and hot-mounted in phenolic resin. Following ASTM E3-11 standards [37], the samples were polished sequentially with SiC paper (240, 400 and 600 grit), and then with diamond suspension of 9, 6 and 3 μm . All polishing operations were performed on a Struers Tegramine 25 polisher (Mississauga, Canada).

The sample microstructures were revealed by electrochemical etching with concentrated HNO_3 at 0.2 A/cm^2 for 15 s at room temperature, as specified by ASTM E407-23 standards [39]. Additionally, a 20% NaOH electrochemical etch at 3 V for 40 seconds was applied to reveal the presence of ferrite delta and sigma phase in the material. The optical observations were analyzed using a thresholding method.

Prior to EBSD analysis, an additional polishing step using a $0.25 \text{ }\mu\text{m}$ OPS solution diluted to 50% with distilled water was applied. EBSD analysis was conducted using the electron column of a Thermo Scientific Helios 5 Hydra CX plasma FIB (Montréal, Canada), equipped with an Oxford Symmetry S3 EBSD detector (Ottawa, Canada). The working distance was maintained at 14 mm, with an acquisition frequency of 3000 Hz. Samples were inclined at 70° , and the operating power was set to 25 kV with an intensity of 26 nA. EBSD data were analyzed using a Aztec Crystal software.

6.3.3 Microhardness measurement

Vickers 200 gf measurement were made using a Buehler Wilson VH1202 (Longueuil, Canada). These micro hardness tests were performed on the samples prepared for metallographic observation, prior to etching. Measurements were taken at the bar mid-thickness along the $\vec{x}$ -direction. The specification of ASTM E384 standards [40] were followed to plan the spacing between the indents and to validate the symmetry of the prints.

6.3.4 Fatigue tests

To prevent fatigue initiation due to surface defects, the tension face and sides of specimens were manually polished with a SiC paper up to 800 grit. As stated in Section 2.1, the FD fatigue specimens underwent surface machining prior to manual polishing, ensuring uniform dimensions and surface roughness for all specimens. Four-point bending fatigue test were performed in accordance with ASTM F382-17 standards [46] on a MTS Acumen 807.012 A/T machine (Eden Prairie, U.S.A). The tests were performed at a frequency of (f) 20 Hz and a stress ratio of (R) 0.1. Figure 6.6 illustrates the test setup. For each manufacturing conditions, the available specimens were separated in three test groups categorized by the maximum applied force (F_{max}) as detailed in

Table 6.4. The number of cycles to failure under 75, 60 and 50% of the specimens yield force (F_{yield}) was characterized. When a specimen survived 1.10^7 cycles, the test was interrupted, and it was reported as a “runout”. A test condition (1 manufacturing process + 1 stress level) was repeated eight times for batches #1 and #2 while it was duplicated in the case of batch #3.

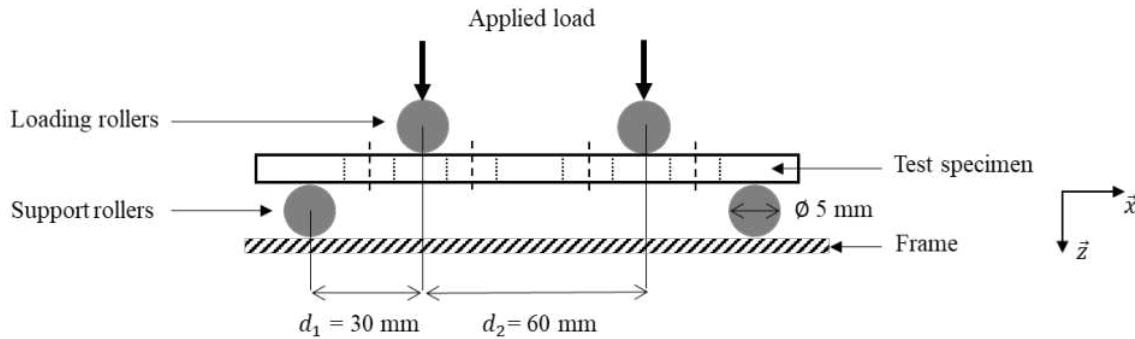


Figure 6.6: Four-point bending fixture used for the fatigue test (inspired by [5], [46])

Table 6.4: Maximal and minimal force applied at three force levels conditions

Force applied:	75 % of F_{yield}	60 % of F_{yield}	50 % of F_{yield}
F_{max} (N)	1125	950	750
F_{min} (N)	112.5	95	75

6.3.5 Fractographic analysis

Fractographic analysis was performed to identify the characteristics of the crack initiating features. The half-plane with the greatest crack propagation distance (a_{max}) was systematically observed, as described the Figure 6.7.

An initial observation was conducted using an optical microscope Keyence VHX 7000 (Itasca, U.S.A). Then the LEI detector of the SEM JEOL JSM-7600TFE (Montréal, Canada), with an accelerating voltage of 15 keV and a working distance of 15 mm, was used to confirm the location and type of the crack initiation feature.

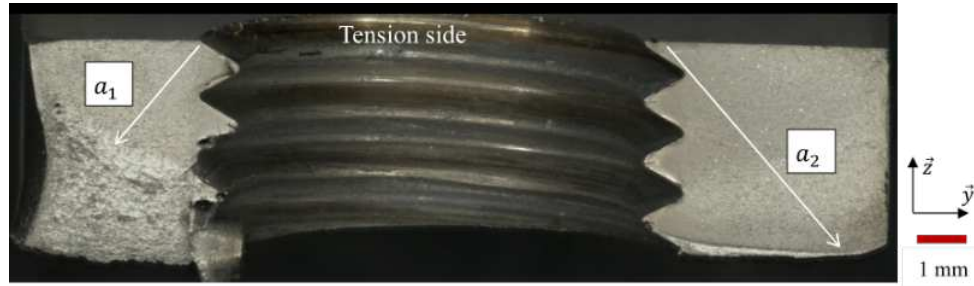


Figure 6.7: Cross-sectional view of a fractured hole. In this example, the left side of the fracture surface is observed because $a_1 \leq a_2$

6.4 Results

6.4.1 Temperature during the Flow drilling operation

Flow drilling generates significant heat due to the friction between the tool and the material. The heat generated was measured directly within the FD tool, as described in Section 2.1. The temperature evolution recorded at 1900 rpm and 260 mm/min is presented in Figure 6.8, with a maximum temperature reaching 714 ± 4 °C. The percentage reported on the abscissa is relative to the time scale at completion of the entire process. Photographs of the tool positioned at each stage of the FP (process completion in %) are provided on Figure 6.8. The temperature begins to rise when the tool contacts the material and increases as the contact surface grows, reaching its peak when the shoulder of the tool touches the material. The temperature then decreases as the tool is retracted.

This is a lower temperature compare to the work of Chow et al. [14] who reported a peak temperature of 900 °C in AISI 304 using a non-contact infrared thermometer. Several conditions can influence the temperature such as lubricant, plate thickness, tool geometry and process speed.

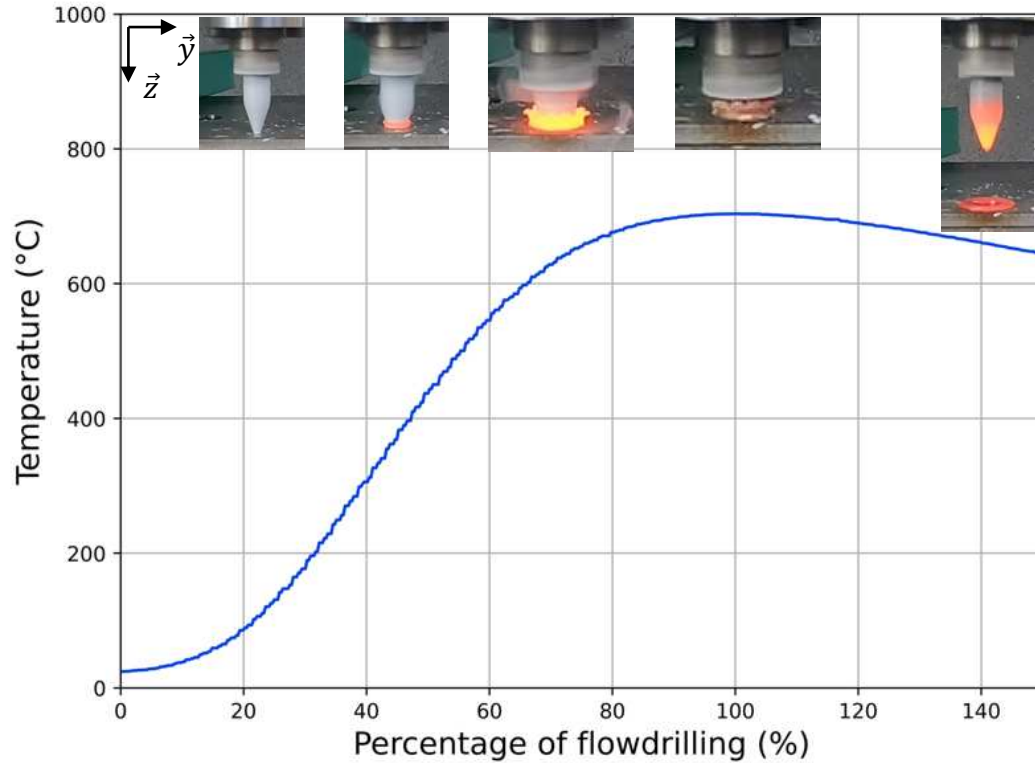


Figure 6.8: Temperature evolution during the FD operation at 1900 rpm and 260 mm/min for creating a 9.3 mm diameter hole, displayed as a function of the percentage of the operation. The pictures of the FD tool highlight the specific section engaged at each stage of the process.

6.4.2 Macro and microstructure characterization

An analysis of the effect of the drilling and tapping processes on the material microstructure is presented. This includes microhardness profiles, microstructural observations by optical microscopy and EBSD analysis.

Effect of cutting processes

The microstructure of the CD+CT threaded hole is shown in Figure 6.9.a. No significant modification of the microstructure is observed under optical microscopy. This combination of cutting processes has the least impact on the material. It creates threads with flat crest and root. The CD+CT sample was used to perform an EBSD analysis of the base material grain structure, as shown in Figure 6.9.b. It is composed of equiaxed grains having an average size of $15.05 \pm 0.7 \mu\text{m}$. Recrystallization twins are observed, but the crystallographic texture was not studied.

The microhardness profiles performed along the bar rolling direction ($\vec{x}$ -direction) is presented in Figure 6.10 by the square+cross symbols. On this graph, the zero position is the root of the thread. Negative direction is toward the crest of the thread and positive direction toward the bulk material. The results show an increase in microhardness of $22\pm6\%$ ($215\text{ }HV_{0.2}$) relative to the average hardness of the bulk material ($176\pm3\text{ }HV_{0.2}$). The microhardness is maximum at the crest of the thread. The material was hardened by the cutting processes up to 0.25 mm underneath the thread's root.

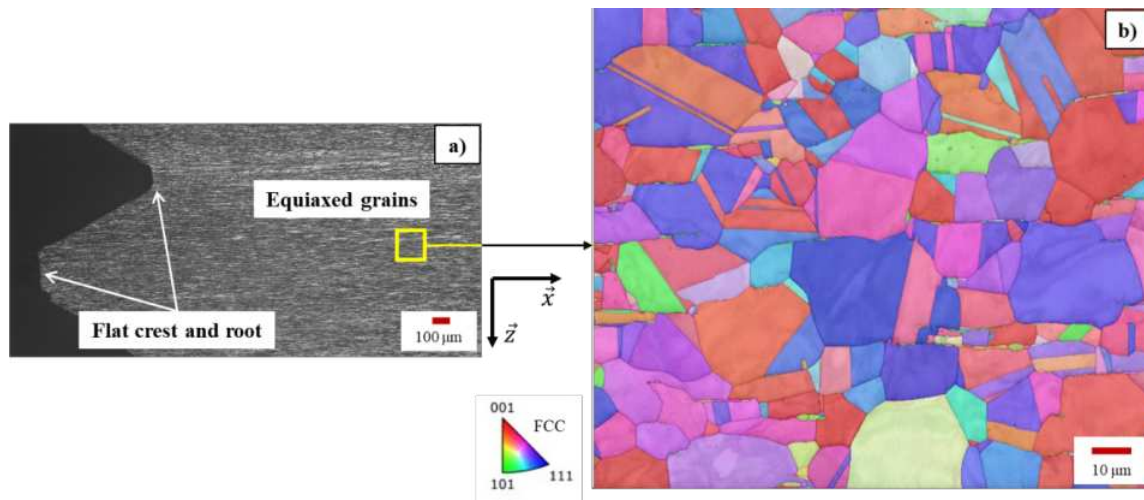


Figure 6.9: Microstructure of a CD+CT hole: (a) microstructure obtained with electro chemical etching observed with an optical microscope and (b) crystal orientation map at 2 mm from the bore surface, obtained by EBSD with a step size of $0.2\text{ }\mu\text{m}$

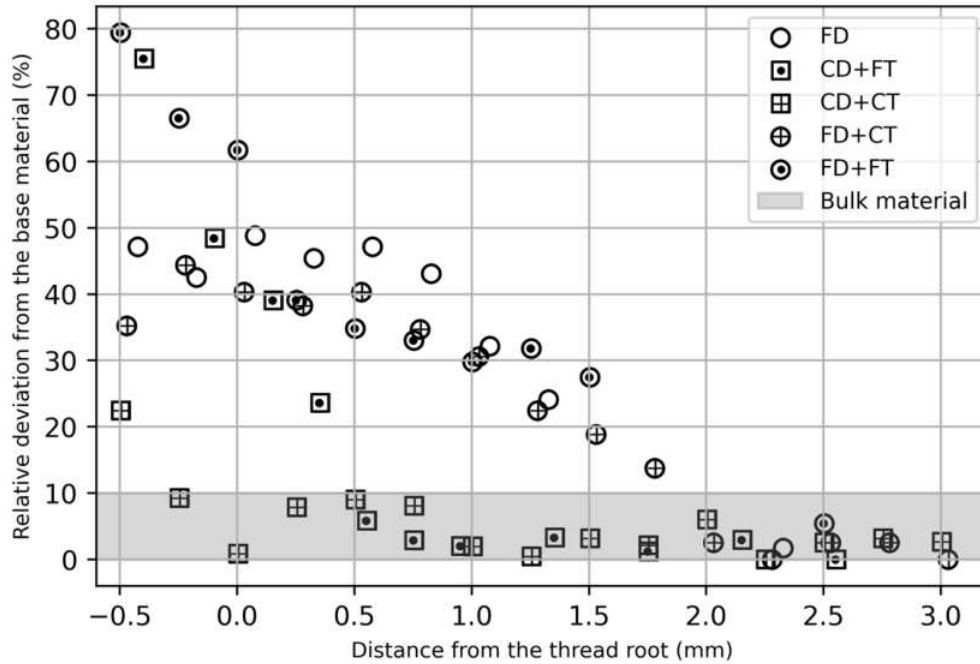


Figure 6.10: Micro hardness measurement depending on the deepness and the method employed along with the bulk material micro-hardness

Effect of flow drilling by itself

Before analyzing the combined effects of FD+FT, a metallographic sample was cut from a bar subjected to flow drilling. In Figure 6.11 the evolution of the grain size and grain deformation pattern reveals the three distinctive microstructural zones reported in literature. In the SZ, closest to the bore surface, the microstructure features ultrafine equiaxed grains with an average size of $1\ \mu\text{m}$ (Figure 6.11.b). The grain refinement is attributed to the plastic deformation and the thermal impact, with a peak temperature of $T = 714 \pm 4\ ^\circ\text{C}$ measured during the FD process as reported in Figure 6.8. In the TMAZ, illustrated in Figure 6.11.c, grains are elongated along the plate thickness which is the direction of tool penetration. Some ultrafine grains remain in the TMAZ. In the HAZ and the BM, grains are mostly equiaxed and comparable in size as shown in Figure 6.11.d.

The mechanisms observed in these three zones are corroborated by the Kernel Average Misorientation (KAM) maps from the EBSD analysis. In these maps, blue indicates low misorientation, reflecting minimal deformation, whereas red denotes high disorientation, which corresponds to significant deformation. In the SZ shown in Figure 6.11.e, extensive plastic deformation resulted in the formation of ultrafine equiaxed grains (Figure 6.11.b). The TMAZ

shows substantial grain deformation (Figure 6.11.c and f), while the HAZ and BM exhibit non-deformed equiaxed grains (Figure 6.11.d and g).

The microhardness profiles performed on the flow drilled sample is presented by the empty circles in Figure 6.10. The bore surface is positioned at $x=-0.5$ mm because it is estimated that a subsequent threading operation would recede the thread root by about 0.5 mm. The FD process by itself increased the microhardness by $47\pm2\%$ at the near surface. This hardening gradually decreased until the BM hardness is obtained at a distance ranging between 2 and 3 mm from the bore surface.

Based on the microstructural observations and on the microhardness values, the transition point between the SZ-TMAZ, TMAZ-HAZ and HAZ-BM zones are located at approximately 0.5 mm, 1.5 mm and 2 to 3 mm respectively.

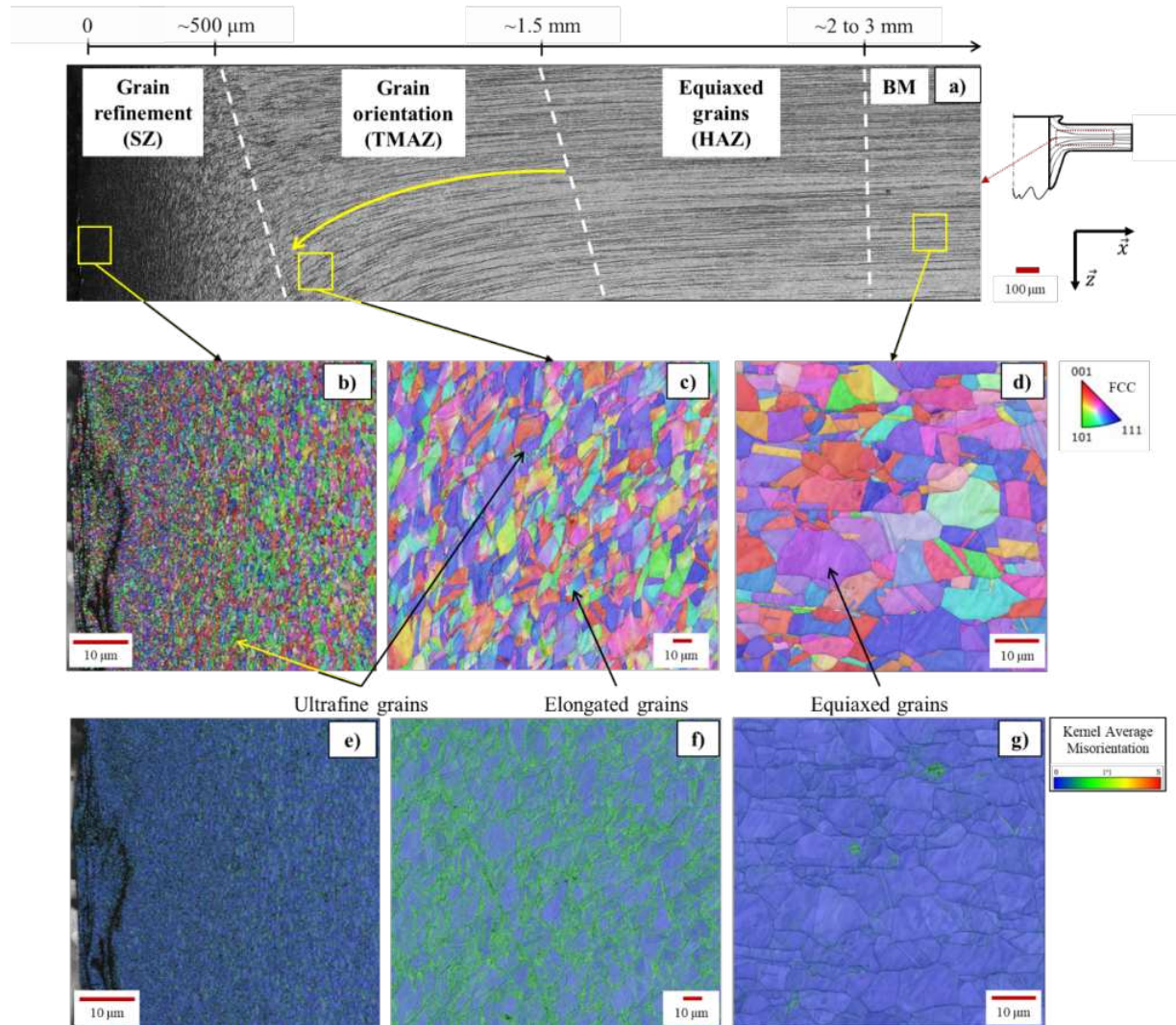


Figure 6.11: Microstructure of a FD hole: (a) microstructure obtained with electro chemical etching observed with an optical microscope and crystal orientation map obtained by EBSD with a step size of $0.1\ \mu\text{m}$ at (b) the bore surface, (c) $0.5\ \text{mm}$ and (d) $3.5\ \text{mm}$ from the bore surface

Effect of FD + CT

When threads are subsequently formed by CT, part of the SZ zone is removed by cutting as shown in Figure 6.12. In the crest of threads, a region approximately $100\ \mu\text{m}$ large shows a refined microstructure. This is confirmed by the microhardness profile, showing a peak hardness of $34\pm 1\%$, which is similar to the microhardness measured at $250\ \mu\text{m}$ of the FD bore surface.

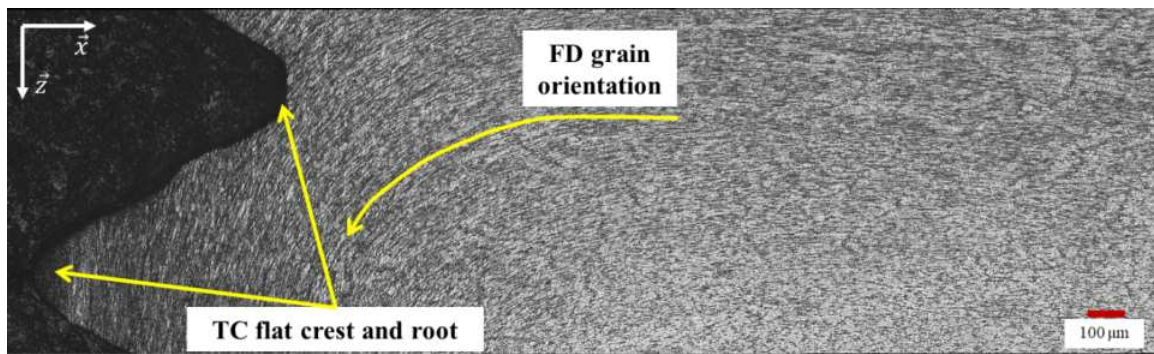


Figure 6.12: Microstructure of a FD and CT hole obtained with electro chemical etching observed with an optical microscope

Effect of flow tapping

The effect of FT is first analyzed on samples that have been CD, then the combined effect of FD+FT is investigated.

Figure 6.13 shows the microstructure of a CD+FT samples. The material located at the thread crest and thread root has been significantly deformed. EBSD analysis reported on Figure 6.13.b and Figure 6.13.c reveal grain refinement and grain elongation along the thread profile. The black color on the EBSD maps is related to distorted Kikuchi patterns that could not be indexed. This is an indication that grains are significantly deformed. The equiaxed grains of the base material (Figure 6.13.d) are observed at about $1\ \text{mm}$ from the thread crest. The microhardness profile reported in Figure 6.10 with the square+dot symbols indicates that hardening affects a layer of $1\ \text{mm}$ underneath the thread root. The peak hardness is $75\pm 6\%$ higher than the bulk material.

A closer observation of the thread crests reveals the presence of folds comparable to those reported by Mechter et al. [5]. The characteristics of this feature known for its detrimental effect in fatigue, will be analyzed in Section 6.4.3.

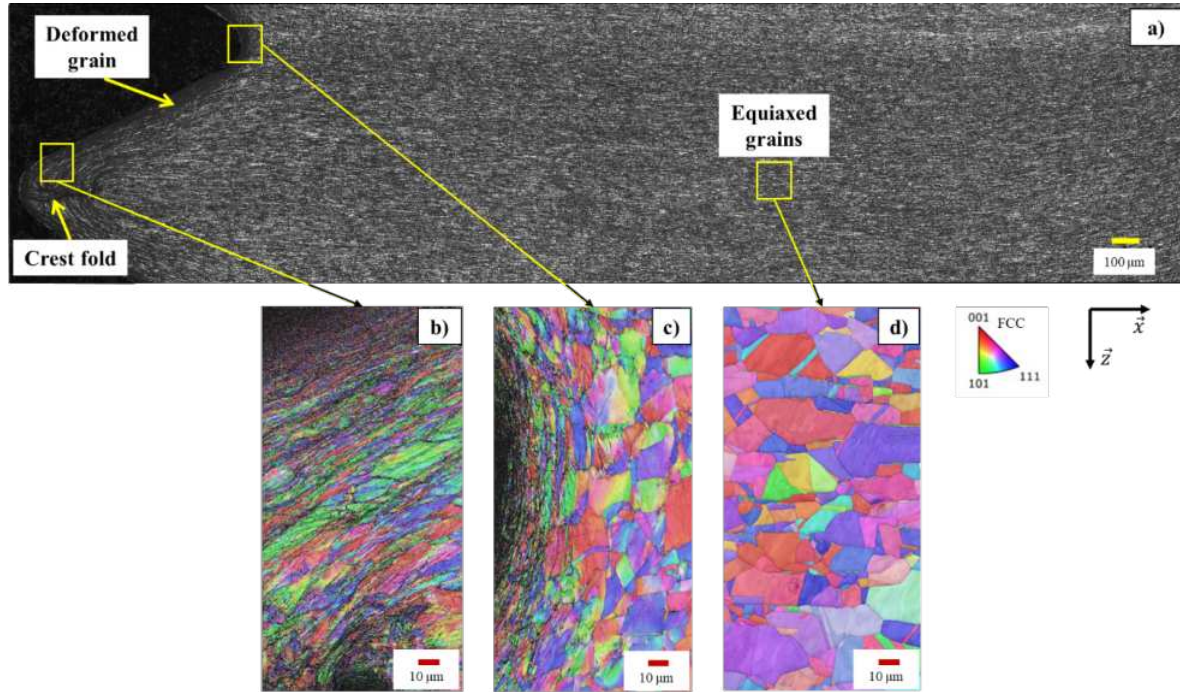


Figure 6.13: Microstructure of a CD and FT hole: (a) microstructure obtained with electro chemical etching observed with an optical microscope and crystal orientation map obtained by EBSD with a step size of $0.1 \mu\text{m}$ at (b) the thread crest, (c) the thread root and (d) 2 mm from the thread root

Combining FD and FT increases the amount of plastic deformation in the threads. The threads have an ultrafine grain structure over a distance of 1 mm from their crest. This is a distance comparable to the ultrafine grain layer formed after FD. In addition, the material deformation pattern is observed at 2 mm from the thread root, a size range comparable to the deformed layer of FD. The modification induced by FT are confirmed from microhardness measurements reported by the dot-circles in Figure 6.10. The peak microhardness value reaches $388 \text{ HV}_{0.2}$ ($80 \pm 8\%$ higher than that of the BM). The material was hardened twice, first by FD and subsequently FT. This is the highest hardness peak among the studied conditions. Unfortunately, folds were created at the thread crest as seen in Figure 6.14.

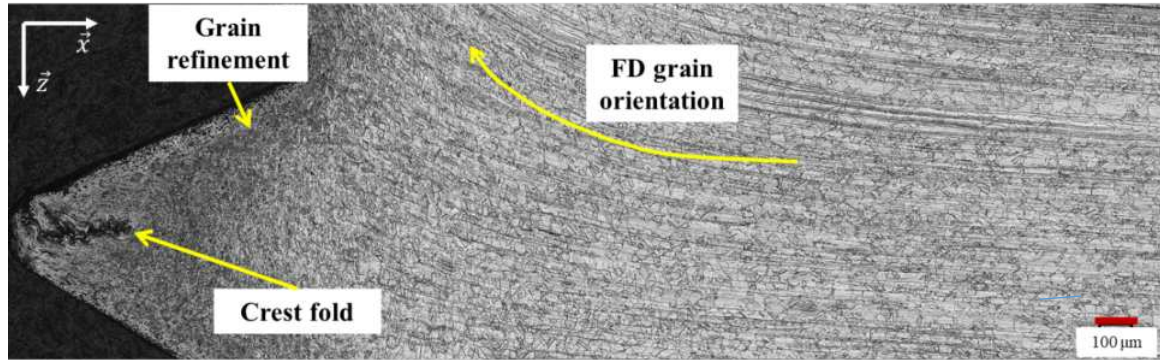


Figure 6.14: Microstructure of a FD and FT hole obtained with electro chemical etching observed with an optical microscope

Characterization of delta ferrite and sigma phase in the microstructure

In the work of Mechter et al. [5], secondary cracks potentially related to the presence of brittle phase were observed on the fractured surfaces of the FD+FP fatigue specimens. The electrochemical etching describe in Section 6.3.2 was used to highlight the presence of sigma phase (in orange) and ferrite delta (in blue) in a FD sample and in the bulk material. The observation performed by optical microscopy, (Figure 6.15.a and Figure 6.15.b) were combined with phase identification performed using EBSD (Figure 6.15.c and Figure 6.15.d). These optical observations analyzed using a thresholding method reveals that the FD microstructure (Figure 6.15.a) contains an average of $10.5 \pm 0.6\%$ of both phases, while only $4.4 \pm 0.5\%$ of these phases are reported in the bulk material (Figure 6.15.b). Sigma phase is found in the TMAZ of the FD microstructure, while ferrite delta is more prominent in the SZ zone. The EBSD analysis confirms the presence of delta ferrite in both FD (Figure 6.15.c) and BM (Figure 6.15.d) but it was unable to index the sigma phase.

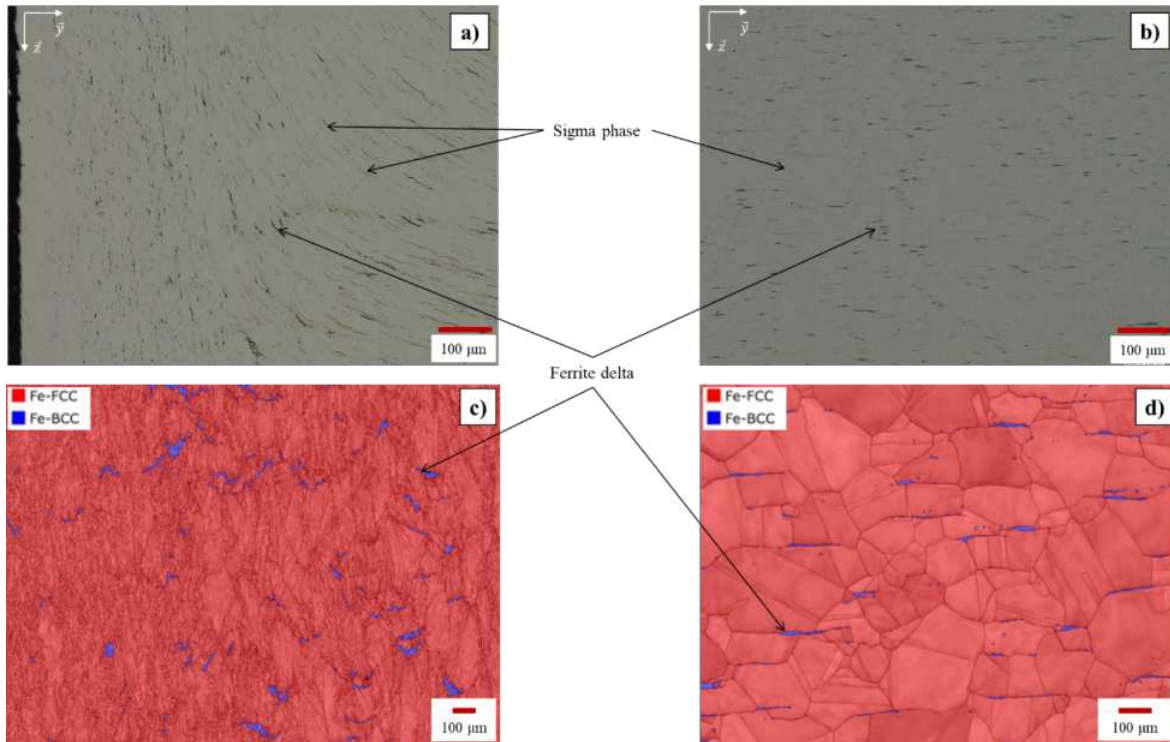


Figure 6.15: Delta ferrite and phase sigma on 316L steel observed on (a) a FD hole and (b) the BM with an electrochemical etching and delta ferrite showed with the EBS (0.2 μm step size) phases analysis for (c) the FD hole and (d) the BM

6.4.3 Fatigue tests

Wöhler model

Figure 6.16 presents the fatigue test results, plotting the number of cycles to failure (N_f) against the maximum bending moment (M_{max}). The maximum bending moment is calculated from the maximum applied force using Equation 2, where d_1 represents the distance between the loading and the support rollers in the testing setup.

$$(2) M_{max} = \frac{F_{max} * d_1}{2}$$

A semi-logarithmic linear regression (expressed in Equation 3) was performed on the data from batches #1 and #2, following the ASTM E739-23 method [50]. The coefficients (A_{batch} and B_{batch}) characterizing the two batches (CD+FT and FD+CT) of fatigue specimens are reported in Table 6.5 and the regression are plotted in the graph of Figure 6.16. The linear regression was also

performed on the data from batch #5 (FD+FT) extracted from the work of Mechter and al. [5] and plotted as a long dash line in Figure 6.16.

$$(3) M(N_{f-batch}) = A_{batch} * \log N_{f-batch} + B_{batch}$$

Table 6.5: Exponent of the Wöhler model and the curve constant for both batch CD+FT and FD+CT

Batch	A_{batch}	B_{batch}
Batch one: CD+FT	-9.85	66.40
Batch two: FD+CT	-6.94	52.22

A grey band and a grey dotted linear regression were also plotted in the graph for reference purpose. This grey band and dotted line are based on a statistical analysis of the CD+CT results of the current study (batch #3) combined with the CD+CT results reported by Mechter and al. (batch #4) [5]. Assuming a log normal distribution of the fatigue life, the 5% and 95% survival probability (as per ASTM E739-23) are the lower and upper bound of the grey band. Triangular symbols denote runouts. The runouts were excluded from the fitting and probability calculations.

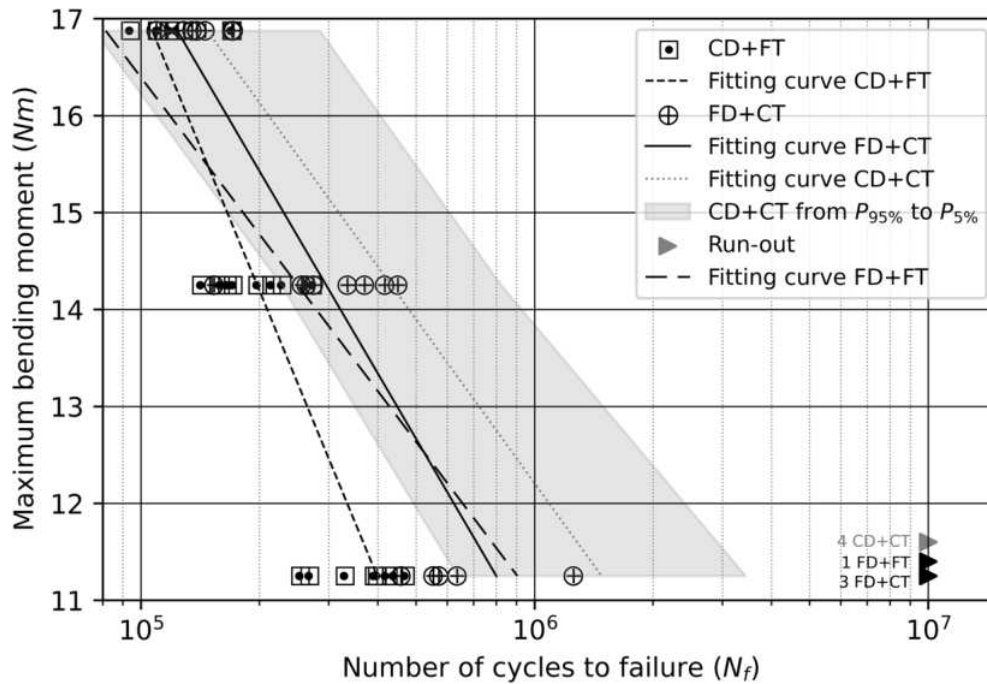


Figure 6.16: M-N diagram for the fatigue tests of CD+FT and FD+CT specimens and survival band for CT+FT specimens

Figure 6.16 shows that the fatigue lives obtained from samples manufactured using a flow forming process are not longer than the ones characterizing the cutting process. The average fatigue lives obtained with specimens FD+CT (full line) or tapping CD+FT (dash line) are below the 50% failure probability characterizing the CD+CT (dotted line) processes. This difference becomes more significant at lower stress levels. The combination of FD+CT (long dash line) yielded a longer average fatigue life compared to CD+FT and FD+FT (batch five of Mechter et al. [5]), although the performance did not match that of fully cut holes (CD+CT).

- Fractographic analysis

Fractographic analysis reveals that cracks consistently initiate at the thread nearest to the surface in tension (identified the first thread). Nevertheless, a non-symmetric fracture surface is observed due to the helicoidal nature of threading. This inherent geometrical asymmetry could be partly responsible for fatigue results dispersion. Longer fatigue crack propagation (a_{max}) is systematically observed on the half-side of the fracture surface where the thread crest is intersecting the plate surface. Therefore, the entry position of the tapping tool relative to the fracture plane could influence the fatigue lives.

For the threads formed by FT, crack initiation systematically occur at the folds of the first crest independently of its position underneath the surface as showed in Figure 6.17. In Figure 6.17.a, the crack initiates at the folds located at 500 μm underneath the surface in tension. In Figure 6.17.b, the first crest is directly intersecting the upper plate surface. This is the location where the fatigue crack initiated, at 0 μm underneath the surface. These observations are additional information supporting the hypothesis that the entry position of the tapping tool relative to the fracture plane could influence the fatigue lives.

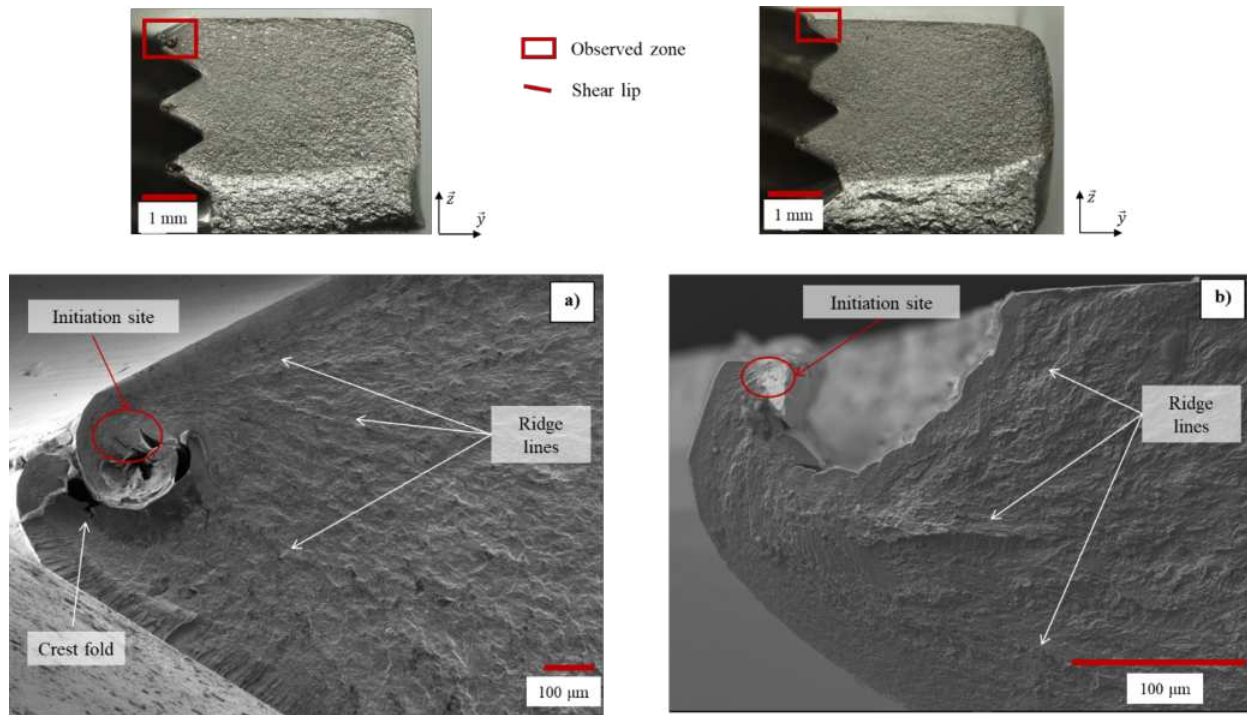


Figure 6.17: Fractography of a crack initiation from (a) a fold 500 μm underneath the surface in tension (b) a fold less than 100 μm underneath the surface in tension for CD+FT specimens

For FD+CT holes, crack initiation always occurs at the surface under the highest tensile stress independently if a thread crest or a root intersects the surface, as shown in Figure 6.18.a and Figure 6.18.b respectively. Nevertheless, there is a trend in the results where crack initiations located closer to a thread root result in higher fatigue lives.

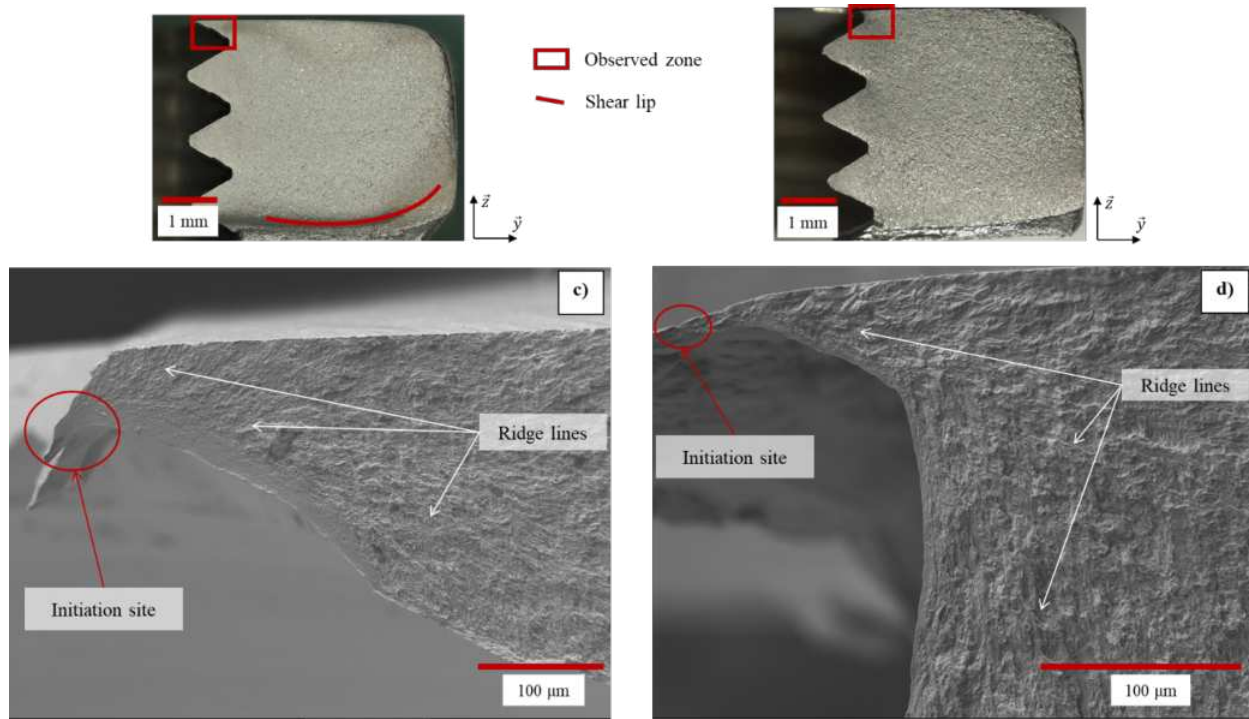


Figure 6.18: Fractography of a crack propagated from (c) an unformed crest and (d) a root of partially formed thread in FD+CT specimens

Further observations revealed the presence of secondary cracks within the material, as circled in white in Figure 6.19. Notably, there are more cracks in the FD+CT specimens (Figure 6.19.a) compared to the CD+CT specimens (Figure 6.19.b). Additionally, material decohesion on a plane parallel to material plastic flow is observed on specimens subjected to CD+FT, as shown in Figure 6.20. No chemical particularities were revealed by an EDS analysis performed on these features.

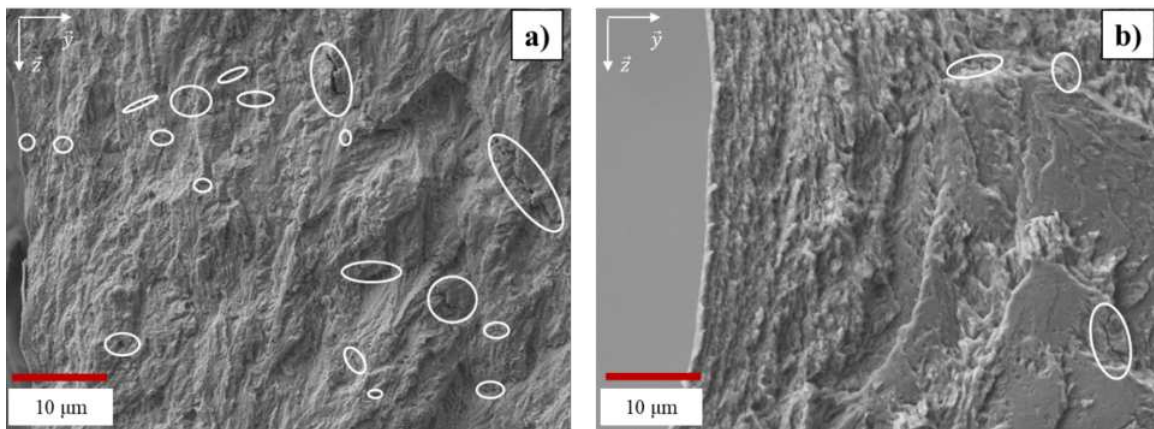


Figure 6.19: Secondary cracks observed in (a) FD+CT and (b) CD+CT specimens, marked by white circles

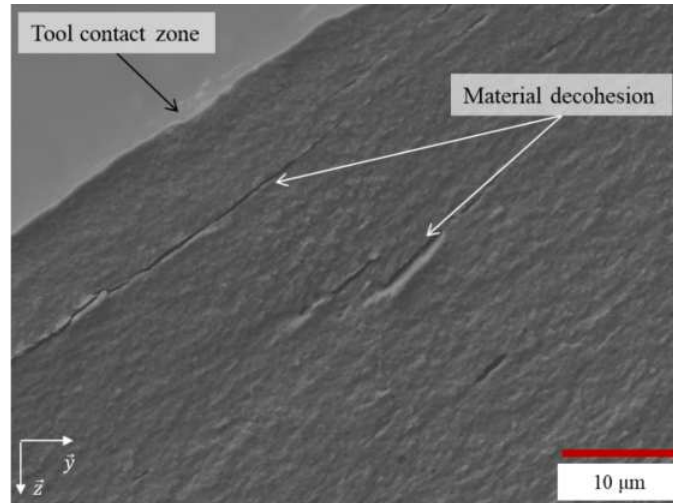


Figure 6.20: Material de-cohesion on a threaded hole subjected to CD+FT

6.5 Discussion

A summary of the characterization results is provided in Table 6.6. While flow tapping provided the most efficient process to work harden the surface and refine grains, it inherently created folds. The presence of fold at the crest of threads is identified as the most limiting factor in an attempt to benefit from the grain refinement and work hardening effect of the flow forming process. All fatigue cracks initiated from this feature when FT was used. In this context, efforts were focused on combining the hardening effect of FD with the more regular thread geometry created by CT.

Table 6.6: Tapping characteristics observed depending on the drilled hole

<i>Drilling</i>	<i>Tapping</i>	<i>Mechanism</i>	<i>Hardness increase at the crest (%)</i>	<i>Crest folds</i>	<i>Phase sigma and ferrite delta (%)</i>
<i>CD</i>	CT	Cutting	$+ 22 \pm 6$	No	4.4 ± 0.5
	FT	Deforming	$+ 75 \pm 6$	Yes	/
<i>FD</i>	CT	Cutting	$+ 34 \pm 1$	No	/
	FT	Deforming	$+ 80 \pm 8$	Yes	10.5 ± 0.6

The impact of FD on both the hardened layer thickness and peak microhardness is significantly greater than that of CD. Such brought hopes to improve the fatigue life of threaded holes obtained with a combination of FD+CT.

Table 6.7: Drilling characteristics observed

<i>Drilling</i>	<i>Mechanism</i>	<i>Hardness increase at the bore surface (%)</i>	<i>Impact distance (mm)</i>
<i>CD</i>	Cutting	$+ 18 \pm 1$	0.25
<i>FD</i>	Deforming	$+ 47 \pm 2$	2 to 3

Nevertheless, the average fatigue lifespan of the FD+CT batch was found shorter when compared to the CD+CT batch. Two hypotheses may explain this behaviour.

Firstly, as noted by Bassiouny and al. [8], the refined grain and hardened zone produced during FD is partially cut during the CT process. Approximately 670 μm of material was cut away, yet the hardness remains high, with 300 HV at the thread crest and 240 HV at the root. Despite local hardening, the lifespan did not exceed that of the CD+CT method.

Secondly, the formation of sigma phase during the FD process may reduce the material resistance to fatigue. Yamagishi and al. [51] experimentally demonstrated that the sigma phase causes embrittlement in high-chromium ferritic stainless steel, leading to a reduction in fatigue lifespan. This phase, which is rich in Cr, Mo and Ni, can form also in austenitic stainless steels when exposed to temperatures ranging from 550°C to 950°C [47]. During FD, the presented experimental results, indicated a peak temperature of 714 ± 4 °C, which creates favorable conditions for the formation of sigma phase. Bassiouny and al. [8] demonstrated experimentally that controlling the rotational speed and feed rate during the FD can regulate the generated heat which could potentially mitigate sigma phase formation.

6.6 Conclusion and perspectives

This study builds upon the research conducted by Mechter and al. [5] to improve the fatigue life of 316L stainless steel plate-type orthopedic implants. Initial findings indicate that discontinuities introduced by FT negatively affect fatigue life. In an attempt to mitigate the presence of

discontinuities, two additional process combinations were studied: CD+FT and FD+CT to compare with fatigue results obtained for FD+FT and CD+CT. Microstructural observations under optical and scanning microscope combined with microhardness measurements revealed the following:

- FD induces ultrafine grain structure and work hardening over a layer of approximately 0.5 mm from the bore surface.
- FD generates a higher proportion of sigma and delta phase in a region of approximately 2 mm from the bore surface.
- FT further work hardens the material when applied after FD.
- The formation of folds at thread crest is inherent to FT.
- FD combine with CT hardens the thread surface while avoiding the formation of folds.

Fatigue testing under four-point bending at three load levels revealed the following:

- Among all the drilling and tapping conditions studied, the combination of CD+CT resulted in the longest fatigue lives at all load levels.
- Folds at thread crest are preferential initiation sites that reduces the fatigue.
- Avoiding the formation of folds by combining FD+CT slightly improves the average fatigue lives compared to all other studied combinations involving FT.
- Secondary cracks on plane parallel to the material flow are observed on fracture surfaces.

Combining this information, the following conclusions are proposed, in the limit of the studied conditions:

- The deformation-based methods were proven unsuccessful to improve the fatigue lifespan of specimen's representative of plate-type orthopedic implant when subjected to four-point bending tests. It was even detrimental to fatigue at the lowest load level tested.
- The presence of secondary cracks suggests that the deformation-based methods can embrittle 316L stainless steel by offering favorable conditions for the formation of sigma phase.

Nevertheless, further optimization of the forming conditions could mitigate the detrimental effects of FT. Additionally, applying the flow-based methods to a material not subjected to brittle phase formation could lead different results. In the current conditions, it was not possible to take

advantage of the grain refinement and surface work hardening effect to improve the fatigue resistance of internal threads.

6.7 Acknowledgments

The authors would like to thank SUNI PFT (ENS Rennes, Bruz, France) where all specimens were prepared, for their support and resources that made this research possible.

6.8 Funding

This work was supported by the Canada Research Chair 2019-00302.

6.9 Declaration of generative AI and AI-assisted technologies in the writing process

During the preparation of this work the authors used ChatGPT-3 in order to rephrase certain sentences for better fluency. After using this tool, the authors reviewed and edited the content as needed and take full responsibility for the content of the published article.

CHAPITRE 7 DISCUSSION GENERALE

7.1 Importance des replis sur la défaillance en fatigue des ÉRIPs

7.1.1 Orientation des replis

Les résultats de la section 5.2 montrent que les replis sont inhérents au FT pour les conditions étudiées. La suppression des replis est cherchée, car leur présence est une des hypothèses expliquant les durées de vie inférieures des éprouvettes FT face à celles TC. Cette section discute de leur contribution à l'endommagement par fatigue.

Toutes discontinuités présentes dans un matériau sont susceptibles de concentrer les contraintes. Les plis, qui ressemblent à des fissures préexistantes, ont suffisamment concentré les contraintes pour que les fissures de fatigue s'amorcent à leur racine.

Cependant, leur contribution à la propagation des fissures de fatigue en flexion quatre points ne semblent pas significative. En effet, le plan de rupture des éprouvettes est perpendiculaire au plan dans lequel se retrouvent les plis. Le plan de fissuration est un plan $(\vec{y}, \vec{z})$, repéré en pointillés rouges, qui s'ouvre en mode I sous l'effet de la force de tension selon $\vec{x}$ comme le montre la Figure 7.1.

Les plis sont quant à eux sur des plans $(\vec{x}, \vec{y})$, si l'on néglige l'angulation associée au caractère hélicoïdal des filets. Ce plan est identifié en bleu sur la Figure 7.1.

Ainsi, le gradient dans l'épaisseur des contraintes de la tension $\vec{x}$, ouvre les plis en mode II et/ou III (cisaillement pur et hors plan). Les modes d'ouverture II et III étant moins critiques que le mode d'ouverture I, les fissures bifurquent sur un plan $(\vec{y}, \vec{z})$. On peut donc proposer que bien que les plis contribuent à favoriser l'amorçage des fissures, ils ne constituent pas des plans de propagation privilégiés.

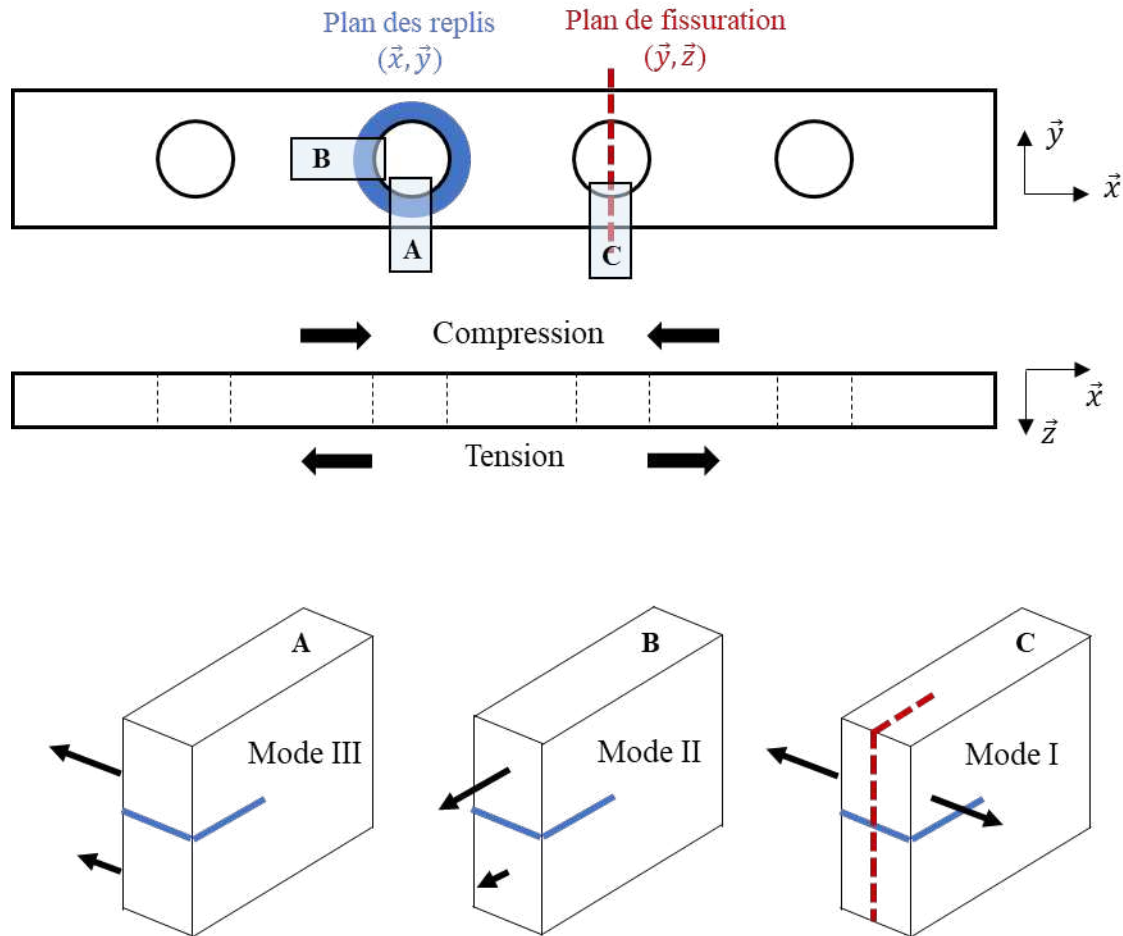


Figure 7.1 : Plan de fissuration des éprouvettes pour une flexion quatre points

7.1.2 Effet potentiel de la présence de vis

Les essais de fatigue ont été réalisés sur des plaques avec des trous taraudés dépourvus de vis. Dans l'étude de Gervais et al. [4], le bris in vivo de l'implant a lieu à l'endroit des trous taraudés où des vis sont insérées. Or, Zhang et al. [36] montrent au cours de leur étude de fatigue en flexion quatre points sur des implants de type plaque, que les trous pourvus de vis sont plus résistants que ceux dépourvus de vis. Zhang et al. [36] ont utilisé des inserts pour simuler la présence de vis au sein de trous PC+TC. Ils ont mesuré qu'en présence d'inserts, la vie en fatigue des spécimens est augmentée de 52 % lorsque comparée à celle de spécimens sans inserts. Le couple de serrage aurait aussi une influence sur la durée de vie en fatigue. Les mêmes auteurs ont mesuré qu'une augmentation du couple de serrage de 2.3 Nm du couple permet d'augmenter la vie en fatigue de 36 %. La présence d'une vis dans les trous FT lors des essais de fatigue quatre points pourrait

comprimer les replis et retarder la propagation de fissure. Il serait donc prudent de valider les conclusions de l'étude comparative pour des spécimens assemblés à des inserts.

7.2 Autres moyens de réduire la sévérité des replis

Le coefficient de concentrateur de contrainte k_t est évoqué à la section 5.1.5 et les observations résumées au Tableau 7.1. Les replis fermés ou ouverts possèdent une profondeur similaire. Cependant, le rayon est grand pour un repli qualifié d'ouvert et tend vers zéro pour un repli qualifié de fermé. Ainsi, les replis fermés sont plus propices à diminuer la durée de propagation de la fissure, car leur k_t est élevé comparé aux replis ouverts.

Tableau 7.1 : Résumé des observations menées à la Section 5.1.3 et impact du rayon de repli mesuré sur sa sévérité en fatigue

<i>Type du repli</i>	<i>Rayon du repli</i>	k_t	<i>Sévérité du repli</i>
<i>Ouvert</i>	Grand	Faible	Peu sévère
<i>Fermé</i>	Tend vers zéro	Tend vers l'infini	Très sévère

Une idée pour diminuer la sévérité des replis se base sur une diminution de leur sévérité, k_t . Dans cette optique, on peut travailler à l'augmentation du rayon en fond de replis. Pour atteindre cet objectif, une approche consiste à ajuster le diamètre de perçage afin de diminuer la quantité de matière refoulée au sommet d'un filet comme montré à la Figure 7.2. En augmentant le diamètre du trou percé avant le taraudage, le volume de matière déplacé sera diminué ce qui mènera à une forme de filet avec un sommet plus plat. Ainsi la formation des replis pourrait être évitée.

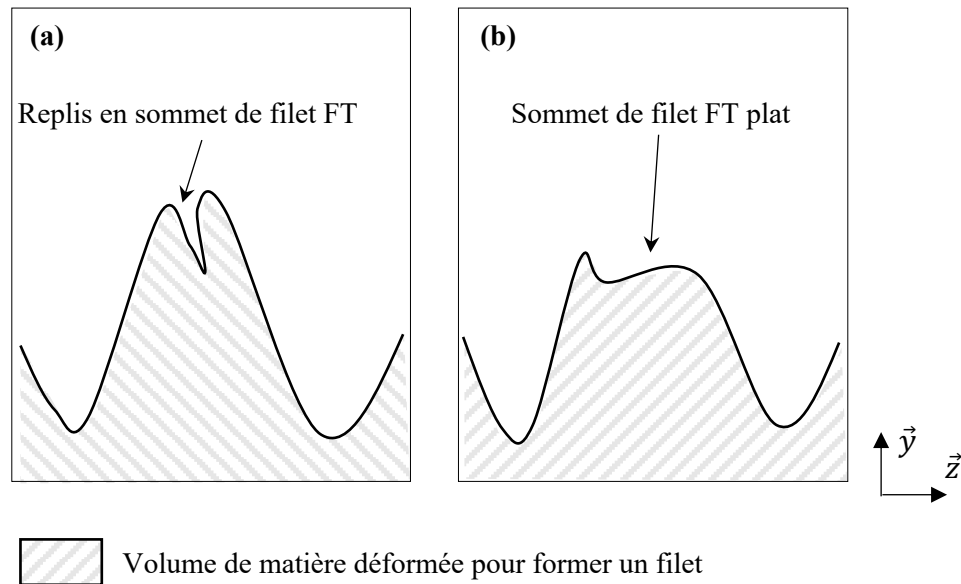


Figure 7.2 : Schéma illustrant l'idée évoquée pour minimiser le k_t des replis au sommet des filets : (a) sommet pointu avec un repli fermé et (b) sommet plat sans repli sévère

7.3 Influence du matériau

Depuis le début du projet de Mohamed Mechter, deux lots de barres d'acier ont été utilisés pour réaliser la caractérisation microstructurale et les essais. Le premier lot de barres d'acier a été commandé en 2021 et le second en 2023. Les deux lots de matière portent la même nomenclature, mais des différences de comportement ont été observées.

L'influence du matériau sur les valeurs de microdureté obtenues pour un trou FP est présentée à la Figure 7.3. La microdureté du matériau de base diffère, celle de l'acier du lot 2021 étant en moyenne 13 % plus faible que celle du lot d'acier 2023. La différence entre les duretés s'accroît dans les régions durcies par les procédés de perçage et de taraudage. Une différence pouvant s'écarter de 20 % est observée sur les premiers millimètres. Bien que les tendances concernant l'effet de la vitesse de perçage soient comparables, une comparaison directe des valeurs de dureté pourrait porter à confusion. Cette différence fortuite dans les résultats sensibilise à la dispersion de comportement mécanique à travers les lots de matière. Ainsi les conclusions spécifiques effectuées dans ce mémoire ne devraient pas être généralisées sans réflexion et validation.

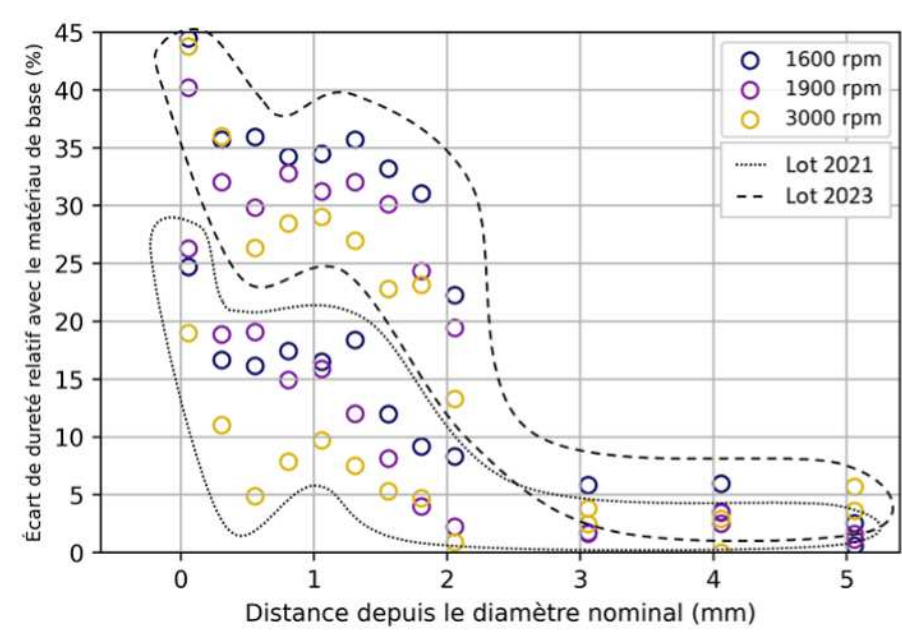


Figure 7.3 : Évolution des profils de microdureté différenciée pour les deux lots d'acier

7.4 Perspectives d'utilisation du FP et FT

Dans le cadre des implants orthopédiques, pour le 316L et les conditions essayées, le FP et le FT ne sont pas une alternative au PC et au TC. Cependant, la présence de grains ultrafins, l'écrouissage et les collerettes demeurent des caractéristiques qui peuvent être avantageuses dans d'autres applications. Notamment, comme évoqués en revue de littérature, le FP et le FT sont développés d'un point de vue production de structures durables. Effectivement, le FP ne requiert qu'une passe alors que le TC en requiert 3 dans le cas présent. De plus le FP ne crée pas de copeaux, ne nécessite pas de lubrification et requiert moins d'énergie que le PC à iso paramètres. Le FT est lui avantageux d'un point de vue environnemental, car il ne produit pas de copeaux et utilise peu voire pas de lubrifiant. Bien que de nombreux moyens de recyclage du lubrifiant et des copeaux soient développés, le FP et le FT restent deux approches considérées durables pour former des trous taraudés dans des profilés fins.

7.5 Défis expérimentaux

Pour terminer la discussion générale, cette section aborde les défis expérimentaux rencontrés au cours de ce projet de maîtrise.

7.5.1 Importance de la préparation des ÉRIPs

Les premiers enjeux rencontrés sont liés à la réalisation des perçages et/ou taraudages.

Plusieurs essais sont nécessaires afin de comprendre les enjeux des procédés, leur fonctionnement, ainsi que la répétabilité qu'il était possible de mettre en place. L'exploration d'une gamme plus étendue de conditions, incluant différents matériaux, aurait probablement permis d'obtenir des résultats plus complets, notamment en ce qui concerne l'influence du lot d'acier 316L sur la microdureté obtenue après FP. La contrainte temporelle du projet a restreint le choix des conditions explorées.

Deux tarauds coupants se sont cassés lors de la réalisation des TC après FP. L'écrouissage important induit par le FP est donc une contrainte à prendre en compte, car il impacte la durée de vie des tarauds coupants utilisés.

Le FP entraîne la formation de collerettes de part et d'autre de l'épaisseur de la matière. Celles-ci sont conservées pour les analyses de la première partie. Le comportement en fatigue étant étudié dans le contexte des implants orthopédiques de type plaque, elles sont retirées par une opération de surfacage sur la CNC Vernier CV 600. Des déchets de matière sont produits, tout autant que le PC. L'aspect positif du FP en termes d'impact environnemental n'est finalement plus présent dans ce cas.

7.5.2 Glissement lors des essais de fatigue

Une fois les éprouvettes mises en forme puis préparées, elles sont éprouvées une à une sur le montage présenté au CHAPITRE 5. Le glissement longitudinal des éprouvettes sur le montage de flexion quatre points est un défi important. Les rouleaux de support et de chargement sont maintenus par de simples ressorts comme le montre la Figure 7.4. Lors des essais préliminaires, ceux-ci tournent autour d'eux-mêmes. Afin de bloquer leur rotation et limiter la translation des éprouvettes, du scotch double face est posé à l'interface rouleaux/montage. Des colliers en plastiques, visibles à la Figure 7.4, sont ajoutés pour garantir qu'aucun glissement n'entraîne l'éjection de l'éprouvette lors des essais de fatigue. L'asymétrie des éprouvettes est une seconde

hypothèse pouvant être à l'origine de ce glissement. Du fait de la précision aux millimètres près lors de la coupe de la barre d'acier, la répartition de la masse de l'éprouvette n'est pas parfaitement symétriquement répartie. Ainsi, l'éprouvette, en déséquilibre, glisse jusqu'à atteindre sa position d'équilibre qui ne correspond plus aux marques repérées. Une attention particulière est donc portée entre la distance des trous extérieurs et les bords de l'éprouvette.

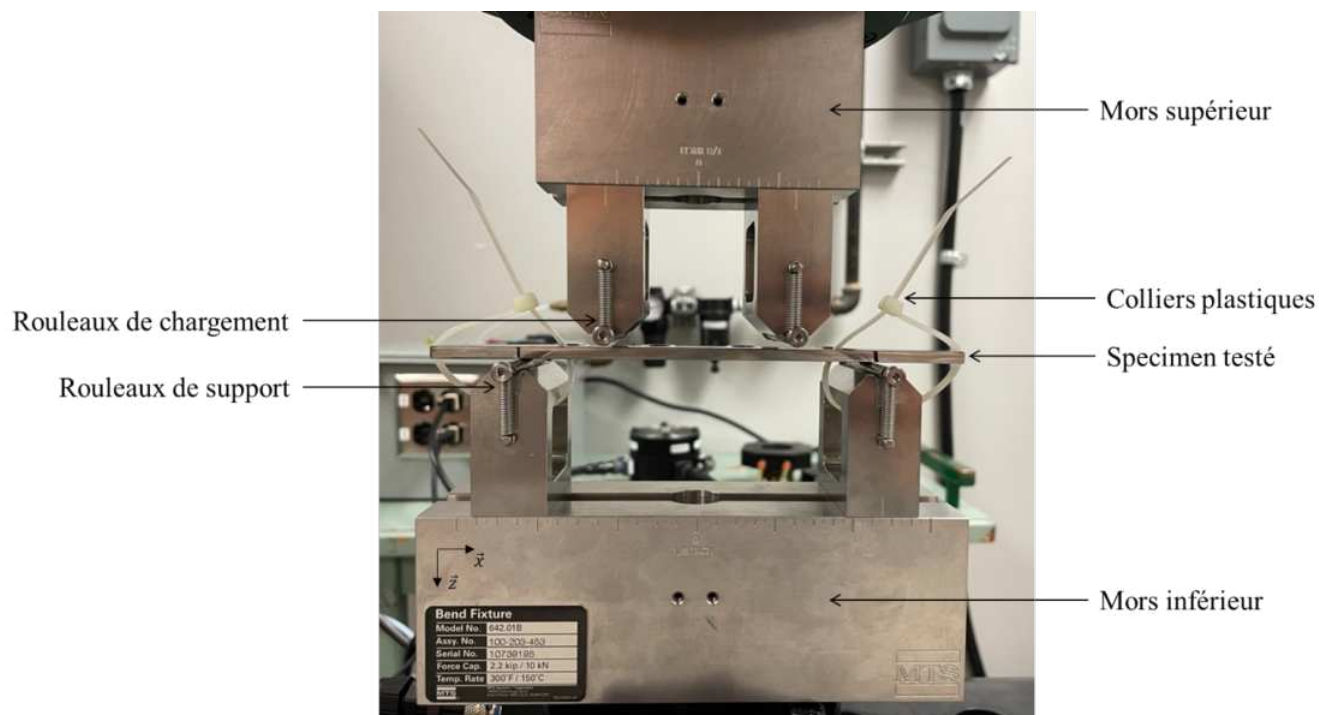


Figure 7.4 : Montage utilisé pour les essais de flexion quatre points

CHAPITRE 8 CONCLUSION

8.1 Retour sur les objectifs spécifiques du projet

La problématique auquel ce projet répond est la suivante : *existe-t-il des conditions de fluopercage et/ou de fluotaraudage pour mettre en forme des trous taraudés permettant d'augmenter la durée de vie en fatigue d'éprouvettes représentatives d'implants de type plaque en acier inoxydable 316L ?*

Pour ce faire, le CHAPITRE 5 permet de répondre à l'**OS 1**.

L'utilisation d'un outil coupant est la condition de taraudage triviale qui permet de ne pas former de discontinuités (OS 1.1), car la matière est coupée. L'utilisation d'un outil déformant, peu importe la condition de vitesse utilisée, ne permet pas de les supprimer. Ces observations sont valides pour l'acier 316L utilisé et dans les conditions de vitesses et paramètres d'outil du projet.

L'écrouissage en proche surface (OS 1.2) induit par le FP est plus important et plus profond que celui du PC. Effectivement, la déformation plastique à haute température du FP génère de l'écrouissage et une microstructure ultrafine à l'origine du gradient de microdureté. Les résultats montrent que les conditions de référence du FP ($\omega_D=1900$ rpm et $f_D=260$ mm/min) induit un écrouissage intermédiaire parmi les conditions essayées. Le FT induit également un raffinement et un écrouissage des grains en proche surface, ajoutant un écrouissage supplémentaire à la matière FP. Les vitesses de FT n'ont pas une influence significative sur les profils de microduretés.

Le CHAPITRE 6 répond aux **OS 2** et **OS 3** au travers de la campagne de fatigue, suivant la norme ASTM F382-17, et des analyses fractographiques. L'utilisation du FP et/ou FT ne permet pas d'améliorer les durées de vie en fatigue des ÉRIPs comparativement à celles produites par PC et TC. La présence des replis induits par le FT détériore la durée de vie en fatigue des éprouvettes taraudées. De plus, la présence de phase sigma fragile et des microfissures ne permettent pas de bénéficier de l'écrouissage et de la présence des grains ultrafins qui pourraient améliorer la durée de vie en fatigue des trous FP ou FT.

8.2 Principales conclusions

Conclusions sur les procédés

- Il n'est pas possible de produire des filets sans replis avec les trois vitesses de rotation de FT essayées.
- Les vitesses de rotation et de descente du FP influencent le durcissement local de la matière, qui varie de 20 à 40 % par rapport à la microdureté du matériau de base.
- La combinaison du FP et du FT augmente la microdureté en proche surface de 80 ± 8 % par rapport au matériau de base.
- Le FP augmente la proportion de phase sigma au sein de l'alliage 316L.

Conclusions sur le comportement en fatigue

- Les fissures de fatigue s'amorcent systématiquement aux replis créés par le FT.
- Des fissures secondaires sont observées dans la région très écrouie et la région contenant une proportion plus élevée de phase sigma.

Globalement, dans les conditions actuelles, le FP et le FT ne permettent pas une augmentation de la durée de vie en fatigue des ÉRIPs par comparaison aux techniques coupantes.

8.3 Recommandations et travaux futurs

Bien que les résultats escomptés ne soient pas atteints avec le FP et le FT dans les conditions présentes, ces techniques ne doivent pas pour autant être écartées, mais plutôt exploitées dans un autre contexte.

Notamment, il est essentiel d'explorer les contraintes résiduelles dues au FP afin de mieux comprendre leur impact sur les propriétés mécaniques des matériaux et leur durée de vie en fatigue. Aussi, l'étude de la présence de la phase sigma dû au FP peut être menée afin de quantifier plus précisément sa présence en fonction des conditions choisies. En outre, ces techniques peuvent être essayées sur un matériau moins sensible que le 316L aux phases fragiles.

De plus, des relevés de puissance plus complets peuvent être menés afin de mettre en place une analyse de cycle de vie des techniques de perçage et taraudages complètes.

RÉFÉRENCES

- [1] AO Foundation, « AO Foundation ». [En ligne]. Disponible sur: <https://surgeryreference.aofoundation.org/>
- [2] C. Kanchanomai, V. Phiphobmongkol, et P. Muanjan, « Fatigue failure of an orthopedic implant – A locking compression plate », *Eng. Fail. Anal.*, vol. 15, n° 5, p. 521-530, juill. 2008, doi: 10.1016/j.engfailanal.2007.04.001.
- [3] C. Sommer, E. Gautier, M. Müller, D. L. Helfet, et M. Wagner, « First clinical results of the Locking Compression Plate (LCP) », *Injury*, vol. 34, p. 43-54, nov. 2003, doi: 10.1016/j.injury.2003.09.024.
- [4] B. Gervais, A. Vadean, M. Raison, et M. Brochu, « Failure analysis of a 316L stainless steel femoral orthopedic implant », *Case Stud. Eng. Fail. Anal.*, vol. 5-6, p. 30-38, avr. 2016, doi: 10.1016/j.csefa.2015.12.001.
- [5] M. A. Mechter, M. Gadour, L. Romain, et M. Brochu, « Microstructural and fatigue characterization of 316L stainless steel subjected to friction drilling and tapping », *Eng. Fail. Anal.*, juill. 2024, doi: 10.1016/j.engfailanal.2024.108730.
- [6] Nick Ysidron, « Types of Automotive Fasteners Explained ». Consulté le: 6 juin 2024. [En ligne]. Disponible sur: <https://www.fictiv.com/articles/types-of-automotive-fasteners-explained>
- [7] INRS, « Fluides de coupe », Santé et sécurité au travail. [En ligne]. Disponible sur: <https://www.inrs.fr/risques/fluides-coupe/ce-qu-il-faut-retenir.html>
- [8] N. A. Bassiouny, M. Al-Makky, et H. Youssef, « Parameters affecting the quality of friction drilled holes and formed thread in austenitic stainless steel AISI 304 », *Int. J. Adv. Manuf. Technol.*, vol. 125, n° 3-4, p. 1493-1509, mars 2023, doi: 10.1007/s00170-022-10788-x.
- [9] G. Urbikain, J. M. Perez, L. N. López De Lacalle, et A. Andueza, « Combination of friction drilling and form tapping processes on dissimilar materials for making nutless joints », *Proc. Inst. Mech. Eng. Part B J. Eng. Manuf.*, vol. 232, n° 6, p. 1007-1020, mai 2018, doi: 10.1177/0954405416661002.
- [10] O. Pereira, G. Urbikain, A. Rodríguez, A. Calleja, I. Ayesta, et L. N. López De Lacalle, « Process performance and life cycle assessment of friction drilling on dual-phase steel », *J. Clean. Prod.*, vol. 213, p. 1147-1156, mars 2019, doi: 10.1016/j.jclepro.2018.12.250.
- [11] « Formdrill ». [En ligne]. Disponible sur: <https://www.formdrill.com/>
- [12] G. Fromentin, G. Poulachon, A. Moisan, B. Julien, et J. Giessler, « Precision and surface integrity of threads obtained by form tapping », *CIRP Ann.*, vol. 54, n° 1, p. 519-522, 2005, doi: doi.org/10.1016/S0007-8506(07)60159-0.
- [13] K.-Y. Su, T. Welo, et J. Wang, « Improving Friction Drilling and Joining through Controlled Material Flow », *Procedia Manuf.*, vol. 26, p. 663-670, 2018, doi: 10.1016/j.promfg.2018.07.077.
- [14] H.-M. Chow, S.-M. Lee, et L.-D. Yang, « Machining characteristic study of friction drilling on AISI 304 stainless steel », *J. Mater. Process. Technol.*, vol. 207, n° 1-3, p. 180-186, oct. 2008, doi: 10.1016/j.jmatprotec.2007.12.064.

- [15] S. A. El-Bahloul, H. E. El-Shourbagy, A. M. El-Bahloul, et T. T. El-Midany, « Experimental and Thermo-Mechanical Modeling Optimization of Thermal Friction Drilling for AISI 304 Stainless steel », *CIRP J. Manuf. Sci. Technol.*, vol. 20, p. 84-92, janv. 2018, doi: 10.1016/j.cirpj.2017.10.001.
- [16] M. T. Kaya, A. Aktas, B. Beylergil, et H. K. Akyildiz, « An experimental study on friction drilling of ST12 steel », *Trans. Can. Soc. Mech. Eng.*, p. No.3, 2014.
- [17] S. Dehghan, M. I. S. B. Ismail, M. K. A. B. M. Ariffin, et B. T. H. T. B. Baharudin, « Friction Drilling of Difficult-to-Machine Materials: Workpiece Microstructural Alterations and Tool Wear », *Metals*, vol. 9, n° 9, p. 945, août 2019, doi: 10.3390/met9090945.
- [18] S. M. Lee, H. M. Chow, F. Y. Huang, et B. H. Yan, « Friction drilling of austenitic stainless steel by uncoated and PVD AlCrN- and TiAlN-coated tungsten carbide tools », *Int. J. Mach. Tools Manuf.*, vol. 49, n° 1, p. 81-88, janv. 2009, doi: 10.1016/j.ijmachtools.2008.07.012.
- [19] L. D. Dias, L. C. Brandão, S. L. M. Ribeiro Filho, et R. T. Coelho, « Processing of Threads on a Magnesium Alloy Using a Special Process », *Mater. Manuf. Process.*, vol. 29, n° 6, p. 748-753, juin 2014, doi: 10.1080/10426914.2014.901533.
- [20] Q. He, Y. Jiang, X. Jing, Y. Jiang, H. Zhou, et B. Fu, « Research and Optimization of Process Parameters for Internal Thread Forming Based on Numerical Simulation and Experimental Analysis », *Materials*, vol. 15, n° 9, p. 3160, avr. 2022, doi: 10.3390/ma15093160.
- [21] N. Felinks, T. Overberg, Y. Sarafray, F. Walther, et D. Biermann, « Adapted Process Strategies in Front Face Flow Drilling and Thread Forming of Lightweight Casting Materials », *Procedia CIRP*, vol. 103, p. 213-218, 2021, doi: 10.1016/j.procir.2021.10.034.
- [22] A. Eliseev et E. Kolubaev, « Friction drilling: a review », *Int. J. Adv. Manuf. Technol.*, vol. 116, n° 5, p. 1391-1409, sept. 2021, doi: 10.1007/s00170-021-07544-y.
- [23] C. Warrington, S. Kapoor, et R. DeVor, « Experimental Investigation of Thread Formation in Form Tapping », *J. Manuf. Sci. Eng.*, vol. 127, n° 4, p. 829-836, nov. 2005, doi: 10.1115/1.1951784.
- [24] M. Schäfer, « Analyse und Beschreibung des Innengewindefertigungsverfahrens Gewindefurchen auf Basis eines Modellversuchs », Université de Cassel, 2003. [En ligne]. Disponible sur: https://www.researchgate.net/publication/36409254_Analyse_und_Beschreibung_des_Innengewindefertigungsverfahrens_Gewindefurchen_auf_Basis_eines_Modellversuchs
- [25] X. Chen, H. Hou, L. Wu, T. Huang, M. Mei, et Y. Zhao, « Research on metal flow law and strengthening mechanism of cold extrusion internal thread », *J. Braz. Soc. Mech. Sci. Eng.*, vol. 44, n° 3, p. 109, mars 2022, doi: 10.1007/s40430-022-03418-w.
- [26] M. Armentia, M. Abasolo, I. Coria, J. Albizuri, et J. Aguirrebeitia, « Fatigue performance of prosthetic screws used in dental implant restorations: Rolled versus cut threads », *J. Prosthet. Dent.*, vol. 126, n° 3, p. 406.e1-406.e8, sept. 2021, doi: 10.1016/j.prosdent.2021.06.035.
- [27] M. Hietala, M. Keskitalo, A. Järvenpää, et K. Mäntyjärvi, « Mechanical testing of friction drilled and form tapped bolt joints for abrasion resistant steel applications », présenté à Proceedings of the 22nd International ESAForm Conference on material forming 2019, Vitoria-Gasteiz, Spain, 2019, p. 050025. doi: 10.1063/1.5112589.

- [28] H. Wu *et al.*, « Thread-stripping test procedures leading to factors of safety data for friction-drilled holes in thin-section aluminium alloy », *Thin-Walled Struct.*, vol. 163, p. 107653, juin 2021, doi: 10.1016/j.tws.2021.107653.
- [29] Fastenal, « Screw Thread Design », Fastenal. [En ligne]. Disponible sur: <https://www.fastenal.com/fast/services-and-solutions/engineering/screw-thread-design>
- [30] H. Soyama, C. R. Chighizola, et M. R. Hill, « Effect of compressive residual stress introduced by cavitation peening and shot peening on the improvement of fatigue strength of stainless steel », *J. Mater. Process. Technol.*, vol. 288, p. 116877, févr. 2021, doi: 10.1016/j.jmatprotec.2020.116877.
- [31] E. Maleki, O. Unal, M. Guagliano, et S. Bagherifard, « Analysing the Fatigue Behaviour and Residual Stress Relaxation of Gradient Nano-Structured 316L Steel Subjected to the Shot Peening via Deep Learning Approach », *Met. Mater. Int.*, vol. 28, n° 1, p. 112-131, janv. 2022, doi: 10.1007/s12540-021-00995-8.
- [32] Anica Steel, « Acier Anica Steel ». [En ligne]. Disponible sur: <https://www.acieranicasteel.com>
- [33] J.-P. Bailon et J.-M. Dorlot, « Des matériaux. Chapitre 6 : modifications des propriétés mécaniques. Chapitre 10 : alliages à base de fer. », in *Des Matériaux*, Troisième édition., Polytechnique Montréal, 2007.
- [34] M. Poulain, « Etude expérimentale du comportement thermochimique des fluides géothermaux et des corrosions induites », Université de Pau, 2019. [En ligne]. Disponible sur: <https://theses.hal.science/tel-02470777>
- [35] DePuySynthes, « Large Fragment Locking Compression Plate ». 2003. Consulté le: 17 juin 2024. [En ligne]. Disponible sur: <http://synthes.vo.llnwd.net/o16/LLNWMB8/US%20Mobile/Synthes%20North%20America/Product%20Support%20Materials/Technique%20Guides/DSUSTRM09161038%20Rev%20C.pdf>
- [36] J. Y. Zhang *et al.*, « Locking Hole Inserts: Effect of Insertion Torque on Fatigue Performance and Insert Loosening in Locking Plates », *J. Orthop. Trauma*, vol. 33, n° 3, p. 120-124, mars 2019, doi: 10.1097/BOT.0000000000001387.
- [37] « ASTM E3-11(2017) Standard Guide for Preparation of Metallographic Specimens ». [En ligne]. Disponible sur: <https://www.astm.org/e0003-11r17.html>
- [38] Struers, *Metalog Guide*, Struers A/S. Struers, 2022. [En ligne]. Disponible sur: <https://www.struers.com/fr-FR/Knowledge/Grinding-and-polishing#>
- [39] « ASTM E407-23 (2023) Standard Practice for Microetching Metals and Alloys ». 2023. [En ligne]. Disponible sur: <https://www.astm.org/e0407-23.html>
- [40] « ASTM E384-22 (2022) Standard Test Method for Microindentation Hardness of Materials ». [En ligne]. Disponible sur: <https://www.astm.org/e0384-22.html>
- [41] A. Lacombe, « Influence du procédé de perçage sur l'intégrité de surface et la tenue en fatigue de pièces percées en AA2024-T351 », Université de Toulouse, 2021. [En ligne]. Disponible sur: <https://theses.hal.science/tel-03208811/document>

- [42] M. Kerkhofs, M. Van Stappen, M. D'Olieslaeger, C. Quaeys, et L. M. Stals, « The performance of (Ti, Al)N-coated flowdrills. », *Surf. Coat. Technol.*, p. 741-746, 1994, doi: 10.1016/0257-8972(94)90247-X.
- [43] S. Dehghan, M. I. S. Ismail, M. K. A. Ariffin, et B. T. H. T. Baharudin, « Measurement and analysis of thrust force and torque in friction drilling of difficult-to-machine materials », *Int. J. Adv. Manuf. Technol.*, vol. 105, n° 7-8, p. 2749-2769, déc. 2019, doi: 10.1007/s00170-019-04428-0.
- [44] P. S. Sahoo, A. Meher, M. M. Mahapatra, et P. R. Vundavilli, « Understanding the Fabrication of Ultrafine Grains Through Severe Plastic Deformation Techniques: An Overview », *JOM*, vol. 74, n° 10, p. 3887-3909, oct. 2022, doi: 10.1007/s11837-022-05442-6.
- [45] H. Ueno, K. Kakihata, Y. Kaneko, S. Hashimoto, et A. Vinogradov, « Enhanced fatigue properties of nanostructured austenitic SUS 316L stainless steel », *Acta Mater.*, vol. 59, n° 18, p. 7060-7069, oct. 2011, doi: 10.1016/j.actamat.2011.07.061.
- [46] « ASTM F382-17 (2017) Standard Specification and Test Method for Metallic Bone Plates ». [En ligne]. Disponible sur: <https://www.astm.org/f0382-17.html>
- [47] C.-C. Hsieh et W. Wu, « Overview of Intermetallic Sigma (σ) Phase Precipitation in Stainless Steels », *ISRN Metall.*, vol. 2012, p. 1-16, mars 2012, doi: 10.5402/2012/732471.
- [48] « ASTM A240-23 (2023) Standard Specification for Chromium and Chromium-Nickel Stainless Steel Plate, Sheet, and Strip for Pressure Vessels and for General Applications ». [En ligne]. Disponible sur: https://www.astm.org/a0240_a0240m-24.html
- [49] « ASTM E8/E8M-24 (2024) Standard Test Methods for Tension Testing of Metallic Materials ». [En ligne]. Disponible sur: https://www.astm.org/e0008_e0008m-24.html
- [50] « ASTM E739-23 (2023) Statistical Analysis of Linear or Linearized Stress-Life (S-N) and Strain-Life (ϵ -N) Fatigue Data ». [En ligne]. Disponible sur: <https://www.astm.org/e0739-23.html>
- [51] T. Yamagishi, M. Akita, M. Nakajima, Y. Uematsu, et K. Tokaji, « Effect of σ -phase embrittlement on fatigue behaviour in high-chromium ferritic stainless steel », *Procedia Eng.*, vol. 2, n° 1, p. 275-281, avr. 2010, doi: 10.1016/j.proeng.2010.03.030.

ANNEXE A PRÉPARATION DES ÉPROUVETTES

A.1 Relevés des efforts

Les courbes de la force et du couple pour l'opération de FP et de FT, présentées aux Figure 2.3 et Figure 2.9 respectivement, sont calculées grâce aux relevés effectués avec la platine Kistler. Elle est positionnée sous le montage présenté à la Figure A.1.1, et est composée de quatre capteurs piézoélectriques produisant une charge électrique proportionnelle à la contrainte mécanique à laquelle ils sont soumis. Le signal obtenu est amplifié puis converti afin d'obtenir la charge mécanique appliquée selon les Équation A.1.1 à A.1.4.

$$(\text{Équation A.1.1}) F_x = F_{x1+2} + F_{x3+4}$$

$$(\text{Équation A.1.2}) F_y = F_{y1+4} + F_{y2+3}$$

$$(\text{Équation A.1.3}) F_z = F_{z1} + F_{z2} + F_{z3} + F_{z4}$$

$$(\text{Équation A.1.4}) T_z = -b_1 F_{x1+2} + b_2 F_{x3+4} + a_1 F_{y1+4} - a_2 F_{y2+3}$$

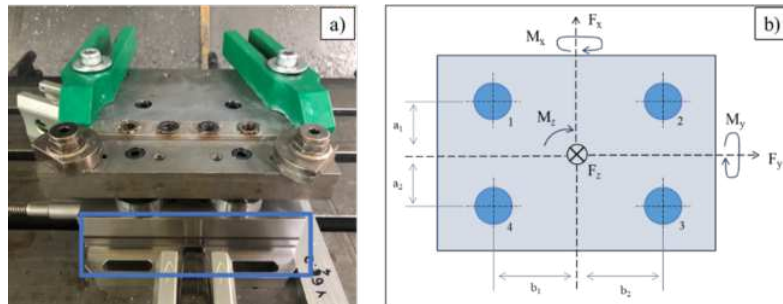


Figure A.1.1 : Platine Kistler installée sur le montage : a) photographie du montage ou le rectangle bleu identifie la platine et b) schéma de la platine permettant de récupérer la force et le couple lors de l'opération

A.2 Calcul de la puissance et de l'énergie

Les Figure 2.3 et Figure 2.9 présentent également une courbe de la puissance active lors d'un FP et d'un FT respectivement. Elles sont calculées avec les relevés de courant et de tension réalisés avec l'énergimètre Fluke 434 série II dont la prise de mesure est directe sur l'interrupteur général pour de prendre en compte tous les éléments qui assurent le fonctionnement général de la machine. Il s'agit d'une machine triphasée équilibrée en montage étoile. La puissance active est calculée

suitant l'Équation A.2.1 où U est la tension efficace, I le courant efficace et $\cos(\varphi)$ le facteur de forme.

$$(Équation A.2.1) P_{active_{calculée}} = \sqrt{3}UI\cos(\varphi) \text{ avec } \cos(\varphi) = \frac{P_{active_machine}}{P_{apparente_machine}}$$

A.3 Conditions du fournisseur pour le FP et le FT

Ces trois figures sont extraites du catalogue donné par Formdrill [11] lors de l'achat des outils. Les conditions du projet sont encadrées en bleu.

Métrique Fin	
M6X0.75	5.6
M6X0.5	5.8
M8X1.0	7.5
M8X0.75	7.6
M10X1.25	9.3
M10X1.0	9.5
M12X1.5	11.2
M12X1.0	11.5
M16X1.5	15.2
M16X1.0	15.5
M18X1.5	17.2

Formdrill		COURT	COURT/PLAT	LONG	LONG/PLAT
diamètre	Correspondance				
(mm.)	taraudage	ép. max en mm	ép. max en mm	ép. max en mm	ép. max en mm
2,7	M3	1.5	2.0	2.5	3.0
3,7	M4	1.5	2.0	2.5	4.0
4,5	M5	2.0	2.5	2.5	4.0
5,3	M6	2.0	2.5	3.0	4.0
6.0 - 6.9		2.5	3.0	3.5	5.0
7,3	M8	2.5	3.0	4.0	6.0
8.0 - 8.9		3.0	4.0	4.5	6.0
9,2	M10	3.0	4.0	5.0	6.0
10,9	M12	3.0	4.0	6.0	7.0

Figure A.3.1 : Diamètres de fluoperçage en fonction du diamètre de trou taraudé voulu

Figure A.3.2 : Épaisseur de matière maximum fluoperçable en fonction de l'outil utilisé

Ø Formdrill (en mm)	soit Ø de taraudage	Acier	Inox	Aluminium	Puissance moteur	exemples temps de cycle pur dans acier 2 mm
		Vitesse Rpm	Vitesse Rpm	Vitesse Rpm	(kW/HP)	
2,7		2700-3300	2300-2900	5000-6000	0,8 / 1,07	<2 sec
3,7	M4	2700-3300	2300-2900	5000-6000	0,8 / 1,07	<2 sec
4,5	M5	2500-3100	2200-2800	5000-6000	1,0 / 1,35	<2 sec
5,3	M6	2500-3100	2200-2800	5000-6000	1,0 / 1,35	<2 sec
6		2500-3100	2200-2800	5000-6000	1,2 / 1,60	
7,3	M8	2200-2800	1800-2400	4000-5000	1,5 / 2,00	2 sec
8,7	3/8-16 UNC	2200-2800	1800-2400	4000-5000	1,5 / 2,00	
9,2	M10 - 1/8" BSP	1900-2500	1600-2200	4000-5000	1,8 / 2,40	3 sec
10,9	M12	1700-2300	1500-2100	3000-4500	2,0 / 2,70	4 sec
11,2	M12x1	1700-2300	1500-2100	3000-4500	2,0 / 2,70	
12,4	1/4"	1700-2300	1500-2100	3000-4500	2,0 / 2,70	4,5 sec
13	M14	1500-2100	1300-1900	3000-4000	2,2 / 2,95	5 sec
14,8	M16	1300-1900	1100-1700	3000-4000	2,5 / 3,35	7 sec
15,9	3/8"	1200-1800	1050-1650	2000-4000	2,5 / 3,35	6,5 sec
16,7	M18x2.5	1200-1800	1050-1650	2000-4000	2,5 / 3,35	7 sec
17,2	M18x1.5	1200-1800	1050-1650	2000-4000	3,0 / 4,05	
18,7	M20	1000-1400	900-1300	2000-3000	3,0 / 4,05	8 sec
19,9	1/2"	800-1200	700-1100		3,0 / 4,05	10 sec
20		800-1200	700-1100		3,0 / 4,05	
21		800-1200	700-1100		3,5 / 4,70	
22		800-1200	700-1100		3,5 / 4,70	
23		700-1100	650-1050		3,8 / 5,10	
24		700-1100	650-1050		4,0 / 5,37	
25,4	3/4"	700-1100	600-1000		4,0 / 5,37	13 sec

Tous les chiffres mentionnés sont donnés à titre indicatif, ils peuvent varier en fonction de l'épaisseur de la matière, de l'application.

Figure A.3.3 : Vitesse de rotation de la broche en fonction du diamètre de l'outil de fluoperçage et du matériau utilisé

A.4 Mesure de la température au cours du fluoperçage

Les mesures de température sont réalisées avec un thermocouple de type J dont les caractéristiques sont présentées au Tableau A.4.

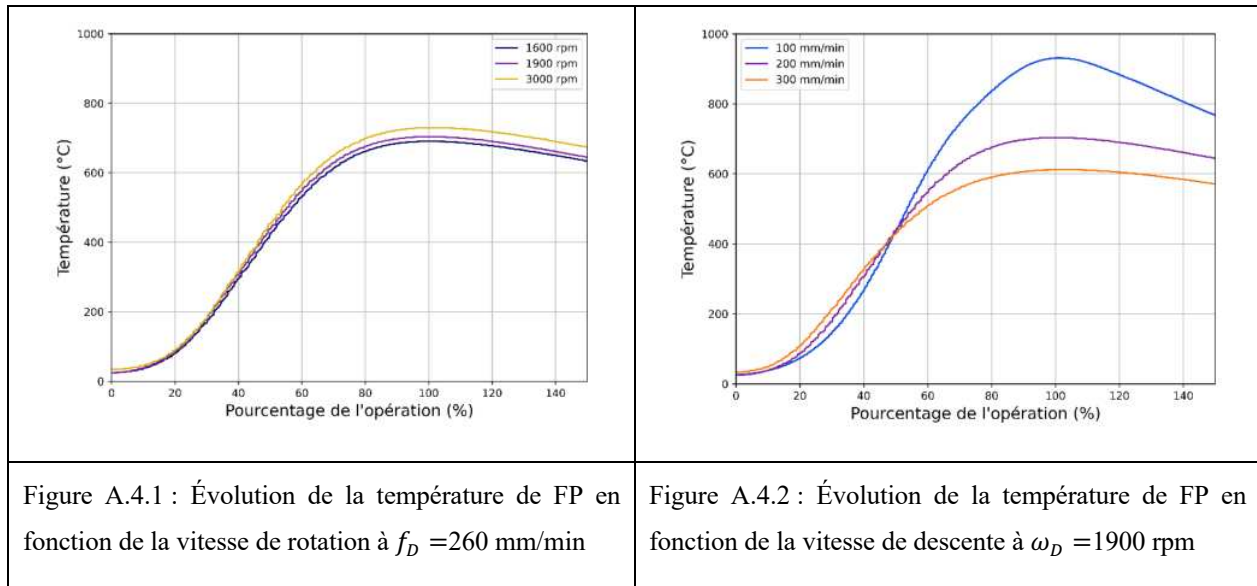
Tableau A.4 : Caractéristiques du thermocouple de type J utilisé

Type	Matériau (+)	Matériau 2 (-)	Gamme de température	Coefficient Seebeck ((V/°C)
J	Fer	Constantan	De 0 à 760°C	50,38 à 0°C

La conversion de la tension obtenue en température est réalisée selon l'Équation A.4.1 dont les coefficients sont : $c_0 = 0, c_1 = 19.78425, c_2 = -2.001204 \times 10^{-1}, c_3 = 1.036969 \times 10^{-2}, c_4 = -2.549687 \times 10^{-4}, c_5 = 3.5851530 \times 10^{-6}, c_6 = -5.344285 \times 10^{-8}$ et $c_7 = 5.09989 \times 10^{-10}$.

$$(\text{Équation A.4.1}) T = c_0 + c_1 x + c_2 x^2 + c_3 x^3 + \dots + c_n x^n$$

Les valeurs de la température maximale atteinte présentée à la Figure 5.19 sont issues des relevés de température obtenus. Ils sont présentés à la Figure A.2.1 et Figure A.2.2.



ANNEXE B AMÉLIORATION DE LA QUALITÉ DES TROUS TARAUDÉS

B.1 Test ANOVA à un facteur pour la mesure des profondeurs et rayons des replis en sommet de filets FT

La méthode ANOVA est celle utilisée pour évaluer les dépendances statistiquement significatives entre la microdureté et les conditions essayées. Les valeurs seuils sont selon la distribution de Fisher avec un risque de $\alpha=5\%$. L'hypothèse (H_0) suppose que « la vitesse et la microdureté sont indépendantes » et (H_1) suppose que « la vitesse et la microdureté sont dépendantes ». Le calcul des variances est réalisé pour chaque distance donnée, pour laquelle il y a deux ou trois répétitions. Le calcul est réalisé selon les Équation B.1.1 à Équation B.1.4 avec k correspondant aux facteurs et n aux nombres de données pour chaque facteur.

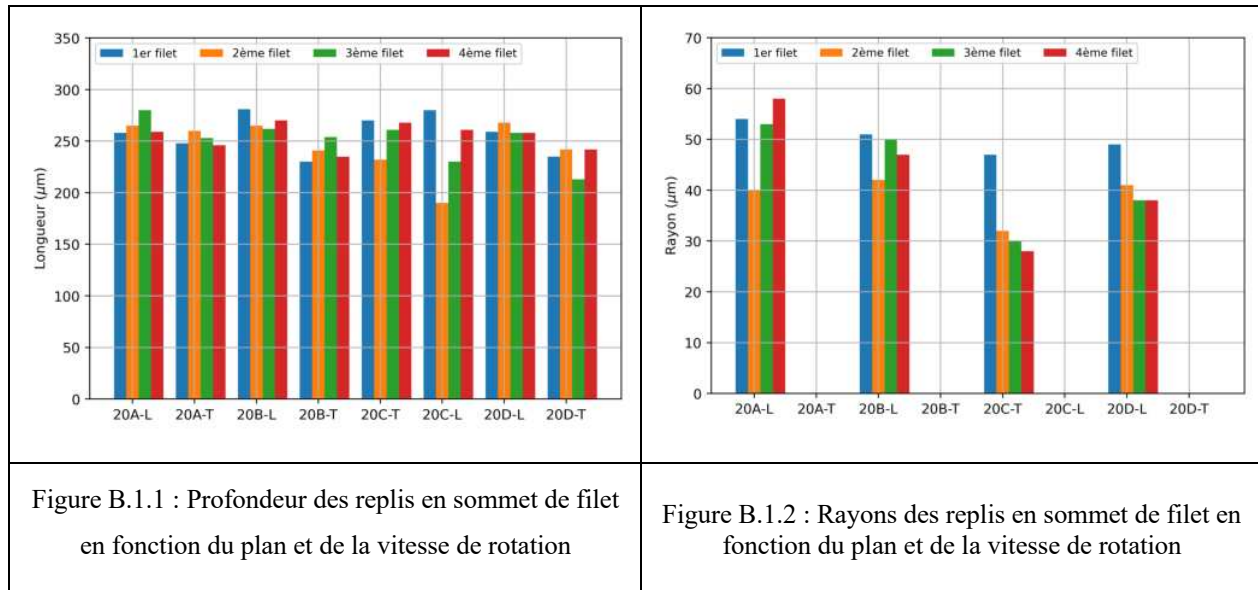
Dispersion totale : (Équation B.1.1) $SCT = \frac{1}{N} \sum_{i=1}^k \sum_{j=1}^{n_j} (y_{ij} - \bar{y})^2$

Décomposition de la dispersion totale : (Équation B.1.2) $SCF = \sum_{i=1}^k n_i (\bar{y}_i - \bar{y})^2$ et $SCR = SCT - SCF = \sum_{i=1}^k \sum_{j=1}^{n_j} (y_{ij} - \bar{y}_i)^2$

Variances des deux variations : (Équation B.1.3) $V_{factorielle} = \frac{SCF}{(k-1)}$ et $V_{résiduelle} = \frac{SCR}{(N-k)}$

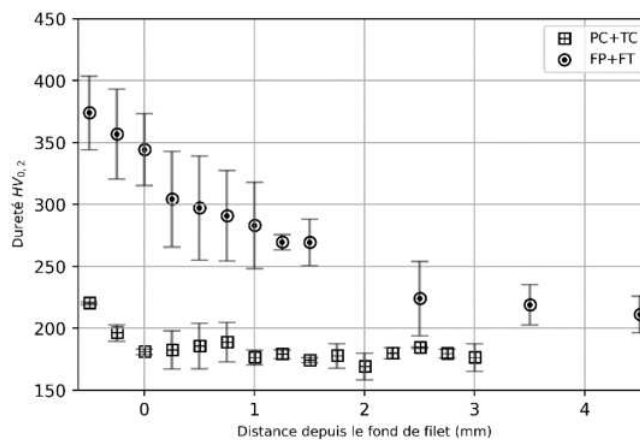
Test statistique : (Équation B.1.4) si $F_{calcul} = \frac{V_{factorielle}}{V_{résiduelle}} > F_{(k-1, N-k)}$ alors l'hypothèse (H_0) est rejetée.

Les diagrammes présentés à la Figure 5.10.a et Figure 5.10.b sont issus des valeurs brutes obtenues et regroupées à la Figure B.1.1 et Figure B.1.2. Le numéro et la lettre correspondent à l'échantillon et l'emplacement du trou étudié, la seconde lettre après le tiret correspond au plan d'observation.



B.2 Microdureté des différentes conditions

À la section 5.3 du mémoire, les résultats concernant la microdureté sont présentés en écart relatif avec la valeur de matériau de base local pour faciliter les comparaisons. Voici les valeurs de microdureté Vickers en fonction de la distance de mesure avant analyse en termes d'écart.



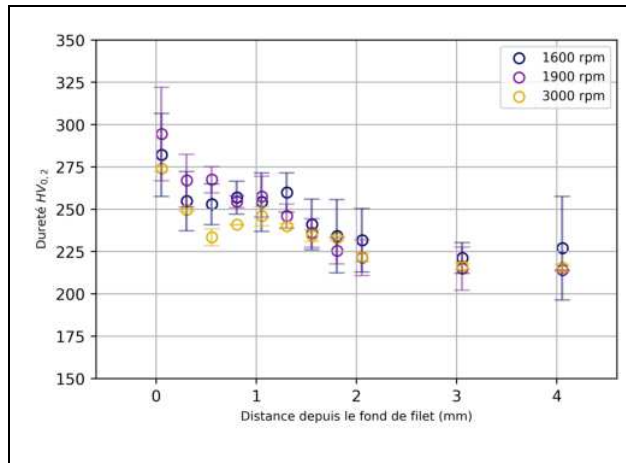


Figure B.2.2 : Moyenne des profils de microdureté en fonction de la vitesse de rotation de FP à $f_D=260$ mm/min, graphique de microdureté correspondant à la Figure 5.15

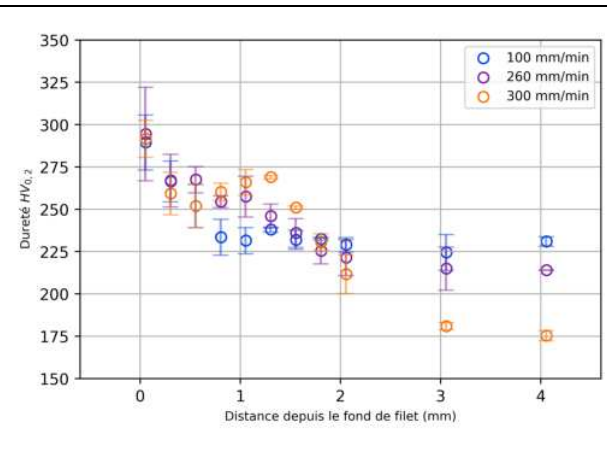


Figure B.2.3 : Moyenne des profils de microdureté en fonction de la vitesse de descente de FP à $\omega_D=1900$ rpm, graphique de microdureté correspondant à la Figure 5.16

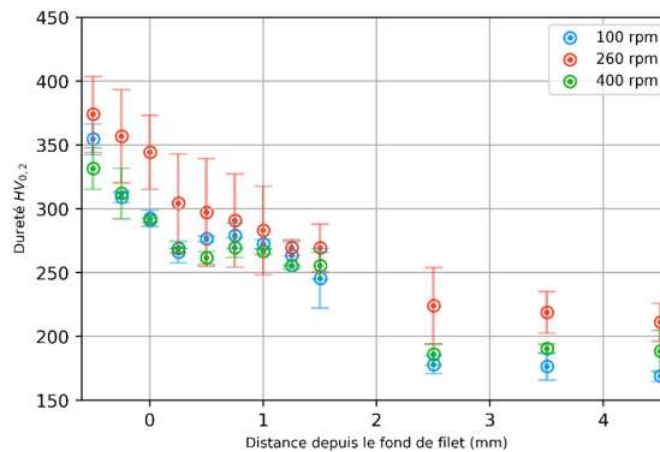


Figure B.2.4 : Évolution de la microdureté en fonction de la vitesse de rotation utilisée en FT, graphique de microdureté correspondant à la Figure 5.17

B.3 Micrographies des zones ultrafines

Les valeurs présentées à la Figure 5.19.c sont mesurées sur avec les micrographies présentées à la Figure B.3.1 puis arrondies à la dizaine supérieure.

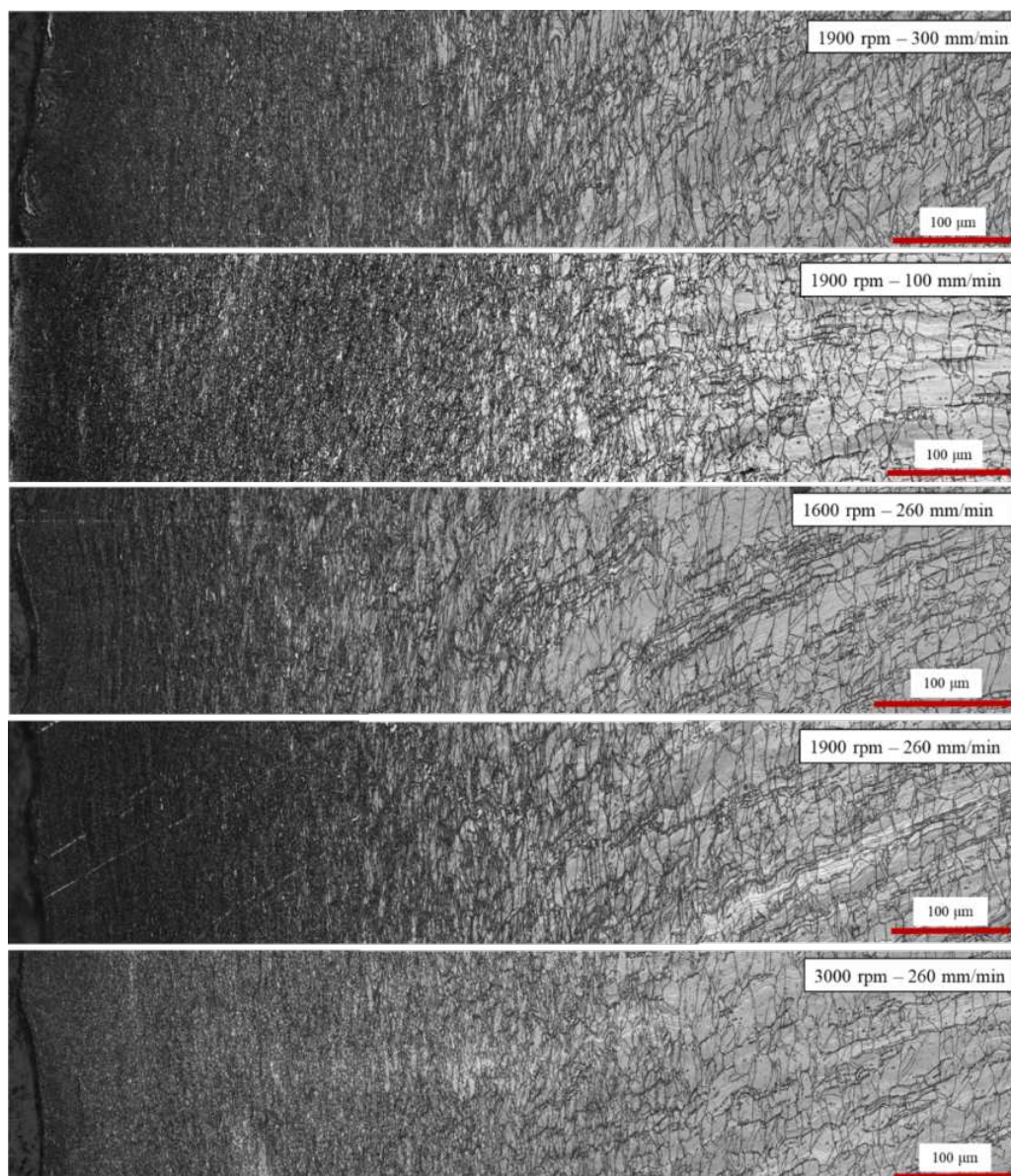


Figure B.3.1 : Microstructures observées au microscope optique après une attaque électro chimique des zones ultrafines des échantillons FP en fonction des trois vitesses de rotation et des trois vitesses de descente essayées

ANNEXE C COMPORTEMENT EN FATIGUE

The following Table C.8.1, Table C.8.2 and Table C.8.3 provide a classification of initiation sites based on the batch and the number of cycles to failure of each specimen at the three stress levels. Crack initiations are classified along different types: the crack propagates in an unformed crest (A), in a torn crest (B), at the root of partially formed thread (C), at the folds of a fully formed thread (D), or on the flank of a thread (E). The presence of material fold in the FT specimens is indicated by an “F” in the notation. Considering the theoretical distance between two consecutive roots and the measured distance between tension face and the first root, the thread formation percentage is evaluated.

Table C.8.1: Classification of initiation sites for F_{max} equals to 50% of F_{yield}

Number of cycles to failure ↓	$F_{yield} \cdot 50\%$		CD+FT			FD+CT			CD+CT			FD+FT			
	N_f min. ($\times 10^5$)	N_f max. ($\times 10^5$)	N_f ($\times 10^5$)	Site type	Thread (%)	N_f ($\times 10^5$)	Site type	Thread (%)	N_f ($\times 10^5$)	Site type	Thread (%)	N_f ($\times 10^5$)	Site	Thread (%)	
	0.9	2.5										2,21E+05	Df	74	
	2.5	3.0	2.53	Af	52							2,63E+05	Af	58	
			2.67	Af	40										
	3.0	3.5	3.28	Af	44										
	3.5	4.0	3.89	Af	49										
			3.965	Af	46										
	4.0	4.5	4.16	Af	46										
			4.36	Bf	40										
	4.5	5.0				A	4.56	A	36				4.93	Af	52
			4.67	Af	46	5.50	A	39							
	5.0	5.5													
	5.5	6.0							5.68	E	38				
	6.0	6.5							6.32	C	11				
	6.5	7.0													
	7.0	7.5										7.04	Df	72	
7.5	10										9.07	C	24		
10	20										1.04	C	32		
											20	runout			
Number of runouts			0			3			4			1			

Table C.8.2: Classification of initiation sites for F_{max} equals to 60% of F_{yield}

$F_{yield} \cdot 60\%$		CD+FT			FD+CT			CD+CT			FD+FT		
$Nf \text{ min.}$ ($\times 10^5$)	$Nf \text{ max.}$ ($\times 10^5$)	Nf ($\times 10^5$)	Site type	Thread (%)	Nf ($\times 10^5$)	Site type	Thread (%)	Nf ($\times 10^5$)	Site type	Thread (%)	Nf ($\times 10^5$)	Site type	Thread (%)
0.9	1.0												
1.0	1.5	1.42	Bf	90									
		1.58	Af	48	1.53	A	38						
		1.65	Df	95									
1.5	2.0	1.70	Df	94							1.73	Af	39
		1.97	Df	90									
		2.13	Df	94									
2.0	2.5	2.27	Bf	94				2.21	C	44			
					2.55	A	35						
2.5	3.0				2.62	A	43				2.55	Df	87
		2.71	A	96	2.73	A	24						
3.0	3.5				3.33	A	43				3.29	Df	78
					3.68	A	42	3.58	A	62			
3.5	4.0							3.90	A	48			
								3.98	A	48			
4.0	4.5				4.14	C	14						
4.5	5.0				4.47	C	6	4.59	A	27	4.94	Df	72
5.0	10.0							5.09	C	24	7.96	C	90
Number of runouts		0			0			0			0		

Table C.8.3: Classification of initiation sites for F_{max} equals to 75% of F_{yield}

$F_{yield} \cdot 75\%$		CD+FT			FD+CT			CD+CT			FD+FT		
$Nf \text{ min.}$ ($\times 10^5$)	$Nf \text{ max.}$ ($\times 10^5$)	Nf ($\times 10^5$)	Site type	Thread (%)	Nf ($\times 10^5$)	Site type	Thread (%)	Nf ($\times 10^5$)	Site type	Thread (%)	Nf ($\times 10^5$)	Site type	Thread (%)
0.9	1.0	9.34	Bf	90							1.01	Af	17
		1.09	Cf	10	1.09	D	46	1.03	C	30	1.12	Af	30
		1.10	Af	7							1.12	Af	61
1.0	1.2	1.17	Af	43							1.14	Af	48
		1.17	Bf	96									
					1.28	A	37						
					1.34	A	36						
1.2	1.4	1.22	Af	45	1.38	B	10	1.35	C	39			
					1.38	A	40						
					1.45	D	41						
1.4	1.8	1.69	Df	52	1.69	A	38	1.75	C	55			
		1.69	Bf	46	1.71	A	36	1.99	C	30			
1.8	10.0							2.09	D	74			
Number of runouts		0			0			0			0		