



Influence du procédé de perçage sur l'intégrité de surface et la tenue en fatigue de pièces percées en AA2024-T351

Alexandra Lacombe

► To cite this version:

Alexandra Lacombe. Influence du procédé de perçage sur l'intégrité de surface et la tenue en fatigue de pièces percées en AA2024-T351. Mécanique des matériaux [physics.class-ph]. Université Paul Sabatier - Toulouse III, 2021. Français. NNT : 2021TOU30001 . tel-03208811

HAL Id: tel-03208811

<https://theses.hal.science/tel-03208811>

Submitted on 26 Apr 2021

HAL is a multi-disciplinary open access archive for the deposit and dissemination of scientific research documents, whether they are published or not. The documents may come from teaching and research institutions in France or abroad, or from public or private research centers.

L'archive ouverte pluridisciplinaire **HAL**, est destinée au dépôt et à la diffusion de documents scientifiques de niveau recherche, publiés ou non, émanant des établissements d'enseignement et de recherche français ou étrangers, des laboratoires publics ou privés.



Université
de Toulouse

THÈSE

En vue de l'obtention du

DOCTORAT DE L'UNIVERSITÉ DE TOULOUSE

Délivré par : *l'Université Toulouse 3 Paul Sabatier (UT3 Paul Sabatier)*

Présentée et soutenue par :

Alexandra LACOMBE

Le : Mardi 12 janvier 2021

**Influence du procédé de perçage sur l'intégrité de surface et la tenue en
fatigue de pièces percées en AA2024-T351**

JURY

LAURENT TABOUROT	Professeur, Université Savoie Mont-Blanc	Rapporteur
JOËL RECH	Professeur, Ecole Centrale de Lyon - ENISE	Rapporteur
EMMANUELLE ROUHAUD	Professeur, Université de Technologie de Troyes	Examinatrice
CATHERINE MABRU	Professeur, ISAE-SUPAERO	Examineur
YANN LANDON	Professeur, UT3 Paul Sabatier	Directeur de thèse
MANUEL PAREDES	Professeur, INSA Toulouse	Co-directeur de thèse
CLÉMENT CHIROL	Ingénieur Expert Assemblage, AIRBUS France	Invité

École doctorale et spécialité :

MEGEP : Génie mécanique, mécanique des matériaux

Unité de Recherche :

Institut Clément Ader (UMR CNRS 5312)

Directeur(s) de Thèse :

Yann LANDON, Manuel PAREDES

Rapporteurs :

Laurent TABOUROT et Joël RECH

Remerciements

J'adresse mes remerciements à l'ensemble des membres du jury pour avoir accepté d'évaluer ces travaux de thèse. Je souhaite remercier premièrement Mme Emmanuelle ROUHAUD pour avoir présidé la soutenance. Je remercie également M Laurent TABOUROT et M Joël RECH, qui ont accepté de rapporter ces travaux de thèse, pour le temps consacré à la relecture et pour la qualité de leurs différentes remarques. Je remercie Mme Catherine MABRU pour sa participation au jury de la soutenance.

Je remercie également mes encadrants industriels (Airbus France), Clément et Audrey, pour l'expertise qu'ils ont apportée à ces travaux tout au long de la thèse.

Je tiens à remercier très chaleureusement mes directeurs de thèse, Yann et Manuel, pour tous leurs conseils et leurs nombreuses idées qui ont grandement contribué à l'avancée de ces travaux, pour les riches enseignements que j'ai pu tirer de nos échanges et enfin pour leur bonne humeur qui ont fait de cette thèse, trois années très agréables.

Mes remerciements vont aussi à tous les membres de l'ICA avec qui j'ai pu échanger au cours de ces années de thèse et qui m'ont apporté des conseils précieux ainsi que tous ceux qui m'ont apporté un soutien technique pour les essais. Je remercie tout particulièrement Abdallah pour tous les trous percés au cours de ces trois ans ! Je remercie également Véronique pour son aide notamment dans la préparation des échantillons et Arnaud (Centre de Microcaractérisation Raimond CASTAING) pour son aide pour les analyses MEB-EBSD.

Je tiens à remercier vivement mon collègue de bureau, Landry, pour tous ses conseils, toujours avisés, et pour tous les échanges qu'on a eu sur les problématiques communes qui se dégagent de nos thèses qui ont grandement participé à l'avancée de ces travaux.

Je remercie chaleureusement tous mes amis et collègues de l'ICA pour les très bons moments passés en leur compagnie et la super ambiance. Merci Adeline, Guillaume, Laure, Jim, Jenny, Adama, Ldjoudi, Sylvain, Louis, Hassan, Thibault, Tohme, Sylvio, Simon, Montassar...

Je remercie aussi tous mes amis depuis de longues années, pour leur soutien et leurs encouragements.

Mes remerciements vont aussi à ma famille sur qui j'ai toujours pu compter et qui m'a toujours encouragé.

Enfin, un grand merci à mon chéri, pour son immense soutien tout au long de la thèse et particulièrement au cours de la dernière année. Merci pour son support pendant les confinements, pour la relecture du manuscrit, pour les répétitions de la soutenance et pour les bons petits plats !

Table des matières

Remerciements.....	i
Table des matières	iii
Table des figures.....	vii
Liste des tableaux	xiii
Introduction générale.....	1
Chapitre 1. Etat de l'art.....	5
1.1 Objectifs.....	6
1.2 Généralités sur l'usinage de l'alliage d'aluminium 2024-T351.....	6
1.2.1 L'alliage d'aluminium 2024-T351	6
1.2.2 Usinabilité de l'AA2024-T351	9
1.3 L'opération de perçage	13
1.3.1 Cinématique des procédés de perçage axial et orbital	13
1.3.2 Outils et moyens de perçage	15
1.3.3 Phénomènes d'enlèvement de matière en perçage	18
1.3.4 Optimisation des conditions de coupe en perçage	21
1.3.5 Comparaison des deux procédés de perçage étudiés	23
1.4 Instrumentation, mesure et simulation de l'opération de perçage.....	25
1.4.1 Instrumentation de l'opération perçage	25
1.4.2 Mesures de la qualité du trou percé	29
1.4.3 Simulation de l'opération de perçage	36
1.5 Usinage, intégrité de surface et tenue en fatigue.....	42
1.5.1 Impact de l'intégrité de surface sur la tenue en fatigue d'alliages d'aluminium	43
1.5.2 Impact de l'opération de perçage sur l'intégrité de surface et la qualité du trou percé	47
1.6 Synthèse de l'étude bibliographique	50
Chapitre 2. Influence du procédé de perçage sur la tenue en fatigue de la pièce percée.....	53
2.1 Objectifs.....	54
2.2 Matrice d'essais et éprouvettes	54
2.2.1 Matrice d'essais	54

2.2.2	Eprouvettes	55
2.3	Essais de perçage	56
2.3.1	Présentation des moyens d'essais de perçage	56
2.3.2	Outils et conditions de coupe.....	56
2.3.3	Etude des sollicitations thermomécaniques mises en jeu au cours du perçage.....	58
2.3.4	Etude de la qualité des trous percés au regard des spécifications aéronautiques.....	63
2.4	Essais de fatigue.....	66
2.4.1	Présentation de l'essai de fatigue.....	66
2.4.2	Durée de vie en fatigue	68
2.4.3	Faciès de rupture.....	71
2.5	Synthèse	72
Chapitre 3.	Caractérisation de l'intégrité de surface des trous percés	75
3.1	Objectifs.....	76
3.2	Caractérisation expérimentale des aspects topologiques de l'intégrité de surface.....	76
3.3	Profondeur du matériau en bord de trou affectée par les aspects internes de l'intégrité de surface.....	84
3.3.1	Problématique de caractérisation des aspects internes de l'intégrité de surface avec les méthodes d'analyses usuelles	84
3.3.2	Développement d'un modèle numérique macroscopique prédictif de la profondeur du matériau, en bord de trou, affectée à l'issue du perçage.....	85
3.3.3	Analyse des résultats.....	93
3.4	Caractérisation expérimentale des aspects métallurgiques de l'intégrité de surface.....	98
3.4.1	Caractérisation de la dureté	98
3.4.2	Etude des modifications microstructurales induites par les sollicitations mécaniques	103
3.4.3	Etude des modifications microstructurales induites par les sollicitations thermiques.....	107
3.5	Caractérisation expérimentale des aspects mécaniques de l'intégrité de surface - Mise en place d'une nouvelle méthode d'analyse des contraintes résiduelles	109
3.5.1	Présentation de la nouvelle méthode d'analyse HOCT	109
3.5.2	Caractérisation de l'état de contraintes résiduelles avec la méthode HOCT	110
3.6	Corrélation entre intégrité de surface et tenue en fatigue	113
3.7	Synthèse	114
Chapitre 4.	Impact de l'opération de perçage sur l'intégrité de surface du trou percé	117
4.1	Objectifs.....	118
4.2	Paramétrage de la coupe latérale en goujure mise en jeu au cours du perçage.....	118
4.3	Analyse de l'impact potentiel des paramètres de l'opération de perçage, dans le cadre de cette étude	119
4.3.1	Analyse des paramètres de coupe	119
4.3.2	Analyse des paramètres géométriques	120
4.4	Etude numérique de l'impact de l'opération de perçage sur l'intégrité de surface	122
4.4.1	Objectifs et stratégie de simulation.....	122

4.4.2	Modèle éléments finis.....	123
4.4.3	Validation du modèle.....	129
4.4.4	Modèle de référence	130
4.4.5	Exploitation du modèle pour l'étude des paramètres de perçage identifiés comme ayant un impact potentiel sur l'intégrité de surface dans cette étude	132
4.4.6	Exploitation du modèle pour l'étude de l'impact des autres paramètres de perçage sur l'intégrité de surface	136
4.5	Corrélation entre les paramètres de l'opération de perçage et l'intégrité de surface	143
4.6	Synthèse	144
Conclusion générale et perspectives.....		147
	Conclusion générale	147
	Perspectives de recherche	149
Bibliographie.....		151
Annexes 161		
Annexe A.	Répétabilité des mesures des actions mécaniques.....	161
Annexe B.	Répétabilité des mesures de température.....	163
Annexe C.	Analyse des contraintes résiduelles en bord de trou par la méthode DRX.....	165
Annexe D.	Analyse des contraintes résiduelles en bord de trou par la méthode du trou incrémental.....	167
Annexe E.	Analyse de l'état de dureté du matériau en bord de trou par mesure de profils de microdureté	169
Annexe F.	Etude de la température mise en jeu au niveau d'une surface percée en AA2024-T351 à l'aide d'un modèle éléments finis considérant l'application d'un flux thermique mobile équivalent.....	170
Annexe G.	Déformées obtenues par adaptation de la méthode du découpage (splitting method) aux éprouvettes de fatigue étudiées	176
Communications scientifiques.....		177

Table des figures

Figure 0-1 : Etapes d'assemblage d'une structure aéronautique avec usinage des logements de fixation par perçage axial.....	1
Figure 0-2 : Cinématique du procédé de perçage orbital (Deitert, 2011).....	2
Figure 1-1 : Schéma récapitulatif de l'état thermique de l'alliage AA2024-T351 (Pauze, 2008).....	7
Figure 1-2 : Texture morphologique de l'alliage AA2024-T351 révélée en micrographie optique suite à une oxydation anodique (a) et dimensions caractéristiques d'un grain (b) (Pauze, 2008)	8
Figure 1-3 : Observation MEB de l'arrête rapportée formée à l'issue d'une opération de coupe orthogonale de l'AA2024-T351 avec un outil coupant en carbure de tungstène (List, 2004)	10
Figure 1-4 : Influence des conditions de coupe sur la morphologie des copeaux lors du fraisage de l'aluminium 2050 pour un engagement radial de 50 mm avec lubrification (a) et sans lubrification (b) (Wagner et al., 2012).....	11
Figure 1-5 : Evolution de l'effort axial (a) et du couple axial (b) au cours du perçage de l'AA2024-T3 en fonction des vitesses d'avance et de coupe (Giasin et al., 2016)	12
Figure 1-6 : Cinématique du perçage axial (Jrad, 2007)	14
Figure 1-7 : Cinématique du perçage orbital (Rey, 2016).....	15
Figure 1-8 : Différents types de forets (Giriron, 2017).....	16
Figure 1-9 : Descriptif général d'un foret (Ladonne, 2016).....	16
Figure 1-10 : Géométrie des arêtes de coupe d'une fraise pour perçage orbital (Rey, 2016)	17
Figure 1-11 : Fraises utilisées par (a) (H. Li et al., 2014) pour le perçage orbital du Ti6Al4V, (b) par (Rey, 2016) pour le perçage d'empilages CFRP/Ti6Al4V et (c) par (Brinksmeier & Fangmann, 2010) pour le perçage d'AA2024-T351 revêtu.....	17
Figure 1-12 : Machines industrielles de perçage (Ladonne, 2016)	18
Figure 1-13 : Mécanismes d'enlèvement de matière pendant le perçage avec un foret hélicoïdal conventionnel (a) et un foret de géométrie moderne (b) (Jrad, 2007)	19
Figure 1-14 : Formation de bavure en face de sortie à l'issue du perçage axial dans un alliage d'aluminium revêtu (Brinksmeier & Fangmann, 2010)	19
Figure 1-15 : Volumes des différents enlèvements de matière en perçage orbital (Brinksmeier & Fangmann, 2010).....	20
Figure 1-16 : Copeaux formés lors du perçage orbital (Denkena et al., 2008).....	20
Figure 1-17 : Formation de capsules en face de sortie à l'issue du perçage orbital dans l'AA2024-T351 (Brinksmeier & Fangmann, 2010).....	21
Figure 1-18 : Allure caractéristique de l'effort ou de l'énergie spécifique en fonction de la vitesse de coupe (a) et de l'avance (b) (Kamgaing Souop, 2020)	22
Figure 1-19 : Méthode d'optimisation des paramètres de coupe en perçage orbital (Kamgaing Souop, 2020).....	23
Figure 1-20 : Exemple de dynamomètres statique (Totis et al., 2014) (a) et rotatif (Azeem & Feng, 2013) (b) utilisés pour la mesure d'actions mécanique au cours d'une opération d'usinage	26
Figure 1-21 : Exemple d'implantation de thermocouples dans la pièce usinée (Zeilmann & Weingaertner, 2006) (a) et dans l'outil (G. Le Coz et al., 2012) (b) pour la mesure de température en perçage.....	27

Table des figures

Figure 1-22 : Principe de la technique de mesure de température à l'interface outil/pièce en perçage développée par Bono et Ni (Bono & Ni, 2002b).....	28
Figure 1-23 : Définition des ordres de défauts géométriques (Bouchareine, 1999).....	30
Figure 1-24 : Définition des paramètres Rku (a) et Rsk (b) (Gadelmawla et al., 2002).....	31
Figure 1-25 : Représentation des différents ordres de contraintes résiduelles (Chomienne, 2015)	32
Figure 1-26 : Profil type d'un gradient de contraintes résiduelles obtenu après usinage (Le Coz, 2012)	32
Figure 1-27 : Classement des techniques d'évaluation des contraintes résiduelles selon leur résolution spatiale et leur pénétration (cadre à fond gris : techniques destructrices) (Rossini et al., 2012).....	33
Figure 1-28 : Principe de l'EBS : formation de la source ponctuelle divergente d'électrons (a), formation de la bande de Kikuchi (b) et obtention du diagramme de Kikuchi (c) (Wang, 2014).....	35
Figure 1-29 : Représentation des trois descriptions des mouvements utilisées dans les méthodes numériques (à gauche : temps de référence et à droite : instant ultérieur) (Boman, 2010)	37
Figure 1-30 : Méthodes de séparation pour génération du copeau en simulation d'usinage (Barge, 2005)	37
Figure 1-31 : Simulation de coupe orthogonale dans l'AA2024-T351 avec formulation Lagrangienne, simulations des champs de température à différents instants (Mabrouki et al., 2008).....	38
Figure 1-32 : Simulation de coupe orthogonale dans de l'acier avec formulation Eulérienne, géométrie initiale du copeau supposée (a), prédiction de la distribution des vitesses de déformation (b) (Kim et al., 1999).....	39
Figure 1-33 : Simulation de la phase de pénétration du foret au cours du perçage axial dans de l'acier avec AdvantEdge, copeaux simulés (a) et copeaux obtenus expérimentalement (b) (Jrad, 2007).....	39
Figure 1-34 : Simulation de la formation des copeaux au cours du perçage orbital du Ti-6Al-4V pour des conditions de coupe standards (a) et pour de très faibles vitesse de rotation de broche et vitesse orbitale (b) (Ji et al., 2015)	40
Figure 1-35 : Stratégie de simulation numérique du perçage axial adoptée par (Girion et al., 2018) .	41
Figure 1-36 : Géométries de la zone d'application du chargement équivalent dans le modèle numérique de (Bono & Ni, 2002a) (a), (Saunders, 2003) (b), et (de Sousa et al., 2012) (c).....	42
Figure 1-37 : Définition du chargement thermique équivalent appliqué par (Montoya et al. 2014) dans leur modèle de simulation du perçage	42
Figure 1-38 : Profils de contraintes résiduelles obtenus à l'issue d'une opération de perçage conventionnel dans l'AA2024-T3 au niveau de la face d'entrée (a) et de la face de sortie (b) par (Elajrami et al., 2008).....	44
Figure 1-39 : Influence du procédé de perçage sur la rugosité (a) et la tenue en fatigue (b) d'une pièce percée en AA2024-T3 (Sun et al., 2018).....	45
Figure 1-40 : Observation au MEB de la microstructure de l'AA2024-T3 en bord de trou après perçage axial à sec (a) et perçage orbital à sec (b) d'après (Sun et al., 2018)	46
Figure 1-41 : Points considérés pour l'analyse des contraintes résiduelles par DRX par (Elajrami et al., 2008)(a) et résultats de contraintes résiduelles (au niveau de la face d'entrée) à l'issue du perçage de l'AA2024-T3 en une seule opération et du perçage avec avant-trou (b).....	48
Figure 1-42 : Influence des paramètres de coupe dans le cas du perçage axial de l'AA2024-T3 sur la rugosité de surface du trou obtenu (Ra) d'après (Giasin et al., 2016).....	49
Figure 1-43 : Influence de l'avance tangentielle par dent dans le cas du perçage orbital dans l'alliage d'aluminium 7075-T6 sur la rugosité du trou en termes de Rz (a) et de Ra (b) d'après (Z. Li & Liu, 2013).....	50
Figure 2-1 : Matrice d'essais	54
Figure 2-2 : Géométrie des éprouvettes.....	55
Figure 2-3 : Centre d'usinage 5 axes DMG (DMU85) et Unité de perçage orbital - ORBIBOT (PRECISE France).....	56
Figure 2-4 : Outils utilisés pour le perçage axial de trous de diamètre 6,35 mm (a) et 9,53 mm (b)	56

Figure 2-5 : Exemple de fraise utilisée pour le perçage orbital de trous de diamètre 6,35 mm (a) et configuration du perçage orbital (b)	57
Figure 2-6 : Dispositif expérimental pour la mesure des efforts de coupe au cours du perçage orbital	59
Figure 2-7 : Actions mécaniques mesurées au cours du perçage axial (diamètre 6,35 mm, éprouvette d'épaisseur 3,175 mm) : effort axial (a) et couple axial (b)	59
Figure 2-8 : Efforts de coupe mesurés au cours du perçage orbital (diamètre 6,35 mm, éprouvette d'épaisseur 3,175 mm)	59
Figure 2-9 : Mesure de la température de la pièce au cours du perçage à l'aide de thermocouples : dispositif expérimental (a) et position des thermocouples dans la pièce percée (b).....	61
Figure 2-10 : Mesures de température au cours du perçage axial (a) et orbital (b) pour un trou de diamètre 6,35 mm.....	62
Figure 2-11 : Diamètre mesuré des trous percés au diamètre nominal 6,35 mm (a) et 9,53 mm (b)	63
Figure 2-12 : Mesure de la rugosité des trous percés à l'aide d'un rugosimètre mécanique 2D	64
Figure 2-13 : Ecart moyen arithmétique du profil obtenus pour les trous percés de diamètre 6,35 mm (a) et 9,53 mm (b)	64
Figure 2-14 : Mesure de la hauteur de bavure des trous percés à l'Alicona (a) et exemple de reconstruction 3D de bavure en face de sortie d'un trou de diamètre 9,53 mm obtenu par perçage axial (b)	65
Figure 2-15 : Hauteur de bavure en face de sortie obtenues pour les trous percés de diamètre 6,35 mm (a) et 9,53 mm (b).....	65
Figure 2-16 : Pyramide des essais structuraux et de la simulation numérique dans le secteur aéronautique (Irisarri, 2010) (a) et exemple d'éprouvette élémentaire utilisée pour les essais de fatigue (b).....	66
Figure 2-17 : Différents domaines théoriques d'une courbe de Wöhler	67
Figure 2-18 : Dispositif d'essais de fatigue.....	68
Figure 2-19 : Chargement cyclique appliqué lors des essais de fatigue	68
Figure 2-20 : Courbes de Wöhler obtenues pour le diamètre de perçage 6,35 mm pour les éprouvettes d'épaisseur 3,175 mm (a), 6,35 mm (b) et 10 mm (c).....	69
Figure 2-21 : Courbes de Wöhler obtenues pour le diamètre de perçage 9,53 mm	70
Figure 2-22 : IQF obtenus pour les éprouvettes percées au diamètre 6,35 mm (a) et 9,53 mm (b)	71
Figure 2-23 : Rupture de l'éprouvette au niveau de la section nette observée à l'issue de l'essai de fatigue	71
Figure 2-24 : Faciès de rupture type des éprouvettes sollicitées en fatigue observé pour l'ensemble des configurations de perçage.....	72
Figure 3-1 : Portion de surface percée des éprouvettes de fatigue reconstruite en 3D (a), dispositif de mesure de la rugosité de surface (b) et exemple de reconstruction 3D d'une surface percée (c)	77
Figure 3-2 : Exemple de cartographies de rugosité obtenues	78
Figure 3-3 : Résultats des mesures de rugosité de surface : paramètres d'amplitude et hybrides (S_a , S_q , S_p , S_v , S_z , S_{sk} , S_{qk} et S_{ku}).....	79
Figure 3-4 : Illustration des paramètres de rugosité de surface de portance étudiés (Jerez Mesa, 2018)	81
Figure 3-5 : Courbes de portance obtenues pour les diamètres de perçage 6,35 mm (a) et 9,53 mm (b)	82
Figure 3-6 : Résultats des mesures de rugosité de surface : paramètres de portance (S_k , S_{pk} , S_{vk} , M_{r1} , M_{r2} , V_{mp} , V_{vv} , V_{mc} et V_{vc}).....	83
Figure 3-7 : Mesure du couple axial au cours du perçage axial de diamètre 9,53 mm avec un avant-trou de diamètre 8,9 mm	87
Figure 3-8 : Efforts de coupe mesurés par List (List, 2004) au cours d'un essai de coupe orthogonale en rabotage de l'AA2024-T351 (Vitesse de coupe de 60 m/mn, avance de 0,1 mm, profondeur de passe de 4 mm, angle de coupe de 15°)	88

Table des figures

Figure 3-9 : Mesure de l'effort axial au cours du perçage axial de diamètre 9,53 mm avec un avant-trou de diamètre 8,9 mm	88
Figure 3-10 : Dimensions de la portion de pièce percée modélisée (a) et conditions limites (b).....	91
Figure 3-11 : Illustration du chargement mécanique appliqué : efforts appliqués sur une surface équivalente mobile	92
Figure 3-12 : Définition du pas de temps pour l'application d'un chargement mobile (Valiorgue, 2008)	93
Figure 3-13 : Plan de coupe pour l'analyse des résultats de contraintes résiduelles (a) et états de contraintes obtenus dans les trois directions r , θ , z (b).....	94
Figure 3-14 : Flux thermique équivalent reçu par la surface percée au cours des phases de descente et de remontée de l'outil déterminé par méthode inverse	95
Figure 3-15 : Mesures de température au cours du perçage axial pleine matière de diamètre 9,53 mm.....	96
Figure 3-16 : Comparaison des états de contraintes résiduelles de la pièce percée obtenus à l'issue de la simulation du perçage en considérant une température équivalente de 22° et 100°.....	97
Figure 3-17 : Etat de déformation plastique de la surface percée obtenu à la fin de la simulation du perçage (facteur d'échelle de 0,5)	98
Figure 3-18 : Dispositif d'essais de microdureté Vickers	99
Figure 3-19 : Résultats des mesures de microdureté Vickers.....	99
Figure 3-20 : Configuration des essais de nanoindentation.....	100
Figure 3-21 : Dispositif d'essais de nanoindentation (Instrument CSM avec unité de nanoindentation NHT2)	100
Figure 3-22 : Résultats de nanodureté	101
Figure 3-23 : Petites empreintes irrégulières obtenues en proche sous-surface du trou à l'issue des essais de nanoindentation pour le cas du perçage axial de diamètre 9,53 mm	102
Figure 3-24 : Micrographies optiques : état de la microstructure en bord de trou pour le cas du diamètre de perçage 9,53 mm (grossissement x500).....	103
Figure 3-25 : Configuration des analyses MEB-EBSD.....	104
Figure 3-26 : Cartographies IQ obtenues par analyse MEB-EBSD (grossissement x300)	105
Figure 3-27 : Cartographies GROD obtenues par analyse MEB-EBSD (grossissement x300)	106
Figure 3-28 : Possible formation de petits grains équiaxes en proche sous-surface du trou par recristallisation dynamique pour le cas du perçage axial au diamètre 9,53 mm	107
Figure 3-29 : Observation MEB-BSE de l'état de précipitation initial du matériau (grossissement x5000).....	108
Figure 3-30 : Observations MEB-BSE de l'état de précipitation du matériau en bord de trou pour le diamètre de perçage 9,53 mm (grossissement x5000).....	108
Figure 3-31 : Méthode du découpage appliquée pour l'analyse de l'état de contraintes résiduelles de tubes à parois minces : découpe pour l'évaluation des contraintes axiales (a) et circonférentielles (b) (Rossini et al., 2012).....	109
Figure 3-32 : Eprouvettes pour l'analyse de contraintes résiduelles avec la méthode HOCT	110
Figure 3-33 : Répétabilité des mesures de déformées de l'éprouvette obtenue avec la méthode HOCT pour le cas du perçage axial au diamètre 6,35 mm.....	111
Figure 3-34 : Déformées des éprouvettes obtenues avec la méthode HOCT	111
Figure 3-35 : Allure du profil de forme de l'éprouvette mesuré avec la méthode HOCT en fonction de la nature des contraintes résiduelles	112
Figure 3-36 : Représentation schématique du diagramme de Kitagawa	113
Figure 4-1 : Représentation de l'enlèvement de matière mis en jeu au niveau des goujures en perçage, pouvant être assimilé à une opération de coupe orthogonale	119
Figure 4-2 : Mesure des caractéristiques géométriques de la partie latérale des outils à l'Alicona (a) et exemple de reconstruction 3D d'une dent d'un outil (perçage axial au diamètre 6,35 mm) et d'un plan de coupe pour l'évaluation du profil de la dent (b)	120

Figure 4-3 : Mesures des caractéristiques géométriques de la partie latérale des dents des outils utilisés : rayon d'acuité (a), angle de coupe (b) et largeur de listel (c)	121
Figure 4-4 : Stratégie de simulation utilisée par Atlati (Atlati, 2012) dans ses travaux sur les échanges thermiques à l'interface outil-copeau appliqués à l'usinage de l'AA2024-T351	123
Figure 4-5 : Découpage de la pièce en plusieurs « Parts » pour la définition de comportements du matériau et/ou de propriétés des éléments de maillage différents.	124
Figure 4-6 : Modes de rupture en configuration de coupe orthogonale (Atlati, 2012).....	124
Figure 4-7 : Résultats d'intégrité de surface obtenus avec différentes stratégies de simulation.....	127
Figure 4-8 : Dimensions de la portion de pièce modélisée, maillage et conditions limites (a) ; géométrie de la pièce au niveau de l'entrée de l'outil en fonction de l'angle de coupe (b)	128
Figure 4-9 : Comparaison de la morphologie et de l'état de déformation plastique équivalente des copeaux obtenus avec le Modèle Eléments Finis (MEF) développé par Atlati (Atlati, 2012) et avec le MEF mécanique développé dans cette étude.....	130
Figure 4-10 : Zone d'observation des résultats d'intégrité de surface	131
Figure 4-11 : Etat de déformation plastique équivalente du matériau en sous-surface (a) et profondeur du matériau affectée par les déformations plastiques (b) prédits avec le modèle de référence.....	131
Figure 4-12 : Etat de contraintes résiduelles du matériau en sous-surface prédit avec le modèle de référence	132
Figure 4-13 : Profondeur du matériau en sous-surface affectée par les déformations plastiques en fonction de l'angle de coupe	133
Figure 4-14 : Influence de l'angle de coupe sur l'état de déformation plastique équivalente du matériau en sous-surface	133
Figure 4-15 : Influence de l'angle de coupe sur l'état de contraintes résiduelles circonférentielles du matériau en sous-surface	133
Figure 4-16 : Influence de l'angle de coupe sur les efforts de coupe (a) et d'avance (b).....	134
Figure 4-17 : Influence de l'angle de coupe sur la morphologie du copeau.....	134
Figure 4-18 : Influence de la vitesse de coupe sur l'état de déformation plastique équivalente du matériau en sous-surface	135
Figure 4-19 : Influence de la vitesse de coupe sur l'état de contraintes résiduelles circonférentielles du matériau en sous-surface	135
Figure 4-20 : Influence de la géométrie de l'outil en dépouille sur l'état de déformation plastique équivalente du matériau en sous-surface.....	136
Figure 4-21 : Influence de la géométrie de l'outil en dépouille sur l'état de contraintes résiduelles circonférentielles du matériau en sous-surface.....	137
Figure 4-22 : Profondeur du matériau en sous-surface affectée par les déformations plastiques en fonction du rayon d'acuité, pour un angle de coupe positif	138
Figure 4-23 : Influence du rayon d'acuité sur l'état de déformation plastique équivalente du matériau en sous-surface, pour un angle de coupe positif.....	138
Figure 4-24 : Influence du rayon d'acuité sur l'état de contraintes résiduelles circonférentielles du matériau en sous-surface, pour un angle de coupe positif.....	138
Figure 4-25 : Influence du rayon d'acuité sur les efforts de coupe (a) et d'avance (b).....	139
Figure 4-26 : Influence du rayon d'acuité sur la morphologie du copeau.....	139
Figure 4-27 : Influence du rayon d'acuité sur l'état de déformation plastique équivalente du matériau en sous-surface, pour un angle de coupe négatif.....	140
Figure 4-28 : Influence du rayon d'acuité sur l'état de contraintes résiduelles circonférentielles du matériau en sous-surface, pour un angle de coupe négatif	140
Figure 4-29 : : Profondeur du matériau en sous-surface affectée par les déformations plastiques en fonction de l'avance radiale à la dent	141
Figure 4-30 : Influence de l'avance radiale à la dent sur l'état de déformation plastique équivalente du matériau en sous-surface	141

Figure 4-31 : Influence de l'avance radiale à la dent sur l'état de contraintes résiduelles circonférentielles du matériau en sous-surface	142
Figure 4-32 : Influence de l'avance radiale à la dent sur les efforts de coupe (a) et d'avance (b)	142
Figure A-1 : Répétabilité des mesures des actions mécaniques en perçage axial : F_z (a) et M_z (b)	161
Figure A-2 : Répétabilité des mesures des actions mécaniques en perçage orbital : F_{xy} (a) et F_z (b) .	162
Figure B-1 : Répétabilité des mesures de température en perçage axial : $T_{entrée}$ (a), T_{milieu} (b) et T_{sortie} (c)	163
Figure B-2 : Répétabilité des mesures de température en perçage orbital : $T_{entrée}$ (a), T_{milieu} (b) et T_{sortie} (c)	164
Figure C-1 : Localisation des points d'acquisition pour l'analyse des contraintes résiduelles par la méthode DRX.....	165
Figure C-2 : Dispositif d'analyse des contraintes résiduelles par DRX.....	165
Figure C-3 : Résultats de l'analyse des contraintes résiduelles en bord de trou par la méthode DRX	166
Figure D-1 : Localisation du perçage incrémental effectué	167
Figure D-2 : Dispositif d'analyse des contraintes résiduelles par la méthode du trou incrémental	167
Figure D-3 : Fraise (a) et rosette (b) utilisées pour le perçage incrémental	168
Figure D-4 : Résultats de l'analyse des contraintes résiduelles en bord de trou par la méthode du trou incrémental : déformations mesurées et contraintes résiduelles déduites en fonction de la profondeur du perçage incrémental.....	168
Figure E-1 : Profils de mesure pour les essais de microdureté.....	169
Figure E-2 : Résultats des mesures de profil de microdureté Vickers.....	169
Figure F-1 : Mesures de températures expérimentales de la pièce percée à 0,2 mm du bord de trou, pour la configuration de perçage simulée	170
Figure F-2 : Forme et niveau du flux thermique équivalent.....	171
Figure F-3 : Maillage de la pièce percée	172
Figure F-4 : Conditions aux limites thermiques et mécaniques (a) et détermination des coefficients d'échange convectifs équivalents pour les surfaces de la pièce percée à l'air libre et en contact avec l'étau (b)	173
Figure F-5 : Comparaison des températures vues par la pièce percée à 0,2 mm du bord obtenues expérimentalement avec le modèle numérique considérant l'application d'un flux thermique équivalent déterminé par méthode inverse.....	174
Figure F-6 : Température de la pièce percée à 1,7 s de l'opération de perçage.....	175
Figure G-1 : Adaptation de la méthode du découpage (splitting method) aux éprouvettes de fatigue étudiées.....	176
Figure G-2 : Déformées obtenues par adaptation de la méthode du découpage (splitting method) aux éprouvettes de fatigue étudiées.....	176

Liste des tableaux

Tableau 1-1 : Composition chimique de l'alliage d'aluminium 2024 selon la norme [NF EN 573-3, 2019]	6
Tableau 1-2 : Propriétés mécaniques minimales d'une tôle en AA2024-T351 d'épaisseur entre 6 et 12,5 mm sollicitée dans sa direction de laminage [NF EN 485-2, 2018]	6
Tableau 1-3 : Propriétés physiques de l'alliage d'aluminium 2024 (Veljic et al., 2016)	7
Tableau 2-1 : Paramètres de coupe employés en perçage axial	57
Tableau 2-2 : Paramètres de coupe employés en perçage orbital	58
Tableau 3-1 : Définition des paramètres de rugosité de surface, d'amplitude et hybrides, étudiés [ISO 25178-2, 2012]	80
Tableau 3-2 : Définition des paramètres de rugosité de surface de portance étudiés	81
Tableau 3-3 : Paramètres de coupe employés en perçage axial	86
Tableau 3-4 : Synthèse des lois Johnson-Cook établies pour les alliages d'aluminium 2024-T3 et 2024-T351	90
Tableau 4-1 : Comportement du matériau associé à chaque « Part » de la pièce usinée	123
Tableau 4-2 : Paramètres de la loi de Johnson-Cook utilisés pour décrire le comportement de la pièce dans le modèle 2D de coupe orthogonale (Atlati, 2012)	126
Tableau 4-3 : Paramètres des lois d'initiation et d'évolution de l'endommagement utilisés pour décrire le comportement de la pièce dans le modèle 2D de coupe orthogonale, déterminés d'après ceux utilisés par Atlati (Atlati, 2012)	126
Tableau 4-4 : Paramètres de la loi de Coulomb-Orowan utilisés pour décrire le comportement de l'interface de contact outil/pièce (Atlati, 2012)	126
Tableau 4-5 : Configurations de coupe étudiées par Atlati (Atlati, 2012)	129
Tableau 4-6 : Paramètres considérés pour le modèle de référence	131
Tableau F-1 : Paramètres de l'opération de perçage simulée	170

Introduction générale

L'industrie aéronautique constitue un secteur d'excellence reconnu pour la complexité des techniques et des technologies qu'il emploie. Afin de rester la plus compétitive possible, elle mène en permanence une politique d'amélioration de la performance technique et de fiabilité de ses aéronefs. Par ailleurs, au-delà de cette recherche de performance technique, le contexte actuel impose à l'industrie aéronautique de mener en parallèle une politique d'amélioration de la performance énergétique et économique du transport aérien. Les constructeurs doivent concevoir des aéronefs toujours plus éco-efficients tout en réduisant au maximum leur coût de production. D'après Munroe et al. (Munroe et al., 2000), la fabrication de la structure de l'avion représente la part la plus coûteuse du processus de fabrication d'un avion civil. Ainsi, l'optimisation des procédés de fabrication et d'assemblage de la structure semble indispensable pour réduire le coût total de production d'un avion. Cette optimisation est possible à travers la mise en place de procédés ou de méthodes innovants qui permettent de diminuer les coûts des moyens de production (machines d'usinage, outils, etc...) et/ou le temps de production.

Le recours à la technique d'assemblage pour la fabrication de structures mécaniques de grandes dimensions telles que les structures aéronautiques est inévitable pour des raisons techniques et/ou économiques. En effet, la fabrication d'une seule pièce de structure renforcée et de grande dimension n'est pas possible d'un point de vue technique. De plus, cela présenterait d'importantes difficultés en termes de gestion des tolérances et de maintenance. Le processus d'assemblage prédominant dans l'industrie aéronautique est l'assemblage mécanique par fixations. Celui-ci est généralement réalisé en installant des vis ou des rivets dans des trous percés dans les pièces à assembler. Ce processus présente de nombreux avantages : il est relativement peu coûteux, il permet d'assembler des matériaux différents et de réaliser des assemblages démontables dans le cas des fixations filetées.

Afin de permettre l'assemblage par fixations des structures aéronautiques, un nombre important d'opérations de perçage doit être réalisé dans les différentes pièces à assembler. Celui-ci varie de plusieurs centaines de milliers à plusieurs millions d'opérations de perçage selon la taille de l'avion (Giro et al., 2008). Aujourd'hui, le perçage axial est de loin le procédé de perçage le plus répandu dans l'industrie aéronautique pour l'usinage des logements de fixation. Ce procédé présente l'avantage d'être maîtrisé depuis de nombreuses années et d'avoir un coût relativement modéré. L'assemblage de pièces aéronautiques percées avec le procédé de perçage axial implique plusieurs étapes (Figure 0-1).

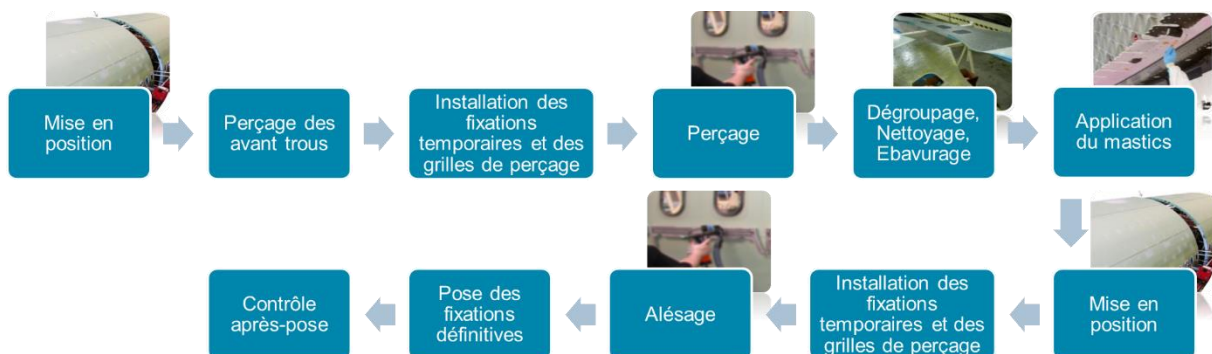


Figure 0-1 : Etapes d'assemblage d'une structure aéronautique avec usinage des logements de fixation par perçage axial

Afin de mener à bien l'assemblage, des grilles de perçage sont mises en place à l'aide de fixations temporaires afin de permettre aux Unités de Perçage Automatique (UPA) de se centrer. Une opération de perçage d'un avant-trou est donc réalisée en premier lieu afin de permettre la mise en place des grilles de perçage. Une fois ces grilles installées, une seconde opération de perçage, l'ébauche, est réalisée. Cette opération, qui permet de retirer la majeure partie du matériau à usiner, peut induire la formation de bavure en faces d'entrée et de sortie des pièces. A la suite de l'ébauche, une opération de démontage de l'assemblage et d'ébavurage des pièces est alors réalisée afin de retirer les bavures de chaque trou au niveau des interfaces. Enfin, après remontage des pièces, une dernière opération d'usinage, l'alésage, est réalisée. Celle-ci permet de conférer au logement de fixation des propriétés géométriques finales conformes avec les spécifications aéronautiques. Ainsi, le processus d'assemblage actuel d'une structure aéronautique impliquant le perçage axial est relativement long, notamment du fait du dégroupage de l'assemblage pour l'opération d'ébavurage. Un logement de fixation subit de nombreuses opérations d'usinage successives : perçage d'un avant-trou, ébauche, ébavurage et alésage.

Afin d'optimiser le temps d'assemblage des structures et donc leur coût, les industriels envisagent depuis ces dernières années la mise en place de nouveaux processus d'assemblage impliquant une unique opération d'usinage du logement de fixation. Dans cette optique, l'industrie aéronautique s'intéresse au procédé de perçage orbital. Avec cette technique, le logement de fixation est usiné à l'aide d'un outil de diamètre inférieur à celui du trou qui décrit une trajectoire hélicoïdale dans le matériau (Figure 0-2).

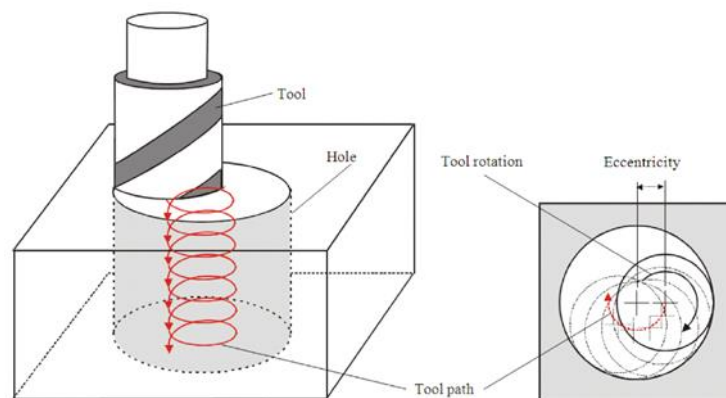


Figure 0-2 : Cinématique du procédé de perçage orbital (Deitert, 2011)

Le procédé de perçage orbital présente de nombreux avantages d'un point de vue économique par rapport au perçage axial dit conventionnel (Pereira et al., 2017). Un de ses avantages majeurs est la forte diminution de l'effort de coupe axial par rapport au perçage conventionnel qui permet de diminuer significativement la formation de bavure. La mise en place d'un perçage orbital maîtrisé pourrait donc permettre de supprimer l'opération de démontage et d'ébavurage des pièces. Par ailleurs, le perçage orbital permet le perçage de trous de géométrie variable avec un même outil en modifiant uniquement l'excentrique soit la distance entre l'axe de la broche servant à la rotation outil et l'axe de la broche servant à la rotation orbitale. L'ébauche et la finition pourraient ainsi être réalisées en une seule opération avec ce procédé : ébauche en descendant et finition en remontant. Enfin, du fait de l'utilisation d'un outil de diamètre plus petit que le diamètre du perçage, l'évacuation des copeaux est facilitée dans le cas du perçage orbital ce qui permet d'envisager la réalisation d'usinages à sec avec ce procédé.

Même si le perçage orbital induit un temps de perçage plus long que le procédé conventionnel (du fait de la trajectoire hélicoïdale et de la faible vitesse d'avance employée), il semble donc très intéressant pour optimiser le temps de production global en supprimant un certain nombre d'opérations du processus d'assemblage conventionnel. Une étude menée par Airbus a révélé que le remplacement du procédé de perçage axial par le perçage orbital pouvait engendrer, dans certains cas, jusqu'à 50% de gain sur le temps d'assemblage (Latger et al., 2002). Toutefois, il faut noter que l'avantage économique associé au

gain sur le temps de production est aujourd'hui limité par le coût d'une machine de perçage orbital et des outils associés qui sont bien plus onéreux que pour le perçage conventionnel.

En ce qui concerne la qualité du logement de fixation obtenu, des études ont été menées afin de mettre en place le perçage orbital dans plusieurs matériaux aéronautiques dont les alliages d'aluminium. Elles ont montré que ce procédé permet d'obtenir, en une seule opération d'usinage et sans lubrification, des trous respectant les exigences aéronautiques en termes de rugosité, de hauteur de bavure et de variation de diamètre (Ni, 2007).

Ainsi, l'intérêt économique du procédé de perçage orbital semble être démontré et la qualité des logements de fixation obtenus avec ce procédé semble être validée par l'industrie aéronautique. Cependant, avant de pouvoir déployer grandement cette technique de perçage sur leur ligne de production, les constructeurs d'aéronefs doivent répondre à la question de l'impact de ce procédé de perçage sur les performances des structures en fatigue. En effet, les trous percés constituent des discontinuités géométriques qui génèrent de fortes concentrations de contrainte lors de l'application d'un chargement mécanique. Ce sont donc des zones critiques majeures à partir desquelles des endommagements peuvent s'initier en fatigue et entraîner la ruine de la structure. La fissuration en fatigue des logements de fixation représente entre 50% et 90% du nombre de fissurations totales d'un avion en service (fissures induites par la corrosion, par des surcharges, etc...) (Liu et al., 2007). Ainsi, parmi les exigences imposées à une structure aéronautique, la performance en fatigue des structures percées apparaît comme une exigence capitale.

La thèse, menée en collaboration avec Airbus, vise à répondre à cette problématique pour le cas d'applications industrielles. L'étude se focalise sur le cas du perçage dans l'alliage d'aluminium 2024-T351 (AA2024-T351) qui est l'un des alliages les plus utilisés dans le secteur aéronautique. En effet, cet alliage d'aluminium à durcissement structural présente à la fois une faible masse volumique, une bonne tenue en fatigue et une grande tolérance aux dommages. Il est couramment utilisé sous forme de tôles minces pour fabriquer la peau du fuselage ou sous forme de tôles plus épaisses pour constituer la voilure et les raidisseurs intrados de l'aile.

Les caractéristiques d'une surface (et sous-surface) usinée ayant un impact sur la performance en fatigue de la pièce sont regroupées sous le terme « intégrité de surface ». Celle-ci a été l'objet de nombreux travaux portant sur des surfaces usinées dans divers matériaux et avec divers procédés d'usinage. Ces travaux ont permis d'identifier les différentes caractéristiques qui constituent l'intégrité de surface à savoir la topographie de la surface, les contraintes résiduelles et l'état métallurgique du matériau en sous-surface (microstructure, dureté). Cependant, pour le cas des surfaces percées dans les alliages d'aluminium, très peu d'études de caractérisation de leur intégrité ont été menées et le rôle de chacune des caractéristiques d'intégrité de surface dans la tenue en fatigue de la pièce percée ne semble pas, aujourd'hui, pleinement appréhendé. Ainsi, au-delà de la problématique industrielle, plusieurs verrous scientifiques sont à lever dans cette étude afin d'apporter des éléments de compréhension sur le comportement en fatigue des pièces percées en AA2024-T351. Des méthodes de caractérisation de l'intégrité de surface, adaptées pour le cas des surfaces percées en aluminium, doivent être mises en place. Une caractérisation complète de l'intégrité de surface doit être menée afin d'identifier les caractéristiques majeures d'intégrité de surface qui pilotent la durée de vie en fatigue des pièces percées en AA2024-T351. Enfin, afin de pouvoir proposer des pistes d'optimisation de la performance en fatigue des pièces percées, l'impact de l'opération de perçage sur l'intégrité de surface doit être appréhendé.

L'ensemble des travaux menés dans le cadre de cette thèse sont présentés dans ce manuscrit organisé en quatre chapitres.

Le premier chapitre est consacré à l'étude bibliographique. Il présente le matériau et les procédés de perçage étudiés ainsi que les enjeux liés à l'emploi de ces procédés de perçage dans l'industrie aéronautique. Les divers moyens permettant d'analyser la qualité des trous percés sont également exposés. Enfin, un état de l'art sur les liens entre le procédé d'usinage, l'intégrité de surface et la tenue en fatigue est réalisé en se focalisant sur le cas des alliages d'aluminium.

Le deuxième chapitre vise à évaluer l'impact du procédé de perçage sur les chargements thermomécaniques mis en jeu au cours de l'usinage, la qualité des trous percés au regard des spécifications aéronautiques et la tenue en fatigue de la pièce percée. Il présente les résultats d'une campagne d'essais menée avec des configurations de perçage industrielles. Elle comprend des essais de perçage instrumentés en effort et en température, des essais d'évaluation de la qualité des trous en termes de diamètre, rugosité et hauteur de bavure ainsi que des essais de fatigue réalisés sur des éprouvettes trouées libres.

Afin d'appréhender les liens entre l'intégrité de surface du trou percé et la tenue en fatigue de la pièce pour le cas du perçage de l'AA2024-T351, le troisième chapitre est dédié à la caractérisation de l'intégrité de surface des trous percés pour les configurations de perçage considérées dans cette étude. Il présente les résultats de la caractérisation expérimentale de l'ensemble des aspects de l'intégrité de surface (aspects topologiques, mécaniques et métallurgiques). Un modèle numérique développé dans le but de prédire la profondeur de matériau en bord de trou affectée par les aspects internes de l'intégrité de surface, afin d'orienter les essais de caractérisation, est présenté. Par ailleurs, une nouvelle méthode d'analyse de l'état de contraintes résiduelles des pièces percées en alliage d'aluminium est introduite. Les corrélations entre les résultats d'intégrité de surface des trous percés et les performances en fatigue des éprouvettes correspondantes sont investiguées.

Le quatrième chapitre porte sur l'étude de l'impact de la configuration de perçage sur les aspects de l'intégrité de surface ayant été identifiés comme ayant une influence notable sur la tenue en fatigue. Un modèle numérique 2D de coupe est développé pour mener à bien cette étude et l'impact de chacun des paramètres de l'opération de perçage associés à la coupe latérale sur l'intégrité de surface est analysé à partir de ce modèle. De plus, les paramètres des configurations de perçage considérés pour les essais de fatigue sont analysés afin d'expliquer les différences d'intégrité de surface constatées dans le cadre de cette étude.

Chapitre 1. Etat de l'art

SOMMAIRE

1.1	Objectifs.....	6
1.2	Généralités sur l'usinage de l'alliage d'aluminium 2024-T351.....	6
1.2.1	L'alliage d'aluminium 2024-T351	6
1.2.2	Usinabilité de l'AA2024-T351	9
1.3	L'opération de perçage	13
1.3.1	Cinématique des procédés de perçage axial et orbital	13
1.3.2	Outils et moyens de perçage	15
1.3.3	Phénomènes d'enlèvement de matière en perçage	18
1.3.4	Optimisation des conditions de coupe en perçage	21
1.3.5	Comparaison des deux procédés de perçage étudiés	23
1.4	Instrumentation, mesure et simulation de l'opération de perçage.....	25
1.4.1	Instrumentation de l'opération perçage	25
1.4.2	Mesures de la qualité du trou percé	29
1.4.3	Simulation de l'opération de perçage	36
1.5	Usinage, intégrité de surface et tenue en fatigue.....	42
1.5.1	Impact de l'intégrité de surface sur la tenue en fatigue d'alliages d'aluminium	43
1.5.2	Impact de l'opération de perçage sur l'intégrité de surface et la qualité du trou percé	47
1.6	Synthèse de l'étude bibliographique	50

1.1 Objectifs

Ce chapitre a pour objectifs de définir le cadre théorique de l'étude et de synthétiser les divers travaux qui ont été menés sur l'étude de l'intégrité de surface, en particulier pour les surfaces usinées en alliages d'aluminium. Il vise à identifier les principales caractéristiques d'intégrité de surface et leur rôle dans la tenue en fatigue, à recenser leurs moyens de caractérisation et à investiguer l'impact du procédé d'usinage sur celles-ci.

La thèse étant focalisée sur l'étude du perçage de l'alliage d'aluminium 2024-T351, une première partie de ce chapitre est consacrée à la présentation de ce matériau et une seconde à la présentation des procédés de perçage étudiés. Les divers moyens permettant d'évaluer la qualité des trous percés de manière expérimentale pendant et après l'usinage et de manière numérique à l'aide de modèles éléments finis sont ensuite synthétisés dans une troisième partie. Enfin, les liens entre procédé de perçage, intégrité de surface et tenue en fatigue sont investigués dans une dernière partie.

1.2 Généralités sur l'usinage de l'alliage d'aluminium 2024-T351

1.2.1 L'alliage d'aluminium 2024-T351

L'alliage d'aluminium 2024 est l'un des alliages les plus couramment utilisés dans l'industrie aéronautique. C'est un alliage à durcissement structural, c'est-à-dire que ses propriétés mécaniques lui sont conférées par l'application d'un traitement thermique après sa mise forme. Ce traitement thermique induit une précipitation contrôlée de certaines phases à l'intérieur de la matrice d'aluminium et donc une augmentation des propriétés mécaniques de l'alliage.

1.2.1.1 Propriétés

La composition chimique de l'alliage 2024 selon la norme [NF EN 573-3, 2019] est présentée dans le Tableau 1-1. Cet alliage a pour élément d'alliage principal le cuivre. L'addition de cet élément accroît les caractéristiques mécaniques de l'aluminium (avec un plafonnement vers 6%) grâce à la phase durcissante CuAl_2 qui précipite lors du durcissement structural.

Elément d'alliage	Al	Cu	Mg	Si	Fe	Mn	Cr	Zn	Ti
Quantité (%)	Base	3,8-4,9	1,2-1,8	$\leq 0,5$	$\leq 0,5$	0,3-0,9	$\leq 0,1$	$\leq 0,25$	$\leq 0,015$

Tableau 1-1 : Composition chimique de l'alliage d'aluminium 2024 selon la norme [NF EN 573-3, 2019]

Les propriétés mécaniques minimales d'une tôle en AA2024-T351 d'épaisseur comprise entre 6 et 12,5 mm sont données par la norme [NF EN 485-2, 2018] (Tableau 1-2) qui semble considérer cet alliage comme isotrope.

Limite d'élasticité à 0,2% $R_{p0,2}$ (MPa)	290
Résistance à la traction R_m (MPa)	440
Allongement à la rupture A_{50mm} (%)	13

Tableau 1-2 : Propriétés mécaniques minimales d'une tôle en AA2024-T351 d'épaisseur entre 6 et 12,5 mm sollicitée dans sa direction de laminage [NF EN 485-2, 2018]

Les propriétés physiques de l'alliage 2024 de manière plus large, incluant ses propriétés thermiques, sont présentées dans le Tableau 1-3.

Module d'Young E (MPa)	73100
Coefficient de poisson ν	0,33
Conductivité thermique λ (W.m⁻¹.°C⁻¹)	121
Coefficient d'expansion thermique α (°C⁻¹)	24,7 x 10 ⁻⁶
Masse volumique ρ (kg.m⁻³)	2770
Capacité thermique massique c_p (J.kg⁻¹.°C⁻¹)	875
Solidus T_f (°C)	502

Tableau 1-3 : Propriétés physiques de l'alliage d'aluminium 2024 (Veljic et al., 2016)

L'alliage d'aluminium 2024-T351 possède à la fois de bonnes propriétés mécaniques, une bonne conductivité thermique et une faible masse volumique. Cela explique sa large utilisation dans l'industrie aéronautique depuis de nombreuses années.

1.2.1.2 Mise en forme et traitement thermique

Le processus de mise en forme de l'alliage d'aluminium 2024 comporte 3 étapes (Pauze, 2008; Prieto Yespica & José, 2012):

- La coulée : tous les composants de l'alliage sont mélangés à 700°C, puis le mélange est coulé sous forme de plaque, la plaque se solidifie ensuite ce qui entraîne la formation d'hétérogénéités structurales et chimiques.
- L'homogénéisation : la plaque est portée entre 475 et 495°C pendant 20 h. Les hétérogénéités macroscopiques de composition sont alors éliminées. Les particules intermétalliques grossières formées pendant la solidification sont, elles, insolubles à cette température et demeurent.
- Le laminage : la plaque est laminée à chaud (puis éventuellement à froid) pour atteindre l'épaisseur désirée. Cela entraîne la fragmentation et l'élongation des grains. Les particules intermétalliques grossières sont cassées et redistribuées dans la direction de laminage.

Afin d'augmenter les propriétés mécaniques de l'alliage 2024, un traitement thermique, indiqué par la lettre « T », est toujours appliqué au matériau après sa mise en forme pour engendrer le durcissement structural de celui-ci. L'étude porte sur l'alliage 2024 traité à l'état T351. Le traitement thermique T3 est composé de quatre étapes : la mise en solution, la trempe, l'écrouissage et la maturation (Benedyk, 2010). La désignation Tx51 indique qu'une opération de détensionnement par traction est réalisée après la trempe (Figure 1-1).

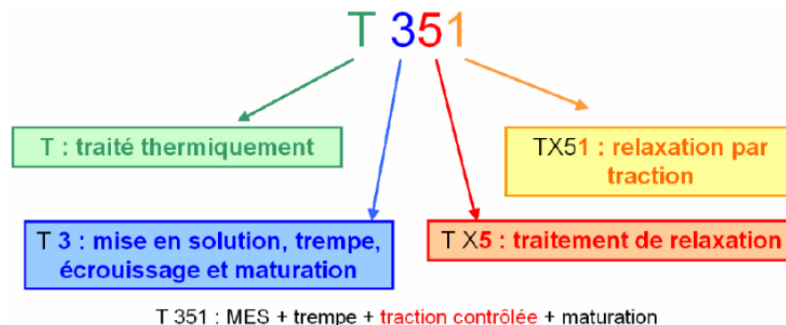


Figure 1-1 : Schéma récapitulatif de l'état thermique de l'alliage AA2024-T351 (Pauze, 2008)

Les étapes successives du traitement T351 sont ainsi les suivantes (Pauze, 2008) :

- La mise en solution : le matériau est porté à une température supérieure à la température de solvus des éléments d'alliage pendant une durée suffisante pour obtenir une mise en solution totale des atomes de soluté.
- La trempe : l'alliage est refroidi suffisamment rapidement de sorte à ce que les précipités intermétalliques stables n'aient pas le temps de se former et à conserver, à la température ambiante, la solution solide sursaturée en lacunes et en atomes de solutés obtenue à la fin de la mise en solution.
- Le détensionnement : le matériau subi une traction avec déformation plastique de l'ordre de 2% afin de réduire les contraintes résiduelles induites par la trempe et de rendre la précipitation ultérieure plus homogène en générant des dislocations, sites privilégiés de germination des précipités.
- La maturation et/ou le revenu : l'alliage est maintenu à température ambiante (maturation) et durcit spontanément par décomposition de la solution solide sursaturée en éléments d'addition. Dans la plupart des cas, ce vieillissement qualifié de naturel est suivi par un vieillissement artificiel avec un maintien à une température supérieure (entre 120 et 170°C), appelé revenu, afin d'ajuster les caractéristiques mécaniques du matériau.

Le durcissement de l'AA2024-T351 résulte donc du phénomène de précipitation associé à la décomposition de la solution solide sursaturée au cours de l'étape de maturation. Cet alliage est durci par la précipitation des phases CuAl_2 et Al_2CuMg (Huda et al., 2009). Les précipités durcissants constituent des obstacles au passage des dislocations lors de la déformation plastique, ce qui contribue à l'augmentation des propriétés mécaniques du matériau.

1.2.1.3 Texture morphologique

La texture morphologique d'une tôle en AA2024-T351 d'épaisseur 50 mm a été étudiée par micrographie optique après oxydation anodique par Pauze (Pauze, 2008). A cause de l'opération de laminage subie par le matériau lors de sa mise en forme, celui-ci présente une structure fibrée fortement anisotrope qui est constituée de gros grains aplatis et étirés dans la direction de laminage (Figure 1-2-a). Cette structure peut être caractérisée selon trois directions : sens long (L), sens travers court (T_C) et sens travers long (T_L). La taille moyenne d'un grain dans ces trois directions est indiquée en Figure 1-2-b.

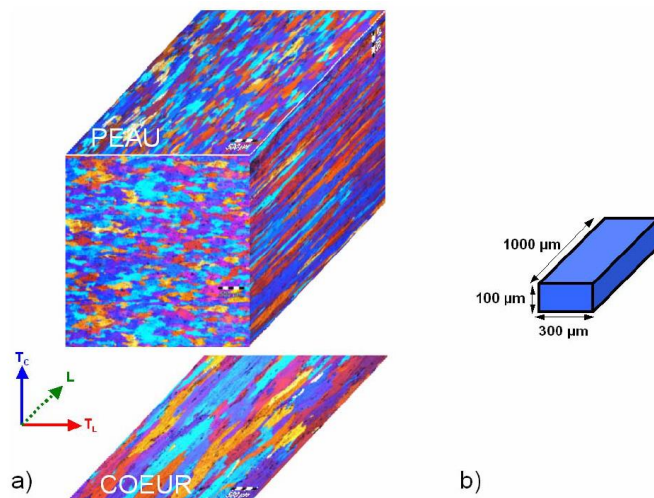


Figure 1-2 : Texture morphologique de l'alliage AA2024-T351 révélée en micrographie optique suite à une oxydation anodique (a) et dimensions caractéristiques d'un grain (b) (Pauze, 2008)

De plus, cette étude de la texture morphologique a mis en évidence un gradient de la taille des grains dans l'épaisseur de la tôle avec des grains de taille beaucoup plus petite au niveau de l'extrême peau (4 mm).

La structure anisotrope d'une tôle en AA2024-T351 lui confère des propriétés mécaniques également anisotropes. En effet, les pièces extraites d'une telle tôle présentent de meilleures propriétés mécaniques lorsqu'elles sont sollicitées dans le sens long que lorsqu'elles sont sollicitées dans le sens travers court ou long. C'est pourquoi, certains auteurs, comme Pauze (Pauze, 2008), donnent des propriétés mécaniques différentes de l'AA2024-T351 en fonction de la direction de sollicitation. Dans l'industrie aéronautique, afin d'avoir des structures les plus résistantes possibles, les pièces fabriquées à partir de tôles d'aluminium laminées sont toujours extraites de sorte à ce que la direction du laminage corresponde à la direction principale de sollicitation de la pièce une fois en service.

1.2.2 Usinabilité de l'AA2024-T351

L'usinabilité d'un matériau caractérise sa capacité à être mis en forme par enlèvement de matière. Elle peut être évaluée à travers plusieurs critères : la durée de vie de l'outil ou son usure, la forme du copeau, le taux d'enlèvement de matière, les efforts de coupe et la puissance consommée, la qualité de la surface usinée. Plusieurs travaux traitent de l'usinabilité des alliages d'aluminium en rapport avec ces critères (Carrilero and Marcos 1996; Jawahir and Balaji 2003; Songmene et al. 2011; Santos et al. 2016).

1.2.2.1 Durée de vie de l'outil

Différents matériaux sont utilisés pour la fabrication des outils coupants pour l'usinage des alliages d'aluminium : aciers rapides, carbure de tungstène, diamant polycristallin, etc... Dans l'industrie aéronautique, le matériau le plus répandu des outils de perçage de l'AA2024-T351 est le carbure tungstène. Ce matériau permet un bon compromis entre l'état de surface obtenu, la résistance à l'usure de l'outil et le coût de celui-ci.

Lors de l'usinage des alliages d'aluminium, et en particulier lors de l'usinage à sec, différents mécanismes d'endommagement de l'outil coupant peuvent avoir lieu : usure par adhésion, usure par abrasion, usure par diffusion, déformations plastiques sévères. La prédominance d'un ou des mécanismes d'usure dépend à la fois des propriétés physico-chimiques des matériaux de l'outil et de la pièce usinée, du type d'opération d'usinage, et des conditions de coupe. Au cours de l'usinage de l'AA2024-T351, les mécanismes d'endommagement prédominants sont l'usure par adhésion et l'usure par diffusion (G. List et al., 2005).

Le premier phénomène se produit sous l'effet de la pression. Des soudures se créent entre l'outil et le copeau par écrasement des aspérités ou par des phénomènes d'adsorption et de solubilité lorsqu'il existe une affinité chimique entre les atomes des matériaux de l'outil et de la pièce. Lorsque ces soudures se rompent, des fragments de matière provenant du copeau restent accrochés sur l'outil. Dans certains cas d'usinage de l'AA2024-T351, ces éléments de copeau restant collés au niveau de la pointe de l'outil peuvent s'accumuler de manière importante et former une arête rapportée (Built-Up Edge, BUE) (Figure 1-3). Celle-ci peut devenir instable en grossissant et se briser, ce qui induit une modification des conditions de coupe et une détérioration de l'intégrité de surface. Le phénomène d'adhésion a lieu principalement lors de la coupe avec des outils en carbure de tungstène ou en aciers rapides pour le domaine des faibles vitesses de coupe et des faibles avances (List, 2004) soit pour les conditions de coupe généralement considérées pour le perçage conventionnel de AA2024-T351. Afin de limiter ce phénomène d'usure, un revêtement de surface adapté peut être appliqué sur l'outil de coupe ou une lubrification peut être mise en place. Dans l'industrie aéronautique, une micro-lubrification (MQL : Minimal Quantity Lubrification), qui consiste à appliquer une quantité minimale de fluide de coupe par jet d'air, est ainsi généralement employée pour le perçage de l'AA2024-T351. Ce type de lubrification

présente des avantages économique et écologique notables par rapport à la lubrification classique (arrosage) tout en permettant d'obtenir de très bons résultats en termes de qualité de surface.

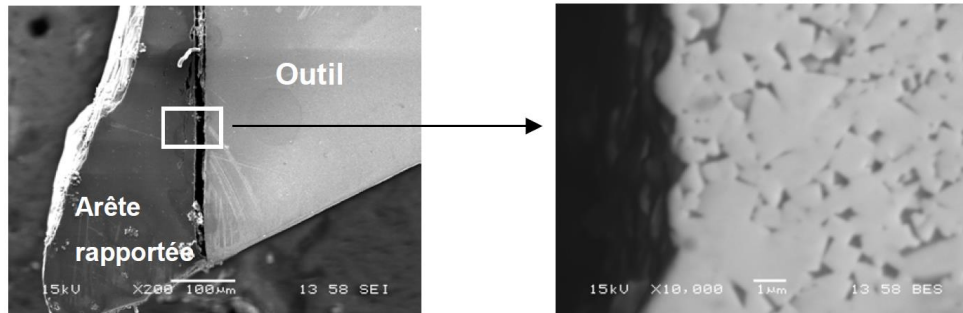


Figure 1-3 : Observation MEB de l'arête rapportée formée à l'issue d'une opération de coupe orthogonale de l'AA2024-T351 avec un outil coupant en carbure de tungstène (List, 2004)

Le phénomène de diffusion est dû aux températures et pressions élevées qui fournissent assez d'énergie aux atomes pour qu'ils migrent de l'outil vers le copeau ou inversement. Pour le cas de l'usinage de l'AA2024-T351 avec un outil en carbure, les atomes d'aluminium peuvent migrer dans l'outil à travers le liant cobalt et forment des composés intermétalliques Al_xCo_x (List, 2004). Cela fragilise la cohésion entre les grains de carbure et le liant de cobalt et contribue à la fragilisation de l'outil. Le phénomène de diffusion a lieu majoritairement au cours de l'usinage à grande vitesse de coupe et la température est le facteur principal contrôlant le taux de diffusion (Nouari, 2000). Ainsi, il est important de limiter les niveaux de températures atteints au cours de l'usinage de l'AA2024-T351. L'utilisation d'une lubrification sous forme de MQL, qui contribue à réduire l'échauffement à l'interface outil/pièce, permet donc de limiter également le phénomène d'usure de l'outil par diffusion dans les cas où un usinage de l'AA2024-T351 à grande vitesse est mis en place.

Ainsi, dans certaines conditions particulières de coupe de l'AA2024-T351, l'endommagement de l'outil de coupe peut être un problème majeur induisant une détérioration de la pièce usinée, la ruine de l'outil et donc des coûts importants associés. Cependant, pour la majorité des applications industrielles aéronautiques, le perçage de l'AA2024-T351 est un procédé maîtrisé qui, grâce à l'utilisation de conditions de lubrification et de matériau d'outil, et parfois de revêtement, adaptés, n'entraîne pas d'endommagement majeur de l'outil.

1.2.2.2 Forme du copeau

La grande ductilité des alliages d'aluminium a tendance à conduire à la formation de copeaux continus. Ceux-ci ne sont pas souhaitables pour les opérations de perçage dans le cas d'applications industrielles car ils peuvent engendrer plusieurs problèmes affectant le bon déroulement de la coupe. En effet, les copeaux continus se fragmentent difficilement et ont tendance à former des copeaux longs difficilement évacuables vers l'extérieur de la pièce. Ils peuvent conduire à des problèmes de bourrages induisant des arrêts de production et à une altération de l'intégrité de la surface de trou à travers le frottement du copeau sur celle-ci. De plus, contrairement aux copeaux segmentés ou fragmentés, les copeaux continus favorisent la formation d'une arête rapportée lorsque qu'une zone de stagnation de la matière se crée au niveau de la pointe de l'outil. Comme évoqué précédemment, cette forme d'usure de l'outil peut aussi altérer l'intégrité de surface.

Les vitesses de coupe et d'avance jouent un rôle majeur dans la morphologie des copeaux (Figure 1-4) (Rubio et al. 2006; Wagner et al. 2012). Avec les avances relativement faibles habituellement employées en perçage conventionnel des alliages d'aluminium, les copeaux obtenus ont tendance à être continus quelle que soit la vitesse de coupe. En revanche, pour certains cas d'application où des avances plus importantes sont considérées, la morphologie du copeau dépend également de la vitesse de coupe. L'augmentation de l'avance et de la vitesse de coupe peut permettre l'obtention de copeaux segmentés

ou fragmentés. Par ailleurs, la géométrie de l'outil a aussi un impact sur la nature des copeaux. La mise en place d'un brise-copeaux sur l'outil est très efficace pour l'obtention de copeaux non continus (Carrilero & Marcos, 1996).

Ainsi, les configurations conventionnelles de perçage l'AA2024-T351 ont tendance à générer une forme de copeau continue qui n'est pas optimale pour la productivité. Toutefois, l'utilisation d'une lubrification participe à améliorer l'évacuation des copeaux vers l'extérieur de la pièce et donc la productivité. L'emploi d'une lubrification peut également avoir une influence sur la morphologie des copeaux obtenus mais elle semble secondaire par rapport à celle des conditions de coupe (Kishawy et al., 2005; Wagner et al., 2012) (Figure 1-4).

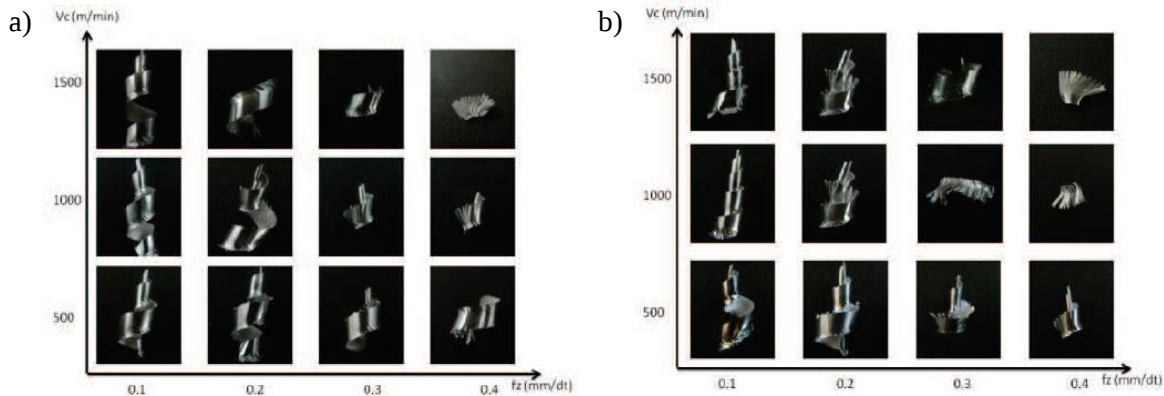


Figure 1-4 : Influence des conditions de coupe sur la morphologie des copeaux lors du fraisage de l'aluminium 2050 pour un engagement radial de 50 mm avec lubrification (a) et sans lubrification (b) (Wagner et al., 2012)

1.2.2.3 Efforts de coupe

Les efforts de coupe et le couple axial mis en jeu au cours du perçage des alliages d'aluminium sont relativement faibles par rapport à ceux mis en jeu au cours de l'usinage des autres métaux. A titre d'exemple, ils sont de l'ordre du tiers de ceux mis en jeu au cours de l'usinage des aciers (Santos et al., 2016). La grande ductilité des alliages d'aluminium conduit à de grandes longueurs de contact outil/pièce ce qui a tendance à contribuer à l'augmentation des efforts de coupe. Cependant, la faible résistance au cisaillement de ces alliages rend leur usinage relativement aisé et induit de faibles niveaux d'actions mécaniques malgré les importantes longueurs de contact outil/pièce mises en jeu.

Les faibles actions mécaniques mises en jeu au cours de l'usinage des alliages d'aluminium peut conduire à une faible énergie spécifique consommée en comparaison à celle consommée au cours de l'usinage de d'autres matériaux. Cependant, en perçage, les faibles vitesses d'avance et de coupe généralement employées limitent le débit de copeau et donc le gain sur l'énergie spécifique consommée.

Les efforts de coupe ainsi que le couple axial générés lors du perçage de l'alliage d'aluminium 2024-T3 sont fortement affectés par les vitesses d'avance et de coupe (Figure 1-5) (Giasin et al., 2016). Ils augmentent avec l'augmentation de la vitesse d'avance qui induit l'augmentation de l'épaisseur du copeau. Ils diminuent avec l'augmentation de la vitesse de coupe qui induit l'augmentation de la température du matériau dans les zones de cisaillement primaire et secondaire et donc la diminution des contraintes de cisaillement dans ces zones (Zaghbani & Songmene, 2009).

Ainsi, de par les faibles actions mécaniques qu'il met en jeu, l'usinage des alliages d'aluminium présente une performance énergétique relativement élevée. Toutefois, pour le cas du perçage, les faibles vitesses d'avance et de coupe employées en perçage conventionnel impliquent tout de même la consommation d'une certaine énergie spécifique.

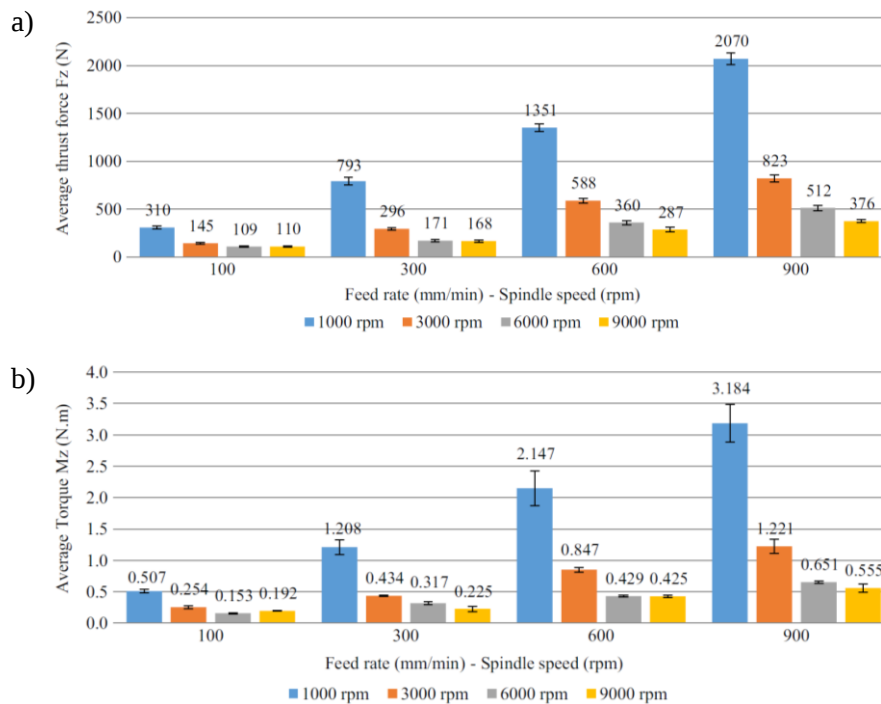


Figure 1-5 : Evolution de l'effort axial (a) et du couple axial (b) au cours du perçage de l'AA2024-T3 en fonction des vitesses d'avance et de coupe (Giasin et al., 2016)

1.2.2.4 Qualité de la pièce usinée

Le faible module d'Young des alliages d'aluminium (égal à environ un tiers de celui des aciers) ainsi que leur grande ductilité entraînent la génération d'importants champs de déformations élastiques et plastiques au cours de l'usinage. Ceux-ci, associés parfois à la présence d'une arête rapportée sur l'outil, peuvent être responsables de problèmes au niveau de la qualité de la pièce usinée. Pour le cas du perçage, ils peuvent induire une rugosité de surface importante et/ou un non-respect des tolérances géométriques (diamètre, défaut de circularité, déviation radiale ou formation de bavures) (Kurt et al., 2008), notamment dans le cas de paramètres de coupe (vitesses de coupe et d'avance) élevés (Koklu 2012; Kurt et al. 2009; Giasin et al. 2016). Cet impact négatif est dû à l'augmentation du taux d'enlèvement de matière, des vibrations de l'outil générées et de la température mise en jeu dans la zone de coupe qui induit une dégradation des propriétés du matériau à travers le phénomène d'adoucissement.

Les paramètres de coupe semblent être les paramètres majeurs impactant la formation de bavure avec un impact négatif significatif de la vitesse d'avance sur la hauteur de bavure (Giasin et al., 2016). En revanche, leur influence sur l'état de surface et le diamètre percé semble être limitée (Kurt et al., 2008).

La géométrie et le revêtement de l'outil utilisé semblent être d'autres paramètres importants ayant une influence sur la qualité du perçage obtenu (Kurt et al. 2008; Nouari et al. 2003). L'augmentation de l'angle de pointe et de l'angle d'hélice du foret minimise la rugosité de surface alors qu'un angle de pointe faible minimise la formation de bavure.

Ainsi, les principales difficultés rencontrées lors de l'usinage des alliages d'aluminium semblent être les problèmes de qualité de surface et de non-respect des tolérances géométriques. Afin de limiter les déformations plastiques sévères au cours de l'usinage, responsables de ces problèmes, la température mise en jeu dans la zone de coupe doit être limitée. La mise en place d'une lubrification adaptée peut permettre d'obtenir une qualité d'état de surface suffisante pour ne pas avoir recours à une opération de finition.

Pour leur facilité à être usinés de par leur grande ductilité, les faibles efforts de coupe qu'ils mettent en jeu et la relative longue durée de vie des outils utilisés pour leur usinage, les alliages d'aluminium sont considérés comme la catégorie de matériaux présentant la plus grande usinabilité. Leur usinabilité dépend de plusieurs facteurs à savoir l'outil de coupe utilisé et les conditions et l'environnement de coupe. Par ailleurs, l'usinabilité varie d'un alliage d'aluminium à l'autre en fonction de leur composition chimique. Jawahir et Balaji (Jawahir & Balaji, 2003) proposent une classification des alliages d'aluminium selon 5 niveaux d'usinabilité (A, B, C, D et E, usinabilité croissante de E à A) prenant en compte la longueur des copeaux formés et la qualité de la surface usinée. Selon cette classification, l'alliage 2024-T3 possède une usinabilité relativement bonne (niveau B) en comparaison aux autres alliages d'aluminium.

Comme vu au cours de l'étude des différents critères d'usinabilité présentée dans cette partie, l'emploi de grandes vitesses (vitesses de coupe et d'avance) pour l'usinage des alliages d'aluminium présente de nombreux avantages : réduction des efforts de coupe, meilleure morphologie de copeau, minimisation de l'arrête rapportée. C'est pourquoi, ces dernières années, l'usinage à grande vitesse (UGV), voire à très grande vitesse et à ultra grande vitesse, des alliages d'aluminium a été fortement développé (Hamade & Ismail, 2005). Plusieurs travaux ont montré que l'UGV permet de réduire considérablement les problèmes d'état de surface et de formation de bavure rencontrés fréquemment lors de l'usinage des alliages d'aluminium dans leur plage de vitesses d'usinage conventionnelle (Hamade & Ismail, 2005). Pour le cas du perçage de l'AA2024-T351, Kamgaing Souop (Kamgaing Souop, 2020), dans ses travaux sur le perçage orbital en collaboration avec PRECISE France, a mis au point une optimisation de ce procédé dans le cadre d'un UGV afin d'améliorer à la fois l'intégrité de surface des trous percés et leur temps d'usinage.

1.3 L'opération de perçage

Le perçage, opération d'usinage la plus courante dans l'industrie mécanique, consiste en la réalisation d'un trou cylindrique dans une pièce. Il existe différents procédés permettant la réalisation de cette opération d'usinage (perçage à l'aide d'un outil rotatif coupant, perçage par électroérosion, perçage laser, poinçon...). Parmi ceux-ci, l'étude se focalise sur le perçage effectué à l'aide d'un outil rotatif coupant qui est de loin le procédé le plus répandu. Elle vise à comparer les procédés de perçage axial et orbital qui mettent en œuvre des cinématiques et des outils très différents et par conséquent des phénomènes d'enlèvement de matière bien distincts.

1.3.1 Cinématique des procédés de perçage axial et orbital

- Le procédé de perçage axial

En perçage axial, l'usinage est réalisé à l'aide d'un foret qui exécute deux mouvements (Figure 1-6) :

- un mouvement de coupe correspondant à une rotation du foret autour de son axe qui est défini par la vitesse de coupe à la périphérie de l'outil V_c ou la vitesse de rotation de la broche N :

$$V_c = \frac{\pi \times D_{\text{outil}} \times N}{1000} \quad (1-1)$$

V_c : vitesse de coupe (m/min)

N : vitesse de rotation de la broche (tr/min)

D_{outil} : diamètre de l'outil (mm)

- un mouvement d'avance correspondant à une translation du foret suivant l'axe du trou percé qui est défini par la vitesse d'avance V_{fa} ou l'avance par tour f_a ou l'avance par tour et par dent $f_{a,z}$:

$$V_{fa} = f_a \times N \quad (1-2)$$

$$f_{a,z} = \frac{f_a}{Z} \quad (1-3)$$

V_{fa} : vitesse d'avance axiale (mm/min)

f_a : avance axiale par tour (mm/tr)

$f_{a,z}$: avance axiale par tour et par dent (mm/tr)

Z : nombre de dents de l'outil

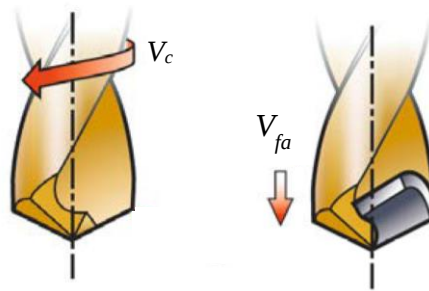


Figure 1-6 : Cinématique du perçage axial (Jrad, 2007)

- Le procédé de perçage orbital

En perçage orbital, l'usinage est réalisé avec une fraise de diamètre inférieur au diamètre du trou qui parcourt une trajectoire hélicoïdale. Celle-ci est caractérisée par trois mouvements (Figure 1-7) :

- une rotation de la fraise autour de son axe qui est définie par la vitesse de rotation de la broche N ou la vitesse de coupe à la périphérie de la fraise V_c :

$$N = \frac{1000 \times V_c}{\pi \times D_{outil}} \quad (1-4)$$

- une rotation de la fraise autour de l'axe du trou qui est définie par la vitesse de rotation orbitale N_{orb} ou la vitesse d'avance tangentielle au centre de l'outil V_{ft} ou l'avance tangentielle au centre outil par tour d'outil f_t :

$$N_{orb} = \frac{V_{ft}}{\pi \times (D - D_{outil})} \quad (1-5)$$

$$V_{ft} = f_t \times N \quad (1-6)$$

N_{orb} : vitesse de rotation orbitale (tr/min)

V_{ft} : vitesse d'avance tangentielle au centre de l'outil (mm/min)

D : diamètre du trou (mm)

f_t : avance tangentielle au centre outil par tour d'outil (mm/tr)

- une translation suivant l'axe du trou définie par la vitesse d'avance axiale V_{fa} (mm/min) ou l'avance axiale par tour d'outil f_a (mm/tr) :

$$V_{fa} = f_a \times N \quad (1-7)$$

La vitesse d'avance axiale et la vitesse de rotation orbitale sont liées par le pas de l'hélice p qui est décrite par l'outil au cours du perçage :

$$p = \frac{V_{fa}}{N_{orb}} \quad (1-8)$$

p : pas de l'hélice (mm/tr)

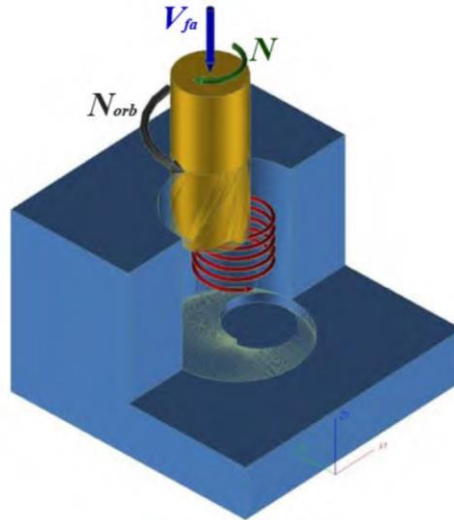


Figure 1-7 : Cinématique du perçage orbital (Rey, 2016)

1.3.2 Outils et moyens de perçage

1.3.2.1 Outils coupants utilisés en perçage

- Les outils coupants pour perçage axial

Il existe différents types de forets disponibles en fonction de la profondeur du trou à percer, de la précision du perçage et de la productivité souhaitées (Figure 1-8). Pour le perçage de trous courts (rapport entre la profondeur percée L_p et le diamètre D inférieur à 5), les forets monobloc, à embouts amovibles ou à plaquettes indexables sont utilisés. En revanche, les forets $\frac{3}{4}$ sont employés pour percer des trous très profonds grâce à leur géométrie très particulière.

L'étude se focalise sur le perçage axial de trous courts avec un foret monobloc qui est l'outil principalement utilisé pour le perçage de petits trous (entre 2,5 et 12,7 mm de diamètre).



Figure 1-8 : Différents types de forets (Girinon, 2017)

Parmi les forets monoblocs, de nombreuses géométries de foret existent : foret hélicoïdal classique, foret étagé, foret avec ou sans trous de lubrification, foret à deux, trois ou quatre goujures, foret à goujures rectiligne... Quelle que soit la géométrie, les éléments principaux d'un foret assurant le bon déroulement de l'usinage sont (Figure 1-9) :

- Les arêtes de coupe : situées au niveau de la pointe de l'outil et formées par l'affûtage des faces de coupe et de dépouille, elles constituent la partie active de l'outil. Elles assurent la formation du copeau et le centrage du foret dès l'attaque dans la matière. Pour le cas des outils étagés, elles sont réparties de façon discontinue sur la longueur de l'outil
- Les becs : situés au niveau des extrémités des arêtes de coupe à la périphérie de l'outil, ils forment l'ébauche de la surface du trou percé
- Les goujures : elles forment la face de coupe, participent à la formation du copeau et permettent l'évacuation des copeaux vers l'extérieur du trou. Leur forme a une grande influence sur la formation et l'évacuation des copeaux.
- L'âme : située au niveau de la partie centrale non taillée de la pointe de l'outil, elle contribue à la rigidité de l'outil
- Les listels : ce sont des arêtes de coupe secondaires aménagées sur les flancs de l'outil. Ils assurent la finition de la surface du trou percé et assurent le guidage de l'outil en frottant sur les parois du trou
- La queue : elle assure la fixation de l'outil dans la machine ainsi que son entraînement



Figure 1-9 : Descriptif général d'un foret (Ladonne, 2016)

- Les outils coupants pour perçage orbital

Le perçage orbital est, lui, réalisé à l'aide d'une fraise qui est, dans la majorité des cas, une fraise monobloc. La géométrie de ce type d'outil diffère du foret utilisé en perçage axial. En effet, elle est plus adaptée pour effectuer une coupe au niveau des flancs de l'outil. Des éléments principaux de l'outil coupant mis en œuvre en perçage axial sont retrouvés dans la géométrie de la fraise pour perçage orbital : les arêtes de coupe, les goujures, les listels, la queue de l'outil. En revanche, la géométrie de bout d'outil d'une fraise varie significativement de la géométrie de bout d'outil d'un foret, puisqu'elle ne constitue pas une pointe. Concernant les arêtes de coupe, Rey (Rey, 2016) définit leur géométrie comme étant divisée en deux ou trois parties suivant si la dent est avec ou sans coupe au centre :

- La partie radiale qui comprend le bec de l'arête et l'arête secondaire en périphérie
- La partie axiale qui comprend la partie de l'arête taillée entre le centre de l'outil et le bec
- La partie centrale qui comprend la partie de l'arête non taillée pour le cas des dents sans coupe au centre au centre

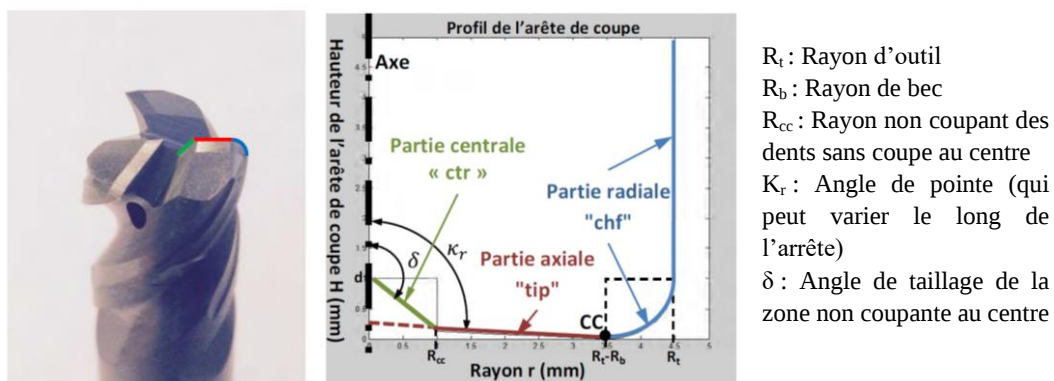


Figure 1-10 : Géométrie des arêtes de coupe d'une fraise pour perçage orbital (Rey, 2016)

La Figure 1-11 présente la géométrie de fraises utilisées par différents auteurs pour le perçage orbital dans divers matériaux. La géométrie de ces fraises est très variée. Les outils présentent un nombre de dents variable (entre 2 et 4). Certaines dents des outils présentent une coupe au centre et d'autres pas et certaines présentent un rayon de bec plus ou moins marqué.



Figure 1-11 : Fraises utilisées par (a) (H. Li et al., 2014) pour le perçage orbital du Ti6Al4V, (b) par (Rey, 2016) pour le perçage d'empilages CFRP/Ti6Al4V et (c) par (Brinksmeier & Fangmann, 2010) pour le perçage d'AA2024-T351 revêtu

1.3.2.2 Moyens de perçage

Dans l'industrie aéronautique, divers moyens de perçage sont utilisés (Figure 1-12) :

- Les Machines-Outils à Commande Numérique (MOCN)
- Les robots d'usinage : comme les MOCN, ils permettent l'exécution de cycles de perçage automatiques, mais ils présentent l'avantage d'avoir une plus grande flexibilité d'utilisation en raison de la diversité des mouvements qu'ils peuvent effectuer. En revanche, ces moyens de perçage présentent une rigidité moins importante qu'une MOCN.
- Les Unités de Perçage Automatique (UPA) : ces machines sont positionnées manuellement sur des grilles de perçage à l'aide de canons de perçage fixés au bout d'une rallonge. Le maintien en position de l'UPA est ensuite activé par un système de clamping et le mouvement d'avance est généré automatiquement. Ce moyen de perçage est adapté pour le perçage de pièces dont l'accessibilité est limitée. En revanche, il nécessite la présence d'un opérateur pour effectuer son positionnement. De plus, ces machines, généralement pneumatiques, ne permettent pas la variation des paramètres de coupe au cours du cycle de perçage puisque les mouvements de rotation et d'avance sont liés par un système vis/écrou.
- Les perceuses manuelles : avec ce moyen de perçage, le mouvement d'avance est généré manuellement, la présence d'un opérateur très expérimenté durant l'intégralité du cycle de perçage est donc nécessaire afin d'assurer son bon déroulement



Figure 1-12 : Machines industrielles de perçage (Ladonne, 2016)

En ce qui concerne le cas du perçage orbital, ce procédé nécessite l'intégration d'équipements particuliers. En effet, s'il est possible d'effectuer ce type de perçage sur une MOCN conventionnelle, dans le cas de vitesses de rotation élevées et/ou d'interpolations de petit diamètre, il y a un risque de perte de précision due aux erreurs de poursuite et d'inversion d'axe provenant des asservissements. Il est donc plus judicieux de disposer d'un effecteur de perçage orbital combinant deux broches : l'une exécutant la rotation outil et l'autre exécutant la rotation orbitale. Ce type d'effecteur de perçage orbital peut être intégré à une MOCN ou à un robot.

1.3.3 Phénomènes d'enlèvement de matière en perçage

• Enlèvement de matière en perçage axial

En perçage axial, la majorité de l'enlèvement de matière est générée par le bout de l'outil (arêtes de coupe et âme). Les mécanismes d'enlèvement de matière dans cette zone varient en fonction de la position radiale. Pour un foret hélicoïdal conventionnel, ils sont les suivants (Figure 1-13-a) :

- au niveau des arêtes de coupe : l'enlèvement de matière généré est similaire à une opération de coupe oblique avec différents angles de coupe en fonction de la position radiale (vue A-A et B-B)
- au niveau des extrémités de l'âme : l'enlèvement de matière est semblable à une opération de coupe orthogonale avec des conditions critiques (angle de coupe négatif) (vue D-D)
- au niveau de l'âme : la vitesse de rotation étant très faible devant la vitesse d'avance, l'enlèvement de matière est assimilé à de l'indentation et la matière est refoulée vers les arêtes de coupe (vue C-C)

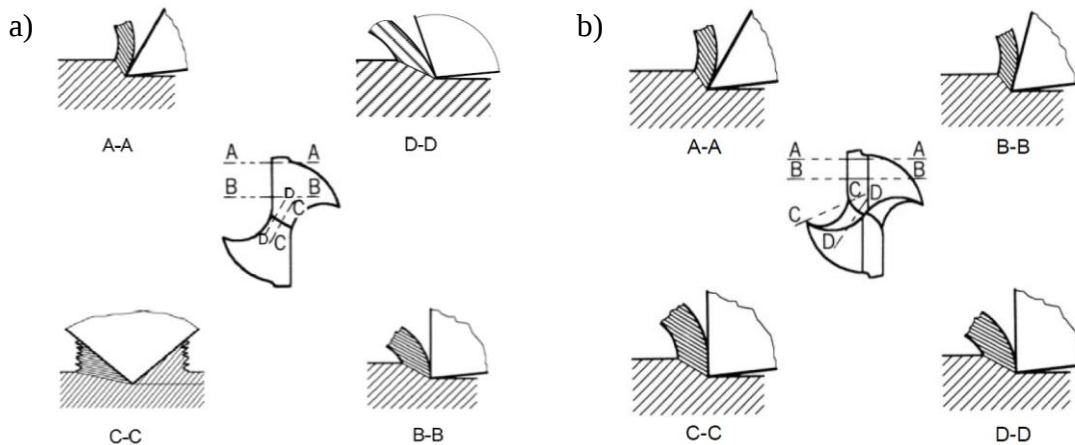


Figure 1-13 : Mécanismes d'enlèvement de matière pendant le perçage avec un foret hélicoïdal conventionnel (a) et un foret de géométrie moderne (b) (Jrad, 2007)

Afin de réduire le phénomène d'indentation, les forets modernes possèdent une arête centrale amincie permettant d'améliorer les conditions de coupe dans cette zone (Figure 1-13-b).

La partie latérale de l'outil joue un rôle mineur dans l'enlèvement de matière. Cependant, elle a un impact significatif sur l'intégrité de surface du trou percé. Une portion des listels au niveau de la pointe de l'outil génère, sur une hauteur correspondant à l'avance par tour et par dent, un enlèvement de matière similaire à une opération de coupe orthogonale avec un angle de dépouille nul. Au niveau de l'angle de dépouille nul qui correspond au contact listel/surface du trou, un frottement important est généré.

A cause des efforts de coupe axiaux très importants mis en jeu au cours du perçage axial, une bavure, peut se former (Figure 1-14). Les bavures sont formées dans la majorité des cas sur la face inférieure ou face de sortie de la pièce percée, et parfois sur la face supérieure ou face d'entrée. Elles doivent être retirées par le biais d'une opération d'ébavurage après désassemblage des pièces car elles peuvent être responsables de mauvais alignement des pièces pour l'assemblage.

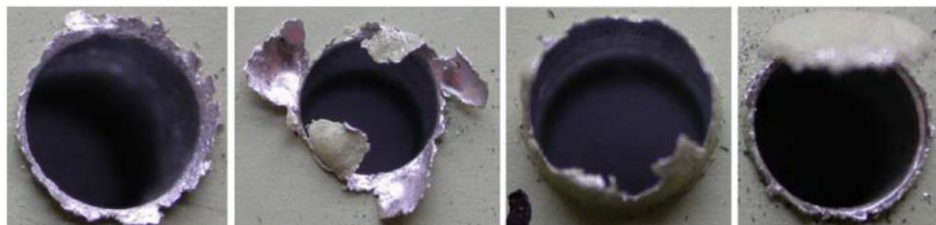


Figure 1-14 : Formation de bavure en face de sortie à l'issue du perçage axial dans un alliage d'aluminium revêtu (Brinksmeier & Fangmann, 2010)

- Enlèvement de matière en perçage orbital

En perçage orbital, le bout de l'outil et la partie latérale de l'outil génèrent tous les deux un enlèvement de matière important. Brinksmeier et Fangmann (Brinksmeier & Fangmann, 2010) donnent une représentation du volume de matière enlevé par chacune de ces deux parties de l'outil (Figure 1-15) ainsi qu'une expression du rapport entre ces deux volumes (Equation (1-9)).

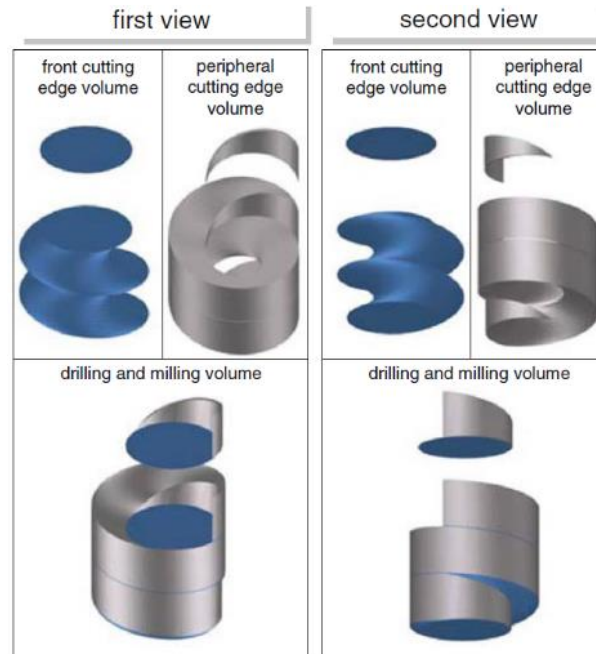


Figure 1-15 : Volumes des différents enlèvements de matière en perçage orbital (Brinksmeier & Fangmann, 2010)

$$G = \frac{V_1}{V_2} = \frac{(D)^2 - (D_{outil})^2}{(D_{outil})^2} \quad (1-9)$$

G : rapport entre les volumes de matière enlevés par la partie latérale de l'outil et le bout de l'outil en perçage orbital

V_1 : volume de matière associé à la coupe latérale (mm^3)

V_2 : volume de matière associé à la coupe en bout d'outil (mm^3)

La coupe en bout d'outil et la coupe latérale sont associées à des mécanismes de coupe et des types de copeau très différents. Le bout de l'outil réalise une coupe continue et génère des copeaux longs (Figure 1-16-a). Au contraire, la partie latérale de l'outil réalise une coupe discontinue et génère des copeaux fragmentés (Figure 1-16-b).

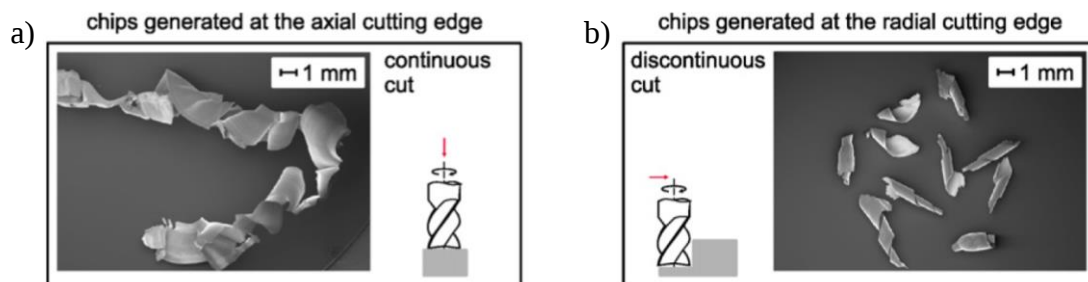


Figure 1-16 : Copeaux formés lors du perçage orbital (Denkena et al., 2008)

Comme en perçage axial, c'est la coupe latérale qui pilote principalement l'intégrité de surface du trou usiné.

Le perçage orbital permet de réduire considérablement la formation de bavure en face de sortie du fait des faibles efforts axiaux mis en jeu. Cependant, il peut entraîner la formation d'un autre défaut qui se présente sous forme de disque et qui est appelé capsule (Figure 1-17). Ce défaut reste parfois accroché à la pièce ce qui devient problématique car il devient nécessaire de réaliser une opération d'ébavurage.

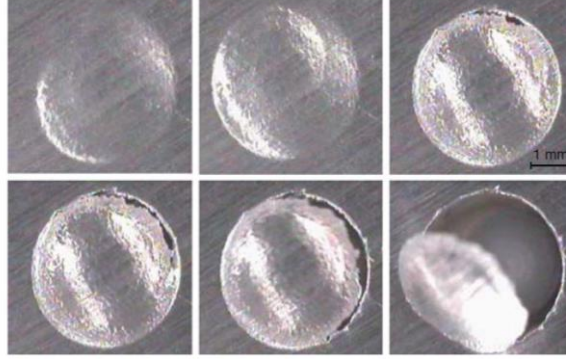


Figure 1-17 : Formation de capsules en face de sortie à l'issue du perçage orbital dans l'AA2024-T351 (Brinksmeier & Fangmann, 2010)

1.3.4 Optimisation des conditions de coupe en perçage

Afin de déterminer les conditions de coupe optimales d'une opération de perçage, plusieurs méthodes expérimentales ont été développées. Celles-ci visent à identifier le domaine de fonctionnement d'un outil pour le perçage d'un matériau donné dans des conditions de lubrification données. La méthode la plus répandue est le couple outil-matière (COM). Cette approche normalisée [NF E66-520-7, 2000], [NF E66-520-8, 2000] permet d'identifier les conditions de coupe optimales d'un outil à partir d'une large série d'essais de perçage, instrumentés en effort, couple et puissance, avec contrôles de l'outil, de la qualité des trous et de la morphologie des copeaux.

La méthode COM est basée sur la minimisation de l'effort spécifique ($K_{c,F}$) et/ou de l'énergie spécifique de coupe ($K_{c,P}$) en fonction des conditions d'usinage. Pour le perçage axial, ces paramètres peuvent être calculés à partir de mesures expérimentales de la façon suivante :

$$K_{c,F} = \frac{F_z \times V_{fa}}{Q} + \frac{F_t \times V_c}{Q} = \frac{4 \times F_z}{\pi \times D_{outil}^2} + \frac{8 \times M_z \times V_c}{\pi \times D_{outil}^3 \times V_{fa}} \quad (1-10)$$

$$K_{c,P} = \frac{4000 \times P_c}{\pi \times D_{outil}^2 \times V_{fa}} \quad (1-11)$$

$K_{c,F}$: Effort spécifique de coupe ($N.mm^{-2}$)

F_z : Effort axial (N)

F_t : Effort tangentiel (N)

Q : Débit de copeau ($mm^3.s^{-1}$)

M_z : Couple axial ($N.mm$)

$K_{c,P}$: Energie spécifique de coupe ($N.mm^{-2}$)

P_c : Puissance de coupe (W)

L'allure caractéristique des courbes représentant l'effort ou l'énergie spécifique en fonction de la vitesse de coupe et de l'avance sont présentées en Figure 1-18. Sur ces courbes, une partie stable, où l'effort spécifique est minimum et reste quasi constant, est observée. Elle correspond à la zone de coupe

optimale. Concernant la vitesse de coupe, en dessous d'une certaine valeur, l'outil broute ce qui entraîne un arrachement de matière plus qu'une coupe et au-dessus d'une certaine valeur, une usure accélérée de l'outil est générée. Cela entraîne dans les deux cas une augmentation de l'effort (ou énergie) spécifique de coupe à travers l'augmentation des efforts et frottements. Concernant l'avance, en dessous d'une certaine valeur, l'outil écrouit le matériau au lieu de le couper à cause de la trop faible épaisseur de copeau ce qui crée des frottements intenses et, au-delà d'une certaine valeur, une usure prématurée de l'outil, associée à des efforts de coupe importants, apparaît. Ces phénomènes entraînent une augmentation de l'énergie consommée. Ainsi, le domaine de fonctionnement d'un outil peut être défini en dessous d'une certaine valeur seuil de l'effort ou l'énergie spécifique de coupe.

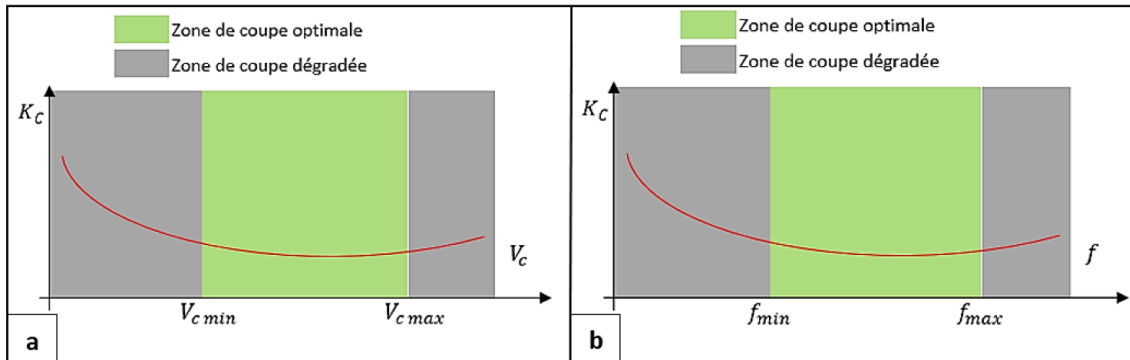


Figure 1-18 : Allure caractéristique de l'effort ou de l'énergie spécifique en fonction de la vitesse de coupe (a) et de l'avance (b) (Kamgaing Souop, 2020)

La méthode COM, appliquée à l'opération de perçage, se déroule en plusieurs étapes. La plus importante consiste à déterminer les limites minimales et maximales de la vitesse de coupe V_c et de l'avance f_a à partir de l'analyse de l'effort spécifique et/ou énergie spécifique de coupe, de la qualité de trous et de la morphologie des copeaux. Pour une avance choisie en conformité avec le matériau usiné et la géométrie de l'outil, une variation de la vitesse de coupe est effectuée dans une plage suffisamment grande. Le domaine d'utilisation en vitesse de coupe est alors déterminé en éliminant les vitesses associées à :

- un effort (ou une énergie) spécifique supérieur à la valeur seuil choisie
- une qualité du trou (dimensions, forme, état de surface, hauteur de bavure) hors des tolérances choisies
- une morphologie des copeaux (type, longueur) hors des limites choisies

Un balayage en avance suffisamment large est ensuite effectué dans le domaine d'utilisation en vitesse de coupe identifié. Le domaine d'utilisation en avance est alors déterminé en éliminant certaines valeurs d'avance en considérant les mêmes critères de performance que ceux utilisés pour identifier le domaine de fonctionnement en vitesse. Le domaine technologique d'utilisation de l'outil est ainsi obtenu.

Avec cette méthode globale, qui est la plus répandue, un nombre important de couple (V_c, f_a) est donc considéré pour les essais de perçage. Cela fait d'elle une méthode relativement longue à mettre en place. C'est pourquoi, la méthode en croix, plus rapide, est également utilisée. Celle-ci consiste à faire varier la vitesse de coupe dans une plage suffisamment grande pour une avance choisie, à choisir une vitesse de coupe optimale dans le domaine d'utilisation en vitesse de coupe identifié et à effectuer un balayage en avance suffisamment large pour cette vitesse de coupe.

Une autre étape du COM consiste ensuite à réaliser d'une série d'essais d'usure afin d'analyser la durée de vie de l'outil dans le domaine technologique (V_c, f_a) déterminé.

La méthode COM définie par les normes [NF E66-520-7, 2000] et [NF E66-520-8, 2000] a été mise en place pour le cas du perçage axial et ne traite pas le cas du perçage orbital. Comme vu en Partie 1.3.1, si la cinématique du perçage orbital est définie par une vitesse de coupe et une avance axiale comme en perçage axial, elle fait également intervenir un troisième paramètre spécifique : l'avance tangentielle programmée à travers la vitesse de rotation orbitale. Le COM conventionnel est donc insuffisant pour déterminer les conditions de coupe optimales en perçage orbital. Une méthode d'optimisation des paramètres de coupe pour ce procédé de perçage doit prendre en compte ce troisième paramètre cinématique. Cependant, l'avance tangentielle est dépendante de l'avance axiale, puisqu'elles sont toutes les deux liées par le pas de la trajectoire hélicoïdale de l'outil. Il n'est donc pas judicieux d'effectuer un COM en considérant ces deux avances de façon indépendante. Ainsi, la difficulté de l'optimisation des paramètres de coupe en perçage orbital résulte dans l'interdépendance de ceux-ci.

Une méthode d'optimisation en perçage orbital développée dans le laboratoire (Kamgaing Souop, 2020), propose de considérer une étape de détermination du pas optimal de l'hélice en plus des étapes de détermination de la vitesse de coupe optimale et de l'avance axiale optimale définies dans le COM conventionnel. Les étapes de cette méthode qui permet de prendre en compte l'interdépendance des paramètres de coupe sont détaillées en Figure 1-19. Tout comme avec le COM conventionnel, les critères de performance permettant de retenir le paramètre de coupe optimal à chaque étape sont la minimisation de l'effort spécifique et/ou de la puissance spécifique et l'obtention d'une qualité de trou respectant les tolérances choisies.

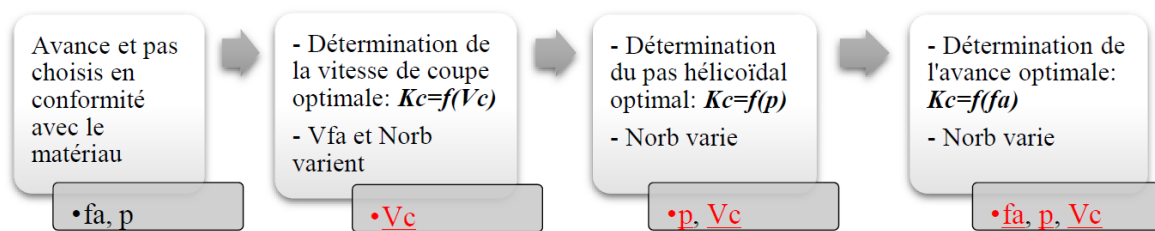


Figure 1-19 : Méthode d'optimisation des paramètres de coupe en perçage orbital (Kamgaing Souop, 2020)

1.3.5 Comparaison des deux procédés de perçage étudiés

Les procédés de perçage axial et orbital possèdent chacun des avantages et des inconvénients.

- Sollicitations mécaniques et thermiques mises en jeu au cours de l'usinage

Un des avantages majeurs du perçage orbital par rapport au perçage conventionnel est la diminution considérable de l'effort de coupe axial mis en jeu au cours de l'usinage (Iyer et al., 2007). Celle-ci s'explique en partie par les faibles avances axiales employées en perçage orbital. Cette diminution de l'effort axial permet de réduire considérablement la formation de bavure en entrée et en sortie de trou lors du perçage de pièces en alliage d'aluminium (Brinksmeier & Fangmann, 2010). Ceci est très intéressant d'un point de vue optimisation des coûts de production car cela permet d'envisager de supprimer les opérations de désassemblage des pièces et d'ébavurage des trous. Cependant, le perçage orbital peut conduire, dans certains cas, à la formation d'une capsule en sortie de trou nécessitant ainsi le maintien des opérations de désassemblage et d'ébavurage. Des travaux portant sur l'étude du perçage orbital de l'alliage d'aluminium 2024 ont montré, néanmoins, que la formation de capsule peut être minimisée en utilisant des conditions de coupe et un diamètre d'outil adaptés (Brinksmeier & Fangmann, 2010).

Concernant les efforts de coupe radiaux mis en jeu au cours du perçage, dans le cas du perçage axial, les forets modernes possèdent une propriété d'auto-centrage associée à un équilibre des efforts radiaux ce qui permet le respect de tolérances étroites. En revanche, dans le cas perçage orbital, le diamètre de

l'outil étant inférieur au diamètre du trou, les efforts radiaux ne peuvent pas s'équilibrer. Cela peut conduire, dans certains cas, lorsque les efforts de coupe sont importants, à une flexion de l'outil associée à l'usinage d'un diamètre de trou inférieur à celui souhaité et hors tolérances (Denkena et al., 2008). Plusieurs solutions peuvent être mises en place pour limiter ce phénomène. L'usinage d'un diamètre plus important peut être programmé pour compenser la flexion de l'outil ou la flexion de l'outil peut être limitée en utilisant des paramètres de coupe optimisés.

L'utilisation d'un outil de diamètre inférieur à celui du trou percé conduit également à une meilleure dissipation de la chaleur produite au cours de l'usinage pour le perçage orbital. La dégradation des conditions de coupe ainsi que les phénomènes d'usure de l'outil liés à l'augmentation de la température dans la zone de coupe sont ainsi limités avec ce procédé de perçage.

- Evacuation des copeaux

En perçage axial, les copeaux sont générés dans un espace confiné et sont évacués par le biais des goujures. Ce procédé peut conduire, dans certains cas, lorsque la morphologie du copeau formée n'est pas maîtrisée, à des phénomènes de bourrages entraînant l'interruption de la production. Avec le perçage orbital, les copeaux sont facilement évacués au niveau du jeu entre l'outil et le trou usiné, les problèmes de bourrage sont donc évités malgré le copeau long généré par le bout de l'outil. Avec cette technique de perçage, il est donc envisageable de supprimer l'utilisation d'un moyen de lubrification lorsqu'il est mis en place en perçage axial pour faciliter l'évacuation des copeaux et diminuer la température dans la zone de coupe.

- Géométrie de perçage

En perçage axial, le diamètre du trou usiné est imposé par le diamètre de l'outil et un outil doit être utilisé par diamètre de perçage. En revanche, en perçage orbital, le diamètre du trou percé dépend du diamètre de l'outil mais également de l'excentrique, c'est-à-dire de la distance entre l'axe de la broche servant à la rotation outil et l'axe de la broche servant à la rotation orbitale. Il est donc possible de percer des trous de différents diamètres uniquement en modifiant l'excentrique et en conservant un même outil. Cela permet d'envisager la réalisation de l'ébauche et de la finition avec un même outil, voire en une seule opération : ébauche en descendant et finition en remontant. Il est également possible d'envisager l'usinage de trous à géométrie complexe (trou conique, trou avec lamage ou gorge, etc...) en une seule opération.

- Qualité du trou

Le perçage axial est un procédé maîtrisé depuis de nombreuses années qui permet, après optimisation des conditions de coupe, d'obtenir une grande qualité du logement de fixation usiné en termes de dimensions, de forme et d'état de surface. La technique plus récente de perçage orbital permet, pour le cas du perçage des alliages d'aluminium, d'obtenir des trous d'une qualité équivalente voire supérieure à celle obtenue avec le perçage axial (Sasahara, 2008; Sun et al., 2018). De plus, cette grande qualité peut être obtenue en une seule opération et sans lubrification (Ni, 2007). Les quelques problèmes de qualité qui peuvent être rencontrés en perçage orbital concernent essentiellement le non-respect des tolérances géométriques sur le diamètre dû à la flexion de l'outil. Par contre, il n'existe pas de procédure normalisée pour la détermination des paramètres de coupe optimaux en perçage orbital. La méthode d'optimisation développée au sein du laboratoire a été validée au cours des travaux de Kamgaing (Kamgaing Souop, 2020).

- Aspects économiques

Le perçage orbital peut s'avérer très intéressant d'un point de vue économique par rapport au perçage conventionnel. Il pourrait en effet permettre de réduire significativement le temps d'assemblage des structures aéronautiques, et donc son coût, en réalisant l'usinage du logement de fixation en une seule opération et en éliminant les étapes de désassemblage, ébavurage et réassemblage des pièces (Latger et al., 2002; Whinnem et al., 2009). Un autre avantage de ce procédé est la possibilité de perçage sans lubrification (Ni, 2007). Cela induit un environnement de travail beaucoup plus propre et pourrait permettre une réduction supplémentaire du coût (coûts lubrifiant, retraitement...) et du temps d'assemblage des structures grâce à la suppression de l'étape de nettoyage. Il est important de noter cependant que le perçage orbital induit un temps de perçage plus long que le perçage conventionnel du fait de la trajectoire hélicoïdale parcourue par l'outil et des faibles vitesses d'avance généralement employées (Iyer et al., 2007). Néanmoins, la possibilité d'éliminer les étapes de l'assemblage évoquées précédemment, dans le cadre d'un perçage orbital maîtrisé, rend le temps global d'assemblage d'une structure largement inférieur à celui obtenu en perçage axial.

Au-delà de la réduction du temps d'assemblage des structures, le perçage orbital est également avantageux économiquement de par sa flexibilité liée à la possibilité d'usiner plusieurs diamètres et géométries de trou avec un même outil. Elle permet de diminuer le nombre d'outils et de machines nécessaires pour les opérations de perçage des structures.

Cependant, les avantages économiques du perçage orbital cités ci-dessus sont limités par le coût important des effecteurs de perçage orbital dont il est indispensable de s'équiper pour un usinage précis. En plus du coût des machines, les outils de perçage orbital sont aussi bien plus onéreux que les outils de perçage axial du fait de leur géométrie complexe et de leur demande beaucoup plus faible que les outils axiaux hélicoïdaux largement répandus sur le marché. Par ailleurs, la nécessité de monter un effecteur de perçage orbital sur le moyen de perçage utilisé (robot, UPA) rend ce procédé de perçage plus encombrant que le perçage axial. Cela peut, parfois, amener à des problèmes d'accessibilité.

1.4 Instrumentation, mesure et simulation de l'opération de perçage

Plusieurs moyens permettent d'évaluer la bonne exécution de l'opération de perçage et son impact sur la qualité du trou percé. Certains moyens permettent d'analyser le bon déroulement de l'opération de perçage au cours de l'usinage via une instrumentation de l'opération et la mesure de grandeurs indirectes. D'autres moyens permettent d'évaluer directement la qualité du trou percé à l'issue de l'usinage via des mesures expérimentales du trou percé. Par ailleurs, en parallèle des moyens d'analyse expérimentaux, des méthodes numériques peuvent également être mises en place pour simuler les phénomènes mis en jeu au cours de l'opération de perçage et leur impact sur la qualité du trou percé.

1.4.1 Instrumentation de l'opération perçage

Afin d'évaluer le bon déroulement de l'enlèvement de matière au cours d'une opération de perçage et de juger indirectement de la qualité du trou percé, l'état d'usure de l'outil et l'allure du copeau formé peuvent être observés. Ces observations sont simples à mettre en place puisqu'elles ne nécessitent qu'un contrôle visuel. D'autres méthodes consistant à mettre en œuvre une instrumentation de l'opération de perçage et à observer l'évolution de grandeurs physiques au cours de l'usinage (efforts de coupe, puissance, température, etc...) peuvent également être utilisées pour évaluer le bon déroulement de l'opération. En revanche, l'observation de ces grandeurs est plus complexe à mettre œuvre puisqu'elle nécessite la mise en place de moyens de mesure et de méthodologies de détection spécifiques. Ceux-ci sont présentés ci-après.

- Moyens de mesure des actions mécaniques

Les actions mécaniques (efforts et couples) mises en jeu au cours du perçage sont une source d'informations riche car elles sont intrinsèquement liées à la mécanique de la coupe. Elles renseignent sur les interactions entre l'outil et la pièce.

La plupart des dispositifs mesurant des efforts dynamiques sont basés sur la technologie des capteurs piézoélectriques. Ceux-ci contiennent un cristal piézoélectrique, comme le quartz, qui produit une charge électrique lorsqu'il est soumis à une contrainte mécanique. La charge électrique obtenue est proportionnelle à la contrainte mécanique appliquée. L'utilisation de ces capteurs est souvent couplée avec l'utilisation d'un amplificateur de charge qui permet de convertir la charge électrique produite en un signal compris entre 0 et 10 V facile à mesurer. Les avantages de cette technologie sont : une très grande sensibilité, une grande plage de mesures, une grande rigidité et une très grande précision.

Afin d'être intégrés sur les machines d'usinage, les capteurs piézoélectriques sont insérés dans des dynamomètres statiques, qui sont positionnés entre la table de la machine et la pièce à usiner ou dans des dynamomètres rotatifs qui sont intégrés à la broche (Figure 1-20). Le premier type de dynamomètre, appelé platine d'effort ou table dynamométrique, permet de mesurer les actions de coupe s'exerçant sur la pièce usinée. La majorité de ces dispositifs mesure les efforts dans les trois directions (X, Y, Z), mais certains permettent de mesurer l'ensemble des 6 composantes du torseur mécanique en calculant les moments à partir de la moyenne des efforts par direction de mesure des capteurs et des positions des capteurs. Les inconvénients des dynamomètres statiques sont leurs dimensions qui limitent l'espace de travail (usinage de pièces de petite taille) et la nécessité de réaliser des portes pièces spécifiques pour les intégrer au montage de perçage. Les dynamomètres rotatifs permettent eux de mesurer les actions de coupe s'exerçant sur l'outil indépendamment de la position de l'outil et de la pièce dans l'espace. La plupart de ces dispositifs mesurent le couple s'exerçant sur l'outil grâce à un empilage de rondelles de quartz sensibles au cisaillement mais certains mesurent également les efforts axiaux et radiaux.

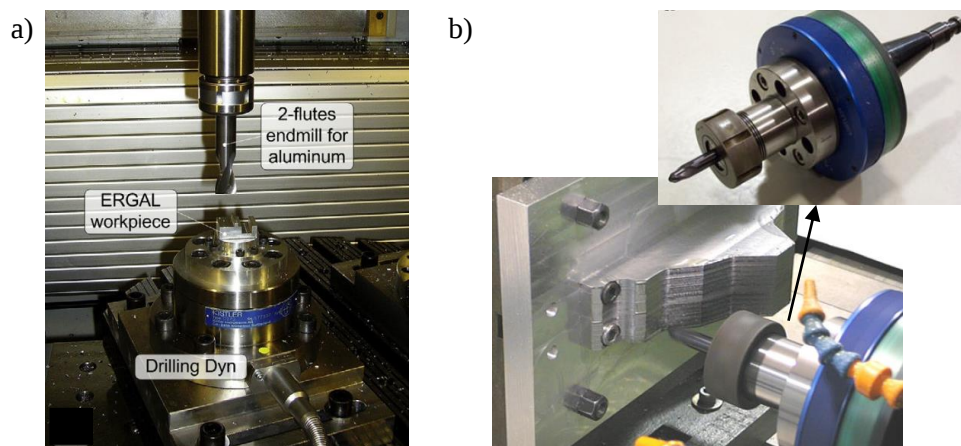


Figure 1-20 : Exemple de dynamomètres statique (Totis et al., 2014) (a) et rotatif (Azeem & Feng, 2013) (b) utilisés pour la mesure d'actions mécanique au cours d'une opération d'usinage

La limite des dynamomètres à capteurs piézoélectriques est leur fréquence de résonance qui ne dépasse généralement pas les 3000 Hz et qui peut conduire à la perturbation des mesures en UGV. Cependant, certains dynamomètres possédant des accéléromètres permettant de compenser les vibrations ainsi qu'une plus grande raideur présentent une bande-passante plus large (Lapujoulade, 2003).

Les actions mécaniques mises en jeu au cours de l'usinage peuvent également être analysées à travers la puissance consommée par le moteur de broche et les moteurs d'axe. En effet, le couple axial peut être obtenu à partir de la mesure de la puissance de broche et les efforts dans les trois directions (X, Y, Z) peuvent être obtenus à partir de la mesure de la puissance des moteurs d'axe. La puissance

consommée par les différents moteurs peut être mesurée aisément en plaçant des capteurs à effet Hall autour des câbles d'alimentation des moteurs qui fournissent l'intensité consommée.

- Moyens de mesure de la température

La température mise en jeu au cours du perçage est également une information importante traduisant le comportement de la coupe et l'état de l'outil. Par exemple, une usure de l'outil au niveau de la face de coupe ou de la face dépeuille peut entraîner l'augmentation des frottements au niveau des zones de contact outil/pièce associée à un échauffement important.

Divers moyens sont disponibles pour la mesure de la température au cours de l'usinage (Davies et al., 2007; Longbottom & Lanham, 2005). Ceux-ci permettent d'analyser la température mise en jeu au niveau de l'outil, de la pièce usinée ou de l'interface outil/pièce.

Les thermocouples sont largement utilisés pour la mesure de température en perçage pour leur coût modéré et leur large plage de mesures. Leur fonctionnement est basé sur l'effet Seebeck. Ils sont composés de deux fils métalliques de natures différentes soudés à l'une de leurs extrémités (soudure chaude). Lorsque la température augmente au niveau de cette soudure, un courant apparaît aux extrémités restées libres (soudure froide). Certains auteurs choisissent d'insérer des thermocouples dans la pièce au plus près de la surface usinée et d'autres dans l'outil au plus près des arêtes de coupe (Figure 1-21). Girinon (Girinon, 2017) et Zeilmann et Weingaertner (Zeilmann & Weingaertner, 2006) utilisent des thermocouples pour analyser la température de la pièce au cours du perçage. Ils les introduisent respectivement à 0,15 mm et 0,2 mm de la surface percée (Figure 1-21-a) grâce à des logements prévus à cet effet, usinés au préalable dans la pièce. Afin de limiter l'erreur de mesure liée à l'espace libre rempli d'air entre le thermocouple et son logement, Girinon (Girinon, 2017) remplit cet espace avec une pâte thermique ayant une conductivité thermique proche de celle du matériau usiné. L'utilisation des thermocouples pour la mesure de température au niveau de l'outil est, elle, plus difficile à mettre en place du fait du mouvement de rotation de l'outil qui ne permet pas la transmission filaire classiquement utilisée et du fait du risque d'arrachement des thermocouples positionnés sur l'outil au cours de l'usinage. Afin de remédier au problème de transmission, certains auteurs développent des systèmes de transmission de signaux sans fil (G. Le Coz et al., 2012). D'autres choisissent de percer dans une configuration où le foret est fixe et la pièce, qui est montée dans la broche, est en mouvement (Ozelik & Bagci, 2006). Dans la majorité des cas, les thermocouples sont positionnés à l'intérieur des trous de lubrification. Le Coz et al. (G. Le Coz et al., 2012) se servent ainsi d'un des deux trous de lubrification du foret ainsi que d'un trou fait par électroérosion afin de positionner la tête du thermocouple sur la face de coupe au plus proche des becs de l'outil (Figure 1-21-b). Afin de pas obstruer les trous de lubrification ou d'utiliser un foret qui n'en possède pas, Bono et Ni (Bono & Ni, 2001) proposent de réaliser un meulage du foret du haut vers le bas en suivant sa géométrie hélicoïdale afin d'y insérer un thermocouple permettant la mesure de la température sur la face de dépeuille à 0,8 mm de l'arête de coupe.

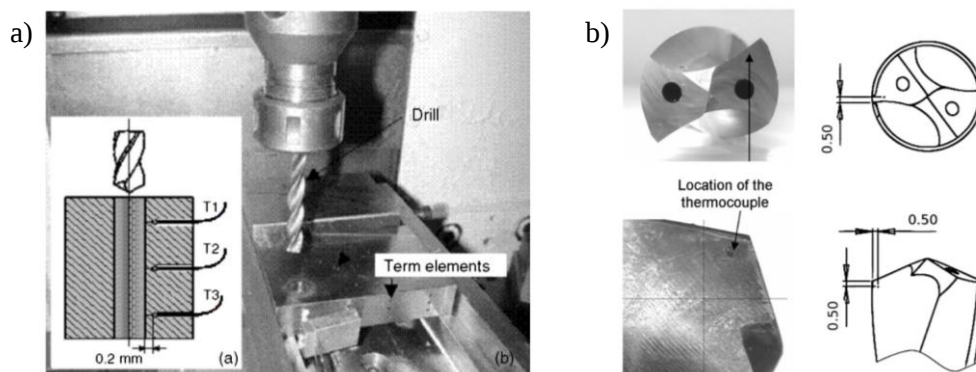


Figure 1-21 : Exemple d'implantation de thermocouples dans la pièce usinée (Zeilmann & Weingaertner, 2006) (a) et dans l'outil (G. Le Coz et al., 2012) (b) pour la mesure de température en perçage

Afin de mesurer la température le long des arêtes de coupe, Bono et Ni (Bono & Ni, 2002b) développent un « thermocouple dynamique outil/feuille métallique ». Ils percent un système sandwich : plaque d'aluminium, isolant électrique, feuille d'aluminium reliée à l'acquisition, isolant électrique, plaque d'aluminium (Figure 1-22). Au cours du perçage, un contact thermoélectrique se crée entre les arêtes de coupe et la feuille d'aluminium ce qui permet de mesurer la température à ce niveau après calibration du système. Le point de contact thermoélectrique se déplaçant le long des arêtes de coupe au cours de l'avance de l'outil, cela permet d'obtenir l'évolution de la température le long de celles-ci.

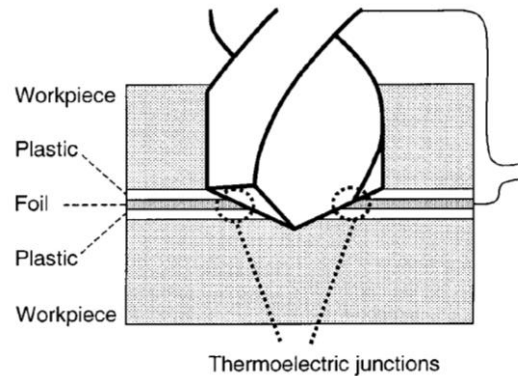


Figure 1-22 : Principe de la technique de mesure de température à l'interface outil/pièce en perçage développée par Bono et Ni (Bono & Ni, 2002b)

Les fibres optiques à réseaux de Bragg sont une technique plus récente utilisée par quelques auteurs pour la mesure de température en usinage. Un réseau de Bragg est une microstructure diffractive obtenue par modification périodique de l'indice de réfraction du cœur de la fibre. Il agit comme un miroir qui ne réfléchit qu'une longueur d'onde bien précise et il est sensible aux effets thermiques. Lorsque la température de la fibre optique varie, la longueur d'onde réfléchie varie proportionnellement. Les fibres optiques présentent l'avantage de pouvoir réaliser des mesures multiples en ligne puisque plusieurs réseaux ayant une longueur d'onde spécifique peuvent être placés sur une même fibre sans qu'il y ait d'interaction. De plus, Bezombes et al. (Bezombes et al., 2003), qui les utilisent pour mesurer la température d'une pièce au cours d'une opération de fraisage, montrent qu'elles peuvent se révéler, dans certains cas, plus efficaces que des thermocouples du fait de leur plus grande sensibilité et qu'elles génèrent moins de bruit de mesure. Cependant, cette technique de mesure de la température est très peu utilisée en usinage par rapport aux thermocouples à cause de son coût important et de la fragilité des fibres qui rend leur insertion dans les pièces délicate.

Un inconvénient important des thermocouples et des fibres optiques à réseaux de Bragg pour la mesure de température au cours de l'usinage est leur intrusivité qui peut biaiser les mesures.

Les caméras thermiques infrarouges constituent, elles, un moyen de mesure non-intrusif. Elles sont utilisées par certains auteurs pour observer la température dans la zone de coupe en tournage (Grzesik et al., 2009) ou en coupe orthogonale (Arrazola et al., 2009; M. Harzallah et al., 2018). Cependant, elles ne peuvent pas être utilisées pour déterminer la température dans la zone de coupe en perçage puisqu'avec ce procédé la zone de coupe n'est pas directement observable. Elles peuvent, en revanche, être employées pour observer la température au niveau des faces d'entrée et de sortie de la pièce percée ainsi que la température du foret lorsqu'il débouche (Dörr et al., 2003; Pujana et al., 2009).

Afin d'évaluer la température dans la zone de coupe en perçage à partir de l'analyse des rayons infrarouges émis par la pièce ou par l'outil, des auteurs ont développé des systèmes de mesure utilisant des fibres optiques introduites dans la pièce (Ueda et al., 2007) ou dans l'outil (Sato et al., 2013) qui sont reliées à un pyromètre. Ces dispositifs sont intrusifs comparés aux caméras thermiques, néanmoins, ils restent des moyens de mesure sans-contact.

Dans le cadre de ces travaux de thèse, l'objectif étant d'étudier l'impact de l'opération de perçage sur l'intégrité de surface du trou percé, les sollicitations thermomécaniques subies par la pièce percée sont mesurées. Pour la mesure des actions mécaniques, une platine dynamométrique six composantes, disposée sous la pièce percée, est utilisée. Ce moyen permet d'accéder directement à l'ensemble actions mécaniques subies par la pièce au cours du perçage contrairement aux moyens de mesure de la puissance de moteur de broche et de moteurs d'axe qui fournissent eux une grandeur représentative à la fois de la puissance mécanique de coupe et de la puissance dissipée sous forme de chaleur. Pour la mesure de la température, des thermocouples implantés dans la pièce sont utilisés. Ceux-ci ont été choisis pour leur coût modéré et leur relative simple mise en œuvre au niveau de l'instrumentation et de l'interprétation des acquisitions en comparaison aux autres moyens de mesure de la température (caméras thermiques infrarouges, pyromètres reliés à une fibre optique, fibres optiques à réseaux de Bragg, thermocouples dynamiques).

1.4.2 Mesures de la qualité du trou percé

Dans l'industrie, la qualité des perçages est couramment évaluée à travers des critères dimensionnels et géométriques (diamètre moyen, cylindricité, rectitude, conicité, hauteur de bavure, etc ...). Ces critères font intervenir des moyens de contrôle non-destructifs et relativement simples à mettre en œuvre (machine à mesurer tridimensionnelle, micromètre intérieur, etc ...).

Au-delà du contrôle des défauts dimensionnels et géométriques, il est également important de contrôler les aspects pouvant avoir un impact sur la performance fonctionnelle de la pièce qui sont désignés par le terme « intégrité de surface ». Ainsi, l'industrie aéronautique met en œuvre des contrôles de la rugosité des surfaces percées qui a été identifiée comme un paramètre d'intégrité de surface. Cependant, l'intégrité de surface ne se limite pas à cet unique paramètre. C'est pourquoi, des travaux de recherche portent sur la caractérisation de l'intégrité de surface d'une manière beaucoup plus complète. Celle-ci peut nécessiter le recours à des moyens de caractérisation assez complexes et longs à mettre en œuvre et, pour certains aspects, à des moyens de caractérisation destructifs. Les aspects de l'intégrité de surface et leurs divers moyens de caractérisation sont présentés dans cette partie.

1.4.2.1 Définition de l'intégrité de surface

La notion d'intégrité de surface a été introduite par Field et Kahles (Field & Kahles, 1964) et a été définie de la façon suivante : « *l'état inhérent ou amélioré d'une surface produite par usinage ou par une autre opération de génération de surface* ». Elle évoque donc au départ un état matériau associé à un procédé d'usinage. Depuis, plusieurs auteurs ont complété cette définition et ont introduit la notion de performance de la surface en service. Mondelin (Mondelin, 2012) définit ainsi l'intégrité de surface comme étant « *un ensemble de caractéristiques permettant de qualifier une surface vis-à-vis d'une application donnée* ». L'intégrité de surface regroupe donc un ensemble de paramètres qui décrivent l'état d'une surface usinée et qui ont une influence sur la performance fonctionnelle de la surface. Dans cette étude, la performance fonctionnelle considérée est exclusivement la tenue en fatigue.

Dans l'expression intégrité de surface, le terme « surface » désigne à la fois la limite physique de la pièce mais aussi une couche de matériau en sous-surface affectée lors de l'usinage qui peut aller jusqu'à plusieurs centaines de micromètres de profondeur. Ainsi, l'intégrité de surface peut être divisée en deux catégories : les aspects externes soient les caractéristiques topographiques et les aspects internes soient les caractéristiques métallurgiques et mécaniques du matériau en sous-surface.

1.4.2.2 Aspects externes de l'intégrité de surface

Les aspects externes de l'intégrité de surface sont les défauts de surface géométriques induits par l'usinage. Ils sont classés conventionnellement en quatre ordres établis en fonction de leur période spatiale selon un profil de mesure (Figure 1-23) :

- 1^{er} ordre : ce sont les écarts de forme (écart de rectitude, de circularité, etc...) qui peuvent être induits par une mauvaise mise en position de la pièce ou une déformation de l'outil ou de la pièce au cours du procédé
- 2nd ordre : ces défauts sont qualifiés d'ondulation, ils sont liés aux distances entre les passes de l'outil et entre les passages des dents.
- 3^{ème} ordre : ce sont les sillons et les stries qui apparaissent de façon périodique ou pseudo-périodique
- 4^{ème} ordre : ce sont les arrachements qui apparaissent de façon irrégulière

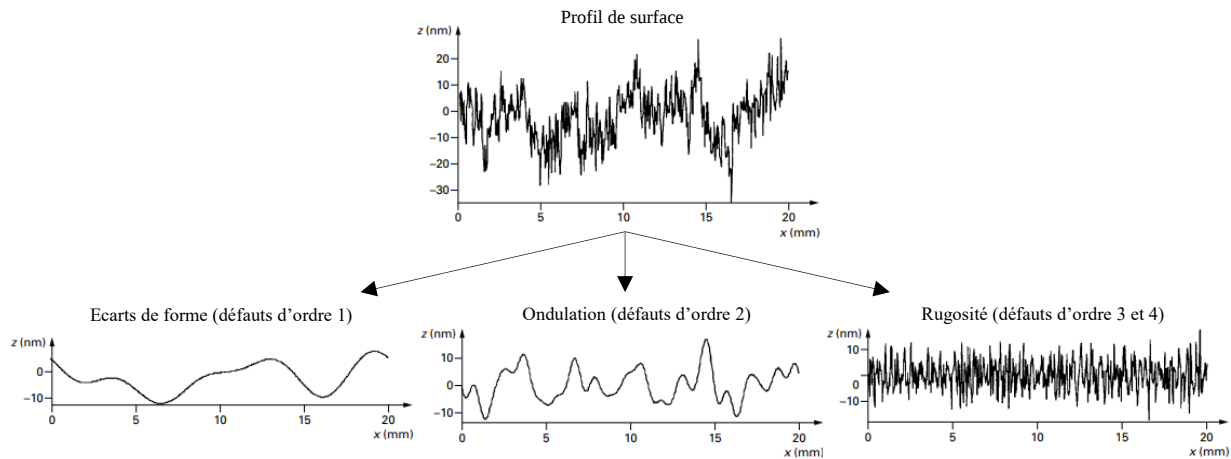


Figure 1-23 : Définition des ordres de défauts géométriques (Bouchareine, 1999)

Les deux premiers ordres n'engendrent pas ou peu de concentrations de contraintes. En revanche, les deux autres ordres, qui constituent la rugosité, sont associés à des défauts constituant des zones de forte concentration de contrainte lors de l'application d'un chargement et constituant donc des sites privilégiés d'amorce de microfissures en fatigue.

La rugosité peut être évaluée à partir de mesures de profil selon la norme [ISO 4287, 1997] (rugosité 2D) ou à partir de mesures de surface selon la norme [ISO 25178-2, 2012] (rugosité 3D). Les paramètres de rugosité 2D sont désignés par la lettre *R* et les paramètres de rugosité 3D sont désignés par les lettres *S* ou *V*. Que ce soit pour la rugosité 2D ou la rugosité 3D, de nombreux paramètres de rugosité sont définis par les normes. Ces paramètres sont classés en trois catégories :

- Les paramètres d'amplitude qui caractérisent les déviations verticales de la surface
- Les paramètres d'espacement qui caractérisent les déviations horizontales de la surface
- Les paramètres hybrides qui représentent une combinaison des paramètres d'amplitude et des paramètres spatiaux

Les paramètres les plus employés pour caractériser la topographie d'une surface sont les paramètres de rugosité 2D d'amplitude. Parmi eux, le paramètre universel le plus répandu est l'écart moyen arithmétique du profil noté R_a . Il correspond à la moyenne des valeurs absolues des écarts entre le profil et une ligne moyenne de ce profil sur une longueur de base. Il apporte une information générale sur l'allure du profil. Cependant, il ne donne pas d'informations sur la présence locale de hauts pics ou de

profondes vallées. C'est pourquoi, certains auteurs identifient les paramètres relatifs à la mesure des hauteurs maximales des irrégularités (hauteur totale du profil R_t , hauteur maximale du profil R_z , profondeur maximale des vallées R_v , etc ...) comme étant des indicateurs de performance en fatigue plus appropriés que l'écart moyen arithmétique (Taylor & Clancy, 1991). Par ailleurs, au-delà de la hauteur des vallées, leur forme a également une influence significative sur la tenue en fatigue (Leverant et al., 1979) puisqu'elle impacte fortement les phénomènes de concentration de contraintes. Les paramètres caractérisant la forme des vallées, tels que le facteur d'aplatissement R_{ku} ou le facteur d'asymétrie R_{sk} (définis en Figure 1-24), semblent donc aussi être des indicateurs intéressants.

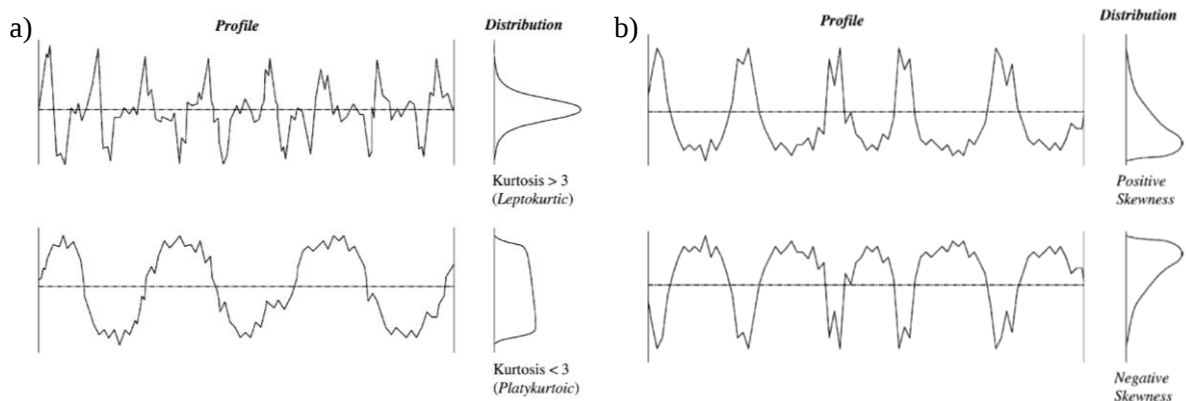


Figure 1-24 : Définition des paramètres R_{ku} (a) et R_{sk} (b) (Gadelmawla et al., 2002)

Plusieurs moyens sont disponibles pour évaluer la rugosité d'une surface. Il existe des moyens mécaniques (palpation du profil de la surface à l'aide d'un stylet, microscope à force atomique) et des moyens optiques (microscopie confocale à balayage laser, microscopie par interférométrie, microscopie par variation focale, etc...). Le moyen le plus utilisé dans les industries de production de pièces usinées est le profilomètre mécanique 2D qui permet d'obtenir rapidement une mesure des paramètres de rugosité 2D par balayage d'une fine pointe en diamant sur la surface usinée. Cependant, ces paramètres 2D ne sont pas représentatifs de l'état de surface de la globalité de la surface usinée. C'est pourquoi, afin de mener une caractérisation plus complète de la rugosité d'une surface usinée, divers moyens optiques capables d'évaluer les paramètres de rugosité 3D sont utilisés dans des travaux de recherche. Ces moyens impliquent, en revanche, des temps de calibration et d'acquisition plus longs.

1.4.2.3 Aspects internes de l'intégrité de surface

• Aspects mécaniques

Les contraintes résiduelles constituent les aspects mécaniques de l'intégrité de surface. Ce sont « des contraintes multiaxiales statiques autoéquilibrées existant dans un système isolé de température uniforme et en l'absence de tout chargement extérieur » (Barralis et al., 1999). Macherauch et Kloss (Macherauch & Kloss, 1986) définissent trois ordres des contraintes résiduelles (Figure 1-25) :

- Les contraintes résiduelles du 1^{er} ordre ou macroscopiques : elles sont homogènes sur un grand domaine du matériau soit sur nombre important de grains
- Les contraintes résiduelles du 2nd ordre ou mésoscopiques : elles sont homogènes sur un petit domaine correspondant à un grain ou une phase et sont induites par l'hétérogénéité et l'anisotropie des grains
- Les contraintes résiduelles du 3^{ème} ordre ou microscopiques : elles existent à l'échelle du cristal (quelques distances interatomiques) et sont induites par des défauts cristallins dans les grains (lacunes, substitution, insertions et dislocations)

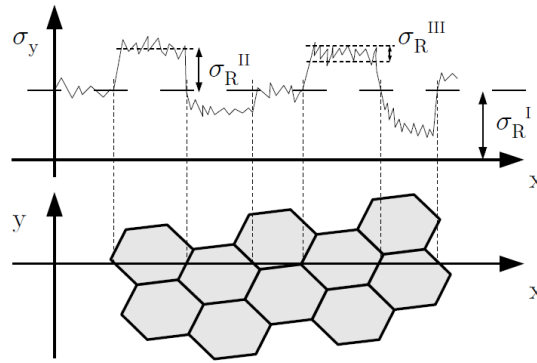


Figure 1-25 : Représentation des différents ordres de contraintes résiduelles (Chomienne, 2015)

Les contraintes résiduelles résultent d'une hétérogénéité des déformations plastiques au sein du matériau. Les mécanismes de génération de contraintes résiduelles peuvent être classés en trois catégories (Rech et al., s. d.) :

- Les déformations plastiques induites par un chargement mécanique : si le matériau est compacté par des actions mécaniques induisant des déformations plastiques de la matière en extrême surface, il résulte une couche de contraintes résiduelles compressives car la matière en extrême surface se retrouve comprimée par la matière non plastifiée en sous-surface
- Les déformations plastiques induites par un chargement thermique (sans transformation de phase) : l'échauffement induit une dilatation du matériau en extrême surface alors qu'en sous surface, le matériau conserve son volume initial. L'extrême surface subit alors une mise en compression plastique. Au cours du refroidissement, l'extrême surface qui a plastifié ne peut pas retrouver sa position d'origine et est mise en tension par la sous surface. Il résulte une couche de contraintes résiduelles de traction.
- Les déformations plastiques induites par des transformations de phase : si une transformation de phase entraîne une diminution du volume de la matière en extrême surface, celle-ci veut se contracter mais elle est retenue par la matière en sous-surface, il en résulte une couche de contraintes de traction. A l'inverse, une transformation de phase entraînant une augmentation du volume en extrême surface induit des contraintes compressives à ce niveau.

Le profil type de contraintes résiduelles obtenu à l'issue d'une opération d'usinage est présenté en Figure 1-26 (Le Coz, 2012). Au niveau de la couche supérieure du matériau, une couche de contraintes résiduelles de traction induite par l'échauffement mis en jeu au cours de l'usinage est observée. En sous surface, une couche de contraintes résiduelles de compression induite par l'action des efforts de coupe est observée.

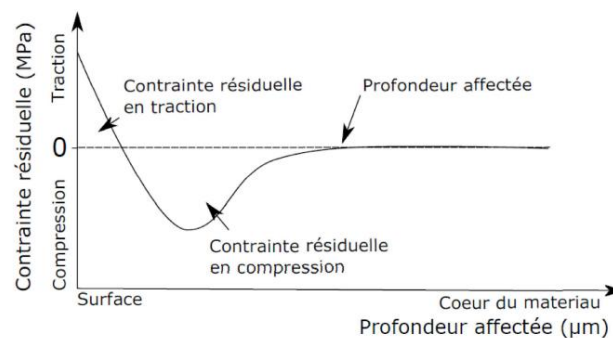


Figure 1-26 : Profil type d'un gradient de contraintes résiduelles obtenu après usinage (Le Coz, 2012)

Il existe un grand nombre de techniques expérimentales permettant d'évaluer le niveau de contraintes résiduelles demeurant dans une pièce (Rossini et al., 2012) (Figure 1-27). Le choix de la technique à employer dépend de plusieurs critères : matériau étudié, géométrie de la zone à étudier, profondeur de mesure souhaitée, coût et temps de la mesure, etc... Les méthodes d'analyse des contraintes peuvent être classées en deux catégories : les méthodes non destructives et les méthodes destructives.

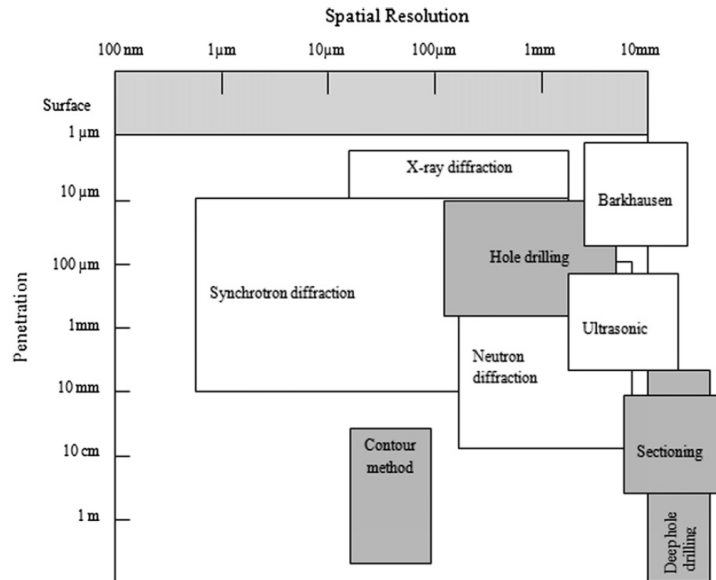


Figure 1-27 : Classement des techniques d'évaluation des contraintes résiduelles selon leur résolution spatiale et leur pénétration (cadre à fond gris : techniques destructives) (Rossini et al., 2012)

La première catégorie regroupe les techniques de diffraction de rayonnement (rayons X, rayons X synchrotron, neutrons), de propagation d'ondes ultrasonores et de propagation d'ondes magnétiques. Ces techniques sont basées sur l'analyse de paramètres physiques et cristallographiques du matériau dépendant de son état de contrainte et permettent d'évaluer des contraintes résiduelles d'ordre I, II ou III en fonction des techniques. La technique de diffraction des rayons X (DRX) repose sur l'analyse des variations de distance entre les plans atomiques du réseau cristallin qui sont induites par les déformations élastiques demeurant dans un matériau pourvu de contraintes résiduelles (Norton & Rosenthal, 1944). Elle permet d'évaluer les contraintes résiduelles sur une fine couche superficielle du matériau avec un faisceau de diamètre généralement entre 1 et 2 mm. Les techniques de diffraction des rayons X synchrotron et de diffraction des neutrons, qui sont basées sur le même principe que la DRX, permettent, elles, d'analyser plus en profondeur l'état mécanique du matériau et d'utiliser des tailles de faisceau plus petites (Ganguly et al., 2006). Les méthodes ultrasonores sont basées sur l'analyse de la vitesse de propagation des ondes ultrasoniques dans un matériau qui est affectée directement par le niveau et la direction des contraintes présentes dans le matériau (Leon-Salamanca & Bray, 1996). Enfin, les méthodes magnétiques utilisent la sensibilité des propriétés des matériaux ferromagnétiques à l'état de contrainte due à la striction magnétique qui provoque des effets magnéto-élastiques (Gauthier et al., 1998). Les méthodes ultrasonores et magnétiques ne sont pas couramment utilisées à cause de leur difficulté de calibrage.

Les méthodes destructives sont aussi qualifiées de méthodes mécaniques. Elles permettent d'évaluer des contraintes d'ordre I et sont basées sur la destruction de l'état d'équilibre des contraintes résiduelles d'une pièce par une opération d'enlèvement de matière. A l'issue de celle-ci, un nouvel état d'équilibre interne est mis en place en générant des déformations locales en surface. Les contraintes résiduelles relâchées sont déduites à partir de la mesure de ces déformations à l'aide de la théorie des déformations dans le domaine élastique (approche analytique ou modèle numérique éléments finis). Les principales méthodes mécaniques sont les méthodes du perçage, du trépan, de la flèche, du contour et

du découpage. Avec ces méthodes, l'enlèvement de matière est réalisé sous des formes très diverses. Avec les méthodes du perçage et du trépan, qui sont les plus répandues, l'enlèvement de matière est effectué de manière localisée respectivement par perçage d'un trou de petite taille (généralement diamètre entre 1 et 4 mm et profondeur égale à 1,2 fois le diamètre) (Rendler & Vigness, 1966) et par usinage d'un anneau (généralement diamètre intérieur entre 15 et 150 mm) (Milbradt, 1951). Des jauges de déformations sont utilisées pour mesurer les déformations générées aux abords de trou pour la méthode de perçage et à l'intérieur de l'anneau pour la méthode du trépan. La méthode de la flèche est utilisée pour analyser les contraintes résiduelles induites par le dépôt ou le retrait d'une couche de matière sur une plaque mince (Stoney, 1909). Celles-ci sont évaluées à partir de la mesure de la courbure de la pièce obtenue et de l'épaisseur de la couche de matière déposée ou retirée à l'aide de formules analytiques. La méthode du contour permet, elle, d'obtenir la cartographie des contraintes résiduelles dans toute la section d'une pièce (Prime, 2001). Elle consiste à découper une pièce en deux, à mesurer la cartographie des déformations générées dans le plan de la découpe et à reconstruire le champ de contraintes résiduelles libéré à l'aide d'un modèle éléments finis. Enfin, la méthode du découpage (splitting method) est basée sur une découpe profonde de la pièce (Walton, 2002). L'ouverture ou la fermeture du matériau adjacent à la découpe indique de manière qualitative le niveau et le signe des contraintes résiduelles. C'est une méthode rapide à mettre en œuvre qui est généralement utilisée pour évaluer les contraintes résiduelles présentes dans les tubes à parois minces (Baldwin, 1949).

Le choix des méthodes d'analyse des contraintes résiduelles pour cette étude sera abordé plus tard dans ce mémoire.

- Aspects métallurgiques

Les aspects métallurgiques de l'intégrité de surface regroupent l'ensemble des paramètres décrivant l'état de la microstructure (distribution des phases, orientation et la taille des grains, etc ...). Au cours de l'usinage, la microstructure d'un matériau peut être affectée par les chargements thermomécaniques.

Les chargements mécaniques sont responsables de déformations plastiques intenses, notamment au cours de la coupe des alliages d'aluminium qui présentent une grande ductilité. En effet, l'arête de l'outil n'étant pas parfaitement tranchante, au niveau de la zone de cisaillement tertiaire, une partie de la matière est poussée, glisse sous l'outil et est déformée plastiquement. Cela forme alors une couche de matière écrouie en surface de la pièce usinée. Au niveau de la microstructure, l'écrouissage correspond à un phénomène de création et d'empilements de dislocations entraînant la formation de sous joints de grains.

L'état d'écrouissage d'un matériau peut être analysé expérimentalement de façon qualitative à travers différentes techniques. Pour un matériau avec une taille de grains suffisamment importante, il peut être évalué avec la technique de diffraction des rayons X à travers l'analyse de la largeur du pic de diffraction obtenu. En effet, la largeur du pic de diffraction est liée au taux de dislocations (Deleuze, 2010) qui augmente au cours du phénomène d'écrouissage. L'écrouissage peut aussi être évalué avec la technique de diffraction des électrons rétrodiffusés (Electron Back-Scatter Diffraction : EBSD) à partir de l'analyse des variations de la qualité du diagramme de diffraction ou des changements locaux d'orientation du cristal (Kamaya et al., 2005; Lehoucq et al., 2000). Les analyses EBSD sont réalisées avec un microscope électronique à balayage (MEB) équipée d'un détecteur EBSD comportant un écran phosphorescent. Au cours de celles-ci, les électrons rétrodiffusés forment une source ponctuelle divergente en sous surface de l'échantillon (Figure 1-28-a) (Wang, 2014). Ils se propagent dans toutes les directions et certains sont diffractés par les plans cristallins $\{hkl\}$ du matériau cristallisé selon la loi de Bragg. Les électrons diffractés d'une famille de plans créent deux cônes de diffraction qui, interceptés par l'écran phosphorescent, forment une bande de Kikuchi (Figure 1-28-b). Pour l'observation d'un cristal, plusieurs bandes de Kikuchi sont obtenues ce qui constitue le diagramme de Kikuchi (Figure 1-28-c). Lors de l'observation d'une partie de cristal avec une forte densité de dislocations, les conditions de Bragg ne sont plus parfaitement satisfaites car le réseau cristallin est distordu par les

dislocations. Cela modifie alors le contraste et la netteté des lignes de Kikuchi sur le diagramme de diffraction. Ainsi, les cartographies de qualité des diagrammes de diffraction révèlent les zones de forte densité de dislocations et donc de forte déformation plastique. Les désorientations du cristal par rapport au réseau parfait induites par les dislocations peuvent aussi être étudiées à partir des cartographies de désorientations cristallines obtenues par indexation des diagrammes de Kikuchi.

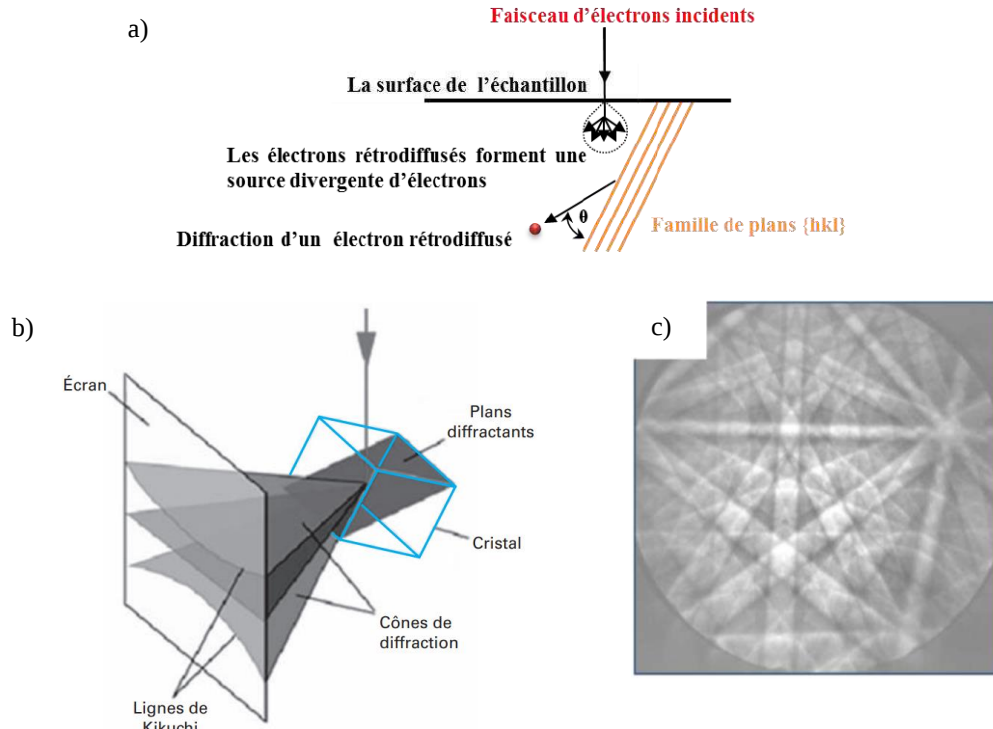


Figure 1-28 : Principe de l'EBSD : formation de la source ponctuelle divergente d'électrons (a), formation de la bande de Kikuchi (b) et obtention du diagramme de Kikuchi (c) (Wang, 2014)

Les chargements thermiques mis en jeu au cours de l'usinage peuvent, eux, induire une modification de la microstructure à travers les phénomènes suivants : adoucissement, durcissement par précipitation, transformations de phase. Une température modérée donne de la mobilité aux atomes. Cela peut conduire à la réorganisation de ceux-ci ainsi qu'à l'élimination des défauts d'organisation du cristal soient les dislocations (adoucissement) et/ou à la formation de nouveaux précipités (durcissement par précipitation). Une température très importante et dépassant la température de fusion du matériau peut, elle, donner lieu à des transformations de phases. Les techniques d'observation de l'impact des chargements thermiques sur la microstructure (précipités, structures de dislocation, phases) sont diverses : microscopie optique, microscopie électronique à balayage, microscopie électronique à transmission.

Par ailleurs, au cours de l'usinage, les vitesses de déformation en cisaillement très élevées associées à des températures importantes peuvent conduire au phénomène de recristallisation dynamique. Celui-ci entraîne un raffinement des grains caractérisé par la création de nouveaux grains nanométriques équiaxes.

Les modifications microstructurales du matériau induites par les chargements mécaniques et thermiques ont un impact sur les propriétés mécaniques du matériau notamment sur sa dureté (durcissement par écrouissage, durcissement par précipitation, etc...). Les sous joints de grain formés par les défauts cristallins et les précipités constituent des obstacles au mouvement des dislocations. Ainsi, la formation de sous joints de grains, induite par les sollicitations mécaniques, et l'augmentation du taux de précipités, induite par les sollicitations thermiques, pour le cas des alliages à durcissement structural, conduisent au durcissement du matériau. L'adoucissement participe, lui, à l'augmentation de

la déformabilité du matériau. Enfin, les transformations de phase affectent également la dureté du matériau. Ainsi, les modifications de dureté d'un matériau peuvent traduire les modifications microstructurales subies par celui-ci.

Les mesures de dureté sont plus rapides et plus simples à réaliser que les micrographies qui peuvent nécessiter un temps de préparation de surface important. C'est pourquoi, elles sont plus répandues que ces dernières dans les travaux de recherche portant sur l'intégrité de surface. La dureté est mesurée en appliquant une force sur un indenteur théoriquement indéformable qui pénètre le matériau pendant une durée normalisée et en mesurant l'empreinte réalisée à la surface du matériau. La dureté représente généralement le rapport entre la force appliquée et une dimension de l'empreinte mesurable. Il existe de nombreux types d'essais de dureté (Brinell, Vickers, Rockwell, Knoop, etc...) en fonction de la forme de l'indenteur (pyramide, cône, sphère, etc...) et de la nature de la mesure de l'empreinte (surface ou profondeur). En fonction de la valeur de la charge appliquée sur l'indenteur et des dimensions de l'empreinte réalisée, on parle d'essai de dureté (empreinte de quelques mm) ou de microdureté (empreinte de quelques μm). La nanoindentation permet, elle, d'évaluer la dureté du matériau à une échelle encore plus fine.

Ainsi, l'intégrité de surface regroupe un nombre important de paramètres. Les deux catégories de paramètres à savoir les aspects externes (topographiques) et les aspects internes (mécaniques et métallurgiques) semblent indépendantes l'une de l'autre. En revanche, les paramètres regroupés parmi les aspects internes semblent, eux, dépendants les uns des autres. En effet, la déformation plastique cumulée, qui est associée à des modifications microstructurales, pilote la nature et l'intensité des contraintes résiduelles demeurant dans une pièce (Qi et al., 2014) et modifie les propriétés mécaniques du matériau.

1.4.3 Simulation de l'opération de perçage

Les méthodes expérimentales permettant de contrôler la bonne exécution de l'opération de perçage, à travers des procédés de surveillance au cours de l'usinage ou à travers l'analyse de l'intégrité de surface du trou percé après usinage, peuvent se révéler coûteuses à mettre en place. C'est pourquoi, des méthodes numériques ont également été développées afin d'étudier les phénomènes mis en jeu au cours de l'usinage et de prédire l'intégrité de la surface usinée, notamment les contraintes résiduelles. Ces méthodes numériques reposent sur des stratégies de simulation très diverses et la méthode des éléments finis est largement utilisée.

1.4.3.1 Description des mouvements

Le choix d'une méthode de description des mouvements adaptée au problème étudié est essentiel dans le développement d'un modèle numérique par la méthode des éléments finis. Il existe trois formalismes pour décrire la déformation d'un solide en mécanique des milieux continus : la formulation Eulérienne, la formulation Lagrangienne et la formulation Arbitraire Lagrangienne Eulérienne (ALE) (Figure 1-29).

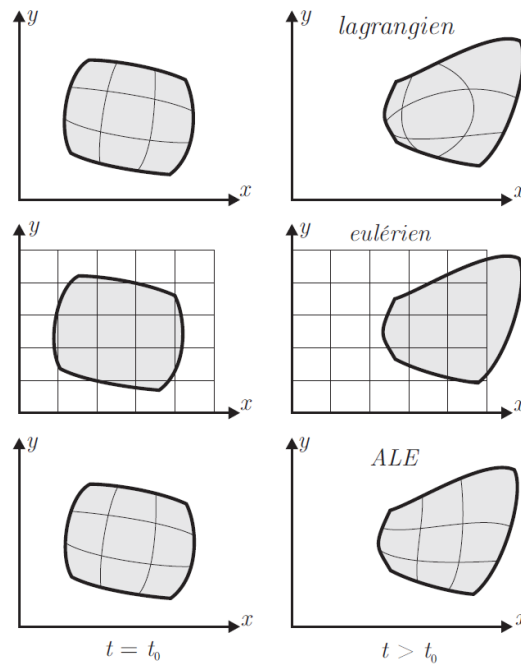


Figure 1-29 : Représentation des trois descriptions des mouvements utilisées dans les méthodes numériques (à gauche : temps de référence et à droite : instant ultérieur) (Boman, 2010)

Le principe de la formulation Lagrangienne est de suivre le comportement d'une particule de matière à chaque instant. Cette formulation se caractérise par un maillage où chaque nœud suit le mouvement du point matériel auquel il est affecté. Elle est adaptée pour la modélisation de phénomènes stationnaires comme pour la modélisation de phénomènes transitoires. Elle permet d'accéder à des caractéristiques nécessitant la connaissance de l'histoire de chaque particule comme le cumul de l'endommagement ou les contraintes résiduelles. Cependant, le maillage suivant les particules dans leur mouvement, cette formulation peut entraîner des temps de remaillage importants et, dans le cas de grandes déformations, des risques de distorsions du maillage. Par ailleurs, afin de simuler le phénomène de coupe en formulation Lagrangienne, un critère de séparation de la matière doit être défini afin de permettre la formation du copeau. Ce critère peut être basé sur l'énergie de déformation et la loi d'endommagement. La séparation de la matière peut être obtenue par « déboutonnage » de nœuds ou par « suppression » d'éléments (Figure 1-30) (Barge, 2005).

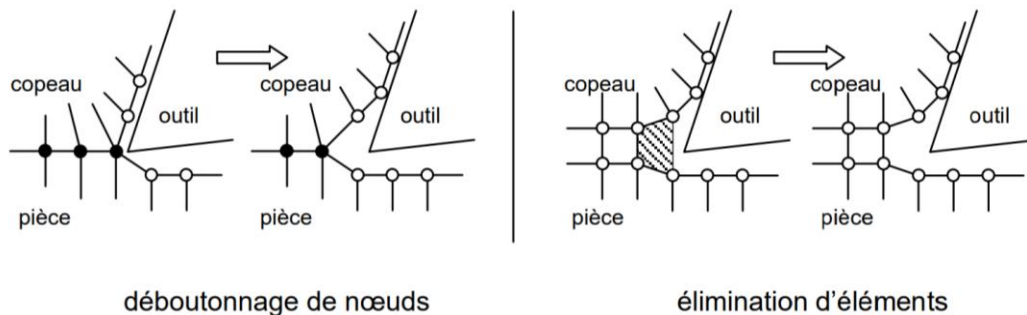


Figure 1-30 : Méthodes de séparation pour génération du copeau en simulation d'usinage (Barge, 2005)

Contrairement à la méthode Lagrangienne, la méthode Eulérienne consiste, elle, à caractériser le comportement de toutes les particules situées au niveau des nœuds du maillage à un instant donné sans connaître leur position à l'instant précédant et suivant. La formulation Eulérienne se caractérise alors par un maillage établi sur un domaine spatial fixe au travers duquel la matière s'écoule. Cette formulation permet de simuler de grandes déformations en s'affranchissant des problèmes de distorsions

de maillage et d'être rapide en temps de calcul puisqu'elle n'implique pas d'étapes de remaillage. Cependant, la formulation Eulérienne nécessite la connaissance de la géométrie étudiée donc, dans le cas de la simulation de l'usinage, de la géométrie complexe du copeau. Enfin, cette formulation est adaptée uniquement pour les régimes stationnaires

Les méthodes Lagrangienne et Eulérienne présentant toutes les deux des inconvénients, la formulation Arbitraire Lagrangienne Eulérienne a été développée afin de proposer une méthode combinant les avantages des deux formulations précédentes. Cette méthode est basée sur un maillage évolutif partiellement indépendant des points matériels. Le maillage est globalement Lagrangien puisque sa frontière suit la surface du domaine de matière mais des critères permettent le remaillage des nœuds internes de sorte à éviter les distorsions de mailles.

1.4.3.2 Stratégies de simulation du perçage

- Modèles simplifiés 2D de coupe orthogonale

L'enlèvement de matière au cours du perçage est complexe à simuler car la géométrie variable de l'outil le long de l'arête de coupe associée à des vitesses de coupe différentes implique d'importantes variations des conditions de coupe. De plus, dans le cas du perçage axial, ces mécanismes de coupe sont couplés au phénomène de refoulement de la matière au niveau de l'âme lui aussi complexe à simuler. C'est pourquoi de nombreux auteurs étudiant le perçage axial se limitent à la simulation du phénomène de coupe au niveau d'une ou plusieurs portions d'arête de coupe qui peut être assimilé à une opération de coupe orthogonale (Harzallah, 2018; Nouari et al., 2003; Ozcelik & Bagci, 2006; Wu & Han, 2009). Ils développent des modèles 2D de coupe orthogonale qui ont en général pour but l'étude des températures mises en jeu lors du perçage ou de l'usure de l'outil. Ces modèles sont développés avec des logiciels variés (Abaqus, Deform-2D, Third Wave AdvantEdge) et peuvent être basés sur chacune des formulations du mouvement (Lagrangienne, Eulérienne ou ALE).

Mabrouki et al. (Mabrouki et al., 2008) développent un modèle Lagrangien pour simuler le procédé de coupe orthogonale dans l'AA2024-T351 (Figure 1-31). Leur modèle leur permet de simuler la formation d'un copeau segmenté et de prédire la génération des champs de température et de contrainte au cours de l'usinage. La morphologie du copeau simulé est proche de celle qu'ils observent expérimentalement mais les éléments de maillage situés au niveau de la zone de coupe sont fortement distordus.

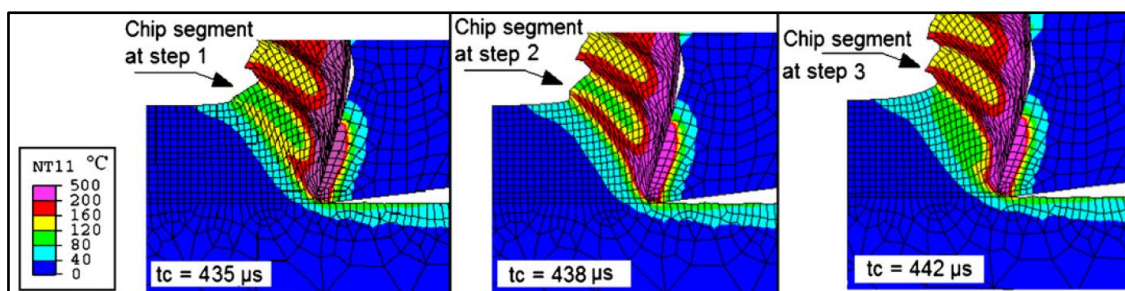


Figure 1-31 : Simulation de coupe orthogonale dans l'AA2024-T351 avec formulation Lagrangienne, simulations des champs de température à différents instants (Mabrouki et al., 2008)

Kim et al. (Kim et al., 1999), qui développent eux un modèle Eulérien pour étudier la coupe orthogonale d'un acier, supposent une géométrie de copeau continue (Figure 1-32). Leur modèle leur permet de prédire les champs de vitesse de déformation et température en évitant les problèmes de distorsion d'éléments.

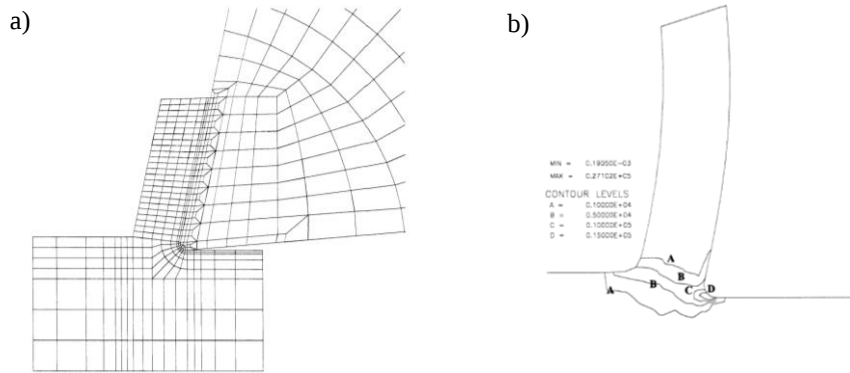


Figure 1-32 : Simulation de coupe orthogonale dans de l'acier avec formulation Eulérienne, géométrie initiale du copeau supposée (a), prédiction de la distribution des vitesses de déformation (b) (Kim et al., 1999)

- Modèles 3D d'enlèvement de matière

Malgré des temps de calcul relativement longs, certains auteurs choisissent de développer des modèles 3D d'enlèvement de matière pour simuler le processus de perçage dans le but d'éviter les fortes hypothèses simplificatrices imposées par les modèles de coupe orthogonale. Toutefois, afin de limiter le temps de calcul, certains auteurs s'affranchissent de la simulation de la phase de pénétration du foret ou des phénomènes induits par l'âme du foret. Pour cela, ils représentent un cône ou bien un avant-trou dans la géométrie initiale du foret. Enfin, les auteurs simulent en général un temps de perçage très limité. La plupart des modèles 3D d'enlèvement de matière simulant le procédé de perçage sont basés sur une formation Lagrangienne ou ALE afin de prédire l'écoulement et la morphologie du copeau généré.

Jrad (Jrad, 2007) simule l'enlèvement de matière au cours du perçage axial dans de l'acier et compare les résultats de simulation obtenus avec deux logiciels : Deform 3D et AdvantEdge. Il étudie séparément la phase de pénétration de l'outil et la phase de perçage à partir d'une certaine profondeur à l'aide de deux modèles numériques distincts pour des raisons de temps et de puissance de calcul. La simulation de la phase de pénétration de l'outil peut prendre à elle seule plusieurs semaines de calcul pour atteindre l'engagement complet des arêtes de coupe. Ses modèles lui permettent d'étudier l'effort axial, le couple et la température mis en jeu au cours du perçage. Les résultats qu'il obtient avec AdvantEdge sont très cohérents avec ses résultats expérimentaux en termes de morphologie de copeau (Figure 1-33) et de niveaux d'efforts et de température. En revanche, les résultats qu'il obtient avec Deform 3D sont incohérents avec ses résultats expérimentaux notamment en termes de température. Cela peut être expliqué par la très courte durée du temps de perçage simulé qui ne permet pas d'atteindre une stabilisation de la température.

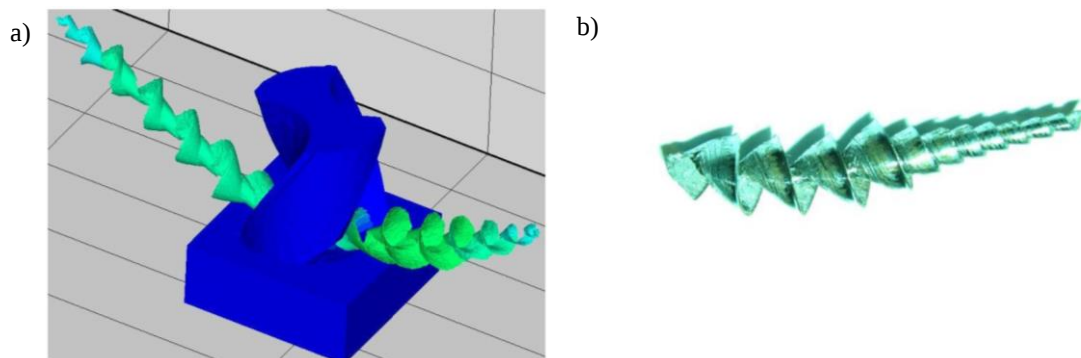


Figure 1-33 : Simulation de la phase de pénétration du foret au cours du perçage axial dans de l'acier avec AdvantEdge, copeaux simulés (a) et copeaux obtenus expérimentalement (b) (Jrad, 2007)

Ji et al. (Ji et al., 2015) simulent l'enlèvement de matière au cours du perçage orbital dans un alliage de titane. Ils développent un modèle 3D basé sur une formulation Lagrangienne avec le logiciel Abaqus. La géométrie complexe de la fraise est modélisée sous CATIA puis importée dans Abaqus sous la forme d'un corps rigide. Le calcul est résolu en dynamique pour prendre en compte les effets d'inertie associés au procédé et les effets thermiques sont négligés. Le temps de calcul est de 320 h. Ce modèle leur permet d'étudier l'influence des paramètres de coupe sur les efforts de coupe et la morphologie des copeaux (Figure 1-34). Les niveaux d'efforts obtenus numériquement sont cohérents avec ceux obtenus expérimentalement.

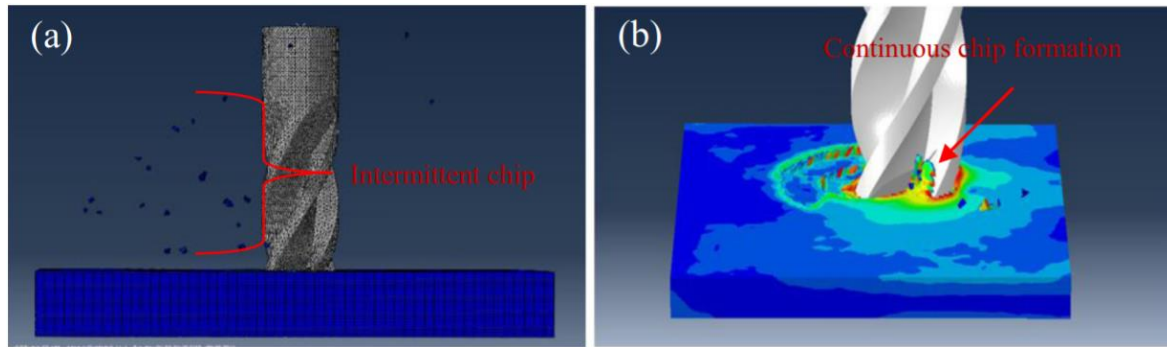


Figure 1-34 : Simulation de la formation des copeaux au cours du perçage orbital du Ti-6Al-4V pour des conditions de coupe standards (a) et pour de très faibles vitesse de rotation de broche et vitesse orbitale (b) (Ji et al., 2015)

- Modèles découplés

Afin d'éviter les problèmes de stabilisation de la température rencontrés avec les modèles numériques 3D d'enlèvement de matière qui ne sont exécutés que sur des temps de perçage très courts, certains auteurs développent des modèles « découplés » pour simuler le procédé de perçage. C'est-à-dire qu'ils développent un premier modèle simulant l'enlèvement de matière jusqu'à la stabilisation des phénomènes mécaniques et non thermiques. Puis, ils extraient les chargements thermiques ou thermomécaniques de ce premier modèle pour les appliquer dans un second où la stabilisation des phénomènes thermiques est atteinte.

C'est le cas de Girinon (Girinon, 2017) qui étudie le perçage axial dans deux aciers inoxydables et dans un alliage Inconel (Figure 1-35). Il développe un premier modèle qualifié de Rigide-ALE (R-ALE) qui combine les trois formulations en fonction des parties du modèle (pièce percée : ALE, copeaux : Euler et foret : Lagrange) et qui évite l'utilisation d'une loi d'endommagement avec un maillage de la pièce rigide qui est déplacé entre deux étapes de calcul mais non déformé. Il extrait ensuite les chargements thermiques obtenus avec ce premier modèle afin de les appliquer directement sur la pièce finie dans un second modèle purement Lagrangien lui permettant de prédire l'état de contrainte généré dans la pièce usinée à l'issue du perçage.

Shen et Ding (Shen & Ding, 2014) développent un modèle découplé afin de prédire les modifications microstructurales se produisant au niveau de la sous-surface du trou usiné au cours du perçage axial dans de l'acier. Avec un premier modèle 3D développé sous AvantEdge, ils simulent l'enlèvement de matière jusqu'à la stabilisation des phénomènes thermiques et mécaniques. Puis, ils extraient les chargements thermomécaniques de ce modèle qu'ils appliquent dans un second modèle 2D développé sous Abaqus où l'hypothèse de coupe orthogonale est faite. Une routine VUHARD, définissant les cinétiques de transformation de phase, les mécanismes de raffinement de grains et les changements de microdureté, est associée à ce modèle afin de permettre la résolution d'un problème métallo-thermomécanique.

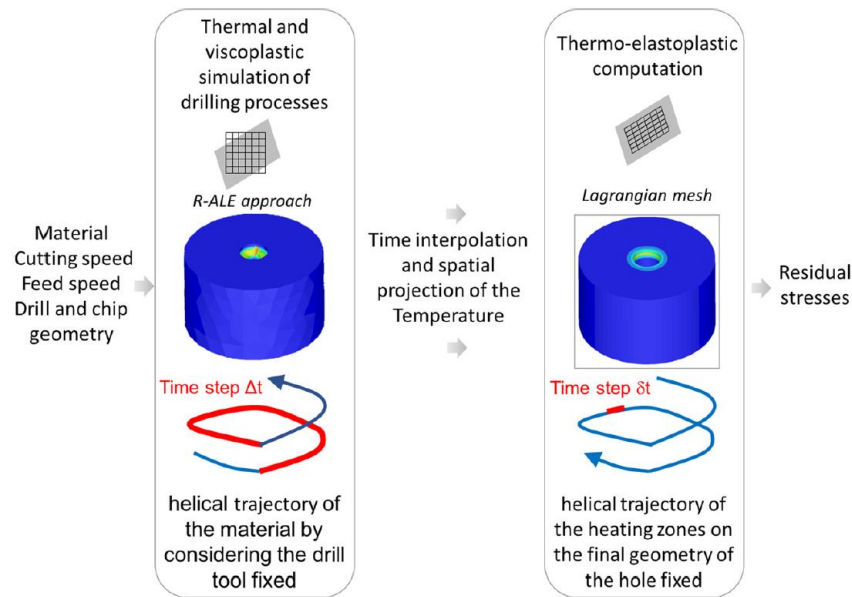


Figure 1-35 : Stratégie de simulation numérique du perçage axial adoptée par (Girion et al., 2018)

- Modèles avec application d'un chargement thermomécanique équivalent identifié expérimentalement ou analytiquement

Au lieu d'obtenir le chargement thermomécanique équivalent à appliquer sur la pièce percée à l'aide d'un premier modèle numérique 3D gourmand en puissance et en temps de calcul, certains auteurs déterminent ce chargement à partir de valeurs expérimentales et/ou de modèles analytiques (Biermann et al., 2012; Bono & Ni, 2002a; de Sousa et al., 2012; Montoya et al., 2014; Saunders, 2003).

La plupart d'entre eux considèrent un chargement équivalent de nature uniquement thermique appliqué sous forme d'un flux thermique surfacique et négligent l'impact des actions mécaniques mises en jeu lors du perçage (Biermann et al., 2012; Bono & Ni, 2002a; de Sousa et al., 2012; Montoya et al., 2014; Saunders, 2003). Bono et Ni (Bono & Ni, 2002a) estiment ce flux thermique équivalent à partir de modèles analytiques de coupe métallique présents dans la littérature. Pour cela, les arêtes de coupe sont divisées en segments élémentaires assimilés à des outils de coupe travaillant en coupe orthogonale. Les efforts de coupe sont alors calculés à partir d'une analyse géométrique, les paramètres géométriques de l'outil et les caractéristiques du matériau usiné étant connus. Puis, le flux thermique est calculé à partir des efforts et des paramètres de coupe. Montoya et al. (Montoya et al., 2014) s'affranchissent eux de l'analyse géométrique et estiment le chargement thermique équivalent directement à partir de la mesure expérimentale du couple axial. Enfin, de Sousa et al. (de Sousa et al., 2012) s'appuient sur des mesures de température et résolvent un problème thermique par méthode inverse afin de déterminer le flux thermique mis en jeu lors du perçage.

Saunders (Saunders, 2003), qui travaille sur la simulation du perçage dans l'alliage 2024-T3, considère un chargement équivalent à la fois thermique et mécanique. Il applique le chargement mécanique sous forme de pression répartie et le chargement thermique sous forme de flux thermique. Afin de déterminer ce chargement équivalent, il résout analytiquement trois problèmes mécaniques puis thermiques distincts en fonction des différentes régions du foret : le centre de l'âme (indentation), les extrémités de l'âme (coupe orthogonale) et les arêtes de coupe (coupe oblique). De la même manière que Bono et Ni (Bono & Ni, 2002a), les actions mécaniques sont calculées à partir des paramètres géométriques du foret et des caractéristiques du matériau usiné et le flux thermique à partir des actions mécaniques et des paramètres de coupe.

Dans la majorité des simulations, le chargement équivalent est appliqué dans un modèle 2D axisymétrique au niveau de la zone de coupe soit au niveau des éléments de maillage de la pièce percée en contact avec les arêtes de coupe et l'âme de l'outil. Cette zone de coupe est modélisée par différentes

géométries selon les auteurs (Figure 1-36). Afin de simuler le procédé de perçage, le chargement équivalent est déplacé axialement selon la vitesse d'avance du foret et les éléments de maillage situés dans la partie percée sont progressivement supprimés afin de simuler l'enlèvement de matière.

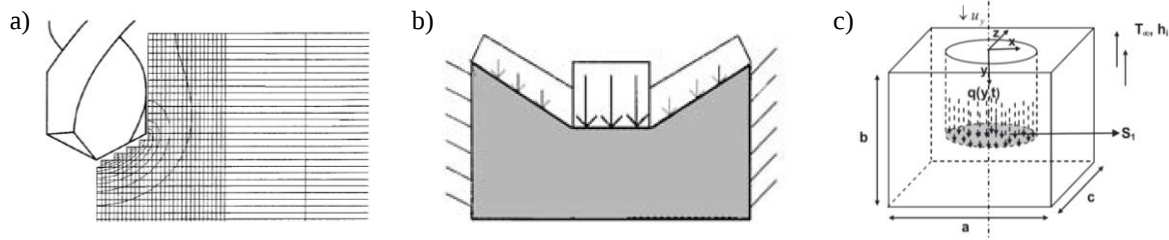


Figure 1-36 : Géométries de la zone d'application du chargement équivalent dans le modèle numérique de (Bono & Ni, 2002a) (a), (Saunders, 2003) (b), et (de Sousa et al., 2012) (c)

Cependant, des auteurs prennent aussi en compte les chargements appliqués sur les parois latérales du trou au cours du perçage. Montoya et al. (Montoya et al., 2014), dans leur modèle, prennent en compte le chargement thermique induit par le frottement des listels en plus de celui induit par la coupe du matériau et calculent un chargement thermique équivalent qu'ils appliquent directement sur la pièce finie (Figure 1-37).

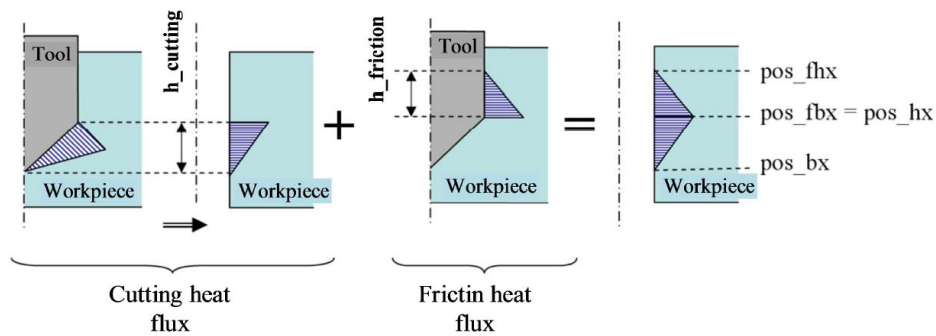


Figure 1-37 : Définition du chargement thermique équivalent appliqué par (Montoya et al. 2014) dans leur modèle de simulation du perçage

Biermann et al. (Biermann et al., 2012) mettent en évidence expérimentalement une seconde montée en température au niveau des parois latérales du trou percé, après celle générée par la coupe, qui est induite par la lubrification MQL, qui échange de la chaleur avec les copeaux au niveau des goujures. Afin de la prendre en compte dans leur modèle numérique, ils appliquent, en plus du flux thermique au niveau de la zone de coupe, une charge convective sur la paroi latérale du trou.

1.5 Usinage, intégrité de surface et tenue en fatigue

Dans le but d'optimiser les performances en fatigue des structures, de nombreux travaux de recherche ont été menés afin d'étudier les liens entre les paramètres du procédé d'usinage, l'intégrité de surface et la durée de vie en fatigue. Les revues de Novovic et al., M'saoubi et al. et Pramanik et al. (M'saoubi et al., 2008; Novovic et al., 2004; Pramanik et al., 2017) synthétisent une large partie de ces travaux qui ont été menés pour différents procédés d'usinage et différents matériaux. Ces travaux ont permis d'identifier les différents aspects de l'intégrité de surface (topographie de la surface, contraintes résiduelles et état métallurgique du matériau en sous-surface) et de déterminer la contribution individuelle de chacun des paramètres d'intégrité de surface sur la tenue en fatigue. Cependant, une opération d'usinage influe simultanément sur l'ensemble des paramètres de l'intégrité de surface et certains paramètres dépendent les uns des autres. Il semble donc difficile de juger quels paramètres ont

une influence prépondérante sur les autres. De plus, certains travaux montrent que l'influence d'un paramètre d'intégrité sur la tenue en fatigue peut varier en fonction de son niveau mais également en fonction du matériau. Ainsi, la question de l'impact de l'intégrité de surface sur la tenue en fatigue semble très large et complexe et les conclusions des travaux cités dans les revues mentionnées ci-dessus ne peuvent pas être généralisées à tous les procédés d'usinage et à tous les matériaux. Concernant les surfaces percées en alliage d'aluminium, très peu d'études de caractérisation de leur intégrité ont été menées. Ainsi, l'impact de l'intégrité de ces surfaces sur la tenue en fatigue des pièces percées et l'impact du procédé de perçage sur l'intégrité de ces surfaces ne semblent pas pleinement appréhendés. Les quelques travaux portant sur ce sujet sont présentés ci-après.

1.5.1 Impact de l'intégrité de surface sur la tenue en fatigue d'alliages d'aluminium

1.5.1.1 Influence des contraintes résiduelles

Les champs de contraintes résiduelles de compression en bord de trou sont connus pour avoir un effet bénéfique sur la tenue en fatigue de la pièce trouée (Lai et al., 1993). En effet, les contraintes compressives ont tendance à retarder les amorces de fissures et à fermer les fissures initiées. Au contraire, les contraintes résiduelles de traction ont, elles, tendance à ouvrir les fissures. Elles ont donc un impact négatif sur la tenue en fatigue des pièces trouées. Des procédés tels que l'expansion à froid ou l'introduction de fixation avec interférence ont ainsi été développés dans l'industrie afin d'introduire d'importants champs de contraintes résiduelles compressives (étendus sur plusieurs millimètres et atteignant des contraintes maximales de plusieurs centaines de MPa) en bord de trou. L'effet bénéfique de ces champs de contraintes sur la tenue en fatigue des pièces trouées libres ou des assemblages en alliage d'aluminium a été largement démontré dans la littérature (fixation avec interférence : (Chakherlou et al., 2010; Lanciotti & Polese, 2005), expansion à froid : (Chakherlou et al., 2012; Y. Wang et al., 2017)). En revanche, le niveau des contraintes résiduelles introduites en bord de trou au cours d'une opération de perçage et leur impact sur la tenue en fatigue de la pièce trouée ont été peu investigués dans la littérature.

Newman et al. (Newman et al., 2009) tentent, sans succès, d'évaluer les contraintes résiduelles introduites par un procédé de perçage conventionnel dans une pièce en alliage d'aluminium 2024-T3 par la méthode de diffraction des rayons X. Ils attribuent cet échec principalement à la très faible étendue des champs de contraintes résiduelles en bord de trou. La profondeur de matière affectée en sous-surface au cours de l'usinage de l'AA2024 peut, en effet, se révéler très faible dans certains cas. Mabrouki et al. (Mabrouki et al., 2008), dans leurs travaux de simulation numérique de la coupe orthogonale de l'AA2024-T351, prédisent une profondeur de matière affectée par les contraintes résiduelles d'environ 200 μm .

Elajrami et al. (Elajrami et al., 2008) mènent, eux aussi, une évaluation expérimentale des contraintes résiduelles introduites par le procédé de perçage dans une pièce en AA2024-T3 par DRX. Ils considèrent différents procédés de perçage dont des procédés avec et sans outil coupant (perçage conventionnel, perçage avec avant-trou, perçage au jet d'eau et poinçonnage). Contrairement à Newman et al. (Newman et al., 2009), ils parviennent à évaluer les champs de contraintes résiduelles radiales et circonférentielles en bord de trou au niveau des faces d'entrée et de sortie du perçage. Ces champs sont bien plus étendus que ceux prédits par Mabrouki et al. (Mabrouki et al., 2008) puisqu'ils s'étendent sur plusieurs millimètres pour l'ensemble des procédés de perçage étudiés. En parallèle de l'analyse des contraintes, ils étudient la performance en fatigue des éprouvettes percées (en traction-traction). Pour un état de surface du trou usiné similaire (observé au MEB), ils observent une meilleure tenue en fatigue des éprouvettes présentant un champ de contraintes résiduelles compressives de niveau plus important. Ils concluent donc à l'effet bénéfique du champ de contraintes résiduelles compressives en bord de trou introduit par le procédé de perçage sur la tenue en fatigue. Cependant, celui-ci ne peut être dissocié de l'impact de l'état de surface.

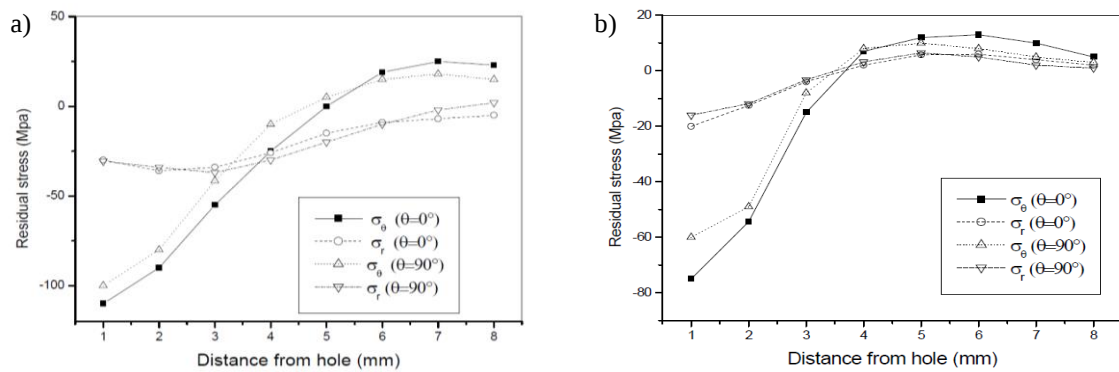


Figure 1-38 : Profils de contraintes résiduelles obtenus à l'issue d'une opération de perçage conventionnel dans l'AA2024-T3 au niveau de la face d'entrée (a) et de la face de sortie (b) par (Elajrami et al., 2008)

Everett (Everett Jr., 2004) choisit, lui, d'analyser l'impact des contraintes résiduelles générées au cours du perçage sur la tenue en fatigue (en traction-compression) à travers l'utilisation d'un polissage chimique. Il étudie le perçage multi-étapes de l'AA2024-T3. Le polissage chimique est appliqué après l'opération de perçage finale et vise à supprimer une fine couche de matière en bord de trou contenant les contraintes résiduelles induites par le perçage. Everett constate que les éprouvettes non polies ont une meilleure tenue en fatigue que les éprouvettes polies chimiquement. Il explique ce résultat par l'effet positif des contraintes résiduelles compressives laissées au sein des éprouvettes non polies sur la tenue en fatigue. Par ailleurs, il vérifie que la modification de l'état de surface induite par le polissage chimique n'impacte pas négativement la tenue en fatigue des pièces percées (sites d'initiation des fissures observés au MEB situés au niveau de particularités métallographiques comme les inclusions et non au niveau des creux induits par le polissage).

1.5.1.2 Influence de l'état de surface

L'état de surface du trou percé peut également avoir une influence sur la tenue en fatigue de la pièce percée. Des creux étroits et profonds au niveau d'une surface usinée constituent des sites privilégiés d'amorce de fissure en fatigue car ce sont des zones de forte concentration de contraintes lorsqu'un chargement est appliqué. Ainsi, une rugosité importante et de nombreuses marques d'usinage sous forme de rayures au niveau d'une surface usinée peuvent avoir un impact négatif sur la tenue en fatigue.

Suraratchai et al. (Suraratchai et al., 2008), dans leurs travaux sur la tenue en fatigue (en flexion 4 points) d'éprouvettes fraisées en alliage d'aluminium 7010-T7451, montrent que, pour un niveau de contraintes résiduelles similaire, les éprouvettes avec une faible rugosité ($R_a = 0,5 \mu\text{m}$) ont une durée de vie en fatigue bien plus élevée que celles avec une rugosité importante ($R_a = 7 \mu\text{m}$). Par ailleurs, ils montrent également que, pour un niveau de R_a similaire, une variation du niveau de contraintes résiduelles (de -45 MPa à -137 MPa) a seulement un faible impact sur la durée de vie en fatigue. Ils concluent donc à l'influence prépondérante de la rugosité sur la tenue en fatigue. Cependant, cette étude porte sur des configurations d'usinage induisant une faible variation du niveau des contraintes résiduelles en regard de celle de la rugosité.

En ce qui concerne le perçage dans l'AA2024-T3, Elajrami et al. (Elajrami et al., 2008) évaluent la qualité de surfaces percées avec différents procédés à travers des observations au MEB. Ils montrent que les procédés de perçage induisant un bon état de surface avec un aspect lisse (perçage conventionnel, perçage avec avant-trou) induisent une performance en fatigue de la pièce percée nettement supérieure à celle obtenue avec les procédés de perçages induisant un moins bon état de surface (perçage au jet d'eau et poinçonnage). Cependant, ils montrent que l'influence de l'état de surface sur la tenue en fatigue est couplée à celle des contraintes résiduelles.

Sun et al. (Sun et al., 2018), dans leurs travaux sur le perçage de l'AA2024-T3, évaluent la rugosité de surfaces percées avec les procédés de perçage axial et orbital à travers la mesure du R_a . Ils obtiennent des niveaux de rugosité du même ordre de grandeur pour les deux procédés de perçage (Figure 1-39-a). Cependant, ils constatent des écarts significatifs de durée de vie en fatigue entre les deux techniques (Figure 1-39-b). Ils notent un gain de 63% sur le nombre de cycles à la rupture avec le perçage orbital pour un usinage à sec et de 18% pour un usinage avec lubrification. Ainsi, dans le cadre des travaux de Sun et al., les différences significatives de tenue en fatigue observées entre les éprouvettes en AA2024-T3 percées avec les procédés axial et orbital ne s'expliquent pas par des différences de niveau de R_a .

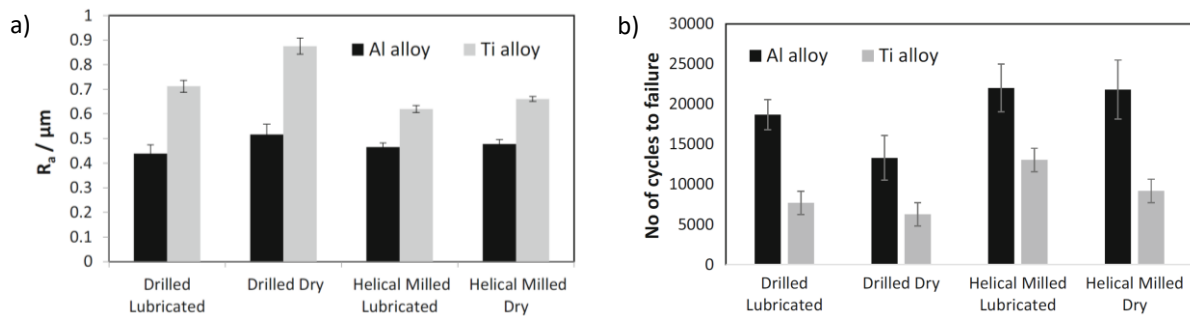


Figure 1-39 : Influence du procédé de perçage sur la rugosité (a) et la tenue en fatigue (b) d'une pièce percée en AA2024-T3 (Sun et al., 2018)

Ralph et al. (Ralph et al., 2007), dans leurs travaux portant aussi sur le perçage de l'AA2024-T3, appliquent, sur un lot d'éprouvettes percées conventionnellement, un polissage chimique comparable à celui utilisé par Everett (Everett Jr., 2004) afin de retirer les marques d'usinage sur la surface du trou. Ils obtiennent avec ces éprouvettes polies un gain sur la durée de vie en fatigue d'environ 50 % par rapport aux éprouvettes non polies. Ils justifient ce gain par l'impact négatif des défauts d'usinage présents sur les éprouvettes non polies sur la tenue en fatigue. Ces résultats s'opposent aux résultats obtenus par Everett (Everett Jr., 2004) dans ses travaux sur l'étude du perçage multi-étapes de l'AA2024-T3 qui montrent, eux, une diminution de la durée de vie en fatigue des éprouvettes polies (expliquée par le retrait des contraintes résiduelles). Le polissage chimique utilisé par Ralph et al. (Ralph et al., 2007) et Everett (Everett Jr., 2004) semble cependant retirer à la fois les marques d'usinage sur la surface du trou et une partie des champs de contraintes résiduelles présents en sous surface. Cette technique semble donc difficilement exploitable pour juger indépendamment de l'influence de l'une ou l'autre caractéristique de l'intégrité de surface.

Ainsi, le couplage de l'influence des contraintes résiduelles et de l'influence de l'état de surface du trou sur la tenue en fatigue d'une pièce percée en AA2024-T3 semble complexe à appréhender. Il est difficile de conclure sur la prépondérance de l'impact de l'une ou l'autre caractéristique sur la tenue en fatigue. Ralph et al. (Ralph et al., 2007), dans leur étude sur l'impact de l'usure de l'outil sur la tenue en fatigue d'une pièce percée en AA2024-T3, montrent pleinement l'influence combinée des contraintes résiduelles et de l'état de surface. Pour les pièces percées avec un foret usé, ils obtiennent, par rapport à celles percées avec un foret neuf, une augmentation du nombre de cycles induisant une amorce de fissure (liée à l'augmentation des contraintes résiduelles compressives générées) et une diminution du nombre de cycles engendrant la rupture (liée à l'augmentation du nombre de marques d'usinage).

Par ailleurs, parmi les travaux portant sur l'évaluation de l'état de surface des trous percés en AA2024 et son impact sur la tenue en fatigue, aucun auteur ne semble s'être intéressé à l'évaluation des paramètres de rugosité caractérisant les hauteurs maximales des irrégularités (R_t , R_z , R_v , etc...) et caractérisant la forme des vallées (R_{ku} , R_{sk}). Pourtant, comme vu en Partie 0, ceux-ci semblent être des paramètres pertinents pour caractériser l'intégrité de surface.

1.5.1.3 Influence des aspects métallurgiques

Au-delà des contraintes résiduelles et de l'état de surface, les modifications métallurgiques du matériau en sous-surface induites par une opération d'usinage (ou un traitement de surface) peuvent également avoir un impact sur la tenue en fatigue.

Des travaux portant sur le grenaillage de certains alliages d'aluminium montrent l'influence positive de la présence d'une importante couche de matière écrouie en sous-surface sur la durée de vie en fatigue (Yao et al., 2017; Zupanc & Grum, 2011). Cela est expliqué par l'augmentation de la résistance à la déformation plastique de la couche écrouie qui retarde la propagation des fissures. La caractérisation de cette couche de matière écrouie est généralement réalisée à travers la mesure de profils de microdureté, une augmentation du taux d'écrouissage étant associée à une augmentation de la dureté. Dans ces travaux sur le grenaillage, l'influence positive de l'écrouissage est toujours couplée à l'influence positive des contraintes résiduelles compressives également générées par ce traitement de surface.

Concernant le perçage de l'AA2024-T3, Sun et al. (Sun et al., 2018) attribuent la moins bonne performance en fatigue des pièces obtenues en perçage axial par rapport aux pièces obtenues en perçage orbital au fait que le perçage axial induit plus de dommages et de changements de microstructure au niveau de la sous-surface du trou percé que le perçage orbital. En effet, que ce soit pour l'usinage à sec ou avec lubrification, ils observent, dans le cas du perçage axial, une déformation plastique importante des grains en bord de trou dans le sens de l'usinage qui n'est pas observée avec le perçage orbital (Figure 1-40). De plus, dans le cas du perçage axial à sec, ils observent, au niveau de certaines régions de la périphérie du trou, la présence d'une couche de matière fondue resolidifiée de 40 μm dont les propriétés mécaniques, notamment la dureté (évaluée par nanoindentation), sont inférieures à celles du reste du matériau.

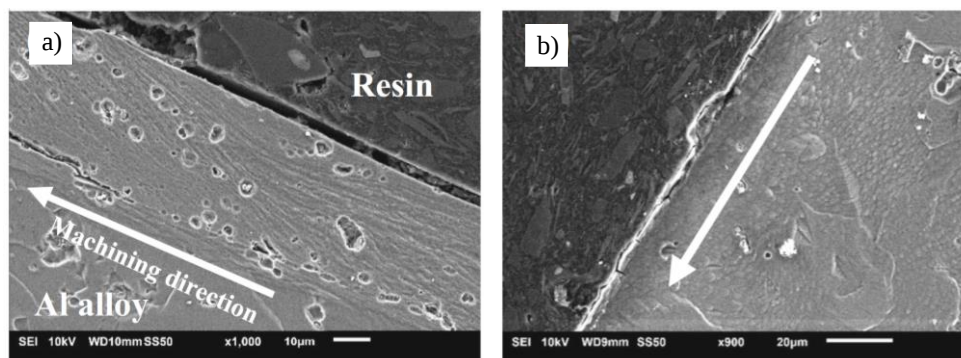


Figure 1-40 : Observation au MEB de la microstructure de l'AA2024-T3 en bord de trou après perçage axial à sec (a) et perçage orbital à sec (b) d'après (Sun et al., 2018)

Ainsi, les modifications métallurgiques induites par un procédé d'usinage (ou un traitement de surface) peuvent avoir un impact positif ou négatif sur la tenue en fatigue en fonction de leur nature. L'augmentation de la dureté du matériau en sous-surface semble être associée à une augmentation de la tenue en fatigue alors qu'une diminution de la dureté semble, elle, avoir un impact négatif.

Excepté l'étude menée par Sun et al. (Sun et al., 2018), l'impact de la modification des aspects métallurgiques au cours du perçage dans l'AA2024-T3 sur la tenue en fatigue a été très peu étudié dans la littérature.

1.5.2 Impact de l'opération de perçage sur l'intégrité de surface et la qualité du trou percé

Les différences au niveau de l'intégrité de surface d'un trou percé impactant la tenue en fatigue de la pièce percée peuvent être générées, pour un matériau donné, par l'utilisation de différents procédés de perçage, de différents outils de coupe (géométrie, matériau, usure) et/ou de différentes conditions d'usinage (paramètres de coupe et conditions de lubrification). De plus, ces différences au niveau de l'opération de perçage peuvent aussi avoir une influence sur la qualité du trou en termes de dimensions et de géométrie.

1.5.2.1 Influence du procédé de perçage

Sun et al. (Sun et al., 2018), déjà cités, étudient l'influence du procédé de perçage (axial ou orbital) dans l'AA2024-T3 sur la microstructure et la dureté du matériau en bord de trou. Pour cela, ils emploient des paramètres de coupe similaires pour les deux procédés (orbital : $V_c = 66$ m/mn, $f_a = 0,2$ mm/tr, $f_t = 0,04$ mm/tr et axial : $V_c = 66$ m/mn, $f_a = 0,2$ mm/tr). Comme évoqué précédemment, ils observent, avec le perçage axial, des modifications métallurgiques au niveau de la sous-surface du trou percé non constatées avec le perçage orbital (zone de déformation plastique importante et présence d'une couche de matière fondue resolidifiée). Ils expliquent la déformation plastique des grains en bord de trou par les importantes sollicitations thermomécaniques mises en jeu lors du perçage axial. La formation de la couche de matière fondue et resolidifiée est, elle, associée aux fortes températures générées lors du perçage axial à sec et la détérioration de ses propriétés mécaniques est associée au phénomène d'adoucissement thermique. Cependant, la question de l'utilisation de conditions de coupe optimales pour les deux procédés de perçage dans le cadre de cette étude peut se poser. En effet, Sun et al. utilisent des conditions de coupe identiques pour deux procédés de perçage qui sont très différents.

Elajrami et al. (Elajrami et al., 2008), également cités précédemment, étudient l'influence de différents procédés de perçage, dont le perçage axial en une seule opération et le perçage axial avec pré-perçage, sur l'intégrité de surface qu'ils caractérisent par une évaluation des contraintes résiduelles par DRX. Leur étude porte sur le perçage dans l'alliage 2024-T3 de trous de diamètre final 6 mm et ils considèrent un avant-trou de diamètre 3 mm pour le cas du perçage avec avant-trou. Leurs résultats montrent des niveaux de contraintes résiduelles en bord de trou bien inférieurs dans le cas du perçage avec avant-trou par rapport au perçage pleine matière (Figure 1-41). Ils expliquent cela par le fait que les contraintes résiduelles importantes générées au cours du perçage de l'avant-trou sont éliminées au cours du perçage final. De plus, l'opération de perçage finale mettant en œuvre de faibles efforts de coupe par rapport à l'opération de perçage pleine matière, un état de contrainte final, bien plus faible que celui généré au cours du perçage de l'avant-trou, est instauré dans la pièce.

Ralph et al. (Ralph et al., 2006) étudient également l'influence de la réalisation d'un pré-perçage sur l'intégrité de surface du trou final qu'ils caractérisent par l'état de surface (observation des marques d'usinage). Leur étude porte sur le perçage dans l'alliage 2024-T3 de trous de diamètre final 4,76 mm et ils considèrent un avant-trou de diamètre 2,38 mm pour le cas du perçage avec avant-trou. Leurs résultats montrent l'obtention d'un meilleur état de surface du trou final lorsqu'un pré-perçage est réalisé avec une diminution de plus de moitié des marques d'usinage.

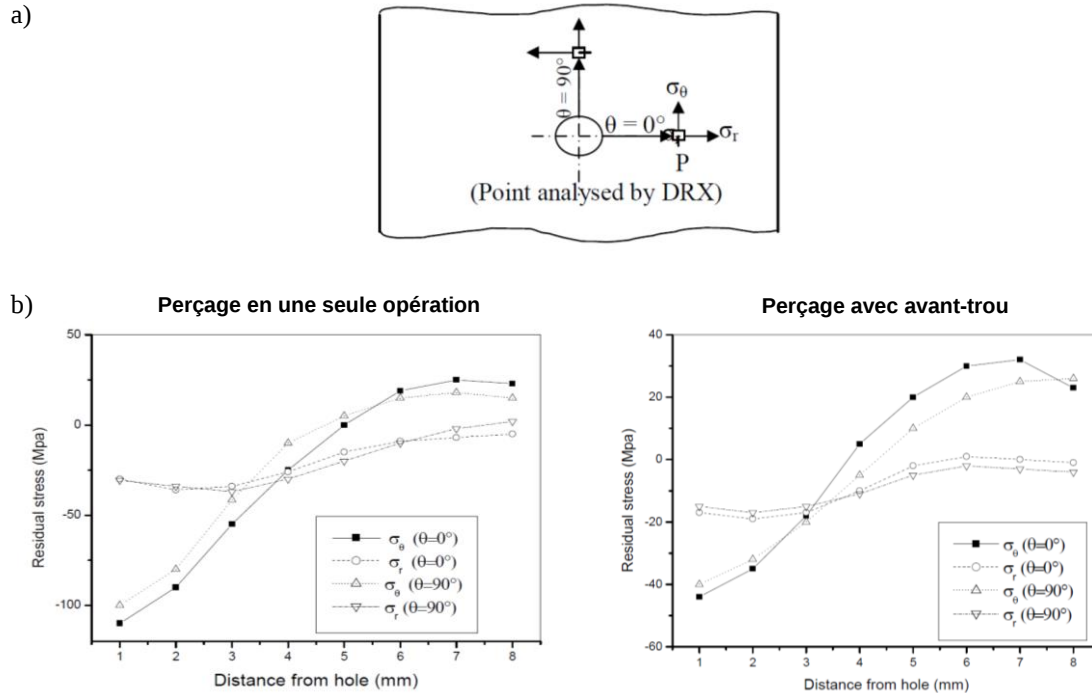


Figure 1-41 : Points considérés pour l'analyse des contraintes résiduelles par DRX par (Elajrami et al., 2008)(a) et résultats de contraintes résiduelles (au niveau de la face d'entrée) à l'issue du perçage de l'AA2024-T3 en une seule opération et du perçage avec avant-trou (b)

1.5.2.2 Influence de l'outil

Plusieurs auteurs investiguent l'influence de la géométrie de l'outil sur l'intégrité de surface du trou obtenu à l'issue du perçage. Nouari et al. (Nouari et al., 2003) étudient l'influence de nombreux paramètres de la géométrie du foret sur la qualité du trou obtenu dans le cadre du perçage axial de l'AA2024-T351. Ils caractérisent la qualité du trou percé notamment par la rugosité (R_a) et par la hauteur de bavure. Comme évoqué en Partie 1.2.2.4, ils montrent qu'une augmentation des angles de pointe et d'hélice peut minimiser la rugosité et qu'un angle de pointe important peut minimiser la formation de bavure. Ralph et al. (Ralph et al., 2006) étudient, eux, l'influence de la longueur du foret sur la qualité du trou obtenu pour le perçage axial dans l'AA2024-T3. Ils montrent que l'augmentation de la longueur du foret a un impact négatif sur la qualité du trou percé qui est caractérisée notamment par l'observation des marques d'usinage (orientation et nombre de larges rayures).

Des auteurs s'intéressent également à l'impact du revêtement de l'outil sur la qualité du trou obtenu. Nouari et al. (Nouari et al., 2003), dans leur travail sur le perçage de l'AA2024-T351, étudient l'influence de différents revêtements de foret (TiAlN, TiAlN + WC/C et diamant) et concluent à l'influence minime du revêtement de l'outil sur la qualité du trou obtenu (rugosité, hauteur de bavure et écart de diamètre) par rapport à un perçage avec foret non revêtu. Au contraire, Kurt et al. (Kurt et al., 2009) qui étudient le perçage axial de l'alliage d'aluminium 2024 et qui considèrent eux aussi différents revêtements (sans revêtement, TiAlN et TiN) montrent l'influence non négligeable du type de revêtement sur la qualité du trou usiné notamment en ce qui concerne la rugosité (R_a). Les valeurs des rayons d'arête en bout d'outil et d'arête latérale ne sont pas indiquées dans l'article. Cependant, la question de l'impact du revêtement sur ces rayons d'arête ainsi que de l'impact de ceux-ci sur la qualité du trou percé peut se poser ici. En effet, au-delà de la modification des propriétés mécaniques, l'application d'un revêtement sur un outil est également susceptible de modifier ses caractéristiques géométriques.

Enfin, d'autres auteurs étudient l'influence de l'usure de l'outil. Certains auteurs montrent l'impact majeur de l'usure de l'outil sur la qualité de la surface usinée pour l'usinage de certains matériaux (Xie

et al., 1990). En revanche, Ralph et al. (Ralph et al., 2006), dans leurs travaux sur le perçage axial dans l'AA2024-T3, montrent, eux, une faible influence de ce paramètre sur la qualité du trou percé.

En ce qui concerne le perçage orbital, Brinksmeier et Fangmann (Brinksmeier & Fangmann, 2010), dans leurs travaux sur le perçage de l'AA2024-T351, montrent une influence de la géométrie de la fraise sur la formation de bavures. Rey (Rey, 2016), dans ses travaux sur le perçage orbital d'empilages CFRP / Ti6Al4V, montre, lui, l'influence de la géométrie de l'outil sur le diamètre du trou percé. La présence d'une dent avec coupe au centre ainsi qu'un angle de pointe supérieur à 180° permettent de limiter la réduction du diamètre percé causée par la flexion de l'outil.

Ainsi, les travaux menés jusqu'à présent sur l'influence de l'outil sur la qualité du trou percé lors du perçage de l'alliage 2024 semblent s'intéresser uniquement aux aspects géométriques et topographiques du trou percé. L'influence de l'outil sur les aspects mécaniques et métallurgiques de l'intégrité de surface semble, elle, ne pas avoir été investiguée.

1.5.2.3 Influence des conditions d'usinage

Plusieurs auteurs étudient l'influence des paramètres de coupe lors du perçage à sec de l'AA2024 sur la rugosité du trou obtenu. C'est le cas de Giasin et al. (Giasin et al., 2016) (Figure 1-42), Kurt et al. (Kurt et al., 2009) et Koklu (Koklu, 2012) qui montrent que la rugosité du trou percé (R_a) augmente avec l'augmentation de la vitesse de rotation de broche et de la vitesse d'avance. Giasin et al. (Giasin et al., 2016) et Kurt et al. (Kurt et al., 2009) concluent à l'influence prépondérante de la vitesse d'avance alors que Koklu (Koklu, 2012) conclut à l'influence prépondérante de la vitesse de coupe.

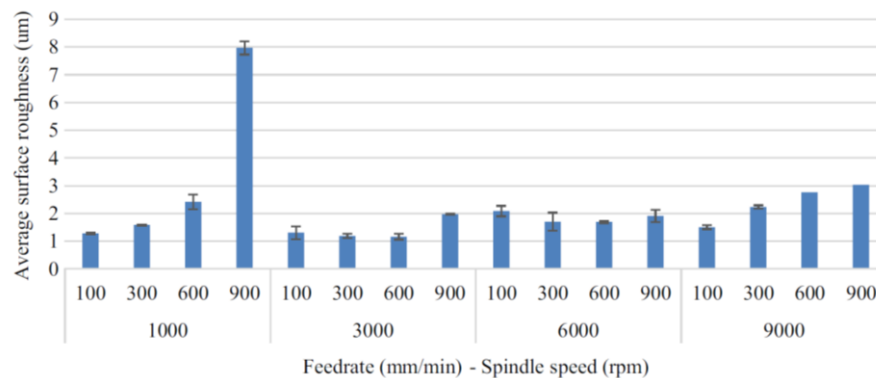


Figure 1-42 : Influence des paramètres de coupe dans le cas du perçage axial de l'AA2024-T3 sur la rugosité de surface du trou obtenu (R_a) d'après (Giasin et al., 2016)

Des auteurs étudient aussi l'influence des paramètres de coupe sur la formation de bavure lors du perçage de l'AA2024. Ainsi, Giasin et al. (Giasin et al., 2016) et Koklu (Koklu, 2012) montrent l'influence majeure de la vitesse d'avance sur la formation de bavure. Une diminution de la vitesse d'avance permet une diminution importante de la taille de la bavure alors que la vitesse de broche a une influence variable en fonction de ses valeurs.

Enfin, Giasin et al. (Giasin et al., 2016) analysent l'influence des paramètres de coupe sur la microdureté obtenue en bord de trou à l'issue du perçage dans l'AA2024-T3. Ils montrent que la microdureté en bord de trou au niveau des faces d'entrée et de sortie augmente avec la vitesse de broche et la vitesse d'avance.

Pour le cas du perçage orbital, ce procédé d'usinage étant moins répandu que le perçage axial, moins d'études sont présentes dans la littérature en ce qui concerne l'influence des conditions de coupe sur l'intégrité de surface obtenue à l'issue du perçage dans les alliages d'aluminium. (Z. Li & Liu, 2013) étudient numériquement et expérimentalement l'état de surface du trou obtenu à l'issue du perçage

orbital dans l'alliage d'aluminium 7075-T6. Leurs résultats montrent une augmentation de la rugosité du trou en termes de R_a et de R_z avec l'augmentation de l'avance tangentielle (Figure 1-43).

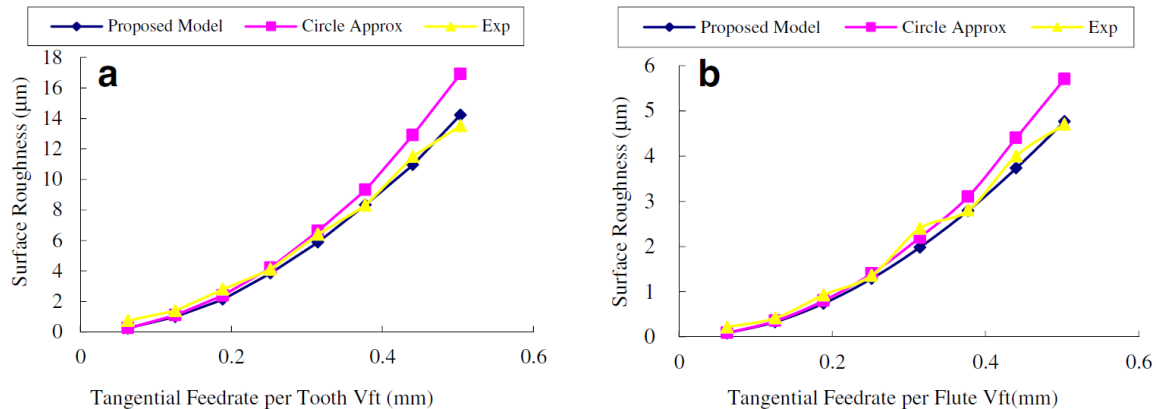


Figure 1-43 : Influence de l'avance tangentielle par dent dans le cas du perçage orbital dans l'alliage d'aluminium 7075-T6 sur la rugosité du trou en termes de R_z (a) et de R_a (b) d'après (Z. Li & Liu, 2013)

L'influence des conditions de lubrification sur l'intégrité de surface du trou percé est aussi investiguée par plusieurs auteurs dans la littérature. D'une manière générale, l'utilisation d'un moyen de lubrification au cours du perçage dans les alliages d'aluminium est connue pour générer un meilleur état de surface du trou usiné que le perçage à sec (Haan et al., 1997). Pour le cas de l'AA2024-T3, Sun et al. (Sun et al., 2018) étudient l'influence de la lubrification externe liquide sur la rugosité de surface (R_a) pour les cas du perçage axial et orbital. Dans le cas du perçage axial, ils obtiennent une rugosité plus faible en perçant avec lubrification et dans le cas du perçage orbital, ils obtiennent des rugosités similaires en perçant avec ou sans lubrification. Sasahara et al. (Sasahara, 2008), dans leurs travaux sur le perçage orbital de l'alliage d'aluminium A5052, étudient l'influence du type de lubrification (liquide, MQL ou air soufflé) sur la qualité du trou usiné qui est caractérisée par sa circularité et la présence de bavure. Ils montrent que les performances des lubrifications liquide et MQL sont équivalentes en ce qui concerne la qualité du trou obtenu. En revanche, la lubrification à l'air soufflé implique une qualité de trou usiné nettement inférieure.

Ainsi, de la même manière que pour l'influence de l'outil, la majorité des travaux traitant de l'impact des conditions d'usinage au cours du perçage des alliages d'aluminium sur la qualité du trou percé semblent se focaliser sur les aspects géométriques et topographiques. Excepté Giasin et al. (Giasin et al., 2016), qui étudient la microdureté en bord de trou à l'issue du perçage dans l'AA2024, très peu d'études sur l'influence des conditions de perçage sur les aspects mécaniques et métallurgiques de l'intégrité de surface semblent disponibles dans la littérature.

1.6 Synthèse de l'étude bibliographique

L'alliage d'aluminium 2024-T351 est un matériau très utilisé pour la fabrication de pièces aéronautiques étant donné ses bonnes propriétés mécaniques et sa faible masse volumique. Ses propriétés mécaniques lui sont conférées par l'application d'un traitement thermique qui engendre un durcissement par précipitation. Cet alliage est considéré comme présentant une grande usinabilité par rapport aux autres matériaux du fait de sa grande ductilité, des faibles efforts de coupe et de l'important taux d'enlèvement de matière mis en jeu au cours de son usinage et de la relative longue durée de vie des outils utilisés pour son usinage. Cependant, l'importante ductilité de l'AA2024-T351 peut conduire à des défauts d'usinage important, notamment en perçage (formation de bavures, erreur de diamètre ou de circularité, etc...).

Ainsi, la qualité des pièces percées en AA2024-T351 doit être évaluée rigoureusement avant leur mise en service. Des méthodes expérimentales permettent de surveiller le bon déroulement de l'opération de perçage au cours de l'usinage à travers l'observation de l'usure de l'outil ou de la morphologie du copeau formé ou par le biais de l'interprétation de l'évolution de grandeurs physiques telles que la température et les efforts de coupe. D'autres moyens expérimentaux ont pour but de contrôler la qualité du trou à l'issue de l'opération de perçage. Les opérations de contrôle les plus répandues dans l'industrie sont les contrôles dimensionnels et géométriques qui font intervenir des moyens relativement simples à mettre en place. Cependant, il est parfois indispensable de contrôler les différentes caractéristiques de l'intégrité de surface à l'issue d'une opération d'usinage. Celles-ci peuvent nécessiter le recours à des moyens de caractérisation assez complexes et longs à mettre en œuvre, notamment pour les aspects métallurgiques et mécaniques. Des méthodes numériques ont également été développées afin de prédire les phénomènes mis en jeu au cours du perçage et l'intégrité de la surface percée. Celles-ci reposent sur des stratégies de simulation très diverses. Les modèles d'enlèvement de matière 3D permettent de simuler la globalité des phénomènes mis en jeu au cours du perçage, cependant, ils semblent grandement limités par le temps de calcul qu'ils nécessitent. Les modèles découplés ou avec application d'un chargement équivalent semblent, eux, être une alternative intéressante.

Plusieurs auteurs ont montré que les aspects topologique, mécanique et métallurgique de l'intégrité de surface des pièces usinées en alliages d'aluminium peuvent avoir une influence importante sur leur durée de vie en fatigue. Les contraintes résiduelles compressives présentes dans le matériau en sous-surface ainsi que la dureté de celui-ci ont un impact bénéfique sur la tenue en fatigue alors que les défauts géométriques de la surface ont, eux, un impact négatif. Cependant, il est difficile de séparer l'influence respective de chaque paramètre d'intégrité de surface ; en effet, il semble qu'un couplage important des différents paramètres impacte la tenue en fatigue. De plus, l'influence de ces paramètres sur la tenue en fatigue peut varier en fonction du niveau de ceux-ci : certains paramètres semblent avoir une influence qu'au-delà d'une certaine valeur seuil.

Pour le cas du perçage de l'AA2024-T351, l'impact des différents paramètres d'intégrité de surface sur la tenue en fatigue de la pièce percée ne semble pas avoir été investigué pleinement. Les travaux portant sur la caractérisation de l'état de surface des trous percés en AA2024-T351 se limitent à l'observation des marques d'usinage et à la mesure du paramètre de rugosité R_a . Aucune étude ne semble porter sur l'évaluation des paramètres de rugosité caractérisant les hauteurs maximales des irrégularités (R_t , R_z , R_v , *etc...*) et la forme des vallées (R_{ku} , R_{sk}) qui semblent être des indicateurs de performance en fatigue plus appropriés. Concernant les contraintes résiduelles générées au cours du perçage d'une pièce en AA2024-T351, leur évaluation semble difficile de par la faible profondeur de matériau affecté en sous-surface du trou percé. De plus, les résultats des auteurs présentent certaines incohérences. Certains auteurs utilisant la technique de DRX ne parviennent pas à évaluer les champs de contraintes résiduelles en bord de trou alors que d'autres auteurs mesurent des champs de contraintes étendus sur plusieurs millimètres. Enfin, l'impact de l'opération de perçage dans l'AA2024-T351 sur l'état métallurgique du matériau en bord de trou a été très peu investigué.

Le procédé de perçage le plus répandu dans l'industrie aéronautique est le perçage axial qui est un procédé maîtrisé depuis nombreuses années. Cependant, l'assemblage de pièces aéronautiques percées avec cette technique de perçage est relativement long puisque de nombreuses opérations d'usinage sont nécessaires (perçage d'un avant-trou, ébauche, ébavurage et alésage). C'est pourquoi, depuis quelques années, les industriels du secteur de l'aéronautique s'intéressent au procédé de perçage orbital qui présente de nombreux avantages par rapport au procédé de perçage conventionnel. Les avantages majeurs de ce procédé sont : la diminution de la formation de bavure, la meilleure évacuation des copeaux et la possibilité de percer des trous de géométrie variable avec un même outil. L'ensemble de ces avantages rend le perçage orbital très intéressant d'un point de vue économique puisqu'ils permettent d'envisager la suppression des opérations de démontage et d'ébavurage des pièces dans le processus

d'assemblage des structures, la suppression de l'utilisation de la lubrification et la réduction du nombre d'outils de perçage.

Les procédés de perçage axial et orbital mettent en œuvre des cinématiques et des phénomènes d'enlèvement de matière très différents susceptibles de conduire à des différences notables au niveau de l'intégrité de surface. Cependant, peu d'études à ce sujet semblent disponibles. De la même manière, l'impact du procédé de perçage orbital sur la performance en fatigue de la pièce percée par rapport à celle d'une pièce percée en axial semble avoir été très peu étudié. Pour le cas du perçage de l'AA2024-T351, une seule étude semble disponible à ce sujet. Il est pourtant indispensable d'évaluer cet aspect avant de pouvoir éventuellement déployer cette technique de perçage sur les lignes de production aéronautiques.

Cet état de l'art montre bien l'état actuel des connaissances sur l'impact du procédé de perçage sur l'intégrité de surface et sur la tenue en fatigue, mais met également en lumière les points qui restent à explorer et les verrous qui restent à lever. Ce travail de thèse a pour objectif de lever ces verrous. Ainsi, il vise tout d'abord à compléter les résultats des travaux cités dans cet état de l'art et à apporter des éléments de compréhension supplémentaires sur l'impact de l'intégrité de surface sur la tenue en fatigue des pièces percées en AA2024-T351, afin d'identifier notamment les paramètres d'intégrité de surface majeurs pilotant la durée de vie en fatigue. Pour cela, l'ensemble des aspects de l'intégrité de surface des trous percés (topologique, mécanique et métallurgique) sont caractérisés de façon expérimentale. Une échelle d'étude adaptée à la caractérisation des aspects mécanique et métallurgique de l'intégrité de surface est définie ainsi que des techniques de caractérisation adaptées à l'échelle d'étude. La caractérisation de la topologie de surface ne peut être limitée à la mesure du paramètre R_a et prend en compte les paramètres de rugosité identifiés comme pertinents pour caractériser l'intégrité de surface dans cet état de l'art. Les aspects de l'intégrité de surface difficiles à caractériser de façon expérimentale sont également étudiés à l'aide de modèles numériques éléments finis. Un modèle avec application d'un chargement équivalent ne nécessitant pas la définition de lois d'endommagement et de frottement, souvent difficiles à calibrer, est utilisé en première approche. Cependant, un tel modèle se limitant à une étude macroscopique et ne permettant pas l'étude de certains phénomènes comme l'impact du frottement à l'interface outil/pièce ou de la géométrie de l'outil, un modèle d'enlèvement de matière est également développé pour l'étude de ces phénomènes.

Dans une optique d'optimisation des performances en fatigue des structures percées en AA2024-T351, l'impact du procédé de perçage ainsi que des paramètres de l'opération de perçage sur l'intégrité de surface du trou percé et la tenue en fatigue est aussi étudié dans ce travail de thèse. L'intégrité de surface et la tenue en fatigue de pièces percées avec les procédés de perçage axial et orbital sont comparées dans le cas de configurations de perçage industrielles. De plus, des essais sont menés afin d'identifier les paramètres majeurs au niveau du procédé de perçage ayant un impact sur l'intégrité de surface.

Chapitre 2. Influence du procédé de perçage sur la tenue en fatigue de la pièce percée

SOMMAIRE

2.1	Objectifs	54
2.2	Matrice d'essais et éprouvettes	54
2.2.1	Matrice d'essais	54
2.2.2	Eprouvettes	55
2.3	Essais de perçage	56
2.3.1	Présentation des moyens d'essais de perçage	56
2.3.2	Outils et conditions de coupe.....	56
2.3.3	Etude des sollicitations thermomécaniques mises en jeu au cours du perçage.....	58
2.3.4	Etude de la qualité des trous percés au regard des spécifications aéronautiques.....	63
2.4	Essais de fatigue.....	66
2.4.1	Présentation de l'essai de fatigue.....	66
2.4.2	Durée de vie en fatigue	68
2.4.3	Faciès de rupture.....	71
2.5	Synthèse	72

2.1 Objectifs

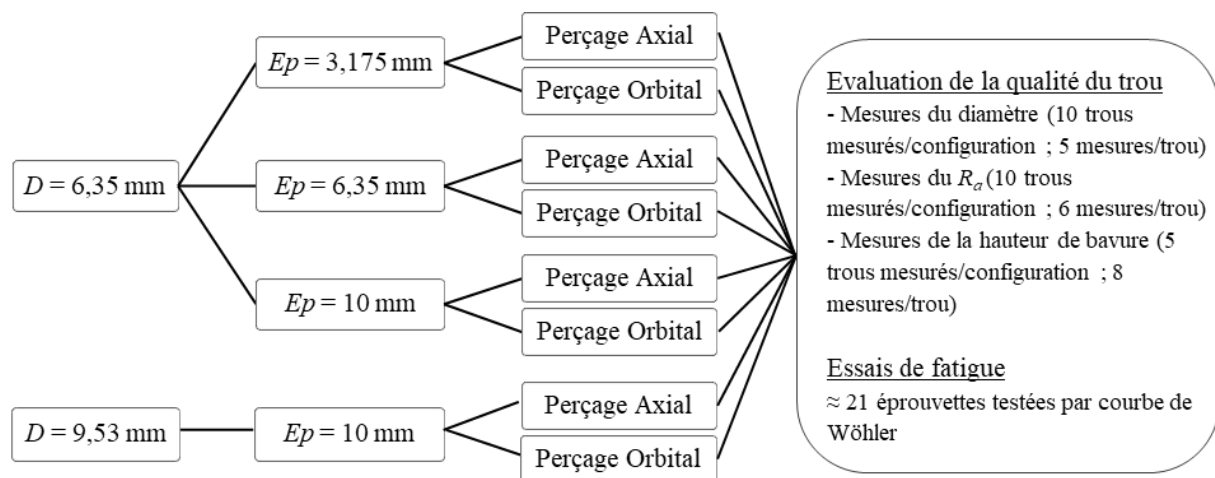
Ce chapitre présente la partie des travaux qui a pour objectif d'évaluer l'impact du procédé de perçage orbital sur la tenue en fatigue d'une pièce percée en AA2024-T351 par rapport à celle d'une pièce percée avec la technique axiale dans le cas de configurations de perçage industrielles. Par ailleurs, ce chapitre décrit également l'étude des chargements thermomécaniques mis en jeu au cours des deux procédés de perçage dans la perspective de pouvoir étudier le lien entre ces chargements et l'intégrité de surface par la suite. Enfin, il présente également l'évaluation de la qualité des trous obtenus en perçage orbital au regard des spécifications aéronautiques.

La matrice d'essais et les éprouvettes étudiées sont présentées dans une première partie. Les moyens de perçage ainsi que les résultats obtenus concernant les chargements thermomécaniques et la qualité des trous percés au regards des spécifications sont exposés dans une seconde partie. Enfin, le dispositif pour les essais de fatigue et les résultats concernant la tenue en fatigue des pièces percées sont présentés dans une dernière partie.

2.2 Matrice d'essais et éprouvettes

2.2.1 Matrice d'essais

La matrice d'essais mise en place pour la campagne expérimentale permettant d'évaluer l'impact du procédé de perçage (axial ou orbital) sur la tenue en fatigue et la qualité du trou est présentée en Figure 2-1.



Ep : épaisseur de l'éprouvette (mm)

Figure 2-1 : Matrice d'essais

Dans l'industrie aéronautique, pour un même procédé de perçage, des outils et des paramètres de coupe différents sont utilisés en fonction du diamètre de perçage. Ainsi, l'impact du procédé de perçage sur la tenue en fatigue de la pièce percée et la qualité du trou est susceptible de varier en fonction du procédé mais aussi notamment en fonction du diamètre de perçage considéré. Dans cette campagne d'essais, deux diamètres de perçage nominaux, très utilisés dans les structures aéronautiques, sont étudiés : 6,35 mm (4/16 de pouce, « code 4 ») et 9,53 mm (6/16 de pouce, « code 6 »).

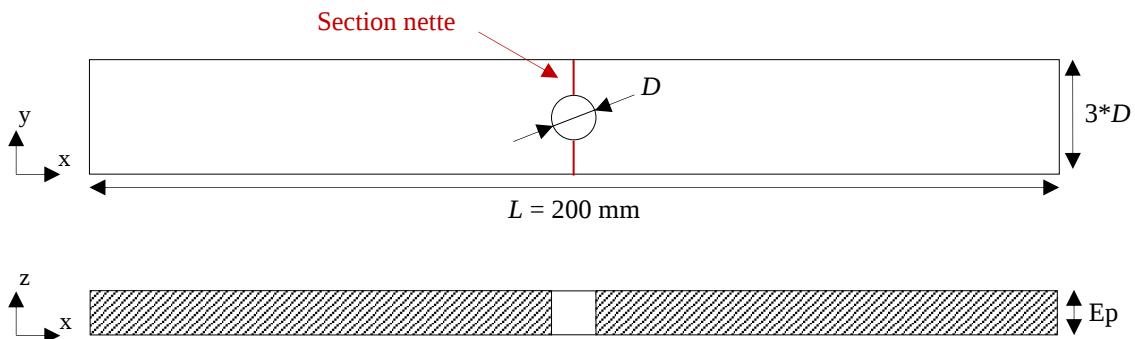
Par ailleurs, dans l'industrie, ces diamètres de perçage sont utilisés pour le perçage de tôles de différentes épaisseurs. Il a été reporté dans la littérature que des pièces ayant une même forme mais une taille différente peuvent avoir une limite de fatigue différente (Lu, 2003). Ce phénomène, qui est appelé effet d'échelle, peut avoir différentes origines :

- Origine statistique : plus les dimensions de la pièce sont grandes, plus la probabilité de rencontrer un défaut se comportant comme un site privilégié d'amorçage d'une fissure de fatigue (inclusion intermétallique, rayure, etc...) est importante.
- Origine technique : un même procédé industriel (laminage, trempe, etc...) appliqué sur des pièces de dimensions différentes peut conduire à un gradient de microstructure, et donc un gradient de propriétés mécaniques différents en fonction des pièces.
- Origine mécanique : le gradient de contrainte généré au fond d'une entaille, présente dans une éprouvette soumise à une sollicitation alternée, varie en fonction de la taille de l'éprouvette.

Afin d'étudier l'impact de l'épaisseur de la pièce percée et l'existence d'un éventuel effet d'échelle sur la tenue en fatigue pour le matériau étudié, 3 épaisseurs d'éprouvettes sont considérées dans la campagne d'essais : 3,175 mm, 6,35 mm et 10 mm.

2.2.2 Eprouvettes

Les éprouvettes en AA2024-T351 ont été extraites au cœur de tôles brutes de laminage de sorte à ce que leur longueur corresponde à la direction du laminage. Cela permet d'être représentatif du comportement des pièces aéronautique en service lors de l'essai de fatigue, ces pièces étant principalement sollicitées suivant la direction du laminage. Toutes les éprouvettes ayant une même épaisseur ont été extraites d'une même tôle et l'ensemble des éprouvettes ont été surfacées. Leur géométrie correspond à celle d'une éprouvette de fatigue trouée libre standard Airbus (éprouvette de type « type T ») (Figure 2-2). Les éprouvettes présentent un trou percé localisé au centre de celles-ci. Leur largeur est égale à trois fois le diamètre nominal du trou et leur longueur est de 200 mm, ce qui assure une prise dans les mors suffisante.



L : longueur de l'éprouvette (mm)

Figure 2-2 : Géométrie des éprouvettes

La section nette des éprouvettes est définie comme étant la section brute moins l'aire de la section du trou percé :

$$S_{nette} = 2 \times D \times E_p \quad (2-1)$$

S_{nette} : section nette de l'éprouvette (mm²)

Le facteur de concentration de contrainte (K_t) dans la section nette des éprouvettes, lié à la présence du trou percé, lorsqu'elles sont soumises à une sollicitation de traction est de 3,5 (Faurie et al., 2003). Ce facteur de concentration de contrainte élevé doit assurer une amorce de fissure en fatigue au niveau du bord de trou dans la section nette.

2.3 Essais de perçage

2.3.1 Présentation des moyens d'essais de perçage

Les opérations de perçage ont été réalisées sur un centre d'usinage 5 axes DMG DMU85 (Figure 2-3-a). Afin de mener à bien les opérations de perçage orbital, une unité de perçage orbital (ORBIBOT - PRECISE France) a été montée sur l'axe z du centre d'usinage. Celle-ci combine deux broches : une assurant la rotation outil (N) et une assurant la rotation orbitale (N_{orb}). Le mouvement d'avance axiale au cours de l'opération de perçage orbital est, lui, assuré par le centre d'usinage. Pour obtenir les diamètres de perçage voulus, l'excentrique de l'unité de perçage orbital est réglée au préalable.

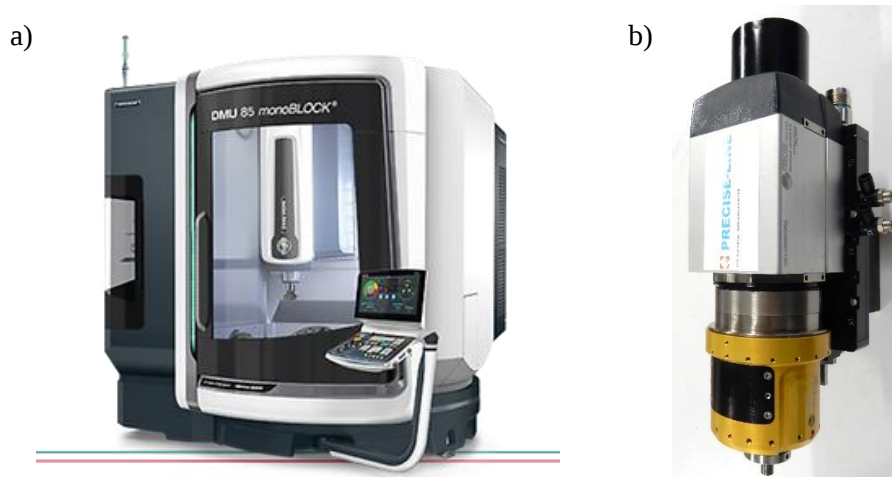


Figure 2-3 : Centre d'usinage 5 axes DMG (DMU85) et Unité de perçage orbital - ORBIBOT (PRECISE France)

2.3.2 Outils et conditions de coupe

Pour l'ensemble des configurations de perçage étudiées, les trous ont été obtenus en une seule opération et les conditions opératoires retenues sont celles employées dans l'industrie afin de comparer les performances des deux techniques de perçage dans leur cas d'utilisation.

- Perçage axial

Les opérations de perçage axial ont été réalisées à l'aide de forets HAM employés dans l'industrie aéronautique (Figure 2-4). Un foret hélicoïdal en carbure de tungstène a été utilisé pour le diamètre de perçage 6,35 mm et un foret hélicoïdal étagé en carbure de tungstène avec revêtement diamant a été utilisé pour le perçage de diamètre 9,53 mm.

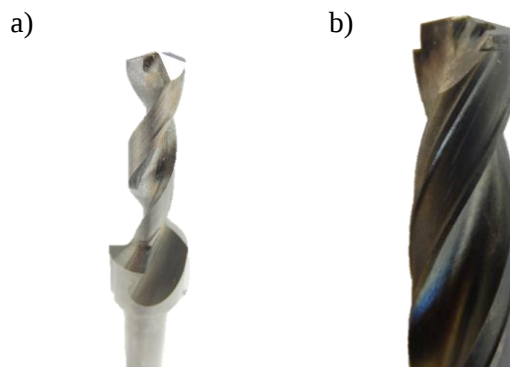


Figure 2-4 : Outils utilisés pour le perçage axial de trous de diamètre 6,35 mm (a) et 9,53 mm (b)

Les paramètres de coupe qui ont été employés pour les opérations de perçage axial correspondent aux paramètres de coupe déterminés par le fabricant outil dans le cas de l'application industrielle (Tableau 2-1). Concernant les conditions de lubrification, un lubrifiant aéronautique a été utilisé sous forme de micro-lubrification, externe pour le diamètre de perçage 6,35 mm et interne pour le diamètre de perçage 9,53 mm.

	D = 6,35 mm	D = 9,53 mm
N (tr/min)	9 000	4 000
V_c (m/min)	180	120
V_{fa} (mm/min)	900	400
f_a (mm/tr)	0,1	0,1

Tableau 2-1 : Paramètres de coupe employés en perçage axial

Dans le cas du perçage axial, 21 éprouvettes ont été percées avec ces conditions pour chaque diamètre.

- Perçage orbital

Les outils de perçage orbital utilisés pour cette campagne d'essais ont été développés par PRECISE France et fabriqués par HAM France. Il s'agit de fraises à quatre dents en carbure de tungstène (Figure 2-5-a). Des fraises de diamètre 4,809 ou 4,855 mm ont été utilisées pour le diamètre de perçage 6,35 mm (en fonction de l'épaisseur de la pièce à percer) et une fraise de diamètre 8 mm a été utilisée pour le diamètre de perçage 9,53 mm.

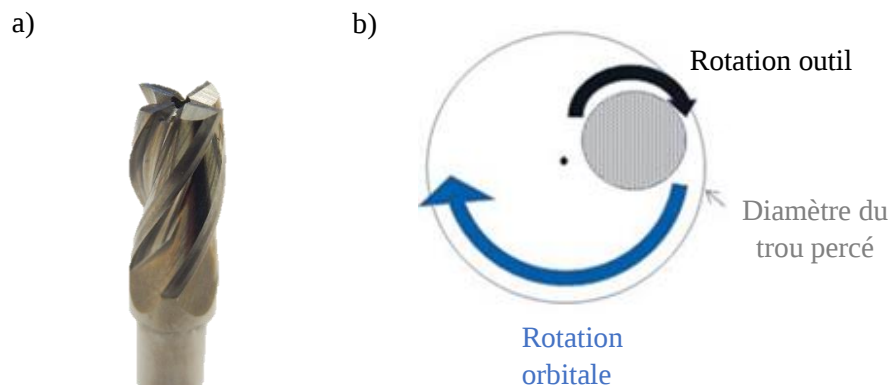


Figure 2-5 : Exemple de fraise utilisée pour le perçage orbital de trous de diamètre 6,35 mm (a) et configuration du perçage orbital (b)

Les opérations de perçage orbital ont été réalisées dans une configuration d'usinage en opposition soit avec une rotation outil et une rotation orbitale dans le même sens (Figure 2-5-b). Les paramètres de coupe employés (Tableau 2-2) ont été déterminés à partir de la méthodologie Couple Outil Matière spécifique au perçage orbital développée dans le laboratoire (Figure 1-19). Les essais concernant ce COM sont détaillés dans la thèse de Kamgaing (Kamgaing Souop, 2020). Ils ont été menés pour le diamètre de perçage 6,35 mm et des vitesses de rotation et d'avance similaires ont été utilisées pour le diamètre de perçage 9,53 mm. Concernant les conditions de lubrification, un lubrifiant aéronautique a été employé sous forme de micro-lubrification, externe pour le diamètre de perçage 6,35 mm et interne pour le diamètre de perçage 9,53 mm.

	D = 6,35 mm	D = 9,53 mm
N (tr/min)	40 000	40 000
V_c (m/min)	610	1 005
N_{orb} (tr/min)	1 500	1 500
V_{fa} (mm/min)	60	60
f_a (mm/tr)	0,0015	0,0015

Tableau 2-2 : Paramètres de coupe employés en perçage orbital

Le choix d'une vitesse de rotation identique pour les deux diamètres testés s'explique par le comportement dynamique de la broche. En effet, lors de la réalisation des tests COM en perçage orbital, une vitesse de coupe de l'ordre de 1000 m/min semblait optimale. Mais une signature de la broche orbitale à vide a également été réalisée et a montré que celle-ci présente une résonnance légèrement au-dessus de 40000 tr/min et un comportement moins stable au-delà. Ainsi, il a été choisi de limiter la vitesse de rotation de broche à 40000 tr/min et donc de diminuer la vitesse de coupe pour le diamètre 6,35 mm.

Dans le cas du perçage orbital, 21 éprouvettes ont été percées avec ces conditions pour chaque diamètre.

2.3.3 Etude des sollicitations thermomécaniques mises en jeu au cours du perçage

Les chargements thermomécaniques exercés par l'outil sur la pièce au cours de l'opération de perçage ont été évalués afin de disposer de ces données pour le développement d'un modèle numérique et de pouvoir étudier le lien entre ces chargements et l'intégrité de surface obtenue, dans la suite de l'étude. Pour des raisons pratiques, les mesures de ces sollicitations mécaniques et thermiques ont pu être réalisées seulement pour le cas du perçage de diamètre 6,35 mm.

- Sollicitations mécaniques

Les actions mécaniques exercées sur la pièce par l'outil au cours du perçage ont été mesurées à l'aide d'une platine dynamométrique six composantes (Kistler 9257B), disposée sous un porte-pièce spécifique (Figure 2-6), et d'une chaîne d'acquisition National Instruments (chaîne NI cDAQ-9172 et carte NI 9201). Elles ont été mesurées dans un repère fixe lié à la platine (z étant l'axe du perçage) avec une fréquence d'acquisition de 10 kHz. Les acquisitions ont été réalisées au cours du perçage de diamètre 6,35 mm des éprouvettes d'épaisseur 3,175 mm pour les deux procédés de perçage étudiés et ont été répétées plusieurs fois afin de disposer de valeurs moyennes pour la suite de l'étude. Pour le procédé de perçage axial, l'effort axial (F_z) et le couple axial (M_z) ont été mesurés. Les efforts radial et circonférentiel n'étant pas directement évaluables du fait de la propriété d'auto-centrage du foret, ceux-ci n'ont pas été mesurés. Pour le procédé de perçage orbital, l'effort axial (F_z) ainsi que la norme des efforts radial et circonférentiel (F_{xy}) ont été relevés. En revanche, l'axe de l'outil se déplaçant dans le plan (x,y), la mesure du couple axial ne peut pas être réalisée facilement par le biais de la platine dynamométrique (cela nécessiterait la synchronisation avec une mesure de la position de l'outil en temps réel) et n'a donc pas été effectuée.

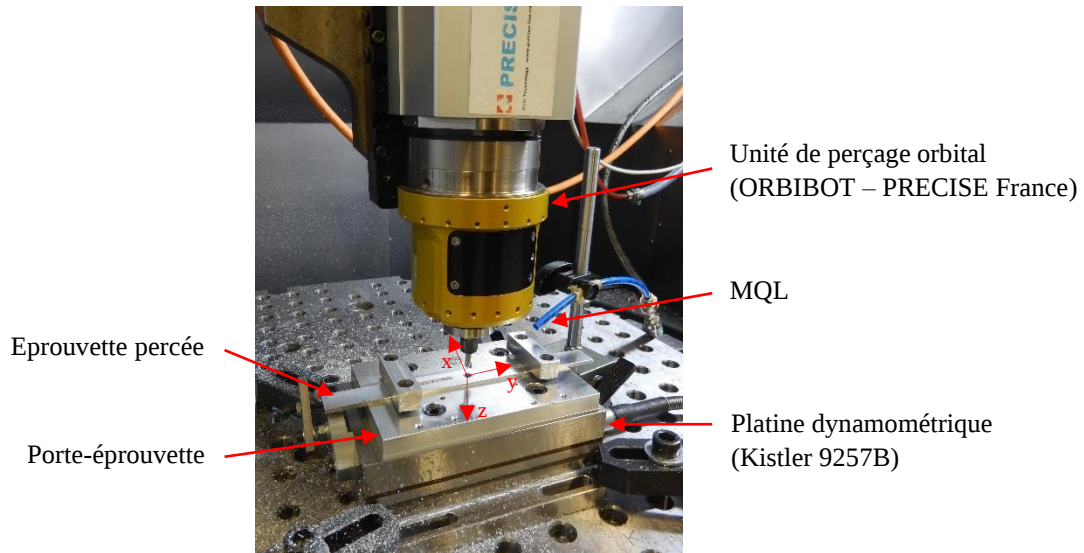


Figure 2-6 : Dispositif expérimental pour la mesure des efforts de coupe au cours du perçage orbital

Les acquisitions ont montré une grande répétabilité des mesures des actions mécaniques (Annexe A). Un exemple de mesures est présenté en Figure 2-7 pour le perçage axial et en Figure 2-8 pour le perçage orbital. Ces signaux ont été traités à l'aide d'un logiciel d'acquisition et de traitement de données (WITIS). Un filtre passe bas à 20 Hz a été appliqué aux signaux bruts.

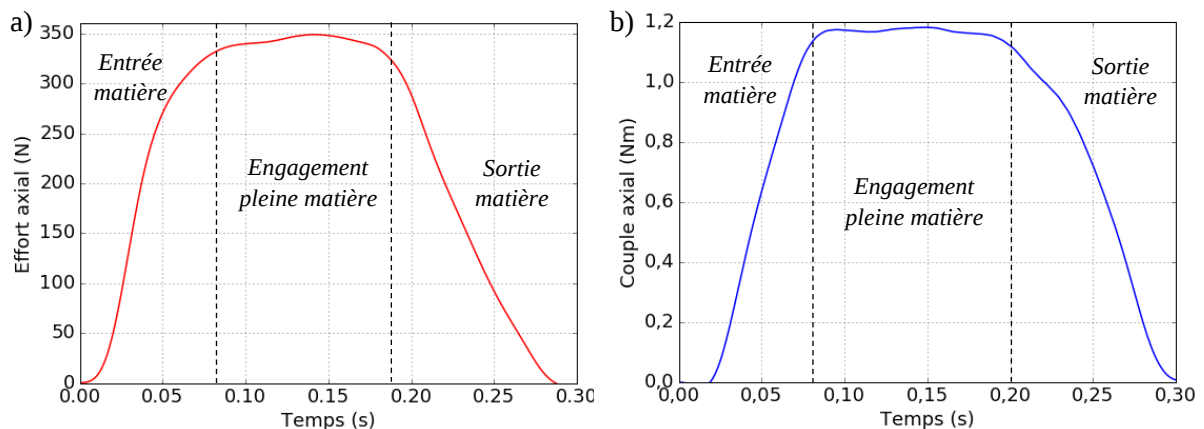


Figure 2-7 : Actions mécaniques mesurées au cours du perçage axial (diamètre 6,35 mm, éprouvette d'épaisseur 3,175 mm) : effort axial (a) et couple axial (b)

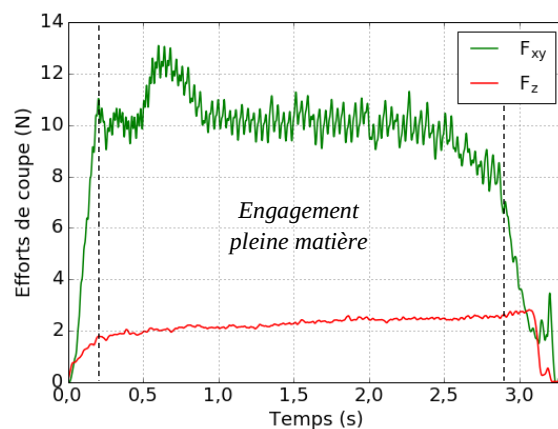


Figure 2-8 : Efforts de coupe mesurés au cours du perçage orbital (diamètre 6,35 mm, éprouvette d'épaisseur 3,175 mm)

L'ensemble des actions mécaniques mesurées au cours du perçage (F_{xy} , F_z et M_z) présente trois phases caractéristiques du perçage. La première correspond à la phase d'entrée de l'outil dans la matière et est associée à l'augmentation des actions mécaniques. La deuxième représente la phase d'enlèvement constant de matière et est associée à une évolution quasi-stationnaire des actions mécaniques. Enfin, la dernière phase correspond à la sortie de l'outil de la matière et à la diminution des actions mécaniques. Les différences de durée des différentes phases entre les deux procédés de perçage sont dues à la différence de vitesse d'avance axiale et à la différence de géométrie du bout de l'outil (pointe pour le foret et bout plat pour la fraise orbitale). Le temps total du perçage axial est largement inférieur à celui du perçage orbital (environ 0,28 s contre 3,25 s) du fait de la vitesse d'avance axiale de l'outil très élevée (900 mm/mn en axial contre 60 mm/mn en orbital).

Concernant le niveau des actions mécaniques, l'effort axial mis en jeu au cours du perçage orbital est bien plus faible que celui mis en jeu au cours du perçage axial. Il prend une valeur moyenne sur la phase stationnaire de 342,5 N pour le perçage axial et de 2,3 N pour le perçage orbital. Cela correspond à une diminution de 99,3 %. Cette forte diminution de l'effort axial est expliquée en grande partie par la très faible avance axiale utilisée en perçage orbital (0,0015 mm en orbital contre 0,1 mm en axial). C'est notamment ce qui permet de limiter également les problèmes de bavure en sortie de trou. Concernant les valeurs d'effort mesurées en orbital, celles-ci sont très faibles et sont aux limites de ce que le dynamomètre Kistler peut mesurer. Ces valeurs ont donc été considérées avec précaution.

- Sollicitations thermiques

La mesure de la température de la pièce au cours du perçage a été réalisée à l'aide de thermocouples implantés dans celle-ci (Figure 2-9). Afin de disposer d'une épaisseur percée suffisamment importante pour introduire plusieurs thermocouples suivant l'épaisseur, des éprouvettes spécifiques ont été usinées pour les mesures de température. Ces éprouvettes ont été extraites à partir de tôles en AA2024-T351 d'épaisseur 12 mm. Ce sont des éprouvettes carrées de largeur égale à trois fois le diamètre percé soit 19,05 mm et d'épaisseur 12 mm. Trois thermocouples de type K, présentant une gamme de température allant de -60 °C à 350 °C, ont été introduit dans ces éprouvettes grâce à des logements usinés au préalable dans celles-ci. Ces logements ont été répartis suivant l'épaisseur de l'éprouvette de sorte à obtenir des mesures de température selon trois profondeurs différentes ($T_{entrée}$, T_{milieu} et T_{sortie}) (Figure 2-9-a). Afin de mesurer la température de la pièce au plus près de la surface percée, la soudure chaude des thermocouples a été positionnée au fond des logements à 0,2 mm du trou percé. Cependant, cette position de la soudure chaude est théorique puisque les logements des thermocouples ont été usinés par perçage et qu'ils présentent par conséquent un fond de trou conique. La soudure chaude des thermocouples se trouve ainsi à une distance légèrement supérieure à 0,2 mm de la paroi du trou percé. Une pâte conductrice thermique chargée argent (Heat Away 641) a été utilisée pour combler le vide entre les thermocouples et leur logement. Cette pâte possède une conductivité thermique (5,58 W/m.K) bien supérieure à celle de l'air (0,025 W/m.K). Cela permet de réduire l'erreur de mesure associée au logement des thermocouples en se rapprochant de la conductivité de l'aluminium (121 W/m.K). Les acquisitions ont été réalisées par le biais d'une carte d'acquisition NI 9211, avec une fréquence de 3,57 Hz. Les mesures exécutées par les trois thermocouples sont asynchrones et présentent un décalage de 0,07 s. Chaque acquisition a été répétée trois fois.

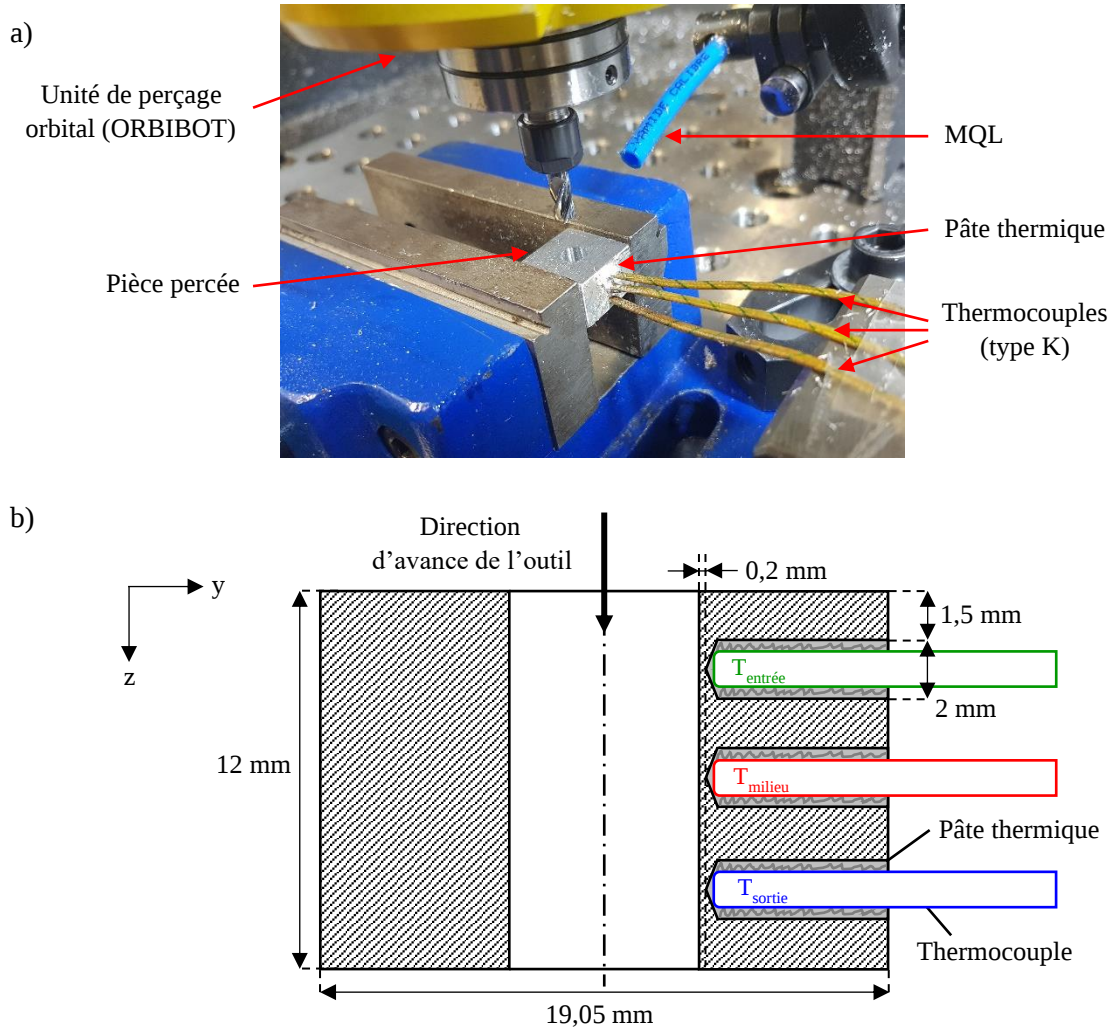


Figure 2-9 : Mesure de la température de la pièce au cours du perçage à l'aide de thermocouples : dispositif expérimental (a) et position des thermocouples dans la pièce percée (b)

Les acquisitions ont montré une très bonne répétabilité des mesures de température (Annexe B). Un exemple de mesures est présenté en Figure 2-10-a pour le perçage axial et en Figure 2-10-b pour le perçage orbital. Sur ces courbes, le temps nul correspond à l'instant où la température de la pièce percée commence à augmenter. En faisant l'hypothèse que la température de la pièce percée commence à augmenter à l'instant où l'outil entre en contact avec la pièce, le temps de perçage (de l'initiation du contact entre l'outil et la pièce à la sortie des becs du foret, pour le perçage axial, ou du bout de la fraise, pour le perçage orbital, de la pièce percée) est représenté sur ces graphiques.

La fréquence d'acquisition qui a été utilisée pour les mesures de température est très faible par rapport à la vitesse d'avance axiale de l'outil, notamment en perçage en axial. En effet, cette fréquence permet seulement trois acquisitions de température par thermocouple durant l'opération pour le perçage axial. Ainsi, les mesures de température réalisées permettent d'obtenir seulement un ordre de grandeur des températures vues par la pièce au cours du perçage et les températures maximales relevées présentent une certaine incertitude. En effet, pour chaque courbe, un maximum de température légèrement supérieur à celui relevé peut se trouver entre deux points de mesure. La fréquence utilisée étant limitée par la capacité de la carte d'acquisition, elle n'a pas pu être augmentée.

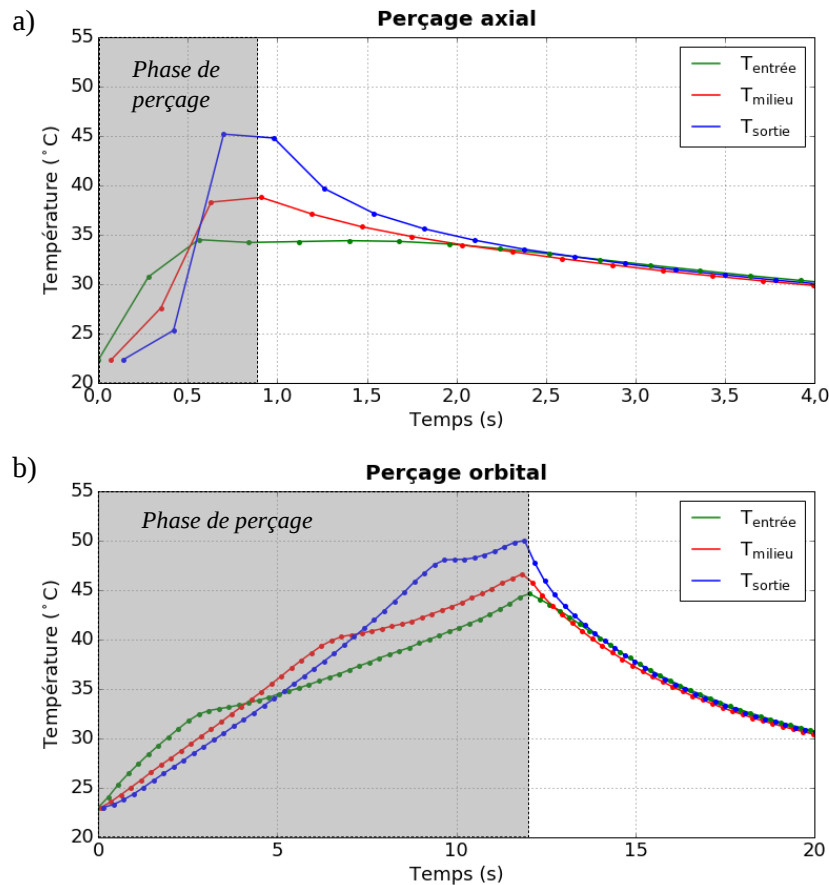


Figure 2-10 : Mesures de température au cours du perçage axial (a) et orbital (b) pour un trou de diamètre 6,35 mm

Que ce soit durant le perçage axial ou le perçage orbital, la température de la pièce présente une répartition non homogène durant la durée du perçage et sur la hauteur de la pièce. Les trois températures mesurées, $T_{entrée}$, T_{milieu} et T_{sortie} , présentent des cinétiques différentes. En début de perçage, lorsque le bout de l'outil s'approche du premier thermocouple, $T_{entrée}$ est la température maximale et elle augmente plus rapidement que T_{milieu} et T_{sortie} . Puis la tendance s'inverse, T_{milieu} et T_{sortie} augmentent rapidement par rapport à $T_{entrée}$. Toutes les températures atteignent finalement leur maximum à la fin du perçage lorsque les bords du foret, pour le perçage axial, ou le bout de la fraise, pour le perçage orbital, sortent de la pièce (en considérant l'hypothèse de temps zéro à l'entrée de l'outil dans la matière). Ce maximum de température en fin de perçage peut s'expliquer par une accumulation de chaleur générée lors du perçage qui est diffusée axialement au cours de l'avance de l'outil. Cette accumulation de chaleur en bord de trou est maximale au niveau de la sortie de l'outil soit de la dernière zone ayant subi les sollicitations thermomécaniques dues au perçage.

Concernant les niveaux de températures mesurés, ceux-ci n'excèdent pas 50°C pour les deux procédés de perçage. Ils sont donc relativement faibles comparés aux niveaux de température atteints au cours du perçage d'autres matériaux. Zeilmann et Weingaertner (Zeilmann & Weingaertner, 2006) mesurent, par exemple, une température maximale, à 0,2 mm de la paroi du trou, supérieure à 450°C au cours du perçage de l'alliage de titane Ti6Al4V avec une lubrification MQL externe. Les températures peu élevées mesurées dans le cadre de notre étude s'expliquent par le fait que la chaleur diffuse très rapidement dans l'AA2024-T351. A titre de comparaison, la diffusivité thermique (Equation (2-2)), à température ambiante, est de 50 mm².s⁻¹ pour l'AA2024-T351 contre 3 mm².s⁻¹ pour l'alliage de titane Ti6Al4V. Par ailleurs, les niveaux de température mesurés présentent une certaine incertitude liée à la faible fréquence d'échantillonnage comme évoqué précédemment mais aussi à l'utilisation d'une pâte thermique de capacité donnée. Enfin, il faut souligner que les mesures ont été réalisées à 0,2 mm de la paroi du trou et que les niveaux de température atteints dans la zone de coupe sont, eux, plus importants.

$$a = \frac{\lambda}{\rho \times c_c} \quad (2-2)$$

a : diffusivité thermique ($m^2.s^{-1}$)

Les maximums de température, atteints en sortie du perçage, sont du même ordre de grandeur pour les deux procédés : 45°C en perçage axial et 50°C en perçage orbital (avec une incertitude de mesure bien plus importante en perçage axial). La température mesurée en entrée du perçage, $T_{entrée}$, et relevée à la fin de l'opération de perçage est, en revanche, plus importante au cours du perçage orbital qu'au cours du perçage axial (44°C en orbital contre 34°C en axial). Cela est lié au fait que $T_{entrée}$ augmente tout au long du perçage avec le procédé orbital alors qu'elle se stabilise autour d'une valeur constante au milieu de l'opération de perçage axial, une fois que la pointe du foret a dépassé le premier thermocouple. Cela reflète une accumulation de chaleur par diffusion axiale plus importante dans le cas du procédé de perçage orbital, dû à la faible vitesse d'avance axiale. Ainsi, si les températures générées localement au niveau de la zone de coupe sont susceptibles d'être bien plus élevées dans le cas du perçage axial, du fait des sollicitations mécaniques beaucoup plus sévères mises en jeu, le perçage orbital met, lui, en œuvre un phénomène d'accumulation de chaleur bien plus important du fait de la longue durée de l'opération. Ces deux phénomènes expliquent que les températures maximales relevées avec les deux procédés soient proches.

Ainsi, cette première série de mesures montre que les champs de température vus par la pièce au cours du perçage de l'AA2024-T351 sont relativement modestes. C'est pourquoi, nous n'avons pas mené de campagne complémentaire sur cette thématique. Il serait toutefois intéressant d'approfondir cette étude thermique en étudiant les flux de chaleur en zone de coupe et en très proche surface.

2.3.4 Etude de la qualité des trous percés au regard des spécifications aéronautiques

La qualité des trous obtenus avec les différentes configurations de perçage étudiées a été évaluée au regard des spécifications aéronautiques afin de vérifier le bon respect de celles-ci. Ces spécifications portent sur le diamètre, la rugosité et la hauteur de bavure.

- Diamètre

Le diamètre des trous percés a été mesuré à l'aide d'un micromètre intérieur à trois touches. Une dizaine de trous ont été mesurés par configuration de perçage et cinq mesures ont été réalisées par trou. Les résultats sont présentés en Figure 2-11.

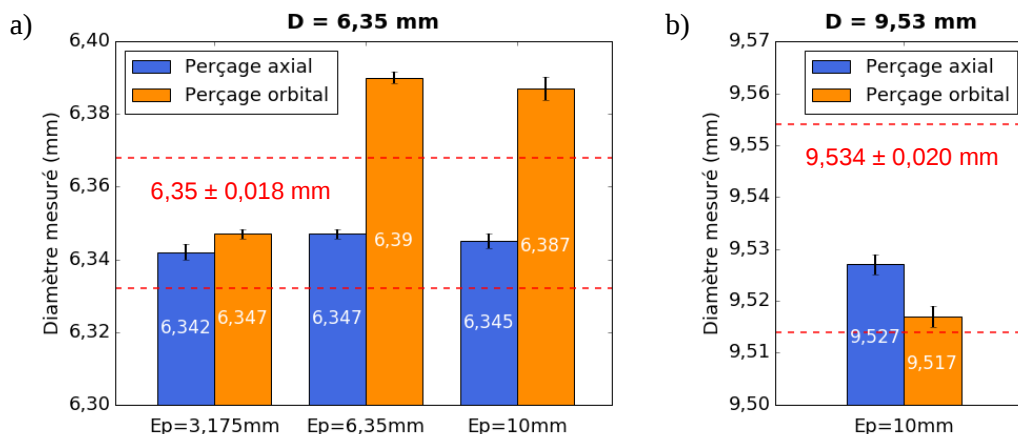


Figure 2-11 : Diamètre mesuré des trous percés au diamètre nominal 6,35 mm (a) et 9,53 mm (b)

Pour les trous percés avec le procédé axial au diamètre nominal 6,35 mm et les trous percés avec les deux procédés au diamètre nominal 9,53 mm, l'ensemble des diamètres mesurés respectent la spécification aéronautique. Concernant les trous percés avec le procédé orbital au diamètre nominal 6,35 mm, les trous réalisés dans les éprouvettes d'épaisseur 3,175 mm respectent la spécification de diamètre alors que les diamètres des trous réalisés dans les éprouvettes d'épaisseur 6,35 mm et 10 mm sont légèrement plus importants et hors spécification. Cela est dû au diamètre de l'outil légèrement plus grand qui a été utilisé pour ces configurations de perçage (pas de réglage de l'excentrique). Cependant, cette variation de diamètre correspond à une variation négligeable du facteur de concentration de contrainte dans la section nette de l'éprouvette ($K_t = 3,47$ pour le diamètre nominal et $K_t = 3,48$ pour le plus grand diamètre mesuré : 6,39 mm). Son impact sur la tenue en fatigue de la pièce percée est donc considéré comme négligeable et ne constitue pas à un frein à l'étude. Ainsi, ces éprouvettes ont été utilisées pour les essais de fatigue.

- Rugosité

La spécification aéronautique de rugosité concernant les trous percés est formulée en termes d'écart moyen arithmétique du profil ($R_a < 1,6 \mu\text{m}$). Pour les trous percés dans le cadre de cette campagne d'essais, ce paramètre a été mesuré à l'aide d'un rugosimètre mécanique 2D (MITUTOYO SJ-301) pour des profils orientés suivant l'épaisseur de l'éprouvette (Figure 2-12). En accord avec la norme [ISO 4288, 1996], une longueur d'onde de coupure, λ_c , de 0,8 mm a été utilisée (longueur d'onde de coupure recommandée pour un R_a compris entre 0,1 μm et 2 μm). Une longueur d'évaluation de 1,6 mm ($2 \times \lambda_c$), 3,2 mm ($3 \times \lambda_c$) et 4 mm ($5 \times \lambda_c$) a été utilisée respectivement pour les éprouvettes d'épaisseur 3,175 mm, 6,35 mm et 10 mm. Pour les éprouvettes de plus faible épaisseur, il n'a pas été possible de respecter la longueur d'évaluation minimale recommandée par la norme [ISO 4288, 1996] (4 mm pour un R_a compris entre 0,1 μm et 2 μm). Une dizaine de trous ont été mesurés par configuration de perçage et six mesures de profil ont été réalisées par trou. Les résultats sont présentés en Figure 2-13.



Figure 2-12 : Mesure de la rugosité des trous percés à l'aide d'un rugosimètre mécanique 2D

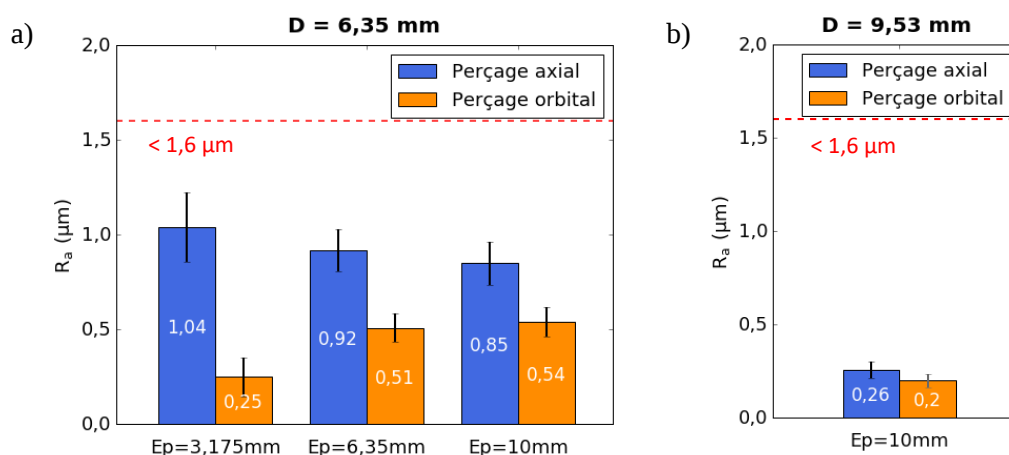


Figure 2-13 : Ecart moyen arithmétique du profil obtenu pour les trous percés de diamètre 6,35 mm (a) et 9,53 mm (b)

Pour l'ensemble des configurations de perçage étudiées, les valeurs de R_a obtenues sont largement conformes à l'exigence aéronautique. Par ailleurs, les trous obtenus par perçage orbital présentent un R_a nettement inférieur aux trous obtenus par perçage axial pour le diamètre de perçage de 6,35 mm.

- Hauteur de bavure

La hauteur de bavure en face de sortie des trous percés a été mesurée à l'aide d'un profilomètre optique ALICONA Infinite Focus (Figure 2-14). La hauteur moyenne de bavure a été mesurée pour cinq trous par configuration de perçage avec huit mesures de hauteur de bavure réalisées sur la périphérie du trou par trou percé (excepté pour les éprouvettes d'épaisseur 6,35 mm percées au diamètre 6,35 mm dont la hauteur de bavure n'a pas pu être mesurée). Les résultats sont présentés en Figure 2-15.

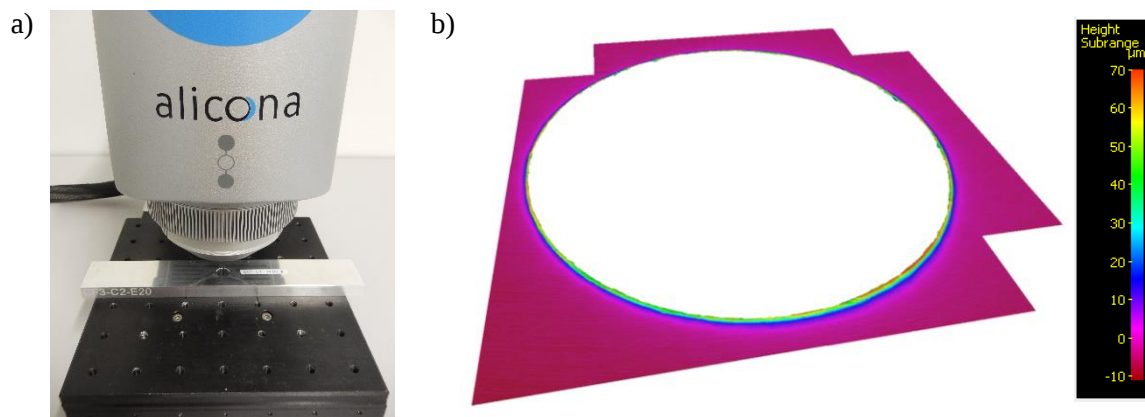


Figure 2-14 : Mesure de la hauteur de bavure des trous percés à l'Alicon (a) et exemple de reconstruction 3D de bavure en face de sortie d'un trou de diamètre 9,53 mm obtenu par perçage axial (b)

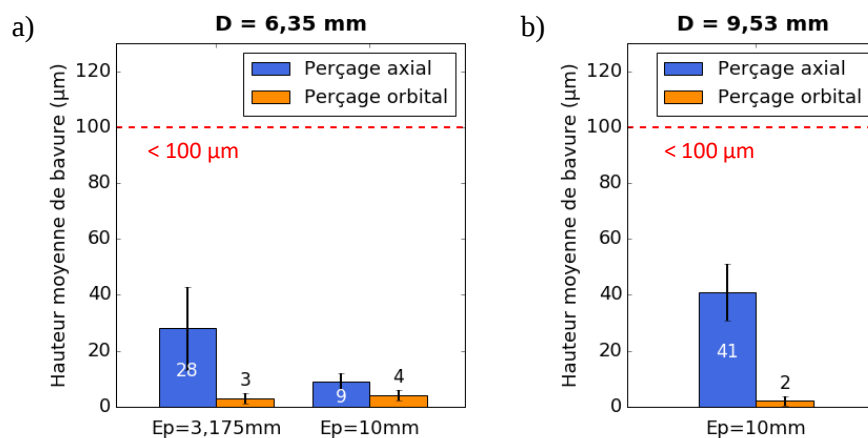


Figure 2-15 : Hauteur de bavure en face de sortie obtenues pour les trous percés de diamètre 6,35 mm (a) et 9,53 mm (b)

Pour l'ensemble des trous percés mesurés, la hauteur moyenne de bavure respecte la spécification aéronautique (hauteur de bavure < 100 µm). Par ailleurs, une hauteur moyenne de bavure nettement plus faible en perçage orbital qu'en perçage axial est observée. Cela est expliqué par les plus faibles efforts de coupe axiaux mis en jeu au cours du perçage orbital comme vu en Partie 2.3.3. Ces résultats sont accord avec les travaux de la littérature (Ni, 2007; Sasahara, 2008).

2.4 Essais de fatigue

2.4.1 Présentation de l'essai de fatigue

Les essais de fatigue menés dans le cadre de cette campagne d'essais s'inscrivent tout en amont des essais structuraux effectués dans l'industrie aéronautique dans le but de réaliser le dimensionnement et la justification des structures aéronautiques. Ils se positionnent à la base de la pyramide d'essais et mettent en œuvre des éprouvettes élémentaires (Figure 2-16). Ils visent à évaluer la performance en fatigue des pièces percées avec la technique orbitale par rapport aux pièces percées conventionnellement dans un cas de chargement élémentaire : un effort « contournant » le trou percé, qui est un mode de sollicitation très présent dans les structures percées. Les essais de fatigue ont ainsi été menés sur des éprouvettes trouées libres élémentaires qui permettent de s'affranchir des phénomènes liés à l'introduction d'une fixation (influence du couple de serrage, influence du jeu de l'assemblage ou du niveau d'interférence considéré, etc ...). Conformément aux exigences aéronautiques, ces éprouvettes ont été ébavurées afin d'éviter toute interaction liée à la présence d'une bavure. Un chanfrein de 0,15 mm a été réalisé sur les bords des trous des éprouvettes d'épaisseur 3,175 mm et un chanfrein de 0,3 mm a été réalisé sur les bords des trous des éprouvettes d'épaisseur 6,35 mm et 10 mm.

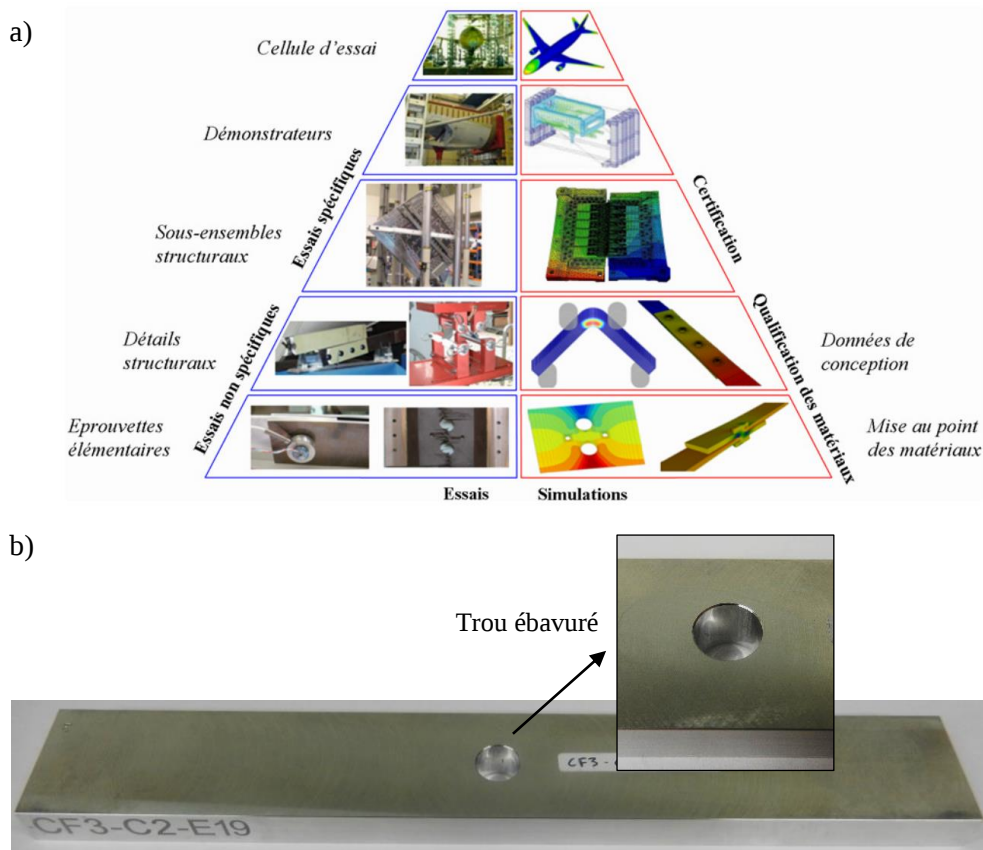


Figure 2-16 : Pyramide des essais structuraux et de la simulation numérique dans le secteur aéronautique (Irisarri, 2010) (a) et exemple d'éprouvette élémentaire utilisée pour les essais de fatigue (b)

Afin de comparer les performances en fatigue des éprouvettes trouées libres obtenues avec les différentes configurations de perçage, un certain nombre d'essais de fatigue, considérant plusieurs niveaux de charge, ont été menés dans le but de tracer des courbes de Wöhler. Celles-ci représentent la contrainte maximale appliquée au cours d'un cycle de chargement (Equation (2-3)), en fonction du nombre de cycles à rupture de l'éprouvette.

$$\sigma_{max} = \frac{F}{S_{nette}} \quad (2-3)$$

σ_{max} : contrainte maximale appliquée dans la section nette au cours d'un cycle de chargement (sans prise en compte du facteur de concentration de contrainte) (MPa)

F : effort maximal appliqué au cours d'un cycle de chargement (N)

Le domaine de fatigue qui a été exploré au cours de ces essais est le domaine de fatigue à longue durée de vie (HCF : High Cycle Fatigue), celui-ci comprend les problèmes de tenue en fatigue rencontrés les plus fréquemment dans les structures aéronautiques. Dans ce domaine, la contrainte appliquée, σ_{max} , est inférieure à la limite d'élasticité du matériau (Figure 2-17) et de faibles déformations plastiques sont mises en jeu en comparaison au domaine oligocyclique (ou LCF : Low Cycle Fatigue). Le domaine de fatigue à longue durée de vie est théoriquement divisé en deux parties sur la courbe de Wöhler : le domaine d'endurance limitée, qui correspond à une portion décroissante, et le domaine d'endurance illimitée, qui correspond à une asymptote horizontale (Figure 2-17). Cette asymptote définit la limite de fatigue, soit la limite supérieure de la contrainte σ_{max} pouvant être appliquée indéfiniment sans conduire à la rupture. Pour les alliages d'aluminium, celle-ci n'est atteinte qu'au-delà d'un nombre de cycles de l'ordre de 10^8 (Develay, 1992). La performance en fatigue d'une structure aéronautique étant couramment évaluée à 10^5 cycles et l'étude de la limite de fatigue impliquant un temps d'occupation de machine trop important, un domaine de durée de vie en fatigue compris entre 10^4 et 10^6 a été exploré dans le cadre de cette étude.

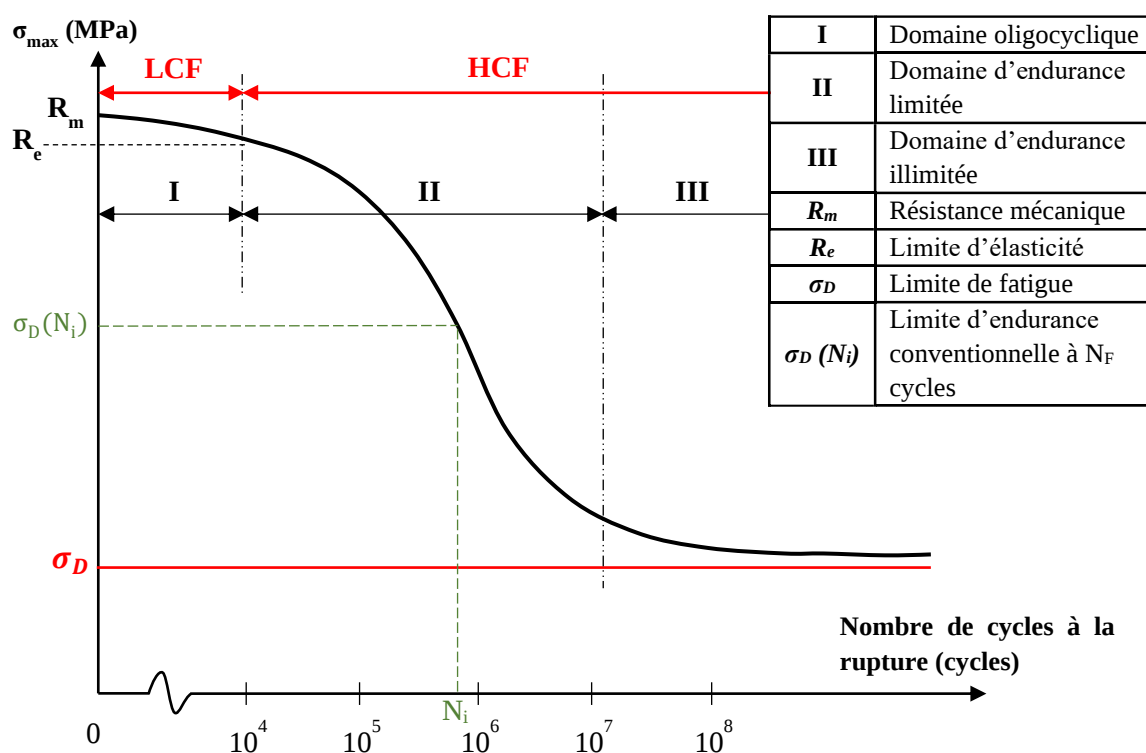


Figure 2-17 : Différents domaines théoriques d'une courbe de Wöhler

Les essais de fatigue ont été menés sur une machine servo-hydraulique SCHENCK équipée d'une cellule de charge de 100 kN (Figure 2-18). Ils ont été pilotés en effort et réalisés à température ambiante. Le chargement a été appliqué suivant le sens longitudinal de l'éprouvette qui a été centrée dans les mors. Le spectre du chargement qui a été appliqué est une sinusoïde en traction-traction avec un rapport de charge de 0,1 et une fréquence de 20 Hz (Figure 2-19). Pour chaque niveau de charge, les essais ont été

répétés deux ou trois fois (en fonction de la répétabilité obtenue). Les dimensions d'éprouvette étudiées (largeur et épaisseur) étant variables (raideurs différentes), le bon réglage des valeurs du correcteur PID (Proportionnel, Intégral, Dérivé) de la boucle d'asservissement de la machine a été vérifié pour chaque géométrie d'éprouvette avant les essais de fatigue et a été modifié si besoin.

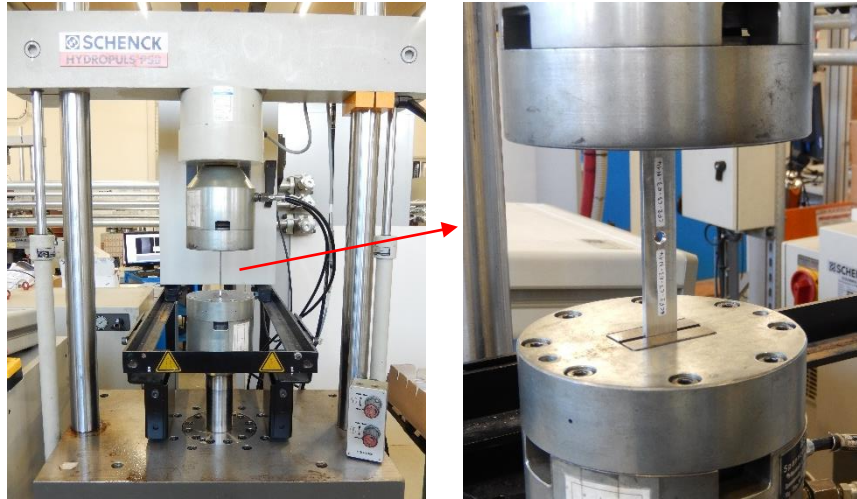
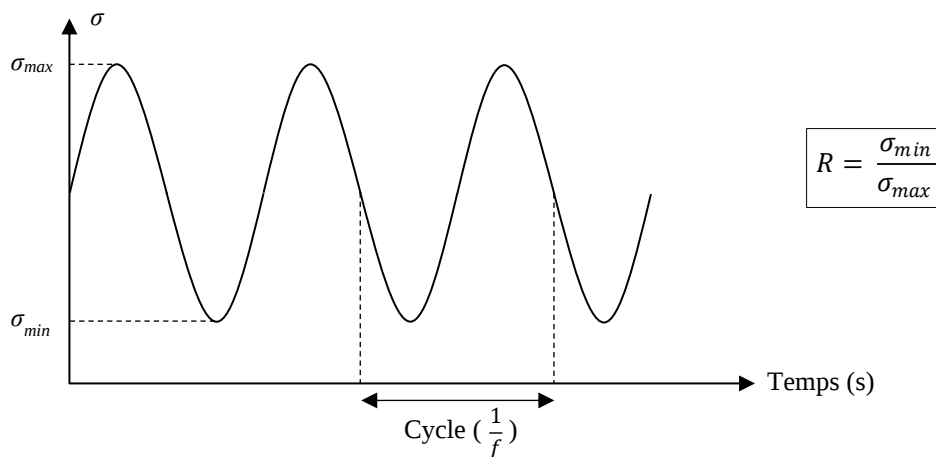


Figure 2-18 : Dispositif d'essais de fatigue



σ : contrainte appliquée dans la section nette au cours d'un cycle de chargement (MPa)

σ_{min} : contrainte minimale appliquée dans la section nette au cours d'un cycle de chargement (MPa)

R : rapport de charge

f : fréquence du chargement cyclique appliquée lors des essais de fatigue (Hz)

Figure 2-19 : Chargement cyclique appliqué lors des essais de fatigue

2.4.2 Durée de vie en fatigue

Les courbes de Wöhler obtenues sont présentées en Figure 2-20 pour le diamètre de perçage 6,35 mm et en Figure 2-21 pour le diamètre de perçage 9,53 mm. Des courbes de tendance de type « fonction puissance » sont tracées sur ces graphes dans le domaine de fatigue inférieur à $5 \cdot 10^5$ cycles (marqueurs pleins). Il est important de noter que sur la Figure 2-21 les points correspondant à un nombre de cycles à la rupture supérieur à $5 \cdot 10^5$ cycles pour le perçage axial diamètre 9,53 mm correspondent à une rupture de l'éprouvette au niveau des mors de la machine. Ce type de rupture peut être expliqué par un endommagement de l'éprouvette au niveau de son serrage apparu en fretting-fatigue (Maximov et al., 2017) (mouvement oscillatoire de faible amplitude, souvent tangentiel, appliqué à deux surfaces en

contact dont l'une est soumise à une sollicitation cyclique). Ainsi, ces points correspondent à la valeur minimale du nombre de cycles à la rupture de l'éprouvette testée si elle n'avait pas subi un endommagement par fretting-fatigue et ils pourraient avoir une valeur bien plus élevée si une rupture conventionnelle de l'éprouvette au niveau de sa section nette avait eu lieu.

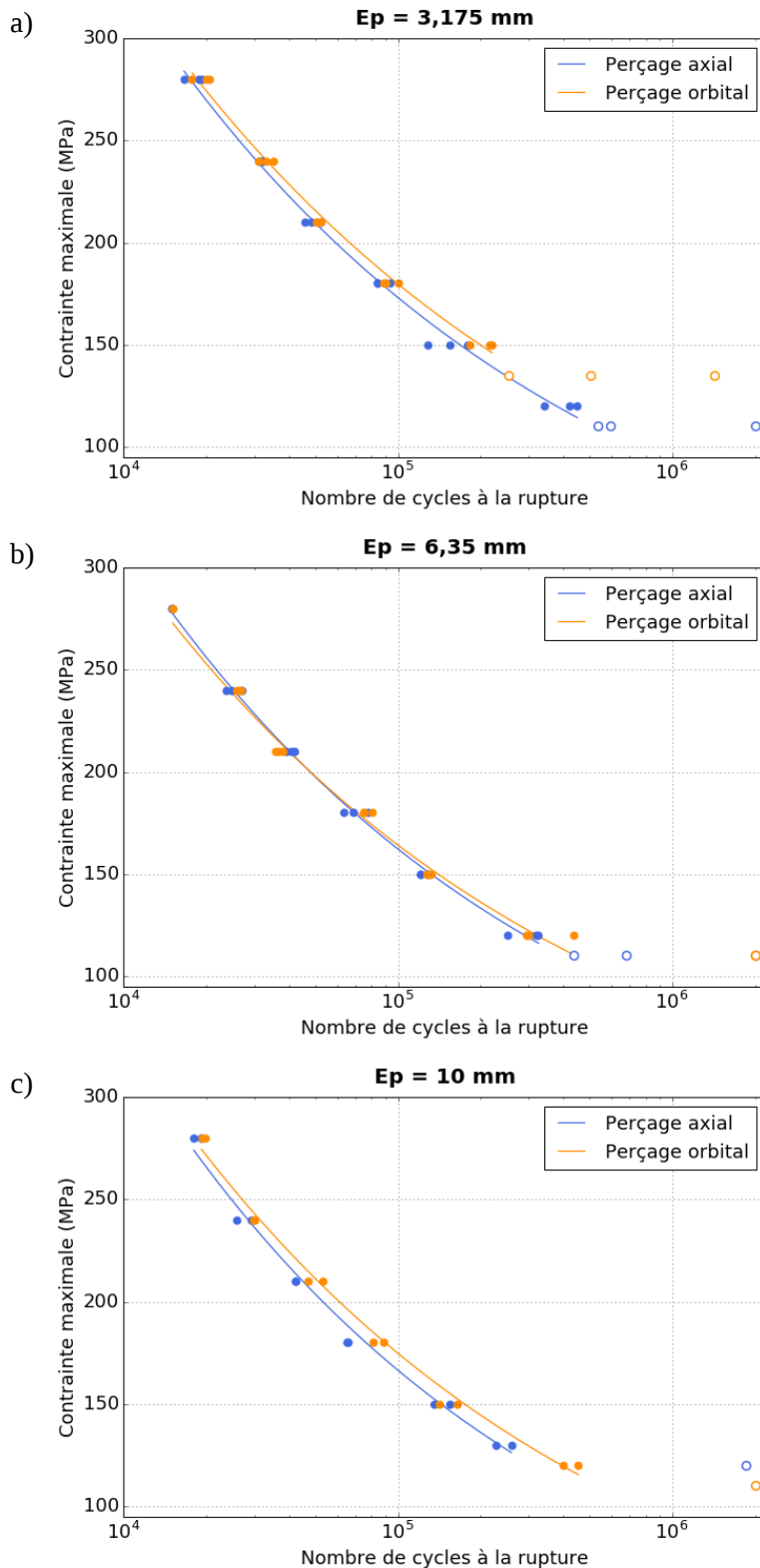


Figure 2-20 : Courbes de Wöhler obtenues pour le diamètre de perçage 6,35 mm pour les éprouvettes d'épaisseur 3,175 mm (a), 6,35 mm (b) et 10 mm (c)

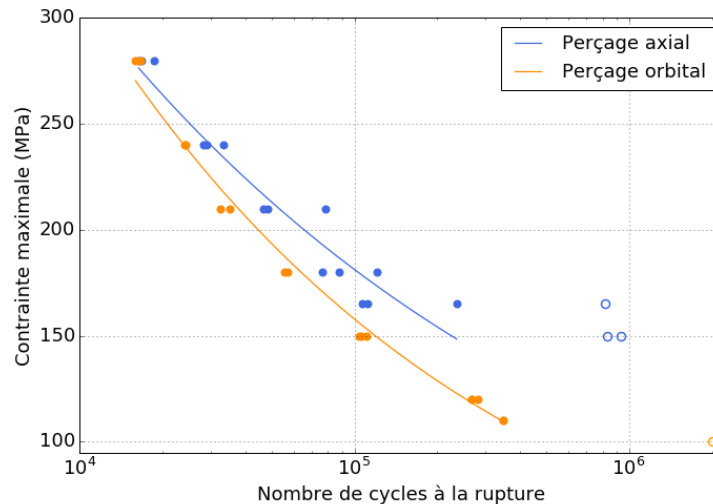


Figure 2-21 : Courbes de Wöhler obtenues pour le diamètre de perçage 9,53 mm

Les résultats des essais de fatigue montrent une très bonne répétabilité jusqu'à un nombre de cycles à la rupture d'environ $5 \cdot 10^5$ et présentent, en revanche, une dispersion plus importante pour les plus grands nombres de cycles, ce qui est typique des résultats d'essais de fatigue.

Les durées de vie en fatigue des éprouvettes percées au diamètre 6,35 mm montrent globalement une influence faible du procédé de perçage sur la tenue en fatigue. Seulement pour le cas des éprouvettes d'épaisseur 3,175 mm, pour les plus faibles niveaux de contrainte appliqués, une influence du procédé de perçage sur la durée de vie en fatigue est constatée : les éprouvettes obtenues par perçage orbital présentent une limite d'endurance conventionnelle à 10^6 cycles supérieure à celle des éprouvettes obtenues par perçage axial (de l'ordre de 135 MPa contre 110 MPa). Concernant l'influence de l'épaisseur de l'éprouvette, des courbes de Wöhler similaires sont obtenues pour les trois épaisseurs d'éprouvette étudiées. Ainsi, l'épaisseur de l'éprouvette n'est pas un facteur ayant un impact significatif sur la durée de vie en fatigue et il ne semble pas exister de phénomène d'effet d'échelle sur la tenue en fatigue des éprouvettes percées en alliage d'aluminium 2024-T351.

Les résultats de durée de vie en fatigue des éprouvettes percées au diamètre 9,53 mm montrent, eux, une augmentation notable de la tenue en fatigue des éprouvettes percées avec la technique axiale par rapport aux éprouvettes percées avec la technique orbitale. Cette augmentation de la tenue en fatigue est observée pour tous les niveaux de contrainte appliqués mais elle est plus importante pour les faibles niveaux de contraintes appliqués. La limite d'endurance conventionnelle à 10^6 cycles des éprouvettes obtenues par perçage axial est de l'ordre de 150 MPa alors que celle des éprouvettes obtenues par perçage orbital est de l'ordre de 100 MPa. Ainsi, pour ce diamètre de perçage, le procédé de perçage semble avoir une influence significative sur la durée de vie en fatigue de la pièce percée.

Par ailleurs, en comparant les durées de vie en fatigue observées avec les deux diamètres de perçage, la tenue en fatigue des éprouvettes obtenues par perçage axial au diamètre 9,53 mm est largement supérieure à celle des éprouvettes percées au diamètre 6,35 mm. En revanche, la tenue en fatigue des éprouvettes obtenues par perçage orbital au diamètre 9,53 mm est sensiblement inférieure à celle des éprouvettes percées au diamètre 6,35 mm.

Une influence significative du procédé de perçage sur la tenue en fatigue est donc observée. Si pour un diamètre de 6,35 mm, la différence est légère en faveur du procédé orbital, elle est importante au diamètre 9,53 mm en faveur du procédé axial. Ces différences de tenue en fatigue sont certainement liées à une différence au niveau de l'intégrité de surface des trous percés. Le procédé de perçage axial n'est pas identique entre les deux diamètres (outils et conditions de coupe différentes). Il en est de même pour le procédé de perçage orbital. Ainsi, non seulement le procédé (axial ou orbital), mais aussi l'outil et les conditions de coupe utilisés semblent impacter fortement l'intégrité de surface obtenue.

Dans l'industrie aéronautique, la performance en fatigue d'une structure est généralement évaluée par l'indice de qualité en fatigue (IQF) qui correspond à la contrainte maximale appliquée dans la section nette au cours d'un cycle de chargement associée à une durée de vie de 10^5 cycles. Ainsi, la valeur de l'IQF a été déterminée pour chaque configuration de perçage à partir des courbes de Wöhler. Les résultats sont présentés en Figure 2-22. En accord avec les courbes de Wöhler, des valeurs de l'IQF relativement similaires sont observées avec les deux procédés de perçage pour le diamètre de perçage 6,35 mm pour l'ensemble des épaisseurs étudiées (légère amélioration entre 1 et 5% avec le procédé orbital), alors qu'un gain important de l'IQF (15 %) est observé avec le procédé de perçage axial pour le diamètre de perçage 9,53 mm.

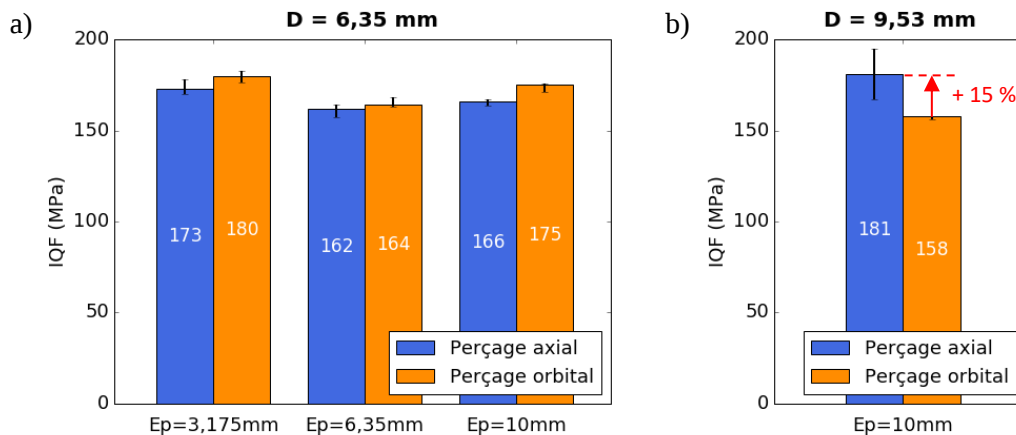


Figure 2-22 : IQF obtenus pour les éprouvettes percées au diamètre 6,35 mm (a) et 9,53 mm (b)

2.4.3 Faciès de rupture

Exceptés les quelques cas de rupture au niveau des mors évoqués précédemment, les éprouvettes se sont rompues dans leur section nette pour l'ensemble des configurations de perçage étudiées (Figure 2-23).

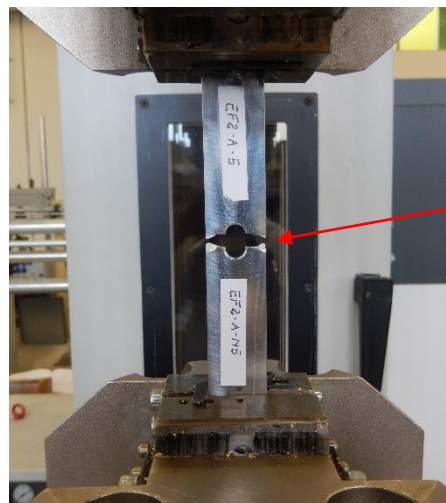


Figure 2-23 : Rupture de l'éprouvette au niveau de la section nette observée à l'issue de l'essai de fatigue

Afin d'évaluer l'impact des configurations de perçage sur le mode de rupture des éprouvettes percées, une analyse macroscopique des faciès de rupture a été menée. Pour l'ensemble des configurations de perçage étudiées, le faciès de rupture de l'éprouvette est divisé en deux zones distinctes : une correspondant à la propagation de la fissure et une correspondant à la rupture quasi-

statique du matériau (Figure 2-24). Ces deux zones correspondent à un mode de rupture bien connu de la littérature (Achard, 2016) : une fissure s'amorce en bord de trou et se propage dans la section nette puis engendre une rupture généralisée selon un mode quasi-statique. Le mode d'ouverture des fissures pour la configuration de chargement étudiée étant le mode I (contrainte de traction normale au plan de fissure), la zone de propagation de fissure est plane dans la section nette. La zone correspondant à la rupture quasi-statique est, elle, caractérisée par des arrachements de matière et des ruptures selon les plans de clivages de la microstructure du matériau. Etant beaucoup plus chaotique que la première zone, elle s'avère bien moins brillante. Ainsi, l'analyse des faciès de rupture ne montre aucune influence du procédé de perçage ou de l'épaisseur de l'éprouvette sur le mode de rupture de l'éprouvette percée.

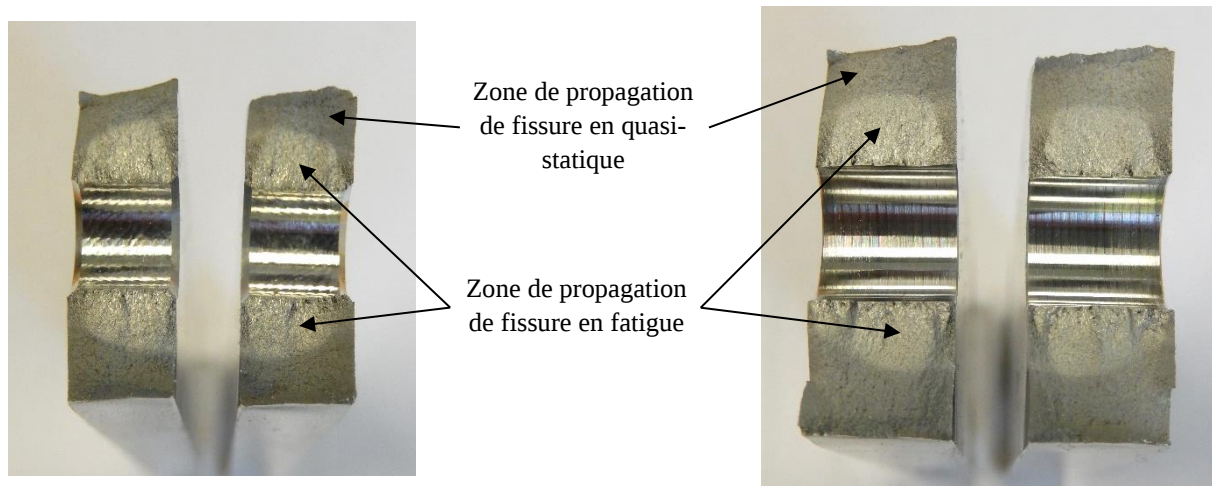


Figure 2-24 : Faciès de rupture type des éprouvettes sollicitées en fatigue observé pour l'ensemble des configurations de perçage

2.5 Synthèse

Dans ce chapitre, les résultats d'une campagne d'essais visant à comparer les performances des procédés de perçage axial et orbital en termes de sollicitations thermomécaniques mises en jeu au cours de l'usinage, de respect des spécifications aéronautiques et de tenue en fatigue de la pièce percée ont été présentés. Au cours de cette campagne d'essais, un ensemble de configurations industrielles de perçage de pièces en AA2024-T315, comprenant différents diamètres de perçage et différentes épaisseurs d'éprouvette, a été considéré. Ces configurations correspondent à une mise en œuvre optimale, selon l'usage industriel actuel, des deux techniques de perçage étudiées.

Les actions mécaniques mesurées au cours de l'opération de perçage montrent des niveaux d'efforts de coupe bien plus faibles dans le cas du perçage orbital que le cas du perçage axial, notamment pour l'effort de coupe axial. Cela est expliqué en partie par la faible avance axiale employée en perçage orbital. Les mesures de température réalisées au cours du perçage montrent des niveaux de températures relativement faibles pour les deux procédés de perçage. Un maximum de température de 45 °C et 50 °C est mesuré, respectivement pour le procédé axial et orbital, à la fin du perçage, en sortie de pièce, à 0,2 mm de la paroi percée. Ces faibles températures sont liées à la grande diffusivité thermique de l'alliage d'aluminium 2024-T351. Le faible écart de température observé entre les deux procédés de perçage est expliqué par le fait que la génération de températures locales élevées en perçage axial liée aux sollicitations mécaniques importantes est compensée par le phénomène d'accumulation de chaleur important en perçage orbital du fait de la longue durée de l'opération. Ainsi, il apparaît que les deux procédés de perçage, axial et orbital, génèrent des chargements thermomécaniques sur la surface très différents, donc potentiellement des intégrités de surface différentes.

Les essais menés afin d'évaluer la qualité des trous percés au regard des spécifications aéronautiques montrent l'obtention de trous respectant les exigences aéronautiques en termes de rugosité et de hauteur

de bavure avec les deux procédés de perçage. Par ailleurs, ils confirment l'obtention de trous de meilleure qualité avec le perçage orbital, en accord avec les travaux précédents de la littérature. Cependant, concernant le diamètre, les résultats obtenus montrent l'obtention d'un diamètre légèrement supérieur à l'exigence aéronautique pour certaines configurations de perçage orbital. Cet écart de diamètre, lié à l'utilisation d'un outil de diamètre légèrement supérieur à celui utilisé pour le perçage des trous de diamètre respectant la spécification, montre l'importance du bon réglage de l'excentrique en perçage orbital. En effet, comme vu au Chapitre 1, au-delà du diamètre de l'outil, le diamètre du trou percé dépend également de l'excentrique de l'unité de perçage orbitale. Si cela constitue un avantage d'un point de vue économique de par la variabilité des diamètres pouvant être percés avec une même machine et un même outil, cela impose un contrôle rigoureux du réglage de l'excentrique après chaque changement d'outil afin de conférer au trou percé, un diamètre final en accord avec les spécifications. Néanmoins, les diamètres percés avec le procédé orbital légèrement hors spécifications ne constituent pas un obstacle à l'étude de tenue en fatigue, puisque l'écart de diamètre (de l'ordre de 0,6%) a une influence négligeable sur le facteur de concentration de contrainte K_t .

Les résultats des essais de fatigue menés montrent une influence faible du procédé de perçage sur la tenue en fatigue de la pièce percée pour le cas du diamètre de perçage 6,35 mm et une influence significative du procédé de perçage pour le cas du diamètre de perçage 9,53 mm. En effet, pour ce diamètre, un gain important de durée vie en fatigue est observé avec le procédé de perçage axial avec un gain de l'IQF de 15 %. Les analyses des faciès de rupture des éprouvettes ne montrent, en revanche, aucune influence du procédé de perçage sur le mode de rupture de l'éprouvette pour les deux diamètres de perçage étudiés. Concernant l'influence de l'épaisseur de l'éprouvette, les courbes de Wöhler obtenues ne montrent aucune influence significative de l'épaisseur de l'éprouvette percée sur sa tenue en fatigue. Il ne semble pas donc exister de phénomène d'effet d'échelle sur la tenue en fatigue des éprouvettes percées en alliage d'aluminium 2024-T351.

Les différences de tenue en fatigue des éprouvettes percées constatées entre les procédés et les diamètres de perçage étudiés sont certainement liées à des différences au niveau de l'intégrité de surface des trous percés. En effet, les chargements thermomécaniques observés sont très différents d'un procédé à l'autre. De plus, les configurations de perçage étudiées impliquent des conditions opératoires très différentes de par la cinématique du procédé, les outils et les paramètres de coupe employés, et celles-ci sont susceptibles d'engendrer des différences notables au niveau de l'intégrité de surface des trous percés. Afin de comprendre l'origine des différences de durée de vie observées et de mieux appréhender le lien entre l'intégrité de surface et la tenue en fatigue pour les pièces percées en alliage d'aluminium, l'ensemble des caractéristiques de l'intégrité de surface des trous percés sont investiguées dans le chapitre suivant.

Chapitre 3. Caractérisation de l'intégrité de surface des trous percés

SOMMAIRE

3.1 Objectifs.....	76
3.2 Caractérisation expérimentale des aspects topologiques de l'intégrité de surface.....	76
3.3 Profondeur du matériau en bord de trou affectée par les aspects internes de l'intégrité de surface.....	84
3.3.1 Problématique de caractérisation des aspects internes de l'intégrité de surface avec les méthodes d'analyses usuelles	84
3.3.2 Développement d'un modèle numérique macroscopique prédictif de la profondeur du matériau, en bord de trou, affectée à l'issue du perçage.....	85
3.3.3 Analyse des résultats.....	93
3.4 Caractérisation expérimentale des aspects métallurgiques de l'intégrité de surface.....	98
3.4.1 Caractérisation de la dureté	98
3.4.2 Etude des modifications microstructurales induites par les sollicitations mécaniques	103
3.4.3 Etude des modifications microstructurales induites par les sollicitations thermiques.....	107
3.5 Caractérisation expérimentale des aspects mécaniques de l'intégrité de surface - Mise en place d'une nouvelle méthode d'analyse des contraintes résiduelles	109
3.5.1 Présentation de la nouvelle méthode d'analyse HOCT	109
3.5.2 Caractérisation de l'état de contraintes résiduelles avec la méthode HOCT	110
3.6 Corrélation entre intégrité de surface et tenue en fatigue	113
3.7 Synthèse	114

3.1 Objectifs

Ce chapitre présente les résultats de la campagne expérimentale menée afin de caractériser l'ensemble des aspects de l'intégrité de surface des trous percés (aspects topologiques, mécaniques et métallurgiques). Le premier objectif de cette campagne d'essais a été de choisir ou de mettre en place des méthodes d'analyse adaptées à la caractérisation de l'intégrité des surfaces percées en alliage d'aluminium. Pour cela, un modèle numérique éléments finis a été développé afin d'estimer la profondeur du matériau, en sous-surface du trou, affectée par les aspects internes de l'intégrité de surface et de définir une échelle d'étude adaptée à ces aspects. La deuxième étape a été de mener, avec les méthodes d'analyse définies, des essais de caractérisation de l'intégrité des surfaces percées avec les configurations de perçage étudiées dans le Chapitre 2. Enfin, l'objectif final de cette campagne a été d'établir les corrélations entre l'intégrité de surface des trous et la tenue en fatigue des pièces percées afin d'expliquer les différences de tenue en fatigue observées au Chapitre 2.

La caractérisation expérimentale des aspects topologiques de l'intégrité de surface est présentée dans une première partie de ce chapitre. L'évaluation numérique de la profondeur du matériau, en sous-surface du trou, affectée par les aspects internes de l'intégrité de surface est ensuite exposée dans une seconde partie. Une fois ce paramètre évalué, les méthodes d'analyse définies pour la caractérisation des aspects métallurgiques et mécaniques ainsi que les résultats de caractérisation associés sont décrits dans les troisième et quatrième parties, respectivement pour les aspects métallurgiques et mécaniques. Enfin, les corrélations établies entre l'intégrité de surface et la tenue en fatigue, à partir de l'analyse des résultats de cette campagne d'essais et de la campagne d'essais de fatigue présentée dans le Chapitre 2, sont analysées dans une dernière partie.

3.2 Caractérisation expérimentale des aspects topologiques de l'intégrité de surface

Comme vu en Partie 1.5.1.2, l'état de surface du trou percé peut avoir un impact significatif sur la tenue en fatigue de la pièce. Ainsi, cet aspect de l'intégrité de surface a été investiguée de près dans cette étude.

Dans le cadre de la campagne d'essais présentée au Chapitre 2, une première caractérisation de l'état de surface des trous percés a été menée à travers la mesure du paramètre de rugosité R_a (écart moyen arithmétique du profil) (Figure 2-13), la spécification aéronautique portant sur ce paramètre. Les résultats obtenus ne montrent aucune corrélation entre la rugosité et la tenue en fatigue pour ce paramètre. En effet, pour le diamètre de perçage 6,35 mm, un écart significatif est observé entre les valeurs de R_a obtenues avec les procédés de perçage axial et orbital alors qu'un écart faible de tenue en fatigue est observé entre ces deux procédés pour ce diamètre. Au contraire, pour le diamètre de perçage 9,52 mm, un écart négligeable est noté entre les valeurs de R_a obtenues avec les procédés axial et orbital alors qu'un écart notable de tenue en fatigue est constaté entre les deux procédés.

L'écart moyen arithmétique du profil décrit l'allure générale d'un profil. Il est le paramètre le plus répandu dans la littérature pour caractériser la rugosité. Cependant, comme vu en Partie 1.4.2.2, ce paramètre ne semble pas être l'indicateur de performance en fatigue le plus approprié et d'autres paramètres tels que ceux décrivant les hauteurs maximales des irrégularités (R_t , R_z , R_v , *etc...*) et ceux décrivant la forme des vallées (R_{ku} , R_{sk}) semblent, eux, plus pertinents. L'étude de la corrélation entre ces paramètres et la tenue en fatigue pour le cas de surfaces percées en AA2024-T351 n'apparaissant pas dans la littérature, il est pertinent de mener cette étude dans le cadre de ces travaux. Par ailleurs, les paramètres de rugosité de profil n'étant pas représentatifs de l'état topologique de l'ensemble de la surface usinée, il apparait aussi intéressant de mener une évaluation des paramètres de rugosité de surface (S_t , S_z , S_v , S_{ku} , S_{sk} , *etc...*).

Ainsi, un large ensemble de paramètres de rugosité de surface a été caractérisé, comprenant ceux identifiés lors de l'état de l'art comme pouvant être des indicateurs pertinents de tenue en fatigue. L'évaluation de ces paramètres a été réalisée à l'aide d'un profilomètre optique (Alicona Infinite Focus) (Figure 3-1-b) qui exploite le principe de la variation focale. Avec ce dispositif, une portion des surfaces des trous percés a été reconstruite en 3D avec un objectif x10 et une résolution verticale de 200 nm (Figure 3-1-c). Les acquisitions ont été menées sur les éprouvettes de fatigue après rupture sur une portion de la surface percée située loin de la section rompue de l'éprouvette (section nette) (Figure 3-1-a). L'impact des dommages générés en fatigue sur la rugosité est donc supposé négligeable au niveau de cette portion de surface. Des acquisitions ont été réalisées pour les procédés de perçage axial et orbital, pour les éprouvettes d'épaisseur 6,35 mm percées au diamètre 6,35 mm et pour les éprouvettes d'épaisseur 10 mm percées au diamètre 9,53 mm. Comme vu au Chapitre 2, pour les premières éprouvettes, aucune différence de tenue en fatigue n'est observée entre les deux procédés de perçage (Figure 2-20) alors que, pour les secondes, une différence significative de durée de vie en fatigue est notée entre les deux procédés (Figure 2-21). Trois éprouvettes ont été mesurées par configuration de perçage.

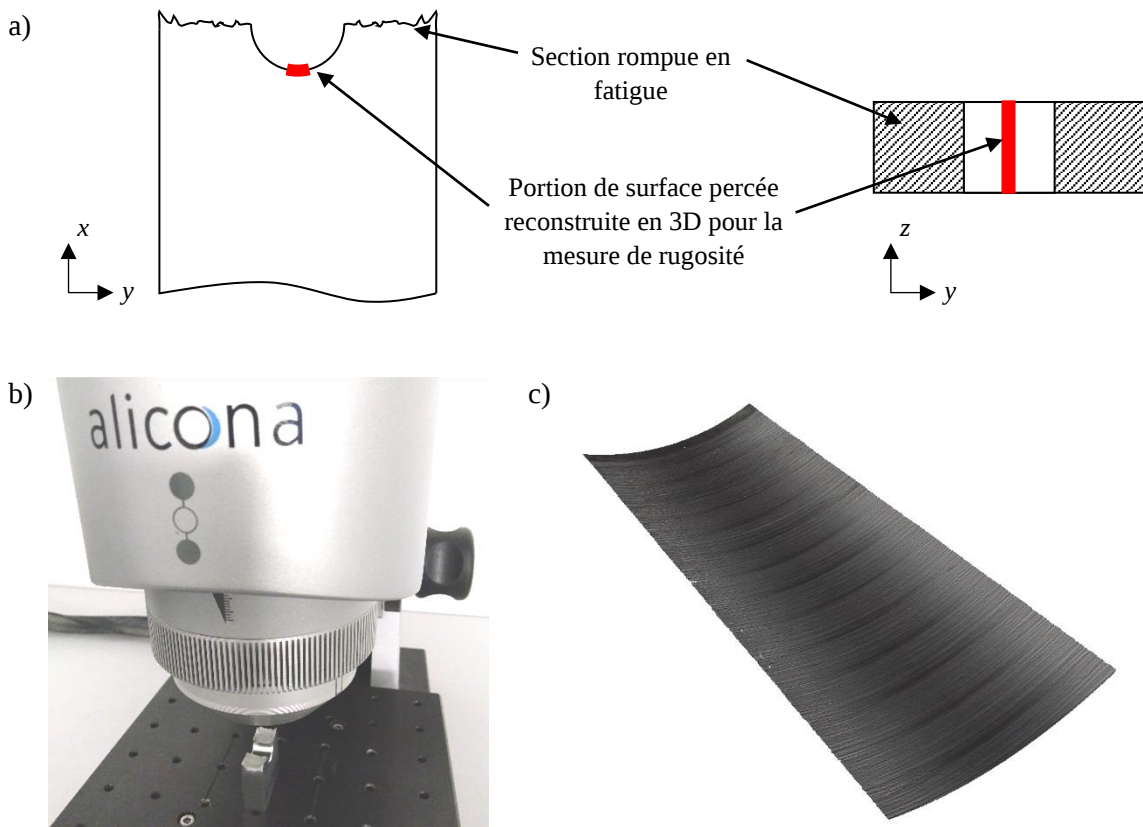


Figure 3-1 : Portion de surface percée des éprouvettes de fatigue reconstruite en 3D (a), dispositif de mesure de la rugosité de surface (b) et exemple de reconstruction 3D d'une surface percée (c)

Afin d'effectuer le calcul des paramètres de rugosité de surface à partir des reconstructions 3D des surfaces percées, plusieurs opérations de post-traitement ont été réalisées. Tout d'abord, la forme cylindrique de la surface du trou a été soustraite de la surface mesurée à travers le calcul du cylindre moyen obtenu avec la méthode des moindres carrés. Ensuite, un plan de référence, correspondant au plan moyen de la surface obtenue, également calculé avec la méthode des moindres carrés, a été défini afin de permettre le calcul des paramètres de rugosité par rapport à ce plan. Enfin, une longueur d'onde de coupe adaptée a été choisie pour le filtrage de la surface primaire afin de pouvoir analyser la rugosité de surface des portions de surfaces percées reconstruites en 3D. Contrairement aux paramètres

de rugosité de profil, la norme ne définit pas de longueur d'onde de coupure à employer en fonction du niveau de rugosité mesuré pour les paramètres de rugosité de surface. Dans cette étude, la même longueur d'onde de coupure que celle utilisée pour l'analyse des paramètres de rugosité 2D a alors été utilisée pour l'analyse des paramètres de rugosité 3D ($\lambda_c = 0,8 \text{ mm}$). Un ensemble d'exemples de cartographie de rugosité obtenue pour chaque configuration de perçage est présenté en Figure 3-2.

Un ensemble de paramètres d'amplitude ainsi que le paramètre hybride S_{dq} , définis en Tableau 3-1, ont été calculés à partir des cartographies de rugosité obtenues. Les résultats moyens obtenus par configuration de perçage sont présentés en Figure 3-3.

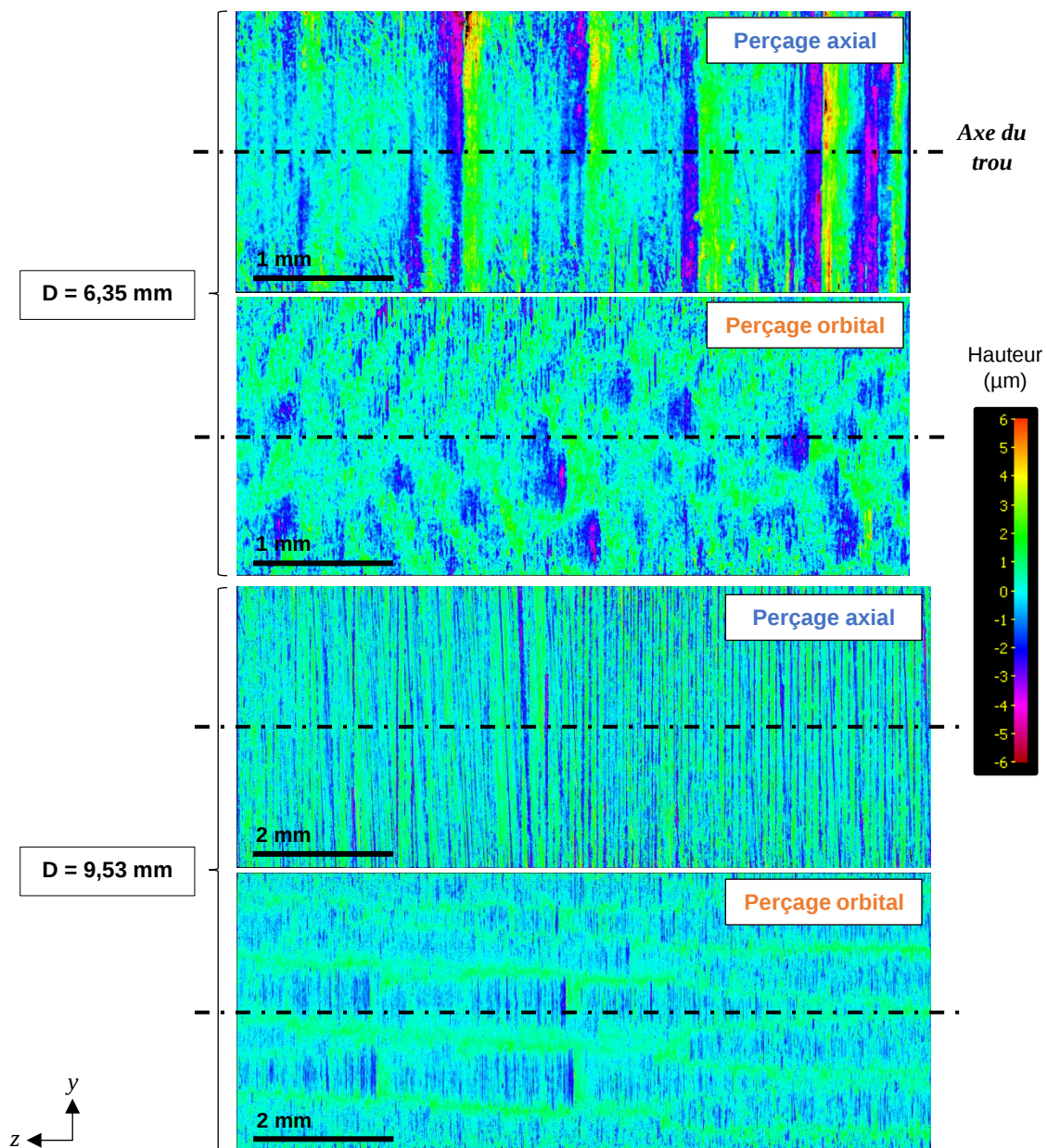


Figure 3-2 : Exemple de cartographies de rugosité obtenues

3.2 Caractérisation expérimentale des aspects topologiques de l'intégrité de surface

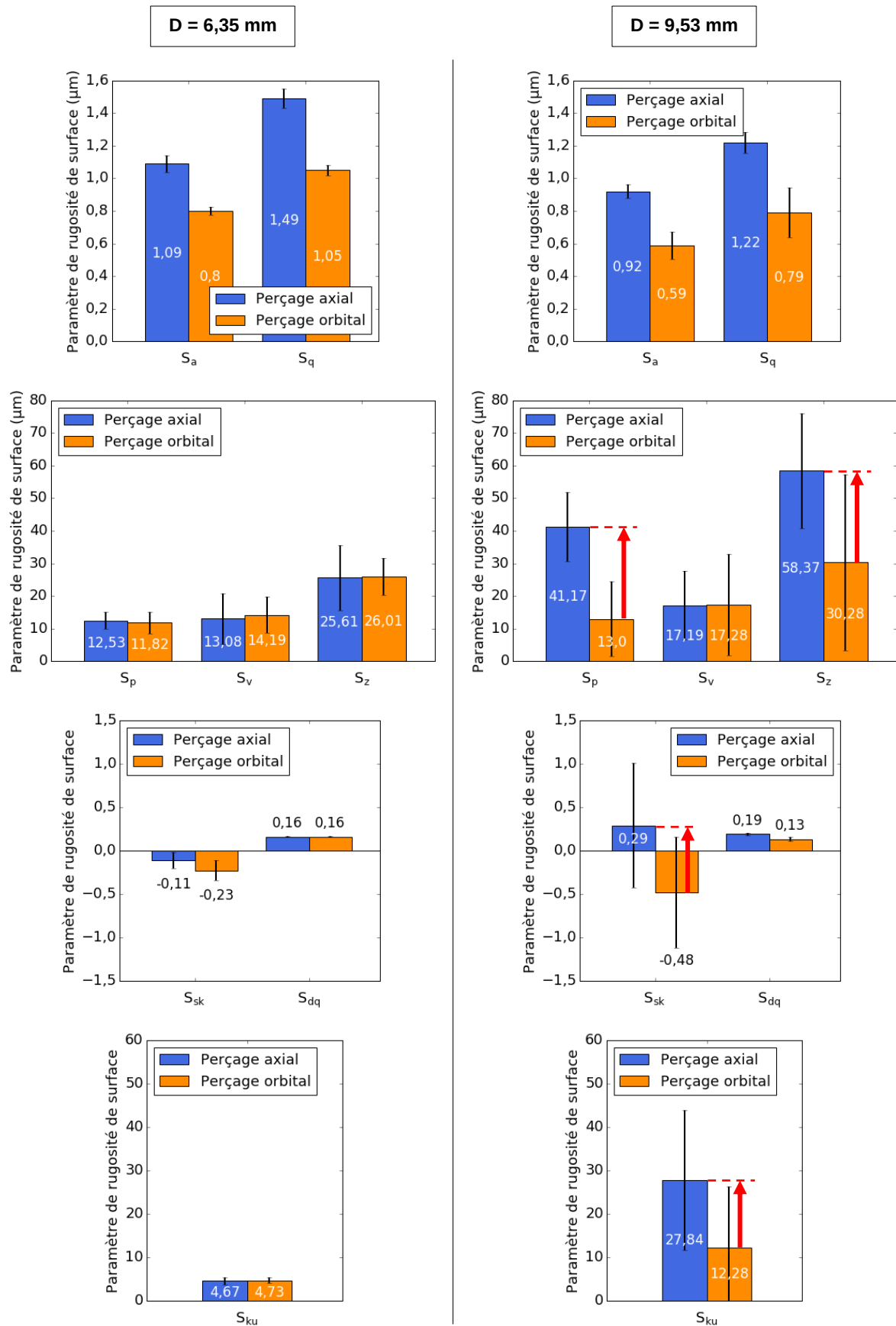


Figure 3-3 : Résultats des mesures de rugosité de surface : paramètres d'amplitude et hybrides (S_a , S_q , S_p , S_v , S_z , S_{sk} , S_{dq} et S_{ku})

	Nom	Définition
S_a	Hauteur moyenne arithmétique	Moyenne arithmétique de la valeur absolue de l'ordonnée à l'intérieur d'une zone de définition
S_q	Hauteur efficace	Moyenne quadratique des valeurs des ordonnées à l'intérieur d'une zone de définition
S_p	Hauteur maximale de pic	Plus grande valeur de hauteur de pic à l'intérieur d'une zone de définition
S_v	Hauteur maximale de fosse	Moins la plus petite valeur de hauteur de fosse à l'intérieur d'une zone de définition
S_z	Hauteur maximale	Somme de la valeur de la hauteur maximale de pic et de la valeur de la hauteur maximale de fosse à l'intérieur d'une zone de définition
S_{sk}	Facteur d'asymétrie	Quotient de la moyenne des cubes des valeurs des ordonnées par le cube du paramètre S_q à l'intérieur d'une zone de définition
S_{ku}	Facteur d'aplatissement	Quotient de la moyenne des valeurs à la puissance quatre des ordonnées par la valeur à la puissance quatre du paramètre S_q à l'intérieur d'une zone de définition
S_{qd}	Gradient efficace	Valeur efficace du gradient de surface à l'intérieur de la zone de définition

Tableau 3-1 : Définition des paramètres de rugosité de surface, d'amplitude et hybrides, étudiés [ISO 25178-2, 2012]

Des écarts de valeur de rugosité de surface similaires sont observés entre les procédés de perçage axial et orbital pour les deux diamètres de perçage pour un certain nombre de paramètres (S_a , S_q , S_v , S_{dq}). Au contraire, pour les autres paramètres (S_p , S_z , S_{sk} , S_{ku}), des valeurs similaires sont observées entre les deux procédés de perçage pour le diamètre de perçage 6,35 mm alors que des écarts significatifs sont constatés entre les deux procédés pour le diamètre de perçage 9,53 mm, avec des valeurs nettement plus importantes pour le procédé axial. Concernant les paramètres S_p et S_z , il semble difficile d'établir un lien entre les valeurs élevées de ces paramètres, caractérisant une hauteur de pic importante, et l'augmentation de la tenue en fatigue observée pour la même configuration de perçage. En effet, la hauteur de pic (S_v) impacte peu les phénomènes de concentration en surface en comparaison à la profondeur de vallée. De la même manière, pour le facteur d'aplatissement (S_{ku}), la valeur élevée de ce paramètre, pour la configuration de perçage axial au diamètre 9,53 mm, semble difficilement expliquer l'augmentation de la durée de vie en fatigue observée pour cette configuration. En effet, une valeur élevée du facteur d'aplatissement est associée à la présence de pics et de vallées étroites, ce qui pourrait impacter négativement la tenue en fatigue. Enfin, concernant le facteur d'asymétrie (S_{sk}), la question de l'influence de celui-ci sur la tenue en fatigue peut se poser puisqu'une valeur négative de celui-ci (cas de l'ensemble des configurations de perçage excepté le perçage axial au diamètre 9,53 mm) est associée à la présence prépondérante de vallées, ce qui conduit à augmenter les phénomènes de concentration de contraintes en fond de vallée. Cependant, une grande incertitude est observée sur les résultats de S_{sk} . Cela rend donc délicate l'interprétation d'une éventuelle corrélation entre ce paramètre et les résultats de tenue en fatigue.

Dans cette première partie de l'étude topologique des surfaces percées, la rugosité a été caractérisée à partir d'une série de paramètres liés au plan moyen de la surface qui sont les paramètres les plus utilisés pour évaluer la rugosité de surface. La norme [ISO 25178-2, 2012] définit aussi un ensemble de paramètres, dit fonctionnels, qui sont liés à la courbe du taux de longueur portante surfacique (ou courbe de portance, ou courbe d'Abbott-Firestone) qui correspond à la courbe cumulée de distribution d'amplitude en fonction de la hauteur de coupe de la surface. Celle-ci représente un autre moyen de caractérisation de la rugosité de surface, complémentaire des paramètres calculés à partir de la surface moyenne. D'après Jerez Mesa (Jerez Mesa, 2018), les paramètres de rugosité d'amplitude décrivant la forme des vallées, S_{ku} , et S_{sk} , soient des paramètres pouvant potentiellement être des indicateurs de tenue en fatigue, ont un impact sur la courbe de portance. Le facteur d'asymétrie influe sur la valeur de l'intersection entre la courbe de portance et l'axe des abscisses et le facteur d'aplatissement influe sur la pente de la courbe. Ainsi, il est apparu intéressant d'analyser les courbes du taux de longueur portante surfacique, ainsi que les paramètres associés, des surfaces percées. Les analyses ont été menées pour les

3.2 Caractérisation expérimentale des aspects topologiques de l'intégrité de surface

mêmes surfaces percées que celles caractérisées en première partie de cette étude. Les paramètres de portance étudiés sont définis en Figure 3-4 et en Tableau 3-2.

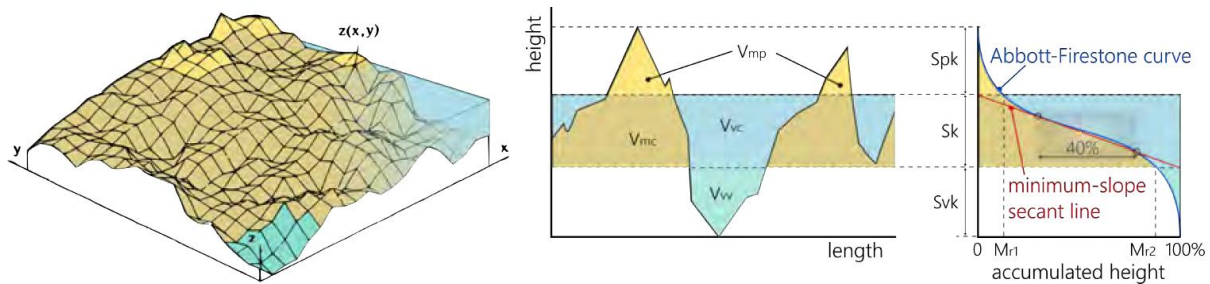


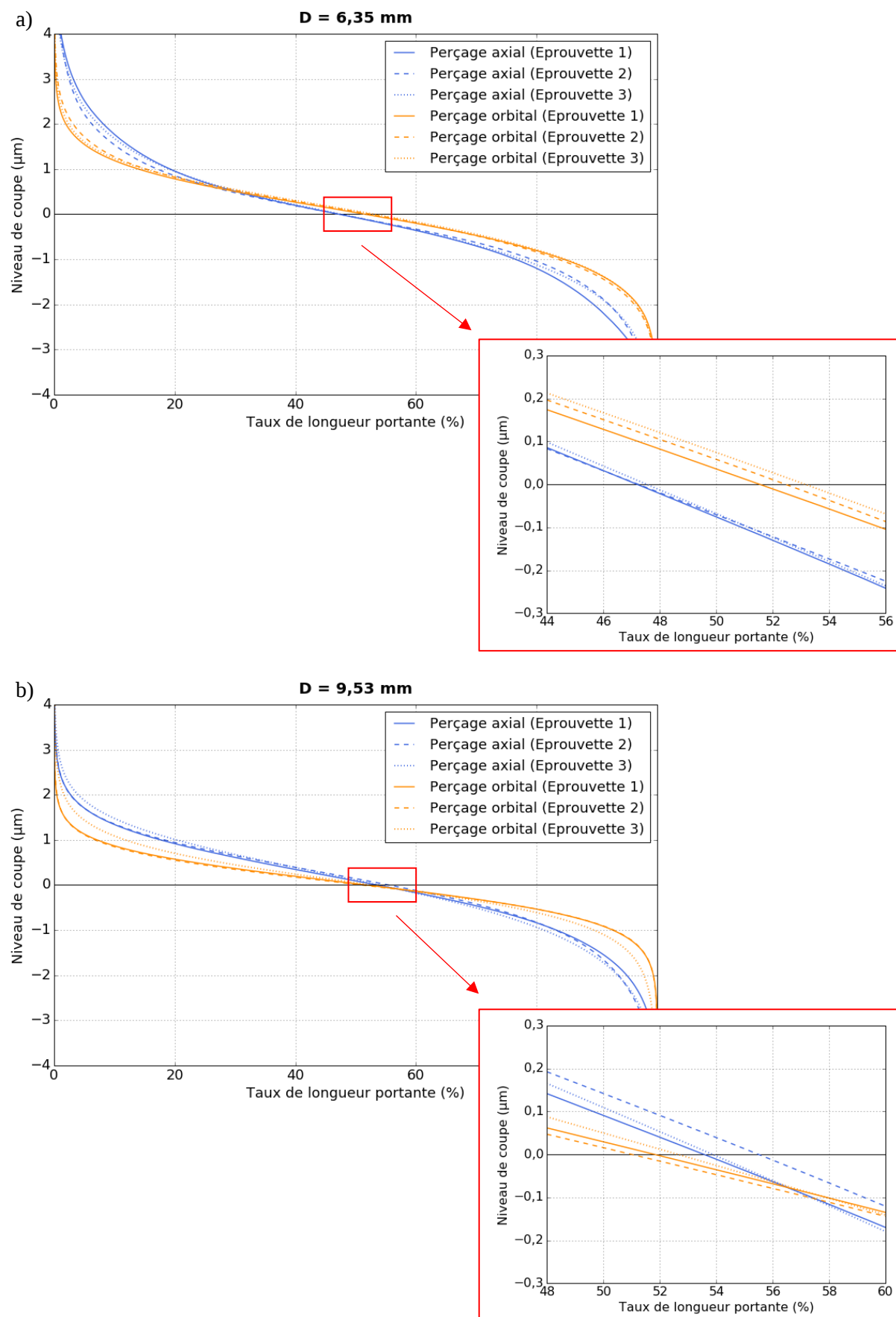
Figure 3-4 : Illustration des paramètres de rugosité de surface de portance étudiés (Jerez Mesa, 2018)

	Nom	Définition
S_k	Hauteur de la surface écrêtée	Distance entre le niveau le plus élevé et le niveau le plus bas de la surface écrêtée
S_{pk}	Hauteur de colline éliminée	Hauteur moyenne de saillie des collines au-dessus de la surface écrêtée
S_{vk}	Hauteur de vallée éliminée	Hauteur moyenne de saillie des vallées au-dessous de la surface écrêtée
M_{r1}	Taux de longueur portante	Rapport de l'aire de la matière à la ligne de coupure qui sépare les collines saillantes de la surface écrêtée et de l'aire d'évaluation
M_{r2}	Taux de longueur portante	Rapport de l'aire de la matière à la ligne de coupure qui sépare les vallées saillantes de la surface écrêtée et de l'aire d'évaluation
V_{mp}	Espace matière du pic	Volume de la matière dans les pics
V_{vv}	Espace libre de la vallée	Volume d'espace libre dans les vallées
V_{mc}	Espace matière du noyau	Volume de matière dans le noyau
V_{vc}	Espace libre du noyau	Volume d'espace libre dans le noyau

Tableau 3-2 : Définition des paramètres de rugosité de surface de portance étudiés

Les résultats des courbes et des paramètres de portance sont présentés respectivement en Figure 3-5 et Figure 3-6. Les différences de valeur des facteurs d'asymétrie et d'aplatissement observées entre les différentes configurations de perçage n'apparaissent pas nettement sur les courbes de portance. Par ailleurs, des écarts de valeur des paramètres de portance relativement similaires sont observés entre les procédés de perçage axial et orbital pour les deux diamètres de perçage. Aucune corrélation avec les résultats de tenue en fatigue ne se dégage donc de ces résultats.

Ainsi, l'analyse de la rugosité de surface des trous percés ne révèle pas de corrélation forte entre les paramètres de rugosité de surface et la tenue en fatigue. Même si des valeurs plus élevées sont observées, pour certains paramètres de rugosité, pour la configuration de perçage axial au diamètre 9,53 mm qui est associée à un gain sur la durée de vie en fatigue, celles-ci n'expliquent pas pleinement la différence de tenue en fatigue. En effet, les valeurs des paramètres de rugosité obtenues pour les autres configurations de perçage n'indiquent pas d'état de surface dégradé. Les aspects mécaniques et métallurgiques de l'intégrité des surfaces percées méritent donc d'être investigués afin d'expliquer les différences de durée de vie en fatigue observées au Chapitre 2.



3.2 Caractérisation expérimentale des aspects topologiques de l'intégrité de surface

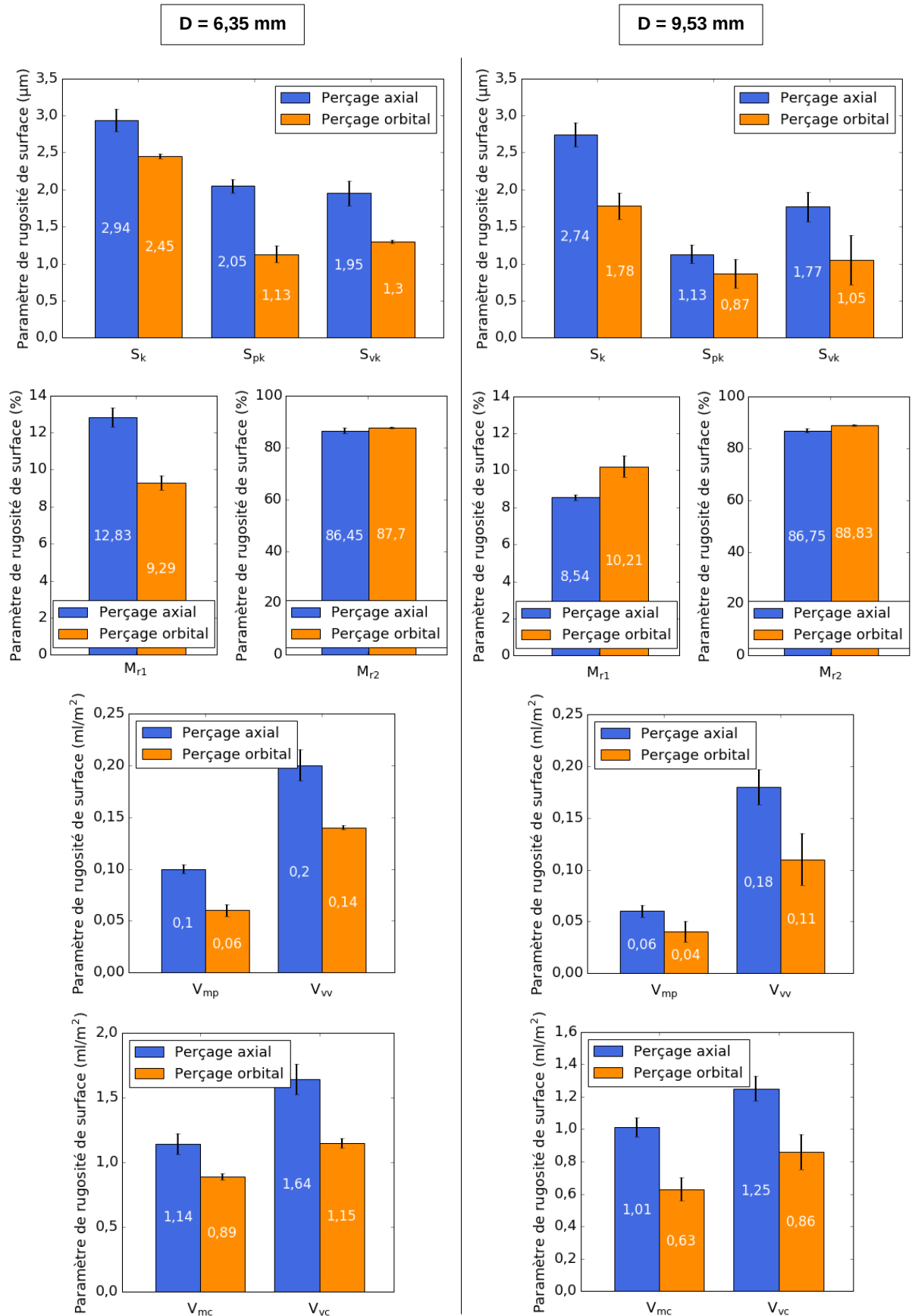


Figure 3-6 : Résultats des mesures de rugosité de surface : paramètres de portance (S_k , S_{pk} , S_{vk} , M_{r1} , M_{r2} , V_{mp} , V_{vv} , V_{mc} et V_{vc})

3.3 Profondeur du matériau en bord de trou affectée par les aspects internes de l'intégrité de surface

3.3.1 Problématique de caractérisation des aspects internes de l'intégrité de surface avec les méthodes d'analyses usuelles

Des essais préliminaires ont été réalisés afin de tenter de caractériser certains aspects internes de l'intégrité de surface avec des méthodes d'analyses usuelles. Dans ce cadre, une analyse de l'état de contraintes résiduelles du matériau en bord de trou a été menée avec la méthode de DRX (Annexe C) et la méthode du trou incrémental (Annexe D). Egalement, une analyse de la dureté du matériau en bord de trou a été menée à travers des mesures de microdureté (Annexe E). Ces analyses de l'intégrité de surface ont été menées avec une échelle d'étude similaire à celle utilisée par Elajrami et al. (Elajrami et al., 2008). Dans leurs travaux sur le perçage de l'AA2024-T3, ceux-ci évaluent une profondeur du matériau, en bord de trou, affectée par des contraintes résiduelles (dans la direction radiale) de plusieurs millimètres. Ainsi, de la même manière, des profils de contraintes résiduelles et de dureté du matériau en bord de trou ont été évalués sur plusieurs millimètres dans la direction radiale. Cette échelle d'étude est adaptée aux méthodes usuelles d'analyse des contraintes résiduelles en usinage (DRX, trou incrémental) qui permettent d'évaluer le niveau moyen de contrainte sur une surface de l'ordre de 1 à 2 mm². Les essais de caractérisation ont été réalisés pour le cas de trous percés avec le procédé axial qui est susceptible de générer des modifications importantes des aspects internes de l'intégrité de surface du fait des sollicitations mécaniques importantes qu'il met en jeu par rapport au procédé de perçage orbital, comme vu au chapitre précédent.

Les résultats obtenus à l'issue de cette campagne d'essais préliminaire (Annexe C, Annexe D et Annexe E) n'ont pas permis d'identifier une couche de matière en bord de trou affectée par l'opération de perçage. En effet, les profils obtenus ne montrent pas de variation marquée, en bord de trou, des aspects évalués et les résultats de contraintes résiduelles présentent de très grandes dispersions.

L'échec de la caractérisation d'une éventuelle couche de matière affectée par l'usinage, dans le cadre de cette première étude préliminaire, peut être expliqué par une échelle d'étude non adaptée ayant mené à la caractérisation d'une zone du matériau non affectée par l'opération de perçage. Ainsi, l'échelle d'étude adoptée par (Elajrami et al., 2008) n'est peut-être pas adaptée pour la caractérisation des aspects internes de l'intégrité de surface des trous obtenus avec les configurations de perçage de notre étude. Par ailleurs, il faut noter que les grandes dispersions obtenues sur les résultats d'analyse des contraintes résiduelles peuvent aussi être liées à la texture et à la taille des grains importantes du matériau (Figure 1-2). En effet, celles-ci peuvent conduire à une intensité diffractée très faible dans certaines directions d'analyse (du fait d'un faible volume de grains diffractant), pour le cas de l'analyse par DRX, et la texture peut amener à remettre en cause l'hypothèse d'isotropie du matériau faite pour l'analyse par la méthode du trou incrémental.

Ainsi, les méthodes d'analyses usuelles des aspects internes de l'intégrité de surface, employées dans cette première campagne de caractérisation, n'ont pas permis d'identifier de variations des aspects mécaniques et métallurgiques du matériau en bord de trou à l'issue de l'opération de perçage, ce qui peut être expliqué par le choix d'une échelle d'étude non adaptée. Cependant, la mise en place d'une échelle d'étude plus fine n'est pas possible avec les méthodes d'analyses testées. Avant d'approfondir les essais de caractérisation des aspects internes de l'intégrité de surface, qui peuvent se révéler coûteux en temps et en moyens techniques, il semble important, en premier lieu, de parvenir à préciser la taille de la zone d'intérêt. C'est pourquoi, un modèle numérique éléments finis est développé afin d'estimer la profondeur du matériau, en bord de trou, affectée par l'opération de perçage. Ce modèle est présenté dans la partie suivante.

3.3.2 Développement d'un modèle numérique macroscopique prédictif de la profondeur du matériau, en bord de trou, affectée à l'issue du perçage

3.3.2.1 Objectifs et stratégie de simulation

Les objectifs du modèle éléments finis développé sont d'apporter une estimation de la profondeur du matériau en bord de trou affectée par des modifications des aspects internes de l'intégrité de surface à l'issue de l'opération d'usinage ainsi que l'ordre de grandeur du niveau de celles-ci. Cela doit permettre d'orienter les essais de caractérisation menés par la suite. En revanche, une campagne de caractérisation expérimentale approfondie et une étude numérique plus fine étant réalisées dans la suite de l'étude, le modèle ne vise pas à prédire avec précision l'impact de l'opération de perçage sur la surface usinée. Les aspects de l'intégrité de surface prédits avec le modèle développé sont les contraintes résiduelles et les déformations plastiques. Les modifications microstructurales mises en jeu au cours de l'usinage, qui nécessitent la définition de lois métallo-thermomécaniques spécifiques, ne sont, elles, pas l'objet de cette étude numérique.

Pour cette première étude numérique macroscopique, la stratégie de simulation consistant à s'affranchir de l'enlèvement de matière et à appliquer un chargement équivalent mobile sur la surface usinée semble adaptée. Cette stratégie permet, en effet, de développer un modèle relativement simple en s'affranchissant de la calibration de lois de frottement et d'endommagement. Cependant, l'identification du chargement thermomécanique équivalent doit être effectuée rigoureusement afin d'obtenir des prédictions correctes.

Le modèle développé se focalise sur la simulation de l'opération de perçage axial qui est susceptible de générer de fortes perturbations de l'état mécanique et métallurgique du matériau en bord de trou, par rapport au perçage orbital, du fait des sollicitations mécaniques critiques mises en jeu au cours de l'usinage. Comme vu en Partie 2.3.3, les températures mises en jeu au cours du perçage de l'AA2024-T351, y compris du perçage axial, sont relativement modestes. C'est pourquoi, en première approche, les aspects thermiques mis en jeu au cours du perçage sont négligés dans le modèle.

Comme vu au cours de l'état de l'art en Partie 1.4.3.2, le seul auteur qui semble considérer l'application d'un chargement mécanique équivalent pour la simulation du perçage de l'AA2024-T3 est Saunders (Saunders, 2003). Il identifie ce chargement à partir de modèles analytiques, qui nécessitent l'évaluation précise des paramètres géométriques de l'outil et du coefficient de frottement, et résout un nombre important de problèmes mécaniques, en fonction des régions du foret, puisqu'il considère une discrétisation fine du bout de l'outil. De plus, il applique les chargements équivalents identifiés sur des éléments de maillage, qui représentent l'ensemble de la matière enlevée au cours du perçage et qui sont supprimés au fur et à mesure de l'avance de l'outil. Il modélise ainsi l'enlèvement de matière. Pour le modèle numérique développé dans le cadre de cette étude, il est proposé d'évaluer un chargement mécanique équivalent à partir de mesures expérimentales des actions mécaniques globales mises en jeu au cours du perçage, au lieu de modèles analytiques, et de l'appliquer directement sur la surface usinée de la pièce percée, modélisée en 3D, sans modélisation de l'enlèvement de matière. Valiorgue (Valiorgue, 2008) utilise cette stratégie de simulation dans ses travaux sur la génération de contraintes résiduelles au cours du tournage de l'acier inoxydable 316L. Cela lui permet de développer un modèle 3D simulant plusieurs passes d'outil en s'affranchissant de la modélisation de l'enlèvement de matière.

3.3.2.2 Identification du chargement mécanique équivalent

L'opération de perçage axial simulée correspond à une configuration de perçage industrielle étudiée dans le Chapitre 2. Il a été choisi de simuler la configuration de perçage axial au diamètre 9,53 mm qui est associée à un gain sur la durée de vie en fatigue de la pièce percée par rapport aux autres configurations de perçage.

Au cours de l'opération de perçage, la surface du trou percé subit des sollicitations mécaniques dans les trois directions : radiale (r), circonférentielle (θ) et axiale (z). Ainsi, un chargement équivalent dans les trois directions est identifié. Les mesures d'actions mécaniques au cours d'un perçage pleine matière, telles celles présentées en Partie 2.3.3, correspondent au chargement mécanique repris par la matière enlevée au cours de l'usinage et une partie de la matière en bord de trou appartenant à la pièce finale. Pour le développement du modèle éléments finis, l'objectif est de parvenir à identifier uniquement le chargement repris par la matière située au niveau de la surface percée. Pour estimer ce chargement, il est proposé de mesurer les actions mécaniques mises en jeu au cours d'un perçage avec un très grand diamètre d'avant-trou. Dans ce cas, le chargement mesuré est repris par un certain volume de matière enlevée, situé entre le diamètre final du trou et le diamètre de l'avant-trou, ainsi qu'une partie de matière en bord de trou appartenant à la pièce finale. Le chargement mécanique identifié à partir de ces mesures est donc maximisé. Cependant, il peut être utilisé comme approximation dans ce premier modèle macroscopique.

L'identification du chargement mécanique équivalent a ainsi été réalisée à partir des mesures des actions mécaniques mises en jeu au cours d'un perçage de diamètre nominal 9,53 mm avec un avant-trou de diamètre nominal 8,9 mm. Les paramètres de ces deux opérations de perçage, ainsi que le diamètre moyen mesuré des trous percés ($D_{mesuré}$), sont synthétisés en Tableau 3-3.

Au cours de l'opération de perçage, le chargement mécanique subi par la surface percée est généré à la fois par les phénomènes de coupe de la matière et de frottement des listels de l'outil sur la paroi du trou. Cependant, en première approche, les sollicitations induites par le frottement des listels sont supposées négligeables devant celles induites par la coupe. Ainsi, les actions mécaniques sont mesurées uniquement durant la phase de descente de l'outil, entre l'entrée et la sortie des becs de l'outil de la pièce, et sont supposées correspondre uniquement aux sollicitations de coupe.

De la même manière qu'en Partie 2.3.3, la mesure des actions mécaniques a été effectuée à l'aide d'une platine dynamométrique six composantes (Kistler 9257B) disposée sous le porte-pièce et les signaux d'efforts présentés dans cette partie ont été obtenus après application d'un filtre passe bas de 10 kHz sur les signaux bruts. Les perçages ont été répétés trois fois et des valeurs moyennes des actions mécaniques mesurées sur les trois perçages ont été considérées pour le calcul du chargement mécanique équivalent.

	D = 8,9 mm	D = 9,53 mm
N (tr/mm)	2504	4 000
V_c (m/mm)	70	120
V_{fa} (mm/mm)	0,1	400
f_a (mm/tr)	250	0,1
Z	2	2
Outil	Foret hélicoïdal en acier rapide	Foret hélicoïdal étagé (étagé de diamètre 8,1 mm) en carbure de tungstène avec revêtement diamant
Lubrification	Micro-lubrification externe	Micro-lubrification interne
$D_{mesuré}$	8,919	9,535

Tableau 3-3 : Paramètres de coupe employés en perçage axial

- Identification de l'effort circonférentiel équivalent

L'effort circonférentiel équivalent repris par la surface percée au niveau du contact avec un bec de l'outil est identifié à partir de la mesure du couple axial (Equation (3-1)). Un couple axial moyen de 0,31 Nm a été mesuré durant la phase d'engagement pleine matière (Figure 3-7). Cela correspond à un effort circonférentiel équivalent de 32,3 N.

3.3 Profondeur du matériau en bord de trou affecté par les aspects internes de l'intégrité de surface

$$F_{\theta,eq} = \frac{M_{z,moy}}{Z \times R_{mesuré}} \quad (3-1)$$

$F_{\theta,eq}$: effort circonférentiel équivalent repris par la surface percée au niveau du contact avec un bec de l'outil (N)

$M_{z,moy}$: couple axial moyen mesuré au cours de la phase d'engagement pleine matière (Nm)

$R_{mesuré}$: rayon moyen du perçage mesuré (m)

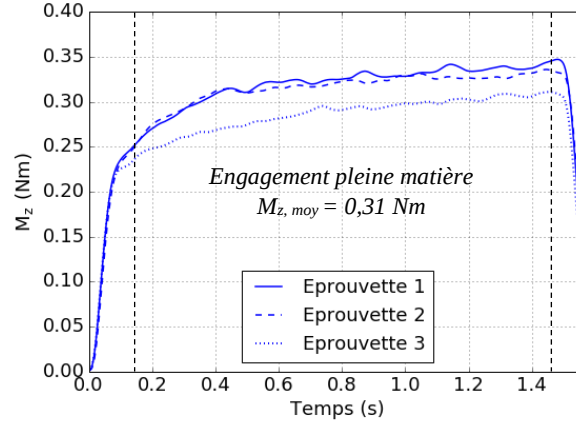


Figure 3-7 : Mesure du couple axial au cours du perçage axial de diamètre 9,53 mm avec un avant-trou de diamètre 8,9 mm

- Identification de l'effort radial équivalent

Dû à la propriété d'auto-centrage du foret en perçage axial, la mesure directe de l'effort radial mis en jeu au niveau d'un bec de l'outil au cours du perçage n'est pas possible.

Le perçage peut être assimilé, localement, au niveau d'une partie des listels située au-dessus du bec de l'outil, à une opération de coupe orthogonale de profondeur de passe égale à l'avance par tour et par dent de l'outil de perçage, d'effort de coupe égal à l'effort circonférentiel de perçage et d'effort d'avance égal à l'effort radial de perçage. Les efforts de coupe et d'avance exercés par l'outil sur la pièce au cours d'une opération de coupe orthogonale, sont eux aisément mesurables. Le rapport entre ces deux efforts peut donc être obtenu tout aussi aisément. Il est alors proposé d'identifier l'effort radial équivalent repris par la surface percée au niveau d'un bec de l'outil au cours du perçage comme étant une proportion de l'effort circonférentiel (Equation (3-2)), à partir de l'identification d'un rapport entre l'effort de coupe et l'effort d'avance en coupe orthogonale à l'aide de données de la littérature. List (List, 2004) dans ses travaux sur l'endommagement des outils en carbure appliqués à l'usinage de l'AA2024-T351, réalise des essais de coupe orthogonale en rabotage avec mesures des efforts de coupe (Figure 3-8). D'après ces mesures, un rapport d'environ 2 entre l'effort de coupe (F_c) et l'effort d'avance (F_f) est identifié. Ce même facteur est utilisé pour l'estimation de l'effort radial équivalent au cours du perçage. Une valeur de 16,1 N est ainsi obtenue pour cet effort.

$$F_{r,eq} = \frac{F_{\theta,eq}}{b} \quad (3-2)$$

$F_{r,eq}$: effort radial équivalent repris par la surface percée au niveau du contact avec un bec de l'outil (N)

b : rapport entre l'effort de coupe et l'effort d'avance en coupe orthogonale identifié à partir de données de la littérature

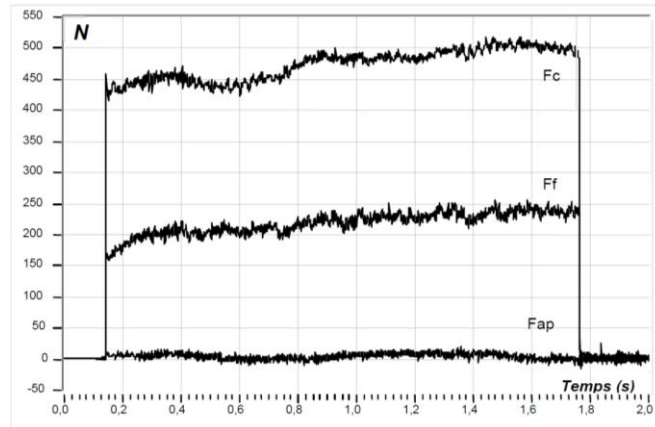


Figure 3-8 : Efforts de coupe mesurés par List (List, 2004) au cours d'un essai de coupe orthogonale en rabotage de l'AA2024-T351 (Vitesse de coupe de 60 m/mn, avance de 0,1 mm, profondeur de passe de 4 mm, angle de coupe de 15°)

- Identification de l'effort axial équivalent

L'effort axial équivalent repris par la surface percée au niveau du contact avec un bec de l'outil est identifié à partir de l'effort axial moyen mesuré durant la phase d'engagement pleine matière (Equation (3-3)). Une valeur de 18,2 N est obtenue pour celui-ci (Figure 3-9). Cela correspond à un effort axial équivalent de 9,1 N (effort par dent).

$$F_{z,eq} = \frac{F_{z,moy}}{Z} \quad (3-3)$$

$F_{z,eq}$: effort axial équivalent repris par la surface percée au niveau du contact avec un bec de l'outil (N)

$F_{z,moy}$: effort axial moyen mesuré au cours de la phase d'engagement pleine matière (N)

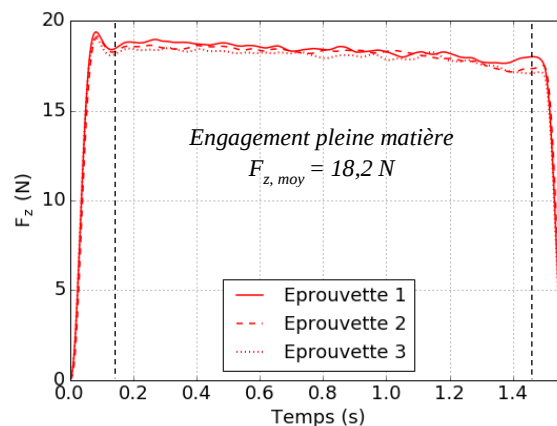


Figure 3-9 : Mesure de l'effort axial au cours du perçage axial de diamètre 9,53 mm avec un avant-trou de diamètre 8,9 mm

- Identification de la surface sollicitée équivalente

L'identification de la surface sollicitée équivalente, soit de la portion de la surface usinée sur laquelle est appliquée le chargement équivalent dans le modèle numérique, est aussi déterminante que la définition du chargement équivalent pour aboutir à des prédictions correctes de l'intégrité de surface.

Valiorgue (Valiorgue, 2008), dans ses travaux sur la simulation du tournage, considère comme surface sollicitée la surface de contact entre l'outil et la pièce usinée. Cette stratégie est reprise dans le modèle développé. Au cours du perçage, la longueur de contact, dans la direction circonférentielle entre

3.3 Profondeur du matériau en bord de trou affecté par les aspects internes de l'intégrité de surface

l'outil et la pièce correspond à la largeur du listel. Celle-ci est donc utilisée comme dimension de la surface sollicitée équivalente dans la direction circonférentielle. Concernant le contact entre l'outil et la pièce dans la direction axiale, celui-ci se fait sur la hauteur du listel en fonction de la conicité de l'outil. Cependant, sur la hauteur de contact, une partie des sollicitations transmises correspondent au phénomène de frottement du listel sur la paroi percée et une autre partie au phénomène de coupe de la matière. Le modèle se focalisant sur l'impact du chargement lié à la coupe, il est proposé de considérer comme hauteur de surface sollicitée équivalente, dans la direction axiale, l'avance de l'outil par tour et par dent.

La largeur des listels de l'outil utilisé pour le perçage de diamètre 9,53 mm a été mesurée à l'aide d'un profilomètre optique (Alicona Infinite Focus). Elle a été évaluée au niveau des becs de l'outil. Une largeur moyenne de 0,568 mm a été mesurée. L'avance de l'outil par tour et par dent pour les conditions de perçage étudiées est de 0,05 mm. Ainsi, dans le modèle numérique, le chargement mécanique équivalent identifié est appliqué sur une surface mobile, suivant la trajectoire des becs de l'outil, de 0,0284 mm².

3.3.2.3 Modèle éléments finis

Le modèle mis en place est un modèle Lagrangien développé à l'aide du logiciel éléments finis ABAQUS®. Ce logiciel possède deux solveurs : un basé sur une intégration temporelle implicite (Abaqus/Standard) et un basé sur une intégration temporelle explicite (Abaqus/Explicit). Afin de représenter correctement l'impact de l'opération de perçage sur l'intégrité de surface, plusieurs passages de l'outil sur la surface usinée sont simulés dans le modèle développé. Ainsi, le temps d'usinage simulé est relativement important. C'est pourquoi, de la même manière que Valiorgue (Valiorgue, 2008), un schéma de résolution implicite a été choisi pour la résolution de ce modèle macroscopique. Ce schéma permet l'utilisation de grands pas de temps et se révèle inconditionnellement stable.

- Loi de comportement

Le choix d'une loi de comportement adéquate pour le matériau usiné est indispensable pour développer un modèle numérique représentant au mieux les phénomènes liés au processus de la coupe du matériau. Le modèle de comportement établi par Johnson et Cook (Johnson & Cook, 1983) (Equation (3-4)), qui décrit une loi d'écrouissage isotrope, est l'un des modèles les plus utilisés pour décrire le comportement du matériau usiné dans les simulations d'usinage. Ce modèle empirique permet de prendre en compte la sensibilité de la contrainte d'écoulement à l'écrouissage, à la vitesse de déformation et à la température. De plus, il présente l'avantage d'être facilement identifiable et d'être implémenté dans les codes éléments finis commerciaux.

$$\bar{\sigma} = \left[A + B \times (\bar{\epsilon}^{pl})^n \right] \left[1 + C \times \ln \left(\frac{\dot{\bar{\epsilon}}^{pl}}{\dot{\bar{\epsilon}}_0} \right) \right] \left[1 - \left(\frac{T - T_0}{T_f - T_0} \right)^m \right] \quad (3-4)$$

$\bar{\sigma}$: contrainte d'écoulement équivalente (MPa)

$\bar{\epsilon}^{pl}$: déformation plastique équivalente (sans unité)

$\dot{\bar{\epsilon}}^{pl}$: vitesse de déformation plastique équivalente (s⁻¹)

T : température du matériau usiné (°C)

A, B : constantes matériau déterminées expérimentalement (MPa)

n, C, m : constantes matériau déterminées expérimentalement (sans unité)

$\dot{\bar{\epsilon}}_0$: vitesse de déformation de référence (s⁻¹)

T_0 : température de référence (°C)

T_f : température de fusion (°C)

Ce modèle a été identifié initialement à partir d'essais de différentes natures (torsion, traction, compression) dont des essais quasi-statiques ($\dot{\epsilon} < 400 \text{ s}^{-1}$ à température ambiante) et des essais dynamiques ($\dot{\epsilon} < 600 \text{ s}^{-1}$ et $T < 600 \text{ °C}$) menés sur divers matériaux. En ce qui concerne l'AA2024-T351, Johnson et Cook (Johnson & Cook, 1983) ont déterminé les constantes matériau de cette loi à partir d'essais seulement de torsion et pour une vitesse de déformation allant de 0,088 à 123 s^{-1} . Ce modèle étant insuffisant pour représenter le comportement de l'alliage dans certaines applications mécaniques, d'autres auteurs ont mené par la suite des campagnes expérimentales afin de déterminer le modèle Johnson-Cook décrivant le comportement de l'alliage 2024 pour d'autres plages de vitesses de déformation et de température mais aussi pour d'autres modes de sollicitations (Tableau 3-4).

Référence	Matériau	Type d'essai	$\dot{\epsilon} (\text{s}^{-1})$	$T (\text{°C})$	$A (\text{MPa})$	$B (\text{MPa})$	C	n	m
(Johnson & Cook, 1983)	AA2024-T351	Torsion	0,088 à 123	/	265	426	0,015	0,34	1
(Lesuer, 1999)	AA2024-T3	Compression	4000 à 8000	/	369	684	0,0083	0,73	1.7
(Adibi-Sedeh et al., 2003)	AA2024-T3	Compression	/	/	325	414	0,015	0,2	1
(Teng & Wierzbicki, 2004)	AA2024-T351	Traction, compression	/	/	352	440	0,0083	0,42	1
(Seidt & Gilat, 2013)	AA2024-T351	Traction, compression, torsion	10^{-4} à 10^4	-50 à 450	304	478	0	0,406	2,1
(Trimble & O'Donnell, 2016)	AA2024-T3	Compression	10^{-3} à 10^3	300 à 500	84	69,4037	0,0940	-0,099	0,5702

Tableau 3-4 : Synthèse des lois Johnson-Cook établies pour les alliages d'aluminium 2024-T3 et 2024-T351

Au cours d'une opération de perçage, les sollicitations mises en jeu sont multiples. La matière située devant la face de coupe est comprimée alors que celle située derrière la face de dépouille est tirée et la matière dans la zone de cisaillement primaire subit un fort cisaillement. Par ailleurs, les vitesses de déformation mises en jeu dans la zone de coupe sont très élevées. Ainsi, la loi de Johnson-Cook établie par Seidt et Gilat (Seidt & Gilat, 2013) semble la plus adaptée pour décrire le comportement de l'AA2024-T351 au cours de perçage. En effet, cette loi semble être la seule à avoir été établie pour l'ensemble des sollicitations mises en jeu au cours du perçage, tout en étant celle considérant la plus large plage de vitesses de déformation (de 10^{-4} à 10^4). Seidt et Gilat (Seidt & Gilat, 2013), dans leur travaux de caractérisation du comportement de l'AA2024-T351, montrent que la sensibilité à la vitesse de déformation semble peu significative dans la plage de vitesse de déformation étudiée. C'est pourquoi, ils proposent une loi où le terme prenant en compte l'effet de la vitesse de déformation est négligé ($C=0$). Ainsi, cette loi est utilisée pour décrire le comportement plastique du matériau dans le modèle. De plus, les effets thermiques n'étant pas considérés dans celui-ci, le terme de dépendance à la température est également négligé : $[(T - T_0)/(T_f - T_0)]^m \ll 1$.

- Géométrie, maillage et conditions limites

Afin de travailler avec un temps de calcul raisonnable (quelques heures), seulement une portion de la pièce percée, située à mi-épaisseur de celle-ci, est représentée dans le modèle (Figure 3-10-a). Toutefois, des dimensions suffisamment grandes, devant celles de la surface sollicitée équivalente, ont été considérées pour la modélisation de cette portion de la pièce percée afin d'éviter d'éventuels effets de bord au niveau de sa partie centrale où les résultats d'intégrité de surface seront analysés. Ainsi, une épaisseur de 0,4 mm, permettant la simulation de 7 passages de becs, et une portion angulaire de 15°,

3.3 Profondeur du matériau en bord de trou affecté par les aspects internes de l'intégrité de surface

correspondant à une longueur d'arc au niveau de la surface percée supérieure à deux fois la longueur de la surface sollicitée dans la direction circonférentielle, ont été considérées. Une profondeur de 0,8 mm dans la direction radiale a été définie après avoir exécuté des premiers calculs préliminaires ayant révélé cette valeur suffisante par rapport à la profondeur affectée.

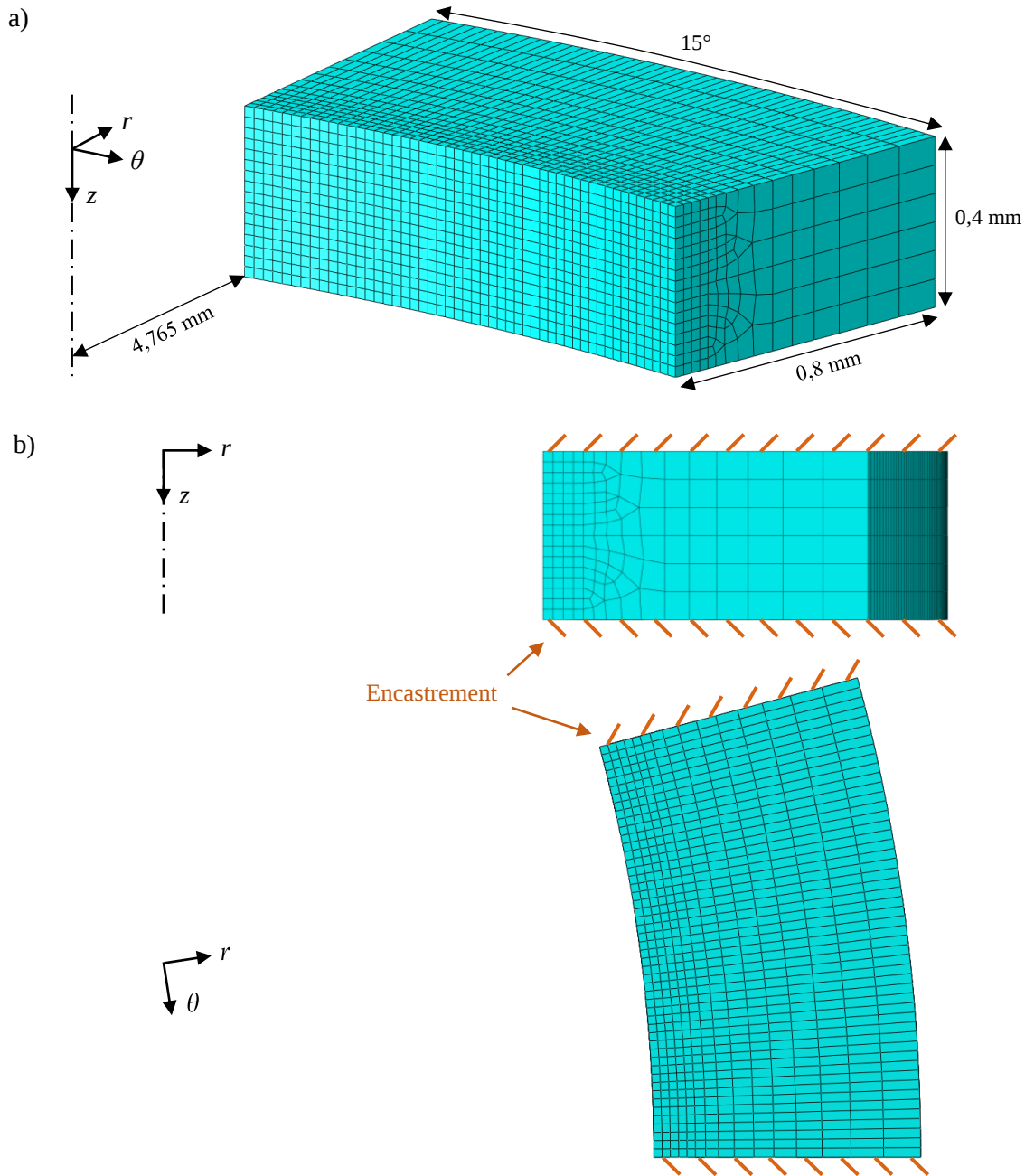


Figure 3-10 : Dimensions de la portion de pièce percée modélisée (a) et conditions limites (b)

Des éléments de type C3D8R (hexaèdres à 8 nœuds), de dimensions 0,25 μm , ont été utilisés pour le maillage de la zone d'intérêt soit la proche sous-surface de la surface percée. Ces éléments de premier ordre semblent adaptés pour le modèle développé, en comparaison aux éléments de second ordre, le chargement mécanique appliqué étant susceptible d'engendrer des distorsions d'éléments importantes. De plus, ces éléments utilisent une intégration réduite ce qui permet de réduire le temps de calcul par rapport aux éléments à intégration complète. L'utilisation d'éléments à intégration réduite peut, dans certains cas, conduire à un phénomène d'Hourglass (aucune énergie de déformation ne résulte de la

déformation de l'élément). Afin d'éviter ce phénomène, la méthode de contrôle de l'Hourglass proposée par défaut dans Abaqus/Standard, permettant d'introduire de faibles valeurs de raideur artificielle et/ou d'amortissement artificiel, a été utilisée. En s'éloignant de la surface percée, des éléments de maillage de taille plus importante sont utilisés grâce à une zone de transition du maillage où quelques éléments tétraédriques et prismatiques triangulaire sont employés (Figure 3-10).

Concernant les conditions limites, l'ensemble des surfaces du volume de matière modélisé, excepté la surface usinée et sa surface en vis-à-vis, ont été encastées (Figure 3-10-b). Cela permet de modéliser la présence de matière aux abords de la portion de pièce modélisée. Des conditions de bord libre à ce niveau entraîneraient un écoulement de matière trop important conduisant à des problèmes de convergence des calculs.

- Application du chargement mécanique équivalent mobile

L'application du chargement mécanique équivalent mobile est implémentée dans le modèle via des routines utilisateur Abaqus qui ont été développées sous Fortran. Une routine *DLOAD* a été développée pour l'application de l'effort $F_{r,eq}$, qui est modélisé sous forme de sollicitation de type « Pressure », et une routine *ULTRACLOAD* a été développée pour l'application des efforts $F_{\theta,eq}$ et $F_{z,eq}$, qui sont modélisés sous forme de sollicitation de type « Surface traction ».

Avec ces routines, les efforts équivalents sont appliqués sous forme d'efforts par unité de surface sur la surface sollicitée équivalente identifiée et celle-ci est déplacée suivant la trajectoire hélicoïdale décrite par les becs de l'outil au cours du perçage (Figure 3-11), définie par les vitesses de rotation de broche et d'avance (Equation (3-5) et Equation (3-6)). L'outil utilisé pour la configuration de perçage simulée possédant deux becs, deux surfaces sollicitées mobiles identiques en termes de dimensions et de chargement repris mais avec une position avec un décalage angulaire de $\theta = \pi$, sont définies dans les routines.

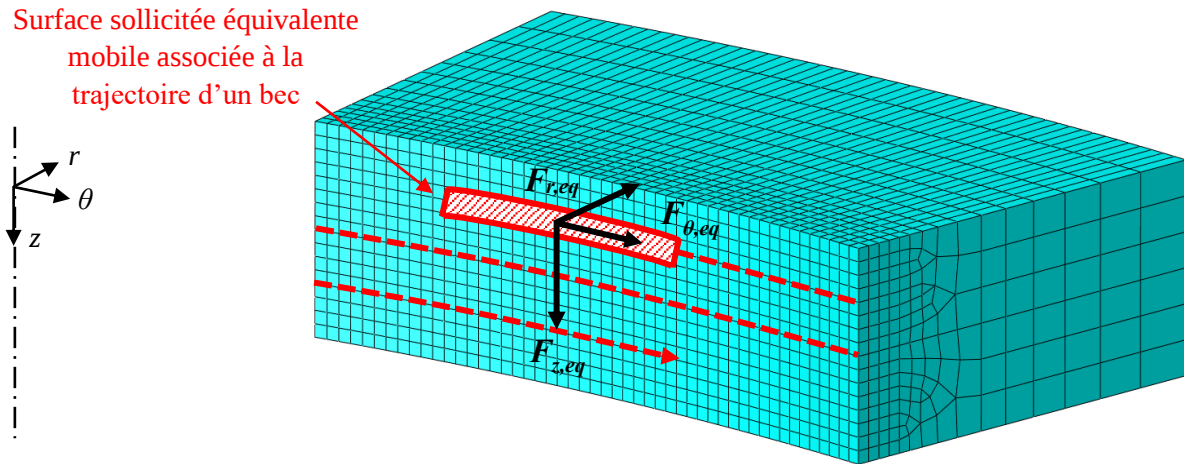


Figure 3-11 : Illustration du chargement mécanique appliqué : efforts appliqués sur une surface équivalente mobile

$$\theta_{bec}(t) = \frac{2\pi \times N}{60} \times t \quad (3-5)$$

$$z_{bec}(t) = \frac{Vf_a}{60} \times t \quad (3-6)$$

θ_{bec} : position d'un bec de l'outil suivant θ au cours du temps

z_{bec} : position d'un bec de l'outil suivant z au cours du temps

t : temps de perçage

3.3 Profondeur du matériau en bord de trou affecté par les aspects internes de l'intégrité de surface

Dans le but de faciliter la convergence des calculs, le chargement mécanique est introduit en entrée et en sortie de la portion de pièce modélisée suivant θ avec une rampe de niveau allant d'une valeur nulle à la valeur du chargement identifiée.

Par ailleurs, afin que l'ensemble des éléments du maillage de la surface usinée subissent le même chargement, celui-ci est déplacé suivant θ avec un pas de temps égal, au maximum, au temps nécessaire pour parcourir la largeur d'une maille (Figure 3-12) (Equation (3-7)).

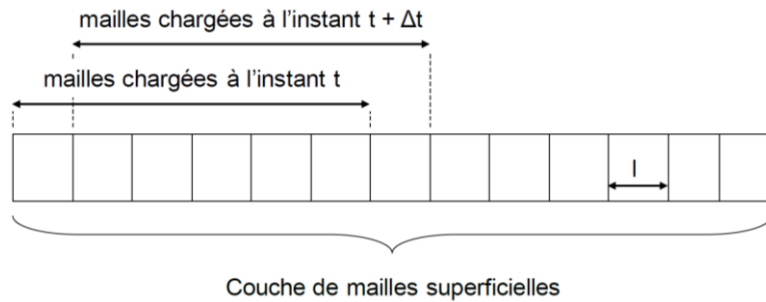


Figure 3-12 : Définition du pas de temps pour l'application d'un chargement mobile (Valiorgue, 2008)

$$\Delta t = \frac{l}{V_c} \quad (3-7)$$

Δt : pas de temps (s)

l : largeur d'un élément de maillage

La modélisation de seulement une petite portion angulaire de la pièce percée implique la résolution du système pour de nombreux incréments de temps durant lesquels aucun chargement n'est appliqué sur la portion de surface percée modélisée. Ainsi, afin d'optimiser le temps de calcul, le temps durant lequel aucun des becs de l'outil n'est en contact avec la surface modélisée est masqué dans le modèle.

Toutefois, dans le but de modéliser le retour élastique de la matière après le passage du chargement, un step, durant lequel aucun chargement n'est appliqué, est considéré dans le modèle à la suite du dernier passage de bec simulé.

3.3.3 Analyse des résultats

3.3.3.1 Résultats de l'étude mécanique

La profondeur de matériau, en sous-surface du trou, affectée par des modifications des aspects internes de l'intégrité de surface à l'issue du perçage, est, en première approche, analysée à partir de l'analyse de l'état de contraintes résiduelles. Afin de s'affranchir des effets de bord, celui-ci est observé dans une section obtenue en coupant la partie de pièce modélisée par un plan normal à θ de sorte à conserver la moitié de la portion angulaire modélisée (Figure 3-13-a). L'état de contraintes résiduelles de la pièce percée obtenu à l'issue de la simulation est présenté en Figure 3-13-b pour les contraintes générées dans les trois directions (radiale, circonférentielle et axiale).

Le niveau des contraintes radiales générées est très faible devant celui des contraintes circonférentielles et axiales qui atteint plusieurs centaines de MPa. Concernant la profondeur du matériau affectée en sous-surface, celle-ci est de l'ordre de quelques dizaines microns. Ainsi, cette profondeur est bien plus faible que celle observée par Elajrami et al. (Elajrami et al., 2008) avec les procédés de perçage qu'ils étudient. Les techniques d'analyse des contraintes résiduelles testées lors de l'étude préliminaire de caractérisation (DRX et trou incrémental) sont donc bien inadaptées pour la caractérisation de l'intégrité de surface des trous percés dans le cadre de cette étude. De nouvelles techniques devront alors être considérées.

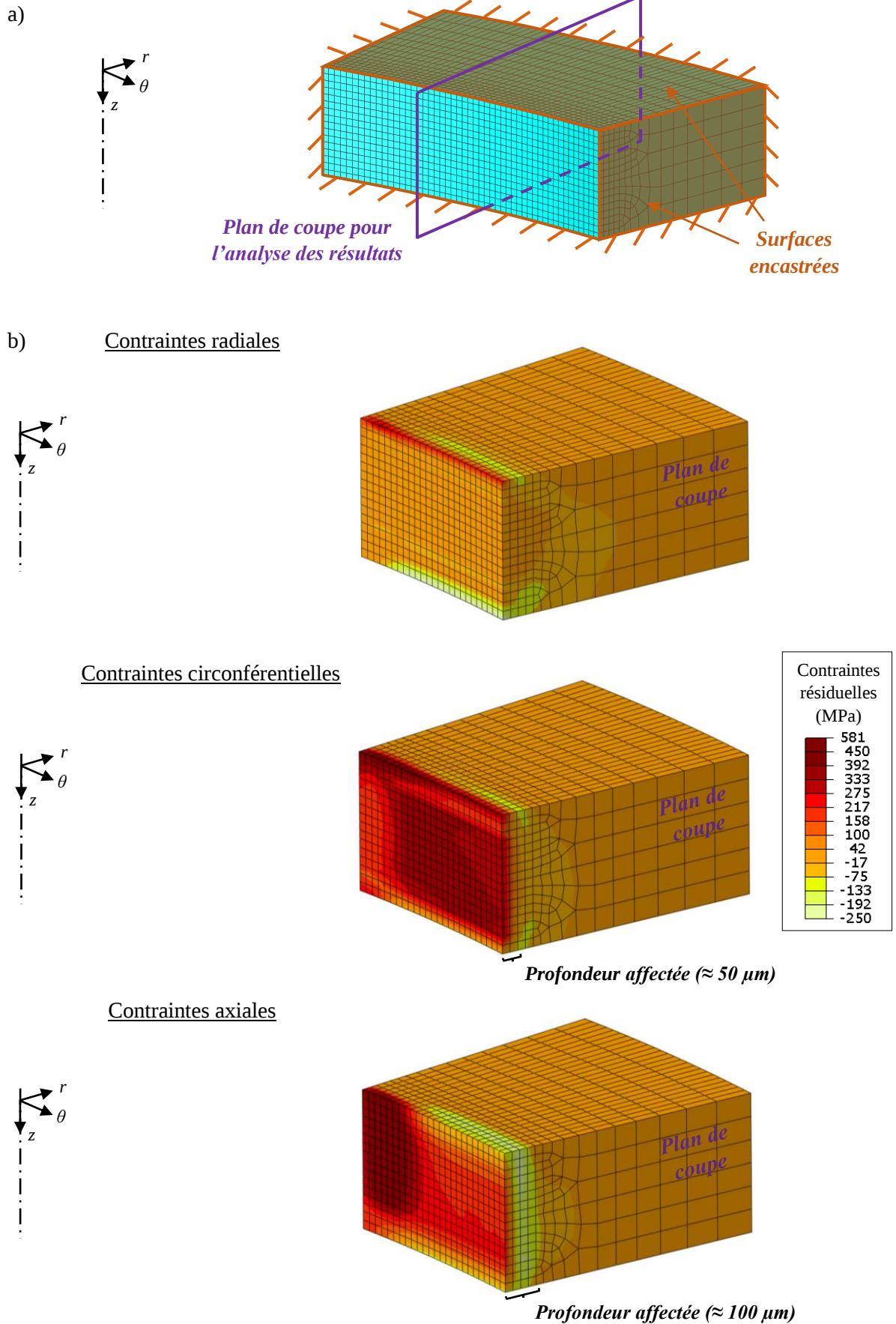


Figure 3-13 : Plan de coupe pour l'analyse des résultats de contraintes résiduelles (a) et états de contraintes obtenus dans les trois directions r , θ , z (b)

3.3.3.2 Etude de l'influence des effets thermiques

En première approche, l'hypothèse d'un impact négligeable des effets thermiques, mis en jeu au cours du perçage, sur l'intégrité de surface de la pièce, pour le cas du perçage de l'AA2024-T351, a été faite pour le développement du modèle numérique. Toutefois, une étude numérique complémentaire a été menée afin de préciser l'impact de ces effets sur les résultats de la simulation. Pour cela, de la même manière que pour le chargement mécanique, une stratégie de simulation consistant à appliquer un chargement thermique équivalent sur la portion de pièce modélisée a été considérée afin de limiter le temps de calcul. De plus, afin de prendre en compte le couplage entre les effets mécaniques et thermiques, ce chargement thermique est appliqué simultanément avec le chargement mécanique.

Une étude préliminaire a été menée afin d'identifier le flux thermique reçu par la surface percée au cours du perçage, par méthode inverse, à partir de mesures de température expérimentales effectuées à l'aide de thermocouples introduits dans la pièce. Le modèle éléments finis développé pour cette étude est présenté en Annexe F. Il a permis de déterminer le flux thermique équivalent vu par la surface percée au cours des phases de descente et de remontée de l'outil (Figure 3-14).

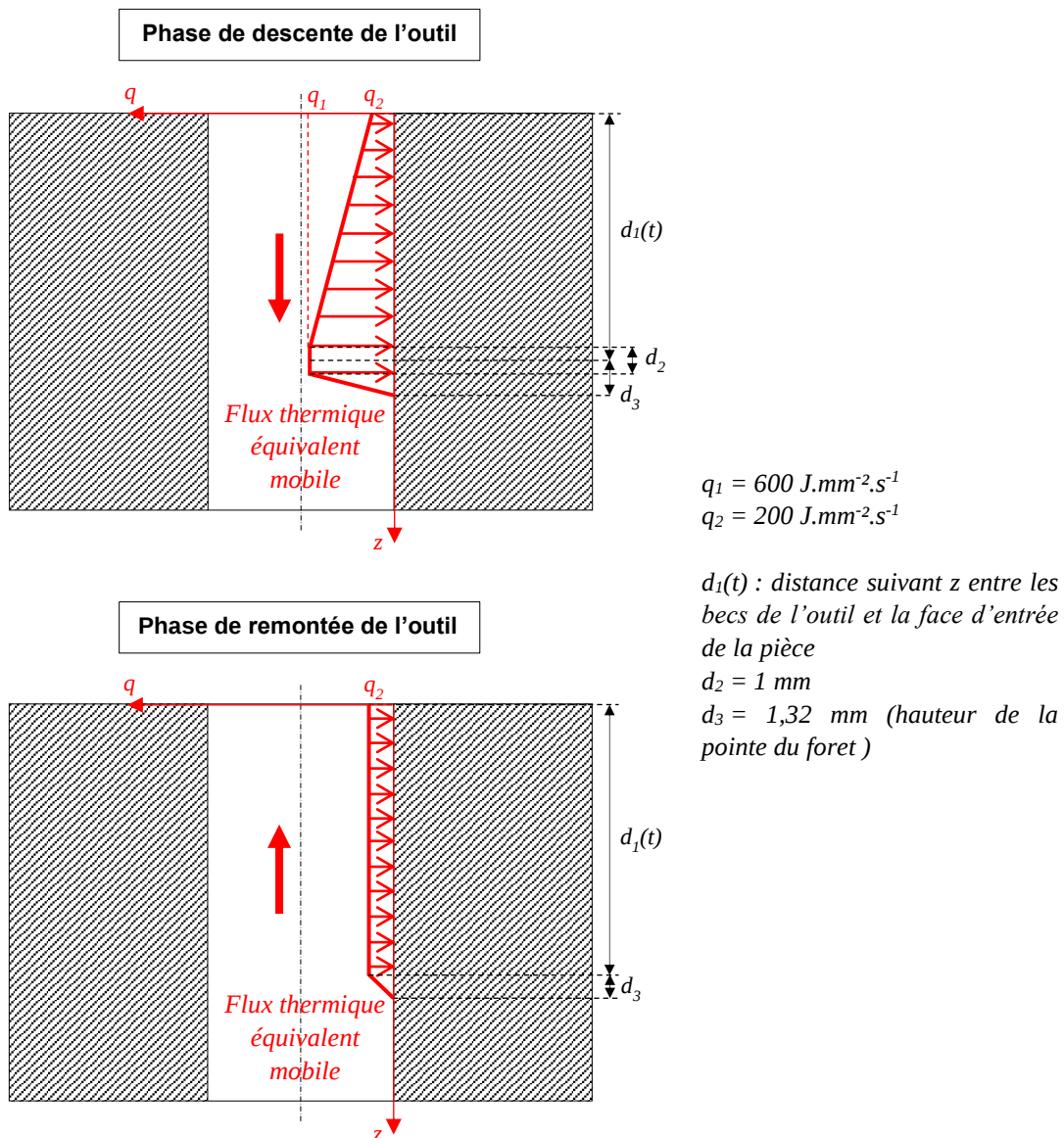


Figure 3-14 : Flux thermique équivalent reçu par la surface percée au cours des phases de descente et de remontée de l'outil déterminé par méthode inverse

Dans cette étude thermique, le flux a été identifié à partir de la modélisation de la pièce percée dans sa globalité (Annexe F). Il ne peut donc pas être appliqué sur la petite portion de pièce modélisée dans le modèle mécanique puisque que celle-ci présenterait un comportement thermique différent de la pièce entière. Au lieu de considérer un flux thermique équivalent, il est alors proposé de considérer une température équivalente de la portion de pièce modélisée vu au cours du perçage. Cela permet d'exécuter un calcul uniquement mécanique où le couplage des effets mécaniques et thermiques est pris en compte grâce au terme lié à l'effet de la température dans la loi de Johnson-Cook et à la définition d'une température de référence de 20°C. Ainsi, comme dans le premier modèle, le temps de calcul est limité par rapport à un calcul thermomécanique.

L'étude numérique considérant l'application d'un flux thermique identifié par méthode inverse a montré que le niveau de température atteint sur la surface percée est de l'ordre de celui atteint à 0,2 mm de la paroi du trou (Annexe F). Par ailleurs, des mesures expérimentales de températures menées au cours de la configuration de perçage simulée (avec les mêmes moyens que ceux présentés en Partie 2.3.3 ont révélé une température maximale de 63°C à 0,2 mm du bord de trou (Figure 3-15). Afin d'être conservatif, une température équivalente de 100°C a été appliquée sur la portion de pièce modélisée, durant l'application du chargement mécanique équivalent, afin de simuler l'impact des effets thermiques mis en jeu au cours du perçage sur l'intégrité de surface.

Les résultats d'état de contraintes résiduelles obtenues à l'issue de la simulation du perçage, en considérant des pièces soumises à une température de 22°C et 100° durant l'application du chargement mécanique, sont comparés en Figure 3-16. Ils montrent un état de contrainte très similaire entre les pièces soumises à une température de 22°C et 100°C. Ainsi, pour le cas du perçage de l'AA2024-T351, l'hypothèse d'un impact négligeable des effets thermiques sur l'intégrité de surface du trou percé est validée et les résultats du premier modèle, prenant en compte uniquement les sollicitations mécaniques, peuvent être considérés comme satisfaisants.

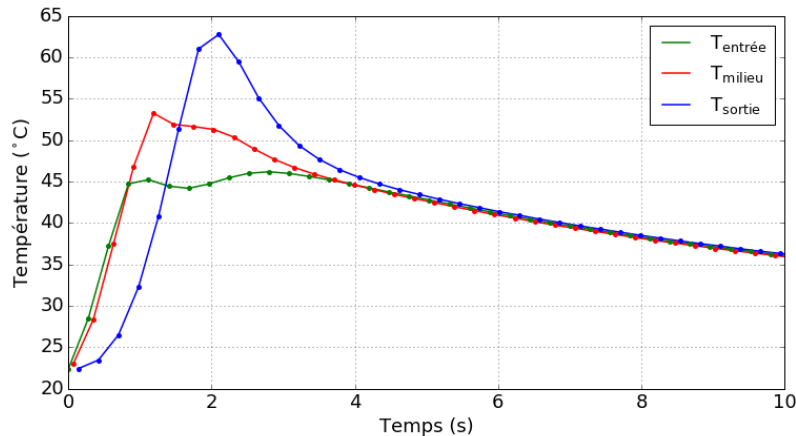


Figure 3-15 : Mesures de température au cours du perçage axial pleine matière de diamètre 9,53 mm

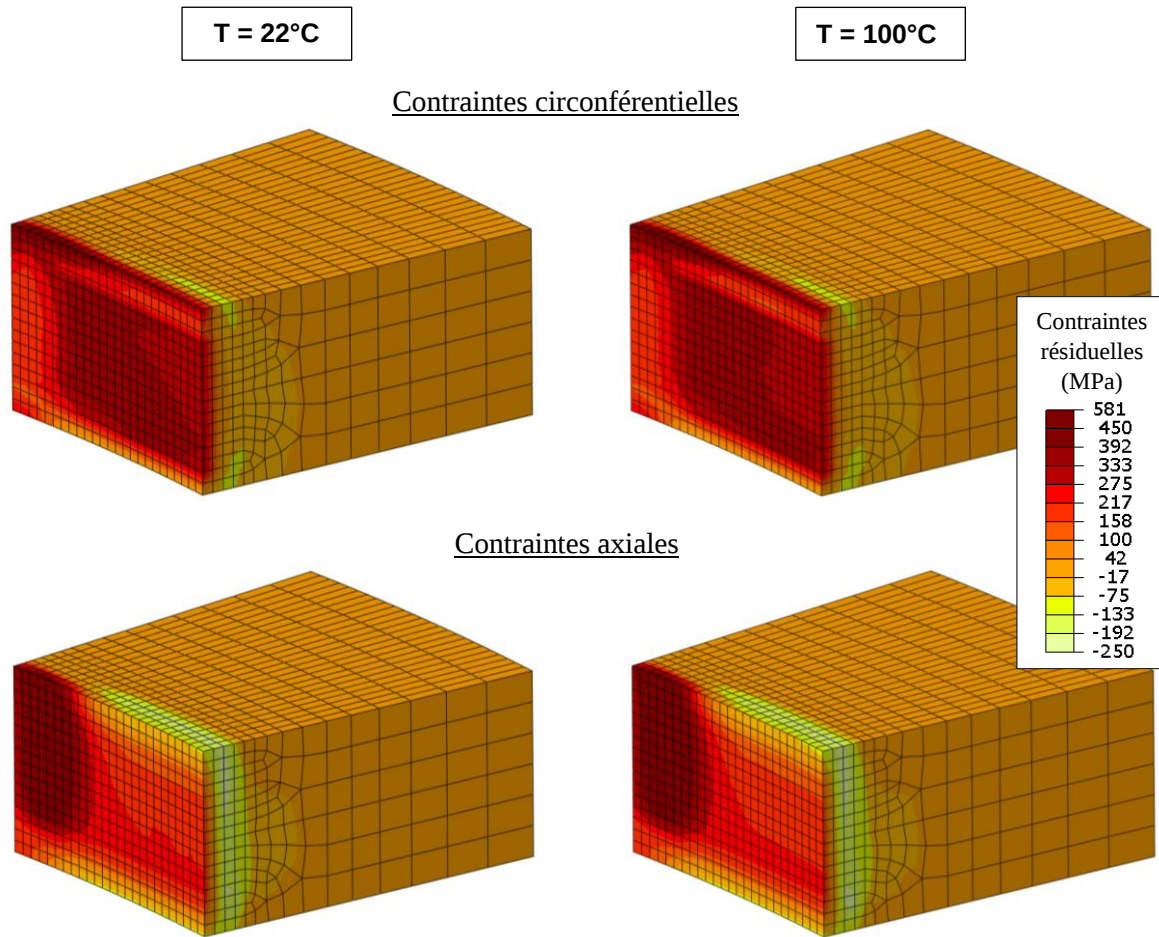


Figure 3-16 : Comparaison des états de contraintes résiduelles de la pièce percée obtenus à l'issue de la simulation du perçage en considérant une température équivalente de 22° et 100°

3.3.3.3 Limite de la stratégie de simulation par application d'un chargement équivalent mobile pour le cas de l'usinage des alliages d'aluminium

Ce premier modèle numérique macroscopique a été développé en utilisant une taille d'éléments de maillage de 25 μm dans la zone d'intérêt, soit la sous-surface du trou, et une profondeur affectée comprise entre 50 et 100 μm a été identifiée avec ce modèle à partir de l'analyse des contraintes résiduelles. La taille des éléments de maillage considérée est donc relativement importante devant la profondeur affectée et ne permet pas d'analyser précisément l'évolution des contraintes résiduelles suivant la profondeur. Un maillage plus fin devrait être considéré pour mener une analyse plus précise et une étude de convergence du maillage mériterait d'être effectuée afin d'évaluer la précision des résultats. Cependant, des calculs exécutés avec un maillage plus fin ont montré des difficultés de convergence liées au grand niveau de déformation des éléments représentant la surface usinée qui peut conduire à la distorsion importante de certains éléments. En effet, l'analyse de l'état de déformation plastique de la surface usinée à l'issue de la simulation de perçage montre des niveaux de déformation très élevés (Figure 3-17).

Ces niveaux de déformations plastiques très élevés sont liés aux propriétés du matériau qui présente une grande usinabilité (petit module d'Young et ductilité importante) mais ils sont aussi intrinsèques à la stratégie de simulation adoptée qui vise à ne pas modéliser l'enlèvement de matière et à ne pas définir de loi d'endommagement. En effet, dans un modèle prenant en compte l'endommagement du matériau et simulant l'enlèvement de matière, à partir d'un certain niveau de déformation plastique, la dégradation de la raideur de l'élément est prise en compte pour le calcul de sa contrainte et, à partir d'un certain

niveau d'endommagement, l'élément est supprimé. Cela conduit donc à des niveaux de déformation plastique moindres au niveau de la surface usinée finale.

Ainsi, les résultats de déformation plastique obtenus montrent la limite de la stratégie de simulation consistant à déplacer un chargement équivalent sur la surface usinée, sans modélisation de l'enlèvement de matière et sans prise en compte de l'endommagement, pour le cas de l'usinage des alliages d'aluminium. Cette stratégie utilisée par Valiorgue (Valiorgue, 2008), qui paraît adaptée dans le cadre de ses travaux de simulation de l'opération de tournage de l'acier, semble moins appropriée pour la simulation du perçage de l'AA2024-T351 qui met en jeu des niveaux de déformation plastique très élevés. Si la profondeur de matériau affectée en sous-surface du trou à l'issue du perçage, estimée à partir du modèle macroscopique développée, peut être exploitée comme ordre de grandeur de la zone d'intérêt pour orienter les travaux de caractérisation, une modélisation plus fine, prenant en compte l'endommagement du matériau et l'enlèvement de matière, semble indispensable pour mener une analyse plus précise de l'impact du procédé de perçage sur l'intégrité de surface.

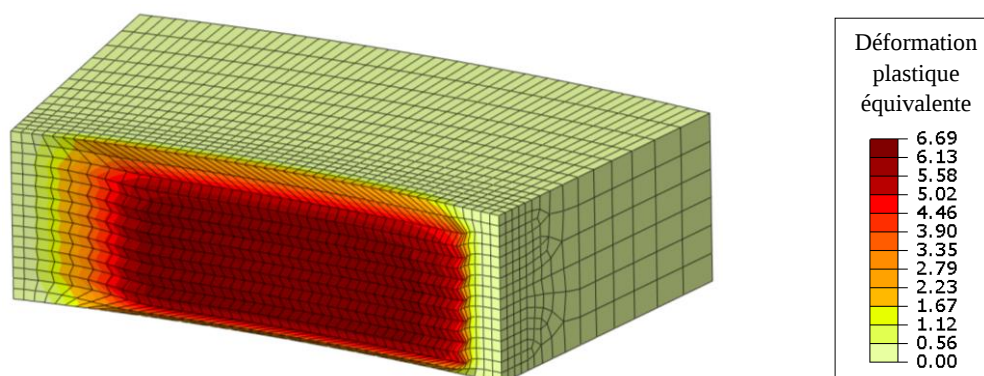


Figure 3-17 : Etat de déformation plastique de la surface percée obtenu à la fin de la simulation du perçage (facteur d'échelle de 0,5)

3.4 Caractérisation expérimentale des aspects métallurgiques de l'intégrité de surface

L'ordre de grandeur de la profondeur de matériau en bord de trou affectée par des modifications des aspects internes de l'intégrité de surface à l'issue de l'opération de perçage ayant été précisée (quelques dizaines de microns), une caractérisation approfondie des différents aspects internes de l'intégrité de surface a été menée pour les différentes configurations de perçage étudiées au Chapitre 2. Cette campagne expérimentale vise à expliquer les différences de tenue en fatigue des éprouvettes percées constatées en fonction des configurations de perçage, ces différences ne pouvant être expliquées par des différences au niveau des aspects topologiques.

3.4.1 Caractérisation de la dureté

3.4.1.1 Essais de microdureté

En premier lieu, la dureté des surfaces percées a été évaluée par le biais d'essais de microdureté Vickers (micro-duromètre Mitutoyo MVK-H). Les indentations ont été réalisées directement sur la surface percée (Figure 3-18) avec une charge maximale de 1 kgf et un temps d'indentation de 15 s. Du fait de sa forme cylindrique et de la faible profondeur de matériau en bord de trou affectée, la surface percée n'a pas pu être polie avant la réalisation des indentations. Parmi les mesures réalisées, les quelques empreintes irrégulières obtenues à cause de la topographie de surface n'ont pas été considérées dans les résultats présentés. Par ailleurs, afin de prendre en compte l'impact de la forme cylindrique du

3.4 Caractérisation expérimentale des aspects métallurgiques de l'intégrité de surface

trou sur les mesures de microdureté, un facteur correctif a été appliqué aux résultats comme recommandé par la norme [ASTM E92-82, 2003]. Les trous obtenus avec l'ensemble des configurations de perçage étudiées ont été caractérisés et au moins cinq indents de mesure ont été effectués par trou percé. Les résultats obtenus sont présentés en Figure 3-19.

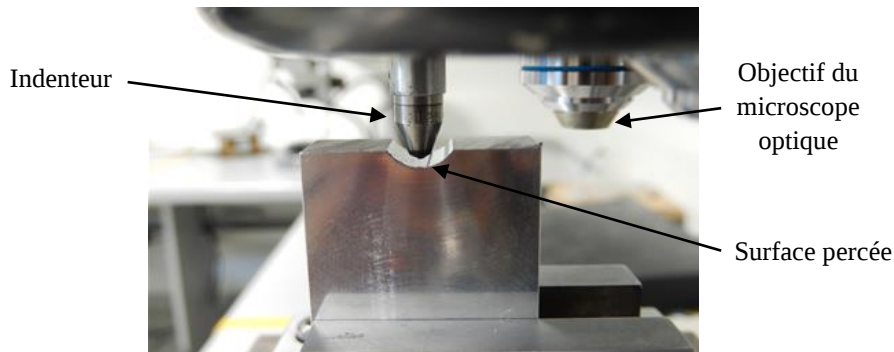


Figure 3-18 : Dispositif d'essais de microdureté Vickers

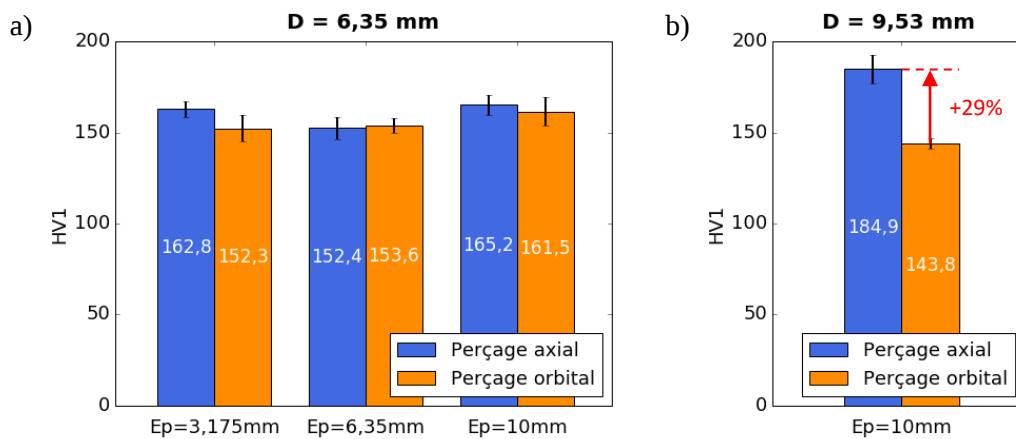


Figure 3-19 : Résultats des mesures de microdureté Vickers

Pour le diamètre de perçage 6,35 mm, les surfaces percées avec les procédés axial et orbital présentent des niveaux de microdureté similaires, et cela pour l'ensemble des épaisseurs d'éprouvettes étudiées, alors que pour le diamètre de perçage 9,53 mm, une différence significative de microdureté est observée entre les surfaces percées obtenues avec les deux procédés. En effet, pour ce diamètre, une augmentation de 29 % de la dureté du trou percé est constatée avec le procédé de perçage axial. Par ailleurs, pour le procédé de perçage orbital au diamètre 9,53 mm, un niveau de dureté sensiblement inférieur à celui des trous percés au diamètre 6,35 mm est observé. Cela montre une corrélation directe entre les résultats de durée de vie en fatigue des éprouvettes percées et les résultats de microdureté des trous percés. L'augmentation importante de la dureté notée pour le procédé de perçage axial au diamètre 9,53 mm peut, en effet, expliquer l'augmentation significative de durée de vie en fatigue observée pour la même configuration de perçage. De la même manière, la légère diminution de dureté observée pour le procédé de perçage orbital au diamètre 9,53 mm par rapport aux configurations de perçage au diamètre 6,35 mm peut expliquer la sensible moins bonne tenue en fatigue obtenue pour cette configuration de perçage par rapport celle obtenue avec les éprouvettes percées au diamètre 6,35 mm.

3.4.1.2 Essais de nanoindentation

Afin de compléter les résultats de microdureté et d'analyser la profondeur de matériau en bord de trou affectée par une variation de dureté, en fonction des configurations de perçage, des essais de

nanoindentation ont également été menés. Ceux-ci ont été réalisés sur une section située à mi-épaisseur des éprouvettes de fatigue (Figure 3-20). Pour cela, des échantillons ont été découpés à partir des éprouvettes de fatigue percées, à l'aide d'une tronçonneuse de précision, et ont été enrobés dans une résine afin de pouvoir être polis et serrés dans le dispositif de nanoindentation (Figure 3-21). Ils ont été polis manuellement avec des papiers abrasifs de carbure de silicium de finesse de grains croissante (grades P400 jusqu'à P4000), puis avec une suspension diamant de granulométrie $3\text{ }\mu\text{m}$ et enfin avec une suspension de silice colloïdale (OP-S) contenant une taille moyenne de particule de $0,04\text{ }\mu\text{m}$. La charge appliquée au cours des indentations et la taille de la matrice d'indents ont été choisies en accord avec l'ordre de grandeur de la profondeur de matériau affectée prédite avec le modèle numérique. Ainsi, les essais ont été conduits sous forme de matrice de 5×20 indents espacés de $5\text{ }\mu\text{m}$ avec la première colonne de la matrice située à environ $5\text{ }\mu\text{m}$ du bord de trou (Figure 3-20). Les indentations ont été réalisées à l'aide d'un indenteur en diamant Berkovich (pyramide à trois faces, dont la base est un triangle équilatéral) et ont été pilotés en effort avec un effort maximal appliqué de 5 mN . Les courbes Effort-Déplacement obtenues ont été analysées avec la méthode d'Oliver et Pharr (Pharr, 1998) afin de déterminer la nanodureté HIT.

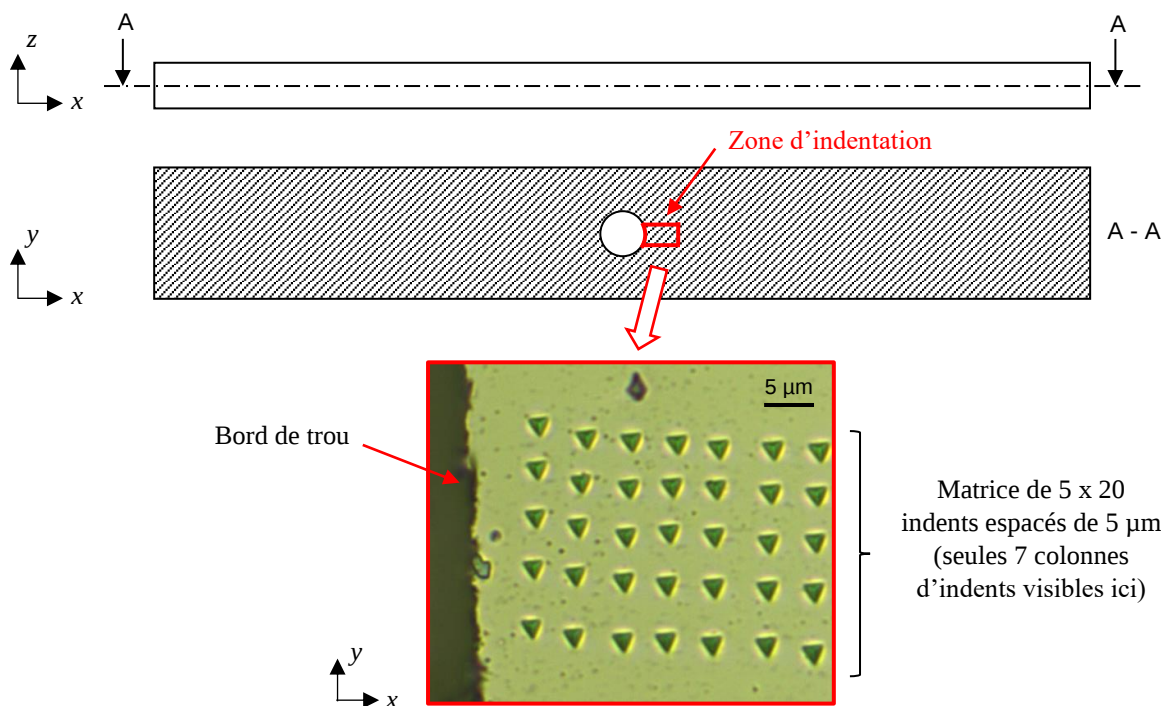


Figure 3-20 : Configuration des essais de nanoindentation

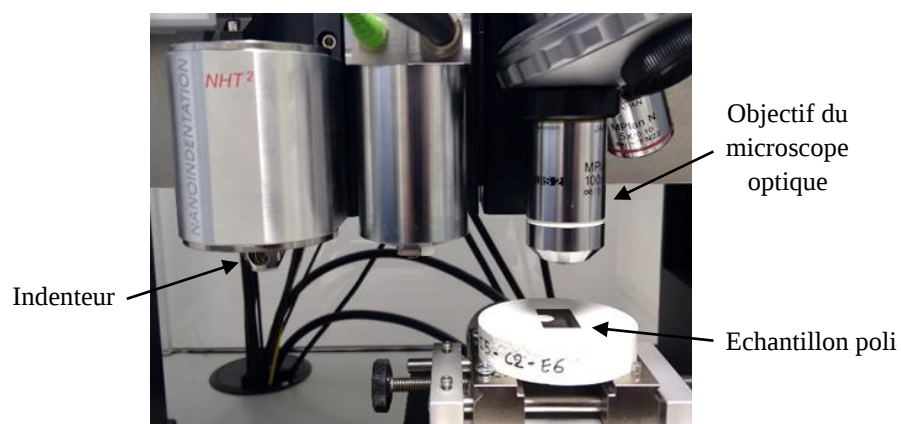


Figure 3-21 : Dispositif d'essais de nanoindentation (Instrument CSM avec unité de nanoindentation NHT2)

3.4 Caractérisation expérimentale des aspects métallurgiques de l'intégrité de surface

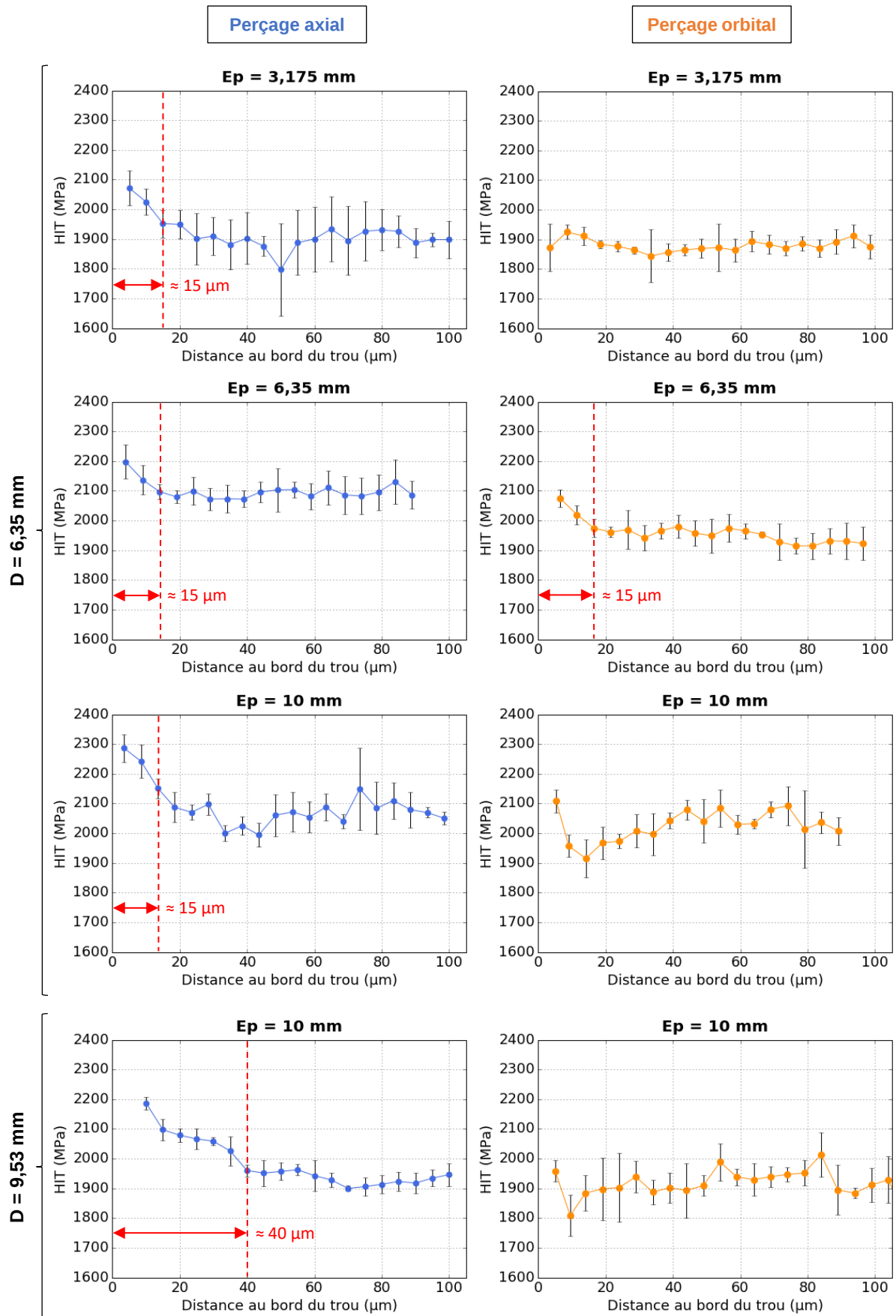


Figure 3-22 : Résultats de nanodureté

Les profils de nanodureté obtenus sont présentés en Figure 3-22. Sur ces graphiques, un point représente la nanodureté moyenne obtenue pour les cinq indents d'une même colonne de la matrice d'indentation. Quelques indents associés à des valeurs de nanodureté aberrantes en comparaison aux autres indents de la même colonne n'ont pas été considérés dans les résultats présentés.

Les résultats de profil de nanodureté montrent une faible profondeur de matériau affectée par une variation de dureté pour le diamètre de perçage 6,35 mm pour les deux procédés de perçage. Celle-ci n'excède pas 15 μm et semble même inférieure à 5 μm pour certains cas de perçage orbital. En revanche, pour le diamètre de perçage 9,53 mm, une différence significative de profondeur de matériau affectée est observée entre les deux procédés de perçage. La profondeur de matériau affectée identifiée est de l'ordre de 40 μm pour le perçage axial alors qu'elle semble très faible pour le procédé de perçage orbital (inférieure à 5 μm). Par ailleurs, la nanodureté de la proche sous-surface du trou, pour le cas du perçage axial, semble être très élevée puisque la première colonne d'indents réalisée a généré de très petites empreintes irrégulières (Figure 3-23) à partir desquelles les valeurs de nanodureté n'ont pas pu être calculées (du fait d'une allure de courbe Effort-Déplacement non exploitable).

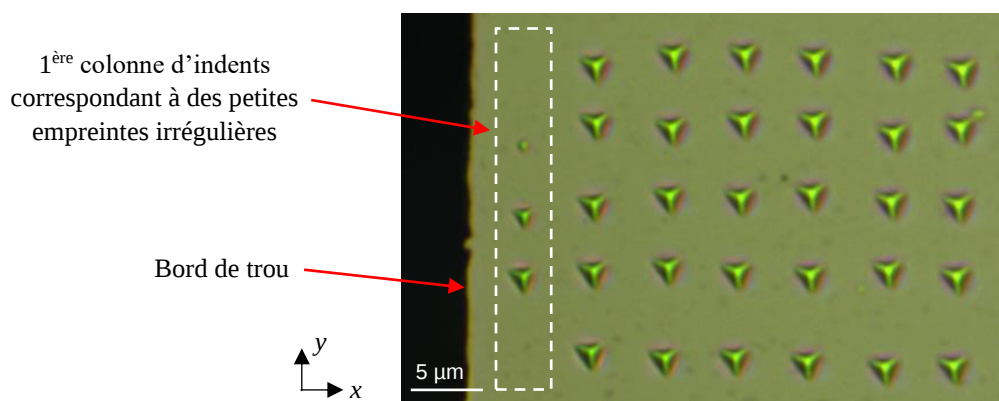


Figure 3-23 : Petites empreintes irrégulières obtenues en proche sous-surface du trou à l'issue des essais de nanoindentation pour le cas du perçage axial de diamètre 9,53 mm

Ainsi, les résultats de nanodureté mettent en évidence la finesse de la couche de matière affectée en sous-surface du trou à l'issue de l'opération de perçage et valident les prédictions obtenues à l'aide du modèle numérique macroscopique (établi pour un perçage axial de diamètre 9,53 mm). De plus, ces résultats sont en accord avec les résultats de microdureté. La dureté du matériau en bord de trou semble donc être un facteur ayant une influence majeure sur la tenue en fatigue d'une pièce percée en AA2024-T351, l'augmentation de la dureté ayant une influence positive.

Une variation de dureté d'un matériau à l'issue d'une opération d'usinage peut être associée à plusieurs phénomènes. Elle peut être due à :

- des modifications microstructurales induites par les sollicitations mécaniques (écrouissage)
- des modifications microstructurales induites par les sollicitations thermiques (transformation de phase, adoucissement, durcissement par précipitation)
- une recristallisation dynamique induite par les sollicitations thermomécaniques
- une variation de l'état de contraintes résiduelles, pour le cas de la nanodureté

Afin d'expliquer l'origine des différences de dureté des trous percés observées entre les différentes configurations de perçage et de mieux appréhender les liens entre le procédé d'usinage et l'intégrité de surface, ces différents aspects ont été investigués. Les résultats de ces études sont présentés dans les parties suivantes.

3.4.2 Etude des modifications microstructurales induites par les sollicitations mécaniques

- Micrographies optiques

Afin d'analyser les éventuelles modifications microstructurales générées par les sollicitations mécaniques au cours de l'opération de perçage, des observations au microscope optique ont été réalisées dans un premier temps. Ces observations ont été menées sur les mêmes échantillons que ceux utilisés pour les essais de nanoindentation. Ainsi, la section observée est celle à mi-épaisseur de l'éprouvette de fatigue dans le plan (x;y) (Figure 3-20) et la surface a été préparée par polissage mécanique avec une finition effectuée avec une suspension OP-S. De plus, une attaque chimique a été réalisée afin de révéler la microstructure des échantillons : ceux-ci ont été immergés dans un réactif Keller pendant 45 s. Les micrographies ainsi obtenues pour les trous percés avec les procédés axial et orbital au diamètre de perçage 9,53 mm sont présentées en Figure 3-24.

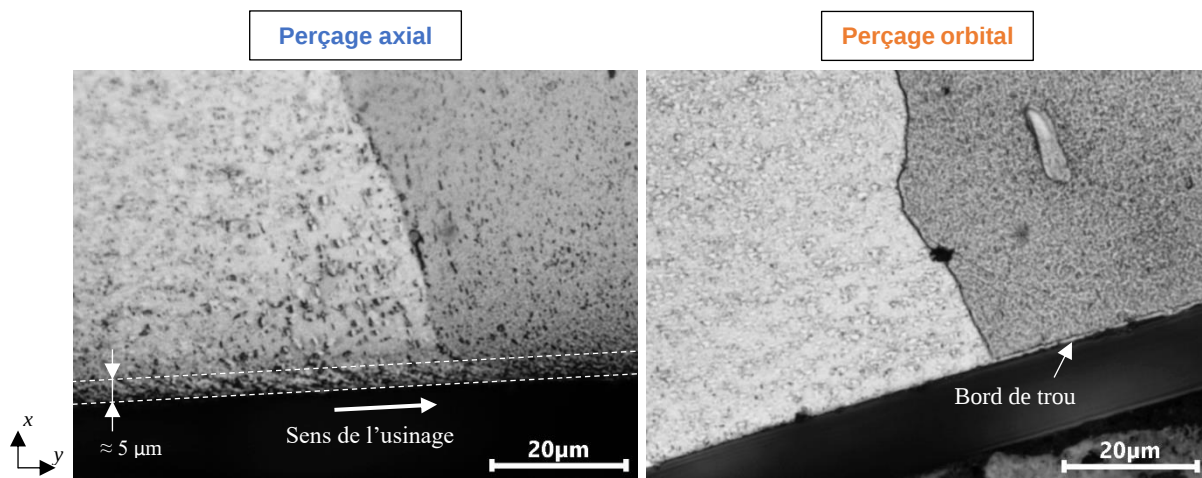


Figure 3-24 : Micrographies optiques : état de la microstructure en bord de trou pour le cas du diamètre de perçage 9,53 mm (grossissement x500)

La micrographie de l'échantillon percé avec le procédé axial révèle une déformation des grains dans le sens de l'usinage en bord de trou alors que la micrographie de l'échantillon obtenu par perçage orbital ne montre aucune déformation des grains en bord de trou à l'échelle d'observation (grossissement x500). De plus, pour le cas du perçage axial, une couche de matière en sous-surface, de faible profondeur ($\approx 5 \mu\text{m}$), présentant un aspect différent de celui observé plus loin du bord de trou et non observée pour le cas du perçage orbital, est constatée. Celle-ci peut expliquer les difficultés rencontrées lors de l'évaluation de la dureté par nanoindentation en proche sous-surface du trou (obtention de petites empreintes irrégulières) pour cette configuration de perçage.

Ainsi, ces premières micrographies optiques, menées pour le diamètre de perçage 9,53 mm, montrent, à travers l'observation de la déformation des grains, un impact du chargement mécanique sur l'état métallurgique du matériau en bord de trou bien plus important pour le cas du perçage axial que le cas du perçage orbital. Cela peut expliquer les résultats de dureté obtenus. Afin d'analyser de manière plus précise cet impact du chargement mécanique sur le matériau en bord de trou, des observations complémentaires ont été réalisées à l'aide de la technique de diffraction des électrons rétrodiffusés.

- Analyses MEB-EBSD

La technique de diffraction des électrons rétrodiffusés a été employée pour évaluer l'état d'écrouissage du matériau en bord de trou. Cette technique paraît adaptée à notre étude puisqu'elle permet une étude à une échelle relativement fine en comparaison de la technique des rayons X, visant à analyser la largeur du pic de diffraction, qui met, elle, en œuvre une taille de faisceau de rayons X très grande devant la profondeur de matériau affectée.

Deux marqueurs de plasticité ont été analysés : l'indice de qualité du diagramme de diffraction (IQ : Image Quality) et la désorientation vis-à-vis d'un point de référence (GROD : Grain Reference Orientation Deviation). L'indice de qualité d'un pixel représente l'intensité moyenne des bandes de Kikuchi par rapport au bruit de fond du cliché de diffraction. Cet indice est codé en niveau de gris, lorsqu'il évolue du noir vers le blanc, la qualité du diagramme de diffraction s'améliore. Les diagrammes de diffraction étant sensible aux imperfections locales du cristal, dont les zones de forte déformation plastique associées à une densité de dislocations élevée, les cartographies de l'IQ permettent de visualiser l'état de la microstructure. Plus le niveau de noir est important, plus l'écrouissage du matériau est important. Le GROD d'un pixel représente lui sa désorientation par rapport à un point de référence, qui dans cette étude est l'orientation moyenne du grain. Il existe une relation linéaire entre ce critère et le niveau de déformation plastique (Kamaya et al., 2005). Ainsi, les cartographies de GROD permettent également de visualiser l'état de la microstructure. Plus le niveau de désorientation est important, plus l'écrouissage du matériau est important.

Les sections qui ont été observées par MEB-EBSD sont les mêmes que celles analysées par nanoindentation et microscopie optique (section à mi-épaisseur de l'éprouvette de fatigue dans le plan (x;y)). Elles ont été préparées à l'aide d'un polisseur ionique (CP : Cross section Polisher). Ce moyen, qui vise à retirer une fine couche de matériau à l'aide d'un faisceau d'ions, permet d'éviter les artefacts de polissage. Afin de permettre cette préparation de surface, un petit échantillon a été découpé à partir d'une éprouvette de fatigue et le trou percé a été comblé avec une laque carbone (Figure 3-25).

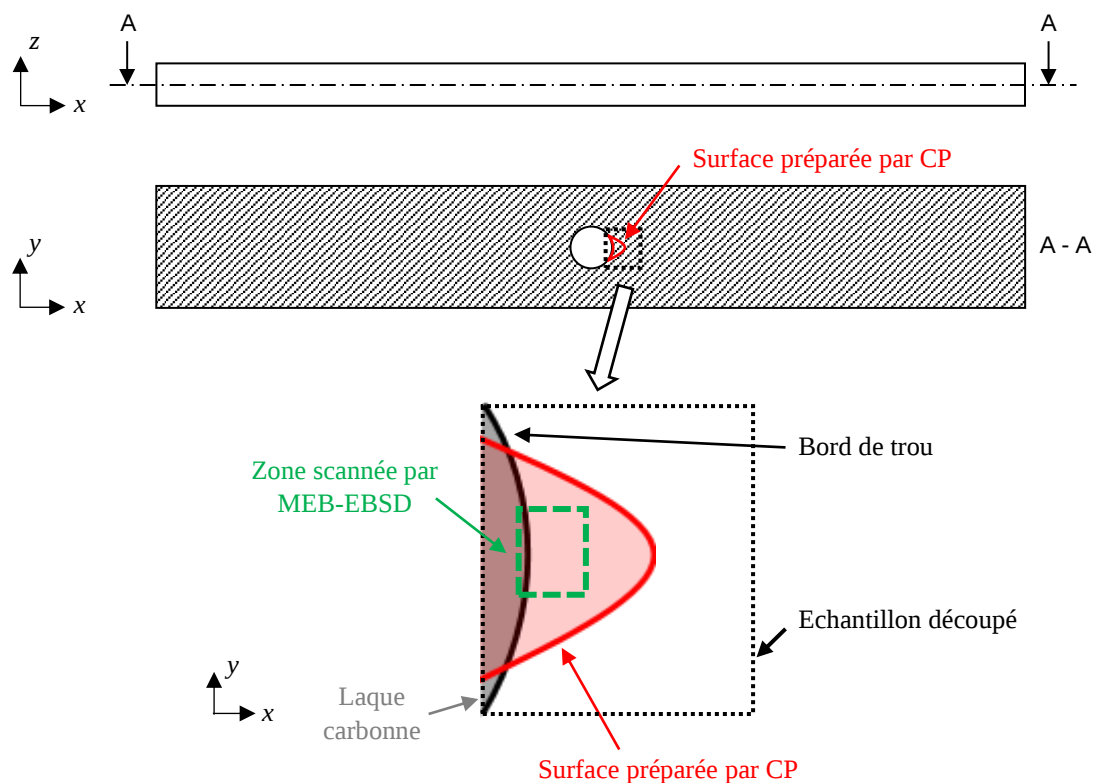


Figure 3-25 : Configuration des analyses MEB-EBSD

3.4 Caractérisation expérimentale des aspects métallurgiques de l'intégrité de surface

Les observations MEB-EBSD ont été réalisées avec un microscope électronique à balayage Feg Jeol JSM 7100 F équipé d'un détecteur Oxford Instruments Nordlys Nano (Centre de microcaractérisation Raimond Castaing, CNRS UMS 3623, Toulouse, France). Pour les observations, l'échantillon a été incliné de 70° par rapport au faisceau incident (inclinaison conventionnelle utilisée pour les analyses MEB-EBSD), et une tension de 20 kV a été utilisée. Une région de $600 \times 200 \mu\text{m}$ a été scannée en bord de trou avec un pas de $0,5 \mu\text{m}$. Le post-traitement des données EBSD a été effectué avec la suite logicielle commerciale Oxford Channel 5.

Les observations MEB-EBSD ont été menées pour les procédés de perçage axial et orbital, pour les éprouvettes d'épaisseur 6,35 mm percées au diamètre 6,35 mm (pour lesquelles aucune différence de tenue en fatigue n'est observée entre les deux procédés de perçage) et pour les éprouvettes d'épaisseur 10 mm percées au diamètre 9,53 mm (pour lesquelles une différence significative de durée de vie en fatigue est notée entre les deux procédés). Les cartographies IQ et cartographies GROD obtenues sont présentées respectivement en Figure 3-26 et en Figure 3-27.

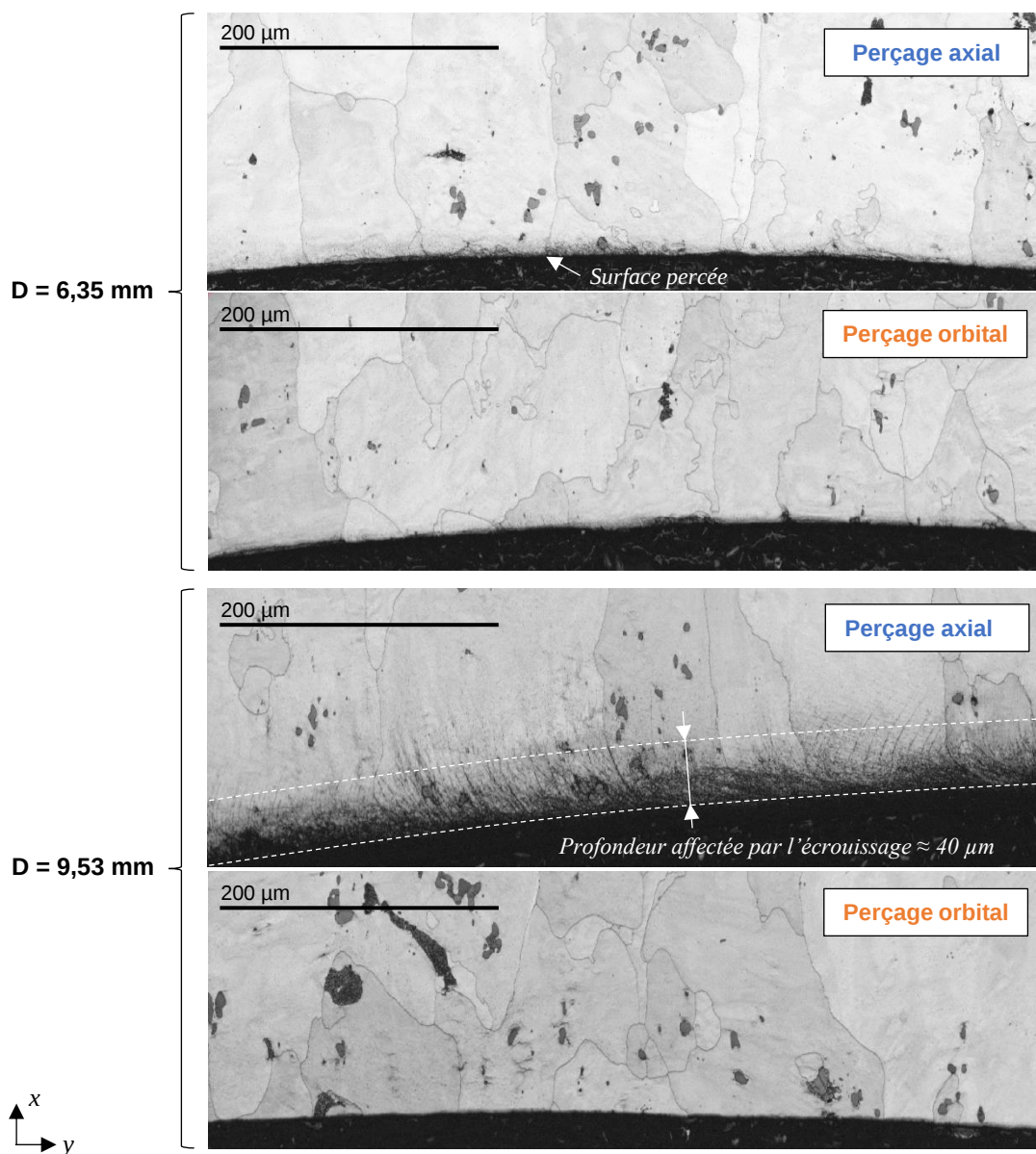


Figure 3-26 : Cartographies IQ obtenues par analyse MEB-EBSD (grossissement x300)

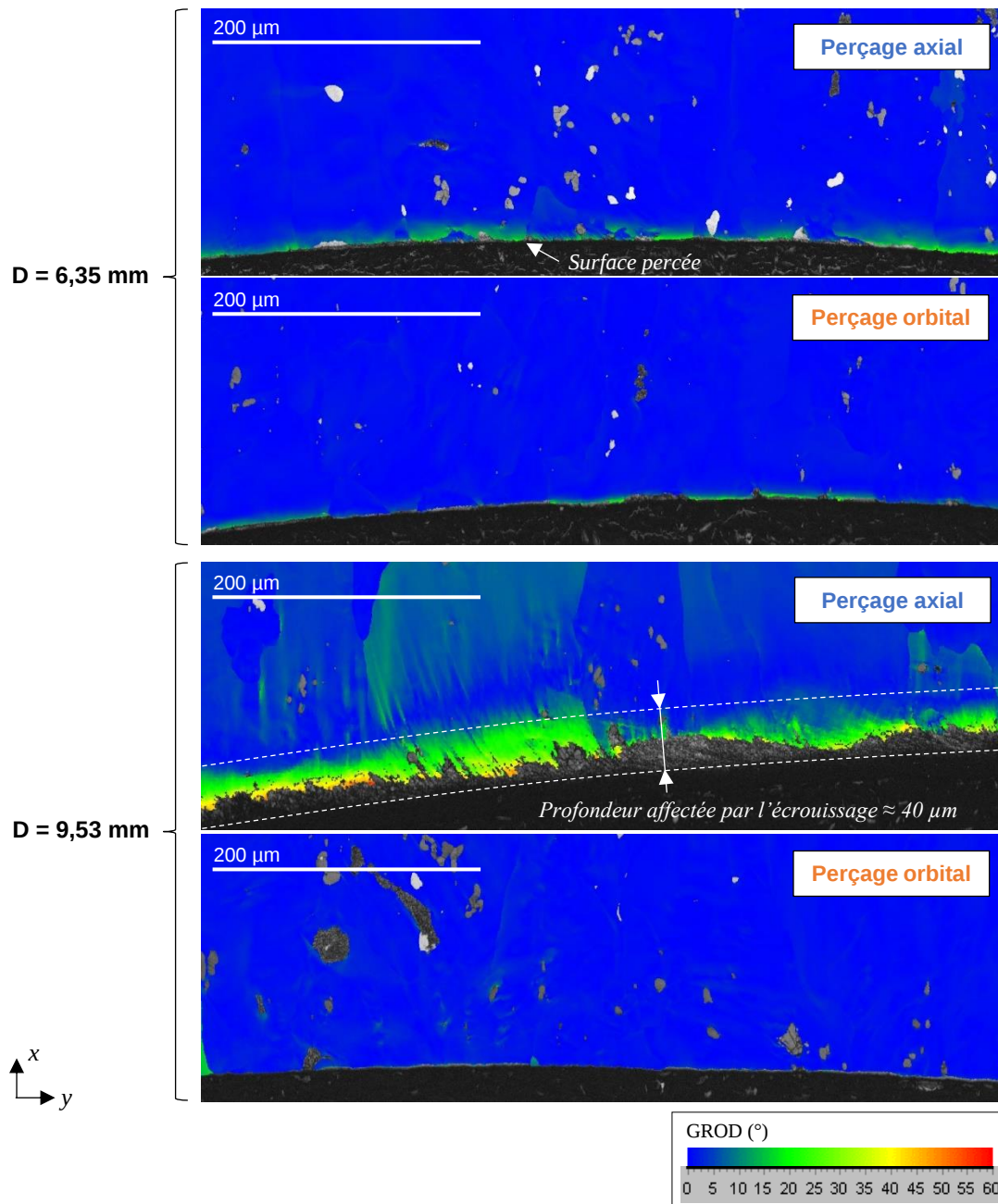


Figure 3-27 : Cartographies GROD obtenues par analyse MEB-EBSD (grossissement x300)

Les cartographies IQ et GROD obtenues pour le procédé de perçage axial au diamètre de perçage 9,53 mm montrent un état d'écrouissage important du matériau en bord de trou. La profondeur moyenne du matériau affectée est d'environ 40 μm et celle-ci varie légèrement en fonction des grains. En revanche, quasiment aucun écrouissage, ou sur une très faible profondeur de matériau, n'est constaté pour les autres configurations de perçage.

De plus, pour la configuration de perçage axial au diamètre 9,53 mm, une fine couche de matière en proche sous-surface, correspondant à un indice de qualité très faible et sur laquelle l'indexation n'a pas pu être menée à bien et les niveaux de GROD n'ont pas pu être calculés, est observée. La profondeur de cette couche de matière est encore plus faible que celle affectée par l'écrouissage. Cette couche doit correspondre à un état de déformation plastique très important associé à la présence de structures de dislocations très denses. Par ailleurs, la question de la présence de très petits grains équiaxes au niveau de cette couche de matière, pouvant avoir été formés par recristallisation dynamique, peut se poser

(Figure 3-28). Afin de valider cette hypothèse, des analyses MEB-EBSD complémentaires mériteraient d'être menées sur une aire plus petite et avec un pas plus fin. Ainsi, la fine couche de matière ($\approx 5 \mu\text{m}$) présentant un aspect et un comportement mécanique différents de celui du matériau plus loin du trou, identifiée par microscopie optique et par nanoindentation, pour le cas du perçage axial au diamètre 9,53 mm, pourrait correspondre à une couche de matière constituée de très petits grains équiaxes formés par recristallisation dynamique.

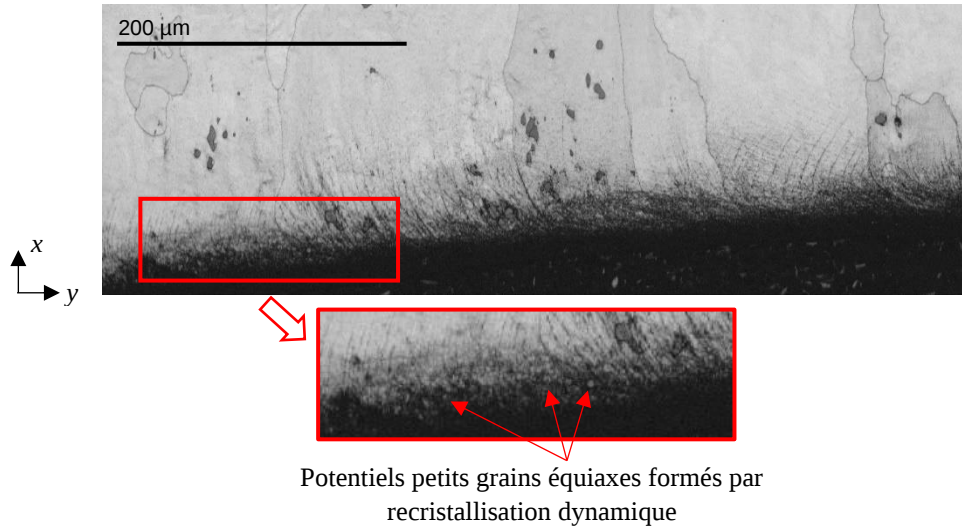


Figure 3-28 : Possible formation de petits grains équiaxes en proche sous-surface du trou par recristallisation dynamique pour le cas du perçage axial au diamètre 9,53 mm

Ainsi, les résultats de l'analyse MEB-EBSD expliquent les résultats de microdureté et nanodureté. L'augmentation de la dureté du trou observée pour le cas du perçage axial au diamètre 9,53 mm semble être due majoritairement à un état d'écrouissage important du matériau en bord de trou. Cela est soutenu par le fait que les profondeurs identifiées comme étant affectées par une variation de dureté et par un écrouissage sont les mêmes. L'écrouissage du matériau en bord de trou est lié à des sollicitations mécaniques sévères mises en jeu au cours du perçage.

Les sollicitations thermiques mises en jeu au cours d'une opération d'usinage peuvent, elles aussi, avoir une influence sur la dureté du matériau. Ces aspects sont analysés dans la partie suivante.

3.4.3 Etude des modifications microstructurales induites par les sollicitations thermiques

L'augmentation de la dureté d'un matériau à l'issue d'une opération d'usinage peut aussi être générée par d'autres phénomènes induits par les sollicitations thermiques (transformation de phases ou durcissement par précipitation).

Pour le cas des opérations de perçage étudiées (perçage de l'AA2024-T351), les niveaux de température de la pièce percée atteints au cours de l'usinage (Figure 2-10) sont très modestes devant la température de fusion du matériau (502°C). Une modification de l'état métallurgique du matériau en sous-surface du trou percé par transformations de phases ne paraît donc pas possible.

En revanche, le matériau étudié étant un alliage à durcissement structural, les températures modérées mises en jeu au cours du perçage pourraient générer un éventuel durcissement du matériau en bord de trou par précipitation. Cet aspect a été investigué à l'aide d'observations MEB, menées en analyse des électrons rétrodiffusés (BSE : Back-Scatter Electron), avec un MEB Feg Jeol JSM 7100 F. Ces observations ont été réalisées sur les mêmes échantillons que ceux préparés pour l'analyse EBSD

(section à mi-épaisseur de l'éprouvette de fatigue, préparation de surface à l'aide d'un polisseur ionique), avec une tension de 10 kV.

En premier lieu, l'état de précipitation initial du matériau avant perçage a été observé (Figure 3-29). Celui-ci montre des précipités orientés suivant la direction du laminage (x).

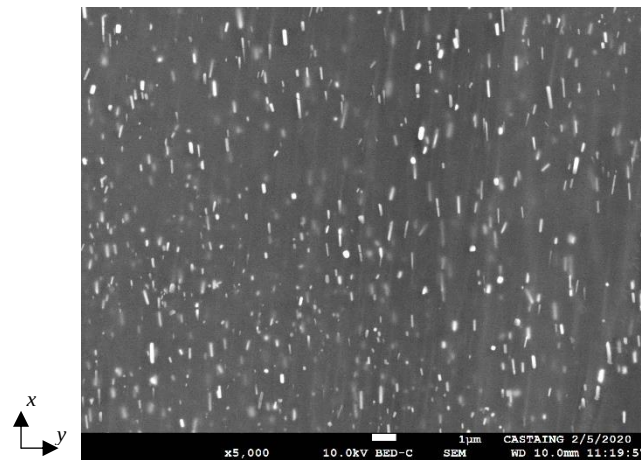


Figure 3-29 : Observation MEB-BSE de l'état de précipitation initial du matériau (grossissement x5000)

Des observations ont ensuite été menées afin d'analyser l'état de précipitation du matériau en bord de trou pour des trous percés avec les procédés axial et orbital au diamètre 9,53 mm. Celles-ci sont présentées en Figure 3-30. Une désorientation des précipités, suivant la direction de la coupe, est observée en sous-surface du trou percé pour les deux procédés de perçage. La profondeur de matériau affectée par cette désorientation correspond à la profondeur affectée par un écrouissage identifiée avec l'analyse EBSD. La désorientation des précipités reflète ainsi l'état de déformation plastique du matériau. En revanche, aucun écart significatif de densité ou de taille des précipités, qui pourrait refléter un durcissement par précipitation, n'est observé.

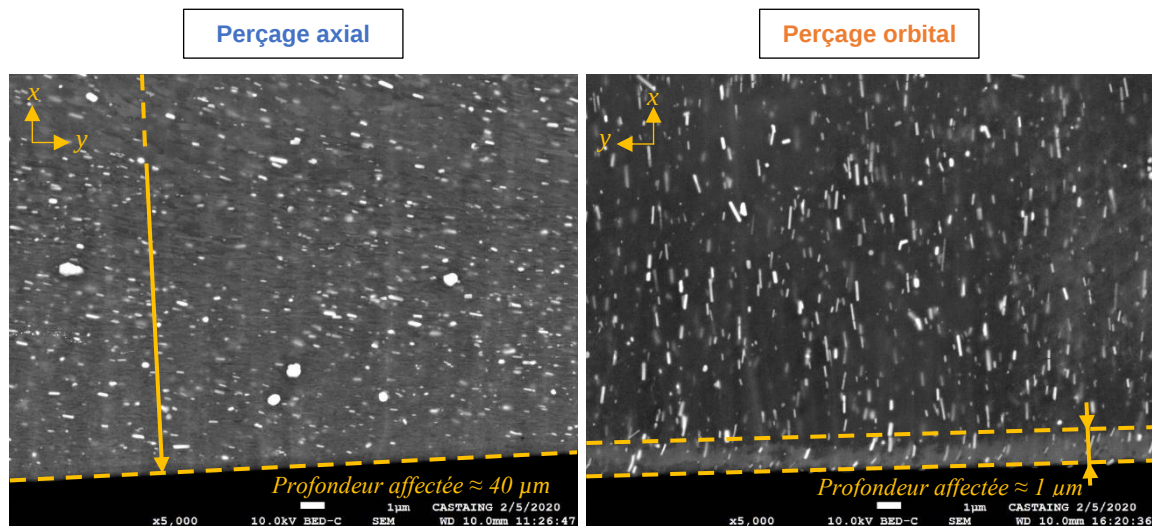


Figure 3-30 : Observations MEB-BSE de l'état de précipitation du matériau en bord de trou pour le diamètre de perçage 9,53 mm (grossissement x5000)

Ainsi, pour le cas du perçage de l'AA2024-T351, les aspects métallurgiques de l'intégrité de surface sont pilotés essentiellement par les sollicitations mécaniques. Les sollicitations thermiques ont un impact négligeable sur l'état du matériau en sous-surface du trou. Les différences de dureté de trous percés en AA2024-T351, avec des configurations de perçage industrielles optimales, sont dues essentiellement à

3.5 Caractérisation expérimentale des aspects mécaniques de l'intégrité de surface - Mise en place d'une nouvelle méthode d'analyse des contraintes résiduelles

des différences d'état de déformation plastique du matériau en sous-surface du trou. L'augmentation du niveau d'écrouissage du matériau en bord de trou est associée à une augmentation de la durée de vie en fatigue de la pièce percée.

Au-delà des aspects métallurgiques, les sollicitations mécaniques mises en jeu au cours du perçage sont aussi susceptibles d'avoir un impact sur l'état de contraintes résiduelles de la pièce percée. En effet, d'après Qi et al. (Qi et al., 2014), la déformation plastique pilote la nature et l'intensité des contraintes résiduelles demeurant dans une pièce. Cet aspect de l'intégrité de surface est donc étudié dans la partie suivante.

3.5 Caractérisation expérimentale des aspects mécaniques de l'intégrité de surface - Mise en place d'une nouvelle méthode d'analyse des contraintes résiduelles

3.5.1 Présentation de la nouvelle méthode d'analyse HOCT

L'étude préliminaire de caractérisation de l'intégrité de surface a montré la limite des méthodes d'analyse usuelles des contraintes résiduelles (DRX, trou incrémental), liée notamment à la faible profondeur de matériau affectée en bord de trou. Ainsi, une nouvelle méthode d'analyse des contraintes résiduelles, adaptée pour la caractérisation de l'état de contraintes des pièces percées en alliages d'aluminium, nommée « Hole Opening Comparative Technique » (HOCT), a été mise en place.

Cette nouvelle méthode est basée sur la méthode du découpage (splitting method) qui est une méthode mécanique couramment employée pour l'évaluation des contraintes résiduelles présentes dans les tubes à parois minces. La méthode du découpage consiste à réaliser une découpe profonde dans le tube et à analyser de manière qualitative l'état de contraintes résiduelles à travers l'observation de l'ouverture ou de la fermeture du matériau adjacent à la découpe. Selon le type de découpe réalisée dans la pièce, cette méthode permet d'évaluer les contraintes axiales ou circonférentielles (Figure 3-31).

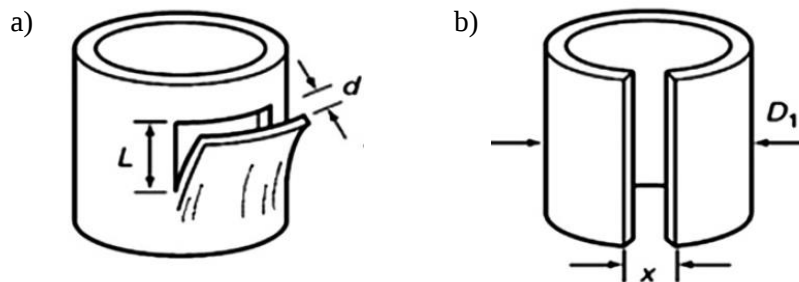


Figure 3-31 : Méthode du découpage appliquée pour l'analyse de l'état de contraintes résiduelles de tubes à parois minces : découpe pour l'évaluation des contraintes axiales (a) et circonférentielles (b) (Rossini et al., 2012)

D'après le modèle numérique macroscopique, pour le cas du perçage de l'AA2024-T351, les contraintes résiduelles générées dans la pièce sont essentiellement des contraintes circonférentielles et axiales, les contraintes radiales étant négligeables. Par ailleurs, les modes de rupture des éprouvettes de fatigue observés correspondant à la propagation de fissures selon la section nette de l'éprouvette, les contraintes résiduelles axiales sont supposées comme ayant une influence négligeable sur la tenue en fatigue en comparaison aux contraintes circonférentielles. La méthode HOCT porte ainsi uniquement sur la caractérisation de ces dernières. Pour cela, elle reprend le principe de découpe profonde de la pièce suivant la hauteur du cylindre (Figure 3-31-b) de la méthode du découpage.

Cependant, si la méthode du découpage est très adaptée à l'évaluation de l'état de contraintes résiduelles de pièces à parois minces, elle ne s'applique pas aux pièces massives, ce qui est le cas des pièces à caractériser dans cette étude (éprouvettes de fatigue percées). De plus, il n'est pas envisageable

de réaliser des perçages dans des tubes à parois minces car les effets de bord seraient susceptibles de conduire à un état de contraintes résiduelles différent de celui obtenu dans les éprouvettes de fatigue. Ainsi, un certain volume de matière doit être conservé autour des perçages afin de s'affranchir de tout effet de bord. Des tests préliminaires ont été effectués en considérant le volume global des pièces étudiées et en réalisant une découpe directement sur les éprouvettes de fatigue suivant la moitié de leur section nette (Annexe G). Cependant, les déformées de l'éprouvette mesurées se sont révélées très faibles voire non détectables avec le moyen de mesure utilisé (profilomètre optique ALICONA Infinite Focus). Afin de mesurer une déformée de l'éprouvette plus importante, la nouvelle méthode HOCT propose de réaliser une série de plusieurs perçages relativement rapprochés dans une même éprouvette, puis de réaliser une découpe profonde au niveau de chacun d'entre eux (Figure 3-32). Cela permet d'obtenir un effet d'addition des contraintes résiduelles. Toutefois, une certaine distance est considérée entre les perçages et les bords libres ainsi qu'entre les perçages eux même afin de ne pas introduire de perturbations de l'état de contraintes dues aux effets de bord. Une distance de 2 mm est considérée entre les surfaces percées et une distance de 1 mm est prise en compte entre les surfaces percées et les bords libres de l'éprouvettes (Figure 3-32). Au vu de la profondeur de matériau affectée identifiée avec le modèle numérique et la caractérisation des aspects métallurgiques de l'intégrité de surface, ces distances sont considérées comme suffisantes pour s'affranchir des effets de bord.

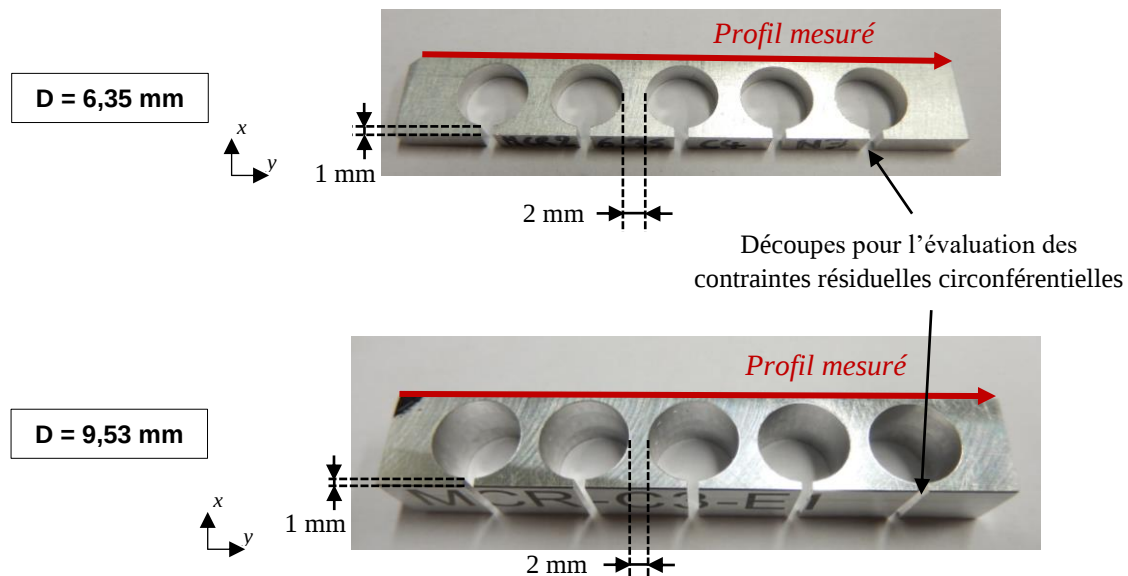


Figure 3-32 : Eprouvettes pour l'analyse de contraintes résiduelles avec la méthode HOCT

Ainsi, la nouvelle technique HOCT permet de mener des analyses qualitatives de l'état de contraintes résiduelles de pièces percées en alliages d'aluminium. Plus la déformée de l'éprouvette relevée après découpes est importante, plus les niveaux de contraintes résiduelles de la pièce sont importants. C'est une technique relativement simple et rapide à mettre en place pour comparer le niveau de contraintes résiduelles de plusieurs pièces. En revanche, l'interprétation quantitative des niveaux de contraintes résiduelles n'est pas possible à partir de la simple analyse de la déformée de la pièce avant et après découpes. Ceux-ci pourraient, néanmoins, être étudiés, par méthode inverse, à l'aide d'un modèle numérique.

3.5.2 Caractérisation de l'état de contraintes résiduelles avec la méthode HOCT

La méthode HOCT a été utilisée pour comparer l'état de contraintes résiduelles généré dans une pièce par les procédés de perçage axial et orbital pour les deux diamètres de perçage étudiés. Des éprouvettes d'épaisseur 3 mm et 10 mm ont été considérées respectivement pour les diamètres 6,35 mm

3.5 Caractérisation expérimentale des aspects mécaniques de l'intégrité de surface - Mise en place d'une nouvelle méthode d'analyse des contraintes résiduelles

et 9,53 mm. Cinq perçages rapprochés ont été usinés dans ces éprouvettes (Figure 3-32). Les découpes ont été réalisées à l'aide d'une fraise de diamètre 1,2 mm avec une lubrification externe. La déformée de l'éprouvette a été évaluée, avant et après découpes, à travers la mesure d'un profil de forme à l'aide d'un profilomètre optique ALICONA Infinite Focus. Le profil mesuré est orienté suivant la direction longitudinale de l'éprouvette et est situé à mi-épaisseur de celle-ci du côté opposé aux découpes (Figure 3-32). La répétabilité de la déformée de l'éprouvette obtenue après découpes a été étudiée pour le cas du perçage axial de diamètre 6,35 mm et les résultats ont montré une répétabilité très correcte (Figure 3-33).

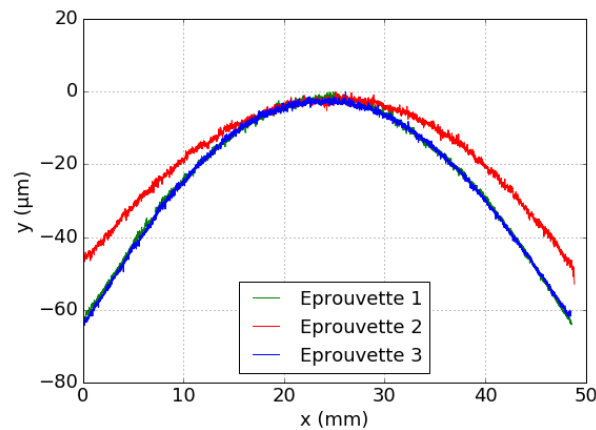


Figure 3-33 : Répétabilité des mesures de déformées de l'éprouvette obtenue avec la méthode HOCT pour le cas du perçage axial au diamètre 6,35 mm

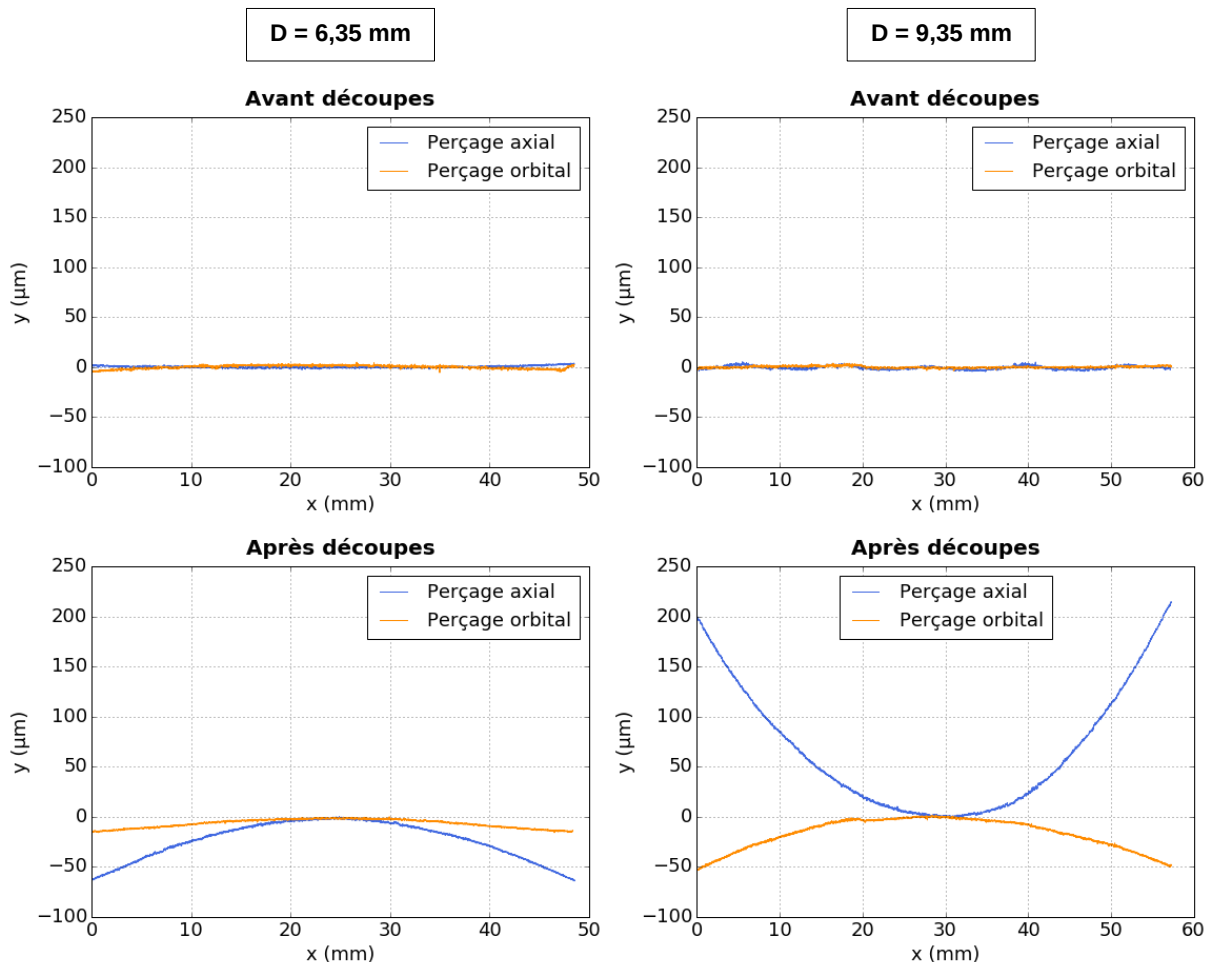


Figure 3-34 : Déformées des éprouvettes obtenues avec la méthode HOCT

Les résultats de déformée des éprouvettes obtenues avec la méthode HOCT, pour les configurations de perçage étudiées, sont présentés en Figure 3-34. Ils montrent une déformée très importante pour le cas du perçage axial au diamètre 9,53 mm en comparaison aux autres configurations de perçage. Cela signifie que cette configuration de perçage introduit un état de contraintes résiduelles dans la pièce percée largement plus intense que celui généré avec les autres configurations. De plus, la forme du profil mesuré avec cette configuration est concave alors que les profils mesurés pour les autres configurations sont convexes. Une étude numérique, menée en parallèle de la caractérisation expérimentale, a montré que les contraintes de traction génèrent une « fermeture du matériau » autour du trou après découpe, soit une allure convexe du profil mesuré, et que les contraintes de compression génèrent une « ouverture du matériau » autour du trou après découpe, soit une allure convexe du profil mesuré (Figure 3-35). Ainsi, le perçage axial au diamètre 9,53 mm génère des contraintes résiduelles de nature compressives alors que les autres configurations de perçage génèrent des contraintes résiduelles de traction.

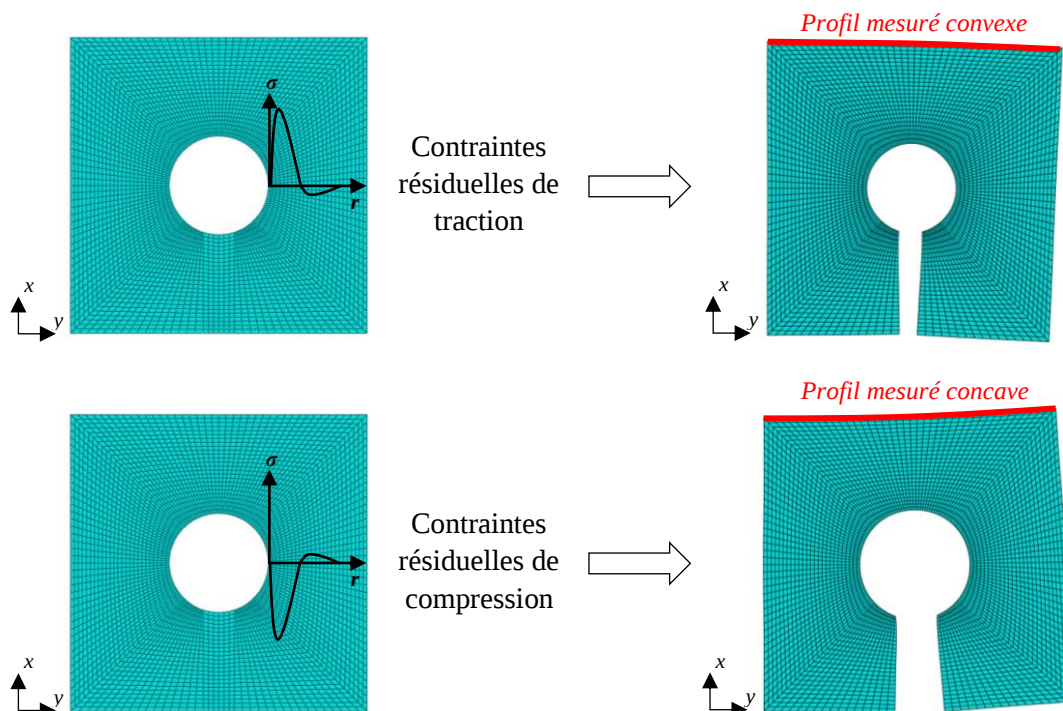


Figure 3-35 : Allure du profil de forme de l'éprouvette mesuré avec la méthode HOCT en fonction de la nature des contraintes résiduelles

Ces résultats montrent donc une corrélation entre l'état de contraintes du matériau en bord de trou et la tenue en fatigue de la pièce percée. L'augmentation de la durée de vie en fatigue des éprouvettes percées avec la technique axiale au diamètre 9,53 mm peut aussi être due à la présence d'importants champs de contraintes résiduelles circonférentielles compressives. En effet, celles-ci ayant tendance à fermer les fissures initiées, elles peuvent retarder la propagation de fissure. Par ailleurs, pour le diamètre de perçage 6,35 mm, les déformées des éprouvettes observées pour les procédés de perçage et axial montrent un niveau de contrainte de traction plus faible dans le cas du perçage orbital. Cela peut donc également expliquer la sensible meilleure tenue en fatigue des éprouvettes obtenues par perçage orbital observée pour ce diamètre, les contraintes de traction ayant, elles, tendance à ouvrir les fissures initiées.

Ainsi, ces résultats montrent que, pour un même procédé de perçage, des états de contraintes résiduelles très différents peuvent être générés dans la pièce percée (diamètre de perçage 9,53 mm). Cela met donc en évidence l'influence majeure de l'outil et/ou des conditions de coupe utilisés sur l'intégrité de surface du trou percé.

3.5 Caractérisation expérimentale des aspects mécaniques de l'intégrité de surface - Mise en place d'une nouvelle méthode d'analyse des contraintes résiduelles

Les résultats obtenus avec la technique HOCT révèlent aussi une corrélation entre l'état de contraintes résiduelles du matériau en bord de trou et son état de déformation plastique. La configuration de perçage ayant généré l'état d'écrouissage en bord de trou le plus important est celle ayant généré aussi les niveaux de contraintes résiduelles les plus importants. En effet, un chargement mécanique sévère appliqué sur une surface usinée génère simultanément de fortes déformations plastiques et de fortes contraintes résiduelles et l'état de contrainte du matériau en sous-surface demeure dans la pièce après la coupe grâce à la présence de déformations plastiques en surface. Ainsi, il semble difficile de découpler l'influence de ces deux aspects de l'intégrité de surface sur la tenue en fatigue.

3.6 Corrélation entre intégrité de surface et tenue en fatigue

La campagne de caractérisation de l'intégrité de surface des trous percés en AA2024-T351, menée pour des configurations de perçage optimales selon l'usage industriel, révèle l'influence négligeable des aspects topologiques sur la tenue en fatigue et l'impact significatif des aspects internes de l'intégrité de surface sur le comportement en fatigue de la pièce percée.

Pour l'ensemble des configurations de perçage, les niveaux de rugosité des trous percés évalués se montrent relativement faibles et ne révèlent pas d'état dégradé des surfaces percées. En effet, les valeurs de R_a mesurées sont bien inférieures à la spécification aéronautique. Il semble donc qu'en dessous d'un certain niveau limite de rugosité, qui pourrait être de l'ordre de la spécification, la rugosité du trou percé a un impact négligeable sur le comportement en fatigue. Cela s'explique par le diagramme établi par Kitagawa (Kitagawa, 1976) qui représente l'évolution de la limite de fatigue en fonction de la taille de défaut ou de fissure (Figure 3-36). Ce diagramme fait apparaître deux comportements en fatigue distincts. Dans le premier domaine, pour de faibles tailles de défaut, le matériau se comporte comme un matériau sain et l'amorçage de fissure est piloté par l'état de la microstructure du matériau. Dans le deuxième domaine, au-delà d'une taille critique de défaut, la résistance à la fatigue diminue avec l'augmentation de la taille du défaut et l'amorçage de fissure est dû à la présence d'une concentration de contrainte. Les états de surface des trous percés, étudiés dans cette campagne, semblent donc se situer dans le premier domaine du diagramme de Kitagawa. Cela explique la prédominance de l'influence des aspects internes de l'intégrité de surface sur la tenue en fatigue.

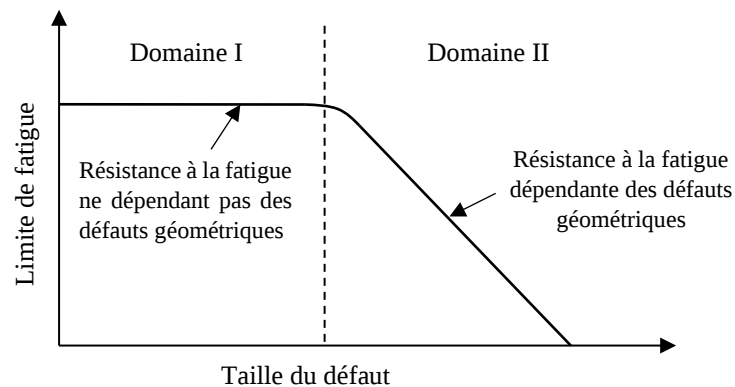


Figure 3-36 : Représentation schématique du diagramme de Kitagawa

La caractérisation des aspects internes de l'intégrité de surface révèle une corrélation forte entre la dureté du matériau en sous-surface du trou percé, son état de contraintes résiduelles et la tenue en fatigue de la pièce percée. L'augmentation de la dureté du trou percé induit une augmentation franche de la tenue en fatigue de la pièce. L'étude métallographique menée montre que, pour le cas du perçage de l'AA2024-T351, l'augmentation de la dureté est due à la génération d'une couche de matière fortement écrouie. Celle-ci participe au gain sur la durée de vie en fatigue à travers l'augmentation de la résistance à la déformation plastique du matériau en bord de trou, ce qui ralentit la génération de dommages en fatigue dans cette zone et qui retarde donc l'apparition de fissure. Un niveau de dureté important du

matériau en sous-surface est accompagné de champs de contraintes résiduelles importants qui peuvent eux aussi avoir un impact sur la tenue en fatigue, les contraintes résiduelles compressives retardant la propagation des fissures. Ces deux aspects de l'intégrité de surface ne peuvent être dissociés l'un de l'autre et il semble difficile de pouvoir étudier l'influence d'un seul de ces aspects sur la tenue en fatigue. Les études qui ont été menées à ce propos dans la littérature considèrent un polissage chimique du trou percé. Cependant, l'utilisation d'un tel procédé est susceptible de retirer simultanément les modifications topologique, métallurgique et mécanique, induites par le procédé de perçage, au niveau du matériau en sous-surface du trou, au vu des faibles profondeurs de matériau affectées par ces aspects.

Afin de pouvoir évaluer la tenue en fatigue des structures aéronautiques de manière pratique sans avoir recours à des campagnes d'essais de fatigue chronophages, il serait intéressant d'identifier une caractéristique d'intégrité de surface, relativement simple à évaluer, comme indicateur de résistance à la fatigue. La corrélation entre la microdureté des trous percés et la durée de vie en fatigue de la pièce a été démontrée dans ce chapitre. La mesure de cette caractéristique d'intégrité de surface est relativement accessible : elle peut s'effectuer sans préparation de surface, le temps d'essai est très court et le coût du moyen d'essai est modéré. Ainsi, la microdureté pourrait être identifiée comme indicateur de résistance à la fatigue pour les pièces en AA2024-T351 percées avec des configurations de perçage industrielles optimales. La corrélation entre le niveau de contraintes résiduelles et la durée de vie en fatigue de la pièce a également été démontrée. Une technique très simple d'analyse des contraintes résiduelles a été développée dans ces travaux, la technique HOCT. Une caractérisation très simple est alors envisageable, à partir du niveau de déformation de l'éprouvette en le comparant à celui d'éprouvettes de référence. Pour accéder plus finement au niveau des contraintes résiduelles, le développement d'un modèle numérique basé sur une identification par méthode inverse est également envisagé. Cette technique pourrait donc également être utilisée industriellement pour définir un indicateur de tenue à la fatigue pour les pièces percées.

3.7 Synthèse

Dans ce chapitre, les résultats d'une campagne d'essais visant à caractériser l'ensemble des aspects de l'intégrité de surface (aspects topologiques, mécaniques et métallurgiques) des trous percés, obtenus avec les configurations de perçage étudiées au Chapitre 2, ont été présentés.

La caractérisation des aspects topologiques, menée à travers l'évaluation d'un large ensemble de paramètres de rugosité d'amplitude et de paramètres de rugosité de portance, montre des niveaux de rugosité des surfaces percées relativement faibles par rapport à la spécification aéronautique et ne révèle pas d'état de surface dégradé pour aucune des configurations de perçage. Les résultats obtenus montrent une influence négligeable de la rugosité des trous percés sur la tenue en fatigue de la pièce. Seul le facteur d'asymétrie pourrait avoir un éventuel impact sur la tenue en fatigue. Cependant, les mesures de ce facteur présentant une grande incertitude, pour une même configuration de perçage, et n'étant pas forcément associée à une grande incertitude des résultats de fatigue, l'influence de ce paramètre paraît modérée. L'influence minimale de la rugosité des surfaces percées sur la durée de vie en fatigue est expliquée par les faibles valeurs de rugosité mesurées qui induisent un comportement en fatigue correspondant au premier domaine du diagramme de Kitagawa. Cela souligne l'importance de la spécification aéronautique.

Alors que les aspects topologiques de l'intégrité de surface ont pu être évalués avec des moyens de caractérisation usuels, les essais préliminaires d'évaluation des aspects internes menés avec les moyens d'analyses usuels (DRX, trou incrémental, etc ...) ont, eux, montré leurs limites, liées notamment à la faible profondeur de matériau en sous-surface affectée à l'issue de l'opération de perçage. Ainsi, avant de mener une caractérisation approfondie des aspects internes de l'intégrité de surface, une étude numérique a été réalisée afin de préciser l'ordre de grandeur de la zone d'intérêt pour les essais de caractérisation. Pour cela, un modèle numérique macroscopique considérant un chargement équivalent, identifié à partir de mesures expérimentales et appliqué de façon mobile sur la surface usinée de la pièce

finie, a été développé. Celui-ci a permis de prédire une profondeur de matériau en bord de trou affectée de l'ordre de quelques dizaines de microns, soit une profondeur bien plus faible que celle évaluée par certains auteurs de la littérature. Cette étude a aussi permis de montrer l'influence négligeable des effets thermiques, mis en jeu au cours du perçage d'alliages d'aluminium, sur les aspects d'intégrité de surface prédits par le modèle développé (contraintes résiduelles et déformation plastique), dans les conditions étudiées qui sont représentatives des usages industriels usuels. Enfin, les résultats de l'étude numérique ont révélé la limite de cette stratégie de simulation, ne prenant pas en compte l'endommagement du matériau et l'enlèvement de matière, pour la simulation de l'usinage des alliages d'aluminium qui mettent en jeu des niveaux de déformations plastiques très élevés.

La caractérisation des aspects métallurgiques de l'intégrité de surface s'est portée, dans un premier temps, sur l'évaluation de la dureté des trous percés. Celle-ci a été d'abord évaluée à travers des mesures de microdureté, effectuées directement sur la surface percée, puis à travers des mesures de nanodureté, effectuées par nanoindentation sur le matériau en sous-surface du trou, avec une échelle définie à l'aide des prédictions obtenues avec le modèle numérique. Les résultats obtenus révèlent l'influence majeure, positive, de la dureté du matériau en bord de trou sur la tenue en fatigue de la pièce percée. Des essais de caractérisation complémentaires ont ensuite été effectués afin d'expliquer l'origine des différences de niveau dureté observées en fonction des configurations de perçage. L'état de déformation plastique du matériau en sous-surface a été analysé mais aussi les aspects microstructuraux pouvant être affectés par les sollicitations thermiques, dont l'état de précipitation, puisque ces aspects n'étaient pas pris en compte dans le modèle numérique. Les résultats obtenus montrent que l'état de dureté des surfaces percées en AA2024-T351 est piloté essentiellement par l'état d'écrouissage du matériau qui est généré par les sollicitations mécaniques et que les sollicitations thermiques n'ont pas d'impact sur l'état de la microstructure. L'augmentation de la tenue en fatigue induite par l'augmentation de la dureté du matériau en bord de trou s'explique ainsi par l'augmentation de la résistance à la déformation plastique du matériau en bord de trou, qui ralentit l'apparition de dommages en fatigue.

Afin de caractériser les aspects mécaniques de l'intégrité de surface, soit les contraintes résiduelles, une nouvelle méthode d'analyse, la méthode « Hole Opening Comparative Technique », a été mise en place, les méthodes usuelles ne permettant pas cette caractérisation du fait de la faible profondeur de matériau affectée en sous-surface du trou percé. Cette nouvelle technique est une méthode mécanique basée sur la méthode du découpage (splitting method). Elle consiste à réaliser plusieurs perçages rapprochés dans une pièce, puis à réaliser des découpes profondes afin « d'ouvrir » les trous percés et de libérer les champs de contraintes résiduelles et, enfin, à interpréter l'état de contrainte de la pièce percée, de manière qualitative, à partir de la déformation globale de la pièce obtenue. La réalisation d'une série de perçage proches permet d'additionner les effets des contraintes résiduelles et d'obtenir une déformée globale de la pièce lisible après découpes. Les résultats obtenus avec la méthode HOCT valident l'utilisation de cette méthode pour la caractérisation de l'état de contraintes résiduelles de pièces percées en alliages d'aluminium. De plus, ils montrent une corrélation entre l'état de contraintes résiduelles, le niveau de dureté et la tenue en fatigue de la pièce percée. Un niveau de dureté du matériau en bord de trou élevé est associé à un état de contraintes résiduelles important. En effet, les chargements mécaniques sévères génèrent les deux aspects à la fois et l'état de contraintes résiduelles demeure dans la pièce à l'issue du perçage grâce aux déformations plastiques de surface. Pour les configurations de perçage étudiées, l'augmentation de la dureté du matériau en bord de trou, générée par écrouissage, induit des contraintes résiduelles de compression importantes. Celles-ci contribuent également au gain sur la durée de vie en fatigue de la pièce percée à travers un phénomène de « fermeture » des fissures initiées.

L'ensemble de ces observations valident également le modèle numérique mis en place, à travers les résultats de simulation numérique obtenus, ainsi que l'hypothèse d'effet négligeable des sollicitations thermiques.

Ainsi, la tenue en fatigue de pièces percées en AA2024-T351, avec des configurations de perçage industrielles, est pilotée essentiellement par les aspects internes de l'intégrité de surface et les aspects topologiques ont une influence négligeable tant que la rugosité reste faible. Les aspects internes de l'intégrité de surface sont pilotés par les sollicitations mécaniques mises en jeu au cours du perçage et les sollicitations thermiques ont une influence négligeable. Dans le but de pouvoir optimiser la tenue en fatigue des structures aéronautiques, le lien entre les paramètres du procédé de perçage et l'intégrité de surface du trou percé doit être appréhendé afin de pouvoir déterminer les paramètres de perçage générant à la fois un état de surface n'ayant pas d'impact sur la tenue en fatigue et un état d'écrouissage optimal. Ce lien est investigué dans le chapitre suivant.

Chapitre 4. Impact de l'opération de perçage sur l'intégrité de surface du trou percé

SOMMAIRE

4.1	Objectifs.....	118
4.2	Paramétrage de la coupe latérale en goujure mise en jeu au cours du perçage.....	118
4.3	Analyse de l'impact potentiel des paramètres de l'opération de perçage, dans le cadre de cette étude	119
4.3.1	Analyse des paramètres de coupe	119
4.3.2	Analyse des paramètres géométriques	120
4.4	Etude numérique de l'impact de l'opération de perçage sur l'intégrité de surface	122
4.4.1	Objectifs et stratégie de simulation.....	122
4.4.2	Modèle éléments finis.....	123
4.4.3	Validation du modèle.....	129
4.4.4	Modèle de référence	130
4.4.5	Exploitation du modèle pour l'étude des paramètres de perçage identifiés comme ayant un impact potentiel sur l'intégrité de surface dans cette étude	132
4.4.6	Exploitation du modèle pour l'étude de l'impact des autres paramètres de perçage sur l'intégrité de surface	136
4.5	Corrélation entre les paramètres de l'opération de perçage et l'intégrité de surface	143
4.6	Synthèse	144

4.1 Objectifs

Ce chapitre vise à étudier l'influence des paramètres de l'opération de perçage (paramètres géométriques de l'outil et paramètres de coupe) sur les aspects de l'intégrité de surface ayant été identifiés comme ayant un impact significatif sur la tenue en fatigue au cours du Chapitre 3 (i.e. déformations plastiques et contraintes résiduelles). Cela doit permettre d'expliquer les différences d'intégrité de surface des trous percés constatées au Chapitre 3 et d'être capable d'optimiser la tenue en fatigue des pièces percées à travers une optimisation de l'opération de perçage. La coupe en perçage, spécialement au niveau de la surface générée, est très complexe. Pour simplifier l'étude, il est considéré dans ces travaux que l'intégrité de surface obtenue est uniquement liée à la coupe latérale (coupe en goujure), que ce soit en perçage axial ou orbital. A partir de cette considération, les corrélations potentielles entre les paramètres de l'opération de perçage et les résultats d'intégrité de surface présentés au Chapitre 3 sont investiguées. Par ailleurs, afin d'étudier l'impact des paramètres d'une opération de perçage sur l'intégrité de surface de façon plus approfondie, un modèle éléments finis simulant la coupe latérale en goujure mise en jeu au cours du perçage est développé. Celui-ci permet d'étudier de larges plages de valeurs pour les paramètres de l'opération de perçage et d'analyser de façon précise l'impact de ceux-ci sur l'état d'écrouissage et de contraintes résiduelles du matériau en sous-surface du trou, qui est complexe à évaluer expérimentalement.

Les paramètres décrivant l'opération de coupe latérale mise en jeu au niveau des goujures de l'outil au cours d'une opération de perçage sont définis dans une première partie de ce chapitre. Les liens potentiels entre ces paramètres et l'intégrité de surface du trou percé, dans le cas de cette étude, sont ensuite étudiés dans une deuxième partie. Afin de compléter les résultats de cette analyse, une troisième partie présente l'étude numérique menée afin d'étudier l'impact de l'opération de perçage sur l'intégrité de surface de façon plus approfondie. Enfin, les corrélations entre les paramètres de l'opération de perçage et l'intégrité de surface du trou percé, retenues à l'issue de ces études, sont synthétisées dans une quatrième partie.

4.2 Paramétrage de la coupe latérale en goujure mise en jeu au cours du perçage

En perçage axial comme en perçage orbital, la partie latérale de l'outil est supposée, dans ces travaux, avoir une influence prépondérante sur l'intégrité de surface du trou percé devant celle du bout de l'outil car c'est elle qui finit l'opération d'enlèvement de matière à ce niveau-là. Cette partie, qui comprend les listels et les goujures, génère un enlèvement de matière sur une petite hauteur des listels, suivant l'axe de l'outil, au-dessus des becs, correspondant à l'avance axiale par tour et par dent. Cet enlèvement de matière peut être assimilé à une opération de coupe orthogonale avec un angle de dépouille nul du fait du contact listel/paroi du trou (Figure 4-1). Cette opération de coupe met en jeu trois zones de cisaillement de la matière : la zone de cisaillement primaire (ZCP), la zone de cisaillement secondaire (ZCS) et la zone de cisaillement tertiaire (ZCT) (Figure 4-1).

La géométrie de l'outil associée à cet enlèvement de matière peut ainsi être décrite à l'aide des paramètres suivants : l'angle de coupe en goujure (γ), le rayon d'acuité latéral (r) et la largeur de listel (l_{listel}) (Figure 4-1). Concernant les paramètres de coupe, toujours en faisant l'approximation d'une coupe orthogonale, l'enlèvement de matière latéral mis en jeu au cours du perçage peut être caractérisé à l'aide des paramètres suivants : la vitesse de coupe (V_c), l'avance radiale à la dent (f_r) (Figure 4-1) et l'avance axiale par tour et par dent du perçage ($f_{a,z}$) qui représente la profondeur de passe de l'enlèvement de matière latéral.

Ainsi, l'étude de l'impact de l'opération de perçage présentée dans ce chapitre se focalise sur la caractérisation de la coupe latérale mise en jeu au niveau des goujures de l'outil et sur l'étude de l'influence des paramètres géométriques et opératoires définis dans cette partie.

4.3 Analyse de l'impact potentiel des paramètres de l'opération de perçage, dans le cadre de cette étude

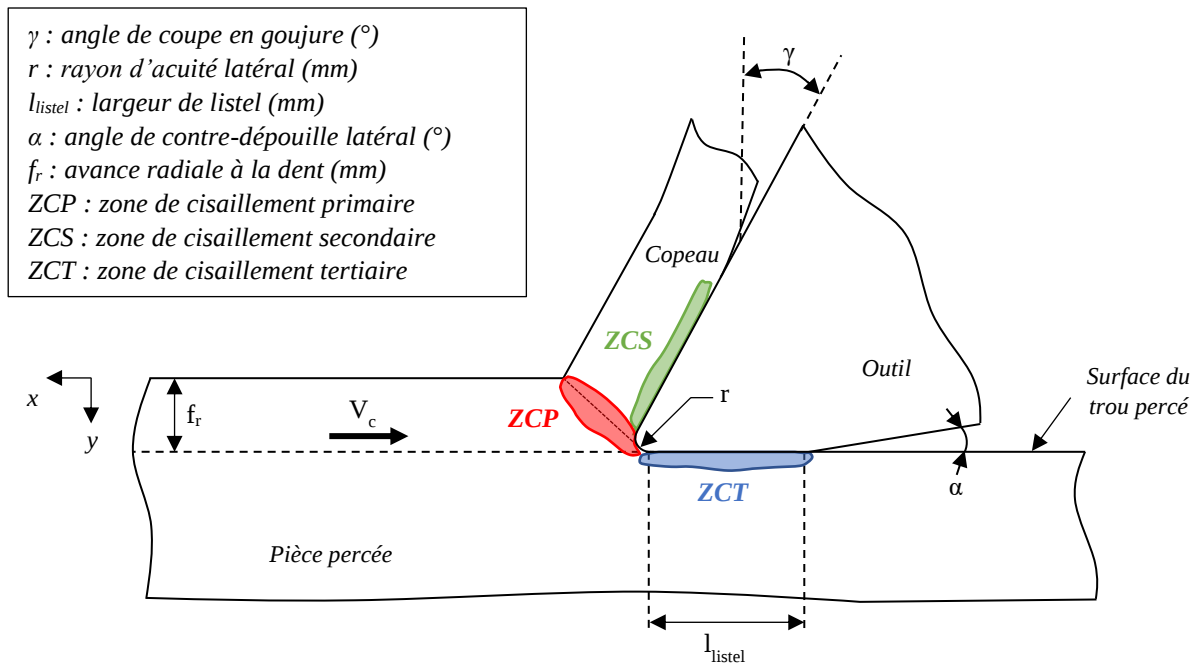


Figure 4-1 : Représentation de l'enlèvement de matière mis en jeu au niveau des goujures en perçage, pouvant être assimilé à une opération de coupe orthogonale

4.3 Analyse de l'impact potentiel des paramètres de l'opération de perçage, dans le cadre de cette étude

Les paramètres associés à la coupe latérale des opérations de perçage considérées dans cette étude ont été analysés de manière approfondie afin d'identifier d'éventuels éléments d'explication des différences de l'intégrité de surface des trous percés observées au Chapitre 3.

4.3.1 Analyse des paramètres de coupe

Les valeurs des avances axiales par tour et par dent du perçage (représentant la profondeur de passe de l'enlèvement de matière latéral, assimilé à une opération de coupe orthogonale) employées dans le cadre de cette étude sont les mêmes pour les deux diamètres de perçage pour un même procédé de perçage ($f_{a,z} = 50 \mu\text{m}$ pour le perçage axial et $f_{a,z} = 0,4 \mu\text{m}$ pour le perçage orbital). Ainsi, des écarts identiques d'avance axiale par tour et par dent sont considérés entre les procédés de perçage axial et orbital pour les deux diamètres. Ce paramètre ne peut donc pas expliquer les différences d'impact du procédé de perçage sur l'intégrité de surface des trous percés observées en fonction du diamètre de perçage.

De la même manière, pour l'avance radiale à la dent, il semble que des écarts similaires de valeurs soient considérés entre les procédés de perçage axial et orbital pour les deux diamètres de perçage étudiés. En effet, même si les valeurs de ce paramètre employées semblent complexes à quantifier, notamment pour le cas du perçage axial, elles sont très faibles en perçage orbital par rapport au perçage axial et peuvent être considérées comme similaires entre les deux diamètres pour un même procédé de perçage. Ainsi, ce paramètre n'explique pas, non plus, les différences d'influence du procédé de perçage sur l'intégrité de surface en fonction du diamètre de perçage.

Concernant l'impact de la vitesse de coupe, un écart plus important de valeur est considéré entre les procédés de perçage axial et orbital pour le diamètre 9,53 mm que pour le diamètre 6,35 mm (diamètre 6,35 mm : $V_c = 180 \text{ m/min}$ pour le perçage axial et $V_c = 610 \text{ m/min}$ pour le perçage orbital ; diamètre 9,53 mm : $V_c = 120 \text{ m/min}$ pour le perçage axial et $V_c = 1005 \text{ m/min}$ pour le perçage orbital). Ainsi, ce paramètre opératoire pourrait avoir une influence potentielle sur l'intégrité de surface du trou percé et

pourrait expliquer les différences d'intégrité de surface observées pour le diamètre de perçage 9,53 mm et non observées pour le diamètre 6,35 mm.

4.3.2 Analyse des paramètres géométriques

L'ensemble des paramètres géométriques de l'outil associés à l'enlèvement de matière latéral ont été évalués à l'aide du système de mesure 3D optique ALICONA Infinite Focus (Figure 4-2-a). Pour cela, l'ensemble des dents des outils ont été reconstruites en 3D. Puis, des valeurs moyennes des paramètres géométriques (angle de coupe en goujure, rayon d'acuité latéral et largeur des listels) ont été déterminées à partir de séries de mesures effectuées sur chacune des dents de l'outil, au niveau de la portion de listel responsable de l'enlèvement de matière latéral (ou au plus proche pour le cas du perçage orbital). Pour mener à bien ces mesures, la reconstruction 3D des dents de l'outil a été coupée par des plans perpendiculaires à l'axe de l'outil (Figure 4-2-b) afin d'obtenir des profils de dent correspondant à celui représenté en Figure 4-1.

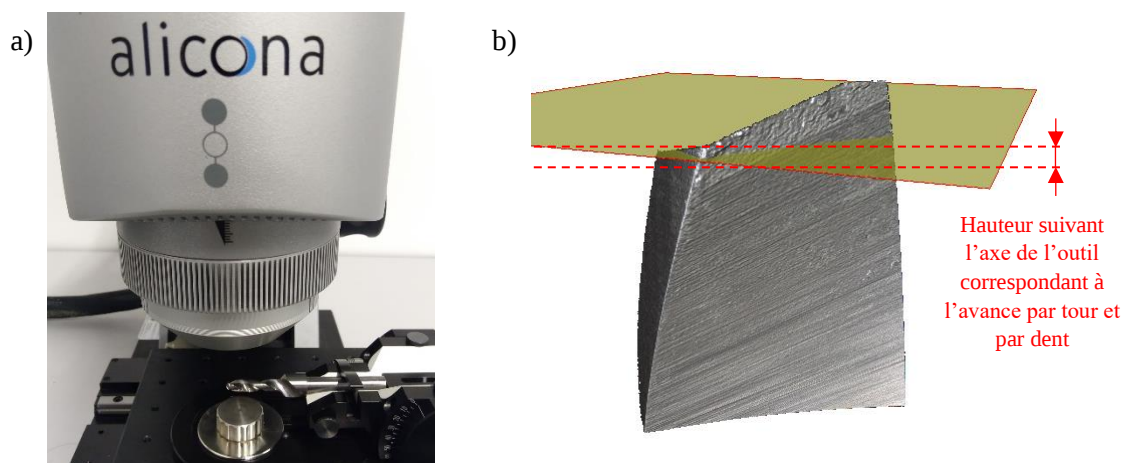


Figure 4-2 : Mesure des caractéristiques géométriques de la partie latérale des outils à l'Alicona (a) et exemple de reconstruction 3D d'une dent d'un outil (perçage axial au diamètre 6,35 mm) et d'un plan de coupe pour l'évaluation du profil de la dent (b)

Les valeurs moyennes mesurées des paramètres géométriques de l'outil associés à la coupe latérale sont présentées en Figure 4-3. Les résultats de rayon d'acuité et d'angle de coupe présentent une incertitude importante. Celle-ci peut être expliquée par l'usure de l'outil au niveau des profils de dents mesurés, ceux-ci étant situés au niveau de la portion de listel responsable de l'enlèvement de matière latéral (ou au plus proche).

Les mesures du rayon d'acuité et de la largeur de listel ne montrent pas de corrélation avec les résultats d'intégrité de surface des trous percés. En effet, des écarts similaires de valeurs sont observés entre les deux procédés de perçage pour les deux diamètres étudiés (rayon d'acuité) ou un écart plus faible de valeur est constaté pour le diamètre 9,53 mm que pour le diamètre 6,35 mm (largeur de listel), alors que les résultats d'intégrité de surface étaient similaires pour le diamètre 6,35 mm et présentaient des différences significatives pour le diamètre 9,53 mm.

Les mesures de l'angle de coupe en goujure pourraient révéler, en revanche, une corrélation entre ce paramètre géométrique et l'intégrité de surface du trou percé. En effet, l'écart significatif d'angle de coupe en goujure entre les deux procédés de perçage constaté pour le diamètre de perçage 9,53 mm, et non observé pour le diamètre 6,35 mm, pourrait expliquer les différences d'intégrité de surface observées pour le premier diamètre de perçage (Figure 3-19, Figure 3-27, Figure 3-34). L'emploi d'un angle de coupe en goujure négatif, certainement lié à une usure de l'outil, pourrait expliquer la génération d'un état de déformation plastique et de contraintes résiduelles important du matériau en sous-surface du trou.

4.3 Analyse de l'impact potentiel des paramètres de l'opération de perçage, dans le cadre de cette étude

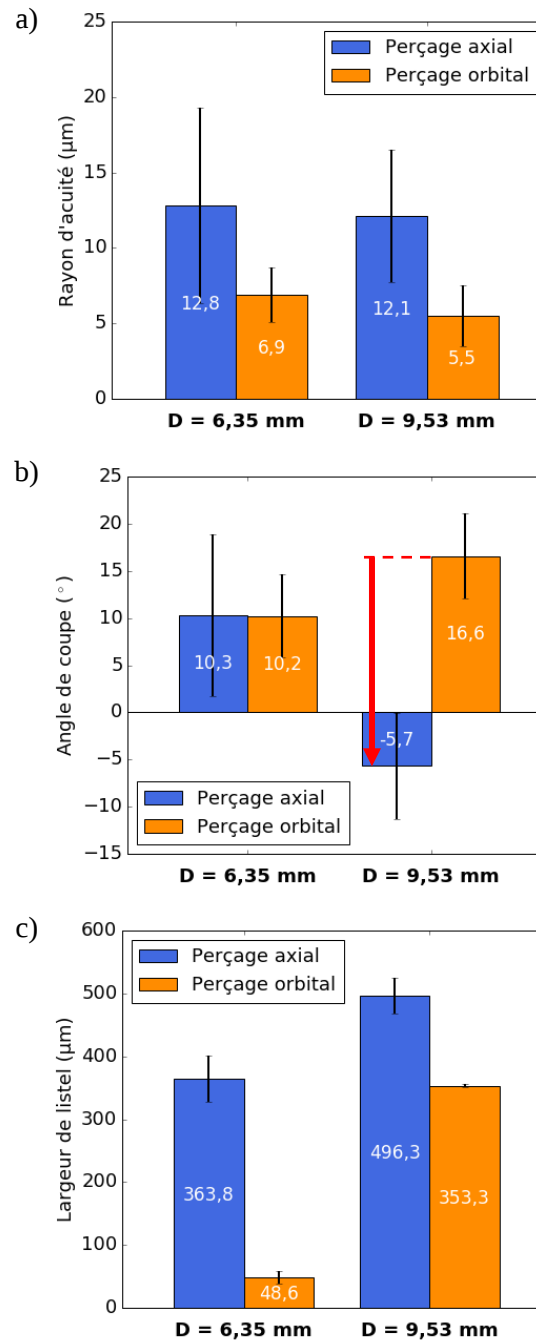


Figure 4-3 : Mesures des caractéristiques géométriques de la partie latérale des dents des outils utilisés : rayon d'acuité (a), angle de coupe (b) et largeur de listel (c)

Ainsi, d'après l'analyse des paramètres associés à la coupe latérale, des opérations de perçage considérées dans cette étude, les paramètres potentiels pouvant expliquer les différences d'intégrité de surface constatées au Chapitre 3 sont la vitesse de coupe et l'angle de coupe en goujure. Cependant, il n'est pas possible de juger de l'influence de ces deux paramètres de façon indépendante, à partir des configurations de perçage considérées dans cette étude.

L'enlèvement de matière latéral mis en jeu au cours du perçage est défini par un ensemble de paramètres géométriques et opératoires. Il semble difficile de pouvoir mener une campagne d'essais de perçage afin d'étudier l'impact de chacun des paramètres géométriques de l'outil de façon indépendante. En effet, cela impliquerait la fabrication d'outils très spécifiques. En revanche, une campagne d'essais de coupe orthogonale pourrait être mise en place plus aisément afin d'étudier l'impact de certains

paramètres de l'opération d'enlèvement de matière sur l'intégrité de surface. En effet, l'usinage d'outils de coupe orthogonale est bien plus accessible. Une telle campagne est ainsi envisagée en perspectives de ce travail.

Toutefois, en parallèle d'une étude expérimentale, la réalisation d'une étude numérique serait aussi très intéressante afin d'appréhender les liens entre les paramètres de l'opération de perçage et l'intégrité de surface. Un modèle numérique de coupe permettrait d'étudier relativement aisément l'influence de chacun des paramètres définissant l'enlèvement de matière latéral sur l'intégrité de surface du trou percé. De plus, un tel modèle permettrait une étude approfondie puisque l'état de contraintes résiduelles du matériau en sous-surface, complexe à évaluer expérimentalement, pourrait être extrait des résultats. Une étude complémentaire de l'analyse menée dans cette partie a ainsi été menée à l'aide d'un modèle numérique simulant l'enlèvement de matière. Celle-ci est présentée dans la partie suivante.

4.4 Etude numérique de l'impact de l'opération de perçage sur l'intégrité de surface

4.4.1 Objectifs et stratégie de simulation

Le modèle numérique présenté dans cette partie vise à simuler la coupe latérale mise en jeu niveau des goujures, au cours du perçage, qui est susceptible d'avoir une influence prépondérante sur l'intégrité de surface du trou percé. Il doit permettre l'étude de l'impact des paramètres de l'opération de perçage associés à la coupe latérale (présentés en partie 4.2) sur les aspects de l'intégrité de surface identifiés comme ayant un impact significatif sur la tenue en fatigue, soient les déformations plastiques et les contraintes résiduelles. De plus, il doit permettre d'étudier l'influence de chacun de ces paramètres de façon indépendante et de considérer de larges plages de valeur pour chacun des paramètres.

Afin de pouvoir analyser l'impact des paramètres géométriques de l'outil sur l'intégrité de surface, la stratégie de simulation consistant à modéliser l'enlèvement de matière paraît très judicieuse. Cependant, la modélisation 3D de l'enlèvement de matière global mis en jeu au cours du perçage ne paraît pas nécessaire ici puisque l'étude se focalise sur l'impact de la coupe latérale en goujure qui peut être assimilée à une opération de coupe orthogonale (Figure 4-1). Ainsi, le modèle numérique se limite à la simulation de cette opération de coupe et un modèle 2D est développé.

Comme vu au Chapitre 1, la littérature est riche de modèles 2D de coupe orthogonale. Atlati (Atlati, 2012) a développé un tel modèle pour le cas de l'usinage de l'AA2024-T351 avec un outil en carbure de tungstène dans le cadre de sa thèse portant sur les échanges thermiques à l'interface outil/copeau. Ainsi, ce modèle est repris et adapté dans cette étude afin de disposer d'un modèle permettant d'étudier l'impact de la configuration de coupe sur l'intégrité de surface.

Avec la stratégie de simulation adoptée par Atlati (Atlati, 2012), la formation du copeau est basée sur la suppression d'une bande d'éléments dans la zone de passage de la pointe de l'outil. Pour cela, la pièce est partitionnée en plusieurs zones associées à des comportements matériau différents (Figure 4-4). Cette stratégie de simulation est reprise dans le modèle développé.

Atlati (Atlati, 2012) s'intéressant aux échanges thermiques à l'interface outil/copeau, il développe un modèle thermomécanique. Cependant, en première approche, l'hypothèse de l'impact négligeable des effets thermiques sur l'intégrité de surface est faite dans cette étude et un modèle uniquement mécanique est développé afin de limiter le temps de calcul. Cette première hypothèse de travail est confortée par le fait que les champs de température vus par la pièce au cours du perçage sont relativement modestes (Partie 2.3.3).

Enfin, l'objectif du modèle étant l'étude de l'impact de la configuration de coupe sur l'intégrité de surface, les phénomènes mécaniques mis en jeu au niveau de la zone de cisaillement tertiaire (ZCT) doivent être intégrés au mieux dans le modèle. Dans le modèle développé par Atlati (Atlati, 2012), la pointe de l'outil semble être centrée sur la bande d'éléments supprimée permettant la modélisation de la

séparation de la matière et ne semble donc pas entrer en contact avec les éléments modélisant la surface usinée finale. De plus, ces éléments appartiennent à une « Part » associée à un comportement matériau sans endommagement. L'impact du frottement de la pointe de l'outil sur la surface usinée au niveau de la ZCT ne semble donc pas être pris en compte dans ce modèle. C'est pourquoi, celui-ci sera adapté afin d'intégrer au mieux ce phénomène dans notre modèle.

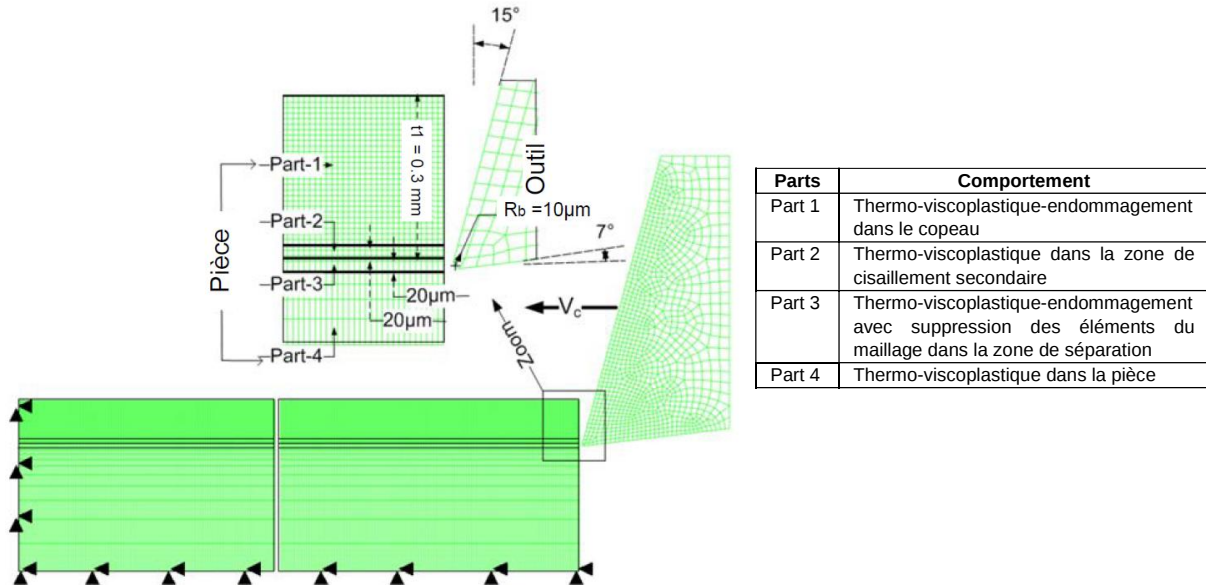


Figure 4-4 : Stratégie de simulation utilisée par Atlati (Atlati, 2012) dans ses travaux sur les échanges thermiques à l'interface outil-copeau appliqués à l'usinage de l'AA2024-T351

4.4.2 Modèle éléments finis

De la même manière que Atlati (Atlati, 2012), le modèle est développé sous Abaqus/Explicit qui utilise un solveur basé sur une intégration temporelle explicite. Cela est justifié par le fait que le temps d'usinage simulé est relativement court puisqu'une seule passe de l'outil est modélisée et cela permet d'étudier l'influence de la vitesse de coupe.

- Comportement du matériau

Le matériau de l'outil modélisé est le carbure tungstène qui est le matériau utilisé pour l'ensemble des outils employés dans le cadre de cette étude. Le module d'Young de l'AA2024-T351 étant faible devant celui du carbure de tungstène (73 100 MPa contre 534 000 MPa) et les champs de température vus par l'outil n'étant pas l'objet de l'étude, l'outil est modélisé comme un corps rigide dans le modèle développé. Cela permet de diminuer significativement le temps de calcul.

Concernant le comportement du matériau de la pièce usinée, soit l'AA2024-T351, celui-ci est défini en fonction des partitions de la pièce, définissant différentes parties désignées « Part » (Figure 4-5 et Tableau 4-1).

Part	Comportement
Part 1 + Part 2	Visco-plastique avec endommagement correspondant au mode II
Part 3 + Part 4	Visco-plastique avec endommagement correspondant au mode I et avec suppression des éléments
Part 5	Visco-plastique

Tableau 4-1 : Comportement du matériau associé à chaque « Part » de la pièce usinée

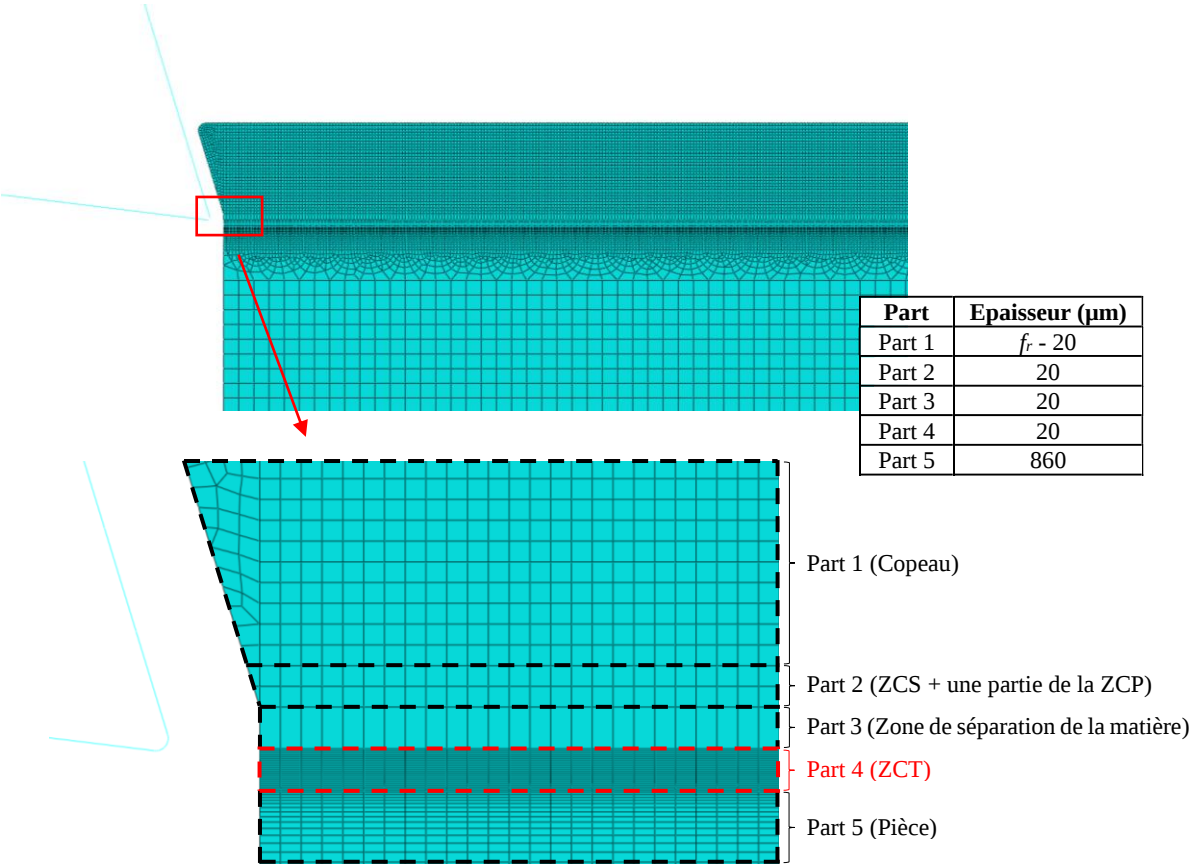


Figure 4-5 : Découpage de la pièce en plusieurs « Parts » pour la définition de comportements du matériau et/ou de propriétés des éléments de maillage différents.

Au cours de l’usinage de l’AA2024-T351, les phénomènes de séparation du copeau de la pièce usinée et d’apparition des bandes de cisaillement dans le copeau sont régis par l’endommagement du matériau au-delà d’un certain niveau de déformation plastique ainsi que par le mode de rupture mis en jeu. La séparation du copeau est associée au mode I (ouverture) alors que l’apparition des bandes de cisaillement est associée au mode II (cisaillement) (Atlati, 2012) (Figure 4-6). Ainsi, ces deux modes de rupture distincts sont introduits dans le modèle grâce aux partitions de la pièce permettant la définition d’une loi d’évolution de l’endommagement différente en fonction des parties de la pièce. Le mode I est introduit dans le copeau (Part 1 et Part 2). Le mode II est introduit dans les zones de passage de la pointe de l’outil et de cisaillement tertiaire (Part 3 et Part 4) et il est associé à la technique de suppression des éléments de maillage au-delà d’une valeur critique d’endommagement.

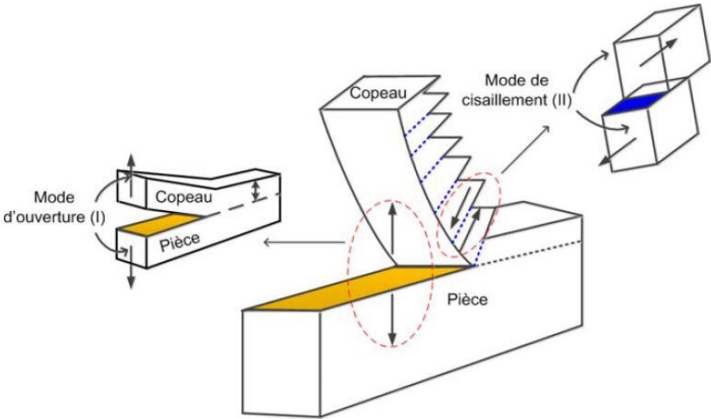


Figure 4-6 : Modes de rupture en configuration de coupe orthogonale (Atlati, 2012)

4.4 Etude numérique de l'impact de l'opération de perçage sur l'intégrité de surface

De la même manière que dans le modèle d'Atlati (Atlati, 2012), le comportement viscoplastique du matériau de la pièce est décrit par une loi de Johnson-Cook (Equation (3-4)) et le couplage avec l'endommagement est défini par un critère d'initiation de Johnson-Cook (Equation (3-1)) et un critère d'évolution basé sur le taux de restitution d'énergie (Equation (4-2)). Une loi d'évolution de l'endommagement linéaire est utilisée pour modéliser le comportement du matériau dans la zone de séparation de la matière (Part 3 et Part 4) et une loi d'évolution exponentielle est utilisée pour modéliser le comportement du matériau dans le copeau (Part 1 et Part 2).

$$\omega_d = \int \frac{d\bar{\varepsilon}^{pl}}{\bar{\varepsilon}_0^{pl}} \quad \text{avec} \quad 0 \leq \omega_d \leq 1 \quad (4-1)$$

$$\bar{\varepsilon}_0^{pl} = [d_1 + d_2 \times e^{-d_3\eta}] \left[1 + d_4 \times \ln\left(\frac{\dot{\bar{\varepsilon}}^{pl}}{\dot{\bar{\varepsilon}}_0}\right) \right] \left[1 - d_5 \times \frac{T - T_0}{T_f - T_0} \right]$$

ω_d : paramètre d'initiation d'endommagement (sans unité)

$\bar{\varepsilon}_0^{pl}$: déformation plastique équivalente à l'initiation de l'endommagement (sans unité)

d_1, d_2, d_3, d_4 et d_5 : paramètres d'initiation de l'endommagement (sans unité)

η : triaxialité des contraintes (sans unité)

$$d = \begin{cases} \frac{\bar{u}^{pl}}{u_f^{pl}} = \frac{L \times \bar{\varepsilon}^{pl}}{u_f^{pl}} = \frac{2 \times G_f \times L \times \bar{\varepsilon}^{pl}}{\bar{\sigma}_{y0}} & \text{(évolution linéaire)} \\ 1 - \exp\left(-\int_0^{\bar{u}^{pl}} \frac{\bar{\sigma}}{G_f} \times d \times \bar{u}^{pl}\right) & \text{(évolution exponentielle)} \end{cases} \quad (4-2)$$

$$(G_f)_{I,II} = \left[\frac{1 - v^2}{E} \right] [(K)_{I,II} \times \sqrt{1000}]^2$$

d : variable scalaire décrivant l'évolution de l'endommagement (sans unité)

$\bar{u}^{pl}$: déplacement plastique équivalent (mm)

u_f^{pl} : déplacement plastique équivalent à la rupture (mm)

L : longueur caractéristique du plus petit élément du maillage (mm)

$\bar{\sigma}_{y0}$: contrainte d'écoulement à l'initiation de l'endommagement (MPa)

G_f : taux de restitution d'énergie (MPa/mm)

K : ténacité (MPa. $\sqrt{m}$)

Les valeurs des paramètres de ces lois sont les mêmes que celles utilisées par Atlati (Atlati, 2012) dans ses travaux sur les échanges thermiques à l'interface outil/copeau pour le cas de l'usinage de l'AA2024-T351 (Tableau 4-2 et Tableau 4-3). Cependant, dans le modèle mécanique développé, les termes traduisant la sensibilité à la température sont négligés. De plus, afin de calibrer le modèle mécanique développé de sorte à obtenir des résultats de morphologie du copeau équivalents à ceux obtenus par Atlati, la valeur du taux de restitution d'énergie correspondant au mode II a été ajustée (Tableau 4-3). Concernant la valeur critique de l'endommagement considérée pour le critère de suppression des éléments, une valeur de 0,1, identique à celle retenue par Atlati, est utilisée dans la zone de passage de la pointe de l'outil (Part 3). Dans la ZCT (Part 4), une valeur critique de l'endommagement a dû être déterminée, Atlati ne définissant pas d'endommagement à ce niveau-là. Après plusieurs itérations, une valeur de 0,08, légèrement inférieure à celle utilisée dans la Part 3, a été choisie afin de permettre la bonne séparation de la matière.

A (MPa)	B (MPa)	n	C	m	$\dot{\epsilon}_0$ (s ⁻¹)
352	440	0,42	0,0083	1	1

Tableau 4-2 : Paramètres de la loi de Johnson-Cook utilisés pour décrire le comportement de la pièce dans le modèle 2D de coupe orthogonale (Atlati, 2012)

Initiation					Evolution	
d_1	d_2	d_3	d_4	d_5	$(K)_I$ (MPa. $\sqrt{m}$)	$(K)_{II}$ (MPa. $\sqrt{m}$)
0,13	0,13	1,5	0,011	0	37	29

Tableau 4-3 : Paramètres des lois d'initiation et d'évolution de l'endommagement utilisés pour décrire le comportement de la pièce dans le modèle 2D de coupe orthogonale, déterminés d'après ceux utilisés par Atlati (Atlati, 2012)

- Comportement de l'interface outil/pièce

Une loi de frottement de Coulomb-Orowan est utilisée pour décrire le comportement de l'interface de contact outil/pièce (Equation (4-3)). Les pressions de contact pouvant se révéler très importantes au cours de l'usinage, cette loi est couramment utilisée pour définir le comportement du contact outil/pièce en usinage car elle permet de limiter la contrainte de frottement à une valeur seuil égale à la résistance au cisaillement du matériau usinée. Cette loi introduit ainsi deux types de comportement du contact :

- un contact de type glissant, correspondant à une contrainte de frottement proportionnelle à la pression de contact, lorsque la contrainte de frottement est inférieure à la résistance au cisaillement du matériau usiné
- un contact de type collant, correspondant à une contrainte de frottement égale à une valeur seuil, lorsque la contrainte de frottement atteint la résistance au cisaillement du matériau usiné

$$\tau_f = \begin{cases} \mu \times p & \text{si } \mu \times p < \tau_{max} & \text{(contact collant)} \\ \tau_{max} & \text{si } \mu \times p \geq \tau_{max} & \text{(contact glissant)} \end{cases} \quad (4-3)$$

$$\tau_{max} = \frac{A}{\sqrt{3}}$$

τ_f : contrainte de frottement (MPa)

μ : coefficient de frottement

p : pression de contact (MPa)

τ_{max} : résistance au cisaillement du matériau usiné (MPa)

Les paramètres définissant la loi de Coulomb-Orowan utilisés dans le modèle développé sont les mêmes que ceux utilisés par Atlati (Atlati, 2012) dans ses travaux portant sur la simulation de l'usinage de l'AA2024-T351 avec un outil en carbure de tungstène (Tableau 4-4).

μ	τ_{max} (MPa)
0,2	203

Tableau 4-4 : Paramètres de la loi de Coulomb-Orowan utilisés pour décrire le comportement de l'interface de contact outil/pièce (Atlati, 2012)

Afin de représenter correctement l'état mécanique des éléments modélisant la surface usinée, le frottement de la pointe de l'outil sur cette surface au niveau de la ZCT, qui n'est pas pris en compte dans le modèle développé par Atlati (Atlati, 2012), est introduit dans notre modèle. Pour cela, une bande d'éléments de faible épaisseur devant la valeur du rayon d'acuité (1 μm pour un rayon d'acuité supérieur ou égal à 6 μm) et présentant un comportement avec endommagement et suppression de l'élément au-

delà d'une valeur seuil d'endommagement est introduite dans la pièce au niveau de la ZCT (Part 4). De plus, la position initiale de la pointe de l'outil est définie de sorte à assurer le frottement de celle-ci avec cette bande d'éléments au cours de la simulation de la coupe. La comparaison des résultats d'intégrité de surface obtenus avec cette nouvelle stratégie de simulation et de ceux obtenus avec la stratégie de simulation considérée par Atlati (Atlati, 2012) montre des résultats significativement différents (Figure 4-7).

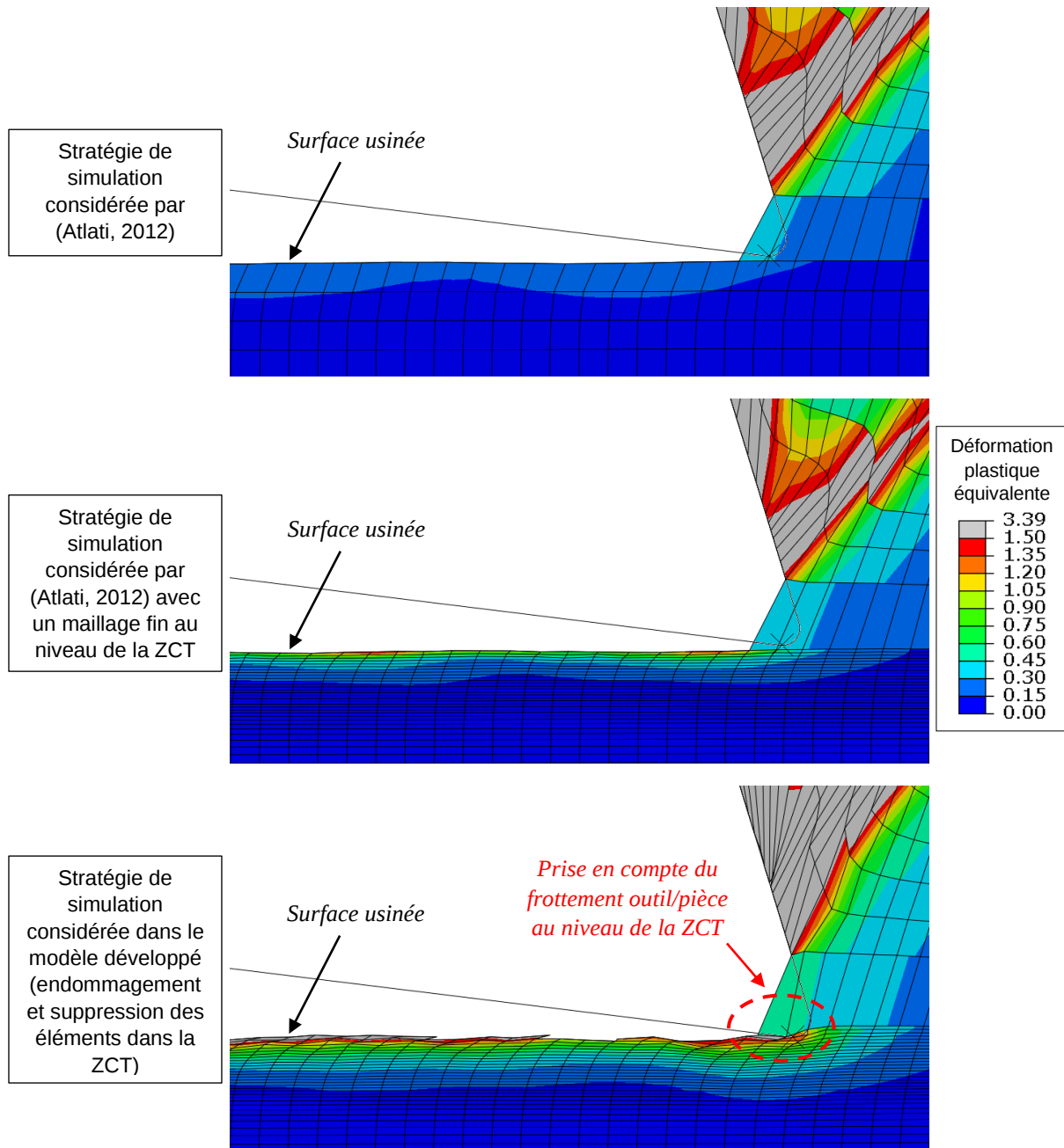


Figure 4-7 : Résultats d'intégrité de surface obtenus avec différentes stratégies de simulation

- Géométrie, maillage et conditions limites

Les dimensions de la portion de pièce modélisée considérées sont très grandes devant la profondeur de matériau affectée par des modifications des aspects internes de l'intégrité de surface à l'issue de l'usinage (Figure 4-8-a). Cela permet de s'affranchir des effets de bord au niveau de la zone d'intérêt (surface usinée à mi-longueur de la pièce suivant x). La phase critique de la simulation pour la modélisation correcte de la coupe est la phase d'entrée de l'outil dans la matière durant laquelle des distorsions importantes d'éléments peuvent être mises en jeu. Afin d'éviter ces problèmes de distorsion et de permettre la bonne initiation du copeau, un chanfrein est réalisé dans la pièce au niveau de l'entrée de l'outil (Figure 4-8-b) à l'instar de Mabrouki (Mabrouki et al., 2008). La géométrie de ce chanfrein est adaptée en fonction de l'angle de coupe considéré.

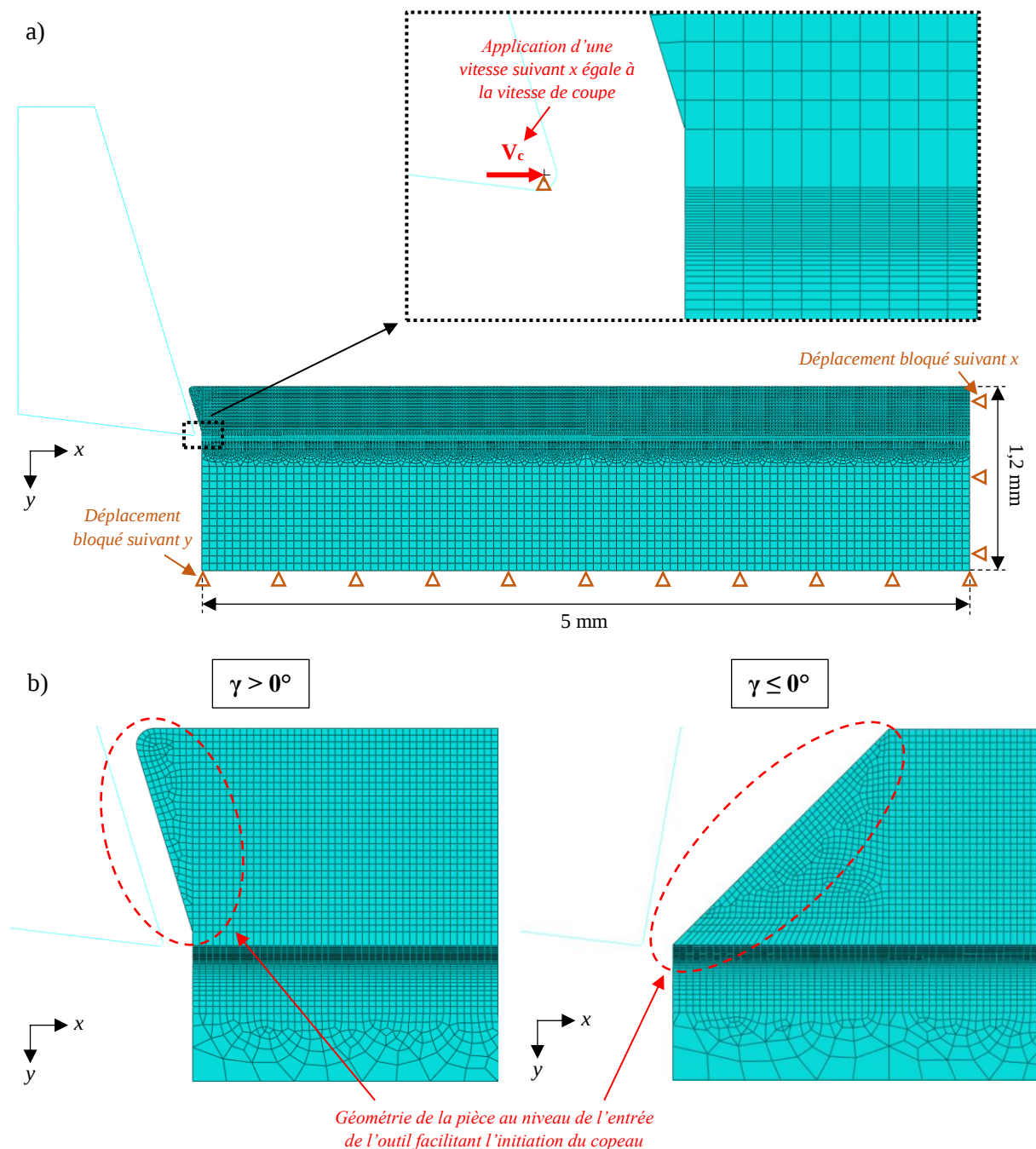


Figure 4-8 : Dimensions de la portion de pièce modélisée, maillage et conditions limites (a) ; géométrie de la pièce au niveau de l'entrée de l'outil en fonction de l'angle de coupe (b)

Des éléments de type CPE4R (quadrilatères à 4 nœuds, à intégration réduite, basés sur l'hypothèse des déformations planes) sont utilisés pour le maillage de la pièce au niveau des zones d'intérêts (Part 1 à 4). De la même manière que pour le modèle macroscopique présenté en Partie , ces éléments de premier ordre paraissent adaptés à la simulation de la coupe du fait des grandes distorsions d'éléments susceptibles d'être générées et l'utilisation d'une intégration réduite permet d'optimiser le temps de calcul. Afin de limiter le phénomène d'Hourglass pouvant se produire avec ces éléments, la méthode de contrôle de l'Hourglass de type « Stiffness » (contrôle de l'Hourglass strictement élastique) est utilisée pour les éléments au niveau de la zone de cisaillement secondaire (ZCS) (Part 2) et la méthode de contrôle de l'Hourglass proposée par défaut dans Abaqus/Explicit est utilisée dans le reste de la pièce. Une épaisseur d'élément suivant y de 1 μm est considérée dans la ZCT (Part 4) afin de pouvoir modéliser le frottement outil/surface usinée au niveau de celle-ci, comme vu précédemment, et une taille d'élément similaire à celle utilisée par Atlati (Atlati, 2012), soit 10 μm , est retenue pour le maillage des éléments représentant le copeau (Part 1 et 2). Des éléments de taille plus importante sont utilisés pour le maillage de la base de la portion de pièce représentée grâce à une zone de transition du maillage où quelques éléments triangulaires sont employés.

Concernant les conditions limites, les translations de la pièce suivant x et y sont bloquées, la translation de l'outil suivant y est bloquée et une vitesse de translation suivant x , égale à la vitesse de coupe, est imposée à l'outil (Figure 4-8-a).

4.4.3 Validation du modèle

Afin de valider le modèle développé, les configurations de coupe étudiées par Atlati (Atlati, 2012), dans ses travaux de simulation de l'opération de coupe orthogonale appliqués au cas de l'usinage de l'AA2024-T351, sont reproduites avec le modèle développé et les résultats sont analysés. Ces configurations de coupe sont présentées en Tableau 4-5.

V_c (m/min)	60
f_r (mm)	0,3
r (μm)	10
γ ($^\circ$)	[0 ; 15 ; 30]
l_{liste} (mm)	0
Angle de dépouille ($^\circ$)	7 $^\circ$

Tableau 4-5 : Configurations de coupe étudiées par Atlati (Atlati, 2012)

Les résultats de morphologie et d'état de déformation plastique équivalente du copeau obtenus par Atlati (Atlati, 2012) et avec le modèle mécanique développé sont comparés en Figure 4-9. Ceux-ci sont similaires pour les trois angles de coupe modélisés. Ainsi, le modèle mécanique développé peut être considéré comme valide.

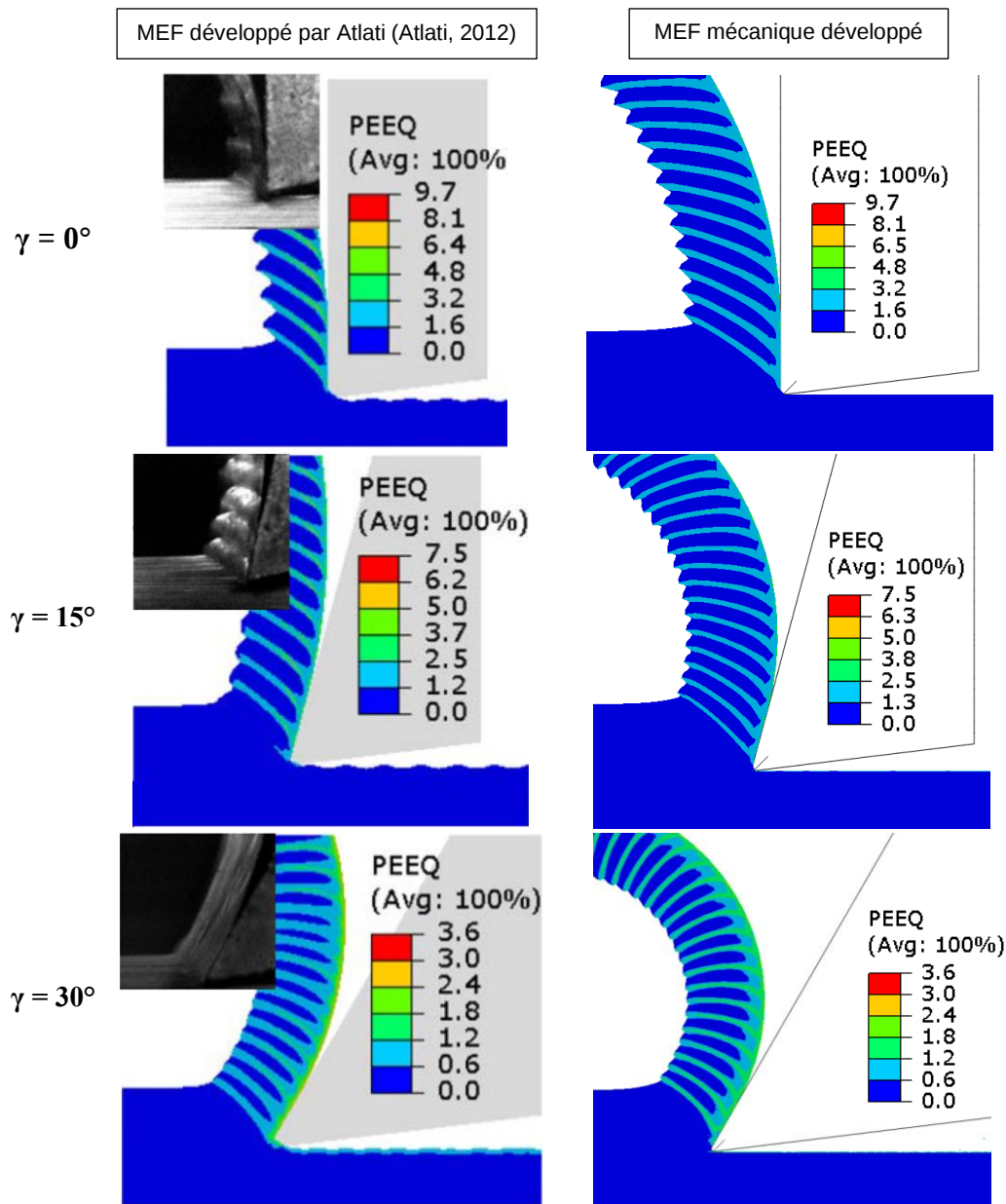


Figure 4-9 : Comparaison de la morphologie et de l'état de déformation plastique équivalente des copeaux obtenus avec le Modèle Eléments Finis (MEF) développé par Atlati (Atlati, 2012) et avec le MEF mécanique développé dans cette étude

4.4.4 Modèle de référence

Cette partie présente les résultats d'intégrité de surface prédits avec un modèle désigné comme « modèle de référence ». Les paramètres de l'opération de coupe considérés dans ce modèle sont présentés en Tableau 4-6. Ils correspondent aux paramètres utilisés pour le perçage orbital au diamètre 9,53 mm excepté la largeur du listel. En effet, dans un premier temps, le listel de l'outil n'est pas considéré et un outil avec un angle de dépouille positif est modélisé. La modélisation du listel sera introduite dans une partie suivante. Dans la suite de ce Chapitre, ces paramètres de référence seront modifiés un par un pour mener à bien l'étude de leur influence sur l'intégrité de surface.

Une première analyse des résultats d'intégrité de surface obtenus avec ce modèle est menée ici. Les résultats sont observés sur un ensemble d'éléments appartenant aux Part 3 et Part 4, de taille $400 \mu\text{m} \times 80 \mu\text{m}$, qui est situé à mi-longueur suivant x de la portion de pièce modélisée (Figure 4-10).

4.4 Etude numérique de l'impact de l'opération de perçage sur l'intégrité de surface

V_c (m/min)	1005
f_r (mm)	0,3
r (μm)	6
γ ($^\circ$)	17
l_{listel} (mm)	0
Angle de dépouille ($^\circ$)	7°

Tableau 4-6 : Paramètres considérés pour le modèle de référence

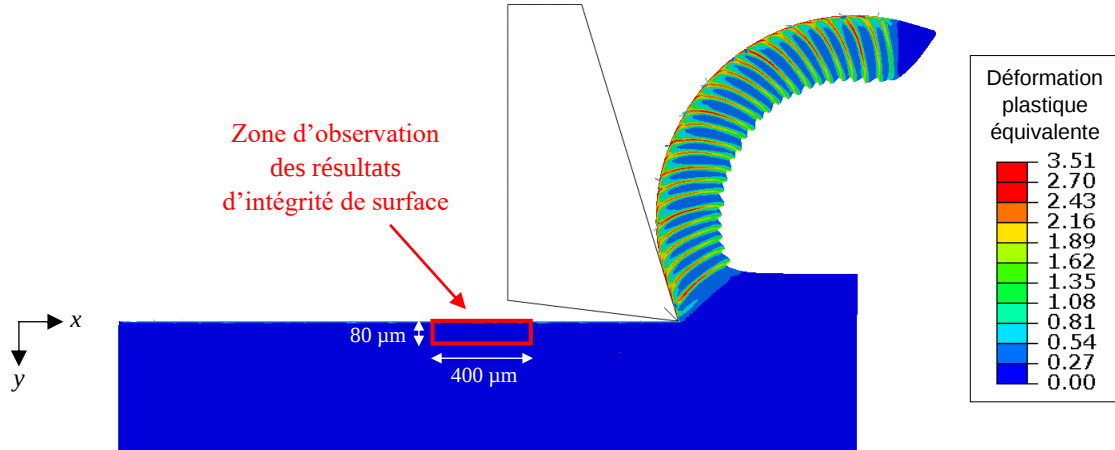


Figure 4-10 : Zone d'observation des résultats d'intégrité de surface

L'état de déformation plastique équivalente du matériau en sous-surface prédit avec le modèle de référence est présenté en Figure 4-11-a. Un critère considérant un seuil de déformation plastique de 10 % est utilisé afin de déterminer la profondeur du matériau en sous-surface affectée par les déformations plastiques à l'issue de la coupe et de pouvoir mener une étude comparative par la suite (Figure 4-11-b). Cette valeur seuil de 10 % de déformation plastique a été déterminée de manière à obtenir une profondeur affectée de l'ordre de celle identifiée expérimentalement. Une profondeur affectée moyenne de 20 μm est ainsi obtenue pour cette configuration de coupe.

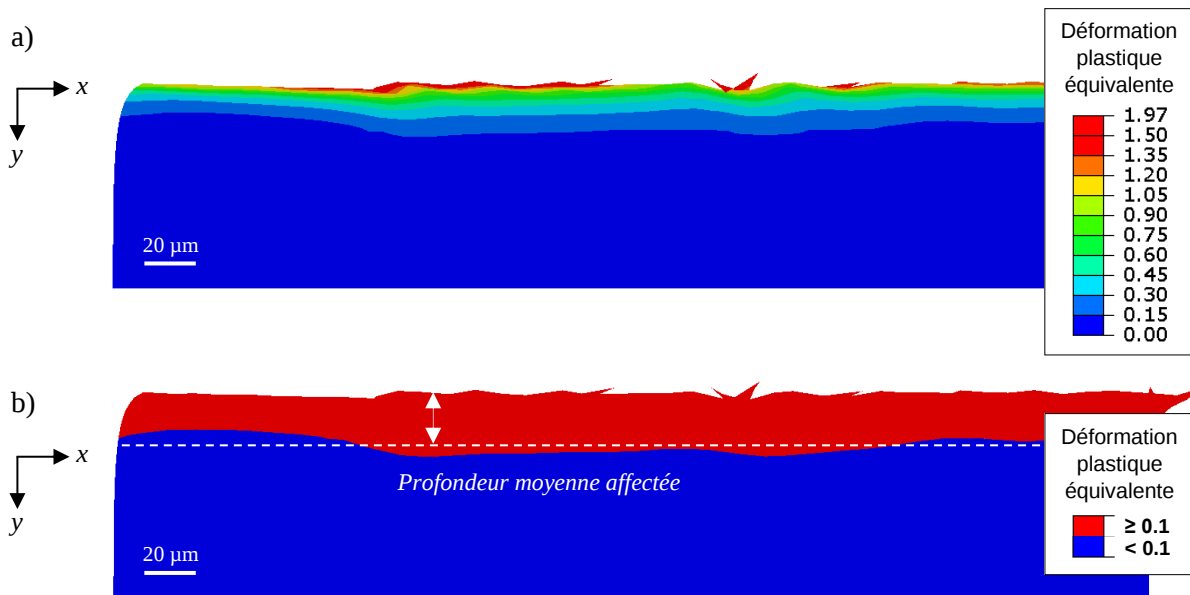


Figure 4-11 : Etat de déformation plastique équivalente du matériau en sous-surface (a) et profondeur du matériau affectée par les déformations plastiques (b) prédits avec le modèle de référence

L'état de contraintes résiduelles du matériau en sous-surface évalué avec le modèle de référence est présenté en Figure 4-12. Le niveau des contraintes dans la direction y du modèle, modélisant la direction radiale du perçage, est négligeable devant celui des contraintes dans la direction x du modèle, modélisant la direction circonférentielle du perçage. Ainsi, ces résultats sont en accord avec ceux obtenus avec le modèle macroscopique présenté en Partie 3.3.2. Cet état de contraintes résiduelles combine des contraintes résiduelles de traction et de compression et la profondeur moyenne du matériau affectée par celles-ci est similaire à la profondeur de matériau affectée par les déformations plastiques (environ $20\ \mu\text{m}$).

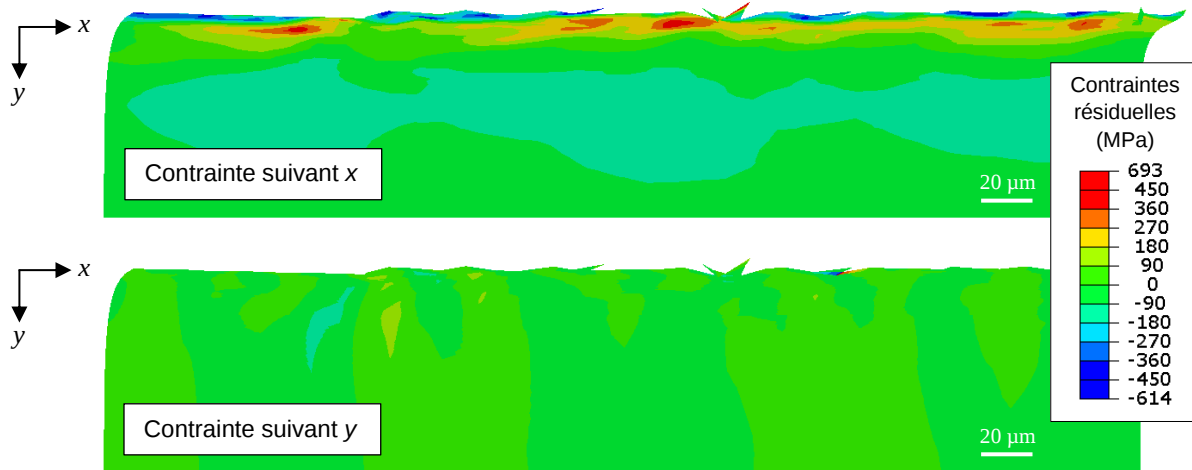


Figure 4-12 : Etat de contraintes résiduelles du matériau en sous-surface prédit avec le modèle de référence

Dans la suite de cette étude, les résultats d'intégrité de surface seront observés sur le même ensemble d'éléments que celui considéré dans cette partie. Ils seront caractérisés à travers les cartographies d'état de contraintes résiduelles circonférentielles et d'état de déformation plastique du matériau en sous-surface ainsi qu'à travers la profondeur moyenne du matériau affectée par les déformations plastiques déterminée en considérant une valeur seuil de 10 %.

4.4.5 Exploitation du modèle pour l'étude des paramètres de perçage identifiés comme ayant un impact potentiel sur l'intégrité de surface dans cette étude

Le modèle développé est exploité afin d'étudier l'impact des paramètres de l'opération de perçage identifiés comme ayant une influence potentielle sur les aspects internes de l'intégrité de surface dans cette étude, à savoir l'angle de coupe en goujure et la vitesse de coupe.

4.4.5.1 Influence de l'angle de coupe

Afin d'étudier l'influence de l'angle de coupe en goujure sur l'intégrité de surface, les résultats obtenus avec une large plage de valeurs d'angle de coupe (-10° ; -6° ; 0° ; 5° ; 10° ; 17° ; 25° ; 30°), comprenant celles mesurées sur les outils utilisés dans cette étude, sont analysés. L'évolution de la profondeur moyenne du matériau en sous-surface affectée par les déformations plastiques en fonction de l'angle de coupe est présentée en Figure 4-13. Les états de déformation plastique équivalente et de contraintes résiduelles circonférentielles du matériau en sous-surface obtenus avec les angles minimum et maximum considérés sont présentés en Figure 4-14 et Figure 4-15.

Les résultats obtenus montrent un impact significatif de l'angle de coupe sur les aspects internes de l'intégrité de surface. La diminution de l'angle de coupe induit une augmentation de la profondeur de matériau affectée par les déformations plastiques avec une évolution quasi-linéaire (Figure 4-13). En revanche, le niveau maximal des déformations plastiques générées semble faiblement impacté par

l'angle de coupe (Figure 4-14). Concernant les contraintes résiduelles, l'évolution d'un angle de coupe positif vers un angle de coupe négatif semble induire l'évolution d'un état de contraintes résiduelles dominé par des contraintes de traction vers un état de contraintes résiduelles dominé par des contraintes compressives (Figure 4-15).

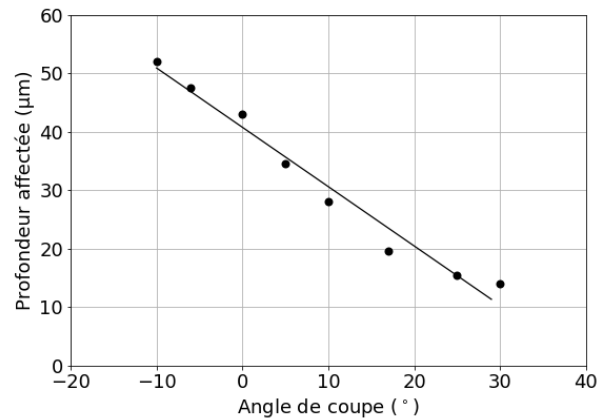


Figure 4-13 : Profondeur du matériau en sous-surface affectée par les déformations plastiques en fonction de l'angle de coupe

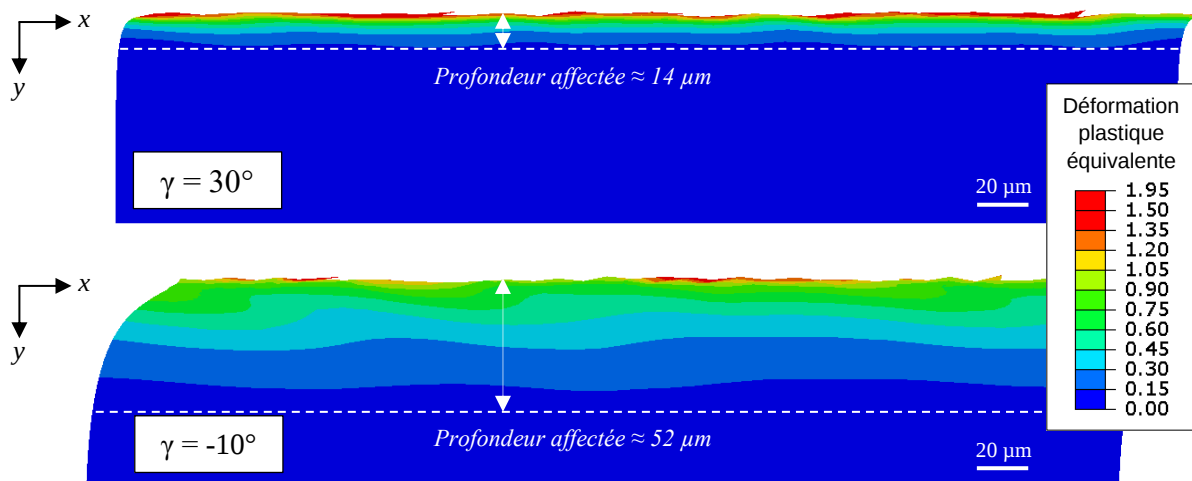


Figure 4-14 : Influence de l'angle de coupe sur l'état de déformation plastique équivalente du matériau en sous-surface

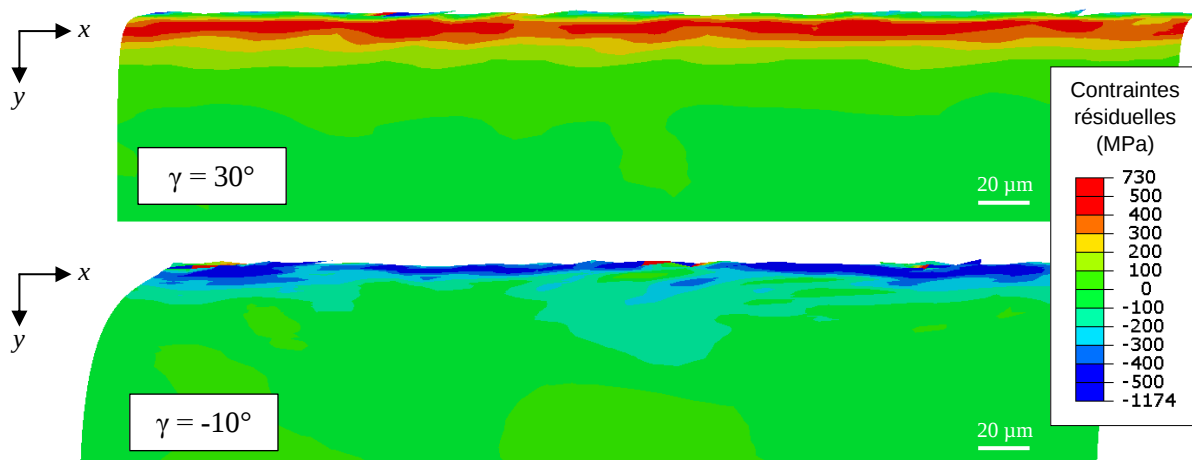


Figure 4-15 : Influence de l'angle de coupe sur l'état de contraintes résiduelles circonférentielles du matériau en sous-surface

Afin d'expliquer ces phénomènes, les efforts de coupe (F_c suivant x) et d'avance (F_f suivant $-y$) moyens mis en jeu au cours de la coupe avec les différents angles de coupe étudiés sont analysés (Figure 4-16). Ces efforts représentent l'action de l'outil sur la matière. Ils augmentent significativement, et de manière quasi-linéaire, avec la diminution de l'angle de coupe. De plus, l'effort d'avance subit un changement de signe au cours de la diminution de l'angle de coupe de 30° à -10° . Pour les plus grands angles de coupe, la formation du copeau tend à tirer la matière située devant l'outil vers l'extérieur, le copeau s'écoulant aisément sur la face de coupe de l'outil. En revanche, pour les angles de coupe plus faibles, la formation du copeau tend à comprimer la matière située devant l'outil, le copeau subissant une compression importante au niveau de la face de coupe associée à un festonnement important (Figure 4-17).

Ainsi, l'augmentation de la profondeur de matériau affectée par les déformations plastiques observée avec la diminution de l'angle de coupe peut être expliquée par l'augmentation des efforts de coupe et d'avance. L'évolution de l'état de contraintes résiduelles de traction vers un état de contraintes résiduelles de compression observée avec la diminution de l'angle de coupe peut, elle, être expliquée par un changement de comportement dans la formation du copeau associé à un changement de signe de l'effort d'avance.

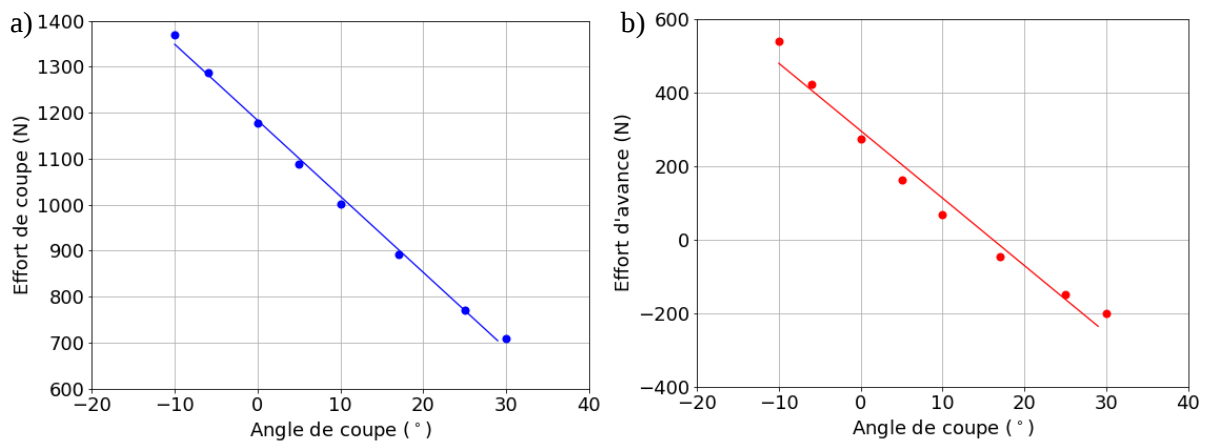


Figure 4-16 : Influence de l'angle de coupe sur les efforts de coupe (a) et d'avance (b)

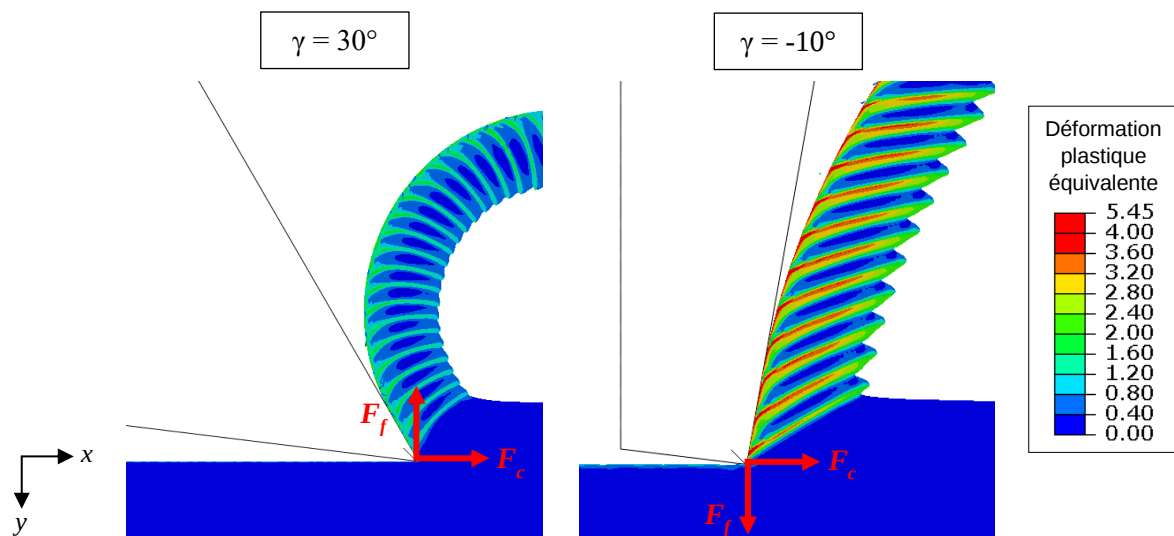


Figure 4-17 : Influence de l'angle de coupe sur la morphologie du copeau

4.4.5.2 Influence de la vitesse de coupe

Afin d'étudier l'influence de la vitesse de coupe sur l'intégrité de surface, les résultats obtenus avec des vitesses de coupe de 120 m/min et 1005 m/min, soient les vitesses de coupe minimales et maximales considérées avec les configurations de perçage étudiées, sont comparés. Les résultats d'intégrité de surface obtenus pour un angle de coupe positif de 17° sont présentés en Figure 4-18 et Figure 4-19. Ils montrent des états de déformation plastique équivalente et de contraintes résiduelles du matériau en sous-surface similaires pour les deux vitesses de coupe. Par ailleurs, l'influence de la vitesse de coupe a également été étudiée pour le cas d'un angle de coupe négatif (-30°) et les résultats ont également montré des intégrités de surface similaires avec les deux vitesses de coupe. La vitesse de coupe semble donc avoir une influence mineure sur les aspects internes de l'intégrité de surface, pour ce cas d'étude.

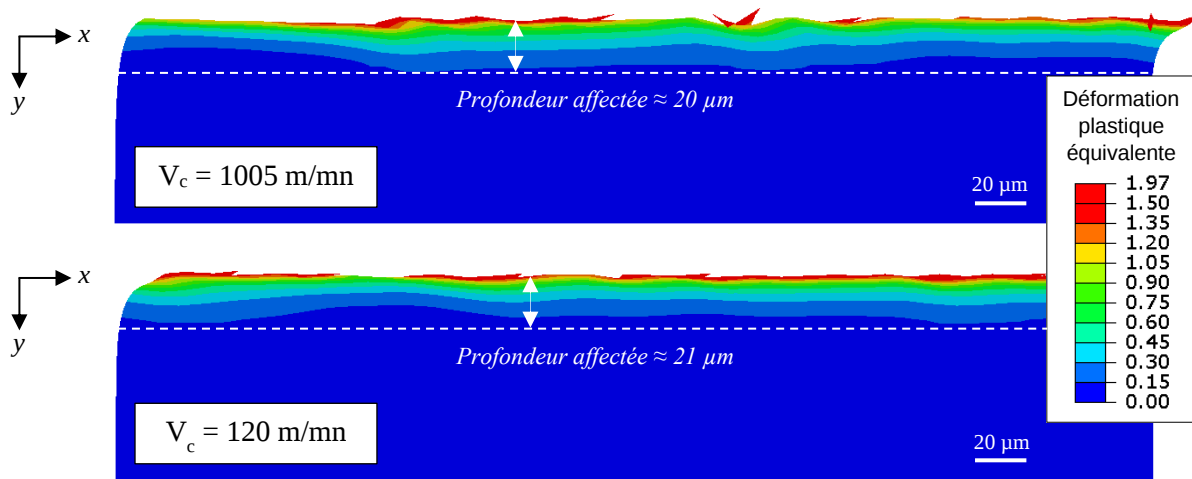


Figure 4-18 : Influence de la vitesse de coupe sur l'état de déformation plastique équivalente du matériau en sous-surface

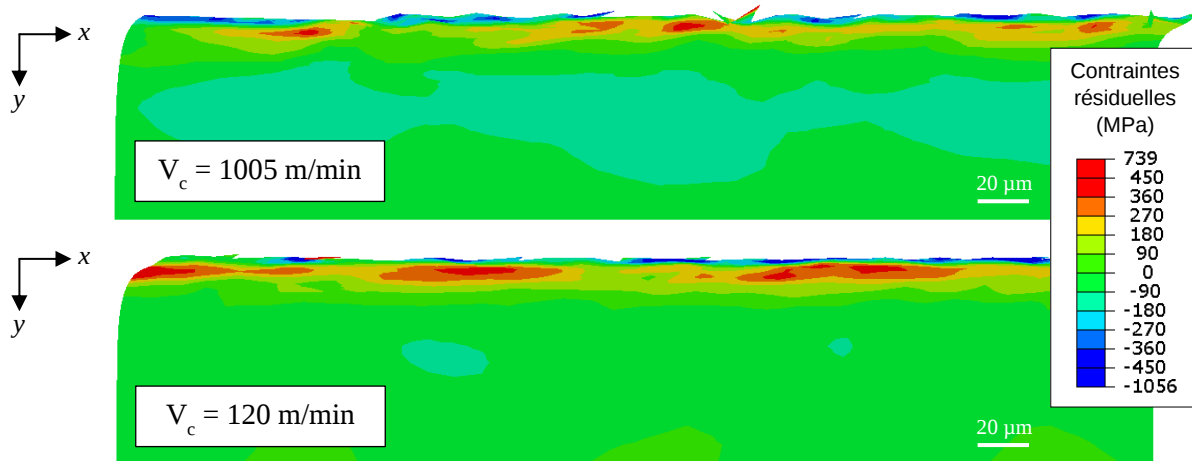


Figure 4-19 : Influence de la vitesse de coupe sur l'état de contraintes résiduelles circonférentielles du matériau en sous-surface

Ainsi, d'après les résultats obtenus dans cette partie, c'est l'angle de coupe en goujure des outils utilisés qui semble expliquer les différences d'intégrité de surface des trous percés observées au Chapitre 3. Cependant, si les configurations de perçage considérées dans cette étude ne permettent pas de juger de l'influence des autres paramètres de l'opération de perçage associés à la coupe latérale, il est possible que certains de ces paramètres aient également un impact sur les aspects internes de l'intégrité de surface. C'est pourquoi, l'influence de ceux-ci est étudiée dans la partie suivante.

4.4.6 Exploitation du modèle pour l'étude de l'impact des autres paramètres de perçage sur l'intégrité de surface

4.4.6.1 Influence de la géométrie de l'outil en dépouille

L'impact de la géométrie de l'outil en dépouille sur l'intégrité de surface est étudié dans cette partie. La modélisation du listel est introduite afin d'analyser l'influence de la nature de l'angle de dépouille (nul ou positif). Les résultats d'intégrité de surface obtenus en considérant un outil sans chanfrein avec un angle de dépouille de 7° et un outil avec chanfrein, de longueur l_{listel} de $353 \mu\text{m}$, avec un angle de contre-dépouille de 7° sont ainsi comparés (Figure 4-20 et Figure 4-21).

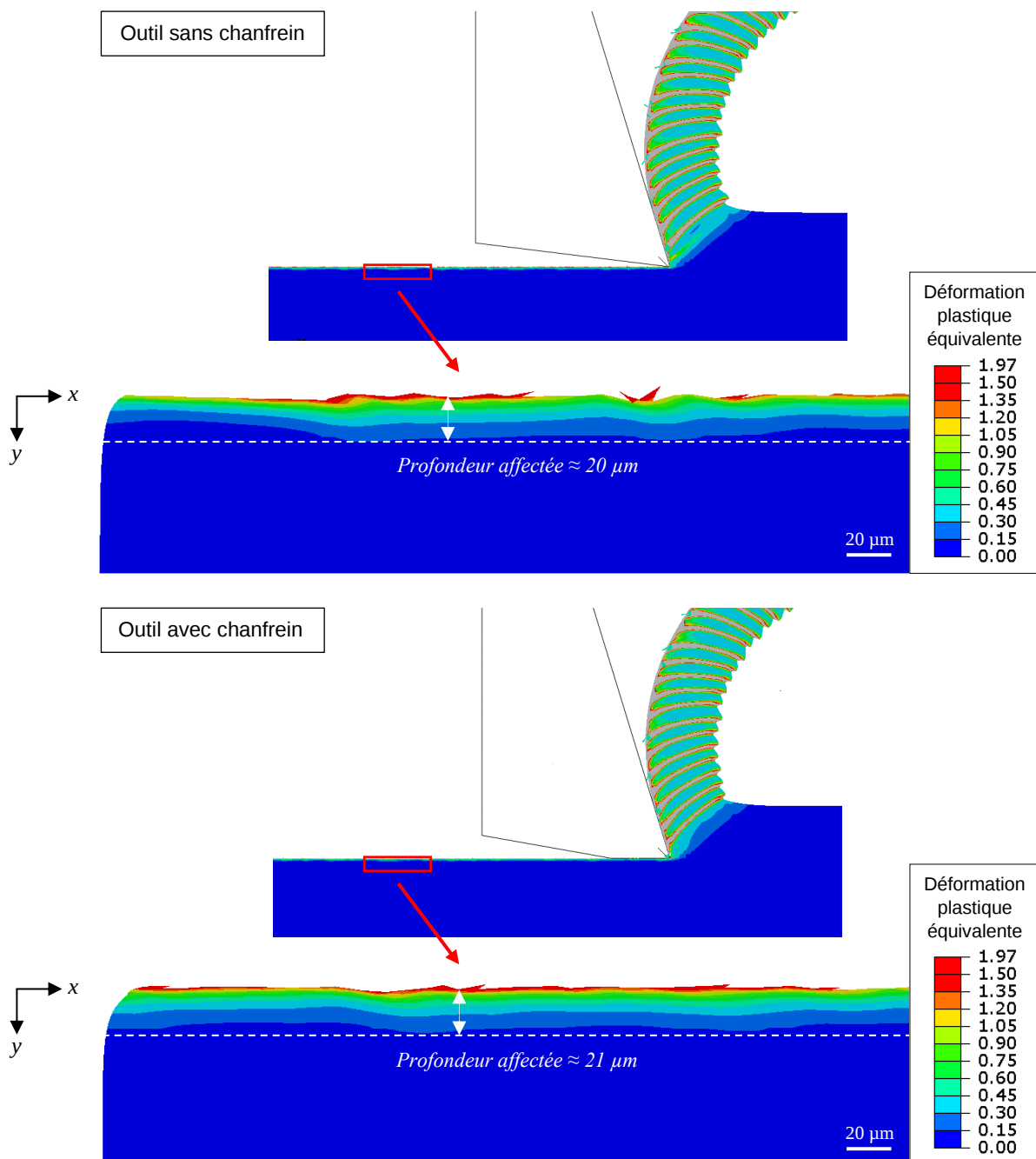


Figure 4-20 : Influence de la géométrie de l'outil en dépouille sur l'état de déformation plastique équivalente du matériau en sous-surface

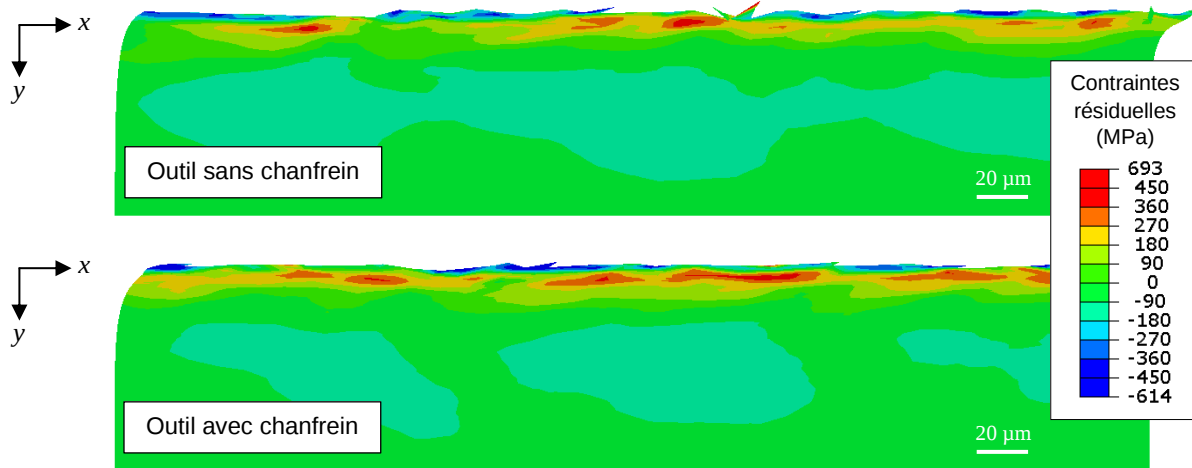


Figure 4-21 : Influence de la géométrie de l'outil en dépouille sur l'état de contraintes résiduelles circonférentielles du matériau en sous-surface

Les états de déformation plastique équivalente et de contraintes résiduelles du matériau en sous-surface obtenus avec les angles de dépouille nul et positif sont très similaires. Ainsi, le frottement des listels sur les parois du trou percé mis en jeu au cours de l'opération de perçage semble avoir une influence négligeable sur les aspects internes de l'intégrité de surface du trou percé, avec la largeur de listel considérée et les paramètres de modélisation choisis (notamment en termes de frottement). Une interaction avec la valeur du rayon d'acuité d'arête est également possible.

4.4.6.2 Influence du rayon d'acuité

L'influence du rayon d'acuité en goujure sur l'intégrité de surface est étudiée avec le modèle développé. Cependant, celui-ci présente certaines limites. En effet, du fait de la taille des éléments utilisés pour le maillage de la zone de passage de la pointe (Parts 3) et de la ZCT (Part 4), une plage limitée de valeurs de rayon d'acuité peut être étudiée. L'épaisseur des éléments utilisés pour le maillage de la ZCT (1 µm dans cette étude) conditionne le rayon d'acuité minimal pouvant être étudié : un rayon d'acuité supérieur à celle-ci doit être considéré afin d'assurer la modélisation du frottement outil/pièce au niveau de la ZCT. Par ailleurs, la taille des éléments utilisés pour le maillage de la Part 3 (20 µm dans cette étude), permettant la modélisation de la séparation de la matière, conditionne le rayon d'acuité maximal pouvant être étudié. Au-delà d'une certaine valeur de rayon d'acuité (24 µm dans cette étude), des éléments de la Part 2, qui ne possèdent pas de propriétés de suppression à partir d'une valeur critique de l'endommagement, sont comprimés devant la pointe de l'outil au lieu de s'écouler sur la face de coupe, modifiant ainsi l'écoulement du copeau. La valeur de rayon d'acuité considérée dans le modèle ne doit donc pas excéder cette valeur critique.

Une plage limitée de rayon d'acuité est donc étudiée ici (6 µm ; 12 µm ; 18 µm ; 24 µm). Pour un angle de coupe positif de 17°, l'évolution de la profondeur moyenne du matériau en sous-surface affectée par les déformations plastiques en fonction du rayon d'acuité est présentée en Figure 4-22 et les états de déformation plastique équivalente et de contraintes résiduelles du matériau en sous-surface obtenus avec les rayons d'acuité minimum et maximum considérés sont présentés en Figure 4-23 et Figure 4-24.

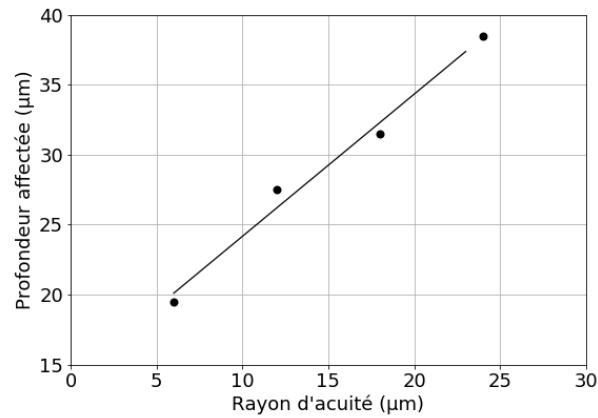


Figure 4-22 : Profondeur du matériau en sous-surface affectée par les déformations plastiques en fonction du rayon d'acuité, pour un angle de coupe positif

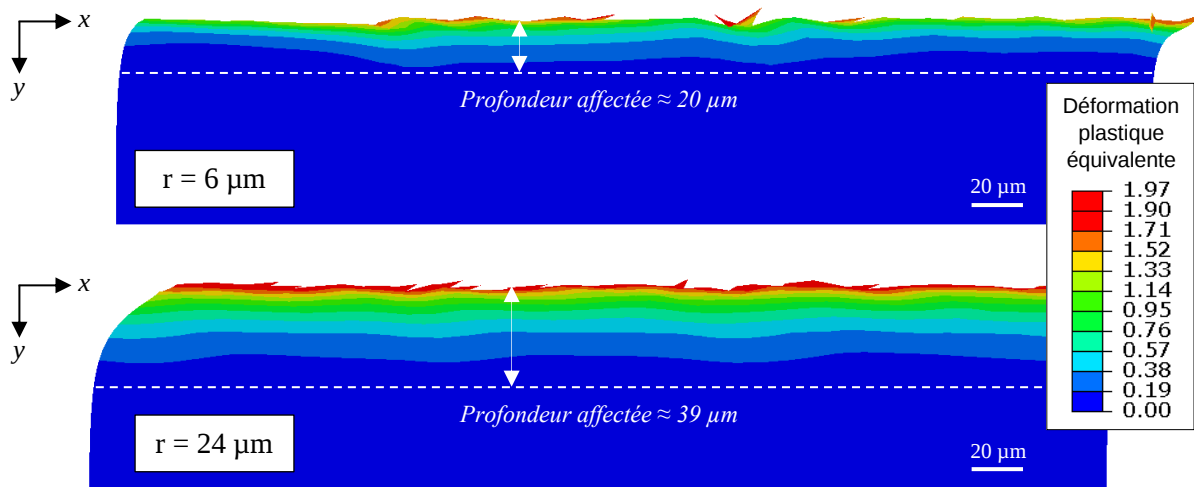


Figure 4-23 : Influence du rayon d'acuité sur l'état de déformation plastique équivalente du matériau en sous-surface, pour un angle de coupe positif

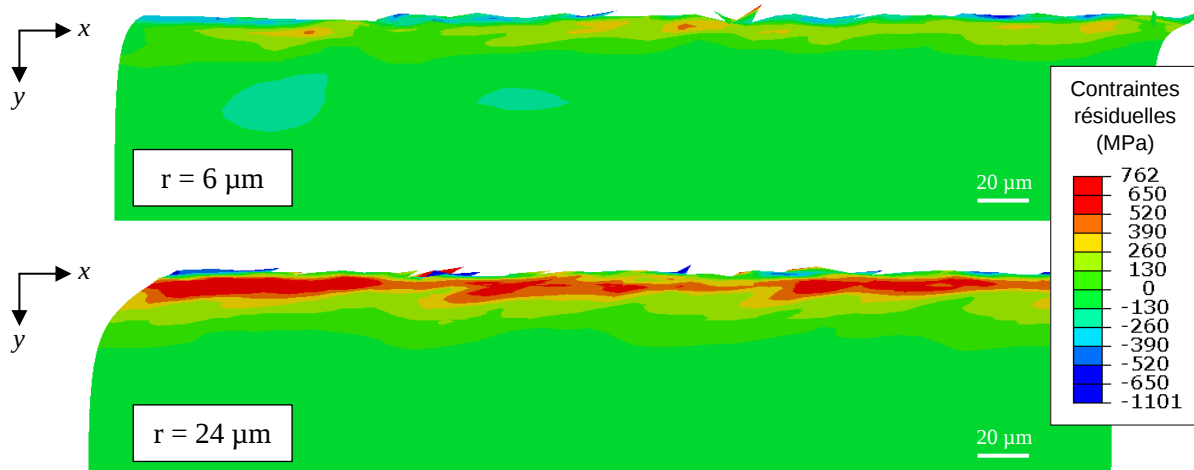


Figure 4-24 : Influence du rayon d'acuité sur l'état de contraintes résiduelles circonférentielles du matériau en sous-surface, pour un angle de coupe positif

Les résultats obtenus montrent une influence importante du rayon d'acuité sur les aspects internes de l'intégrité de surface. Une augmentation de la profondeur de matériau affectée par les déformations plastiques est observée avec l'augmentation du rayon d'acuité (Figure 4-22). De plus, le niveau maximal

de déformation plastique généré en sous-surface augmente, lui aussi, avec l'augmentation du rayon d'acuité (Figure 4-23). Concernant les contraintes résiduelles, leur niveau augmente également, significativement, avec l'augmentation du rayon d'acuité (Figure 4-24). En revanche, la nature des contraintes résiduelles (traction ou compression) n'est pas impactée.

Les efforts de coupe et d'avance moyens mis en jeu au cours de la coupe avec les différents rayons d'acuité étudiés, ainsi que les morphologies de copeau générées avec les rayons d'acuité minimum et maximal considérés, sont analysés (Figure 4-25 et Figure 4-26). La variation du rayon d'acuité entraîne une variation faible des efforts de coupe et d'avance (Figure 4-25). Une légère augmentation de ces efforts et une évolution d'un effort d'avance négatif vers un effort d'avance positif sont observées avec l'augmentation du rayon d'acuité. Concernant les morphologies de copeau, celles-ci sont similaires pour des rayons d'acuité de 6 et 24 μm (Figure 4-26). Ainsi, les différences d'intégrité de surface constatées ne semblent pas être liées au comportement de la matière située devant l'outil, lié à l'écoulement du copeau. En revanche, elles semblent s'expliquer par le comportement de la matière sous la pointe de l'outil, au niveau de l'interface de contact outil/pièce. L'augmentation du rayon de l'outil semble générer une augmentation du phénomène de compression de la matière au niveau de la ZCT. Cela explique ainsi l'augmentation des niveaux de déformation plastique et de contraintes résiduelles observée avec l'augmentation du rayon d'acuité.

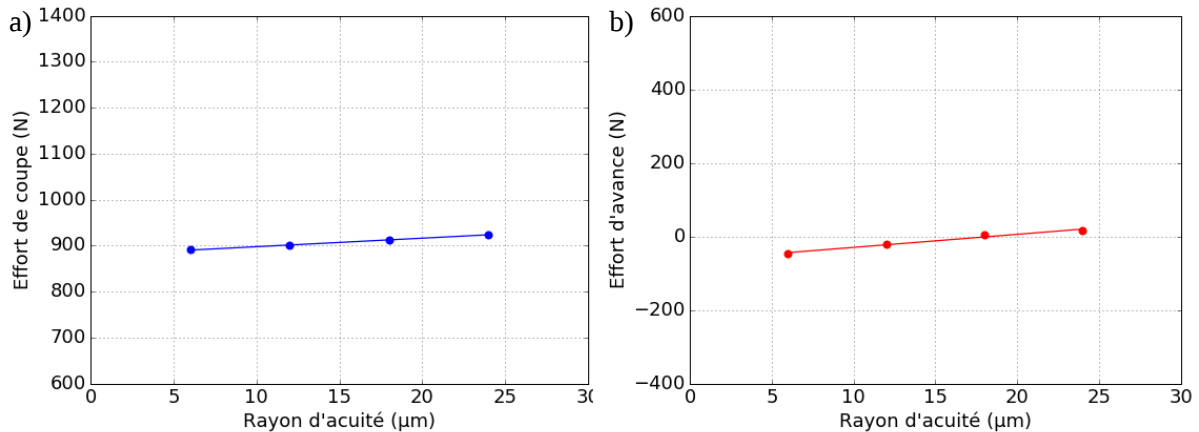


Figure 4-25 : Influence du rayon d'acuité sur les efforts de coupe (a) et d'avance (b)

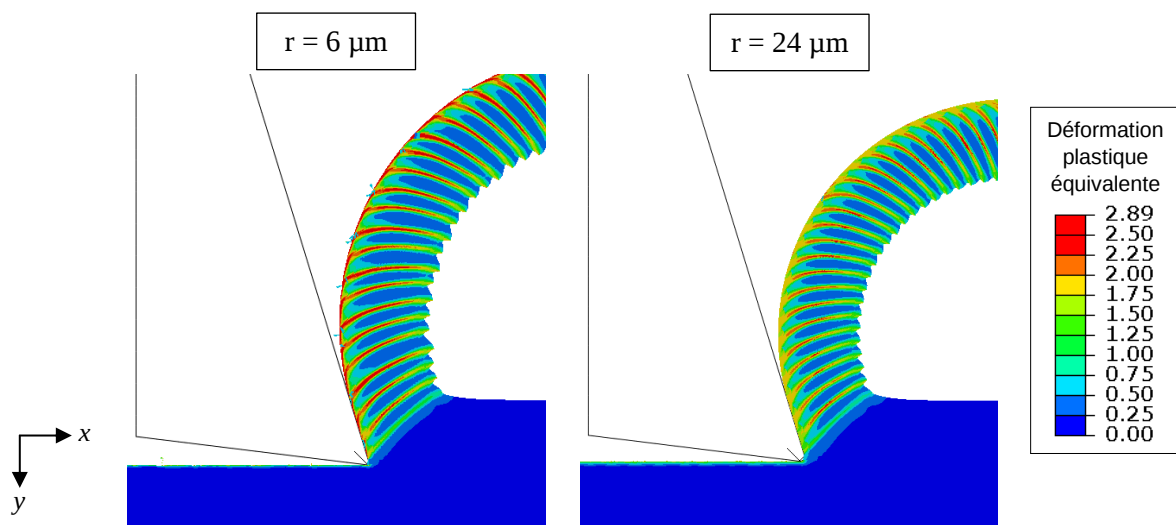


Figure 4-26 : Influence du rayon d'acuité sur la morphologie du copeau

Comme il a été observé précédemment, l'angle de coupe a une influence importante sur l'intégrité de surface (Partie 4.4.5.1). L'angle de coupe considéré jusqu'à présent dans cette partie étant un angle

de coupe positif de 17° , il apparaît intéressant d'étudier à présent l'influence du rayon d'acuité sur l'intégrité de surface dans le cas d'un angle de coupe négatif. Les intégrités de surface obtenues avec un rayon d'acuité de l'outil de $6\text{ }\mu\text{m}$ et $24\text{ }\mu\text{m}$, pour un angle de coupe de -10° , sont ainsi comparés ici (Figure 4-27 et Figure 4-28).

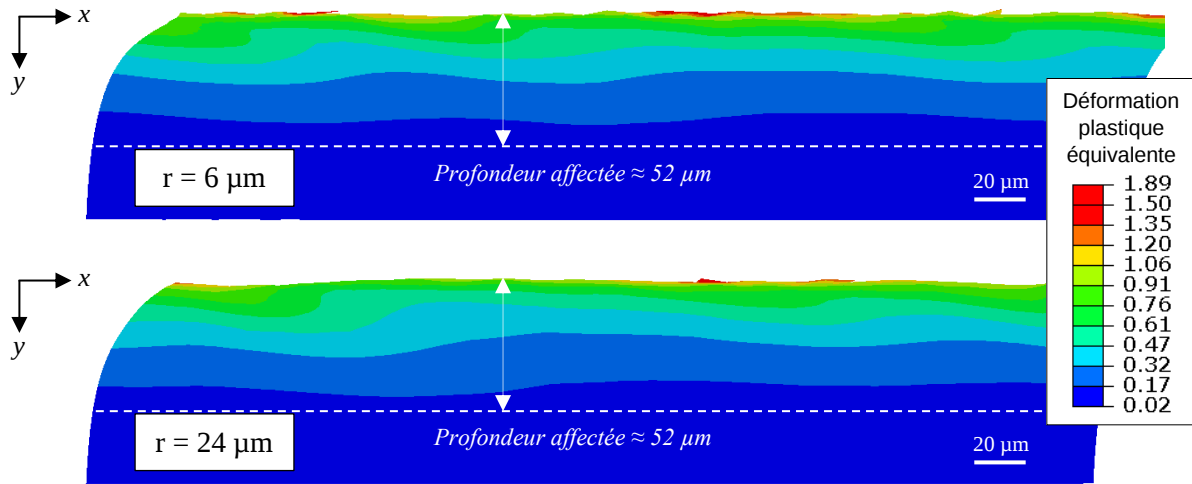


Figure 4-27 : Influence du rayon d'acuité sur l'état de déformation plastique équivalente du matériau en sous-surface, pour un angle de coupe négatif

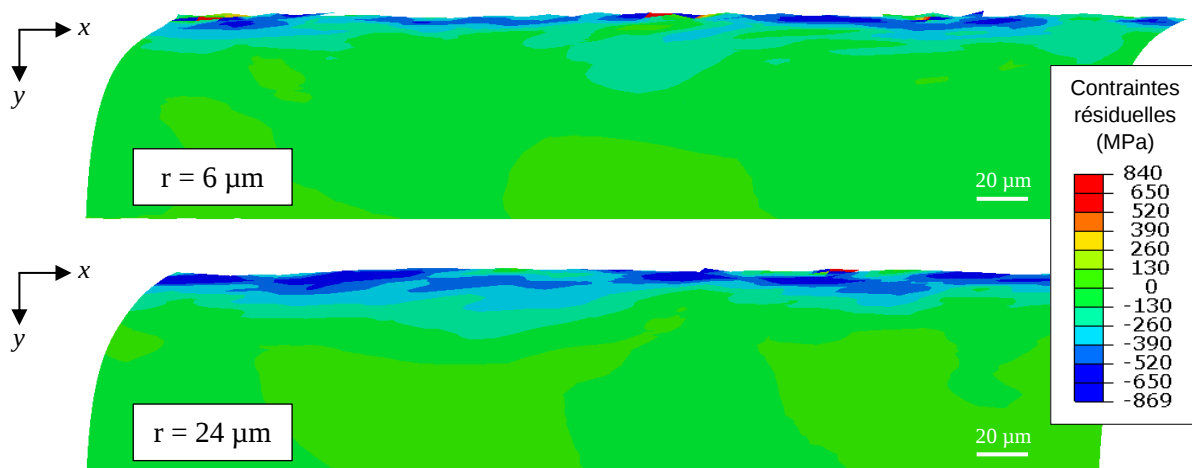


Figure 4-28 : Influence du rayon d'acuité sur l'état de contraintes résiduelles circonférentielles du matériau en sous-surface, pour un angle de coupe négatif

Pour l'angle de coupe de -10° , les résultats d'intégrité de surface obtenus avec les rayons d'acuité de $6\text{ }\mu\text{m}$ et $24\text{ }\mu\text{m}$ sont similaires. Ainsi, pour le cas d'un angle de coupe négatif, l'influence du rayon d'acuité sur les aspects internes de l'intégrité de surface est beaucoup plus limitée. Ces résultats montrent donc l'influence prédominante de l'angle de coupe, et l'interaction entre ces deux paramètres.

L'interaction entre le rayon d'acuité et la vitesse de coupe a également été étudiée. L'influence de la vitesse de coupe (120 m/min ou 1005 m/min) sur l'intégrité de surface a été étudiée pour le cas d'un rayon d'acuité de $24\text{ }\mu\text{m}$. De la même manière que les résultats obtenus pour un rayon d'acuité de $6\text{ }\mu\text{m}$ (Figure 4-18 et Figure 4-19), les résultats obtenus pour un rayon d'acuité de $24\text{ }\mu\text{m}$ ont révélé une influence mineure de la vitesse de coupe sur les aspects internes de l'intégrité de surface. L'interaction entre le rayon d'acuité et la vitesse de coupe semble donc faible.

4.4.6.3 Influence de l'avance radiale à la dent

L'influence de l'avance radiale à la dent est étudiée. Comme évoqué précédemment, celle-ci étant complexe à évaluer pour le cas des configurations de perçage étudiées, un ensemble d'avance radiale à la dent, considéré dans les travaux de Atlati (Atlati, 2012), est étudié ici (0,05 mm ; 0,1 mm ; 0,2 mm ; 0,3 mm). L'évolution de la profondeur moyenne du matériau en sous-surface affectée par les déformations plastiques en fonction de l'avance radiale à la dent est présentée en Figure 4-29. Les états de déformation plastique équivalente et de contraintes résiduelles du matériau en sous-surface obtenus avec les avances radiales à la dent minimale et maximale considérées sont présentés en Figure 4-30 et en Figure 4-31.

Les résultats obtenus révèlent une certaine influence de l'avance radiale à la dent sur les aspects internes de l'intégrité de surface. Une augmentation de l'avance radiale entraîne une augmentation de la profondeur de matériau affectée par les déformations plastiques (Figure 4-29). Par ailleurs, une variation de l'avance radiale entraîne également une variation de l'état de contraintes résiduelles du matériau en sous-surface (Figure 4-30). Cela est expliqué par l'augmentation significative de l'effort de coupe avec l'augmentation de l'épaisseur coupée (Figure 4-32).

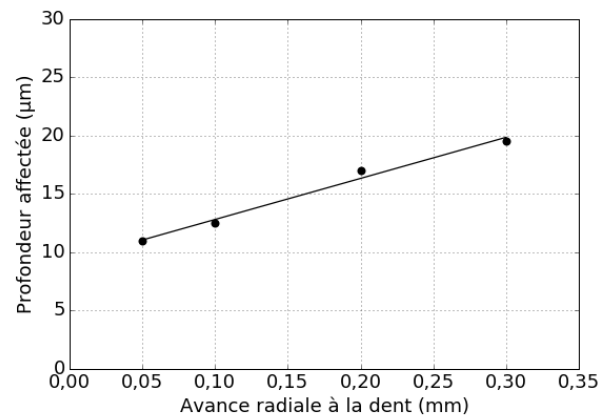


Figure 4-29 : Profondeur du matériau en sous-surface affectée par les déformations plastiques en fonction de l'avance radiale à la dent

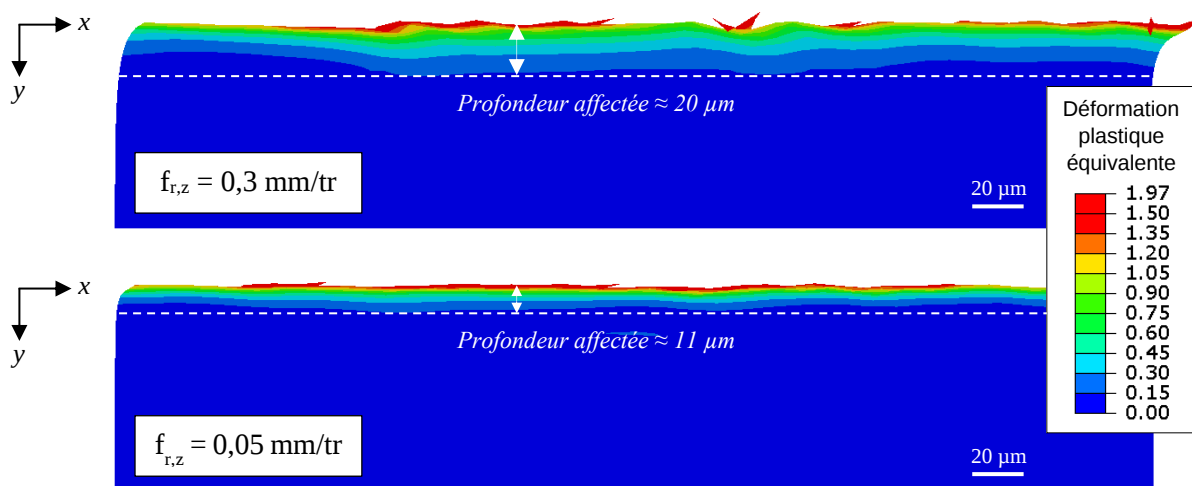


Figure 4-30 : Influence de l'avance radiale à la dent sur l'état de déformation plastique équivalente du matériau en sous-surface

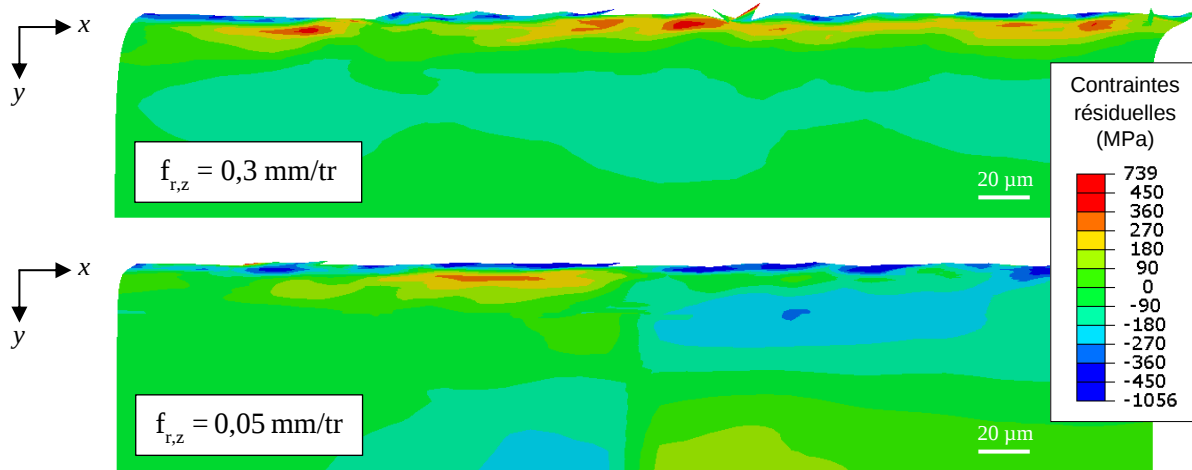


Figure 4-31 : Influence de l'avance radiale à la dent sur l'état de contraintes résiduelles circonférentielles du matériau en sous-surface

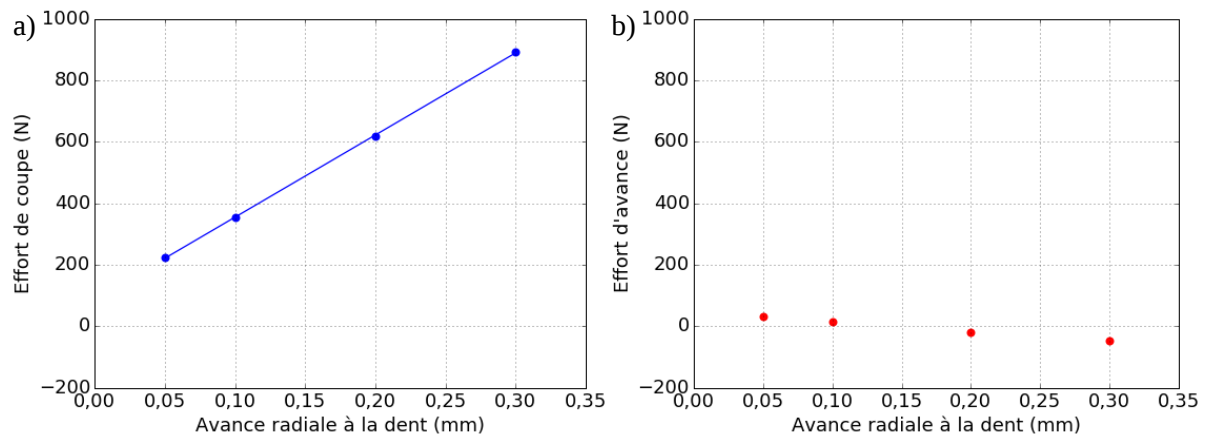


Figure 4-32 : Influence de l'avance radiale à la dent sur les efforts de coupe (a) et d'avance (b)

L'interaction de l'avance radiale avec les autres paramètres associés à la coupe latérale (vitesse de coupe, angle de coupe et rayon d'acuité) a été analysée. Pour cela, l'impact de ces paramètres sur l'intégrité de surface a été étudié pour le cas d'une avance radiale de 0,05 mm/tr, leur impact ayant déjà été évalué pour une avance radiale de 0,3 mm/tr. Les résultats obtenus ont montré une influence de la vitesse de coupe, de l'angle de coupe et du rayon d'acuité sur les aspects internes de l'intégrité de surface similaire à celle constatée pour le cas d'une avance radiale de 0,3 mm/tr. L'interaction entre l'avance radiale et les autres paramètres de perçage associés à la coupe latérale semble donc faible.

Ainsi, au-delà de l'angle de coupe en goujure, le rayon d'acuité en goujure de l'outil utilisé et l'avance radiale à la dent peuvent aussi avoir un impact notable sur les aspects internes de l'intégrité de surface des trous percés en AA2024-T351. En revanche, le frottement des listels de l'outil sur la surface percée n'a pas d'influence sur les aspects internes de l'intégrité de surface.

4.5 Corrélation entre les paramètres de l'opération de perçage et l'intégrité de surface

Le modèle numérique de coupe orthogonale développé a permis d'étudier l'influence de l'ensemble des paramètres de l'opération de perçage associés à la coupe latérale sur les aspects internes de l'intégrité de surface ayant un impact significatif sur la tenue en fatigue soient les déformations plastiques et les contraintes résiduelles. Cette étude a révélé l'influence mineure de la vitesse de coupe et du frottement des listels sur les parois du trou sur ces aspects internes de l'intégrité de surface. D'autre part, elle a montré l'influence notable de l'angle de coupe en goujure, du rayon d'acuité latéral et de l'avance radiale à la dent. L'état d'écrouissage du matériau en sous-surface augmente avec la diminution de l'angle de coupe et l'augmentation du rayon d'acuité latéral et de l'avance radiale à la dent. Concernant l'état de contraintes résiduelles du matériau en sous-surface, un état de contraintes compressives est favorisé avec un faible angle de coupe et un état de contraintes résiduelles de traction est favorisé avec un angle de coupe important. Par ailleurs, pour un angle de coupe en goujure positif, l'augmentation du rayon d'acuité latéral entraîne une augmentation du niveau de contraintes résiduelles. Enfin, l'état de contraintes du matériau en sous-surface peut aussi être impacté par l'avance radiale à la dent. Toutefois, l'influence de ces paramètres peut dépendre des niveaux des autres paramètres considérés. En effet, l'influence du rayon d'acuité latéral sur l'intégrité de surface est importante pour un angle de coupe positif alors qu'elle est mineure pour le cas d'un angle de coupe négatif. Parmi l'ensemble des paramètres de l'opération de perçage décrivant la coupe latérale, celui qui a l'impact le plus important sur les aspects internes de l'intégrité de surface semble être l'angle de coupe en goujure. Une intégrité de surface optimale, au regard des aspects internes, soit un état d'écrouissage important associé à un état de contraintes résiduelles compressives, pourrait être obtenue avec l'utilisation d'un outil avec un angle de coupe en goujure le plus faible possible, voire négatif.

En mettant en parallèle les résultats de cette étude numérique avec l'analyse des paramètres de l'opération de perçage considérés dans le cadre de cette étude, l'angle de coupe en goujure des outils utilisés apparaît comme le paramètre principalement responsable des différences d'intégrité de surface observées dans cette étude. L'emploi d'un outil avec un angle de coupe en goujure négatif, pour le cas du perçage axial au diamètre 9,53 mm, explique l'état d'écrouissage important du matériau en sous-surface observé au cours de l'analyse MEB-EBSD ainsi que l'état de contraintes compressives constaté avec la technique HOCT. Ceux-ci sont liés à la compression importante de la matière devant l'outil du fait de la géométrie de celui-ci et des efforts de coupe et d'avance importants mis en jeu. Au contraire, pour les autres configurations de perçage, l'emploi d'un outil avec un angle de coupe en goujure positif explique le faible niveau d'écrouissage du matériau en sous-surface observé et la présence de contraintes résiduelles de traction en bord de trou.

Le modèle numérique de coupe développé, simulant la coupe latérale mise en jeu au cours d'une opération de perçage, ne permet pas de prédire les aspects topologiques de l'intégrité de surface. Si l'influence négligeable de ceux-ci a été observée dans le cadre de cette étude, du fait des faibles valeurs de rugosité générées, des conditions de coupe dégradées pourraient réduire la tenue en fatigue d'une pièce percée du fait de la dégradation de l'état de la surface percée. Ainsi, il serait intéressant de pouvoir étudier l'influence des paramètres de l'opération de perçage sur les aspects topologiques de l'intégrité de surface, parallèlement à leur influence sur les aspects internes. Les mesures des paramètres de rugosité présentées en Partie 3.2 montrent des valeurs plus élevées, pour certains paramètres de rugosité, pour le cas du perçage axial au diamètre 9,53 mm, qui est associé à l'utilisation d'un outil avec un angle de coupe en goujure négatif contrairement aux autres configurations de perçage (Figure 4-3). Ainsi, si un angle de coupe en goujure négatif permet d'optimiser les aspects internes de l'intégrité de surface du trou percé, il est possible qu'il dégrade, en parallèle, l'état de surface du trou du fait des efforts de coupe importants qu'il met en jeu. Afin de déterminer les paramètres optimaux d'une opération de perçage, il faut donc veiller à évaluer l'impact de ceux-ci sur l'ensemble des aspects de l'intégrité de surface. Afin

d'optimiser l'intégrité de surface des trous percés en AA2024-T351, et donc la tenue en fatigue des structures, des conditions de coupe dégradées, par exemple avec l'utilisation d'un angle de coupe négatif, peuvent être mises en place pour générer un écrouissage et des contraintes résiduelles compressives au niveau du matériau en bord de trou. Cependant, celles-ci doivent être mises en place dans la limite du respect de l'exigence aéronautique en termes de rugosité.

4.6 Synthèse

Dans ce chapitre, les corrélations entre les paramètres de l'opération de perçage et les aspects internes de l'intégrité de surface sont étudiées. La coupe associée à la partie latérale de l'outil étant supposée avoir une influence prépondérante sur l'intégrité de surface devant celle associée au bout de l'outil, ce chapitre se focalise sur l'étude des paramètres de l'opération de perçage associés à la coupe latérale. Celle-ci pouvant être assimilée à une opération de coupe orthogonale, ces paramètres comprennent : l'angle de coupe en goujure, le rayon d'acuité latéral, la largeur de listel, la vitesse de coupe et l'avance radiale à la dent.

Afin d'étudier l'influence de ces paramètres sur les aspects internes de l'intégrité de surface, de façon indépendante et en considérant une large plage de valeur, un modèle numérique est développé. Celui-ci est un modèle 2D mécanique de coupe orthogonale visant à simuler l'opération de coupe latérale mise en jeu au cours du perçage. Le modèle développé par Atlati (Atlati, 2012), dans le cadre de ses travaux sur les échanges thermiques à l'interface outil/copeau, appliqués à l'usinage de l'AA2024-T351 avec un outil en carbure de tungstène, est repris et adapté à cette étude se focalisant sur l'intégrité de surface et les phénomènes mécaniques mis en jeu au cours du perçage. La stratégie de simulation de l'enlèvement de matière, considérée par Atlati (Atlati, 2012), qui est basée sur la suppression d'une bande d'éléments dans la zone de passage de la pointe de l'outil, prédéfinie à l'aide de partitions, est reprise. De plus, afin de modéliser le frottement de la pointe de l'outil sur la surface usinée au niveau de la zone de cisaillement tertiaire (ZCT) et de prédire correctement les aspects internes de l'intégrité de surface, le modèle développé par Atlati est adapté. Une partition est créée au niveau de la ZCT afin d'introduire une bande d'éléments de faible épaisseur devant la valeur du rayon d'acuité et présentant un comportement avec endommagement et suppression de l'élément au-delà d'une valeur seuil d'endommagement. En association avec une position initiale de la pointe de l'outil définie de sorte à assurer le frottement de celle-ci avec cette partition, cela permet de prendre en compte l'impact des phénomènes mécaniques liés au frottement de la pointe de l'outil sur la surface usinée sur l'intégrité de surface.

Les résultats de cette étude numérique ont montré l'influence significative de l'angle de coupe en goujure, du rayon d'acuité latéral et de l'avance radiale à la dent sur les aspects internes de l'intégrité de surface et ont révélé une influence mineure de la vitesse de coupe et du frottement des listels sur la surface percée. Parmi ces paramètres, l'angle de coupe en goujure est le paramètre ayant l'influence la plus importante sur les aspects internes de l'intégrité de surface. La diminution de l'angle de coupe entraîne une augmentation significative de la profondeur de matériau en sous-surface affectée par l'écrouissage et peut induire l'évolution d'un état de contraintes résiduelles de traction vers un état de contraintes résiduelles compressives. L'augmentation du rayon d'acuité latéral et de l'avance radiale à la dent peut entraîner, quant à elle, une augmentation de la profondeur de matériau en sous-surface affectée par l'écrouissage et du niveau de contraintes résiduelles, en fonction de l'angle de coupe considéré.

Afin d'expliquer les différences d'intégrité de surface observées avec les différentes configurations de perçage étudiées dans cette étude, les paramètres de ces opérations de perçage ont été analysés. Pour cela, l'ensemble des paramètres géométriques des outils associés à l'enlèvement de matière latéral ont été mesurés. Les résultats obtenus, mis en parallèle avec l'étude numérique menée, attribuent les différences d'intégrité observées au Chapitre 3 à la différence d'angle de coupe en goujure de l'outil utilisé. L'emploi d'un outil avec un angle de coupe en goujure négatif, pour le cas du perçage axial au

diamètre 9,53 mm, explique l'état d'écrouissage important et l'état de contraintes résiduelles compressives du matériau en sous-surface constaté pour cette configuration de perçage.

Ainsi, l'optimisation de l'intégrité de surface des trous percés en AA2024-T351, et donc la tenue en fatigue des structures, semble possible à travers l'utilisation d'un outil avec un angle de coupe négatif permettant l'optimisation des aspects internes de l'intégrité de surface. Cependant, les résultats de cette analyse, mis en parallèle avec les mesures des paramètres de rugosité présentées au Chapitre 3, montrent une potentielle dégradation de l'état de surface avec la diminution de l'angle de coupe en goujure employé. Il est donc crucial de prendre également en compte le respect de l'exigence aéronautique en termes de rugosité dans le cadre de la détermination des paramètres optimaux d'une opération de perçage.

Conclusion générale et perspectives

Conclusion générale

Dans les structures aéronautiques, les logements de fixation obtenus par perçage constituent des zones critiques à partir desquelles des endommagements et des fissures peuvent s'initier en fatigue et entraîner leur ruine. Afin d'être capable d'optimiser la tenue en service de ces structures, il est donc indispensable d'appréhender les liens entre l'opération de perçage, l'intégrité de surface du trou et la tenue en fatigue de la pièce percée. Ces travaux de thèse ont ainsi porté sur l'étude de ces liens en se focalisant sur le cas du perçage de l'alliage d'aluminium 2024-T351 qui est l'un des alliages les plus utilisés dans l'industrie aéronautique. Les objectifs des travaux de thèse étaient d'identifier d'une part les paramètres d'intégrité de surface pilotant la tenue en fatigue des pièces percées en AA2024-T351 et d'autre part les paramètres de l'opération de perçage pilotant l'intégrité de surface du trou percé. Pour cela, la thèse s'est concentrée sur l'étude de configurations de perçage industrielles et notamment sur deux procédés de perçage : le perçage axial (ou perçage conventionnel) et le perçage orbital (ou fraisage hélicoïdal).

Tout d'abord, un état de l'art a permis de mettre en évidence les enjeux industriels liés à l'utilisation de ces deux procédés de perçage ainsi que les verrous scientifiques à lever dans cette étude. Ensuite, une campagne expérimentale a été menée. Des essais de perçage ont été réalisés en considérant plusieurs configurations correspondant à une mise en œuvre optimale, selon l'usage industriel actuel, des deux techniques de perçage étudiées. Ces essais ont été instrumentés en effort et en température et une évaluation de la qualité des trous percés au regard des spécifications aéronautiques a été menée. Ces essais ont confirmé des niveaux d'effort de coupe bien plus faibles dans le cas du perçage orbital que dans le cas du perçage axial et des niveaux de températures de la pièce au cours du perçage très modestes pour les deux techniques de perçage. De plus, ils ont montré qu'une meilleure qualité de trou (rugosité, hauteur de bavure) pouvait être obtenue avec le perçage orbital. Ensuite, ces pièces percées ont été sollicitées en fatigue. Les résultats de durée de vie en fatigue ont montré que la configuration de perçage peut avoir une influence significative sur la tenue en fatigue d'une pièce trouée libre en AA2024-T351.

Cette campagne d'essais a été complétée par une caractérisation expérimentale de l'ensemble des aspects de l'intégrité de surface (aspects topologiques, mécaniques et métallurgiques). Les aspects topologiques ont été évalués à travers un large ensemble de paramètres de rugosité d'amplitude et de portance. Leurs mesures ont montré une influence mineure de la rugosité des trous percés sur la tenue en fatigue de la pièce pour ce cas d'étude.

Dans le but de guider les essais de caractérisation des aspects internes de l'intégrité de surface, un modèle numérique visant à prédire la profondeur de matériau, en sous-surface du trou, affectée à l'issue de l'opération de perçage, a été développé. L'objectif de cette étude numérique était le développement d'un modèle macroscopique relativement simple à mettre en place et permettant de travailler avec un temps de calcul raisonnable. Pour cela, la stratégie de simulation considérée par Valiorgue (Valiorgue 2008), dans ses travaux sur le tournage de l'acier, a été reprise et adaptée au cas du perçage de l'AA2024-T351. Elle consiste à s'affranchir de la simulation de l'enlèvement de matière et à appliquer un chargement équivalent mobile identifié à partir de données expérimentales sur la surface usinée. Cette

étude numérique a permis de préciser la taille de la zone d'intérêt pour les essais de caractérisation des aspects internes de l'intégrité de surface. De plus, elle a montré l'influence négligeable des sollicitations thermiques mis en jeu au cours du perçage sur les aspects d'intégrité de surface prédits par le modèle, à savoir les déformations plastiques et les contraintes résiduelles.

A partir de l'échelle d'étude définie à l'aide des résultats obtenus avec le modèle numérique, les aspects métallurgiques de l'intégrité de surface ont été caractérisés. Des essais de microdureté et de nanoindentation ainsi que des observations de l'état microstructural du matériau en sous-surface du trou, lié aux sollicitations mécaniques et thermiques, ont été menés. Les résultats obtenus ont montré l'influence positive significative de la dureté du matériau en bord de trou sur la tenue en fatigue de la pièce percée. Pour le cas des surfaces percées en AA2024-T351, la dureté est pilotée essentiellement par l'état d'écrouissage du matériau qui est généré par les sollicitations mécaniques. Les sollicitations thermiques observées n'ont, elles, pas d'impact sur l'état de la microstructure.

Les méthodes usuelles d'analyse des contraintes résiduelles s'étant révélées inadaptées dans le cadre de cette étude du fait de la faible profondeur de matériau affectée en sous-surface du trou percé, une nouvelle méthode d'analyse, nommée Hole Opening Comparative Technique (HOCT) a été mise en place. Cette méthode mécanique, dérivée de celle du découpage, s'est montrée être une méthode qualitative très adaptée pour la caractérisation de l'état de contraintes résiduelles de pièces percées en alliages d'aluminium. Les résultats obtenus avec cette technique ont révélé également une corrélation entre l'état de contraintes résiduelles du matériau en bord de trou et la tenue en fatigue de la pièce percée, les états de déformation plastique et de contraintes résiduelles du matériau ne pouvant être dissociés.

Afin d'étudier l'impact de l'opération de perçage sur les aspects de l'intégrité de surface ayant une influence significative sur la tenue en fatigue, soient les déformations plastiques et les contraintes résiduelles, un modèle de coupe mécanique 2D a été développé. Celui-ci visait à simuler la coupe latérale mise en jeu au niveau des goujures au cours du perçage. La stratégie de simulation considérée par Atlati (Atlati 2012), dans ses travaux sur les échanges thermiques à l'interface outil/copeau appliqués à l'usinage de l'AA2024-T351, a été reprise et adaptée à l'étude de l'intégrité de surface. Cette étude numérique a permis de juger de l'influence de l'ensemble des paramètres géométriques de l'outil et des paramètres de coupe, associés à la coupe latérale en perçage, sur les aspects internes de l'intégrité de surface. Les résultats obtenus ont montré que l'angle de coupe en goujure est le paramètre ayant l'influence la plus importante. Sa diminution entraîne une augmentation significative de la profondeur de matériau en sous-surface affecté par l'écrouissage et peut induire le passage d'un état de contraintes résiduelles de traction vers un état de contraintes résiduelles compressives. Par ailleurs, l'analyse des paramètres de perçage associés à la coupe latérale employés dans le cadre de cette étude a montré que c'est ce paramètre géométrique qui explique principalement les différences d'intégrité de surface constatées dans cette étude.

Ainsi, les apports majeurs de ces travaux de thèse peuvent être synthétisés de la façon suivante :

- Mise en œuvre d'une large campagne d'essais de fatigue sur éprouvettes trouées libres en AA2024-T351 obtenues avec des configurations de perçage industrielles
- Mise en œuvre d'une large campagne de caractérisation de l'intégrité de surface des trous percés
- Développement d'un modèle numérique permettant d'appréhender la profondeur de matériau affectée en sous-surface du trou
- Mise en place d'une nouvelle méthode (HOCT) pour analyser l'état de contraintes résiduelles du matériau en bord de trou dans le cas d'une faible profondeur de matériau affectée
- Etablissement des corrélations entre les paramètres de l'opération de perçage, l'intégrité de surface du trou percé et la tenue en fatigue de la pièce percée pour le cas des configurations de perçage industrielles de l'AA2024-T351 étudiées
- Identification du rôle majeur de l'écrouissage et des contraintes résiduelles dans la différence de tenue en fatigue des pièces percées en AA2024-T351 avec différents procédés

- Identification du paramètre de l'opération de perçage le plus influant sur la tenue en fatigue des pièces percées en AA2024-T351 : l'angle de coupe en goujure

Perspectives de recherche

A l'issue de ces travaux de thèse, plusieurs perspectives de recherche peuvent être proposées.

Les paramètres de l'intégrité de surface d'un trou percé ayant une influence sur la tenue en fatigue de la pièce et les paramètres de l'opération de perçage ayant un impact sur ces paramètres d'intégrité de surface ont été identifiés dans le cadre de cette étude. Une optimisation du procédé de perçage orbital, basée sur l'ensemble des résultats obtenus au cours de ces travaux, pourrait alors être réalisée à l'avenir en déterminant les paramètres optimaux à utiliser pour ce procédé conduisant à une durée de vie des pièces percées équivalente à celle obtenue avec le procédé de perçage conventionnel voire supérieure. Cela permettrait de déployer ce procédé, qui présente de nombreux avantages économiques et permet d'envisager plus aisément le One-way assembly, pour l'assemblage des structures aéronautiques.

La technique HOCT développée dans le cadre de ses travaux s'est révélée être une méthode qualitative adaptée pour la caractérisation de l'état de contraintes résiduelles de pièces percées en alliages d'aluminium. Cependant, elle ne permet pas encore d'évaluer quantitativement le niveau des contraintes résiduelles en bord de trou. Afin de pouvoir mener à bien une analyse quantitative avec cette méthode, il est nécessaire de développer un modèle numérique permettant de déterminer l'état de contraintes résiduelles du matériau en bord de trou correspondant à la déformée de l'éprouvette mesurée expérimentalement. Le développement d'un tel modèle pourrait être basé sur une identification par méthode inverse.

Les essais de fatigue menés dans cette étude ont considéré uniquement des éprouvettes élémentaires trouées libres. Cela a permis de mener une première analyse des corrélations entre l'intégrité de surface du trou percé et la tenue en fatigue de la pièce en s'affranchissant des phénomènes liés à l'introduction d'une fixation. Il serait intéressant, par la suite, de mener des essais de fatigue en double cisaillement considérant des éprouvettes assemblées à l'aide d'une fixation afin de juger de l'influence des paramètres d'intégrité de surface dans le cas d'un trou habité. Cela permettrait de prendre en compte l'influence du couple de serrage et du jeu de l'assemblage et d'étudier également le mode de chargement avec un effort transisant à travers la fixation.

Les modèles numériques développés dans le cadre de ces travaux de thèse se sont focalisés sur l'impact de l'opération de perçage sur l'intégrité de surface du trou percé. Il pourrait être intéressant de disposer également d'un modèle numérique permettant d'étudier l'impact de l'intégrité de surface sur la tenue en fatigue de la pièce percée. Cela permettrait d'étudier de manière plus approfondie l'impact des différents paramètres d'intégrité de surface sur la durée de vie en fatigue en considérant notamment plusieurs niveaux pour les déformations plastiques et les contraintes résiduelles. Par ailleurs, les essais de fatigue étant coûteux en moyens et en temps, un tel modèle pourrait permettre également d'étudier de façon numérique l'impact de l'intégrité de surface sur la tenue en fatigue dans le cas d'un trou habité. Enfin, il faudra y ajouter l'étude plus large de l'influence de l'état de surface pour comprendre comment se distribuent les rôles joués par chaque paramètre d'intégrité de surface en fonction de leur étendue et de leurs interactions.

Bibliographie

- Achard, V. (2016). *Etude du procédé d'expansion à froid des alésages au sein des structures aéronautiques en métaux durs*, Thèse INSA de Toulouse. <http://www.theses.fr/2016ISAT0037>
- Adibi-Sedeh, A. H., Madhavan, V., & Bahr, B. (2003). Extension of Oxley's Analysis of Machining to Use Different Material Models. *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, 125(4), 656-666. <https://doi.org/10.1115/1.1617287>
- Arrazola, P. J., Arriola, I., & Davies, M. A. (2009). Analysis of the influence of tool type, coatings, and machinability on the thermal fields in orthogonal machining of AISI 4140 steels. *CIRP Annals*, 58(1), 85-88. <https://doi.org/10.1016/j.cirp.2009.03.085>
- ASTM E92-82. (2003) Standard Test Method for Vickers Hardness of Metallic Materials. ASTM INTERNATIONAL
- Atlati, S. (2012). *Développement d'une nouvelle approche hybride pour la modélisation des échanges thermiques à l'interface outil-copeau : Application à l'usinage de l'alliage d'aluminium aéronautique AA2024-T351*, Thèse Université de Lorraine. <https://hal.univ-lorraine.fr/tel-01749259>
- Azeem, A., & Feng, H.-Y. (2013). Cutting force prediction for ball-end mills with non-horizontal and rotational cutting motions. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 67(5-8), 1833-1845. <https://doi.org/10.1007/s00170-012-4612-3>
- Baldwin, W. M. (1949). Residual stresses in metals. *Proc. American Society for Testing and Materials*, 49.
- Barge, M. (2005). *Etude expérimentale et numérique des mécanismes de coupe par abrasion*, Thèse Ecole Centrale de Lyon. <http://www.theses.fr/2005ECDL0017>
- Barralis, J., Castex, L., & Maeder, G. (1999). Précontraintes et traitements superficiels. *Techniques de l'ingénieur*, M1180 v2.
- Bezombes, F. A., Allanson, D. R., Burton, D. R., & Lalor, M. J. (2003). High-speed temperature measurements using novel optical-fiber-based systems. *Proc. SPIE 5145, Microsystems Engineering: Metrology and Inspection III*, 117-127. <https://doi.org/10.1117/12.499915>
- Biermann, D., Iovkov, I., Blum, H., Rademacher, A., Taebi, K., Suttmeier, F. T., & Klein, N. (2012). Thermal Aspects in Deep Hole Drilling of Aluminium Cast Alloy Using Twist Drills and MQL. *Procedia CIRP*, 3, 245-250. <https://doi.org/10.1016/j.procir.2012.07.043>
- Boman, R. (2010). *Développement d'un formalisme Arbitraire Lagrangien Eulérien tridimensionnel en dynamique implicite. Application aux opérations de mise à forme*, Thèse Université de Liège. <http://bictel.ulg.ac.be/ETD-db/collection/available/ULgetd-05172010-091736>
- Bono, M., & Ni, J. (2001). The effects of thermal distortions on the diameter and cylindricity of dry drilled holes. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 41(15), 2261-2270. [https://doi.org/10.1016/S0890-6955\(01\)00047-5](https://doi.org/10.1016/S0890-6955(01)00047-5)

Bibliographie

- Bono, M., & Ni, J. (2002a). A Model for Predicting the Heat Flow into the Workpiece in Dry Drilling. *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, 124(4), 773-777. <https://doi.org/10.1115/1.1511176>
- Bono, M., & Ni, J. (2002b). A Method for Measuring the Temperature Distribution Along the Cutting Edges of a Drill. *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, 124(4), 921-923. <https://doi.org/10.1115/1.1511525>
- Bouchareine, P. (1999). Métrologie des surfaces. *Techniques de l'ingénieur*, R1390 v1.
- Brinksmeier, E., & Fangmann, S. (2010). Burr and cap formation by orbital drilling of aluminum. In J. Aurich & D. Dornfeld (Éds.), *Burrs-Analysis, Control and Removal* (p. 31-45). Springer, Berlin, Heidelberg. https://doi.org/10.1007/978-3-642-00568-8_4
- Carrilero, M. S., & Marcos, M. (1996). On the Machinability of Aluminium and Aluminium Alloys. *Journal of the Mechanical Behavior of Materials*, 7(3), 179-194. <https://doi.org/10.1515/JMBM.1996.7.3.179>
- Chakherlou, T. N., Mirzajanzadeh, M., Abazadeh, B., & Saeedi, K. (2010). An investigation about interference fit effect on improving fatigue life of a holed single plate in joints. *European Journal of Mechanics - A/Solids*, 29(4), 675-682. <https://doi.org/10.1016/j.euromechsol.2009.12.009>
- Chakherlou, T. N., Shakouri, M., Aghdam, A. B., & Akbari, A. (2012). Effect of cold expansion on the fatigue life of Al 2024-T3 in double shear lap joints : Experimental and numerical investigations. *Materials & Design*, 33, 185-196. <https://doi.org/10.1016/j.matdes.2011.07.024>
- Chomienne, V. (2015). *Etude de l'influence de l'intégrité de surface en tournage de l'acier 15-5PH sur la tenue en fatigue en flexion rotative*, Thèse INSA de Lyon. <https://hal.archives-ouvertes.fr/tel-01153220/>
- Davies, M. A., Ueda, T., M'Saoubi, R., Mullany, B., & Cooke, A. L. (2007). On The Measurement of Temperature in Material Removal Processes. *CIRP Annals*, 56(2), 581-604. <https://doi.org/10.1016/j.cirp.2007.10.009>
- de Sousa, P. F. B., Borges, V. L., Pereira, I. C., da Silva, M. B., & Guimarães, G. (2012). Estimation of heat flux and temperature field during drilling process using dynamic observers based on Green's function. *Applied Thermal Engineering*, 48, 144-154. <https://doi.org/10.1016/j.applthermaleng.2012.04.061>
- Deleuze, C. (2010). *Méthodologie d'analyse des contraintes résiduelles par diffraction des rayons X sur des pièces d'alliages de titane de nuance Ti-10V-2Fe-3Al*, Thèse Arts et Métiers ParisTech. <https://pastel.archives-ouvertes.fr/pastel-00537861>
- Denkena, B., Boehnke, D., & Dege, J. H. (2008). Helical milling of CFRP–titanium layer compounds. *CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology*, 1(2), 64-69. <https://doi.org/10.1016/j.cirpj.2008.09.009>
- Develay, R. (1992). Propriétés de l'aluminium et des alliages d'aluminium corroyés. *Techniques de l'ingénieur*, M440 v2.
- Dörr, J., Mertens, Th., Engering, G., & Lahres, M. (2003). 'In-situ' temperature measurement to determine the machining potential of different tool coatings. *Surface and Coatings Technology*, 174-175, 389-392. [https://doi.org/10.1016/S0257-8972\(03\)00708-4](https://doi.org/10.1016/S0257-8972(03)00708-4)
- Elajrami, M., Benguediab, M., & Ronald, G. (2008). Effect of various drilling procedures on the fatigue life of rivet holes. *Synthèse: Revue Des Sciences et de La Technologie*, 19(0), 67-75. <https://www.ajol.info/index.php/srst/article/view/118057>

- Everett Jr., R. A. (2004). *The Effect of Hole Quality on the Fatigue Life of 2024-T3 Aluminum Alloy Sheet* (NASA/TM-2004-212658, ARL-TR-3106). U.S. Army Research Laboratory, Langley Research Center. <https://ntrs.nasa.gov/citations/20040110776>
- Faurie, J.-P., Monnier, P., Niku-Lari, A., & Sutterlin, R. (2003). *Guide du dessinateur les concentrations de contraintes*. Centre technique des industries mécaniques, Senlis.
- Field, M., & Kahles, J. F. (1964). The surface integrity of machined and ground high strength steels. *DMIC Report*, 210, 54-77.
- Gadelmawla, E. S., Koura, M. M., Maksoud, T. M. A., Elewa, I. M., & Soliman, H. H. (2002). Roughness parameters. *Journal of Materials Processing Technology*, 123(1), 133-145. [https://doi.org/10.1016/S0924-0136\(02\)00060-2](https://doi.org/10.1016/S0924-0136(02)00060-2)
- Ganguly, S., Fitzpatrick, M. E., & Edwards, L. (2006). Use of neutron and synchrotron X-ray diffraction for evaluation of residual stresses in a 2024-T351 aluminum alloy variable-polarity plasma-arc weld. *Metallurgical and Materials Transactions A*, 37, 411-420. <https://doi.org/10.1007/s11661-006-0012-3>
- Gauthier, J., Krause, T. W., & Atherton, D. L. (1998). Measurement of residual stress in steel using the magnetic Barkhausen noise technique. *NDT & E International*, 31(1), 23-31. [https://doi.org/10.1016/S0963-8695\(97\)00023-6](https://doi.org/10.1016/S0963-8695(97)00023-6)
- Giasin, K., Hodzic, A., Phadnis, V., & Ayvar-Soberanis, S. (2016). Assessment of cutting forces and hole quality in drilling Al2024 aluminium alloy: Experimental and finite element study. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 87, 2041-2061. <https://doi.org/10.1007/s00170-016-8563-y>
- Girinon, M. (2017). *Développement d'un modèle numérique sur l'étude de l'intégrité des surfaces en perçage*, Thèse Université de Lyon. <http://www.theses.fr/2017LYSEE003>
- Girinon, M., Valiorgue, F., Karaouni, H., & Feulvarch, É. (2018). 3D numerical simulation of drilling residual stresses. *Comptes Rendus Mécanique*, 346(8), 701-711. <https://doi.org/10.1016/j.crme.2018.06.003>
- Girod, F., Cahuc, O., Couetard, Y., K'Nevez, J. Y., Laporte, S., Darnis, P., Dargnat, F., Battaglia, J. L., Lepetitcorps, Y., Manaud, J. P., Coupard, D., Gehin, D., Calamaz, M., & Iliescu, D. (2008). *Perçage des structures aéronautiques : Les résultats du projet MEDOC*. 1er colloque Aquitaine - Québec - Mécanique des Matériaux et des Structures pour l'Aéronautique.
- Grzesik, W., Rech, J., Żak, K., & Claudin, C. (2009). Machining performance of pearlitic–ferritic nodular cast iron with coated carbide and silicon nitride ceramic tools. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 49(2), 125-133. <https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2008.10.003>
- Haan, D. M., Batzer, S. A., Olson, W. W., & Sutherland, J. W. (1997). An experimental study of cutting fluid effects in drilling. *Journal of Materials Processing Technology*, 71(2), 305-313. [https://doi.org/10.1016/S0924-0136\(97\)00089-7](https://doi.org/10.1016/S0924-0136(97)00089-7)
- Hamade, R. F., & Ismail, F. (2005). A case for aggressive drilling of aluminum. *Journal of Materials Processing Technology*, 166(1), 86-97. <https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2004.07.099>
- Harzallah, M., Pottier, T., Gilblas, R., Landon, Y., Mousseigne, M., & Senatore, J. (2018). A coupled in-situ measurement of temperature and kinematic fields in Ti-6Al-4V serrated chip formation at micro-scale. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 130-131, 20-35. <https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2018.03.003>

Bibliographie

- Harzallah, M. (2018). *Caractérisation in-situ et modélisation des mécanismes et couplages thermomécaniques en usinage—Application à l'alliage de titane Ti-6Al-4V*, Thèse IMT - Ecole Nationale Supérieure des Mines d'Albi Carmaux. <http://www.theses.fr/2018EMAC0002>
- Huda, Z., Taib, N. I., & Zaharinie, T. (2009). Characterization of 2024-T3 : An aerospace aluminum alloy. *Materials Chemistry and Physics*, 113(2-3), 515-517. <https://doi.org/10.1016/j.matchemphys.2008.09.050>
- Irisarri, F.-X. (2010). *Stratégies de calcul pour l'optimisation multiobjectif des structures composites*, Thèse Université de Toulouse. <https://tel.archives-ouvertes.fr/tel-00514120>
- ISO 4287. (1997) Spécification géométrique des produits (GPS) - État de surface : Méthode du profil - Termes, définitions et paramètres d'état de surface, ISO
- ISO 4288. (1996) Spécification géométrique des produits (GPS) - État de surface : Méthode du profil - Règles et procédures pour l'évaluation de l'état de surface, ISO
- ISO 25178-2. (2012) Spécification géométrique des produits (GPS) - État de surface : Surfacicque - Partie 2: Termes, définitions et paramètres d'états de surface, ISO
- Iyer, R., Koshy, P., & Ng, E. (2007). Helical milling : An enabling technology for hard machining precision holes in AISI D2 tool steel. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 47(2), 205-210. <https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2006.04.006>
- Jawahir, I. S., & Balaji, A. K. (2003). Machining. In G. E. Totten & D. S. MacKenzie (Éds.), *Handbook of Aluminium* (Vol. 1, p. 1073-1103). M. Dekker, New York, Basel.
- Jerez Mesa, R. (2018). *Study and characterisation of surface integrity modification after ultrasonic vibration-assisted ball burnishing*, Thèse Université de Toulouse. <http://thesesups.ups-tlse.fr/3903/>
- Ji, C., Li, Y., Qin, X., Zhao, Q., Sun, D., & Jin, Y. (2015). 3D FEM simulation of helical milling hole process for titanium alloy Ti-6Al-4V. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 81, 1733-1742. <https://doi.org/10.1007/s00170-015-7323-8>
- Johnson, G. R., & Cook, W. H. (1983). A constitutive model and data for metals subjected to large strains, high strain rates and high temperatures. *Scribd*. <https://www.scribd.com/document/81848138/A-Constitutive-Model-and-Data-for-Metals>
- Jrad, M. (2007). *Modélisation du perçage à grande vitesse : Approches analytique, numérique et expérimentale*, Thèse Université de Metz. <http://www.theses.fr/2007METZ037S>
- Kamaya, M., Wilkinson, A. J., & Titchmarsh, J. M. (2005). Measurement of plastic strain of polycrystalline material by electron backscatter diffraction. *Nuclear Engineering and Design*, 235(6), 713-725. <https://doi.org/10.1016/j.nucengdes.2004.11.006>
- Kamgaing Souop, L. A. (2020). *Etude et optimisation du perçage orbital robotisé pour les structures aéronautiques*, Thèse Université de Toulouse.
- Kim, K. W., Lee, W. Y., & Sin, H. C. (1999). A finite-element analysis of machining with the tool edge considered. *Journal of Materials Processing Technology*, 86(1-3), 45-55. [https://doi.org/10.1016/S0924-0136\(98\)00230-1](https://doi.org/10.1016/S0924-0136(98)00230-1)
- Kishawy, H. A., Dumitrescu, M., Ng, E.-G., & Elbestawi, M. A. (2005). Effect of coolant strategy on tool performance, chip morphology and surface quality during high-speed machining of A356 aluminum alloy. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 45(2), 219-227. <https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2004.07.003>

- Kitagawa, H. T. S. (1976). Applicability of fracture mechanics to very small cracks or the cracks in the early stage. *Proceedings of the second International Conference on Mechanical Behaviour of Materials*, 627-631.
- Koklu, U. (2012). Influence of the process parameters and the mechanical properties of aluminum alloys on the burr height and the surface roughness in dry drilling. *Material and technology*, 46(2), 103–108.
- Kurt, M., Bagci, E., & Kaynak, Y. (2009). Application of Taguchi methods in the optimization of cutting parameters for surface finish and hole diameter accuracy in dry drilling processes. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 40, 458-469. <https://doi.org/10.1007/s00170-007-1368-2>
- Kurt, M., Kaynak, Y., & Bagci, E. (2008). Evaluation of drilled hole quality in Al 2024 alloy. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 37, 1051-1060. <https://doi.org/10.1007/s00170-007-1049-1>
- Ladonne, M. (2016). *Modélisation du procédé de perçage assisté par vibrations forcées : Prise en compte de l'environnement Pièce-Outil-Machine*, Thèse Ecole nationale supérieure d'arts et métiers - ENSAM. <https://pastel.archives-ouvertes.fr/tel-02612216>
- Lai, M. O., Oh, J. T., & Nee, A. Y. C. (1993). Fatigue properties of holes with residual stresses. *Engineering Fracture Mechanics*, 45(5), 551–557. [https://doi.org/10.1016/0013-7944\(93\)90262-Q](https://doi.org/10.1016/0013-7944(93)90262-Q)
- Lanciotti, A., & Polese, C. (2005). The effect of interference-fit fasteners on the fatigue life of central hole specimens. *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures*, 28, 587-597. <https://doi.org/10.1111/j.1460-2695.2005.00902.x>
- Lapujoulade, F. (2003). *Simulation des phénomènes vibratoires intervenant en usinage. Etat des recherches et perspectives*, Thèse d'HDR Université de Lyon.
- Latger, F., Harris, T., & Björklund, S. (2002). Drilling cost model. *SAE Technical Paper 2002-01-2632*. <https://doi.org/10.4271/2002-01-2632>.
- Le Coz, G., Marinescu, M., Devillez, A., Dudzinski, D., & Velnom, L. (2012). Measuring temperature of rotating cutting tools : Application to MQL drilling and dry milling of aerospace alloys. *Applied Thermal Engineering*, 36, 434-441. <https://doi.org/10.1016/j.applthermaleng.2011.10.060>
- Le Coz, G. (2012). *Usinage de l'inconel 718 : Intégrité de surface, mesure de température et modèle analytique du fraisage périphérique*, Thèse Université de Lorraine. <https://tel.archives-ouvertes.fr/tel-00917010>
- Lehockey, E. M., Lin, Y.-P., & Lepik, O. E. (2000). Mapping Residual Plastic Strain in Materials Using Electron Backscatter Diffraction. In A. J. Schwartz, M. Kumar, & B. L. Adams (Éds.), *Electron Backscatter Diffraction in Materials Science* (p. 247-264). Springer, Boston, MA. https://doi.org/10.1007/978-1-4757-3205-4_20
- Leon-Salamanca, T., & Bray, D. F. (1996). Residual stress measurement in steel plates and welds using critically refracted longitudinal (LCR) waves. *Research in Nondestructive Evaluation*, 7, 169-184. <https://doi.org/10.1007/BF01606385>
- Lesuer, D. (1999). *Experimental investigation of material models for Ti-6Al-4V and 2024-T3* (UCRL-ID-134691). Lawrence Livermore National Laboratory.
- Leverant, G. R., Langer, B. S., Yuen, A., & Hopkins, S. W. (1979). Surface residual stresses, surface topography and the fatigue behavior of Ti-6Al-4V. *Metallurgical Transactions A*, 10, 251-257. <https://doi.org/10.1007/BF02817635>

Bibliographie

- Li, H., He, G., Qin, X., Wang, G., Lu, C., & Gui, L. (2014). Tool wear and hole quality investigation in dry helical milling of Ti-6Al-4V alloy. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 71, 1511-1523. <https://doi.org/10.1007/s00170-013-5570-0>
- Li, Z., & Liu, Q. (2013). Surface topography and roughness in hole-making by helical milling. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 66, 1415-1425. <https://doi.org/10.1007/s00170-012-4419-2>
- List, G., Nouari, M., Géhin, D., Gomez, S., Manaud, J. P., Le Petitcorps, Y., & Girot, F. (2005). Wear behaviour of cemented carbide tools in dry machining of aluminium alloy. *Wear*, 259(7-12), 1177-1189. <https://doi.org/10.1016/j.wear.2005.02.056>
- List, G. (2004). *Etude des mécanismes d'endommagement des outils carbure WC-Co par la caractérisation de l'interface outil-copeau. Application à l'usinage à sec de l'alliage d'aluminium aéronautique AA2024-T351*, Thèse Arts et Métiers ParisTech. <https://pastel.archives-ouvertes.fr/pastel-00001178>
- Liu, J., Yue, Z. F., & Liu, Y. S. (2007). Surface finish of open holes on fatigue life. *Theoretical and Applied Fracture Mechanics*, 47(1), 35-45. <https://doi.org/10.1016/j.tafmec.2006.10.008>
- Longbottom, J. M., & Lanham, J. D. (2005). Cutting temperature measurement while machining – a review. *Aircraft Engineering and Aerospace Technology*, 77(2), 122-130. <https://doi.org/10.1108/00022660510585956>
- Lu, J. (2003). Fatigue des alliages ferreux—Facteurs d'influence. *Techniques de l'ingénieur, BM5043 v1*.
- Mabrouki, T., Girardin, F., Asad, M., & Rigal, J.-F. (2008). Numerical and experimental study of dry cutting for an aeronautic aluminium alloy (A2024-T351). *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 48(11), 1187-1197. <https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2008.03.013>
- Macherauch, E., & Kloss, K. H. (1986). *Proceedings of the international conference on residual stresses*, 3-26.
- Maximov, J. T., Anchev, A. P., Dunchev, V. P., Ganey, N., Duncheva, G. V., & Selimov, K. F. (2017). Effect of slide burnishing basic parameters on fatigue performance of 2024-T3 high-strength aluminium alloy. *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures*, 40(11), 1893-1904. <https://doi.org/10.1111/ffe.12608>
- Milbradt, K. (1951). Ring-method determination of residual stresses. *Proc SESA*, 9(1), 63-74.
- Mondelin, A. (2012). *Modélisation de l'intégrité des surfaces usinées : Application au cas du tournage finition de l'acier inoxydable 15-5PH*, Thèse Ecole Centrale de Lyon. <https://tel.archives-ouvertes.fr/tel-00838512>
- Montoya, M., Calamaz, M., Gehin, D., & Girot, F. (2014). Numerical Simulation of Workpiece Thermal Field in Drilling CFRP/Aluminum Alloy. *Key Engineering Materials*, 611-612, 1226-1235. <https://doi.org/10.4028/www.scientific.net/KEM.611-612.1226>
- M'saoubi, R., Outeiro, J. C., Chandrasekaran, H., Dillon Jr, O. W., & Jawahir, I. S. (2008). A review of surface integrity in machining and its impact on functional performance and life of machined products. *International Journal of Sustainable Manufacturing*, 1(1-2), 203–236. <https://doi.org/10.1504/IJSM.2008.019234>
- Munroe, J., Wilkins, K., & Gruber, M. (2000). *Integral Airframe Structures (IAS)—Validated Feasibility Study of Integrally Stiffened Metallic Fuselage Panels for Reducing Manufacturing Costs*. Technical Report: NASA/CR-2000-209337.

- Newman, J. C., Johnson, W. S., & Zhao, W. (2009). *Assessment of Residual Stresses and Hole Quality on the Fatigue Behavior of Aircraft Structural Joints* (DOT/FAA/AR-07/56,V1). Air Traffic Organization NextGen & Operations Planning Office of Research and Technology Development Washington, DC 20591. <http://www.tc.faa.gov/its/worldpac/techrpt/ar0756v1.pdf>
- NF EN 573-3. (2019). Aluminium et alliages d'aluminium - Composition chimique et forme des produits corroyés - Partie 3 : composition chimique et forme des produits, AFNOR
- NF EN 485-2. (2018). Aluminium et alliages d'aluminium - Tôles, bandes et tôles épaisses - Partie 2 : caractéristiques mécaniques. AFNOR
- NF E66-520-7. (2000). Domaine de fonctionnement des outils coupants - Couple outil-matière - Partie 7: Application à la technologie de perçage dans le plein. AFNOR
- NF E66-520-8. (2000). Domaine de fonctionnement des outils coupants - Couple outil-matière - Partie 8: Mode d'obtention du couple outil-matière en perçage dans le plein. AFNOR
- Ni, W. (2007). Orbital drilling of aerospace materials. *SAE Technical Paper 2007-01-3814*. <https://doi.org/10.4271/2007-01-3814>
- Norton, J., & Rosenthal, D. (1944). Stress measurement by x-ray diffraction. *Proc Soc Exp Stress Anal*, 1(2), 73-76.
- Nouari, M. (2000). *Modélisation de l'usure par diffusion des outils de coupe en usinage à grande vitesse*, Thèse Université de Metz. <http://www.theses.fr/2000METZ039S>
- Nouari, M., List, G., Girot, F., & Coupard, D. (2003). Experimental analysis and optimisation of tool wear in dry machining of aluminium alloys. *Wear*, 255(7-12), 1359-1368. [https://doi.org/10.1016/S0043-1648\(03\)00105-4](https://doi.org/10.1016/S0043-1648(03)00105-4)
- Novovic, D., Dewes, R. C., Aspinwall, D. K., Voice, W., & Bowen, P. (2004). The effect of machined topography and integrity on fatigue life. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 44(2), 125-134. <https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2003.10.018>
- Ozcelik, B., & Bagci, E. (2006). Experimental and numerical studies on the determination of twist drill temperature in dry drilling: A new approach. *Materials & Design*, 27(10), 920-927. <https://doi.org/10.1016/j.matdes.2005.03.008>
- Pauze, N. (2008). *Fatigue corrosion dans le sens travers court de tôles d'aluminium 2024-T351 présentant des défauts de corrosion localisée*, Thèse Ecole Nationale Supérieure des Mines de Saint-Etienne. <https://tel.archives-ouvertes.fr/tel-00359611>
- Pereira, R. B. D., Brandão, L. C., de Paiva, A. P., Ferreira, J. R., & Davim, J. P. (2017). A review of helical milling process. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 120, 27-48. <https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2017.05.002>
- Pharr, G. M. (1998). Measurement of mechanical properties by ultra-low load indentation. *Materials Science and Engineering: A*, 253(1-2), 151-159. [https://doi.org/10.1016/S0921-5093\(98\)00724-2](https://doi.org/10.1016/S0921-5093(98)00724-2)
- Pramanik, A., Dixit, A. R., Chattopadhyaya, S., Uddin, M. S., Dong, Y., Basak, A. K., & Littlefair, G. (2017). Fatigue life of machined components. *Advances in Manufacturing*, 5, 59-76. <https://doi.org/10.1007/s40436-016-0168-z>
- Prieto Yespica, W. J., & José, W. (2012). *Etude comparative du comportement électrochimique des alliages d'aluminium 2024 T351 et 7075 T7351 en milieu neutre de sulfate de sodium*, Thèse Université de Toulouse. <https://oatao.univ-toulouse.fr/8333/>

Bibliographie

- Prime, M. B. (2001). Cross-Sectional Mapping of Residual Stresses by Measuring the Surface Contour After a Cut. *Journal of Engineering Materials and Technology*, 123(2), 162-168. <https://doi.org/10.1115/1.1345526>
- Pujana, J., Rivero, A., Celaya, A., & López de Lacalle, L. N. (2009). Analysis of ultrasonic-assisted drilling of Ti6Al4V. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 49(6), 500-508. <https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2008.12.014>
- Qi, Z., Li, B., & Xiong, L. (2014). The formation mechanism and the influence factor of residual stress in machining. *Frontiers of Mechanical Engineering*, 9(3), 265-269. <https://doi.org/10.1007/s11465-014-0311-0>
- Ralph, W. C., Johnson, W. S., Makeev, A., & Newman, J. C. (2007). Fatigue performance of production-quality aircraft fastener holes. *International Journal of Fatigue*, 29(7), 1319-1327. <https://doi.org/10.1016/j.ijfatigue.2006.10.016>
- Ralph, W. C., Stevenjohnson, W., Toivonen, P., Makeev, A., & Newmanjr, J. (2006). Effect of various aircraft production drilling procedures on hole quality. *International Journal of Fatigue*, 28(8), 943-950. <https://doi.org/10.1016/j.ijfatigue.2005.09.009>
- Rech, J., Hamdi, H., & Valette, S. (2008). Workpiece Surface Integrity. In J. Paulo Davim (Éd.), *Machining* (p. 59-96). Springer, London. https://doi.org/10.1007/978-1-84800-213-5_3
- Rendler, N. J., & Vigness, I. (1966). Hole-drilling strain-gage method of measuring residual stresses. *Experimental Mechanics*, 6, 577-586. <https://doi.org/10.1007/BF02326825>
- Rey, P. A. (2016). *Caractérisation et optimisation du perçage orbital du Ti6Al4V et d'empilages CFRP/Ti6Al4V*, Thèse Université de Toulouse. <http://thesesups.ups-tlse.fr/3207/>
- Rossini, N. S., Dassisti, M., Benyounis, K. Y., & Olabi, A. G. (2012). Methods of measuring residual stresses in components. *Materials & Design*, 35, 572-588. <https://doi.org/10.1016/j.matdes.2011.08.022>
- Santos, M. C., Machado, A. R., Sales, W. F., Barrozo, M. A. S., & Ezugwu, E. O. (2016). Machining of aluminum alloys : A review. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 86, 3067-3080. <https://doi.org/10.1007/s00170-016-8431-9>
- Sasahara, H. (2008). Helical feed milling with MQL for Boring of Aluminum Alloy. *Journal of Advanced Mechanical Design, Systems, and Manufacturing*, 2(6), 1030-1040. <https://doi.org/10.1299/jamdsm.2.1030>
- Sato, M., Aoki, T., Tanaka, H., & Takeda, S. (2013). Variation of temperature at the bottom surface of a hole during drilling and its effect on tool wear. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 68, 40-47. <https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2013.01.007>
- Saunders, L. K. L. (2003). A finite element model of exit burrs for drilling of metals. *Finite elements in analysis and design*, 40(2), 139-158. [https://doi.org/10.1016/S0168-874X\(02\)00194-4](https://doi.org/10.1016/S0168-874X(02)00194-4)
- Seidt, J. D., & Gilat, A. (2013). Plastic deformation of 2024-T351 aluminum plate over a wide range of loading conditions. *International Journal of Solids and Structures*, 50(10), 1781-1790. <https://doi.org/10.1016/j.ijsolstr.2013.02.006>
- Stoney, G. G. (1909). The tension of thin metallic films deposited by electrolysis. *Proc R Soc London*, 82, 172-175.
- Sun, D., Lemoine, P., Keys, D., Doyle, P., Malinov, S., Zhao, Q., Qin, X., & Jin, Y. (2018). Hole-making processes and their impacts on the microstructure and fatigue response of aircraft alloys. *The*

- International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 94, 1719-1726. <https://doi.org/10.1007/s00170-016-9850-3>
- Suraratchai, M., Limido, J., Mabru, C., & Chieragatti, R. (2008). Modelling the influence of machined surface roughness on the fatigue life of aluminium alloy. *International Journal of Fatigue*, 30(12), 2119-2126. <https://doi.org/10.1016/j.ijfatigue.2008.06.003>
- Taylor, D., & Clancy, O. M. (1991). THE FATIGUE PERFORMANCE OF MACHINED SURFACES. *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures*, 14(2-3), 329-336. <https://doi.org/10.1111/j.1460-2695.1991.tb00662.x>
- Teng, X., & Wierzbicki, T. (2004). Effect of fracture criteria on high velocity perforation of thin beams. *International Journal of Computational Methods*, 1(1), 171-200. <https://doi.org/10.1142/S0219876204000058>
- Totis, G., Adams, O., Sortino, M., Veselovac, D., & Klocke, F. (2014). Development of an innovative plate dynamometer for advanced milling and drilling applications. *Measurement*, 49, 164-181. <https://doi.org/10.1016/j.measurement.2013.11.049>
- Trimble, D., & O'Donnell, G. E. (2016). Flow stress prediction for hot deformation processing of 2024Al-T3 alloy. *Transactions of Nonferrous Metals Society of China*, 26(5), 1232-1250. [https://doi.org/10.1016/S1003-6326\(16\)64194-8](https://doi.org/10.1016/S1003-6326(16)64194-8)
- Ueda, T., Nozaki, R., & Hosokawa, A. (2007). Temperature Measurement of Cutting Edge in Drilling - Effect of Oil Mist-. *CIRP Annals*, 56(1), 93-96. <https://doi.org/10.1016/j.cirp.2007.05.024>
- Valiorgue, F. (2008). *Simulation des processus de génération de contraintes résiduelles en tournage du 316L. Nouvelle approche numérique et expérimentale*, Thèse Ecole Nationale Supérieure des Mines de Saint-Etienne. <https://tel.archives-ouvertes.fr/tel-00359196>
- Wagner, V., Vissio, A., Chanal, H., & Duc, E. (2012). Etude de la relation entre les conditions de coupe et la morphologie des copeaux en fraisage de l'aluminium 2050. *MUGV 2012*. MUGV, Saint Etienne, France.
- Walton, H. W. (2002). Deflection methods to estimate residual stress. In G. Totten, M. Howes, & T. Inoue (Éds.), *Handbook of residual stress and deformation of steel* (p. 89-98). ASM International, Materials Park, Ohio.
- Wang, W. (2014). *Etude des mécanismes de recristallisation de nouveaux alliages à base de Ni*, Thèse Université Paris Sud]. <https://tel.archives-ouvertes.fr/tel-01024285/>
- Wang, Y., Zhu, Y., Hou, S., Sun, H., & Zhou, Y. (2017). Investigation on fatigue performance of cold expansion holes of 6061-T6 aluminum alloy. *International Journal of Fatigue*, 95, 216-228. <https://doi.org/10.1016/j.ijfatigue.2016.10.030>
- Whinnem, E., Lipczynski, G., & Eriksson, I. (2009). Development of Orbital Drilling for the Boeing 787. *SAE International Journal of Aerospace*, 1(1), 811-816. <https://doi.org/10.4271/2008-01-2317>
- Wu, J., & Han, R. D. (2009). A new approach to predicting the maximum temperature in dry drilling based on a finite element model. *Journal of Manufacturing Processes*, 11(1), 19-30. <https://doi.org/10.1016/j.jmapro.2009.07.001>
- Xie, Q., Bayoumi, A. E., & Kendall, L. A. (1990). On tool wear and its effect on machined surface integrity. *Journal of materials shaping technology*, 8, 255-265. <https://doi.org/10.1007/BF02833822>
- Yao, C., Ma, L., Du, Y., Ren, J., & Zhang, D. (2017). Surface integrity and fatigue behavior in shot-peening for high-speed milled 7055 aluminum alloy. *Proceedings of the Institution of Mechanical*

Bibliographie

- Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture*, 231(2), 243-256.
<https://doi.org/10.1177/0954405415573704>
- Zaghibani, I., & Songmene, V. (2009). A force-temperature model including a constitutive law for Dry High Speed Milling of aluminium alloys. *Journal of Materials Processing Technology*, 209(5), 2532-2544. <https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2008.05.050>
- Zeilmann, R. P., & Weingaertner, W. L. (2006). Analysis of temperature during drilling of Ti6Al4V with minimal quantity of lubricant. *Journal of Materials Processing Technology*, 179(1-3), 124-127. <https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2006.03.077>
- Zupanc, U., & Grum, J. (2011). Surface Integrity of Shot Peened Aluminium Alloy 7075-T651. *Strojniški Vestnik – Journal of Mechanical Engineering*, 57(5), 379-384. <https://doi.org/10.5545/sv-jme.2010.142>

Annexes

Annexe A. Répétabilité des mesures des actions mécaniques

- Perçage axial

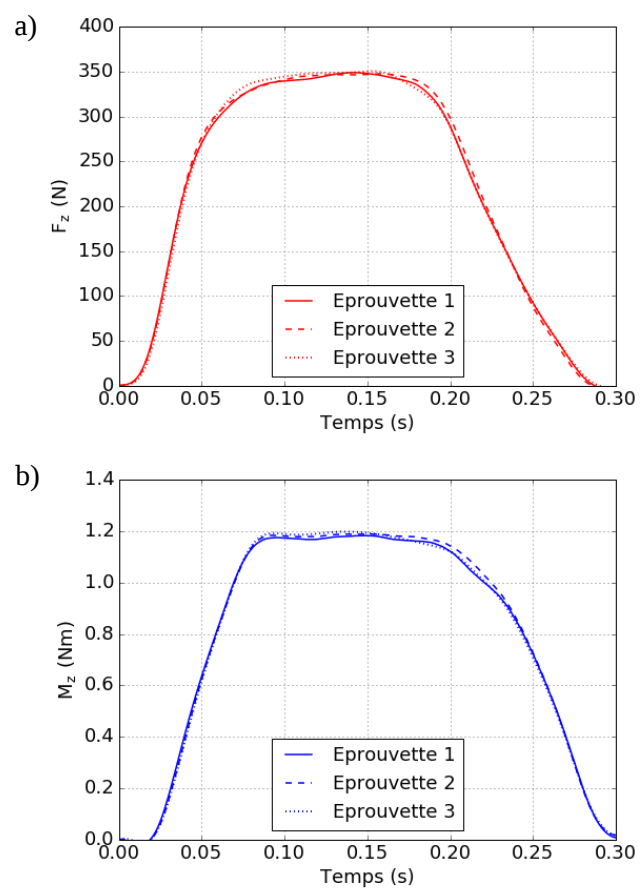


Figure A-1 : Répétabilité des mesures des actions mécaniques en perçage axial : F_z (a) et M_z (b)

- Perçage orbital

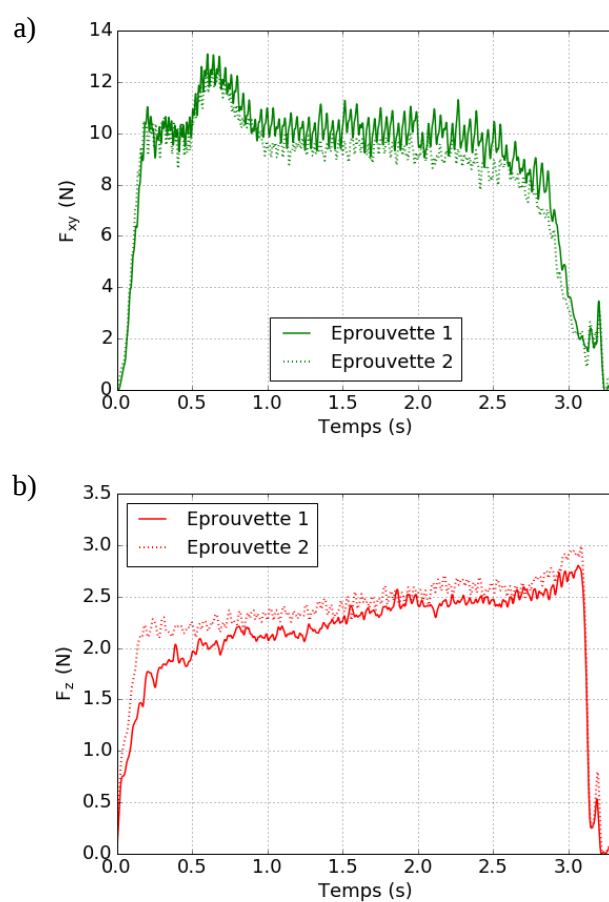


Figure A-2 : Répétabilité des mesures des actions mécaniques en perçage orbital : F_{xy} (a) et F_z (b)

Annexe B. Répétabilité des mesures de température

- Perçage axial

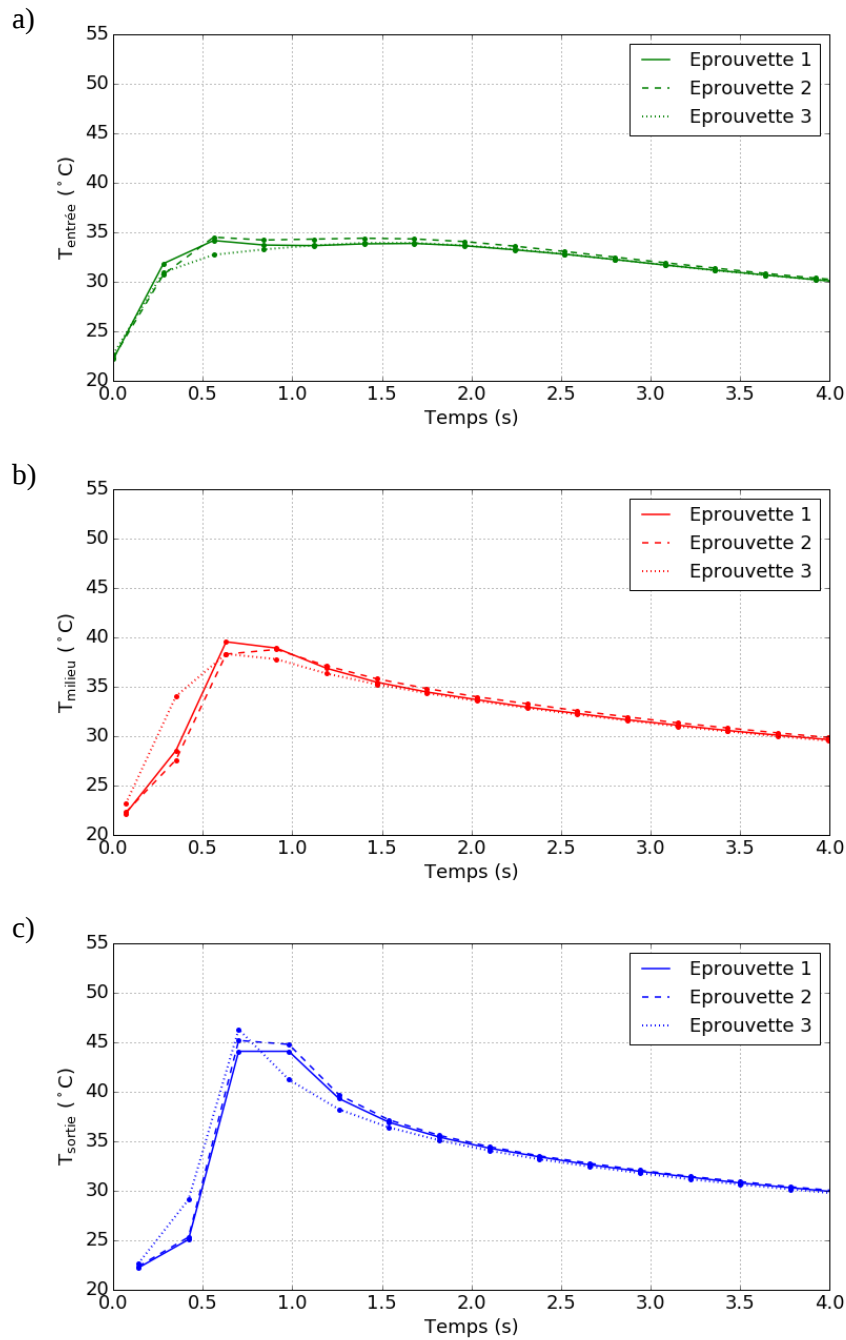


Figure B-1 : Répétabilité des mesures de température en perçage axial : $T_{\text{entrée}}$ (a), T_{milieu} (b) et T_{sortie} (c)

- Perçage orbital

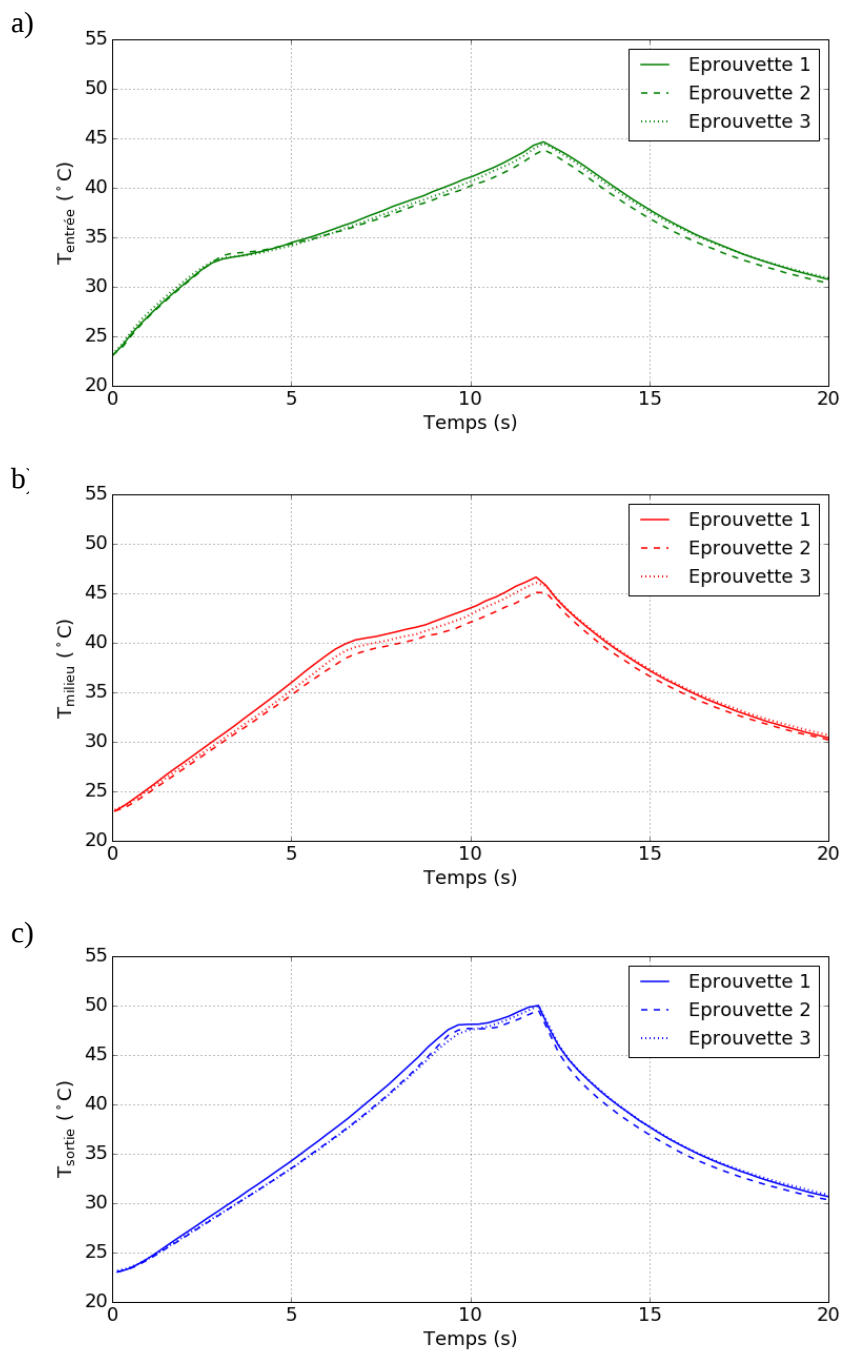


Figure B-2 : Répétabilité des mesures de température en perçage orbital : $T_{\text{entrée}}$ (a), T_{milieu} (b) et T_{sortie} (c)

Annexe C. Analyse des contraintes résiduelles en bord de trou par la méthode DRX

- Conditions expérimentales des analyses menées
 - Eprouvettes : éprouvettes, en AA2024-T351, trouées libres de « type T », présentées au Chapitre 2, d'épaisseur 3,175 mm et 6,35 mm, percées avec le procédé axial avec un diamètre de perçage de 6,35 mm
 - Points d'acquisitions : 5 points situés au niveau de la face d'entrée du perçage et répartis suivant la direction radiale (espacés de 2 mm) analysés avant et après perçage (Figure C-1)
 - Diffractomètre : X'Pert PRO MPD diffractometer, collimator $0.5 \times 1.0 \text{ mm}^2$ (Figure C-2)
 - Tension maximale du générateur de rayons X : 40 kV
 - Tension maximale du générateur de rayons X : 30 mA
 - Anode : Cobalt $\text{CrK}\alpha$ radiation
 - Filtre : Fe
 - Constantes d'Elasticité Radiocristallographiques (CER) de l'AA2024-T351 : $\frac{1}{2} S_2 = 18,317.10^6 \text{ MPa}^{-1}$ et $S_1 = 4,624.10^{-6} \text{ MPa}^{-1}$
 - Plans cristallins analysés : $\{4\ 2\ 2\}$
 - Angle de Bragg : 136°
 - Directions de mesure : $\phi = 0^\circ$ et $\phi = 90^\circ$
 - Série de mesure par direction : 19 orientations allant de $\psi = -40^\circ$ à $\psi = 40^\circ$
 - Temps moyen pour une série de mesure par direction : 2h 30 min

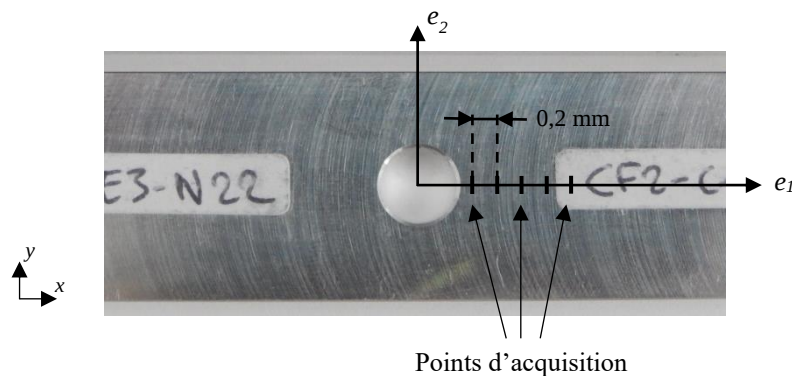


Figure C-1 : Localisation des points d'acquisition pour l'analyse des contraintes résiduelles par la méthode DRX



Figure C-2 : Dispositif d'analyse des contraintes résiduelles par DRX

- Résultats

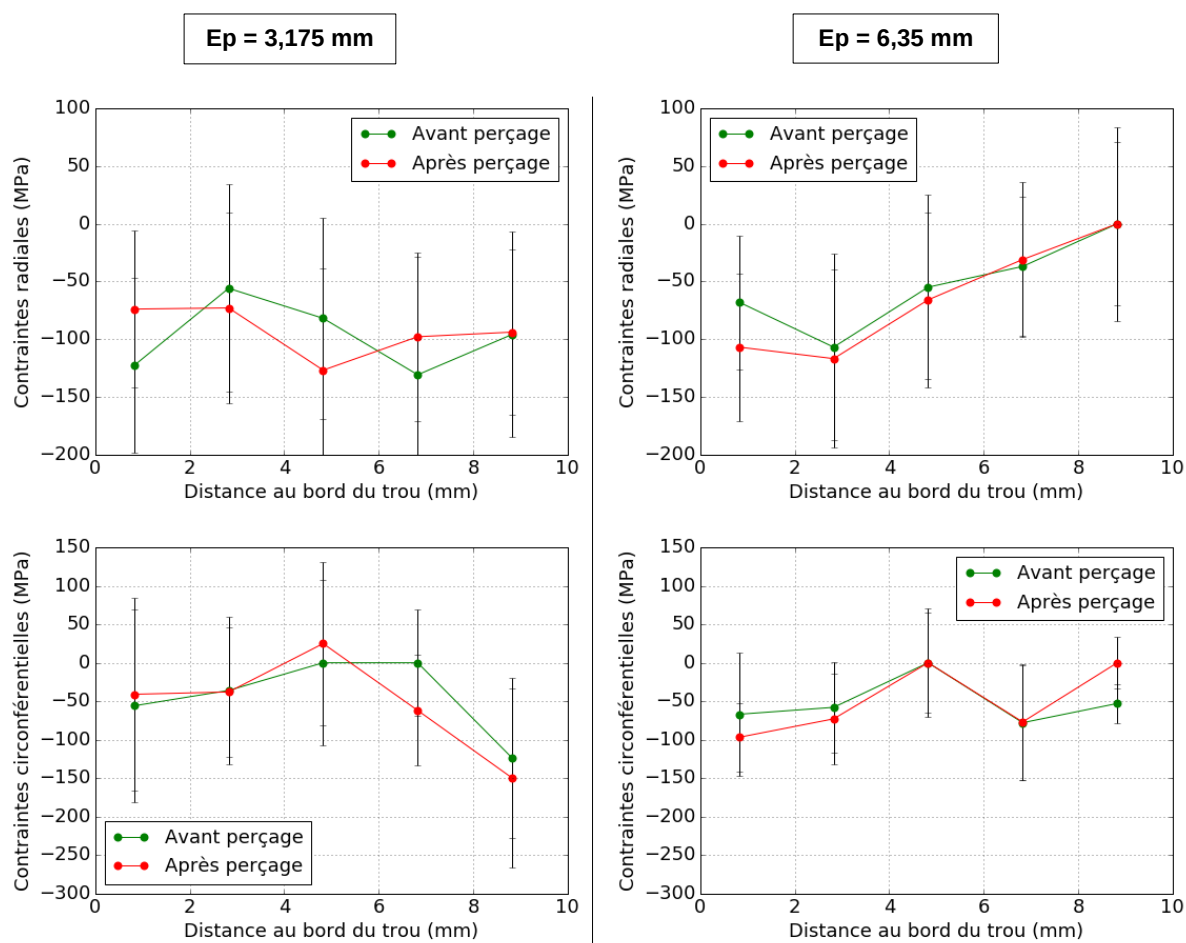


Figure C-3 : Résultats de l'analyse des contraintes résiduelles en bord de trou par la méthode DRX

Annexe D. Analyse des contraintes résiduelles en bord de trou par la méthode du trou incrémental

- Conditions expérimentales des analyses menées
 - Eprouvette : éprouvette, en AA2024-T351, trouée libre de « type T », présentée au Chapitre 2, d'épaisseur 3,175 mm percée avec le procédé axial avec un diamètre de perçage de 6,35 mm
 - Localisation du perçage incrémental : à 2 mm du bord de trou (Figure D-1)

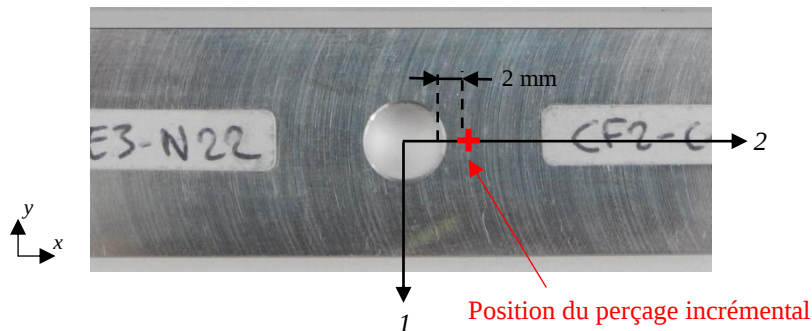


Figure D-1 : Localisation du perçage incrémental effectué

- Dispositif de perçage incrémental et d'acquisition et de traitement des données : MELIAD RMSHD40 (Figure D-2)
- Outil : fraise en carbure à fond plat de diamètre 1,8 mm (Figure D-3-a)
- Avance : $1,5 \cdot 10^{-6}$ mm/tr
- Vitesse de coupe : 250 m/mn
- Lubrification : à sec
- Profondeur du perçage : 1,2 mm
- Pas de mesure (profondeur) : 100 μ m
- Mesure des déformations : rosettes (HBM K-Ry6) à trois directions de lecture (0° , 90° et 45°) avec cible de 1,8 mm (Figure D-3-b)

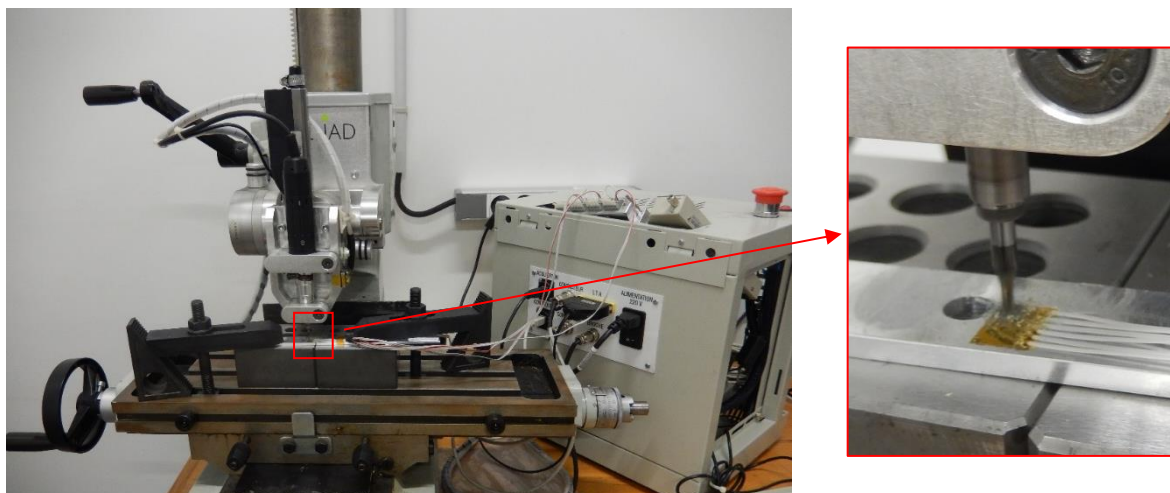


Figure D-2 : Dispositif d'analyse des contraintes résiduelles par la méthode du trou incrémental

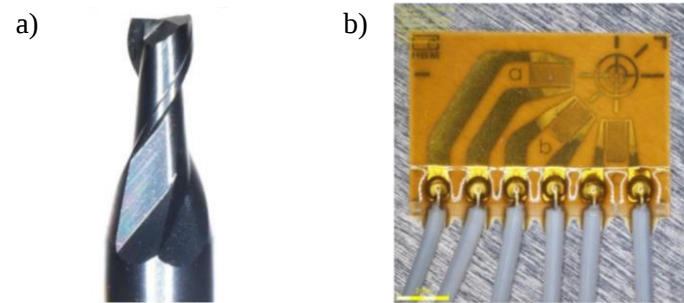
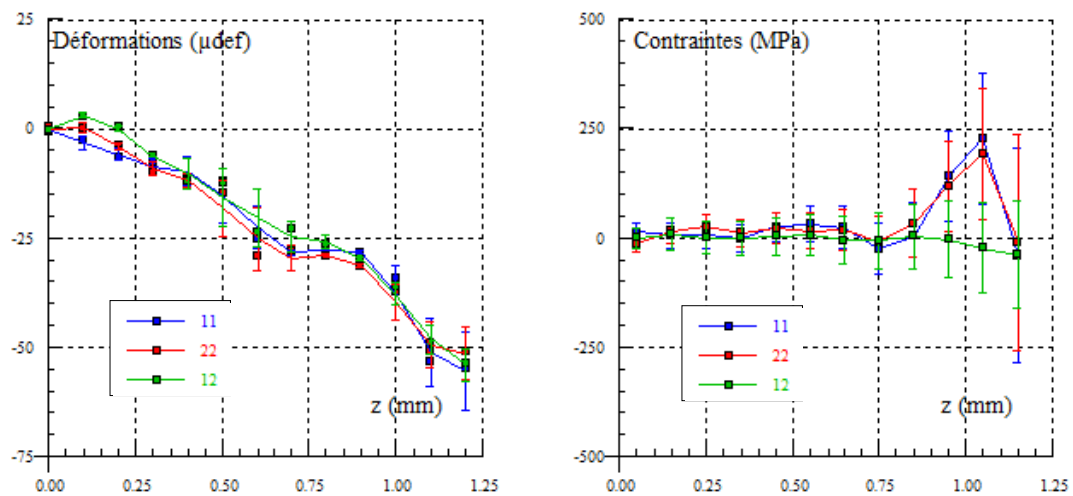


Figure D-3 : Fraise (a) et rosette (b) utilisées pour le perçage incrémental

- Résultats

Eprouvette 1



Eprouvette 2

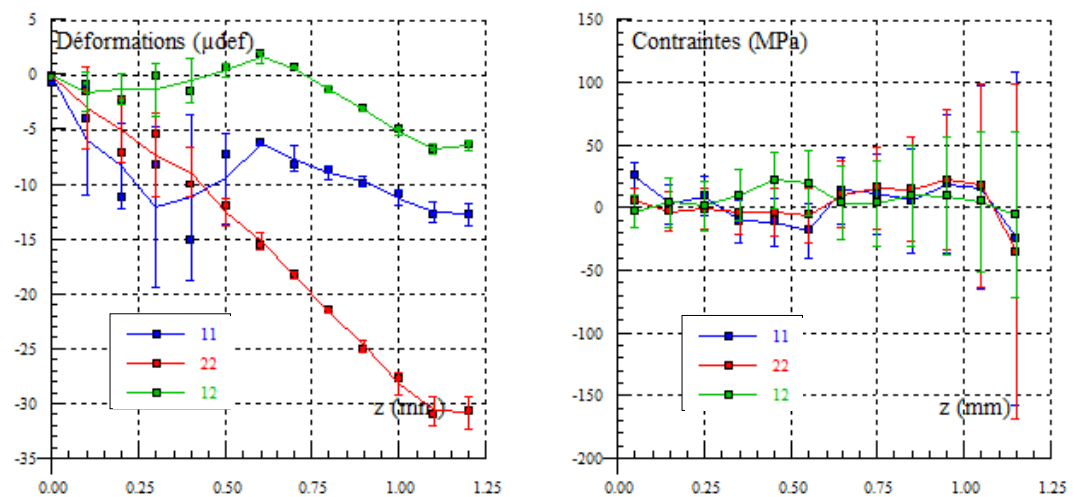


Figure D-4 : Résultats de l'analyse des contraintes résiduelles en bord de trou par la méthode du trou incrémental : déformations mesurées et contraintes résiduelles déduites en fonction de la profondeur du perçage incrémental

Annexe E. Analyse de l'état de dureté du matériau en bord de trou par mesure de profils de microdureté

- Conditions expérimentales des analyses menées
 - Eprouvette : éprouvette, en AA2024-T351, trouée libre de « type T », présentée au Chapitre 2, d'épaisseur 3,175 mm percée avec le procédé axial avec un diamètre de perçage de 6,35 mm
 - Points de mesure : deux profils radiaux au niveau de la face d'entrée du perçage considérant des points espacés de 200 μm (Figure E-1)
 - Microdureté : Vickers
 - Charge maximale appliquée : 1 kgf
 - Temps d'indentation : 15 s

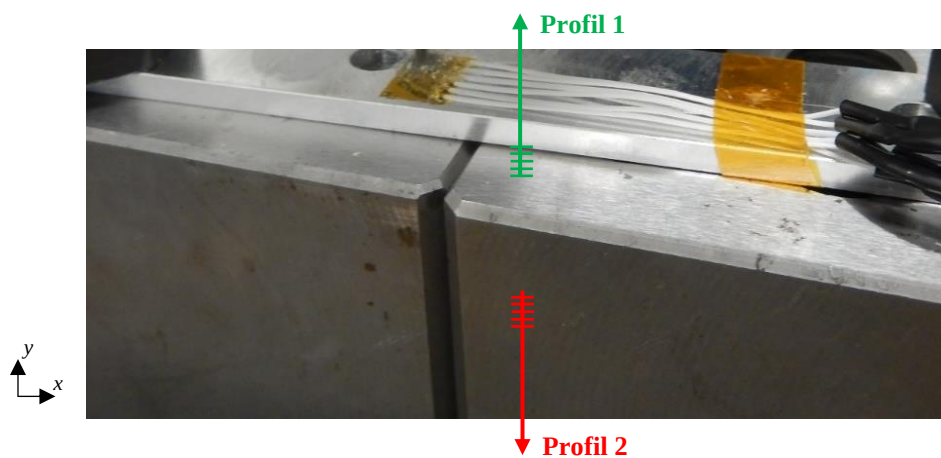


Figure E-1 : Profils de mesure pour les essais de microdureté

- Résultats

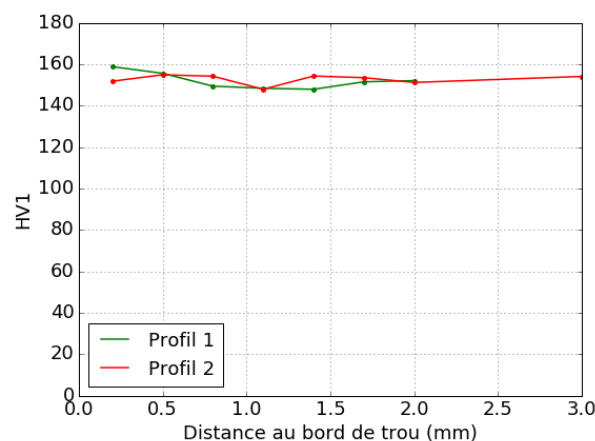


Figure E-2 : Résultats des mesures de profil de microdureté Vickers

Annexe F. Etude de la température mise en jeu au niveau d'une surface percée en AA2024-T351 à l'aide d'un modèle éléments finis considérant l'application d'un flux thermique mobile équivalent

- Objectifs

Cette annexe présente un modèle éléments finis développé sous ABAQUS® afin de déterminer, par méthode inverse, le flux thermique subi par une surface percée en AA2024-T351, à partir de mesures expérimentales de température effectuées à l'aides de thermocouples (avec les mêmes moyens de mesure et configuration d'essais que ceux présentés en Partie 2.3.3). Les mesures expérimentales de température correspondant aux niveaux de température vus par la pièce à 0,2 mm du bord de trou et ne pouvant pas fournir la température vue par la pièce au niveau de la surface percée, le flux thermique équivalent identifié est ensuite utilisé afin de prédire la température mise en jeu au niveau de la surface percée.

- Configuration de perçage étudiée

Les paramètres de l'opération de perçage considérés pour la simulation numérique sont présentés en Tableau F-1 :. Ils correspondent à une configuration de perçage industrielle et à des paramètres de coupe optimaux déterminés à l'aide d'un Couple-Outil Matière. Les températures mesurées expérimentalement au cours de cette opération de perçage sont présentées en Figure F-1.

Matériau pièce	AA2024-T351
Epaisseur pièce (mm)	12
Procédé de perçage	Axial
Diamètre perçage (mm)	6,35
Outil	Foret hélicoïdal en carbure de tungstène Tivoly
Lubrification	Micro-lubrification externe
N (tr/mm)	4010
V_c (m/mm)	80
V_{fa} (mm/mm)	401
f_a (mm/tr)	0,1

Tableau F-1 : Paramètres de l'opération de perçage simulée

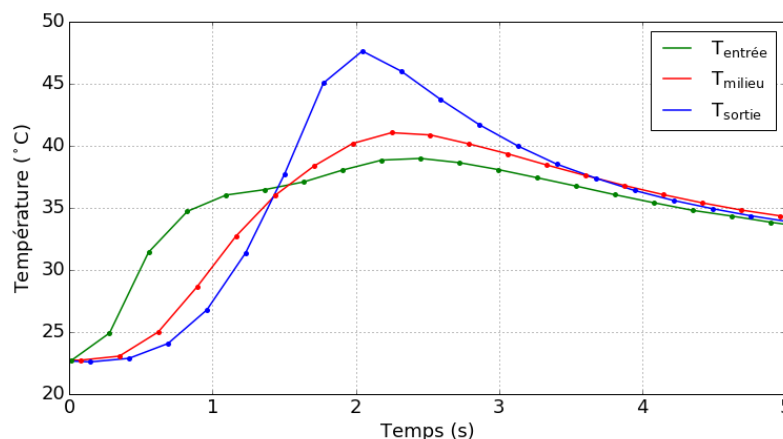


Figure F-1 : Mesures de températures expérimentales de la pièce percée à 0,2 mm du bord de trou, pour la configuration de perçage simulée

- Flux thermique équivalent

Le flux thermique équivalent à la génération des températures présentées en Figure F-1 est déterminé à partir d'un modèle éléments finis par méthode inverse. Il prend en compte l'échauffement de la pièce lié à la coupe du matériau et aux frottements des listels de l'outil sur la paroi du trou percé. Ainsi, il est appliqué sur une hauteur correspondant à la hauteur de contact entre la pièce percée et l'outil et les phases de descente et de remontée de l'outil sont simulées. La plupart des auteurs de la littérature qui développent des modèles de simulation du perçage avec application d'un chargement thermique équivalent mettent en place des modèles axisymétriques (Bono & Ni, 2002; Montoya et al., 2014; Saunders, 2003). Ainsi, le flux thermique équivalent est considéré comme axisymétrique par rapport à l'axe du perçage. La forme du flux a été estimée à partir de formes de flux thermique considérées par des auteurs de la littérature (Biermann et al., 2012; Montoya et al., 2014) et son niveau a été déterminé par méthode inverse à partir du modèle éléments finis développé. Ceux-ci sont présentés en Figure F-2.

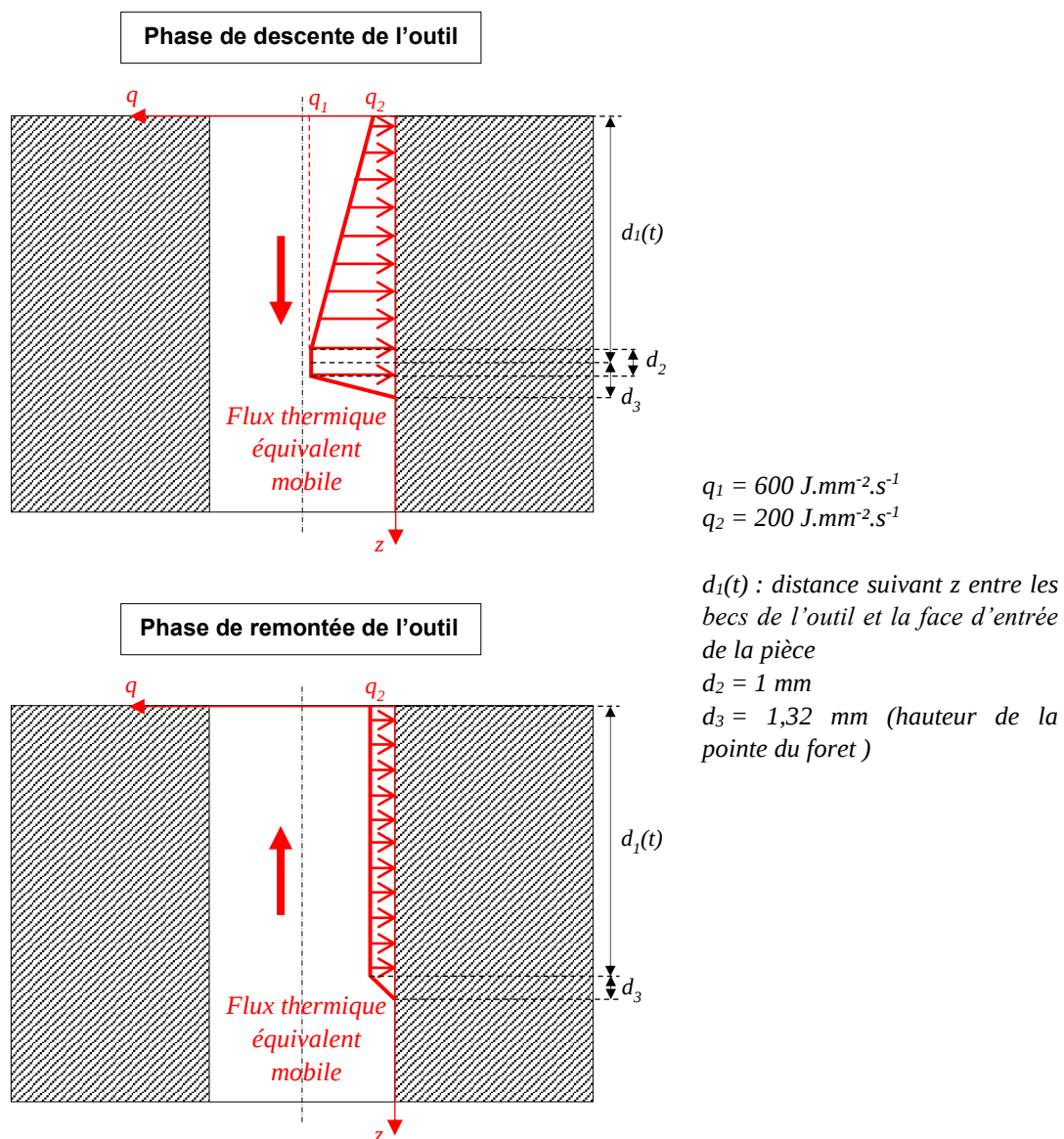


Figure F-2 : Forme et niveau du flux thermique équivalent

- Modèle éléments finis

Afin d'être représentatif de la globalité des effets thermiques mis en jeu au cours du perçage, la pièce percée est modélisée dans sa globalité dans le modèle. Des éléments de type C3D8T sont utilisés pour le maillage de la pièce en bord de trou (Figure F-3) et des partitions sont réalisées de sorte à pouvoir relever les résultats de température au niveau de la position des soudures chaudes des thermocouples utilisés pour les mesures expérimentales. La globalité de l'opération de perçage étant simulée, le calcul est résolu en intégration implicite.

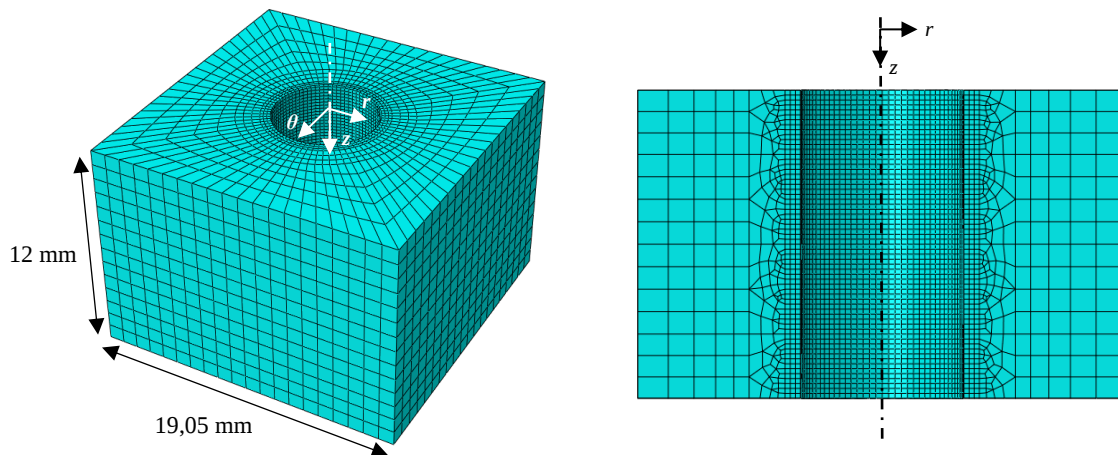


Figure F-3 : Maillage de la pièce percée

Les propriétés thermomécaniques de la pièce percée définies dans le modèle sont celles présentées en Tableau 1-2 et, de la même manière que pour le modèle avec application d'un chargement mécanique équivalent, la loi de comportement du matériau considérée est la loi de Johnson-Cook établie par Seidt et Gilat (Seidt & Gilat, 2013).

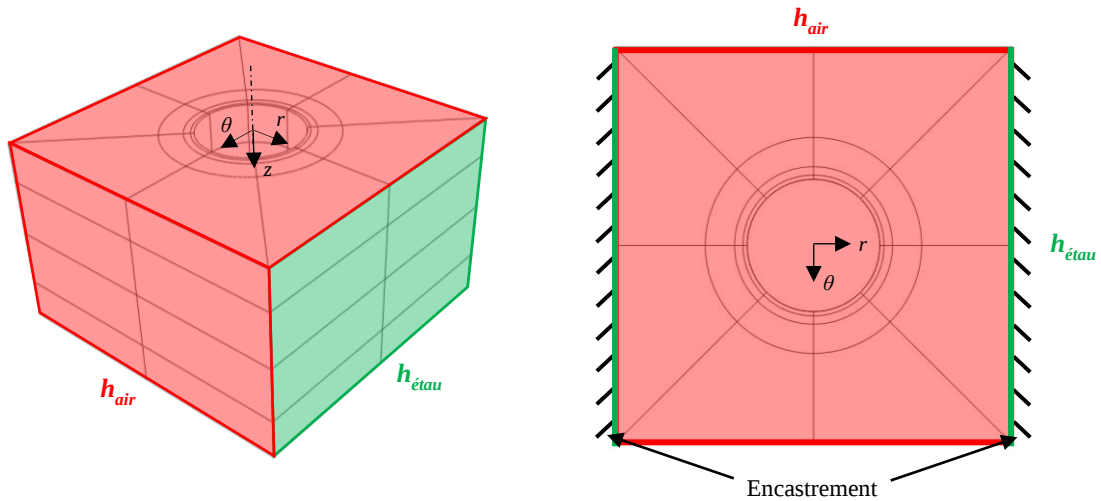
Au cours de l'opération de perçage étudiée, une partie de la chaleur reçue par la pièce au cours du perçage est évacuée par l'air et une autre par l'étau dans lequel elle est serrée. Les conditions aux limites thermiques définies dans le modèle numérique doivent donc être représentatives de ces deux phénomènes. Afin de les modéliser, des « conditions aux limites de convection équivalentes » ont été définies avec un « coefficient d'échange convectif équivalent » différent en fonction des surfaces de la pièce en contact avec l'air et des surfaces en contact avec l'étau (Figure F-4-a).

Ces coefficients thermiques équivalents ont été déterminés, par méthode inverse à l'aide d'un modèle éléments finis, à partir de mesures expérimentales de température effectuées au cours du refroidissement, d'une pièce percée chauffée au préalable dans une étuve à 100°C. Pour obtenir deux coefficients distincts en fonction des surfaces en contact avec l'air ou avec l'étau, ces mesures ont été réalisées pour un refroidissement de pièce à l'air libre et serrée dans un étau (Figure F-4-b). Un coefficient, h_{air} , de 8 W.m⁻².K⁻¹, ayant été déterminé à partir du refroidissement de la pièce à l'air libre, est appliqué dans le modèle sur l'ensemble des surfaces à l'air libre au cours du perçage (exceptée la surface percée) et un coefficient, $h_{\text{étau}}$ de 2000 W.m⁻².K⁻¹, ayant été déterminé à partir du refroidissement de la pièce serrée dans l'étau, est appliqué sur les deux surfaces en contact avec l'étau. Concernant les conditions aux limites mécaniques, les surfaces de la pièce en contact avec l'étau ont été encastrees.

Le flux thermique équivalent mobile est implémenté dans le modèle via le développement d'une routine utilisateur Abaqus *DFLUX* et est appliqué sous forme de sollicitation de type « Surface heat flux ». Il est déplacé suivant l'axe du perçage (z) suivant la vitesse d'avance de l'outil et, de la même manière que pour l'application du chargement mécanique mobile équivalent, il est déplacé avec un pas de temps égal au maximum au temps nécessaire pour parcourir la hauteur d'une maille.

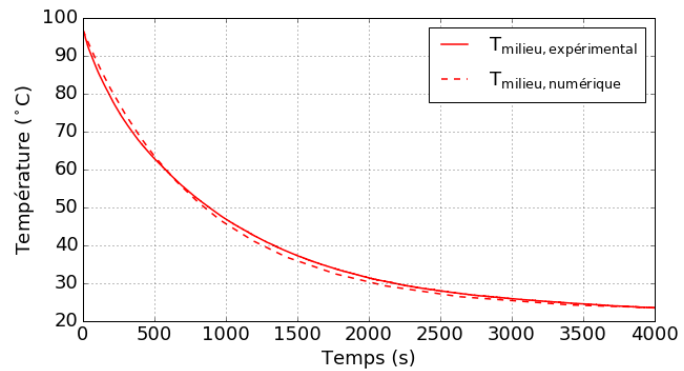
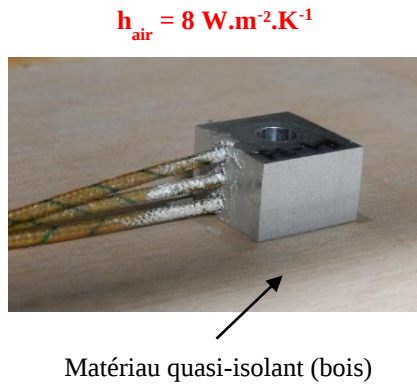
Annexe F. Etude de la température mise en jeu au niveau d'une surface percée en AA2024-T351 à l'aide d'un modèle éléments finis considérant l'application d'un flux thermique mobile équivalent

a)



b)

Détermination de h pour les surfaces de la pièce à l'air libre



Détermination de h pour les surfaces en contact avec l'étau

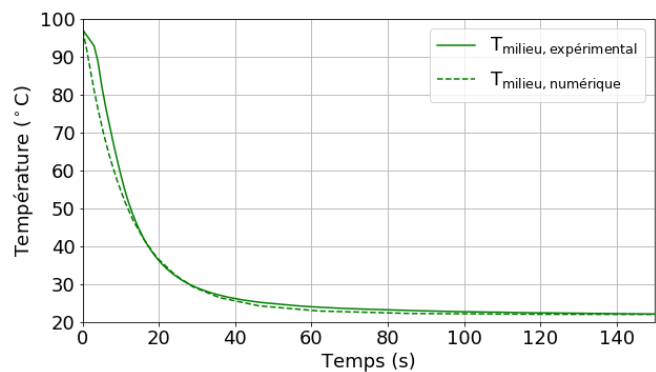
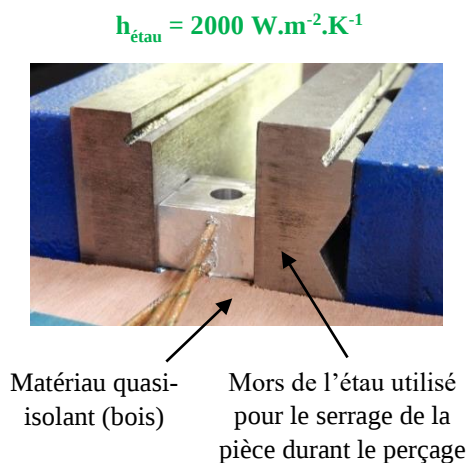


Figure F-4 : Conditions aux limites thermiques et mécaniques (a) et détermination des coefficients d'échange convectifs équivalents pour les surfaces de la pièce percée à l'air libre et en contact avec l'étau (b)

- Comparaison des températures obtenues expérimentalement avec le modèle numérique considérant l'application d'un flux thermique équivalent mobile déterminé par méthode inverse

La Figure F-5 présente les résultats de température vues par la pièce percée à 0,2 mm du bord de trou obtenues expérimentalement et avec le modèle numérique considérant l'application d'un flux thermique équivalent déterminé par méthode inverse. Les températures obtenues avec les deux moyens sont relativement proches et valident le flux thermique équivalent identifié.

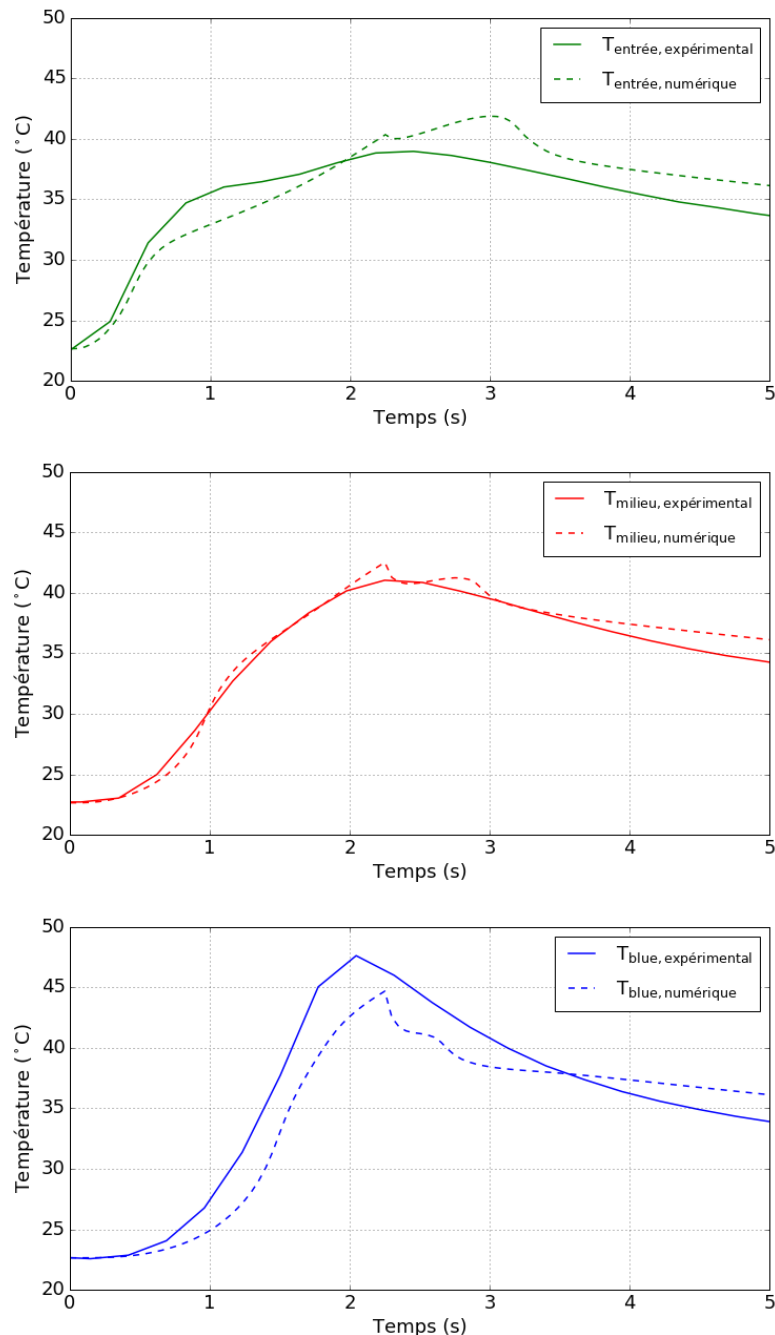


Figure F-5 : Comparaison des températures vues par la pièce percée à 0,2 mm du bord obtenues expérimentalement avec le modèle numérique considérant l'application d'un flux thermique équivalent déterminé par méthode inverse

- Analyse de la température vue par la pièce au niveau de la surface percée

La Figure F-6 montre la température de la pièce percée à un instant de la phase de descente de l'outil, obtenue avec le modèle numérique développé et considérant l'application du flux thermique équivalent mobile identifié par méthode inverse à partir de mesures expérimentales de température. Ces résultats montrent que la température de la pièce relevée à 0,2 mm du bord de trou peut être considérée comme une bonne approximation de la température de la pièce au niveau de la surface percée.

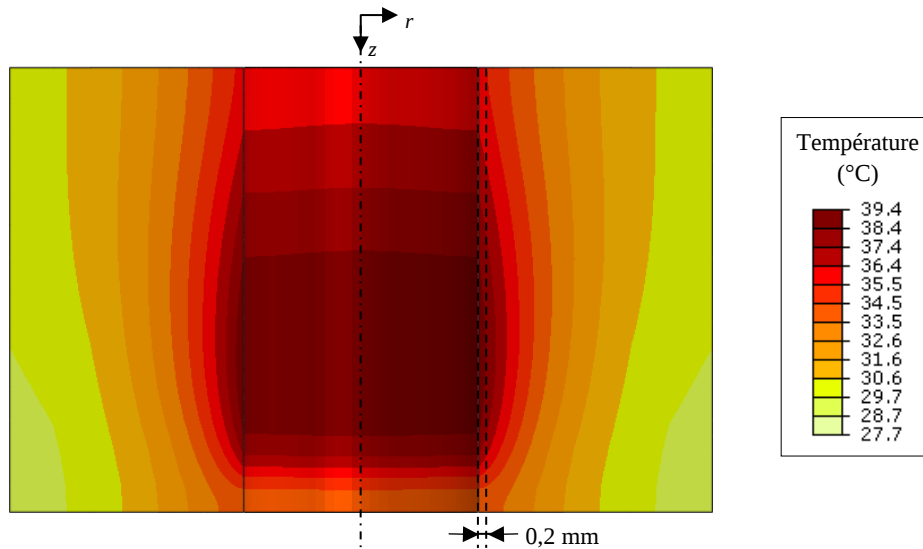


Figure F-6 : Température de la pièce percée à 1,7 s de l'opération de perçage

Annexe G. Déformées obtenues par adaptation de la méthode du découpage (splitting method) aux éprouvettes de fatigue étudiées

- Eprouvette étudiées : éprouvettes, en AA2024-T351 trouées libres de « type T », présentées au Chapitre 2, d'épaisseur 6,35 mm percée au diamètre 6,35 mm et d'épaisseur 10 mm percée au diamètre 9,53 mm
- Moyen de découpe pour l'évaluation des contraintes résiduelles circonférentielles : électro-érosion avec un fil de diamètre 0,25 mm
- Moyen de mesure du profil de forme de l'éprouvette après découpe : profilomètre optique ALICONA Infinite Focus

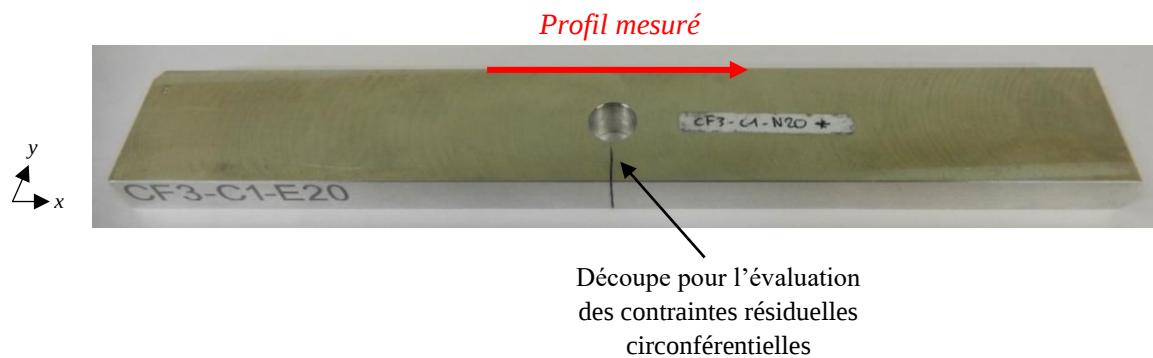


Figure G-1 : Adaptation de la méthode du découpage (splitting method) aux éprouvettes de fatigue étudiées

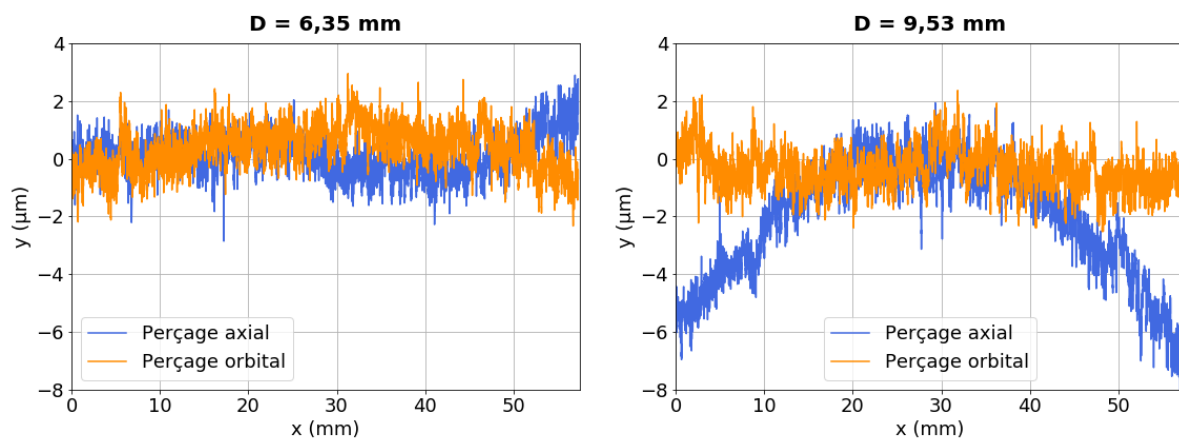


Figure G-2 : Déformées obtenues par adaptation de la méthode du découpage (splitting method) aux éprouvettes de fatigue étudiées

Communications scientifiques

- Lacombe, A., Landon, Y., Paredes, M., Chirol, C., Benaben, A. (2018). *Impact du procédé de perçage dans de l'aluminium 2024-T351 sur les sollicitations thermomécaniques subies par la pièce percée*. MUGV & Manufacturing'21, Bordeaux, France. {hal-02127597}
- Lacombe, A., Landon, Y., Paredes, M., Chirol, C., Benaben, A. (2018). *Numerical evaluation of residual stress induced by reaming of aluminium 2024-T351*. International Joint Conference on Mechanics, Design Engineering and Advanced Manufacturing, Cartagena, Spain. {hal-02127580}
- Lacombe, A., Landon, Y., Paredes, M., Chirol, C., Benaben, A. (2019). Numerical simulation of the reaming process in aluminium 2024-T351 – Analysis of the evolution of the material stress state. *Dyna*, 94(2), 215-220. <http://dx.doi.org/10.6036/8900>
- Lacombe, A., Landon, Y., Paredes, M., Chirol, C., Benaben, A. (2019). *Impact of the drilling process on the fatigue life of an aluminium 2024-T351 part*. 1st International Conference on Advanced Joining Processes, Ponta Delgada, Portugal. {hal-03008303}
- Lacombe, A., Landon, Y., Paredes, M., Chirol, C., Benaben, A. (2020). *Influence of the hole surface integrity on the fatigue strength of an aluminium drilled part*. International Joint Conference on Mechanics, Design Engineering and Advanced Manufacturing, Aix-en-Provence, France. {hal-03008318}
- Lacombe, A., Landon, Y., Paredes, M., Chirol, C., Benaben, A. (2020). Impact of the hole surface integrity on the fatigue life of a 2024-T351 aluminium drilled part, *Authorea*, 10.22541/au.160071421.14927969

Influence du procédé de perçage sur l'intégrité de surface et la tenue en fatigue de pièces percées en AA2024-T351

Résumé : Dans les structures aéronautiques, les trous percés constituent des zones critiques à partir desquelles des endommagements peuvent s'initier en fatigue. En fonction des paramètres et des procédés de perçage employés, les industriels constatent des différences significatives de tenue en fatigue des structures percées. Ces travaux de thèse visent à apporter des éléments de compréhension à cette problématique industrielle, pour le cas pièces percées en AA2024-T351. Ils portent sur l'étude de configurations de perçage industrielles et se focalisent sur deux procédés de perçage : le perçage orbital qui est un procédé présentant de nombreux avantages économiques potentiels et le perçage axial qui est le procédé de perçage conventionnel. L'objectif des travaux est d'évaluer l'impact de la configuration de perçage sur la tenue en fatigue de la pièce percée, mais aussi sur l'intégrité de surface du trou percé. Cela doit permettre d'identifier les paramètres de l'intégrité de surface pilotant la tenue en fatigue et les paramètres majeurs du procédé de perçage contrôlant l'intégrité de surface. La première étape des travaux a été de mener des essais de fatigue afin d'évaluer la performance en fatigue de différentes configurations de perçage. Ceux-ci ont révélé des écarts significatifs de durée de vie en fatigue entre certaines configurations de perçage. La seconde étape a consisté à caractériser expérimentalement l'intégrité de surface des trous percés. Celle-ci a été guidée par un modèle éléments finis prédictif de la profondeur de matériau affectée en sous-surface du trou et de nouvelles méthodes d'analyse (comme la « HOCT ») ont dû être envisagées pour certains aspects de l'intégrité de surface dû à la faible profondeur affectée. Cette campagne a montré l'influence prépondérante des aspects internes de l'intégrité de surface (écrouissage et contraintes résiduelles) sur la tenue en fatigue. Enfin, la dernière étape des travaux visait à étudier l'impact des paramètres du procédé de perçage sur l'intégrité de surface. Pour cela, un modèle éléments finis de coupe orthogonale a été développé. L'influence prépondérante de la géométrie de l'outil sur l'intégrité de surface a été montrée.

Mots clés : Perçage, AA2024-T351, Tenue en fatigue, Intégrité de surface, Modèle éléments finis

Influence of the drilling process on the surface integrity and the fatigue strength of AA2024-T351 drilled part

Abstract: In aircraft structures, drilled holes are major critical areas from where fatigue damage can be initiated. Depending on the drilling parameters and process, manufacturers observe significant different fatigue strength of the drilled structures. This thesis aims to give elements for understanding this industrial problem, for the case of AA2024-T351 drilled parts. It deals with industrial drilling configurations and focus on two drilling processes: orbital drilling which offers many potential economic advantages and axial drilling which is the conventional drilling process. The objective of the study is to assess the impact of the drilling configuration on the fatigue strength of the drilled part, but also on surface integrity of the drilled hole. This has to enable to identify the surface integrity parameters controlling the fatigue strength and the major drilling process parameters driving the surface integrity. The first step of the work was to conduct fatigue tests to assess the fatigue performance of different drilling configurations. These revealed significant differences in fatigue life between some drilling configurations. The second step was to lead an experimental characterization of the surface integrity of the drilled holes. This was orientated by a finite element model predicting the material depth affected in the hole subsurface and new analysis methods (like the "HOCT") had to be considered for some aspects of the surface integrity due to the small depth affected. This campaign showed the dominating influence of the internal aspects of the surface integrity (strain hardening and residual stress) on the fatigue strength. Finally, the last step of the work aimed to study the impact of the drilling process parameters on the surface integrity. For this purpose, a finite element model of orthogonal cutting has been developed. The dominating influence of the tool geometry on the surface integrity has been shown.

Keywords : Drilling, AA2024-T351, Fatigue strength, Surface integrity, Finite elements model