

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

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

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 ($\text{W.m}^{-1}.\text{°C}^{-1}$)	121
Coefficient d'expansion thermique α (°C^{-1})	$24,7 \times 10^{-6}$
Masse volumique ρ (kg.m^{-3})	2770
Capacité thermique massique c_p ($\text{J.kg}^{-1}.\text{°C}^{-1}$)	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).

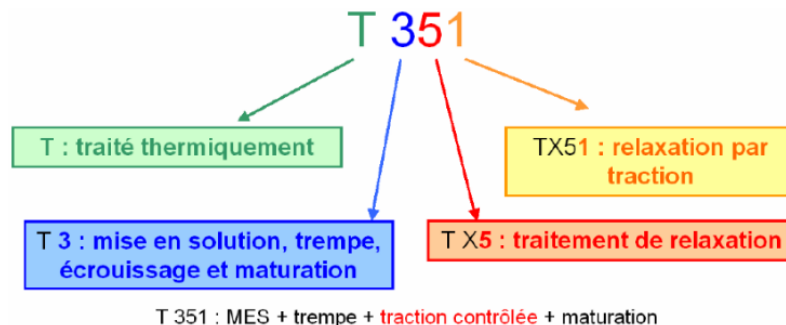


Figure 1-1 : Schéma récapitulatif de l'état thermique de l'alliage AA2024-T351 (Pauze, 2008)

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.

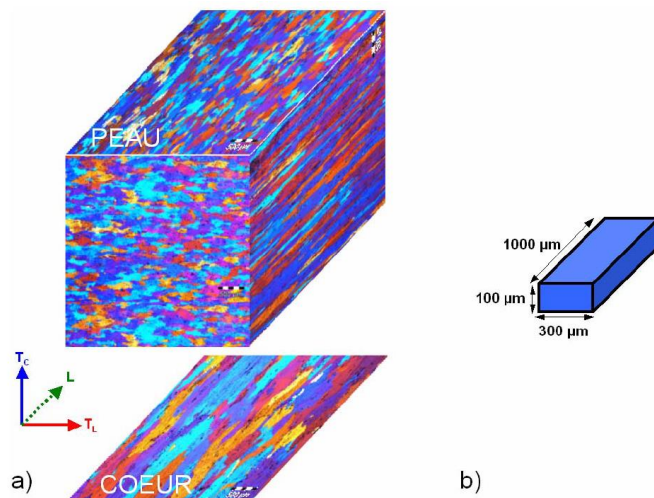


Figure 1-2 : Texture morphologique de l'alliage AA2024-T351 révélée en micrographie optique suite à une oxydation anodique (a) et dimensions caractéristiques d'un grain (b) (Pauze, 2008)

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.

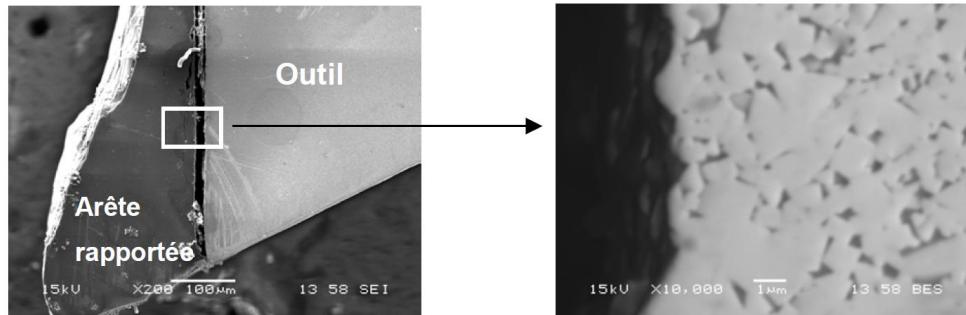


Figure 1-3 : Observation MEB de l'arête rapportée formée à l'issue d'une opération de coupe orthogonale de l'AA2024-T351 avec un outil coupant en carbure de tungstène (List, 2004)

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).

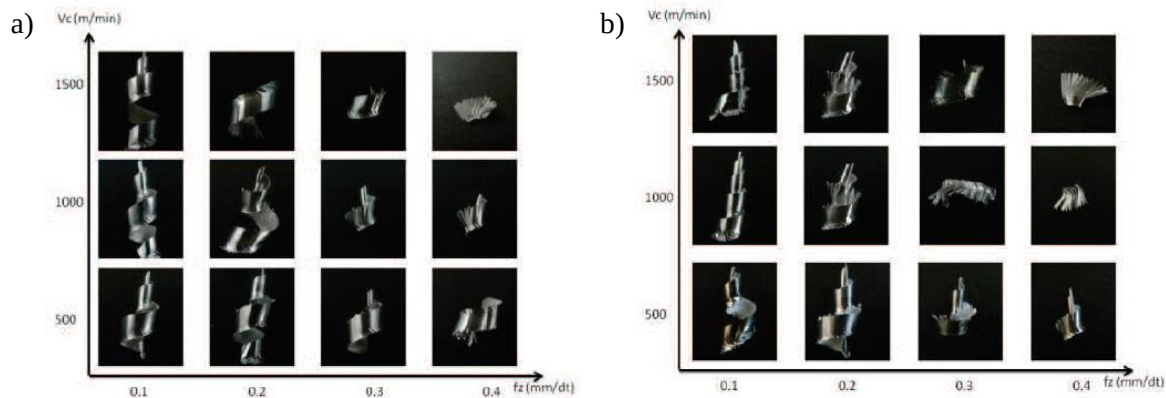


Figure 1-4 : Influence des conditions de coupe sur la morphologie des copeaux lors du fraisage de l'aluminium 2050 pour un engagement radial de 50 mm avec lubrification (a) et sans lubrification (b) (Wagner et al., 2012)

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.

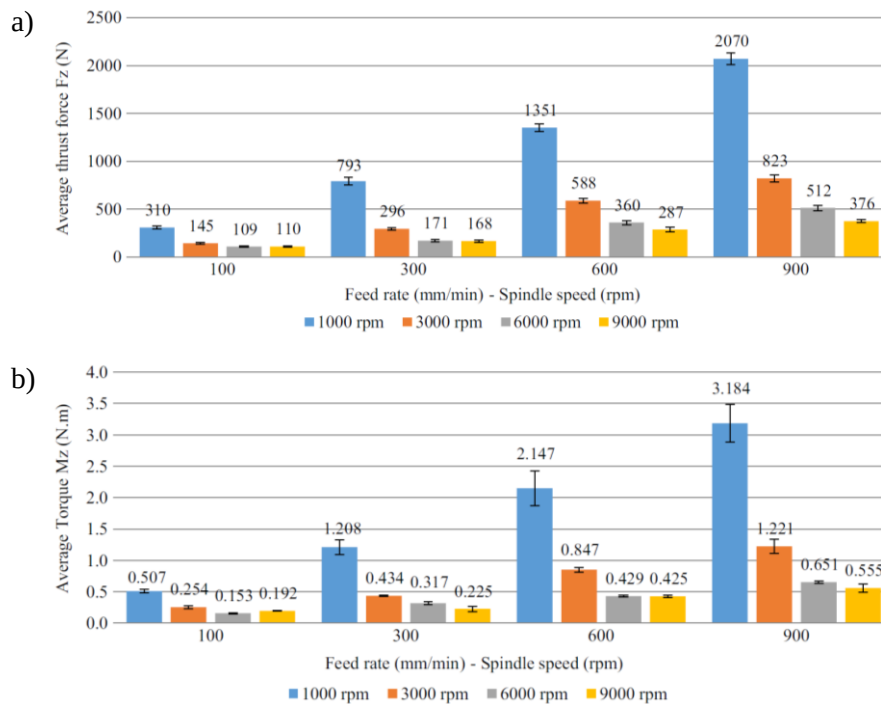


Figure 1-5 : Evolution de l'effort axial (a) et du couple axial (b) au cours du perçage de l'AA2024-T3 en fonction des vitesses d'avance et de coupe (Giasin et al., 2016)

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

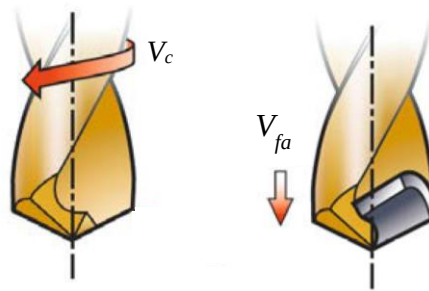


Figure 1-6 : Cinématique du perçage axial (Jrad, 2007)

- 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)

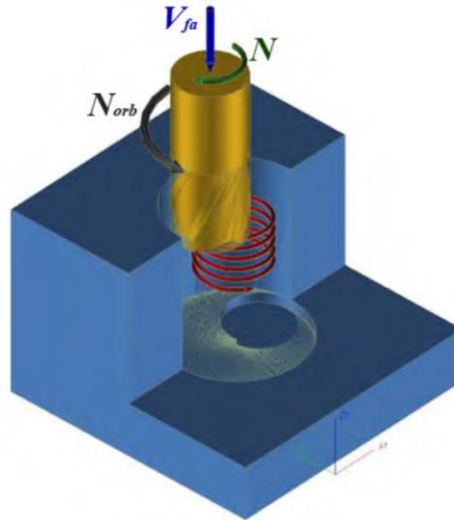


Figure 1-7 : Cinématique du perçage orbital (Rey, 2016)

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 (Girion, 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

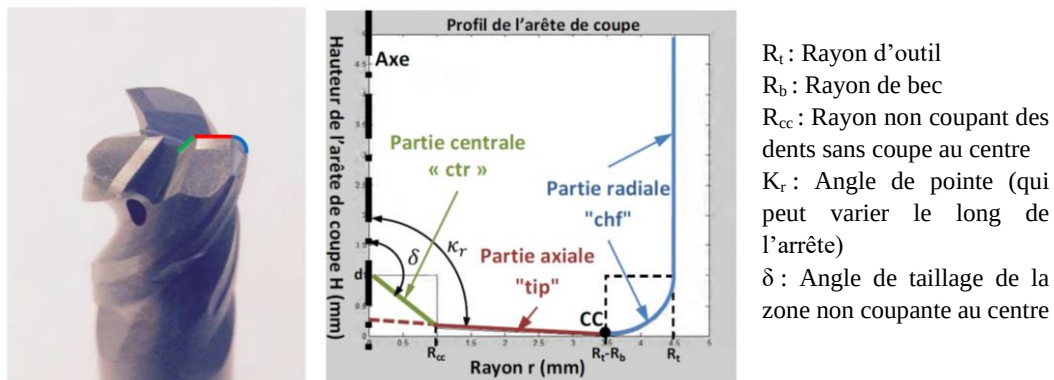


Figure 1-10 : Géométrie des arêtes de coupe d'une fraise pour perçage orbital (Rey, 2016)

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)

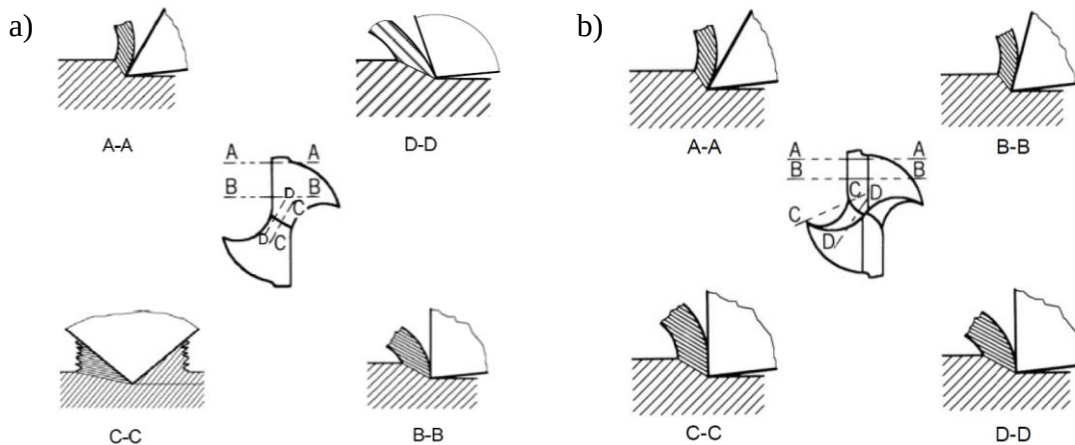


Figure 1-13 : Mécanismes d'enlèvement de matière pendant le perçage avec un foret hélicoïdal conventionnel (a) et un foret de géométrie moderne (b) (Jrad, 2007)

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.

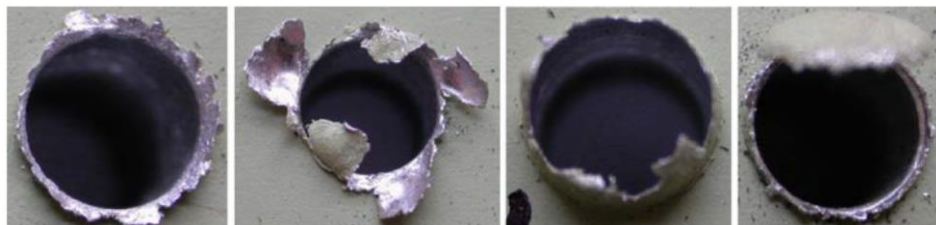


Figure 1-14 : Formation de bavure en face de sortie à l'issue du perçage axial dans un alliage d'aluminium revêtu (Brinksmeier & Fangmann, 2010)

- 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)).

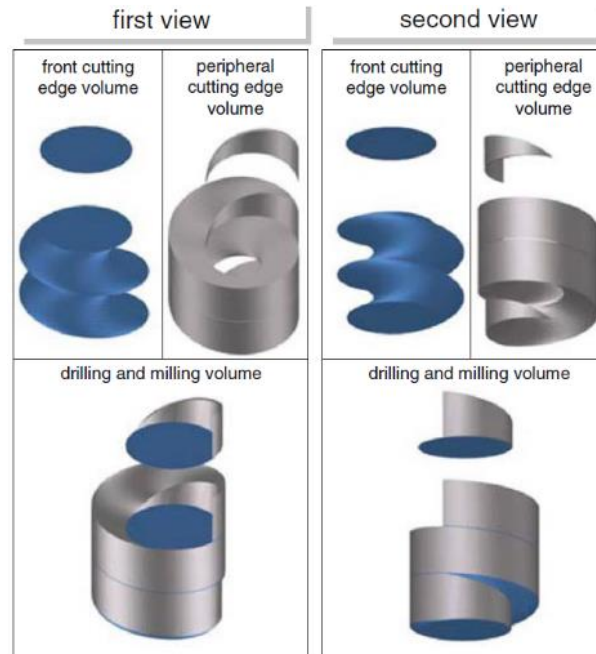


Figure 1-15 : Volumes des différents enlèvements de matière en perçage orbital (Brinksmeier & Fangmann, 2010)

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

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).

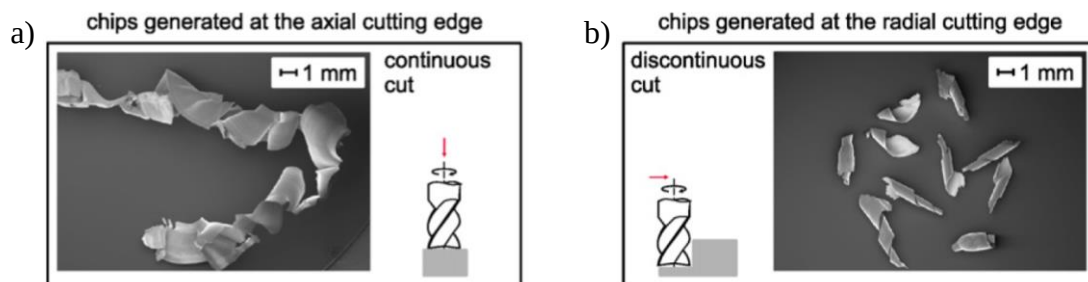


Figure 1-16 : Copeaux formés lors du perçage orbital (Denkena et al., 2008)

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.

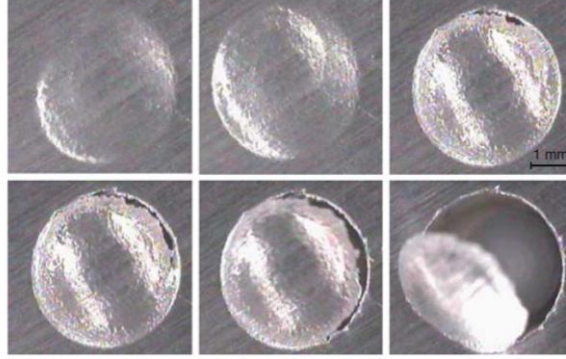


Figure 1-17 : Formation de capsules en face de sortie à l'issue du perçage orbital dans l'AA2024-T351 (Brinksmeier & Fangmann, 2010)

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.

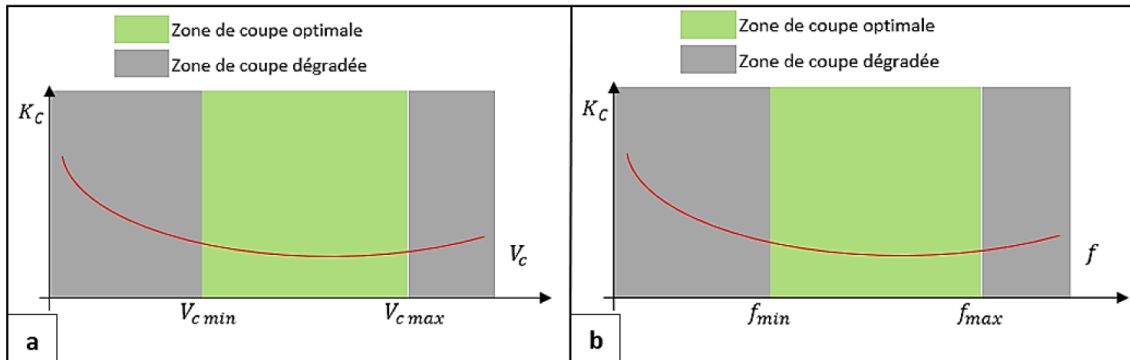


Figure 1-18 : Allure caractéristique de l'effort ou de l'énergie spécifique en fonction de la vitesse de coupe (a) et de l'avance (b) (Kamgaing Souop, 2020)

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.

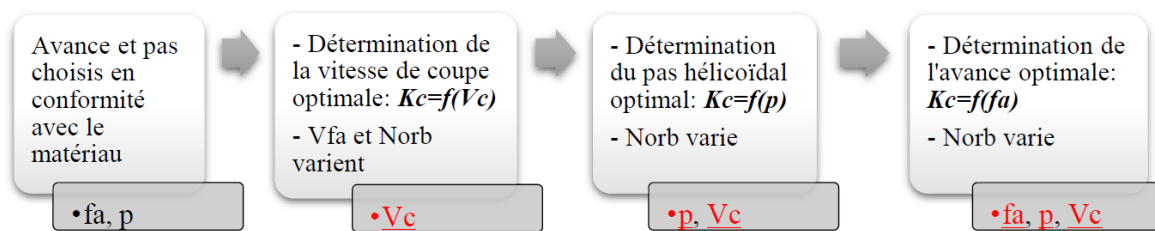


Figure 1-19 : Méthode d'optimisation des paramètres de coupe en perçage orbital (Kamgaing Souop, 2020)

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 optimums 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.

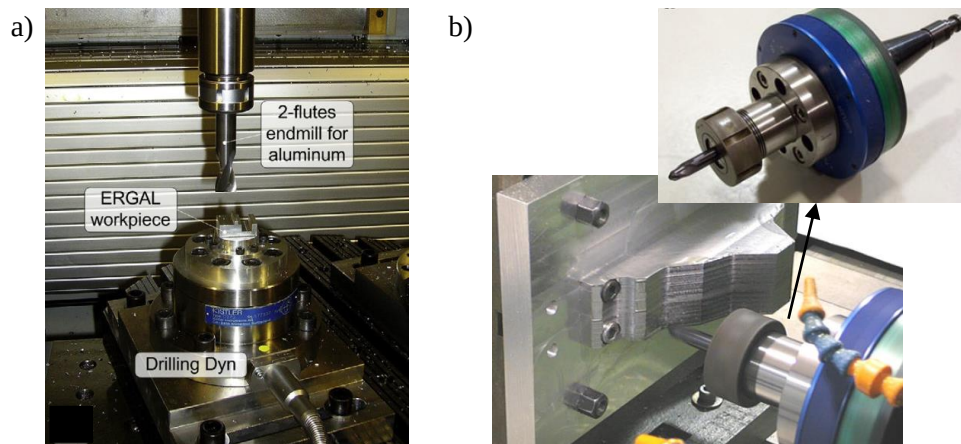


Figure 1-20 : Exemple de dynamomètres statique (Totis et al., 2014) (a) et rotatif (Azeem & Feng, 2013) (b) utilisés pour la mesure d'actions mécanique au cours d'une opération d'usinage

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 dépouille 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 (Ozcelik & 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 dépouille à 0,8 mm de l'arête de coupe.

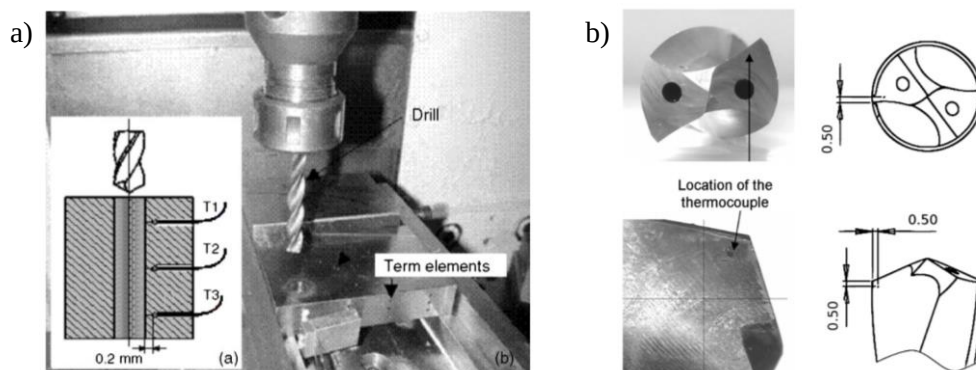


Figure 1-21 : Exemple d'implantation de thermocouples dans la pièce usinée (Zeilmann & Weingaertner, 2006) (a) et dans l'outil (G. Le Coz et al., 2012) (b) pour la mesure de température en perçage

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.

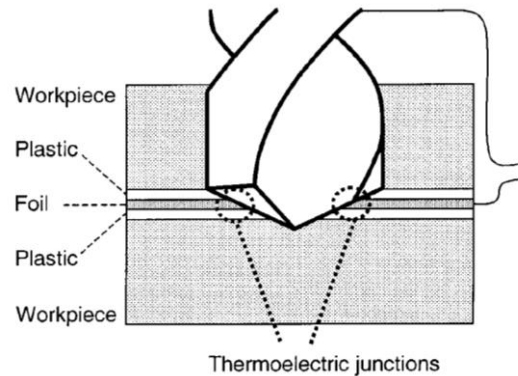


Figure 1-22 : Principe de la technique de mesure de température à l'interface outil/pièce en perçage développée par Bono et Ni (Bono & Ni, 2002b)

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

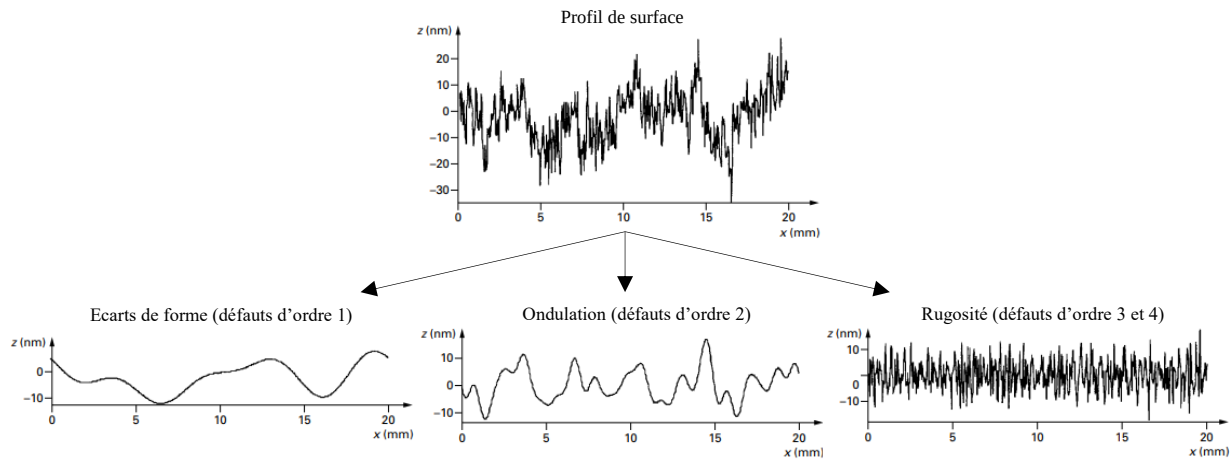


Figure 1-23 : Définition des ordres de défauts géométriques (Bouchareine, 1999)

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.

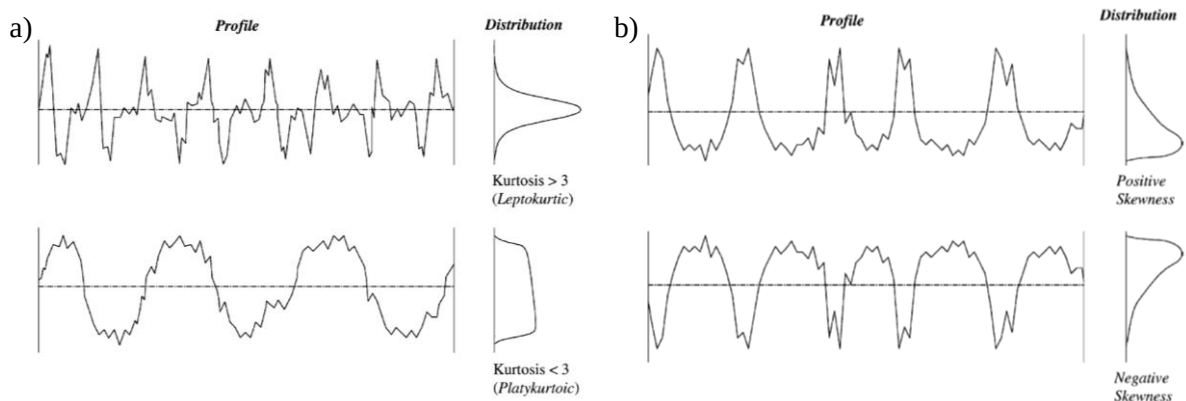


Figure 1-24 : Définition des paramètres R_{ku} (a) et R_{sk} (b) (Gadellmawla et al., 2002)

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)

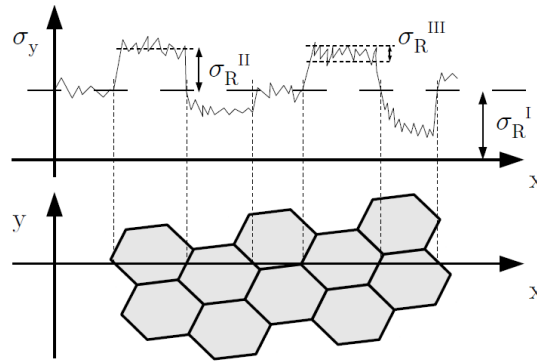


Figure 1-25 : Représentation des différents ordres de contraintes résiduelles (Chomienne, 2015)

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.

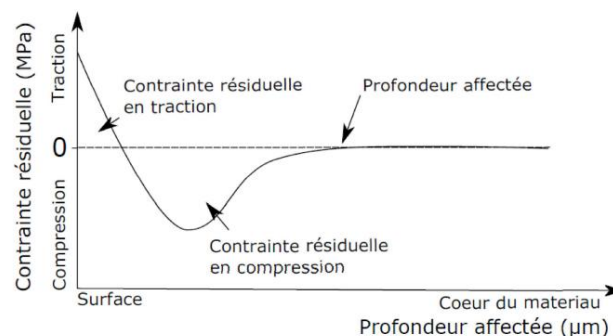


Figure 1-26 : Profil type d'un gradient de contraintes résiduelles obtenu après usinage (Le Coz, 2012)

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.

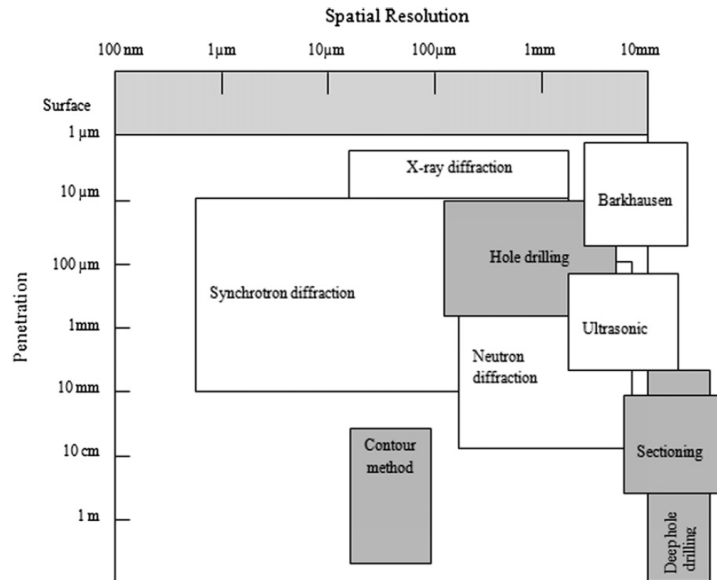


Figure 1-27 : Classement des techniques d'évaluation des contraintes résiduelles selon leur résolution spatiale et leur pénétration (cadre à fond gris : techniques destructives) (Rossini et al., 2012)

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.

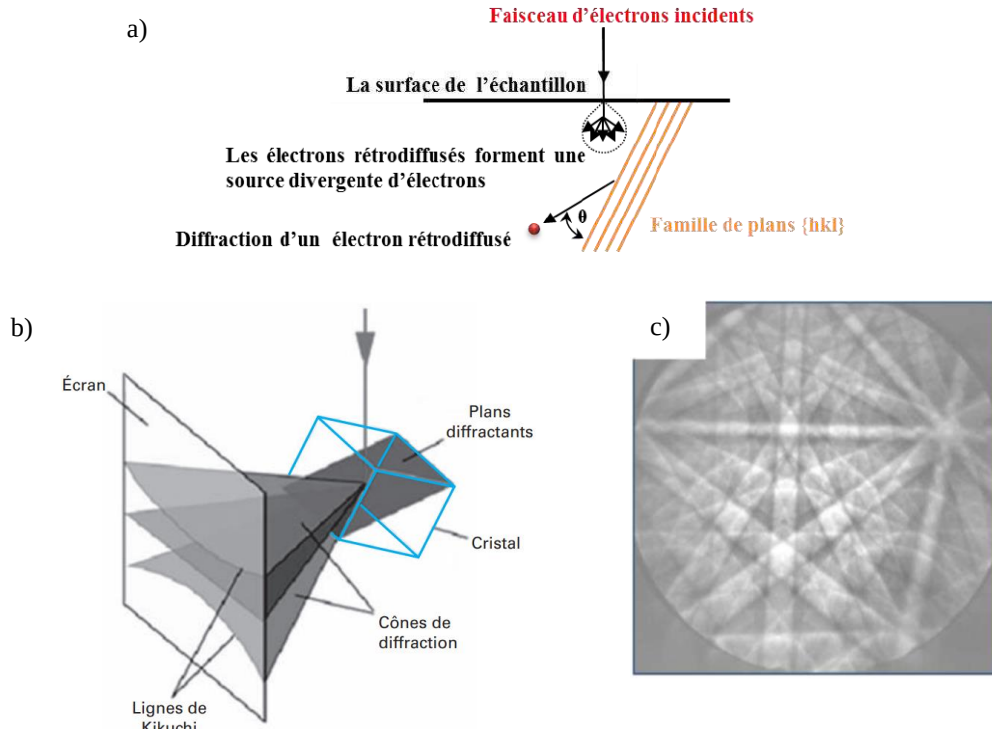


Figure 1-28 : Principe de l'EBSD : formation de la source ponctuelle divergente d'électrons (a), formation de la bande de Kikuchi (b) et obtention du diagramme de Kikuchi (c) (Wang, 2014)

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).

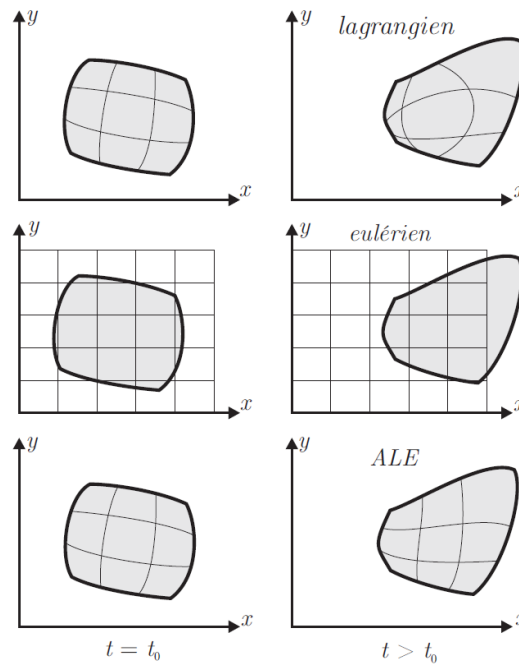


Figure 1-29 : Représentation des trois descriptions des mouvements utilisées dans les méthodes numériques (à gauche : temps de référence et à droite : instant ultérieur) (Boman, 2010)

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).

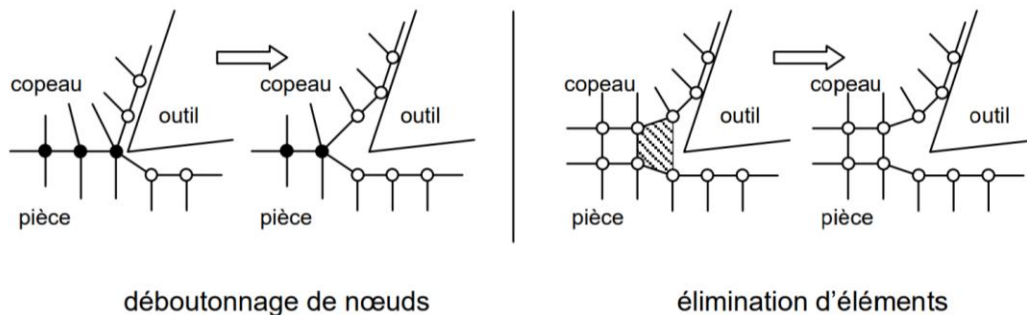


Figure 1-30 : Méthodes de séparation pour génération du copeau en simulation d'usinage (Barge, 2005)

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.

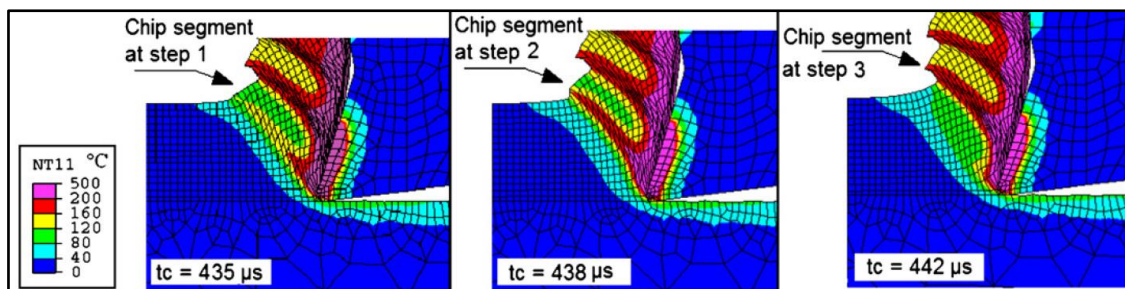


Figure 1-31 : Simulation de coupe orthogonale dans l'AA2024-T351 avec formulation Lagrangienne, simulations des champs de température à différents instants (Mabrouki et al., 2008)

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.

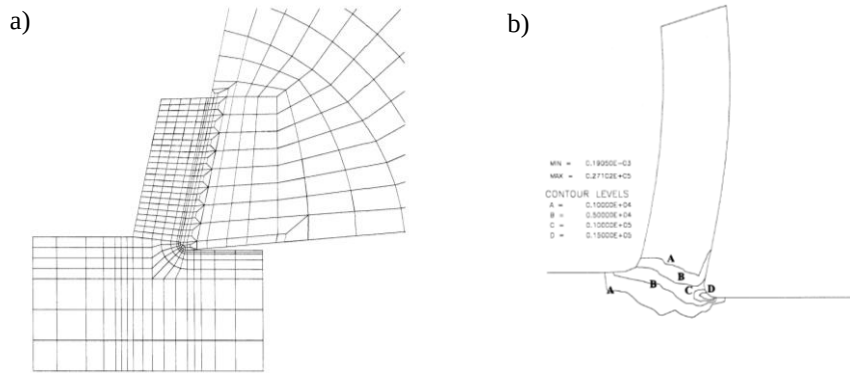


Figure 1-32 : Simulation de coupe orthogonale dans de l'acier avec formulation Eulérienne, géométrie initiale du copeau supposée (a), prédiction de la distribution des vitesses de déformation (b) (Kim et al., 1999)

- 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.

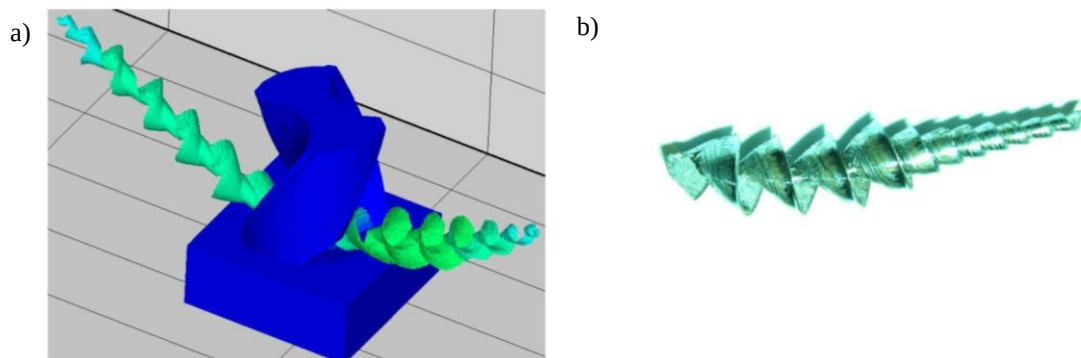


Figure 1-33 : Simulation de la phase de pénétration du foret au cours du perçage axial dans de l'acier avec AdvantEdge, copeaux simulés (a) et copeaux obtenus expérimentalement (b) (Jrad, 2007)

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.

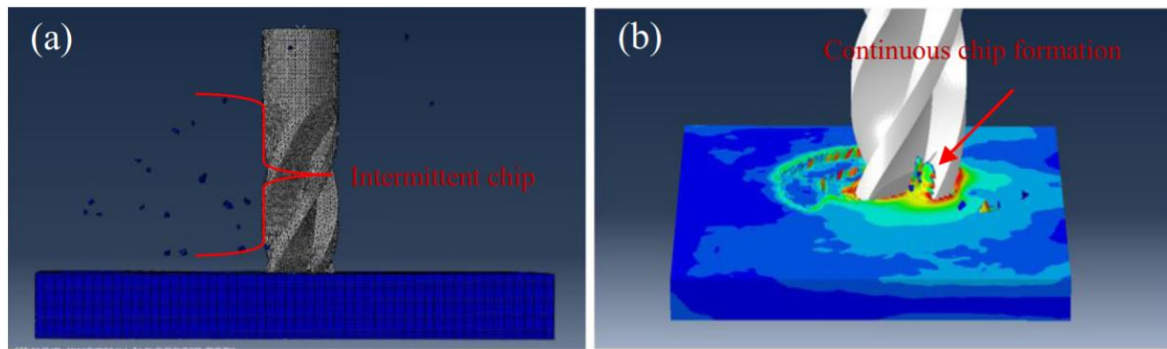


Figure 1-34 : Simulation de la formation des copeaux au cours du perçage orbital du Ti-6Al-4V pour des conditions de coupe standards (a) et pour de très faibles vitesse de rotation de broche et vitesse orbitale (b) (Ji et al., 2015)

- 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.

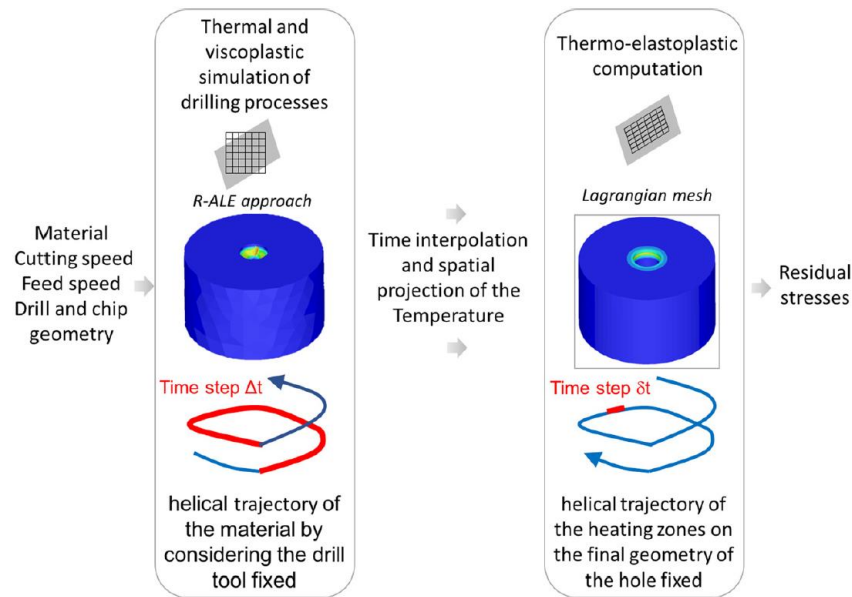


Figure 1-35 : Stratégie de simulation numérique du perçage axial adoptée par (Girion et al., 2018)

- 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.

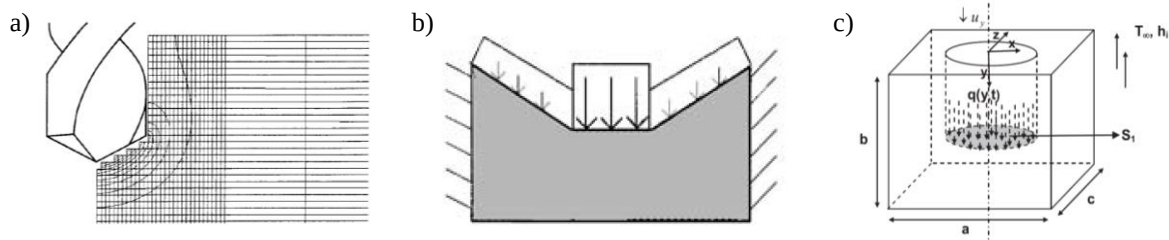


Figure 1-36 : Géométries de la zone d'application du chargement équivalent dans le modèle numérique de (Bono & Ni, 2002a) (a), (Saunders, 2003) (b), et (de Sousa et al., 2012) (c)

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).

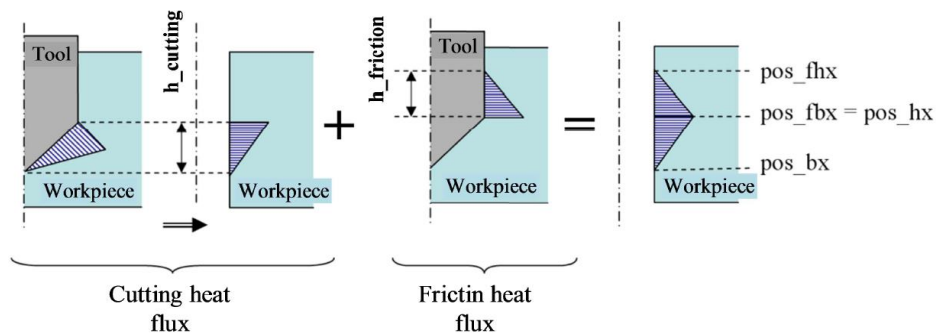


Figure 1-37 : Définition du chargement thermique équivalent appliqué par (Montoya et al. 2014) dans leur modèle de simulation du perçage

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.

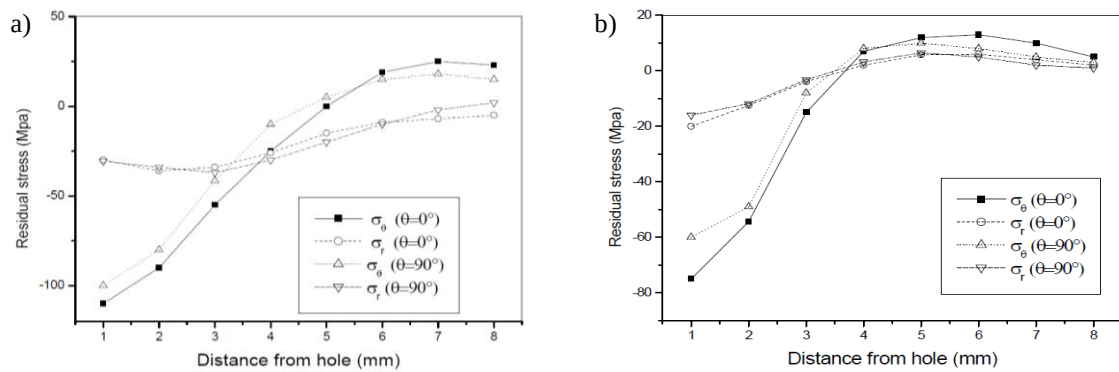


Figure 1-38 : Profils de contraintes résiduelles obtenus à l'issue d'une opération de perçage conventionnel dans l'AA2024-T3 au niveau de la face d'entrée (a) et de la face de sortie (b) par (Elajrami et al., 2008)

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 .

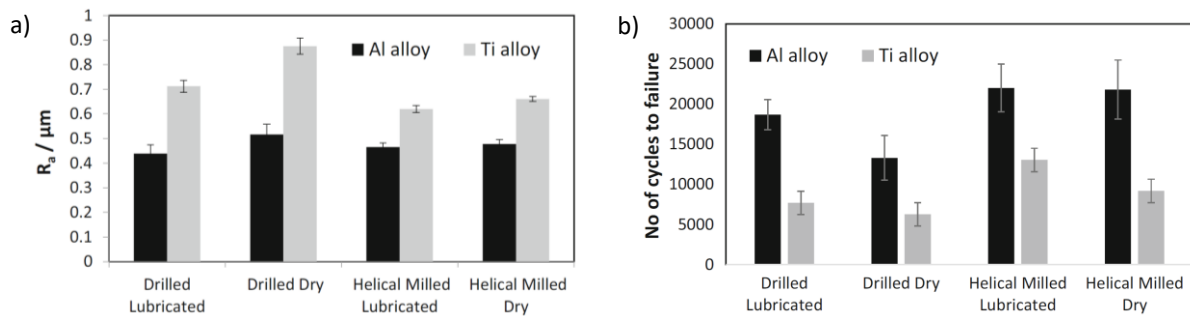


Figure 1-39 : Influence du procédé de perçage sur la rugosité (a) et la tenue en fatigue (b) d'une pièce percée en AA2024-T3 (Sun et al., 2018)

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.

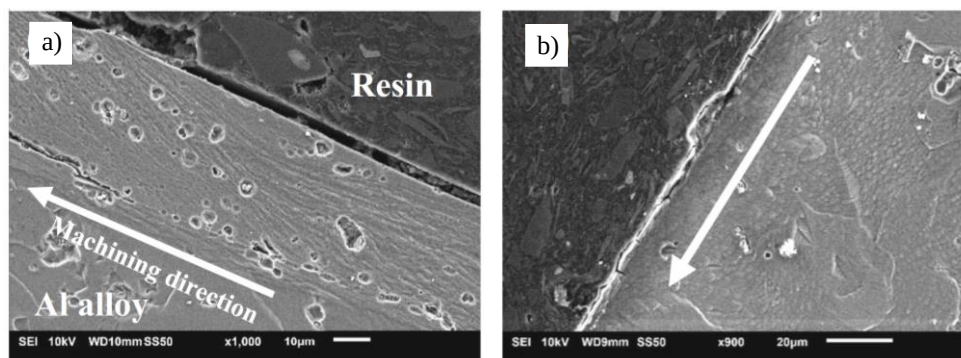


Figure 1-40 : Observation au MEB de la microstructure de l'AA2024-T3 en bord de trou après perçage axial à sec (a) et perçage orbital à sec (b) d'après (Sun et al., 2018)

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.

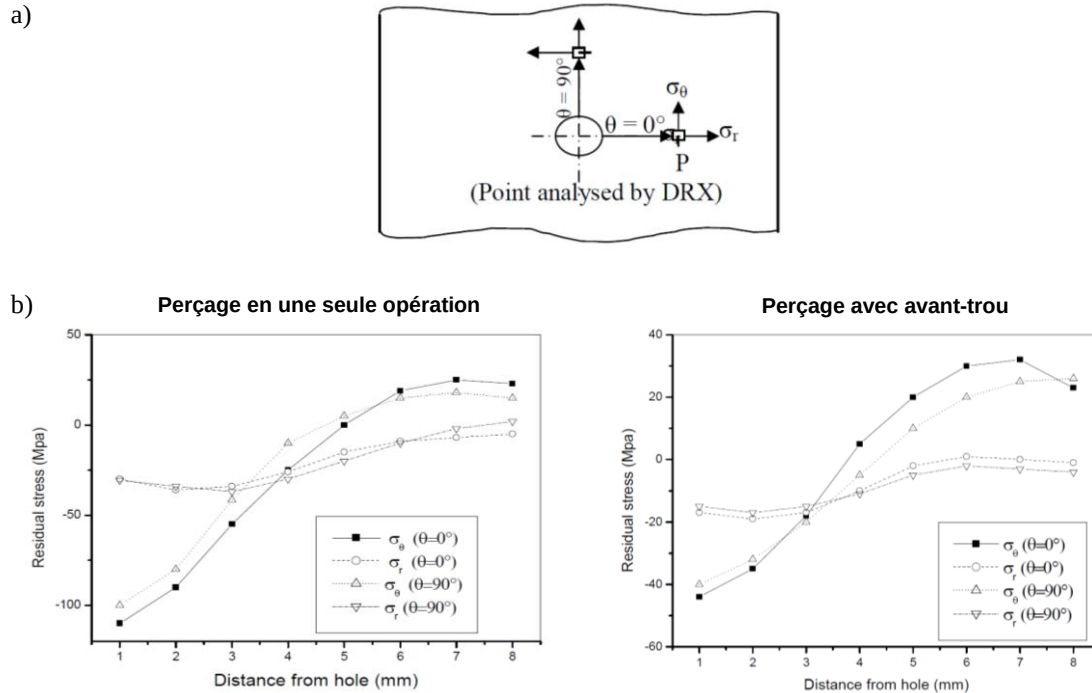


Figure 1-41 : Points considérés pour l'analyse des contraintes résiduelles par DRX par (Elajrami et al., 2008)(a) et résultats de contraintes résiduelles (au niveau de la face d'entrée) à l'issue du perçage de l'AA2024-T3 en une seule opération et du perçage avec avant-trou (b)

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.

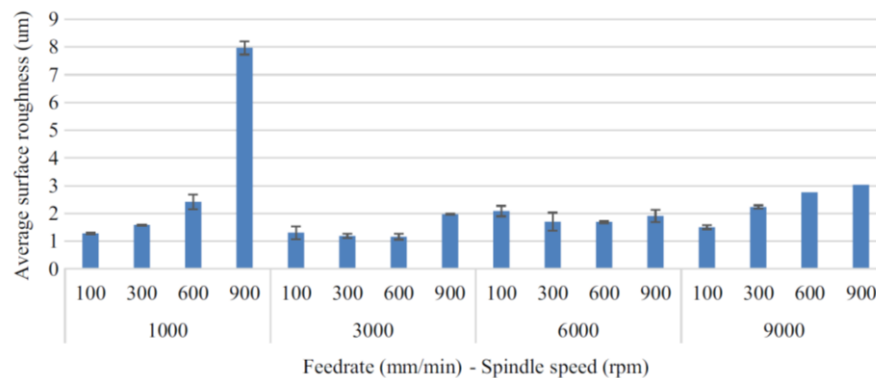


Figure 1-42 : Influence des paramètres de coupe dans le cas du perçage axial de l'AA2024-T3 sur la rugosité de surface du trou obtenu (R_a) d'après (Giasin et al., 2016)

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).

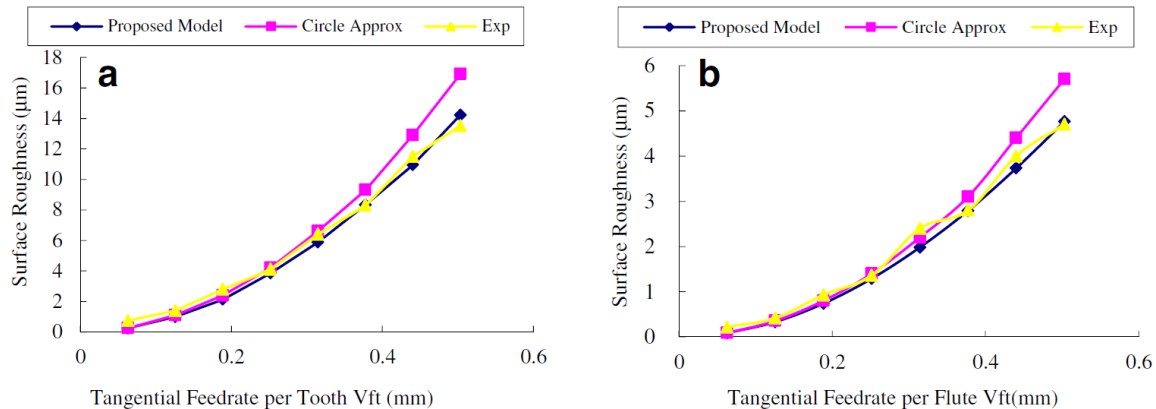


Figure 1-43 : Influence de l'avance tangentielle par dent dans le cas du perçage orbital dans l'alliage d'aluminium 7075-T6 sur la rugosité du trou en termes de R_z (a) et de R_a (b) d'après (Z. Li & Liu, 2013)

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.