

Caractérisation de l'intégrité de surface des trous percés

SOMMAIRE

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

3.1 Objectifs

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

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

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

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

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

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

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

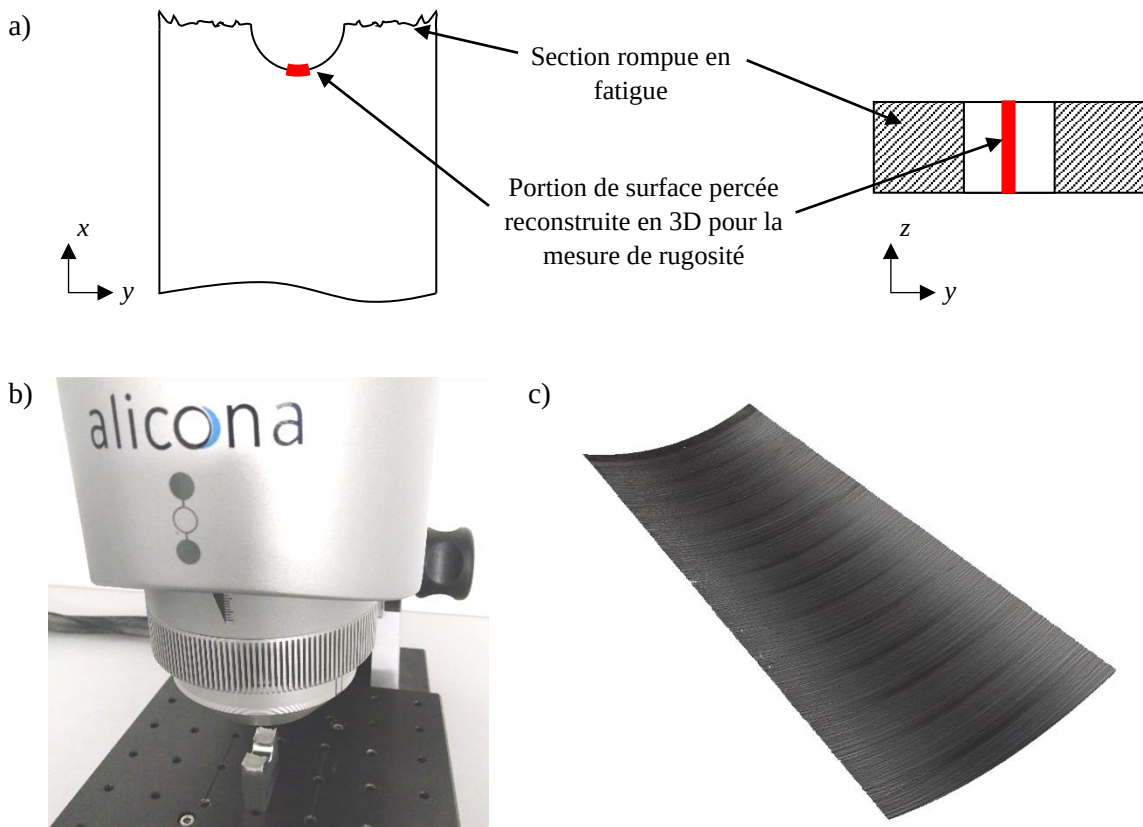


Figure 3-1 : Portion de surface percée des éprouvettes de fatigue reconstruite en 3D (a), dispositif de mesure de la rugosité de surface (b) et exemple de reconstruction 3D d'une surface percée (c)

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

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

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

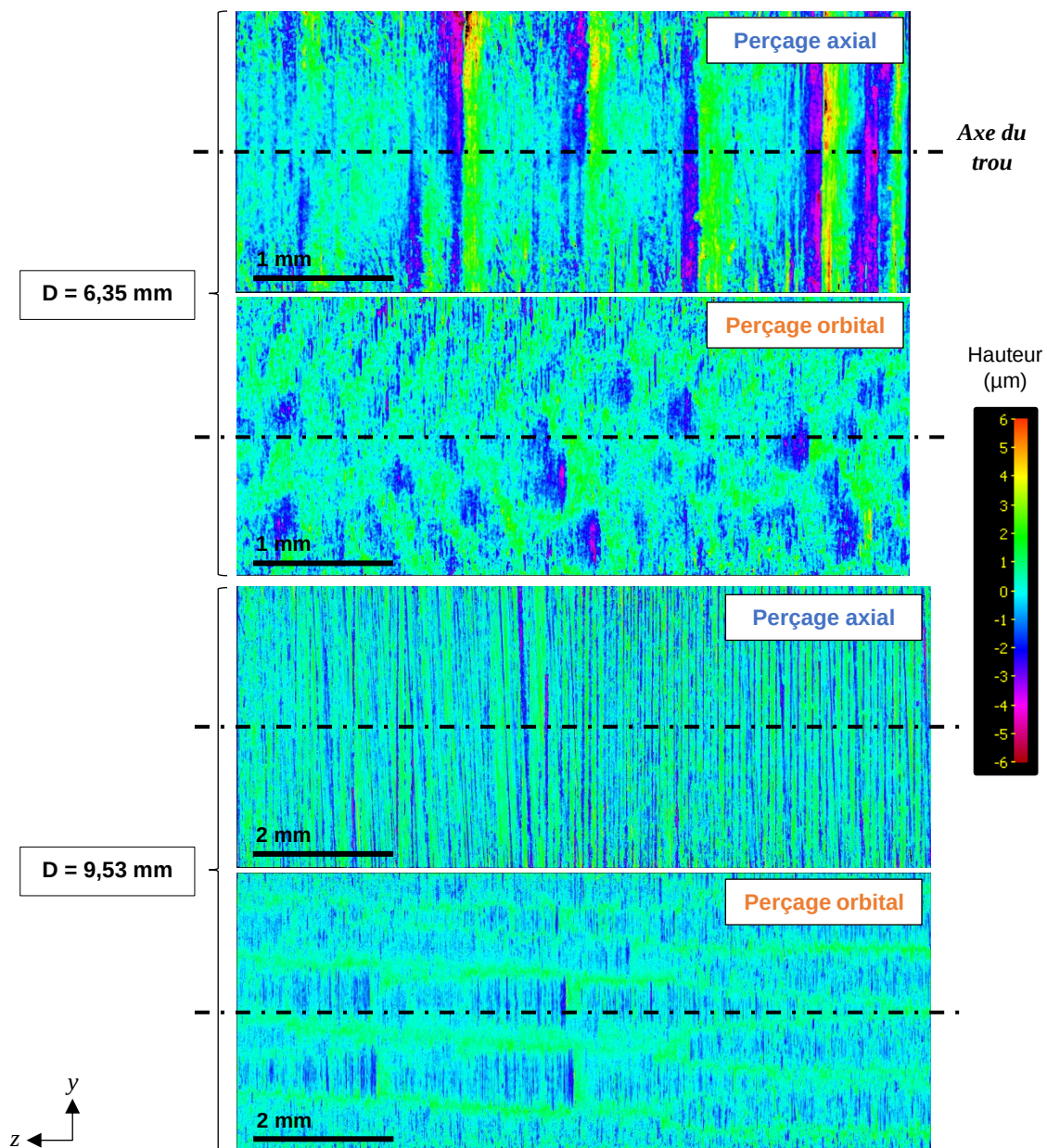


Figure 3-2 : Exemple de cartographies de rugosité obtenues

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

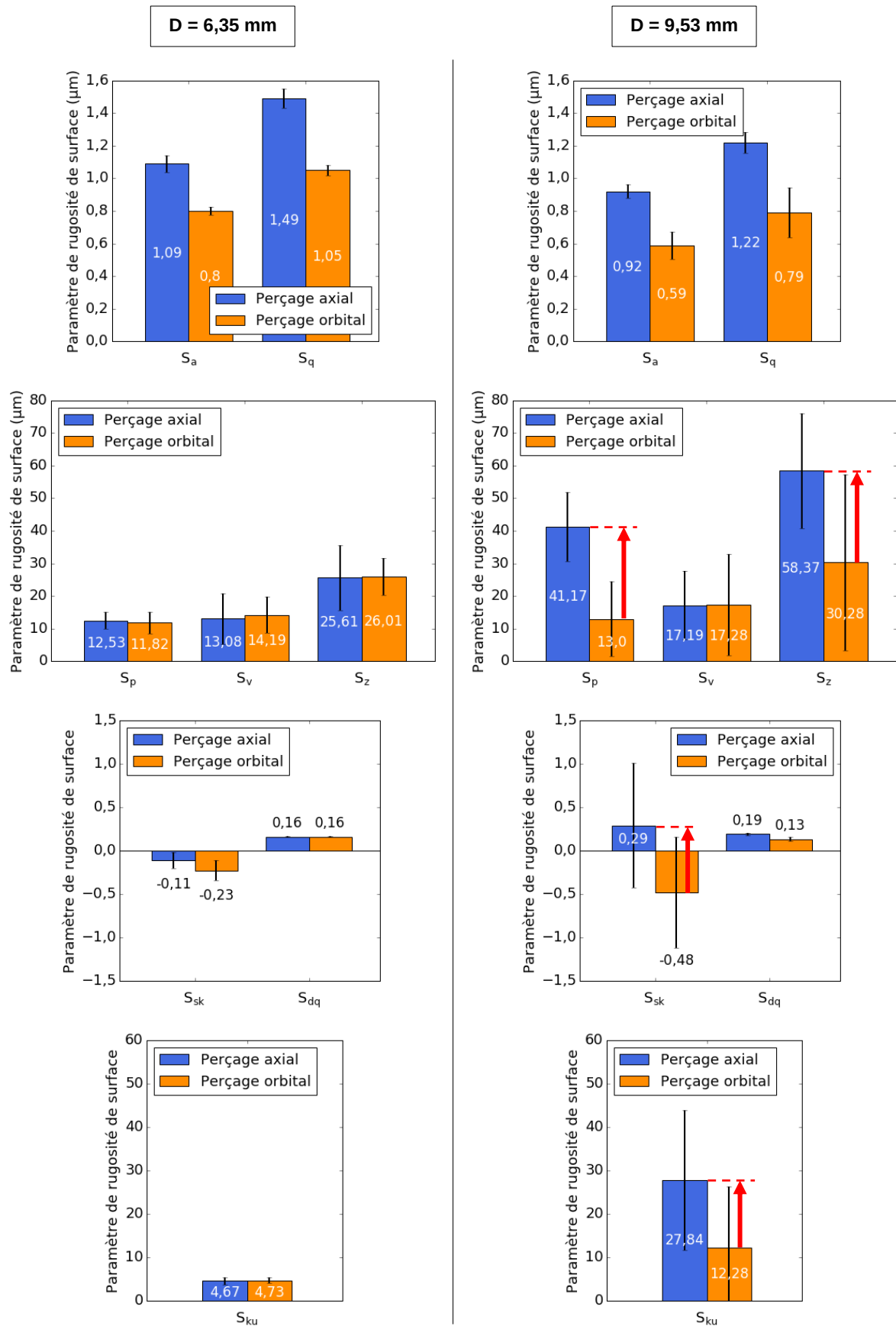


Figure 3-3 : Résultats des mesures de rugosité de surface : paramètres d'amplitude et hybrides (S_a , S_q , S_p , S_v , S_z , S_{sk} , S_{qd} et S_{ku})

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

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

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

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

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

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

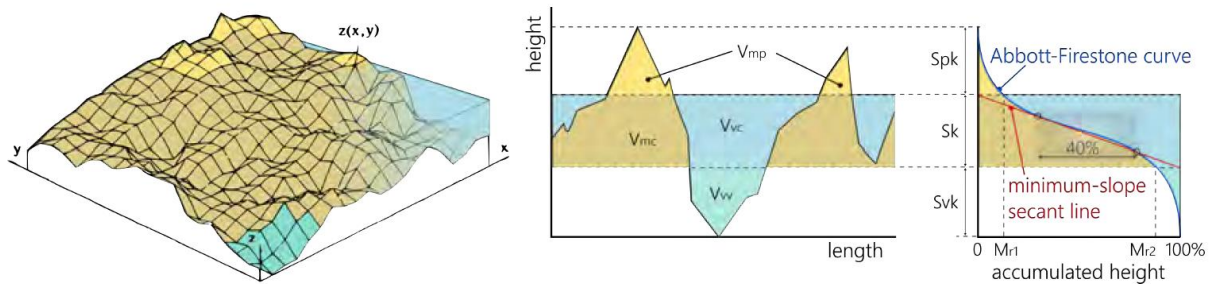


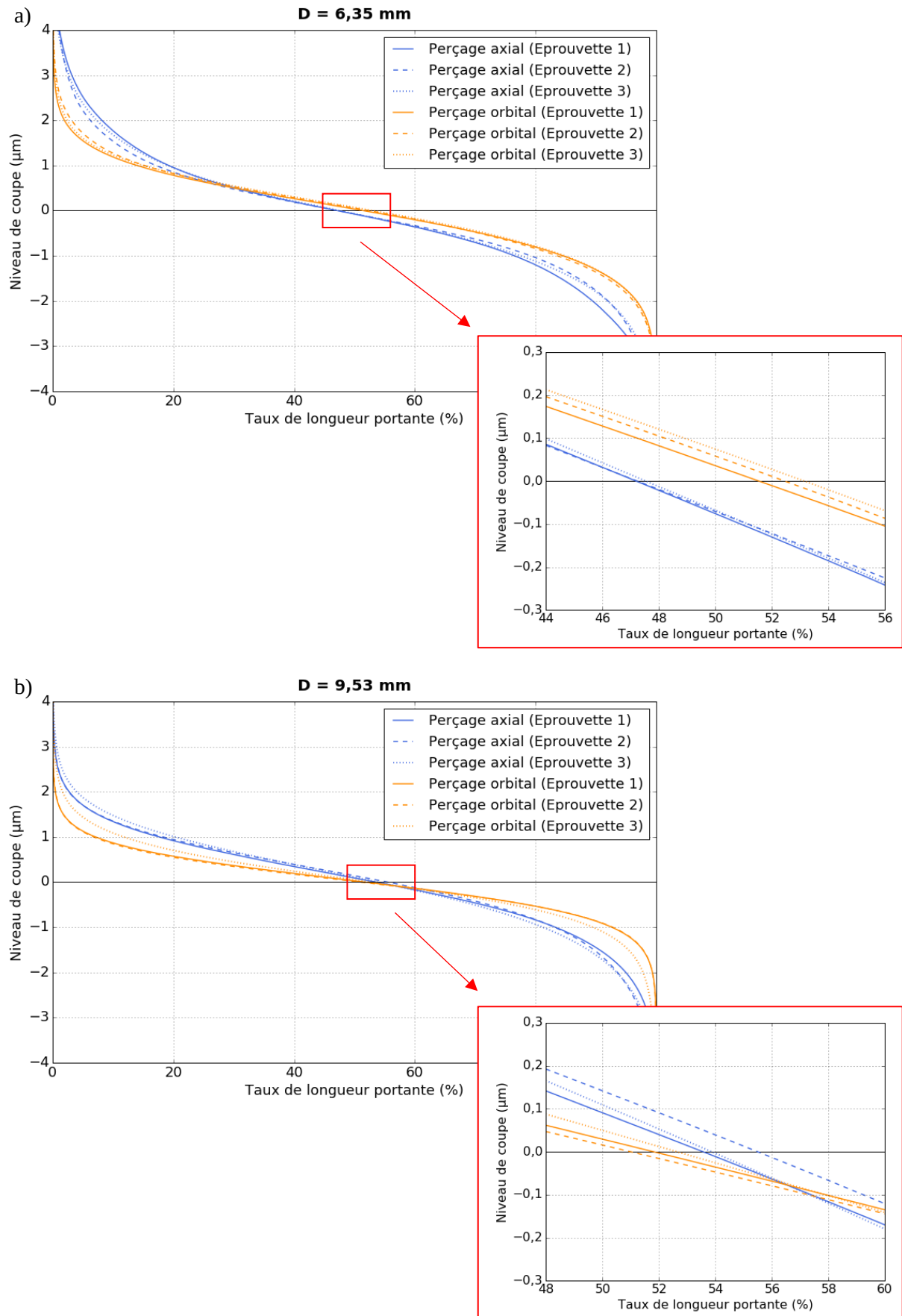
Figure 3-4 : Illustration des paramètres de rugosité de surface de portance étudiés (Jerez Mesa, 2018)

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

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

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

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



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

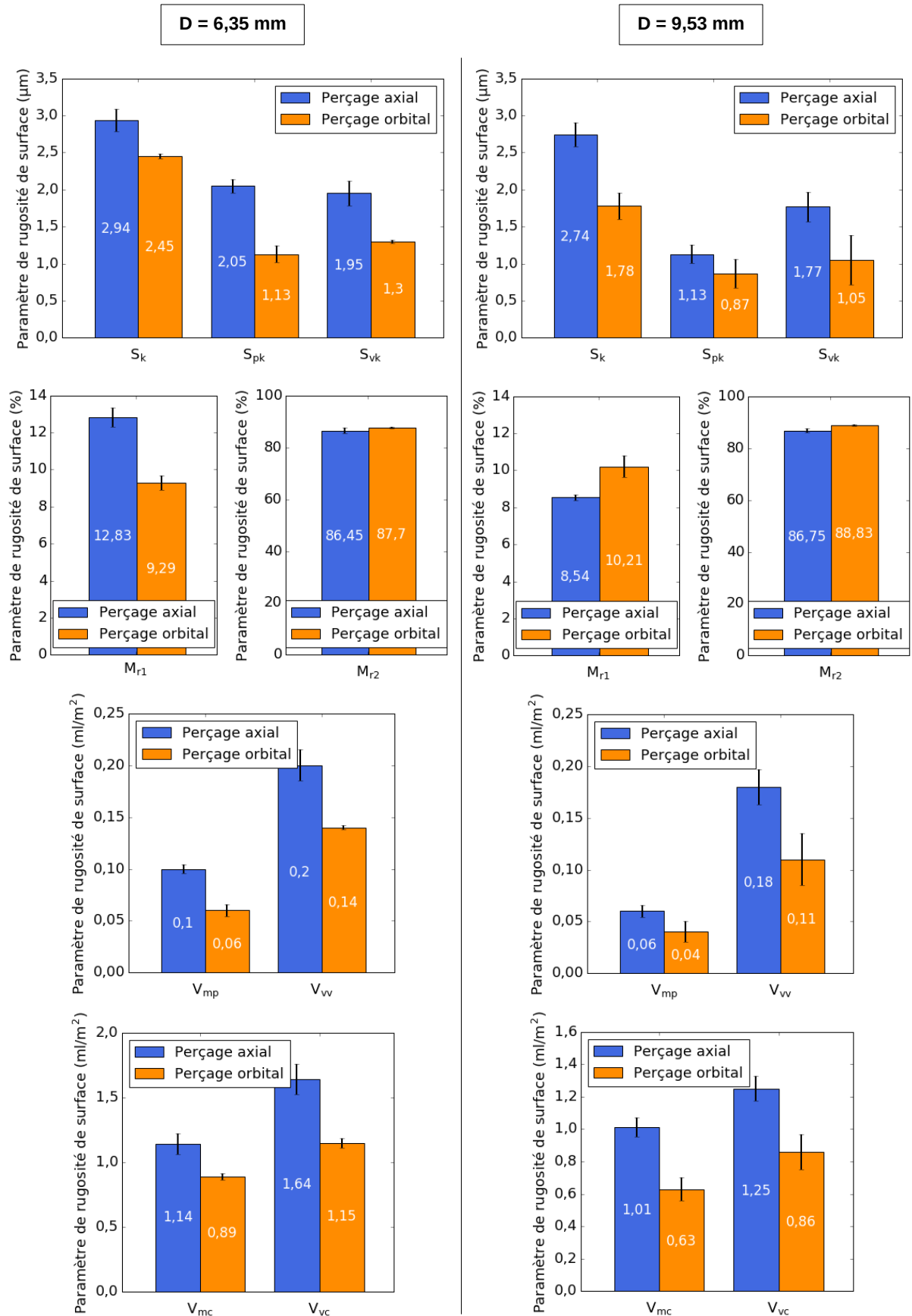


Figure 3-6 : Résultats des mesures de rugosité de surface : paramètres de portance (S_k , S_{pk} , S_{vk} , M_{r1} , M_{r2} , V_{mp} , V_{vv} , V_{mc} et V_{vc})

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

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

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

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

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

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

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

3.3.2.1 Objectifs et stratégie de simulation

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

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

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

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

3.3.2.2 Identification du chargement mécanique équivalent

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

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

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

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

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

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

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

- Identification de l'effort circonférentiel équivalent

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

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

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

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

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

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

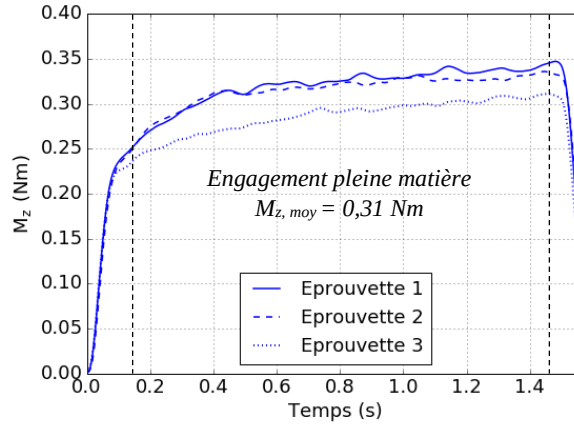


Figure 3-7 : Mesure du couple axial au cours du perçage axial de diamètre 9,53 mm avec un avant-trou de diamètre 8,9 mm

- Identification de l'effort radial équivalent

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

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

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

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

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

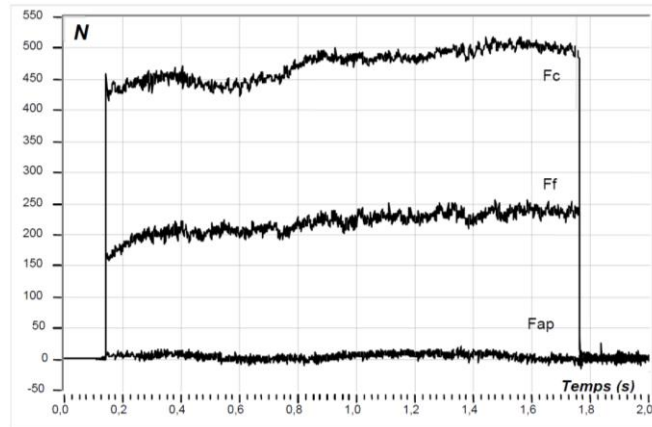


Figure 3-8 : Efforts de coupe mesurés par List (List, 2004) au cours d'un essai de coupe orthogonale en rabotage de l'AA2024-T351 (Vitesse de coupe de 60 m/mn, avance de 0,1 mm, profondeur de passe de 4 mm, angle de coupe de 15°)

- Identification de l'effort axial équivalent

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

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

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

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

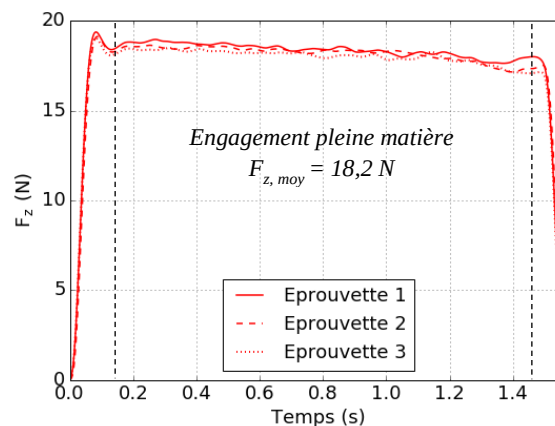


Figure 3-9 : Mesure de l'effort axial au cours du perçage axial de diamètre 9,53 mm avec un avant-trou de diamètre 8,9 mm

- Identification de la surface sollicitée équivalente

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

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

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

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

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

3.3.2.3 Modèle éléments finis

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

- Loi de comportement

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

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

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

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

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

T : température du matériau usiné (°C)

A, B : constantes matériau déterminées expérimentalement (MPa)

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

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

T_0 : température de référence (°C)

T_f : température de fusion (°C)

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

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

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

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

- Géométrie, maillage et conditions limites

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

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

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

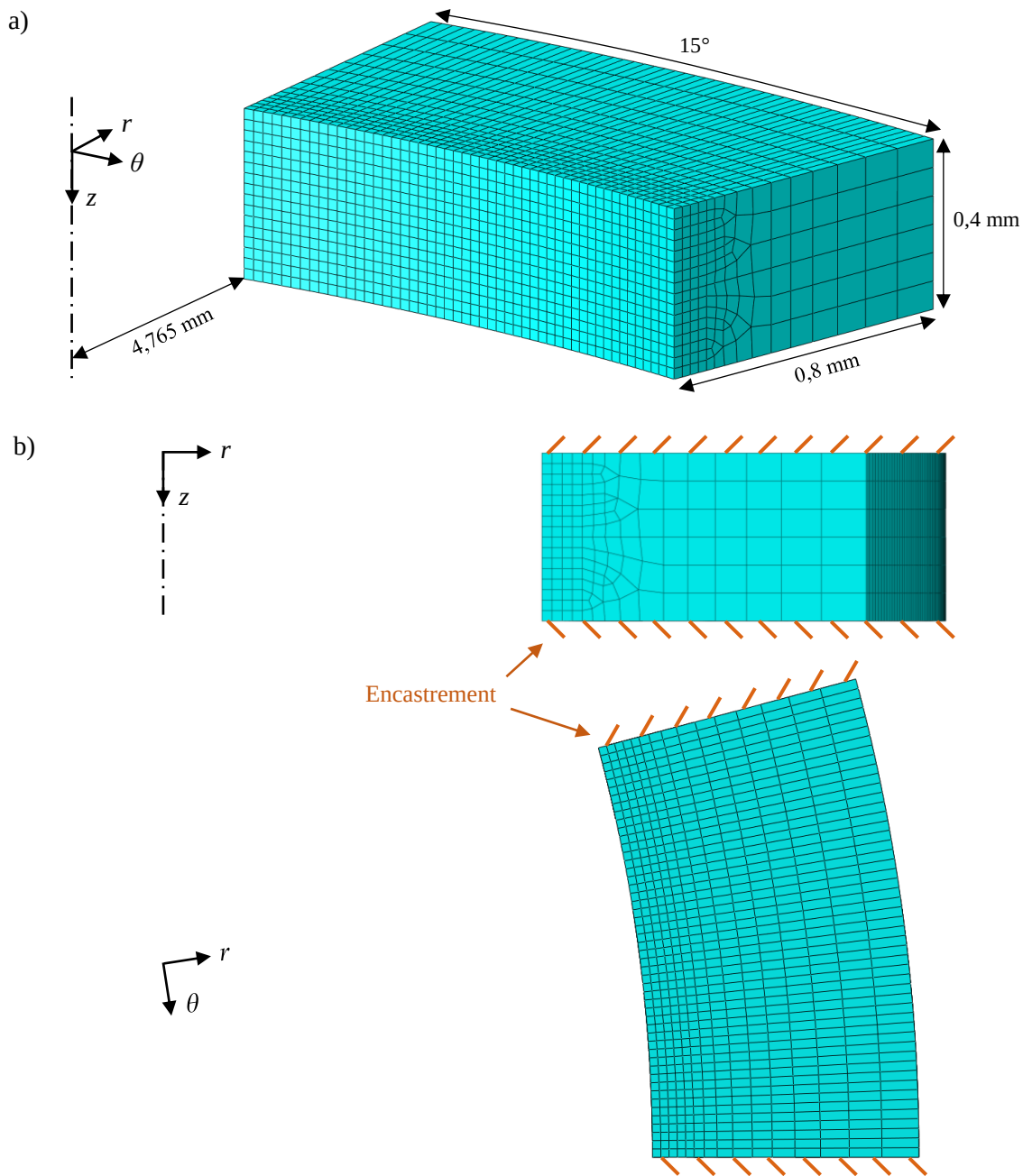


Figure 3-10 : Dimensions de la portion de pièce percée modélisée (a) et conditions limites (b)

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

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

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

- Application du chargement mécanique équivalent mobile

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

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

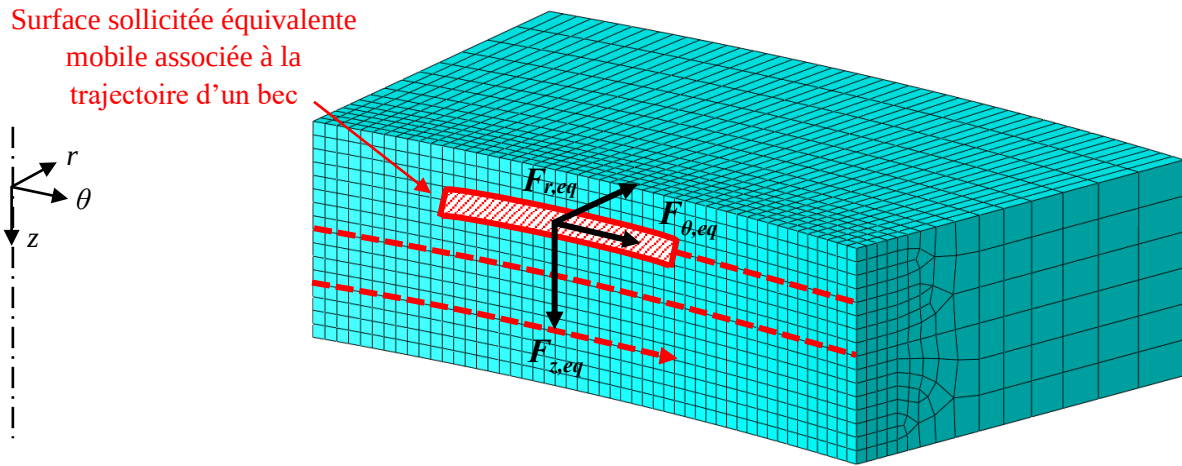


Figure 3-11 : Illustration du chargement mécanique appliqué : efforts appliqués sur une surface équivalente mobile

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

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

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

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

t : temps de perçage

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

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

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

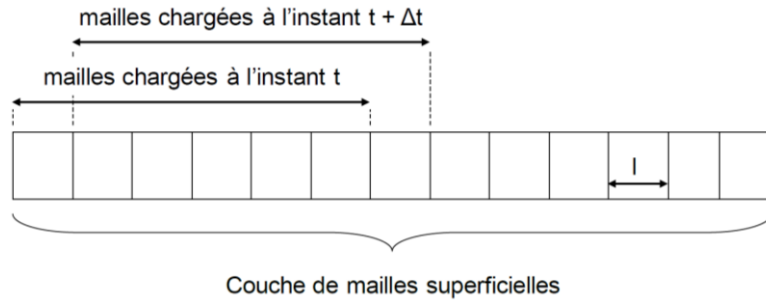


Figure 3-12 : Définition du pas de temps pour l'application d'un chargement mobile (Valiorgue, 2008)

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

Δt : pas de temps (s)

l : largeur d'un élément de maillage

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

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

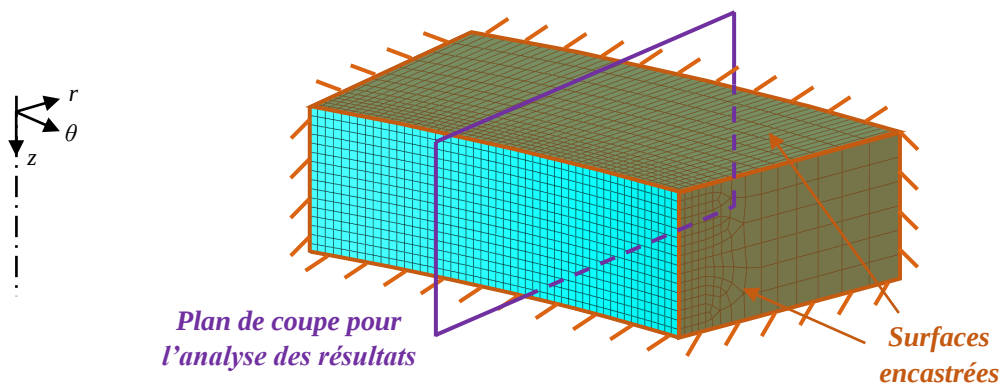
3.3.3 Analyse des résultats

3.3.3.1 Résultats de l'étude mécanique

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

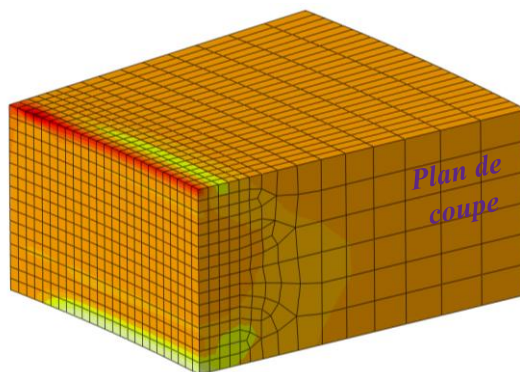
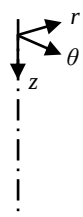
Le niveau des contraintes radiales générées est très faible devant celui des contraintes circonférentielles et axiales qui atteint plusieurs centaines de MPa. Concernant la profondeur du matériau affectée en sous-surface, celle-ci est de l'ordre de quelques dizaines microns. Ainsi, cette profondeur est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

a)

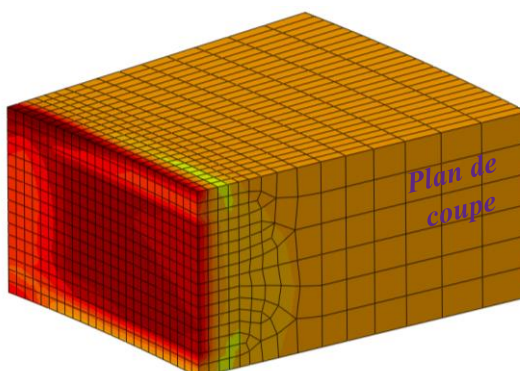
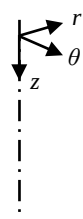


b)

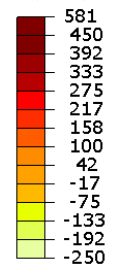
Contraintes radiales



Contraintes circonférentielles

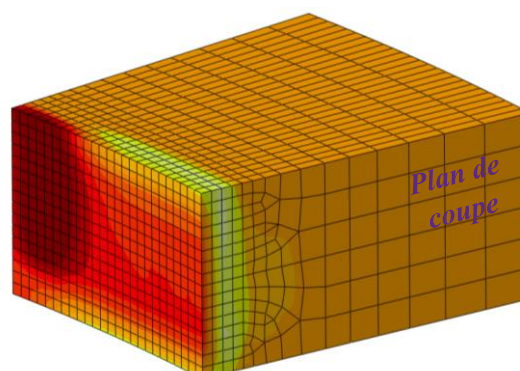
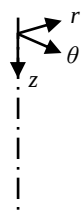


Contraintes résiduelles (MPa)



Profondeur affectée ($\approx 50 \mu\text{m}$)

Contraintes axiales



Profondeur affectée ($\approx 100 \mu\text{m}$)

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

3.3.3.2 Etude de l'influence des effets thermiques

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

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

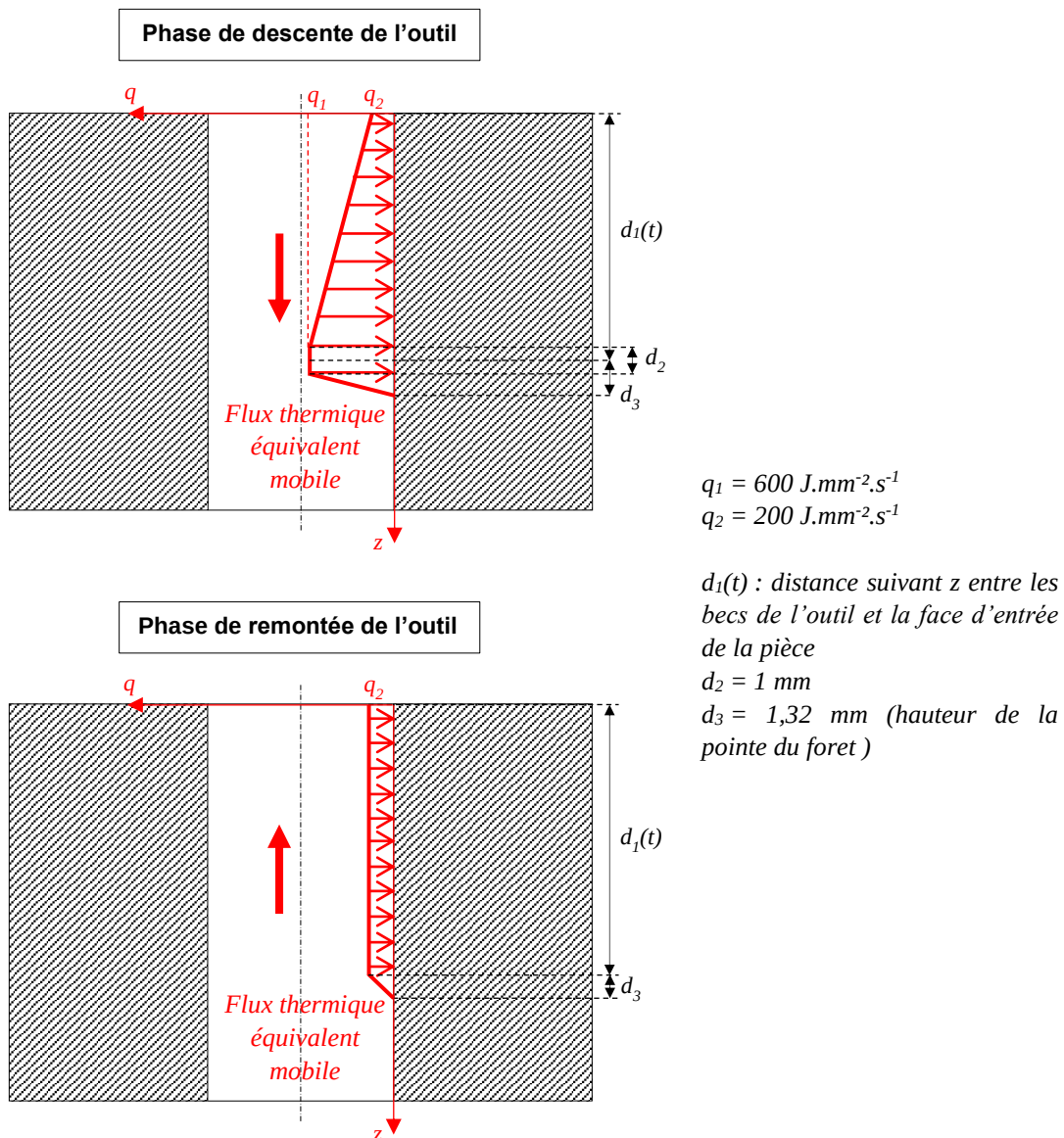


Figure 3-14 : Flux thermique équivalent reçu par la surface percée au cours des phases de descente et de remontée de l'outil déterminé par méthode inverse

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

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

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

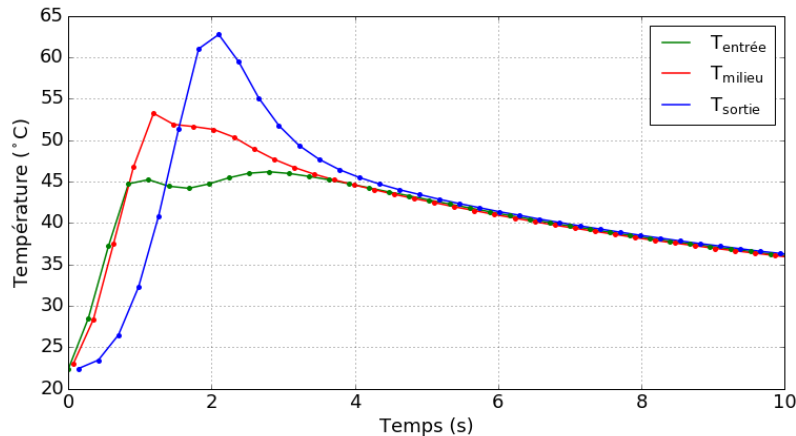


Figure 3-15 : Mesures de température au cours du perçage axial pleine matière de diamètre 9,53 mm

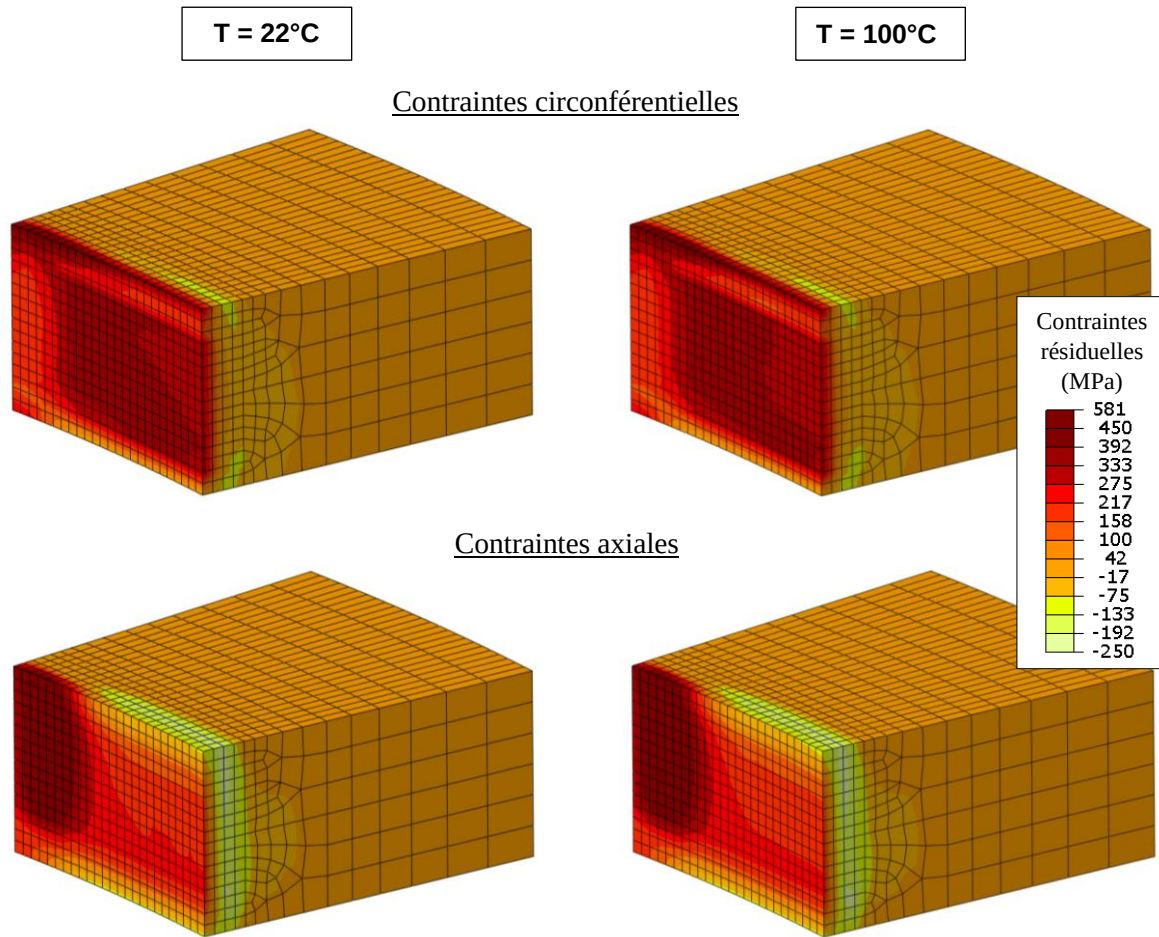


Figure 3-16 : Comparaison des états de contraintes résiduelles de la pièce percée obtenus à l'issue de la simulation du perçage en considérant une température équivalente de 22° et 100°

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

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

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

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

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

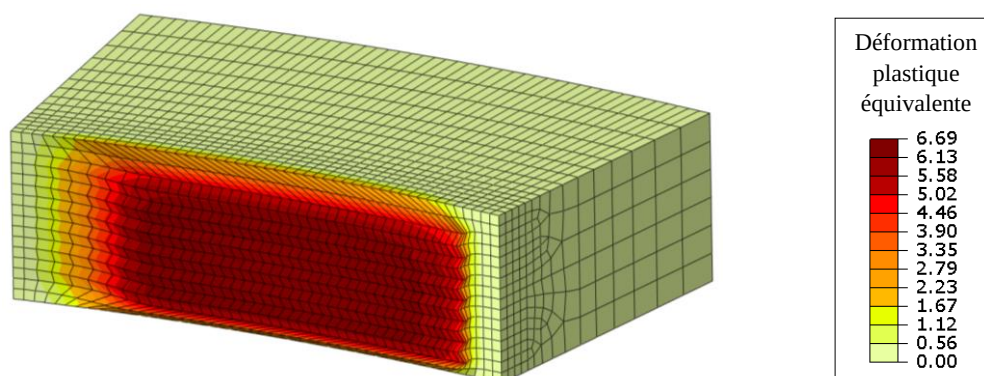


Figure 3-17 : État de déformation plastique de la surface percée obtenu à la fin de la simulation du perçage (facteur d'échelle de 0,5)

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

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

3.4.1 Caractérisation de la dureté

3.4.1.1 Essais de microdureté

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

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

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

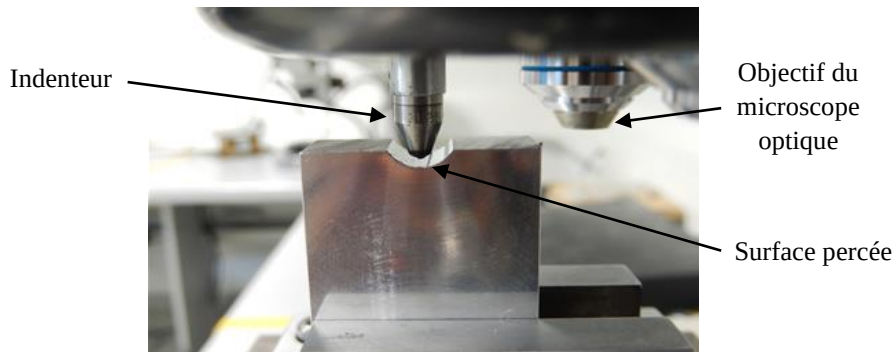


Figure 3-18 : Dispositif d'essais de microdureté Vickers

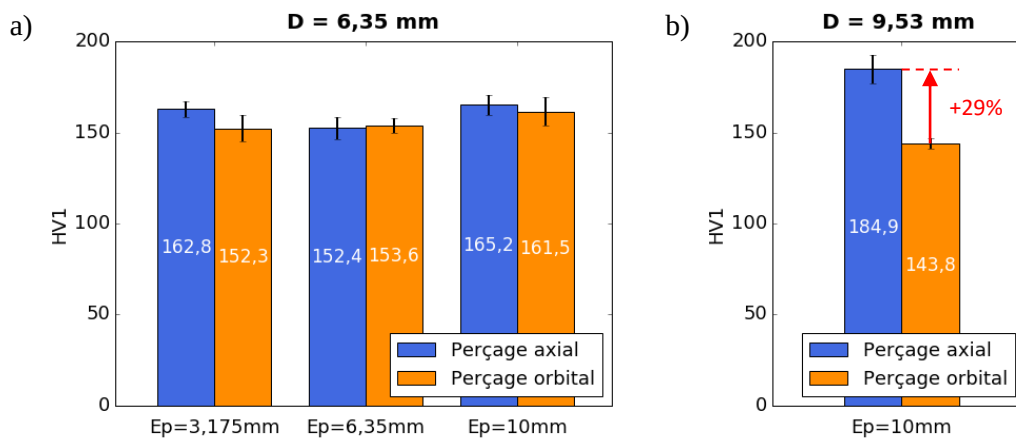


Figure 3-19 : Résultats des mesures de microdureté Vickers

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

3.4.1.2 Essais de nanoindentation

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

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

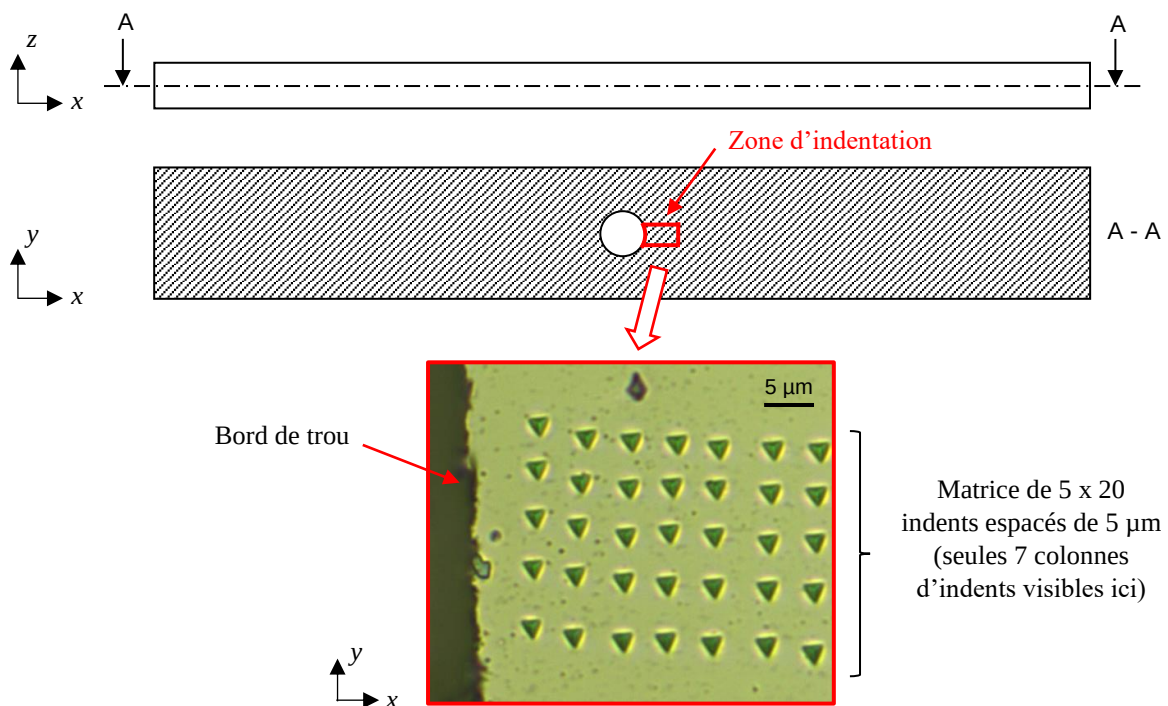


Figure 3-20 : Configuration des essais de nanoindentation

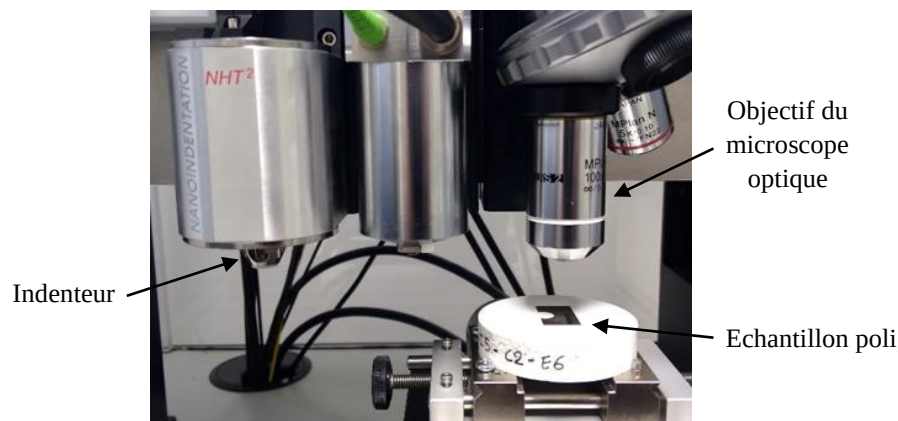


Figure 3-21 : Dispositif d'essais de nanoindentation (Instrument CSM avec unité de nanoindentation NHT2)

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

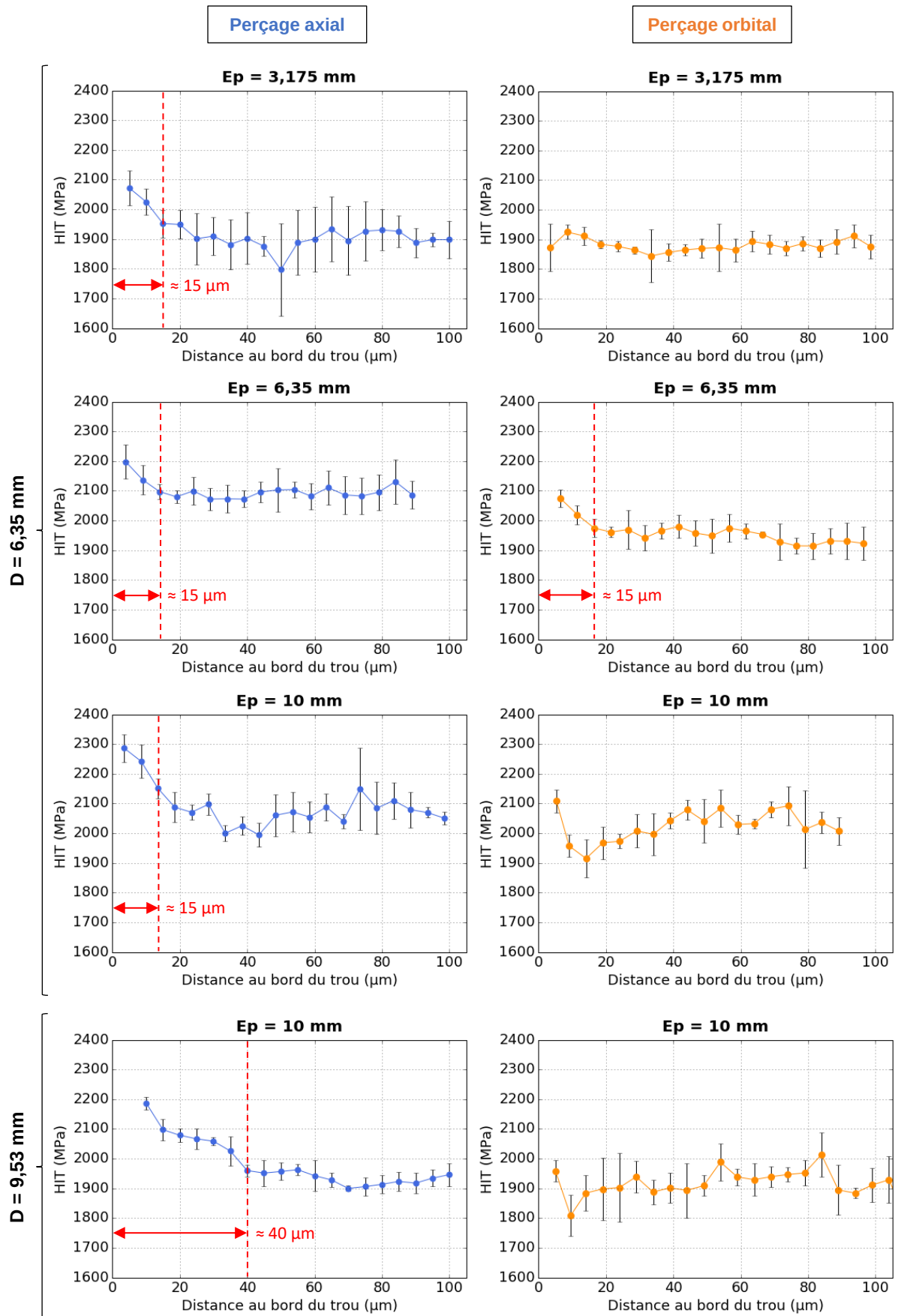


Figure 3-22 : Résultats de nanodureté

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

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

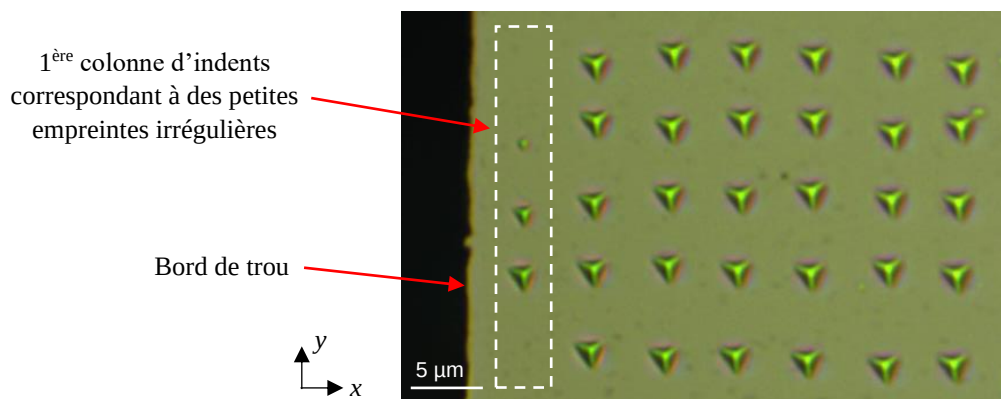


Figure 3-23 : Petites empreintes irrégulières obtenues en proche sous-surface du trou à l'issue des essais de nanoindentation pour le cas du perçage axial de diamètre 9,53 mm

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

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

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

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

3.4.2 Etude des modifications microstructurales induites par les sollicitations mécaniques

- Micrographies optiques

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

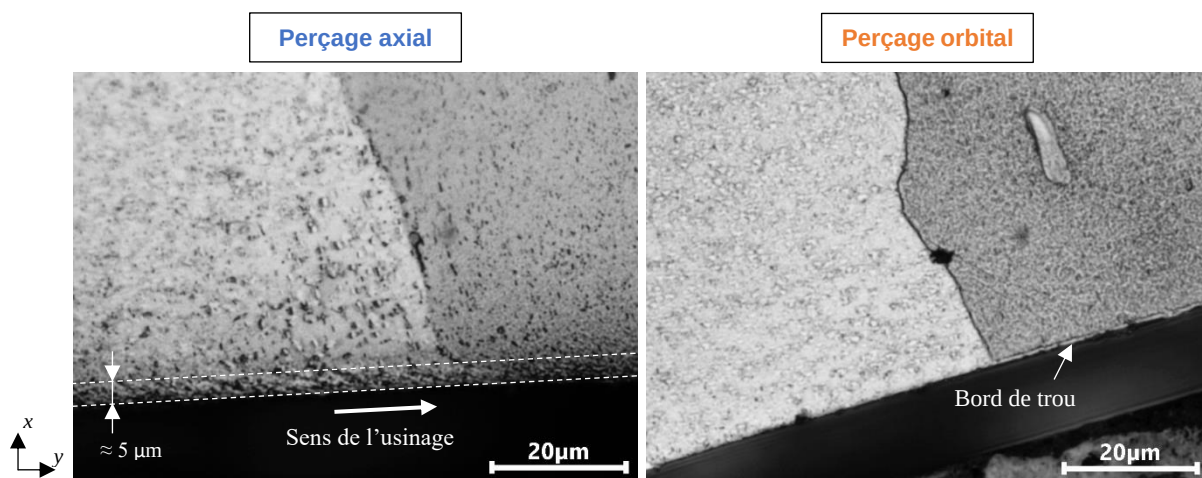


Figure 3-24 : Micrographies optiques : état de la microstructure en bord de trou pour le cas du diamètre de perçage 9,53 mm (grossissement x500)

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

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

- Analyses MEB-EBSD

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

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

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

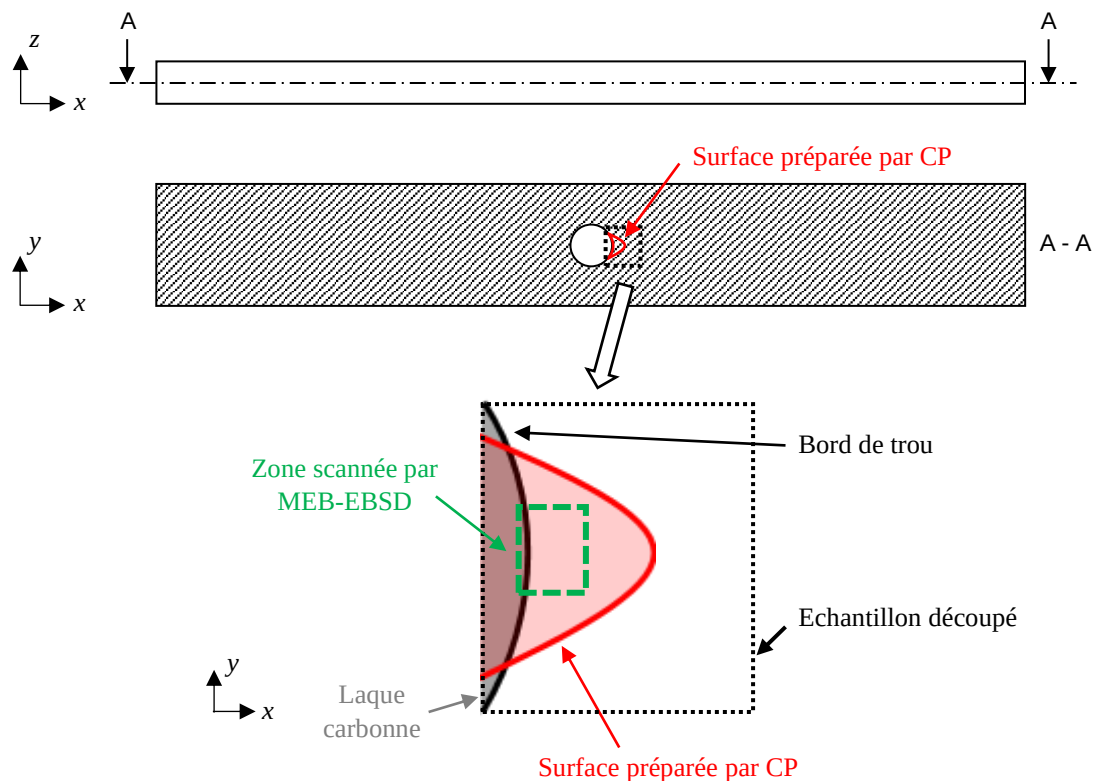


Figure 3-25 : Configuration des analyses MEB-EBSD

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

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

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

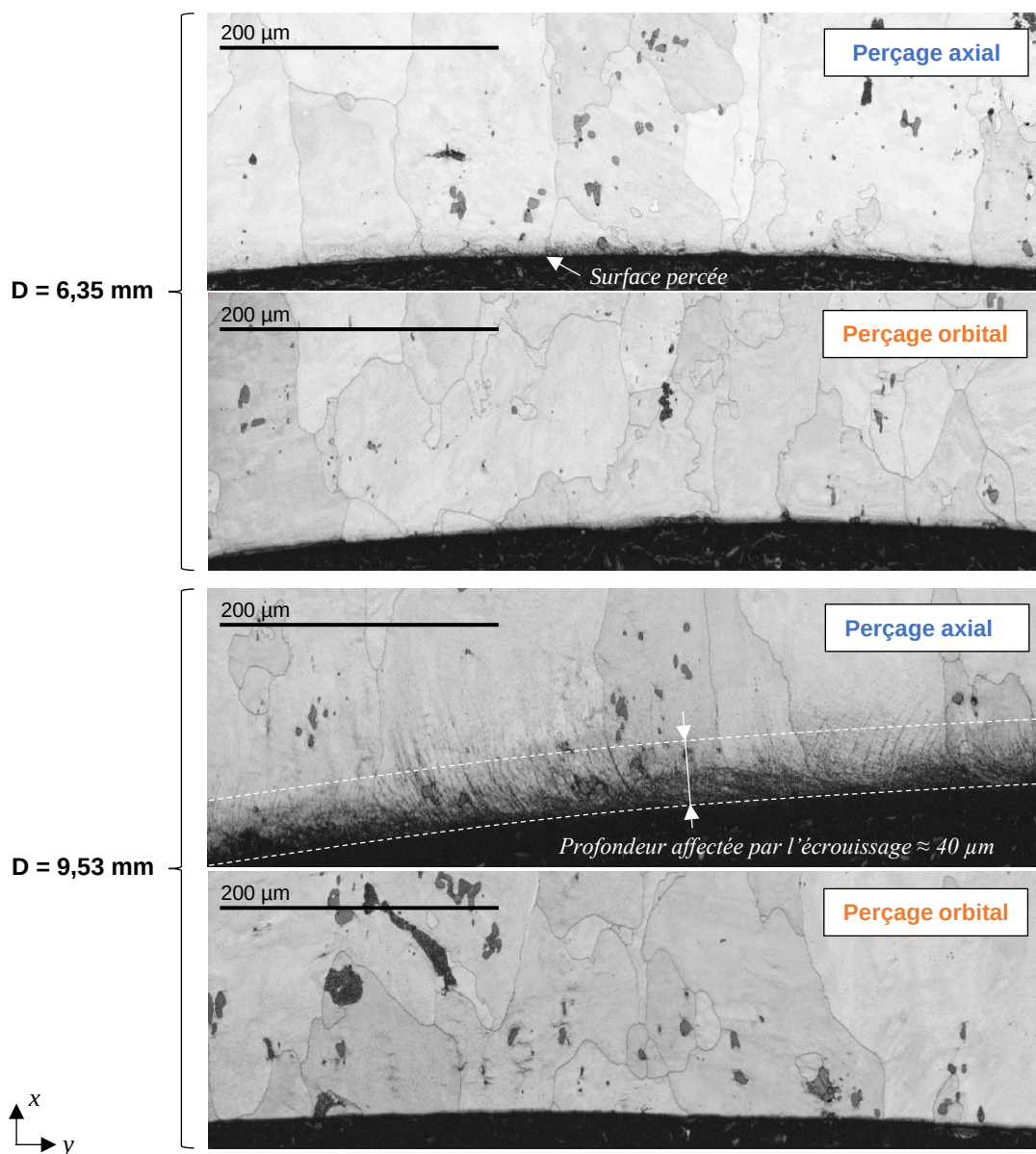


Figure 3-26 : Cartographies IQ obtenues par analyse MEB-EBSD (grossissement x300)

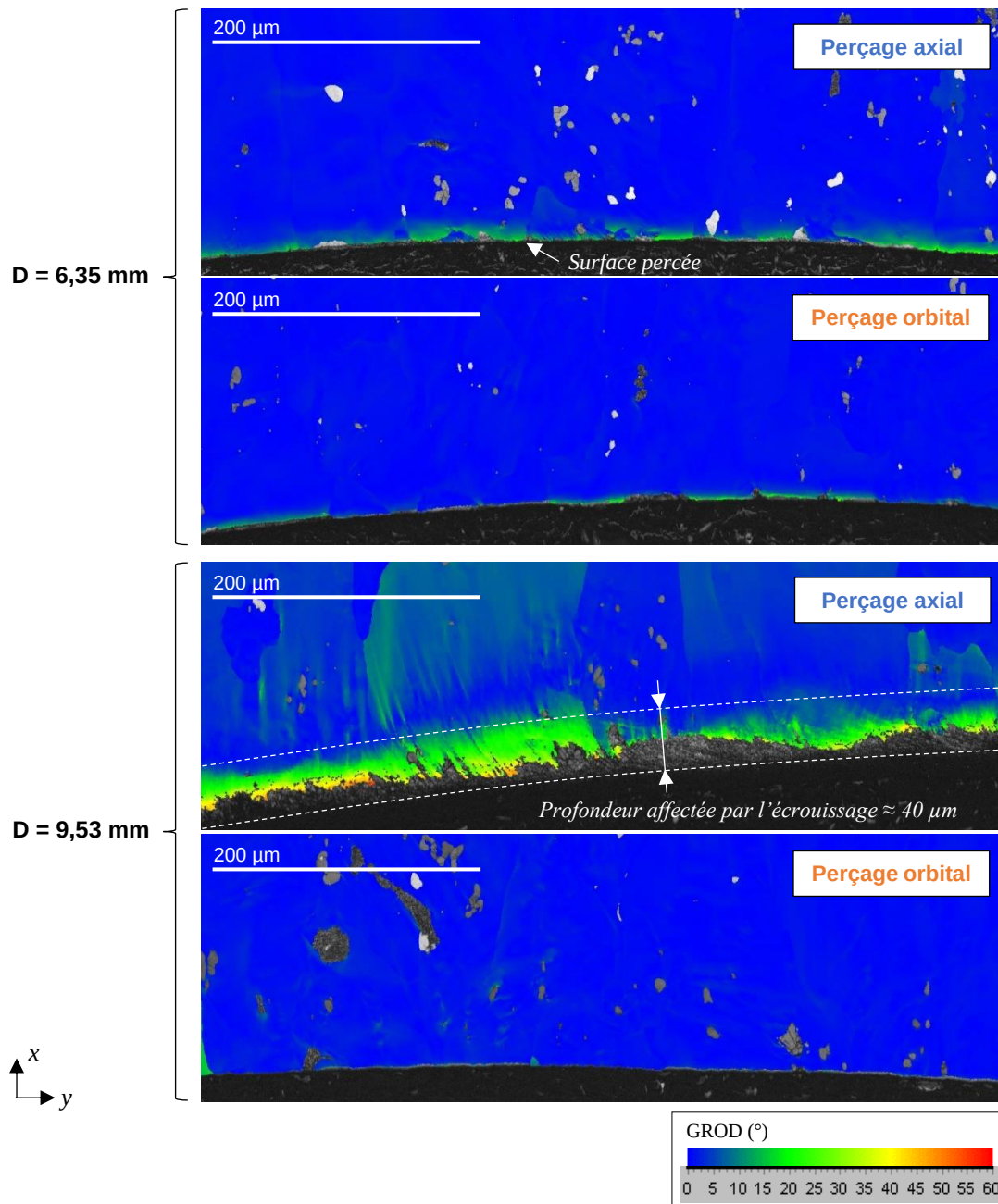


Figure 3-27 : Cartographies GROD obtenues par analyse MEB-EBSD (grossissement x300)

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

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

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

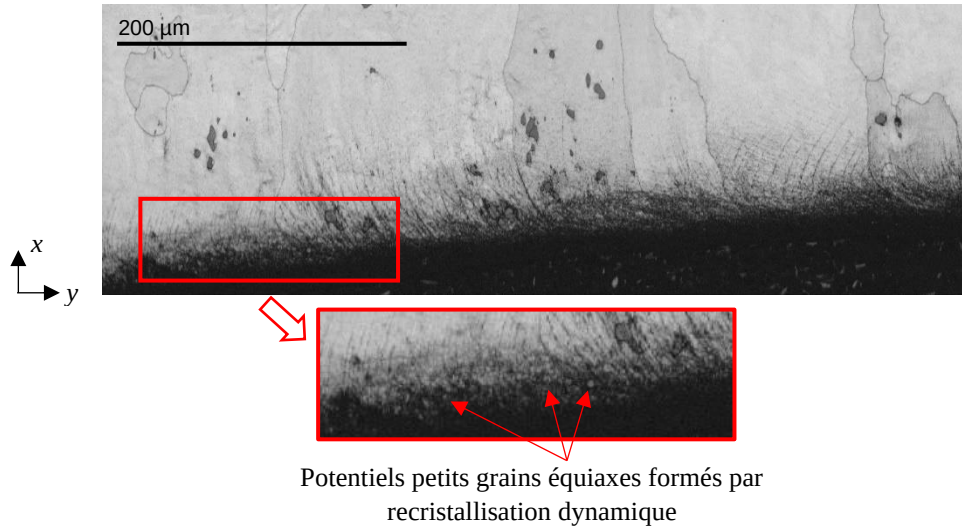


Figure 3-28 : Possible formation de petits grains équiaxes en proche sous-surface du trou par recristallisation dynamique pour le cas du perçage axial au diamètre 9,53 mm

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

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

3.4.3 Etude des modifications microstructurales induites par les sollicitations thermiques

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

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

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

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

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

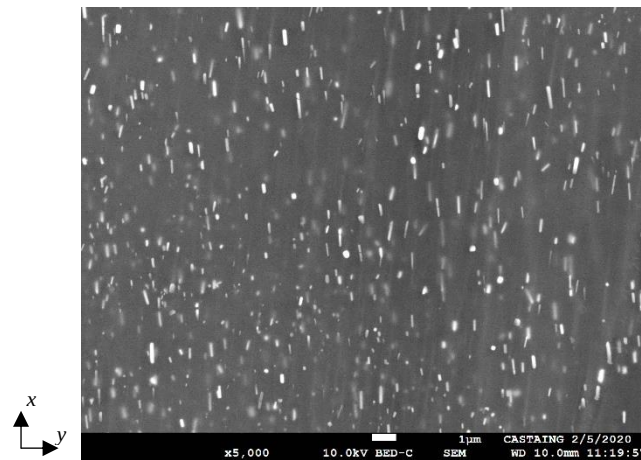


Figure 3-29 : Observation MEB-BSE de l'état de précipitation initial du matériau (grossissement x5000)

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

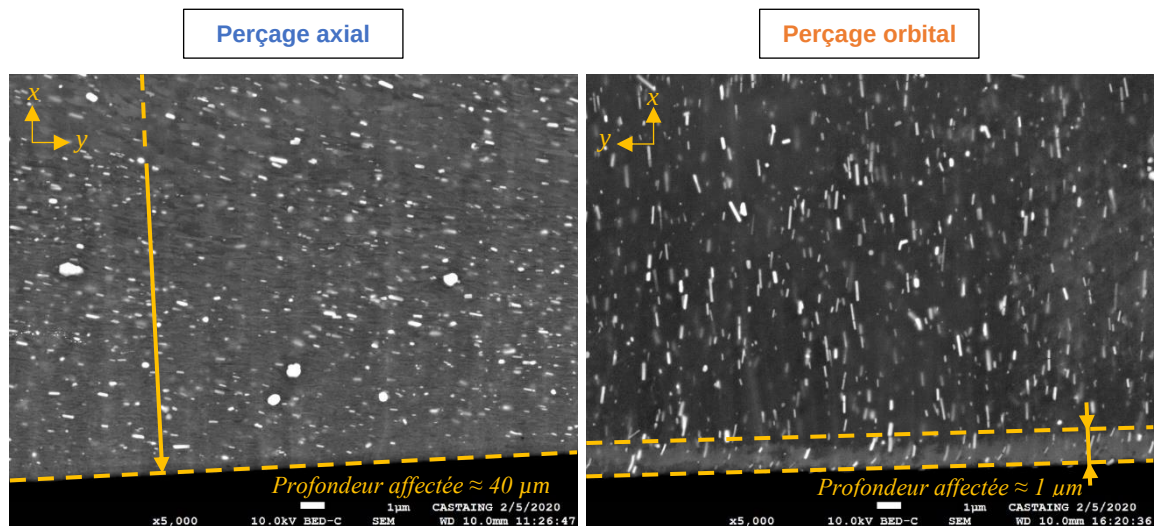


Figure 3-30 : Observations MEB-BSE de l'état de précipitation du matériau en bord de trou pour le diamètre de perçage 9,53 mm (grossissement x5000)

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

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

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

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

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

3.5.1 Présentation de la nouvelle méthode d'analyse HOCT

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

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

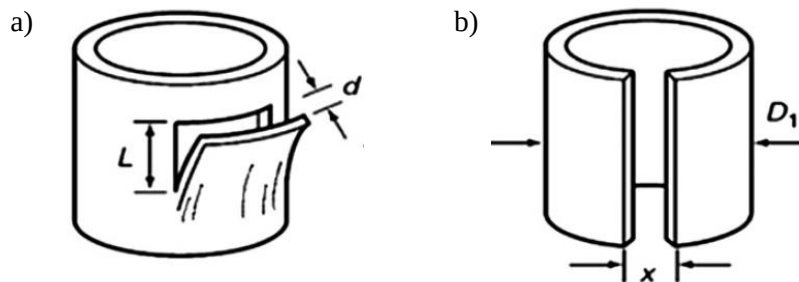


Figure 3-31 : Méthode du découpage appliquée pour l'analyse de l'état de contraintes résiduelles de tubes à parois minces : découpe pour l'évaluation des contraintes axiales (a) et circonférentielles (b) (Rossini et al., 2012)

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

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

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

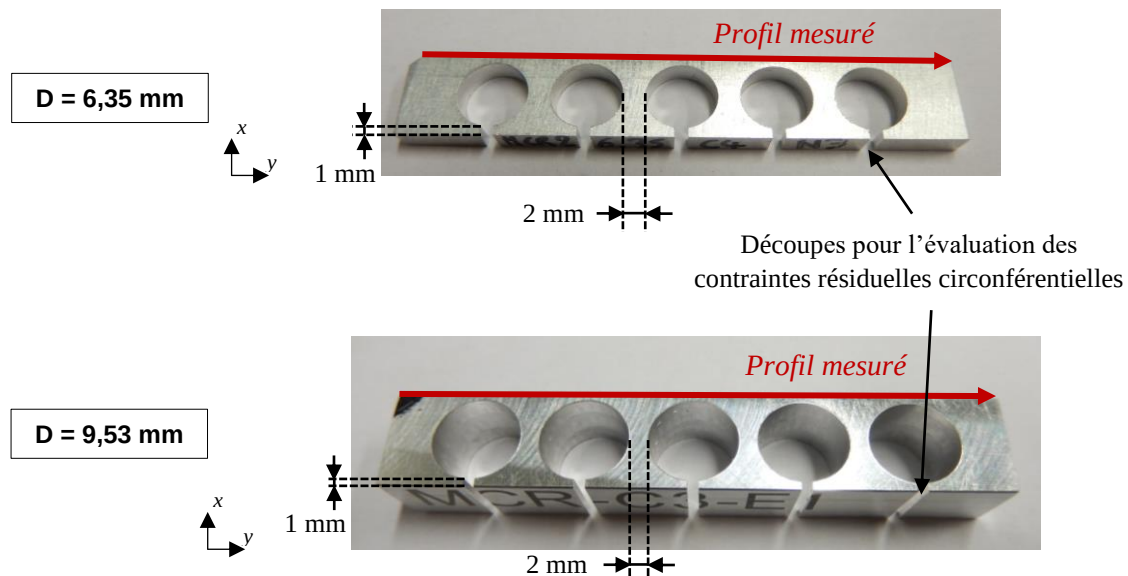


Figure 3-32 : Eprouvettes pour l'analyse de contraintes résiduelles avec la méthode HOCT

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

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

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

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

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

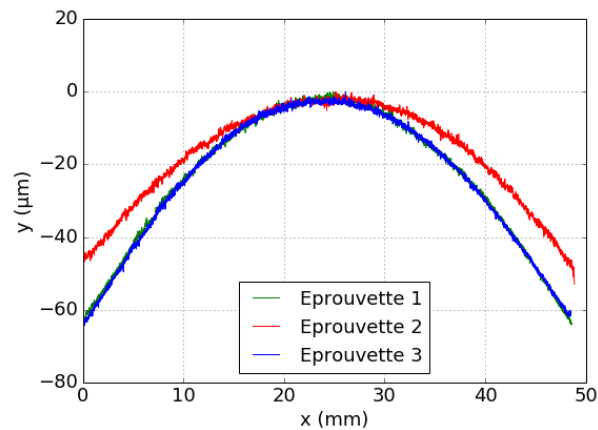


Figure 3-33 : Répétabilité des mesures de déformées de l'éprouvette obtenue avec la méthode HOCT pour le cas du perçage axial au diamètre 6,35 mm

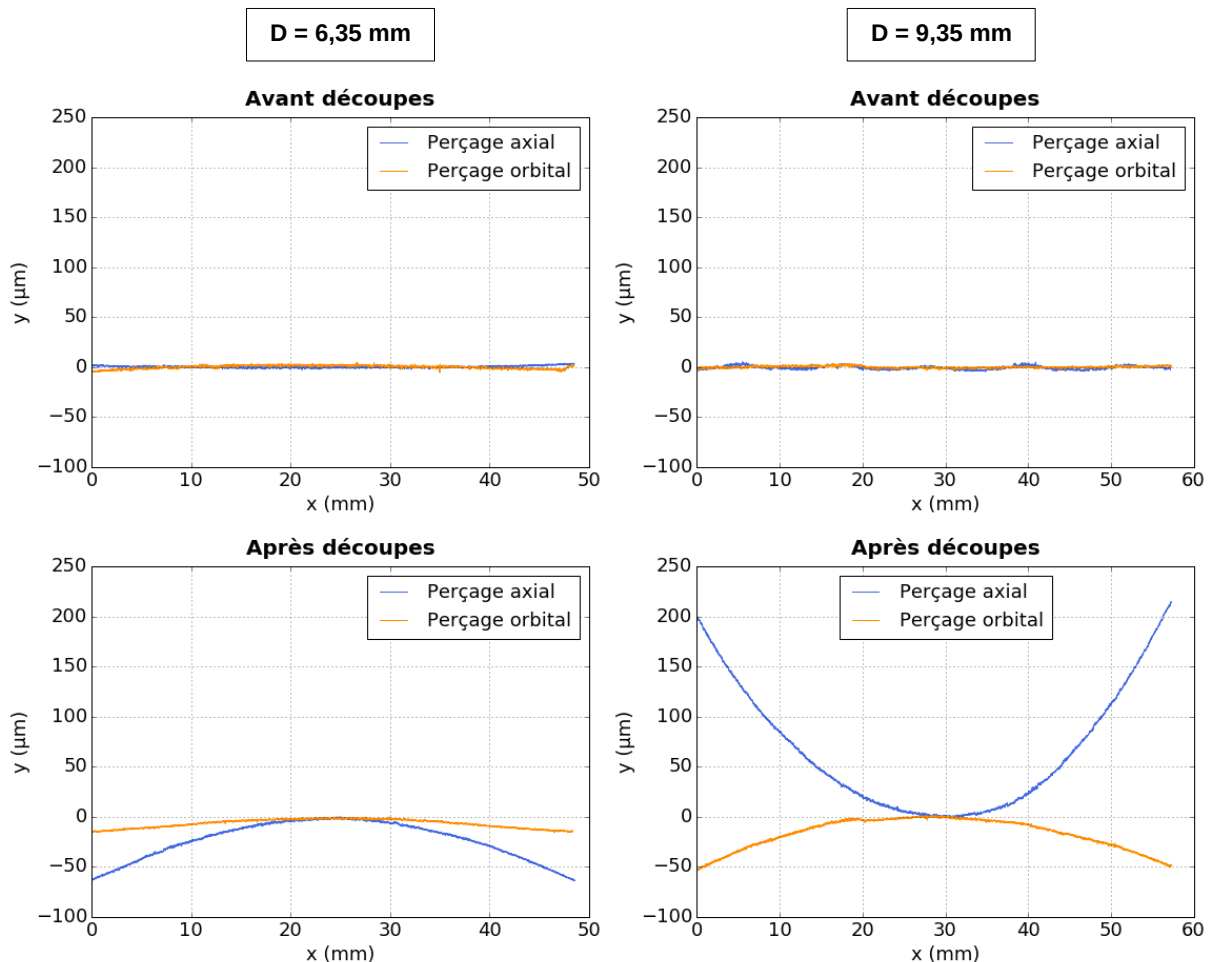


Figure 3-34 : Déformées des éprouvettes obtenues avec la méthode HOCT

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

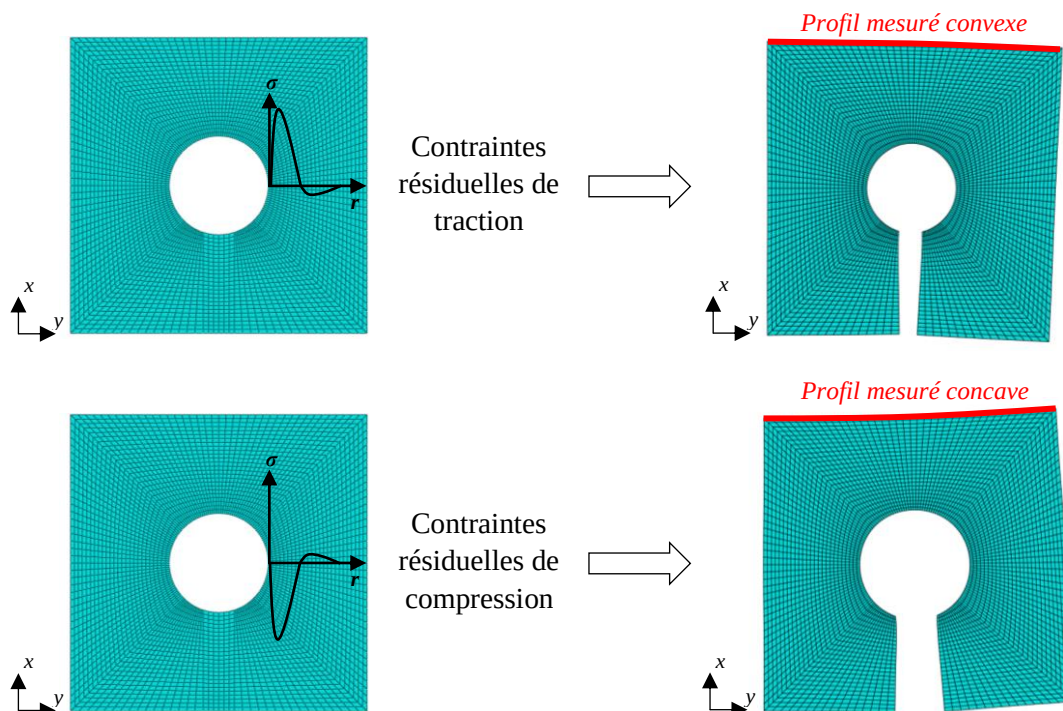


Figure 3-35 : Allure du profil de forme de l'éprouvette mesuré avec la méthode HOCT en fonction de la nature des contraintes résiduelles

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

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

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

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

3.6 Corrélation entre intégrité de surface et tenue en fatigue

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

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

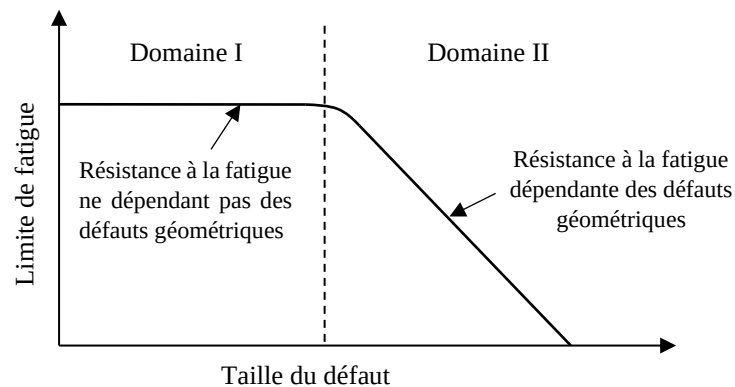


Figure 3-36 : Représentation schématique du diagramme de Kitagawa

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

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

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

3.7 Synthèse

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

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

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

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

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

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

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

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