Université Fédérale
Toulouse Midi-Pyrénées

THÈSE

en vue de l'obtention du

DOCTORAT DE L'UNIVERSITÉ DE TOULOUSE

délivré par
Université Toulouse III - Paul Sabatier

Présenté et soutenu par
Adrien Dangremont Di Crescenzo
le 13 décembre 2022

Influence des plaquettes de planage sur l'intégrité de surface de pièces en alliage de titane - étude en fraisage

École doctorale : **MEGEP : Génie mécanique, mécanique des matériaux**

Spécialité : **Génie mécanique, mécanique des matériaux**

Unité de recherche :
Institut Clément Ader, UMR CNRS 5312,

Thèse dirigée par
M. Walter Rubio, Professeur des universités, Université Toulouse III - Paul Sabatier, Toulouse
M. Michel Mousseigne, Maître de conférences, Université Toulouse III - Paul Sabatier, Toulouse

Jury
M. Raynald Laheurte, Maître de conférences, Université de Bordeaux - IUT GMP, Bordeaux *(Rapporteur)*
M. Bernardin Mawussi, Professeur des universités, Université Sorbonne Paris Nord, Villetaneuse *(Rapporteur)*
M^{me} Johanna Senatore, Maître de conférences, Université Toulouse III - Paul Sabatier, Toulouse *(Examinatrice)*
M. Cyril Bordreuil , Professeur des universités, Université de Montpellier, Montpellier *(Examinateur)*

Sommaire

Sommaire . . . iii
Remerciements . . . v

Introduction . . . 1
1 État de l'art . . . 5
1.1 Généralités sur le titane et le Ti-6Al-4V . . . 6
1.2 Fraisage . . . 10
1.3 Plaquettes d'usinage . . . 14
1.4 Intégrité de surface . . . 20
2 Matériau & Moyens expérimentaux . . . 57
2.1 Matière utilisée . . . 58
2.2 Moyen d'usinage . . . 60
2.3 Moyens de mesure . . . 73
2.4 Conclusions . . . 82
3 Usinage en bout conventionnel . . . 83
Introduction . . . 83
3.1 Essais préliminaires . . . 84
3.2 Campagne d'essais principale . . . 99
3.3 Essais à très faible profondeur de passe (SMIC) . . . 111
3.4 Observation de la coupe sur l'arête de planage . . . 115
3.5 Conclusions sur la finition avec une arête de planage dans un domaine conventionnel . . . 119
4 Finition à haute efficacité . . . 121
Introduction . . . 121
4.1 Définition et limites du domaine haute efficacité . . . 122
4.2 Campagne d'essais . . . 123
4.3 Comparaison entre domaine conventionnel et domaine de haute efficacité . . . 137
4.4 Conclusions . . . 146
Conclusions et perspectives . . . 149
Conclusions . . . 149
Perspectives . . . 152

A Arêtes de coupe . . . 153
A.1 Campagne préliminaire . . . 155
A.2 Campagne principale . . . 161
A.3 Essais SMIC . . . 164
A.4 Campagne Haute Efficacité . . . 165
B Usinage par sonde ionique focalisée . . . 169
B.1 Présentation de la sonde ionique focalisée et des méthodes de mesures . . . 169
B.2 Déroulement pour les échantillons en Ti-6Al-4V . . . 171
B.3 Conclusions sur la méthode . . . 177

Table des figures . . . 181
Liste des tableaux . . . 189
Glossaire . . . 191
Bibliographie . . . 193
Table des matières . . . 205

Remerciements

Je tiens d'abord à remercier les membres du jury pour avoir accepté d'évaluer mon travail. J'aimerais particulièrement remercier les rapporteurs M. Raynald Laheurte et M. Bernardin Mawussi d'avoir relu et commenté le manuscrit.

Je remercie mes directeurs de thèse, Walter et Mouss. Merci à vous de m'avoir encadré comme vous l'avez fait. J'ai beaucoup appris aussi bien d'un point de vue scientifique qu'humain. Et surtout vous m'avez permis de mener ces travaux jusqu'au bout.

J'aimerais remercier Abdallah, le héros de la 5 axe. Avec son expertise et son talent pour trouver des solutions, mes travaux ont toujours pu avancer contre vents et marées.

Je voudrais remercier les différents cothésards et stagiaires avec qui j'ai partagé des pauses cafés/thé à la vanille d'une durée toujours très contrôlée ainsi que des afterworks bien rythmés. Grâce à tous ces moments, la vie au quotidien n'en était que plus belle. Alors un grand merci (avec une liste non exhaustive et pas classée) à Alexy, Louis, Hassan, Thibaut, Lara, Arthur, Léa, Marta, les deux Juliens, Angélique, Adama, Ldjoudi, Yohan, Thomas, Valentin et tous ceux que j'ai pu oublié. J'en profite pour aussi remercier toutes les autres personnes que j'ai côtoyé et qui ont pu aidé au cours de mon parcours au laboratoire.

Comme promis il y a plus de 3 ans, je laisse une dédicace à mon ptit vieux préféré qui m'a aidé à me lancer dans la grande aventure de la thèse.

J'aimerais aussi remercier tous mes amis de Paris (ouech la Garderie) avec qui j'ai passé des vacances et des week-ends toujours très reposant. Le plaisir que j'ai eu à venir vous retrouver valait bien le coup de subir quelques taquineries de la SNCF. Bisous et ΛΛ sur vous !

Et enfin je voudrais dédier ces derniers remerciements à ma famille, sœurs et frère, cousins et cousines, oncles et tantes ainsi qu'à ma grand-mère. Pour clôturer cette section, je remercie du plus profond de mon cœur ma mère à qui je dois tout.

Introduction

Depuis de nombreuses années, le secteur de l'aéronautique connaissait une croissance importante de son activité. En 2020 la crise économique due au COVID-19 a lourdement pesé sur les entreprises du secteur avec une baisse du chiffre d'affaire d'au moins 15% pour la moitié d'entre elles (source : INSEE). En 2022, l'activité reprend de la vigueur et la demande en ingénieurs de R & D est importante afin de concevoir l'avion du futur.

Les défis économiques et surtout écologiques que posent la conception de l'avion de demain alimente la recherche et le développement du secteur. Cela passe par la conception d'avion à zéro émission de CO_2 (motorisation à hydrogène) pour les projets à longs termes. Pour des développements à plus court terme, afin de diminuer la consommation de kérosène et donc de diminuer l'émission de gaz à effet de serre, des prototypes d'avions à propulsion hybride sont développés. Diminuer la masse des appareils permet aussi de minimiser la consommation de carburant. La réduction de masse des avions peut passer par l'utilisation des matériaux plus légers tels que des composites ou l'optimisation topologique des pièces les plus massives.

Parmi les différents matériaux utilisés dans la fabrication d'un avion, les alliages de titane occupent une part importante. On les retrouve notamment dans des pièces de structures comme les longerons ou les mâts réacteurs. La réduction de masse des pièces aéronautiques doit se faire en préservant des caractéristiques mécaniques suffisantes pour assurer la sécurité des aéronefs. Or les caractéristiques mécaniques des pièces sont générées lors de la phase de fabrication et de mise en forme. Ainsi une grande maîtrise de ces procédés est nécessaire afin de contrôler et obtenir les propriétés mécaniques voulues.

Le fraisage, procédé de mise en forme par enlèvement de matière, est utilisé pour la fabrication des longerons et autres pièces de structure. Ce type de pièces doit répondre à des exigences importantes en termes de propriétés mécaniques, de tenue en fatigue, de résistance à la corrosion et de masse. Ainsi une grande connaissance des nombreux paramètres intervenant dans l'opération de fraisage est nécessaire pour satisfaire aux standards de l'industrie en termes de performance.

Dans le cadre du fraisage, la phase de finition est une étape-clé permettant de générer l'intégrité de surface des pièces usinées et d'obtenir les propriétés mécaniques finales des pièces. De nombreuses études dans la littérature ont montré l'importance de l'intégrité de surface dans la tenue en fatigue des pièces usinées. La durée de vie des pièces de structure est une problématique essentielle dans l'industrie aéronautique. Ainsi maîtriser l'intégrité de surface lors de l'usinage permet de maîtriser la durée de vie de pièces critiques et donc de mieux garantir la sécurité des appareils.

Cependant la génération d'une intégrité de surface dépend d'un grand nombre de paramètres liés à la méthode de fabrication. Dans le cas du fraisage, les paramètres peuvent être séparés en deux catégories :

— les paramètres matériels comprenant les caractéristiques de l'outil coupant (géométrie, angles de coupe, état d'usure, ...), la matière à usiner ou encore le centre d'usinage réalisant l'opération de fraisage ;
— les paramètres opératoires comprenant les différents paramètres de coupe tels que la vitesse de coupe, la vitesse d'avance, la profondeur de passe ou encore le type de lubrification.

De nombreuses études se sont intéressées au lien entre intégrité de surface et paramètres d'usinage en se concentrant sur un domaine d'étude restreint. À l'institut Clément Ader, ces problématiques ont fait l'objet de plusieurs thèses [Fredj (2021), Moussaoui (2013) et Rey (2016)]. Les travaux de thèse présentés dans la suite s'inscrivent dans ce type de problématiques et visent à compléter les connaissances sur ce sujet en se focalisant sur l'aspect peu étudié dans la littérature de la géométrie d'outil.

Ainsi les travaux de thèse se concentrent sur l'étude d'une géométrie d'outil particulière, les outils à arête de planage. Ces outils possèdent une arête dite de planage, c'est-à-dire une arête parallèle à la surface usinée qui servira à aplanir la surface. Les opérations de fraisage seront faites avec ce type d'outil sur un alliage de titane, le Ti-6Al-4V, un des alliages les plus utilisés en aéronautique. Un des objectifs principaux de la thèse est de lier l'intégrité de surface générée par fraisage aux différentes conditions opératoires utilisées avec les outils à arête de planage. L'intégrité de surface se décompose généralement en 3 aspects : géométrique, mécanique et métallurgique. Dans les travaux de thèse, l'aspect géométrique est représenté par la rugosité de surface, l'aspect mécanique par les contraintes résiduelles et l'aspect métallurgique par la microstructure.

L'influence des paramètres opératoires et de l'utilisation d'outils à arêtes de planage sur l'intégrité de surface a été étudiée par une approche expérimentale sur des opérations de fraisage.

L'organisation du manuscrit s'articule en quatre chapitres. Le premier chapitre correspond à une étude bibliographique permettant de définir les bases scientifiques de l'étude ainsi que l'état de l'art sur l'intégrité de surface. Après un présentation du titane et en particulier de l'alliage étudié, le Ti-6Al-4V, l'étude bibliographique s'applique à présenter et définir l'opération de fraisage ainsi que les outils de coupe utilisés dans ce type d'opération. Dans un second temps, les différents travaux de la littérature sur l'étude des opérations d'usinage et de l'intégrité de surface qui en découle sont discutés pour établir un état de l'art sur la problématique de la thèse.

Le deuxième chapitre présente les propriétés mécaniques de la matière utilisée dans les travaux de thèse ainsi que l'ensemble des moyens d'usinage et de mesure associés à l'étude.

Le troisième chapitre débute avec une étude préliminaire de deux outils à arête de planage. Celle-ci est suivie par une étude plus complète de l'influence des paramètres opératoires dans un domaine de conditions d'usinage conventionnelles en industrie pour des opérations de finition sur du Ti-6Al-4V. Les conclusions de cette étude poussent l'analyse vers la mise en place d'une stratégie d'usinage privilégiant l'utilisation de l'arête de planage ainsi que l'étude de son comportement lors de la coupe.

Le quatrième chapitre poursuit les travaux abordés dans le troisième chapitre en les plaçant hors du domaine conventionnel afin de compléter l'étude du comportement des arêtes de planage et de leur influence sur l'intégrité de surface. La seconde partie du chapitre s'intéresse à la comparaison de l'usinage entre le domaine opératoire du chapitre 3 et celui étudié au début du chapitre 4. La comparaison porte sur les avantages et inconvénients du fraisage dans les conditions de chaque domaine dans un cadre industriel.

Une conclusion générale est ensuite proposée afin de résumer les principaux apports de ces travaux et de présenter plusieurs perspectives pouvant poursuivre ceux-ci.

1

État de l'art

1.1 Généralités sur le titane et le Ti-6Al-4V . . . 6
1.1.1 Titane . . . 6
1.1.2 Ti-6Al-4V . . . 7
1.2 Fraisage . . . 10
1.2.1 Généralités et vocabulaire . . . 10
1.2.2 Paramètres de coupe . . . 12
1.3 Plaquettes d'usinage . . . 14
1.3.1 Caractéristiques macroscopiques . . . 14
1.3.2 Caractéristiques microscopiques . . . 16
1.3.3 Choix de l'outil . . . 17
1.3.4 Usure . . . 18
1.4 Intégrité de surface . . . 20
1.4.1 Aspect géométrique : rugosité . . . 20
1.4.2 Aspect mécanique : contraintes résiduelles . . . 32
1.4.3 Aspect métallurgique : microstructure . . . 43
1.4.4 Conclusions sur l'étude bibliographique . . . 56

Le premier chapitre se décompose en 4 parties :

- La première partie présente le titane et plus particulièrement le Ti-6Al-4V ;
- La deuxième partie parle du procédé de mise en forme utilisé dans les travaux de thèse, le fraisage ;
- La troisième partie s'intéresse aux outils de coupe et leurs caractéristiques ;
- La dernière partie se concentre sur l'étude bibliographique sur l'intégrité de surface, ses liens avec le fraisage et son influence sur la tenue en fatigue.

1.1 Généralités sur le titane et le Ti-6Al-4V

1.1.1 Titane

Contexte industriel et applications

La majorité du titane (plus de 95% en 2019 [USGS (2020)]) est produit sous forme de TiO_2 qui est un pigment blanc très réflecteur. Le reste de la production se présente sous forme de titane métallique (Fig. 1.1) et est utilisé dans des secteurs très variés tels que l'aéronautique, l'aérospatiale ou encore le biomédical.



Figure 1.1 – Dioxyde de titane à gauche et éponge de titane à droite

La consommation mondiale estimée de titane métallique entre 2017 et 2019 est indiquée dans le tableau 1.1.

Tableau 1.1 – Consommation mondiale du titane métallique entre 2017 et 2019 [Louvigné (2018)]

X 10^3 tonnes	2017	2018	2019
Aéronautique commerciale	59-63	60-64	71-76
Applications industrielles	54-58	57-61	62-66
Applications militaires	11-13	11.5-14	12.5-15.5
Biens de consommation	10-11	8.5-10	9.5-11.5
Total	134-145	137-149	155-169

Sur les dernières années avant la crise du COVID, la demande mondiale pour du titane métallique n'a fait qu'augmenter notamment pour l'aéronautique et les applications industrielles qui représentent plus de 80% de la consommation mondiale.

Cristallographie

Le titane possède une température de transformation allotropique (appelé aussi Tβ transus β). Ainsi la structure cristalline est modifiée suivant la température. En dessous de Tβ, le titane s'organise

sous une forme hexagonale pseudo-compacte qui est nommée couramment phase α. Au-dessus de Tβ, le titane prend une structure cubique centrée qui est communément nommée phase β. Pour le titane pur, le transus β vaut 882 °C (Fig. 1.2).

Cette valeur change lorsque le titane est allié [Gélas et al. (1976)]. En effet, il existe des éléments qui vont stabiliser une des deux phases. Les éléments α-gènes comme l'aluminium, l'oxygène, le carbone et l'azote, vont stabiliser la phase α et donc augmenter la valeur de Tβ. Les éléments β-gènes (hydrogène, molybdène, vanadium, fer, ...) vont stabiliser la phase β et diminuer Tβ. Ces éléments d'addition vont permettre de favoriser une phase en particulier ou de choisir une répartition de ces phases. Cela va permettre de définir des nuances dont les propriétés mécaniques et thermiques vont fortement varier.

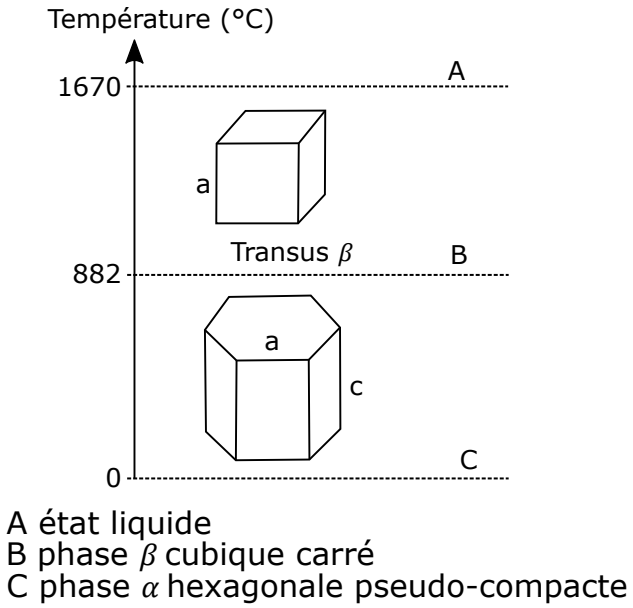


Figure 1.2 – Diagramme de phase du titane [Combres (2013)]

1.1.2 Ti-6Al-4V

Composition

La nuance de titane étudiée ici est le Ti-6Al-4V aussi noté TA6V. La composition chimique de cet alliage est présentée dans le tableau 1.2.

Tableau 1.2 – Composition de l'alliage Ti-6Al-4V [Welsch et al. (1993)]

Ti	Al	V	Fe	O	C	N	H	Autres (seul)	Autres (total)
Base	5.5-6.75%	3.5-4.5%	0.4%	0.2%	0.08%	0.03%	0.015%	0.05%	0.3%

Microstructure

La nuance Ti-6Al-4V est composée d'un mélange de phases α et β dont la proportion dépend des traitements thermiques effectués. De manière générale pour le titane, la transformation allotropique permet d'avoir une diversité de morphologie des phases (Fig. 1.3) :

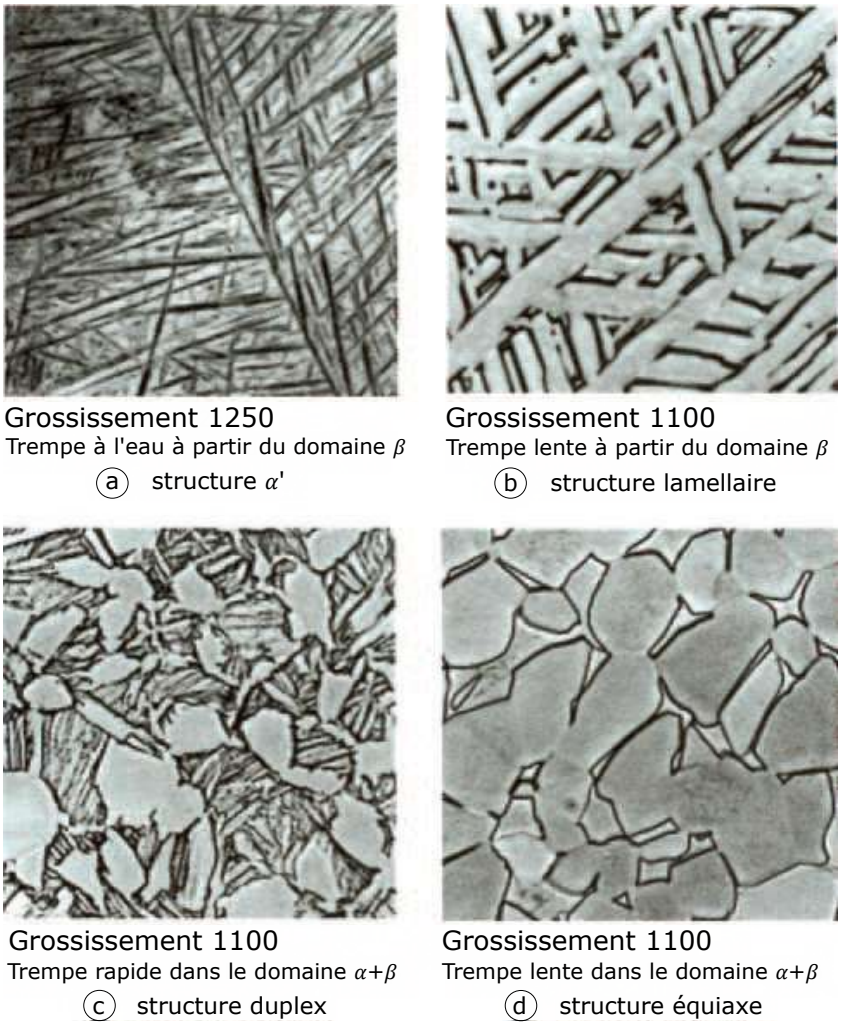


Figure 1.3 – Exemples des différentes microstructures du Ti-6Al-4V [Combres (2013)]

— *Aciculaire* : Cette morphologie est constituée uniquement d'aiguilles de phase α. Elle est obtenue à partir d'une trempe à l'eau à partir du domaine β. Les orientations des aiguilles sont héritées de l'orientation des grains β d'origine.

— *Lamellaire* : Dans cette géométrie, les aiguilles se sont épaissies de façon à former des lamelles. La phase β est présente entre ces lamelles. Elle s'obtient par trempe lente à partir du domaine β.

— *Duplex ou bimodale* : Cette structure est mixte entre la structure lamellaire et la structure équiaxe. Il y a deux géométries pour la phase α. La première se présente sous forme de lamelles séparées par de la phase β. La seconde correspond à des grains sphériques uniquement constitué de phase α. Cette structure bimodale s'obtient à partir de la trempe rapide à partir du domaine α+β. À partir du domaine α+β, les lamelles α vont se recristalliser sous forme de sphères et donc s'affranchir de leur orientation héritée de la phase β. La trempe rapide permet de figer la microstructure avant d'avoir atteint son équilibre et donc de conserver des grains β sous forme de lamelles.

— *Équiaxe* : En effectuant une trempe lente à partir du domaine α+β, toutes les lamelles sont recristallisées sous forme de sphère. Cela correspond à la géométrie équiaxe. La phase β se retrouve entre les grains sphériques α.

Dans les alliages aéronautiques, la microstructure duplex est la plus commune.

Propriétés mécaniques

Le tableau 1.3 présente les propriétés mécaniques générales du Ti-6Al-4V ainsi que celle d'un alliage d'aluminium (2014 T6) et d'acier (APX4) afin d'avoir un point de comparaison avec d'autres matières présentes dans l'industrie aéronautique.

Tableau 1.3 – Propriétés mécaniques et physiques de 3 alliages [Leyens et al. (2003)][Lütjering et al. (2007)][Combres (2010)][Develay (1992)][Dessolin (2010)]

Propriété	**Ti-6Al-4V**	**Al 2014 T6 (AlCu4SiMg)**	**Acier APX4 (X4CrNiMo16-5-1)**
Masse volumique ($kg.m^{-3}$)	4430	2800	7700
Module d'Young (GPa)	110-140	73	170-211
Limite d'élasticité (MPa)	800-1100	370-420	750-950
Résistance maximale à la traction (MPa)	900-1200	410-460	1000-1200
Allongement à la rupture (%)	13-16	6-7	16-18
Coefficient de Poisson	0.33	0.33	0.3
Conductivité thermique à 20°C ($W.m^{-1}.K^{-1}$)	7	192	15-19
Capacité thermique massique à 20°C ($J.kg^{-1}.K^{-1}$)	525	869	430

Usinabilité

L'usinabilité est la qualité d'une matière qui la rend propre à être usinée, c'est-à-dire à être mise en forme par enlèvement de matière. Cette notion est liée à une idée de performance. Ainsi les principaux paramètres permettant de qualifier l'usinabilité d'une matière sont le taux d'enlèvement de matière (qui reflète la productivité), la durée de vie de l'outil utilisé, la puissance consommée pour l'usinage et le respect des tolérances dimensionnelles et géométriques. Tous ces paramètres vont donc être influencés par les propriétés mécaniques et thermiques de la matière, le choix de l'outil d'usinage et les conditions de coupe [E. Ezugwu (2005)].

Le titane est considéré comme ayant une mauvaise usinabilité. Cela vient principalement des propriétés propres du titane [Siekman (1955)][Machado et al. (1990)][E. Ezugwu et al. (1997)][E. Ezugwu et al. (2003)][Varote et al. (2017)] :

— À haute température, le titane conserve longtemps des propriétés mécaniques élevées ce qui nécessite des performances élevées à haute température pour les outils de coupe ;
— La faible conductivité thermique du titane provoque une température locale au niveau de la coupe plus importante ce qui va fragiliser l'outil de coupe ;
— Le module d'Young, relativement faible, peut entraîner du retour élastique sous la pression exercée par l'outil. Ce retour élastique peut conduire à des phénomènes de dégradation rapide de l'outil par frottement ;
— Le titane possède une forte réactivité avec l'oxygène en particulier à chaud. En combinant cet effet à la température intrinsèquement élevée lors de l'usinage du titane, certains types d'outils (en nitrure de bore cubique ou en céramique) réagissent par oxydo-réduction et présentent une usure très rapide.

Du fait de ces limites, l'usinage du titane peut se révéler délicat. Un réduction de la productivité est souvent nécessaire pour allonger la durée de vie des outils tout en assurant la qualité requise des pièces industrielles.

1.2 Fraisage

1.2.1 Généralités et vocabulaire

Le fraisage est un procédé de fabrication par enlèvement de matière à l'aide d'un outil rotatif à une ou plusieurs arêtes de coupe se déplaçant par rapport à la pièce [Felder (1997)].

Ce procédé permet la fabrication de beaucoup de formes différentes. Son automatisation à travers les machines à commande numérique a permis de rendre ce procédé encore très flexible avec l'utilisation de plusieurs outils dans le centre d'usinage et la possibilité d'avoir plusieurs axes pilotés en vitesse et en déplacement. Le fraisage permet un enlèvement de matière élevé en ébauche ainsi qu'une haute précision en finition.

Il existe cependant plusieurs limites telles que la durée de vie de l'outil, le débit des copeaux (et donc le taux d'enlèvement de matière) ou encore l'intégrité de surface de la pièce finie (définie ultérieurement). Pour obtenir la pièce avec la qualité requise, il faut une grande connaissance du procédé, de l'outil et de la matière. En effet, il existe un grand nombre de paramètres qui peuvent être modifiés à différents niveaux de l'opération. Un certain nombre de ces paramètres seront décrits dans la suite de ce chapitre. Dans le cadre de l'étude, le fraisage étudié est principalement du surfaçage, c'est-à-dire l'opération de fraisage permettant de générer des surfaces planes. Cette opération se fait avec un usinage dit « en bout ».

Mécanisme de formation de copeaux

Lors de l'usinage, la matière est enlevée sous forme de copeaux. Suivant les conditions de coupe, la nature de la matière usinée et le type d'outil, les copeaux vont se présenter sous des formes différentes (Fig. 1.4). Il existe 3 grandes catégories pour les copeaux [Ernst (1938)] :

— La formation de copeaux continus correspond à un régime stationnaire d'écoulement de la matière où la répartition des contraintes, déformations et de la température est constante dans le temps.
— La formation de copeaux continus avec arête rapportée est similaire au cas précédent. La différence réside dans l'existence d'une zone de stagnation dans l'écoulement au niveau de l'arête de coupe. Généralement, ce régime disparaît en usinant à plus haute vitesse.
— La formation de copeaux discontinus correspond à un régime d'écoulement instable dans le temps. Ce régime est le plus souvent périodique ce qui amène à des copeaux festonnés.

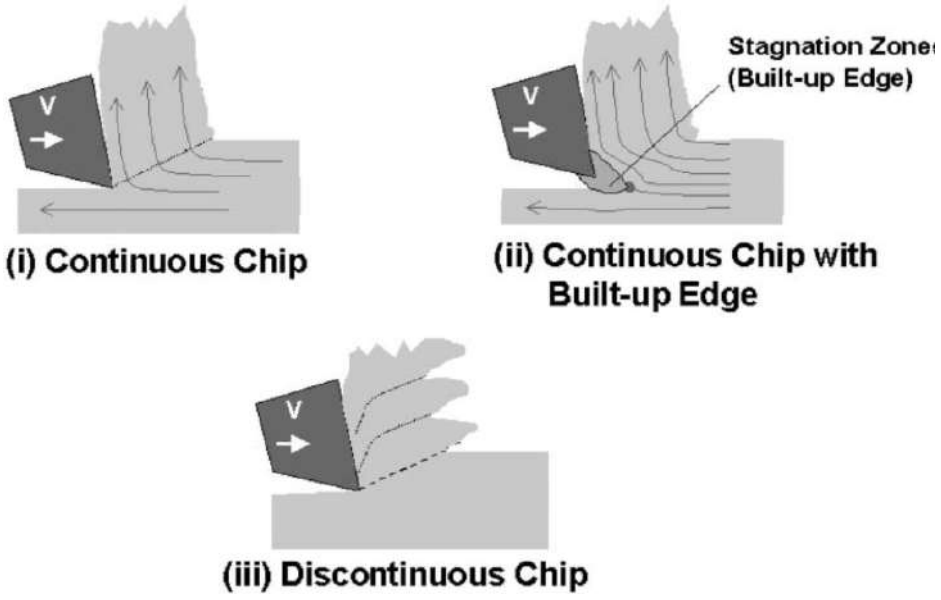


Figure 1.4 – Classification d'Ernst des différents types de copeaux [Burns et al. (2002)]

L'étude de la formation des copeaux et des différents types de copeaux est une thématique présente dans la littérature depuis de nombreuses années et qui continue de nos jours. [Komanduri et al.

(1981)] ont étudié les mécanismes de formation de copeaux lors de la coupe orthogonale d'alliages de titane. Sur la même opération de coupe, des études ont été réalisées sur l'analyse de l'évolution de la microstructure des copeaux [Bayoumi et al. (1995)], sur la mise en place de modèle thermomécanique [Zhen-Bin et al. (1995)] ou par éléments finis pour prédire la morphologie du copeau [Hua et al. (2004)], sur l'influence de la vitesse de coupe [Gente et al. (2001)] ou des forces de coupe [Daymi et al. (2009)] sur la formation d'un copeau ou encore sur une analyse acoustique de la formation du copeau [Barry et al. (2001)]. Plus récemment, des études sur le Ti-6Al-4V portent sur d'autres opérations de coupe comme l'usinage en bout [Li et al. (2017)] ou le fraisage trochoïdal [D. Liu et al. (2019)].

1.2.2 Paramètres de coupe

Nous présentons ci dessous les différents paramètres de pilotage lors d'une opération de fraisage en bout avec engagement total.

Vitesse de coupe

La vitesse de coupe correspond à la vitesse à laquelle l'arête de coupe usine la pièce (Fig. 1.5) et s'exprime généralement en m/min (Eq. 1.1). Elle est directement liée à la vitesse de rotation de la broche N (tr/min) et au diamètre de l'outil D (mm).

$$V_C = \frac{D * \pi * N}{1000} \tag{1.1}$$

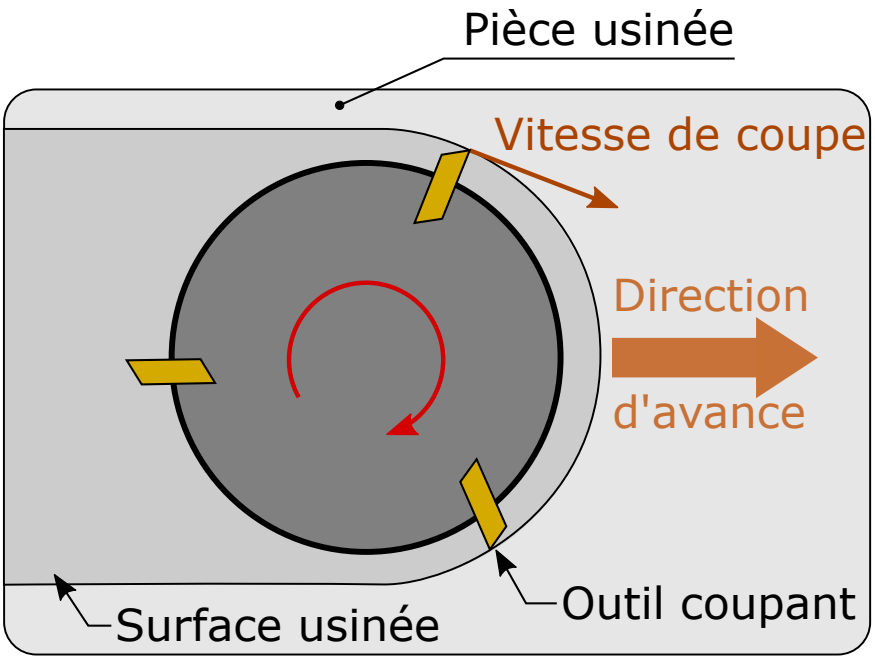


Figure 1.5 – Schéma illustrant la vitesse de coupe

Pour le fraisage conventionnel du Ti-6Al-4V, les vitesses de coupe sont généralement comprises entre 50 et 90 m/min. Pour comparaison, sur des aciers (alliés ou non), ces vitesses peuvent être comprises entre 200 et 500 m/min tandis que pour l'aluminium, les vitesses de coupes peuvent être supérieures à 1000 m/min.

Avance

L'avance correspond à la distance parcourue dans la direction de coupe (Fig. 1.6) soit après un tour de broche (se nomme avance par tour et s'exprime en mm/tr) ou soit entre deux dents successives (se nomme avance à la dent et s'exprime en mm/dent).

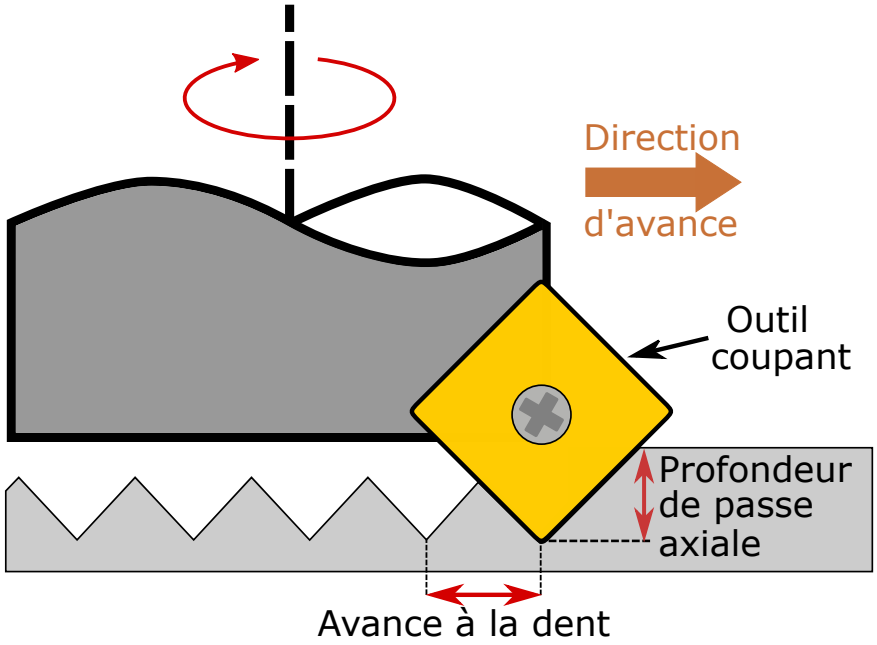


Figure 1.6 – Schéma illustrant l'avance à la dent et la profondeur de passe.

La valeur de l'avance choisie dans le Ti-6Al-4V dépend beaucoup de l'outil utilisé (la géométrie micro et macro de l'outil permet une plage d'avance différente) et de l'opération d'usinage (ébauche et finition). Géométriquement, l'avance va imposer une rugosité à la surface usinée. Selon la géométrie des plaquettes, la rugosité peut fortement varier pour une même vitesse d'avance. En particulier, l'utilisation de plaquettes avec une arête de coupe horizontale, dite arête de planage, pourra permettre d'obtenir une très bonne rugosité avec une vitesse d'avance élevée.

Profondeur de passe axiale

La profondeur de passe axiale correspond à l'épaisseur de matière dans laquelle est engagée la dent. Cette variable est limitée avant tout par la géométrie de la plaquette et par la puissance de la machine (Fig. 1.6).

Lubrification

L'utilisation de liquide de coupe sert plusieurs objectifs au cours de l'opération de coupe. Il permet tout d'abord d'évacuer la chaleur de la zone de coupe et donc de la maintenir à une température plus basse. En effet, l'opération de coupe génère beaucoup de chaleur avec le frottement de l'outil sur la matière. Son second rôle est de baisser le coefficient de frottement entre l'outil et la matière. La lubrification va à la fois réduire la chaleur générée par la coupe et aussi permettre de diminuer l'usure de l'outil. Suivant les cas, le liquide de coupe peut avoir d'autres fonctions comme faciliter l'évacuation des copeaux. À cause de la mauvaise usinabilité du Ti-6Al-4V, l'utilisation d'huile soluble comme lubrification est indispensable pour les opérations de fraisage.

Efforts de coupe et puissance de coupe

Selon les paramètres choisis, les efforts de coupe seront plus ou moins élevés. Ceux-ci seront à maîtriser pour ne pas provoquer une rupture brutale de l'outil. Le puissance de coupe se calcule à partir de la résultante des actions mécaniques mais aussi des moments de coupe. Le calcul de la puissance de coupe fait l'objet de travaux et de thèses comme celle de [Albert (2010)]. La puissance consommée par la coupe ne devra pas dépasser la puissance permise par la machine [Sandvik-Coromant (2001)].

1.3 Plaquettes d'usinage

Les plaquettes d'usinage sont des outils coupants utilisés pour l'usinage. Elles sont montées sur des porte-outils ce qui définit le diamètre et la géométrie de coupe de l'outil. Le choix d'un outil coupant a une grande importance pour l'opération de coupe. Cela dépend des caractéristiques macroscopiques, microscopiques et de la matière usinée. L'usure de l'outil a une grande influence sur la coupe et donc sur la surface finie. Tous ces aspects sont présentés dans cette section.

Les notions géométriques présentées ci-dessous sont très générales. Cette partie a pour vocation de vulgariser les différents angles caractérisant un outil. La définition et la mesure exacte de tous ces paramètres géométriques seront présentées dans le chapitre 2 pour les outils utilisés lors des essais expérimentaux.

1.3.1 Caractéristiques macroscopiques

Angle d'attaque : κ_r

Cet angle correspond à l'angle de l'arête de coupe principale une fois la plaquette de coupe montée sur son porte-outil par rapport à la surface usinée(Fig. 1.7). Il va avoir un effet important sur la coupe et l'outil puisqu'il affecte la direction de la force de coupe et l'épaisseur de copeau maximale. En effet celle-ci est modifiée par cet angle de la manière suivante :

$$h_{copeau} = f_z \sin(\kappa_r)$$

Les outils à faible κ_r sont dits à haute avance car un faible κ_r permet de réduire l'épaisseur de copeau et donc cela permet d'augmenter l'avance de manière importante sans avoir à fournir plus de puissance ou à craindre la rupture de l'outil.

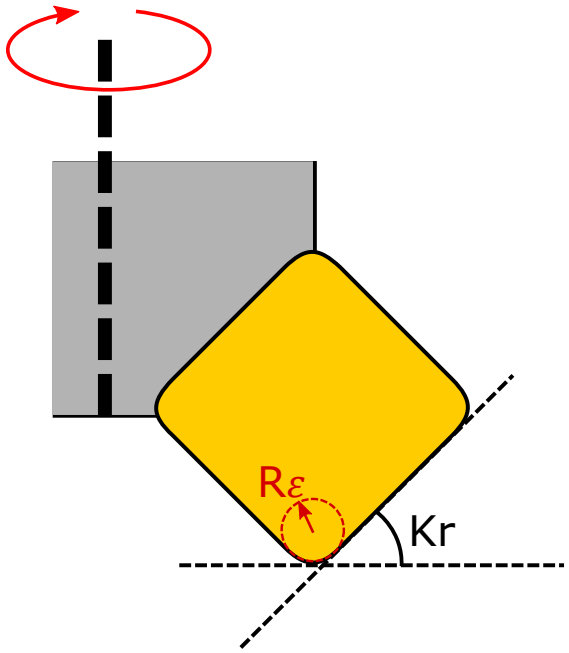


Figure 1.7 – Représentation des caractéristiques macroscopiques d'une plaquette de coupe

Rayon de bec : R_ε

Le rayon de bec R_ε correspond au rayon au bout de l'arête de coupe (Fig. 1.7). Un R_ε élevé permet une résistance mécanique plus grande de l'outil (ténacité supérieure) mais entraîne une arête de coupe présentant un κ_r variable sur une zone plus importante (cf paragraphe précédent).

Forme géométrique globale

La forme géométrique globale de la plaquette est souvent choisie en fonction des surfaces que l'on souhaite obtenir. Dans le cadre d'une opération de surfaçage, de très nombreuses formes géométriques permettent d'obtenir un plan. On citera par exemple, des formes rondes, des formes rhombiques à 80° ou à 55°, des formes carrées ou encore des formes pentagonales. Certaines seront plus ou moins rayonnées (R_ε) et d'autres auront des arêtes de planage. Pour le surfaçage des pièces en Ti-6Al-4V, des formes plutôt "massives" seront privilégiées pour augmenter la tenacité des outils et ainsi augmenter la durée de vie.

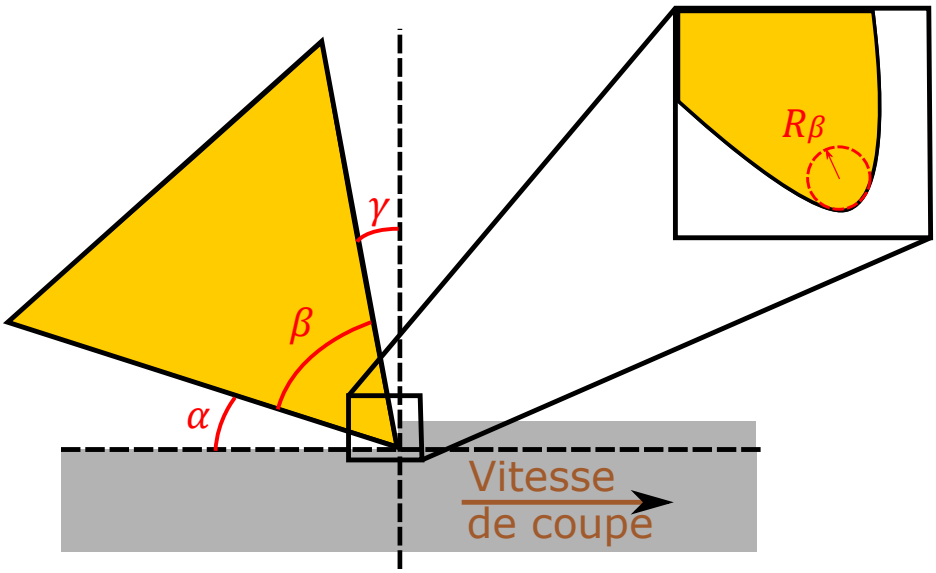


Figure 1.8 – Représentation des caractéristiques microscopiques d'une plaquette de coupe

1.3.2 Caractéristiques microscopiques

Acuité

L'acuité de l'outil peut être définie comme étant le tranchant de l'arête de coupe. Une façon de caractériser cela est par le rayon d'arête R_β (Fig. 1.8).

En tout point de l'arête, ce rayon correspond à la géométrie reliant la face de coupe à la face de dépouille. Le rayon est relativement constant pour une plaquette neuve mais il va évoluer au cours de l'usinage et sera un élément permettant de caractériser l'usure.

Angle de coupe

Les angles de coupe et de dépouille seront rigoureusement caractérisés sur les outils utilisés. Seules les notions approchées de ces angles sont présentées ici.

En un point de l'arête, dans un plan particulier, l'angle de coupe correspond à l'angle γ sur la figure 1.8. Il définit l'orientation de la face de coupe par rapport à la vitesse de coupe. Il peut être positif, négatif ou nul. Cela va affecter l'écoulement du copeau ainsi que la répartition des forces sur l'arête de coupe et leur intensité. En effet, un angle positif comme sur la figure 1.8, va permettre de réduire la force de coupe pour l'opération et donc la puissance nécessaire pour la machine. Cependant, cela rend aussi l'outil plus fragile et donc peut entraîner une usure prématurée. Au contraire un angle négatif va augmenter la tenacité de l'outil et donc le rendre plus résistant aux efforts mais la puissance nécessaire pour la coupe sera plus importante pour un même matériau usiné.

Angle de dépouille

L'angle de dépouille correspond à l'angle α de la figure 1.8. Il correspond à l'angle entre la face de dépouille et la surface usinée. Cet angle positif permet de protéger la surface usinée de l'abrasion de la face de dépouille et ainsi réduire l'usure de l'outil.

1.3.3 Choix de l'outil

Matériau

Le titane est un matériau difficile à usiner pour toutes les raisons mentionnées dans le paragraphe 1.1.2. Ainsi le choix du matériau de l'outil est important afin de s'assurer une durée de vie et des performances acceptables. Il existe différentes familles de matériaux de coupe utilisés pour des opérations de coupe [Bagur (1999)]. Parmi ce choix, il faut sélectionner les matériaux capables de résister aux forts chargements thermomécaniques lors de la coupe aussi bien à froid qu'à chaud. Dans le tableau 1.4, les températures d'adoucissement de plusieurs familles d'outils ont été déterminés. Des 5 candidats présents, les outils en acier rapide présentent une température d'adoucissement trop faible pour le titane. En effet, en chauffant, l'outil devient moins dur et donc l'usure sera plus rapide.

Tableau 1.4 – Températures d'adoucissement de certains outils [E. Ezugwu (2005)]

Outil	Température d'adoucissement ($°C$)
Acier rapide	600
Carbure de tungstène (WC)	1100
Céramique (Al_2O_3)	1400
Nitrure de bore cubique (CBN)	1500
Diamant polycristallin	1500

Les outils en céramique et en nitrure de bore cubique ont quant à eux un défaut important avec le titane : une forte réactivité chimique. Cette réactivité entraîne une usure rapide de ce type d'outil lors de l'usinage. La figure 1.9 présente le taux d'usure en cratère pour 4 matériaux [E. Ezugwu (2005)]. Les outils en nitrure de bore cubique et en céramique ont une usure 10 à 100 fois plus rapide que les outils en carbure de tungstène et en diamant polycristallin.

Ainsi, les outils en carbure de tungstène ou diamant polycristallin (PCD) sont les seuls adaptés à l'usinage du titane et de ses alliages. Pour des raisons économiques, le carbure de tungstène est souvent le choix privilégié dans l'industrie. Dans le cadre de la thèse, les outils industriels ont donc été choisis en carbure de tungstène.

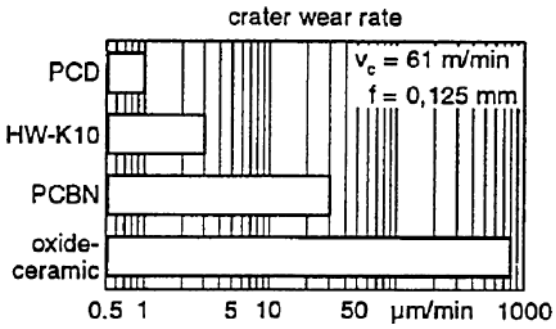


Figure 1.9 – Taux d'usure en cratère pour 4 types d'outils (de haut en bas : diamant polycristallin, carbure revêtu, nitrure de bore cubique polycristallin et céramique) lors de l'usinage de Ti-6Al-4V [E. Ezugwu (2005)]

Revêtement

Il existe plusieurs méthodes pour appliquer un revêtement sur les outils. Les procédés les plus courants pour les outils sont la déposition en phase vapeur de manière physique (PVD) ou chimique (CVD) [Prengel et al. (1998)].

En appliquant un revêtement sur un outil, on peut modifier les propriétés physiques de l'outil en surface afin d'optimiser différents aspects pour la coupe (dureté plus élevée, résistance accrue à l'écaillage,...). Ainsi les fabricants d'outils ont développé une variété de revêtement afin d'accroître les performances de leurs outils pour des applications spécifiques (ébauche, finition, UGV,...).

Ginting et Nouari [Ginting et al. (2009)] ont étudié le fraisage à sec d'un alliage de titane Ti-6242S avec deux outils en carbure, un revêtu et l'autre non. Ils ont constaté que l'outil non revêtu était plus performant que l'outil revêtu. Cela vient du fait que le revêtement serait très vite arraché de l'outil lors du fraisage. Sharman et al. ont fait la même observation sur de l'Inconel lors du tournage [Sharman et al. (2006)].

Pour l'usinage du titane, les fabricants recommandent des outils revêtus de couches minces à base de TiAlN, AlTiCrN, TiCrN, TiN, TiCN ou encore d'alternance de couches. Il existe aussi des outils recommandés sans revêtement. Cela laisse un panel assez large de choix sur le revêtement de l'outil. La littérature ne permet pas d'orienter ce choix précisément étant donné l'éventail de revêtements possibles. Dans le cadre de la thèse, le choix du revêtement s'est fait sur les recommandations des constructeurs.

1.3.4 Usure

Types d'usure

Les outils d'usinage présentent des formes d'usures pouvant être très variées (Fig. 1.10) :

— *Usure en dépouille* : usure causée par abrasion de la surface usinée avec la face de dépouille [E. Ezugwu et al. (1997)][Elmagrabi et al. (2008)].

— *Usure en cratère* : usure sur la face de coupe pouvant être causée par des réactions chimiques entre l'outil et la pièce [E. Ezugwu et al. (1997)].

— *Usure en entaille* : usure caractérisée par une entaille sur l'arête de coupe. Cette entaille est provoquée par l'adhérence du copeau causée par une pression importante [E. Ezugwu et al. (1997)].

— *Écaillage* : correspond à des morceaux de l'outil (des « écailles ») se séparant de l'arête de coupe à cause d'un chargement mécanique localisé excessif [E. Ezugwu et al. (1997)][Nouari et al. (2008)].

— *Usure par diffusion* : usure formée par la diffusion d'atomes de la matière dans l'outil et vice versa [Nabhani (2001)][Su et al. (2006)][Che-Haron (2001)].

— *Rupture catastrophique* : correspond à une rupture entraînant la défaillance de l'outil [E. Ezugwu et al. (1997)].

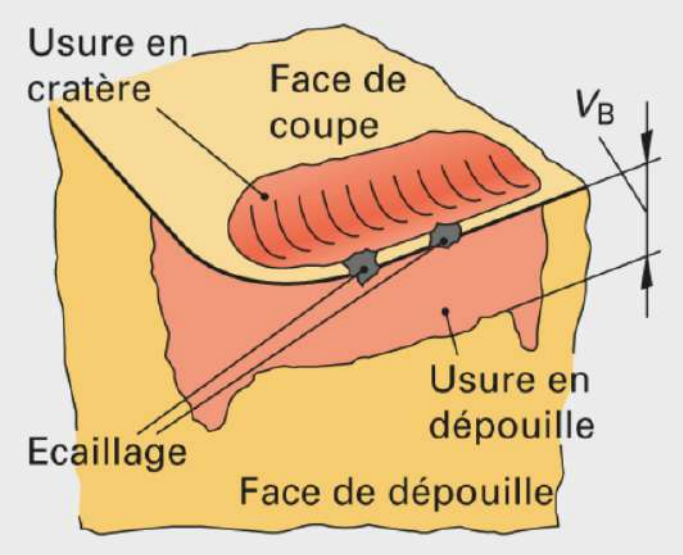


Figure 1.10 – Représentation de certains types d'usure sur une arête de coupe[Lehrmittel (2015)]

L'usure en dépouille est l'indicateur le plus commun pour suivre la durée de vie d'un outil. En effet, ce type d'usure est progressif et ne rend pas instantanément l'outil inutilisable d'un point de vue de la coupe ou de l'état de surface qu'il génère. Il peut se mesurer à l'aide du V_{B_B}. Cela correspond à la hauteur moyenne de la partie centrale de la zone d'usure sur la face de dépouille. Ce critère permet de quantifier une limite d'usure avant de changer d'outil. La limite usuelle pour le V_{B_B} sur le titane est généralement de 0.3 mm. Cependant, suivant les utilisations et les outils utilisés, cette limite peut être dépassée sans grande conséquence pour l'usinage. La mesure du V_{B_B} est encadrée par les normes *ISO 8688-1 :1989* et *ISO 3685*.

Acuité

Pour examiner l'usure, il peut aussi être intéressant de mesurer l'évolution de l'acuité à travers le R_β. En mesurant avec un instrument de mesure optique 3D l'arête de coupe, on peut facilement obtenir le profil de l'acuité de l'outil. De cela, on peut extraire le R_β en ajustant le profil avec un cercle. Cependant, si cela peut fonctionner de manière efficace sur un outil neuf, estimer un R_β sur une arête usée peut être plus compliqué (Fig. 1.11). Il n'est donc pas facile d'associer la fin de vie de l'outil avec l'évolution du R_β. Cette usure de l'acuité va se répercuter sur le mécanisme de coupe et peut entraîner des variations de forces de coupe ou de qualité de surface au cours de la vie de l'outil.

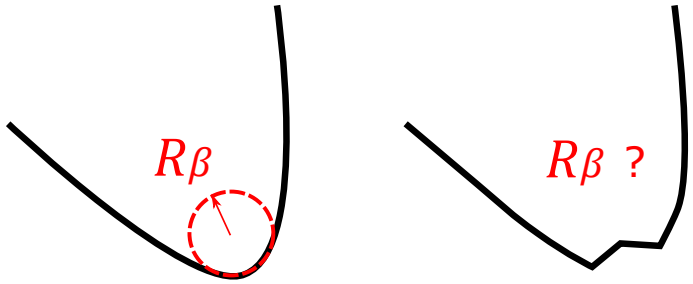


Figure 1.11 – Acuité pour un outil neuf (à gauche) et un outil usé (à droite)

1.4 Intégrité de surface

L'intégrité de surface permet de caractériser une surface. Elle se décompose en trois aspects : géométrique, mécanique et métallurgique. Ces trois aspects sont détaillés dans cette section ainsi que leur relation avec l'usinage et la tenue en fatigue.

1.4.1 Aspect géométrique : rugosité

La rugosité est une caractéristique géométrique d'un état de surface. Elle représente généralement les variations de hauteur d'une surface autour de son niveau moyen. Il existe plusieurs manières de l'appréhender qui permettent de caractériser différents états de surface suivant les besoins. Les mesures de rugosité sont soumises à des normes (ISO 4287, ISO 12085 et ISO 13565) [Zani (2003)]. Ces normes permettent de définir le cadre de mesures pour des critères 1D. Géométriquement, un profil primaire (en noir) de surface comme celui présenté dans la figure 1.12, se décompose en deux parties : l'ondulation (en rouge) correspond aux variations de grande longueur d'onde et la rugosité (en vert) correspond aux variations à faible longueur d'onde. En pratique, on définit une longueur d'onde de coupure λ_c que l'on associe à un filtre passe-bas pour récupérer l'ondulation et à un filtre passe-haut pour la rugosité.

Pour caractériser le profil de rugosité, il existe un grand nombre de paramètres. Les critères les plus utilisés (Eq. 1.2) dans l'industrie et la littérature [Suraratchai et al. (2008)] sont présentés ci-dessous :

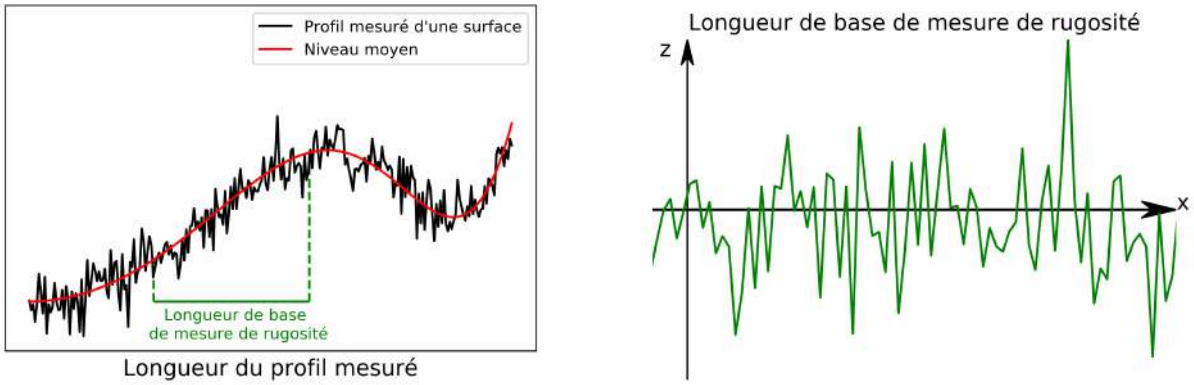


Figure 1.12 – À gauche, profil primaire d'une surface. À droite, longueur de base extraite du profil initial utilisé pour la mesure de rugosité.

$$
\begin{aligned}
R_a &= \frac{1}{L}\int_0^L \mid z(x) \mid dx \\
R_t &= \mid z_{max} - z_{min} \mid \\
R_z &= \frac{1}{5}\left[\sum_{i=1}^{5} z_{i,max} + \sum_{j=1}^{5} \mid z_{j,min} \mid\right]
\end{aligned}
\tag{1.2}
$$

Ces critères peuvent facilement être étendus à une surface complète. Dans ce cas, il faut choisir judicieusement la taille de la surface sur laquelle on mesure la rugosité afin que cela soit représentatif.

Paramètres de coupe

Théoriquement, du fait de la géométrie de l'usinage, la rugosité est proportionnelle à l'avance. Beaucoup d'études se sont intéressées à la rugosité après usinage que ce soit pour la caractériser à partir des paramètres de coupe ou pour la lier à la tenue en fatigue. L'avance est un paramètre ayant une forte influence sur la rugosité. Généralement la rugosité est plus élevée avec l'augmentation de l'avance comme dans l'étude de [D. Yang et al. (2018a)] sur l'usinage périphérique du Ti-6Al-4V (Fig. 1.13). Ce résultat se retrouve dans beaucoup d'autres études [Yao et al. (2014)][Sasahara (2005)][Sun et al. (2009)][Ibrahim et al. (2009)][D. Yang et al. (2018b)][Shokrani et al. (2016)][Javidi et al. (2008)].

[Gaceb et al. (2007)] observent un comportement un peu plus complexe sur de l'acier XC48. En effet, ils observent que la rugosité R_a atteint un maximum avant d'atteindre un minimum local pour finalement augmenter avec l'avance (Fig. 1.14).

Ce comportement est expliqué par la présence d'une arête rapportée dont la dimension correspond à la rugosité mesurée. Ce phénomène d'arêtes rapportées est bien connu en usinage (Fig. 1.15). Lors de la coupe, de la matière peut s'adhérer voire se souder à la pointe de l'outil. Cela a plusieurs effets néfastes sur la qualité de la coupe. La matière accumulée en pointe de l'outil modifie la géométrie de

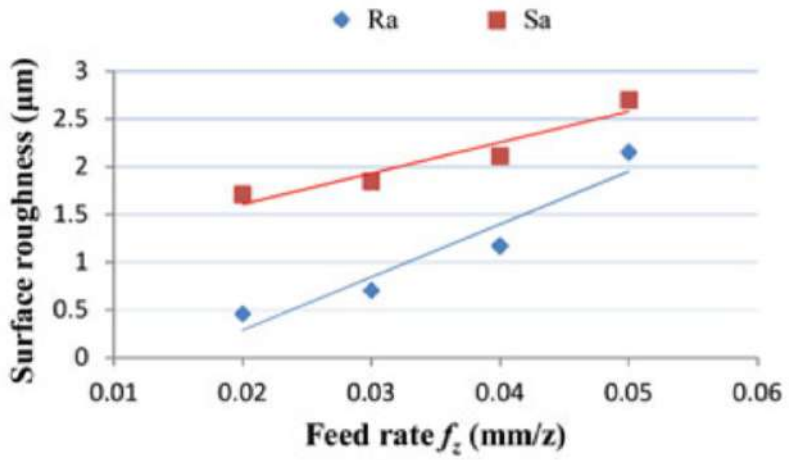


Figure 1.13 – Rugosité R_a (en bleu) et S_a (en rouge) en fonction de l'avance à la dent [D. Yang et al. (2018a)]

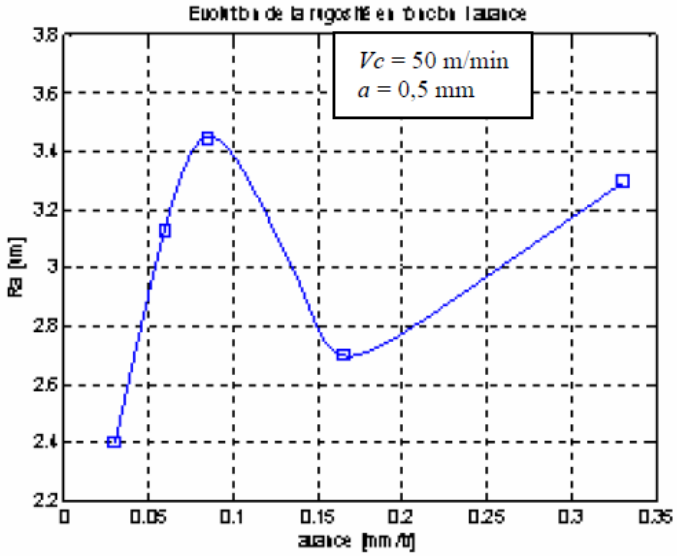


Figure 1.14 – Rugosité R_a en fonction de l'avance par tour [Gaceb et al. (2007)]

l'outil qui va effectivement couper la matière et donc conduire à une surface irrégulière qui dépend du volume de l'arête rapportée. De plus, l'arête rapportée peut finalement se détacher de l'outil et finir sur la surface usinée ce qui dégrade encore la qualité de surface. Finalement, l'arête rapportée va user plus vite l'outil sur laquelle elle se forme à la fois thermiquement et mécaniquement.

Pour du Ti-6Al-4V, une autre étude [Safari et al. (2015)] observe que la rugosité R_a est plus faible avec l'avance la plus grande pour plusieurs vitesses de coupe (Fig. 1.16). Cette tendance inverse pourrait être expliquée par la géométrie de la plaquette utilisée. En effet, les auteurs ont utilisés des plaquettes rhombiques possédant une arête de planage (« wiper edge ») faisant 0.9 mm (Fig. 1.17). Cette arête de planage permet d'aplanir la surface et sert généralement à obtenir une meilleure qualité de surface. Dans ce cas particulier, l'arête de planage de l'outil repasse sur la

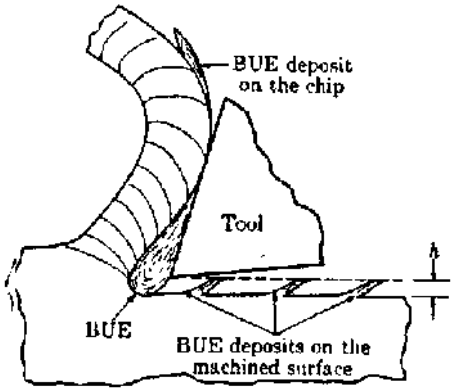


Figure 1.15 – Schéma illustrant le phénomène d'arêtes rapportées (BUE = Built Up Edge) [MIT (2019)]

matière 30 fois pour l'avance à 0.03 mm/tr et 20 fois pour celle à 0.06 mm/tr. Théoriquement, après le premier passage de l'arête de planage, la surface est plane et sans défaut. Cependant, du fait de ses propriétés mécaniques, le titane possède un retour élastique important. Cela peut impliquer que l'arête de planage fait face à une faible épaisseur de matière à couper à chaque tour. Cela peut conduire à un mécanisme de coupe entraînant une dégradation de la surface et donc à une rugosité plus importante. Ainsi, en diminuant l'avance, le nombre de passage de l'arête de planage sur une même surface augmente et donc la probabilité de dégrader la surface augmente.

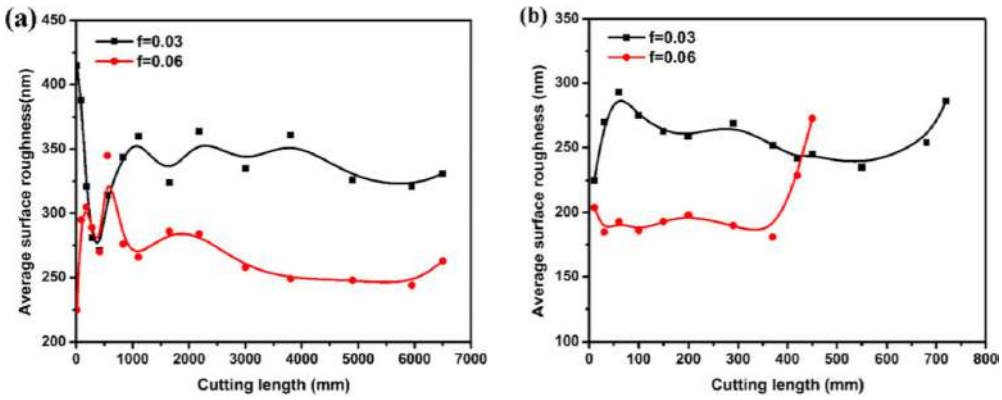


Figure 1.16 – Rugosité en fonction de la longueur usinée. À gauche, Vc = 100 m/min et à droite, Vc = 200 m/min [Safari et al. (2015)]

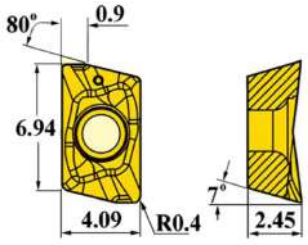


Figure 1.17 – Plaquette utilisée dans l'étude de [Safari et al. (2015)]

L'influence de la vitesse de coupe sur la rugosité est plus controversée suivant les études. Certaines études observent que la rugosité est diminuée avec l'augmentation de la vitesse de coupe. Cela est notamment le cas avec [D. Yang et al. (2018a)] qui ont étudié l'intégrité de surface et son influence sur la tenue en fatigue à faible nombre de cycles pour le fraisage de Ti-6Al-4V. Ils examinent la rugosité sous des critères 2D (R_a, R_t et R_z) et 3D (S_a, S_t et S_z). Pour chacun de ces critères, ils constatent une baisse avec l'évolution de la vitesse de coupe (Fig. 1.18).

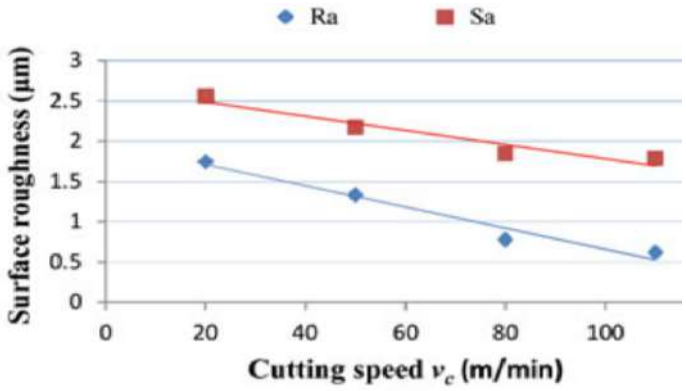


Figure 1.18 – Rugosité R_a (en bleu) et S_a (en rouge) en fonction de la vitesse de coupe [D. Yang et al. (2018a)]

On retrouve cette tendance pour d'autres études sur le titane ([Yao et al. (2013)], [D. Yang et al. (2018b)] et [Safari et al. (2015)]) et sur de l'acier ([Bouzid Saï et al. (2001)]). D'autres études sur le Ti-6Al-4V ne trouvent pas de tendance bien marquée comme [Narutaki et al. (1983)] et [Sun et al. (2009)]. Enfin, sur le titane, d'autres études montrent que la rugosité présente un minimum en fonction de la vitesse de coupe ([Yao et al. (2014)] et [Shokrani et al. (2016)]).

Rayon de bec

Gunnberg et al. se sont intéressés à la topographie de surface et aux contraintes résiduelles après le tournage dur d'acier. Ils se sont notamment intéressés à l'effet du rayon de bec de l'outil sur la rugosité de la pièce. Ils observent que la rugosité diminue avec un rayon de bec plus grand (Fig. 1.19). Cela s'explique géométriquement ; à avance constante, un rayon de bec plus grand forme des sillons plus larges mais moins profonds. La rugosité tend donc à diminuer avec le rayon de bec. Arunachalam et al. [Arunachalam et al. (2004)] constatent la même tendance en tournage d'Inconel.

Usure d'outil

[Safari et al. (2015)] se sont aussi intéressés à l'influence de l'usure de l'outil sur la rugosité. Pour un outil neuf, la rugosité diminue avec la vitesse de coupe. Par contre, pour un outil usé ($V_{B_B} \leq 0.2mm$), la tendance s'inverse et tend à augmenter avec la vitesse de coupe. De plus, la rugosité observée est globalement plus élevée que pour l'outil neuf.

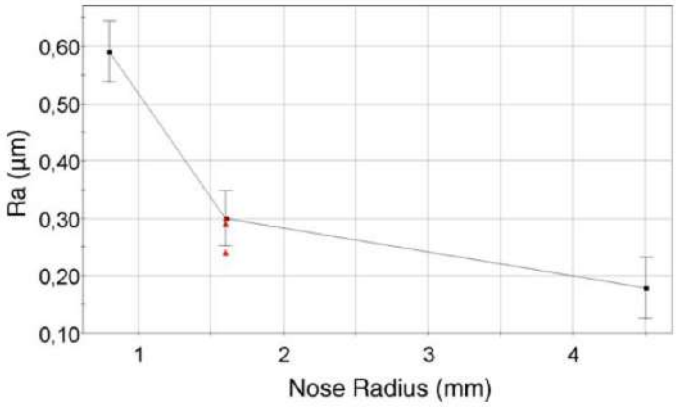


Figure 1.19 – Rugosité R_a en fonction du rayon de bec R_ε [Gunnberg et al. (2006)]

[Ribeiro et al. (2003)], sur une étude d'optimisation d'usinage du Ti-6Al-4V, ont observé l'évolution de la rugosité en fonction de la longueur usinée (Fig. 1.20). La longueur usinée est proportionnellement liée à l'usure d'outil. Ainsi avec l'usure progressive de l'outil, la rugosité augmente avant d'atteindre un maximum pour finalement diminuer. Il est à noter que l'augmentation de rugosité est de l'ordre de 0.2 μm ce qui est assez faible. [López de lacalle et al. (2000)] observent le même phénomène sur le fraisage du Ti-6Al-4V.

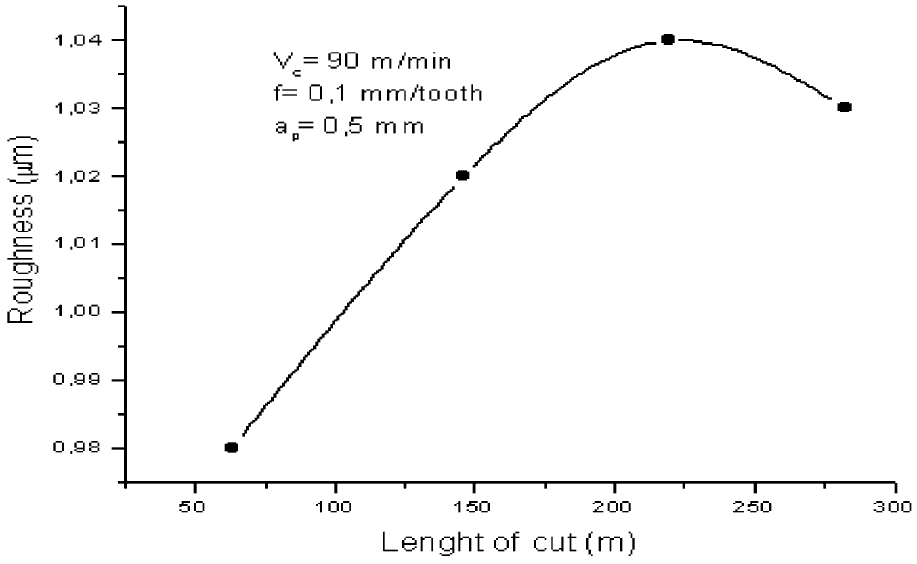


Fig. 5. Roughness of the workpiece as a function of the cutting length.

Figure 1.20 – Rugosité en fonction de la longueur usinée [Ribeiro et al. (2003)]

Il est intéressant de noter que la rugosité ne peut pas être uniquement reliée à des choix de paramètres opératoires mais aussi à l'évolution de l'arête de coupe. De plus, si on analyse la courbe de la figure 1.20, on constate que l'on peut obtenir une même rugosité pour deux longueurs usinées différentes. Inévitablement, en ces deux points, l'usure de l'outil est différente. Ceci permet de voir qu'une surface ne peut pas être caractérisée uniquement par la rugosité.

Fatigue

Le mécanisme de rupture en fatigue à grand nombre de cycles se déroule en plusieurs étapes : l'amorçage des fissures, la propagation des fissures et la rupture brutale. L'amorçage des fissures a souvent lieu en surface, notamment si celle-ci est prompte à concentrer des contraintes localement. Caractériser la surface géométriquement par la rugosité, et spécifiquement R_a, afin d'établir une relation avec la tenue en fatigue se retrouve dans de nombreuses études de la littérature.

Par exemple, [Jinlong et al. (2021)] ont travaillé sur les mécanismes de fatigue pour le TC17, un alliage de titane. Ils ont lié ces mécanismes à la présence de micro-rayures quantifiées par la mesure de rugosité. Pour leurs essais en fatigue à grand nombre de cycles (Fig. 1.21), ils ont constitué 3 groupes d'éprouvettes de différentes rugosité (R_a) en allant de la plus faible ($R_a \simeq 0.25\mu m$ en bleu) à la plus élevée ($R_a \simeq 1.2\mu m$ en vert). Ils ont constaté que la présence d'une forte rugosité se traduit par une tenue en fatigue plus faible.

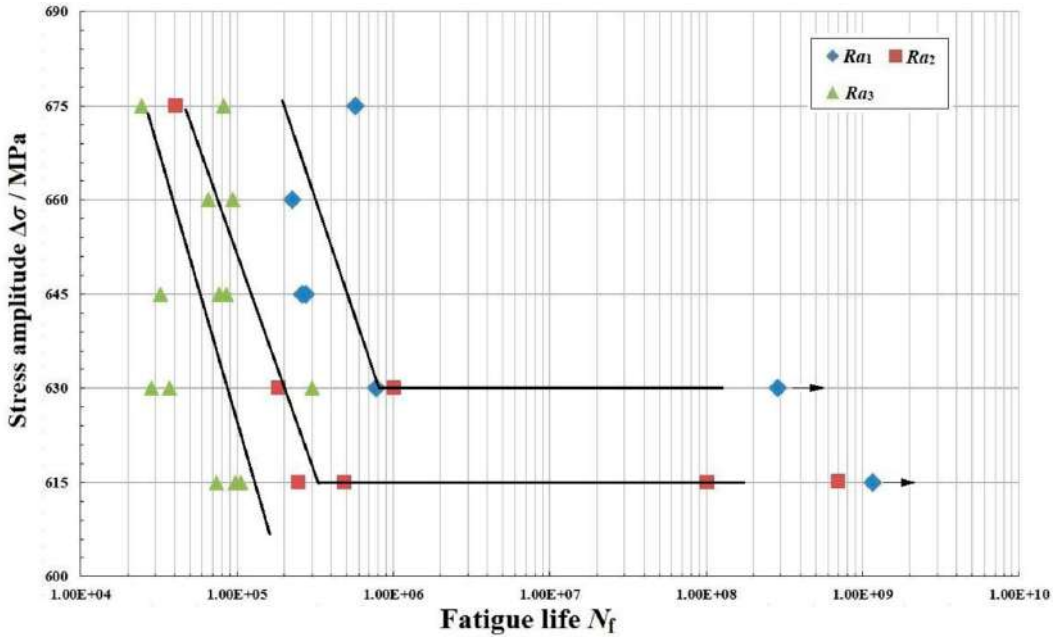


Figure 1.21 – Tenue en fatigue en fonction de l'amplitude en contrainte pour 3 groupes de rugosité (bleu : $R_a \simeq 0.25\mu m$; rouge : $R_a \simeq 0.6\mu m$; vert : $R_a \simeq 1.2\mu m$) [Jinlong et al. (2021)]

L'influence de la rugosité sur la tenue en fatigue se retrouve dans d'autres études sur le titane ([Yao et al. (2014)]) ou encore sur l'aluminium ([Shahzad et al. (2010)]). Cela traduit une initiation à la rupture plus rapide avec une forte rugosité.

Cette influence est cependant équivoque. En effet, [Moussaoui et al. (2015a)] ont étudié l'influence de l'intégrité de surface dont la rugosité sur la tenue en fatigue de pièces en Ti-6Al-4V. Après avoir usiné des échantillons afin de générer différentes qualités de surface, des essais de flexion 4 points ont été réalisés. En examinant la tenue en fatigue en fonction de la rugosité R_a (Fig. 1.22), les auteurs n'ont pas trouvé d'influence significative de la rugosité.

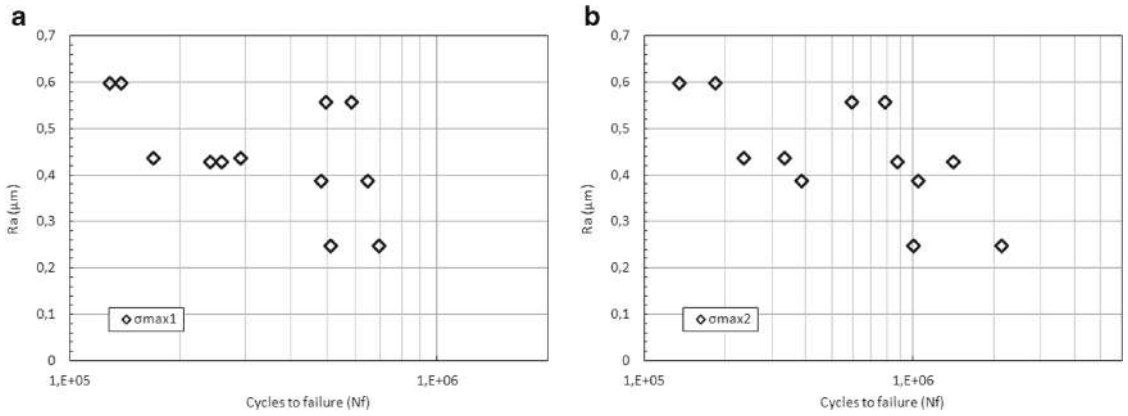


Figure 1.22 – Tenue en fatigue en fonction de la rugosité R_a pour deux niveaux de contraintes ($\sigma_{max1} > \sigma_{max2}$) [Moussaoui et al. (2015a)]

Cependant, ce résultat est à mettre en perspective avec les études mentionnés précédemment. En effet, les valeurs de rugosité explorées dans l'étude de [Moussaoui et al. (2015a)] (R_a compris entre $0.25\mu m$ et $0.6\mu m$) sont plus restreintes que dans l'étude de [Jinlong et al. (2021)] (R_a compris entre $0.25\mu m$ et $1.2\mu m$). La rugosité R_a semble avoir un impact limité sur la tenue en fatigue de pièces en titane et il pourrait ne pas être le plus pertinent pour prédire la tenue en fatigue d'une pièce. En effet, le paramètre R_a est une moyenne arithmétique d'un profil de rugosité. Or l'amorçage de fissures est un phénomène local qui n'est pas bien représenté par R_a. En effet, il est possible d'avoir deux surfaces de géométrie différente mais ayant les mêmes valeurs R_a et R_z. Sur la figure 1.23, la surface à droite sera plus propice à amorcer des fissures à cause des pointes ayant un rayon de courbure très faible ce qui va entraîner des zones de concentration de contraintes plus importantes et donc rendre la zone plus sensible en fatigue.

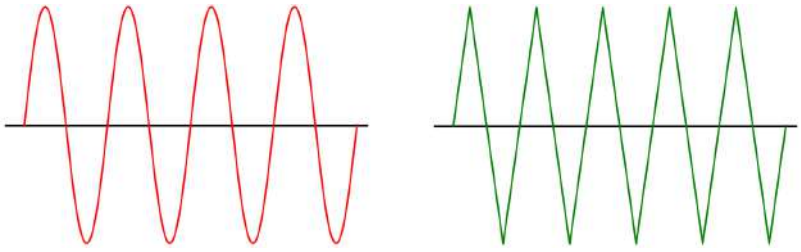
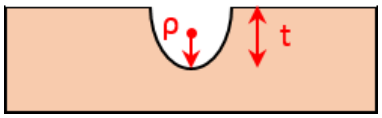


Figure 1.23 – Deux profils différents de rugosité ayant les mêmes valeurs de R_a et de R_z

Une autre approche de la rugosité est à envisager pour pouvoir prendre en compte ce phénomène. Plusieurs études ont utilisé le facteur de concentration de contraintes K_t qui permet de caractériser une surface sur sa tendance à concentrer les contraintes facilement ou non. Le facteur de concentration de contraintes a d'abord été défini par Peterson [Peterson (1974)] pour une entaille de profondeur t et de rayon de courbure ρ (Eq. 1.3) :



$$K_t = 1 + 2\sqrt{\frac{t}{\rho}} \tag{1.3}$$

Cette formule est cependant difficilement applicable pour des surfaces usinées. Cela a conduit à l'utilisation d'une formule semi-empirique (Eq. 1.4) entre K_t et R_z [Neuber (1958)]. Le facteur n renvoie à l'état de contraintes auquel est soumise la surface ($n = 1$ sous cisaillement et $n = 2$ sous traction). Le facteur λ renvoie au rapport entre l'espacement et la hauteur des entailles.

$$K_t = 1 + n\sqrt{\frac{\lambda R_z}{\rho}} \tag{1.4}$$

En pratique, pour des surfaces usinées, le facteur λ reste complexe à estimer et le prendre égal à 1 a été suggéré. Il existe une troisième alternative pour l'expression (Eq. 1.5) du facteur de concentration de contraintes [Arola et al. (1999)]. Elle définit le facteur de concentration de contraintes effectif en fonction de R_a, R_t, R_z et $\bar{\rho}$ (rayon de courbure effectif d'entaille : correspond à la moyenne des rayons principaux). Le facteur n est défini de la même façon que dans la définition de Neuber.

$$K_t = 1 + n\frac{R_a}{\bar{\rho}}\frac{R_t}{R_z} \tag{1.5}$$

Ce facteur a été utilisé dans plusieurs études afin de caractériser l'interaction entre rugosité et fatigue de manière plus fine.

Yao et al. ont cherché à mettre en place un modèle de fatigue se basant sur la topographie d'une pièce usinée en alliage de titane. Ils ont d'abord commencé à regarder un facteur de rugosité classique R_a (Fig. 1.24). Ils ont observé que les tests de fatigue ne correspondait pas correctement à R_a. En effet, l'essai 10 a la rugosité la plus faible et la durée de vie la plus élevée cependant l'essai 12 a la rugosité la plus élevée et pourtant sa tenue en fatigue est plus élevée que l'essai 13 et 14.

Ils ont donc utilisé le facteur de concentration de contraintes pour caractériser la tenue en fatigue. En utilisant la troisième formule, ils ont obtenu la courbe de droite ci-dessus. Sur celle-ci, on constate que l'augmentation du K_t entraîne une diminution de la durée de vie des pièces. K_t permet de prendre mieux en compte l'état de surface local et donc de mieux prédire la tenue en fatigue.

Suraratchai et al. ont étudié la tenue en fatigue en fonction de l'état de surface (et plus particulièrement l'influence de K_t) d'un alliage d'aluminium usiné. Dans cette étude, le facteur de

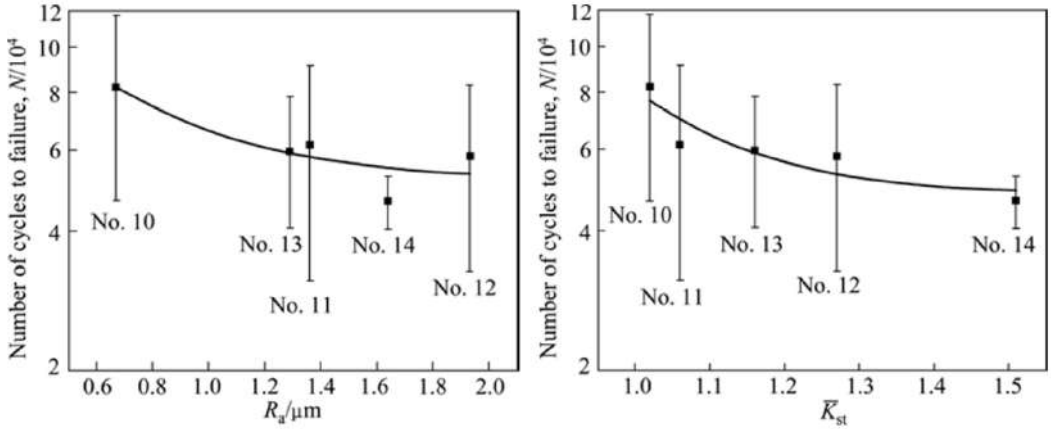


Figure 1.24 – Tenue en fatigue en fonction de R_a (à gauche) et de K_t (à droite) [Yao et al. (2013)]

concentration de contraintes K_t est déterminé à partir de composantes mécaniques. En partant d'un profil filtré de l'échantillon, une simulation de traction uniforme parallèle à la surface permet de récupérer la contrainte maximale appliquée à la surface. Le facteur de concentration de contraintes K_t est finalement obtenu en divisant cette contrainte maximale par la contrainte nominale de la traction uniforme. Ils ont testé les limites de leurs modèles sur des échantillons réalisés par un partenaire industriel sur deux niveaux de contrainte maximale en fatigue (Fig. 1.25).

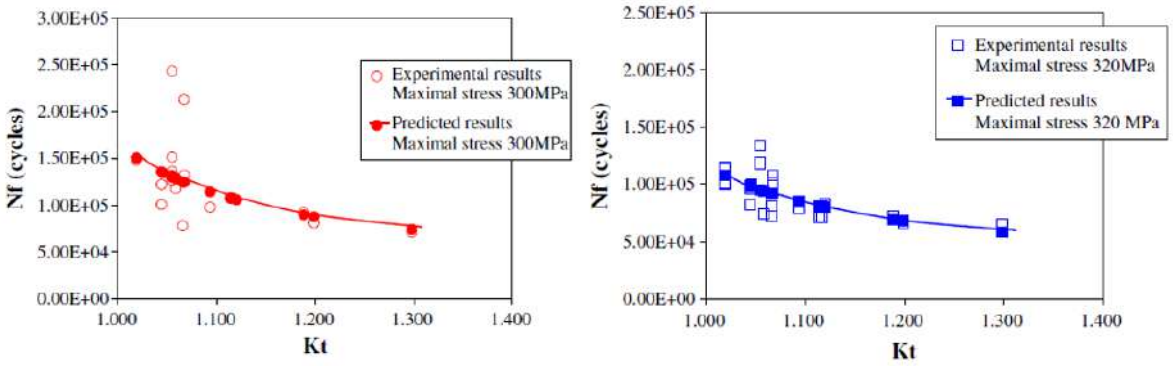


Figure 1.25 – Tenue en fatigue expérimentale et prédite en fonction de K_t [Suraratchai et al. (2008)]

La prédiction du modèle est satisfaisante pour les essais à 320 MPa mais on constate une forte dispersion des résultats expérimentaux à faible K_t pour les essais à 300 MPa. Les auteurs supposent que cela vient d'une dispersion inhérente aux tests de fatigue et du fait que le K_t n'a été calculé qu'une fois pour une série d'échantillons usinés suivant les mêmes paramètres. Cette façon de faire ne prend pas en compte l'usure de l'outil et peut effectivement conduire à des résultats de K_t assez différents.

Le facteur de concentration de contraintes semble permettre une meilleure approche de la rugosité pour examiner la tenue en fatigue. Cependant, la difficulté à le déterminer (multiplicité des

définitions, incertitudes de mesures des paramètres, ...) peut rendre ce critère peu pratique à mettre en place dans des cas concrets. À cela s'ajoute le fait que ce facteur n'est pas toujours pertinent comme [Abroug et al. (2018)] ont pu le constater sur leur étude de l'usinage d'un alliage d'aluminium.

En résumé

- L'influence de la vitesse de coupe sur la rugosité n'est pas avérée. De nombreuses études observent des tendances opposées.

- L'avance et le rayon de bec de l'outil sont des paramètres dont l'influence s'explique géométriquement. Lorsque l'avance augmente, la rugosité de la surface augmente elle aussi. Lorsque le rayon de bec diminue, la rugosité augmente.

- L'usure d'outil affecte négativement la rugosité. En effet, un outil usé voit sa géométrie au niveau de l'arête de coupe modifiée. Intuitivement, cela entraîne une surface usinée plus inégale et donc une rugosité plus importante.

- Sur la tenue en fatigue, l'utilisation de critères classiques de rugosité ne semble pas adaptée. En effet, ces critères ne rendent pas compte des zones pouvant présenter des concentrations de contraintes. Les zones de concentrations de contraintes sont potentiellement des zones d'initiation de fissures et donc la première étape d'une rupture par fatigue sur un grand nombre de cycles.
  Ainsi, plusieurs études ont utilisé une des définitions du facteur de concentration de contraintes K_t. Ce facteur permet de mieux lier rugosité et fatigue mais présente certains inconvénients telles que la multiplicité de définitions. Cela rend ce critère difficile à appliquer.

Il existe une corrélation directe entre certains paramètres (avance, R_ε) et la rugosité. La vitesse de coupe est indirectement corrélée car influençant principalement l'usure qui influence l'état de surface. Le lien état de surface/fatigue n'étant pas clairement établi, la prédiction de la fatigue ne peut pas être faite en se basant uniquement sur un critère géométrique.
Cependant, les observations précédentes concernent les critères moyennant d'une certaine manière la surface observée. Ces critères ne sont pas adaptés pour transcrire la sensibilité d'une surface à la tenue en fatigue. Une approche dans ce cas, consiste à utiliser le facteur de concentration de contraintes. Cependant la multiplicité des définitions nécessite d'avoir une méthodologie de mesure explicite afin d'assurer la répétabilité de l'étude.

1.4.2 Aspect mécanique : contraintes résiduelles

Les contraintes résiduelles (CR), à distinguer des contraintes de service, sont des contraintes subsistant à l'intérieur d'un matériau lorsqu'il n'est soumis à aucun effort extérieur. Ces contraintes s'équilibrent dans le volume et sont présentes à trois échelles de tailles différentes [Barralis et al. (1999)] :

— 1er ordre : correspond à des contraintes s'appliquant sur plusieurs grains. Cela correspond à une valeur moyenne macroscopique dans le matériau
— 2e ordre : correspond à des contraintes moyennes au niveau d'un grain
— 3e ordre : correspond à des contraintes variant à l'intérieur d'un même grain

Ces contraintes peuvent avoir des origines très diverses que l'on peut classer en trois grandes catégories : mécanique, thermique et métallurgique. Les contraintes du 1er ordre, dites macroscopiques, peuvent être générés par les phénomènes suivants [Lu (2006b)] :

— un écoulement plastique non homogène sous l'action de forces extérieures (grenaillage, autofrettage, galetage, martelage, choc laser...) ;
— une déformation plastique non homogène au cours d'un chauffage ou d'un refroidissement non uniforme (trempe, soudage, moulage des matières plastiques...) ;
— des déformations structurales de transformation de la matière (traitement thermique) ;
— des hétérogénéités d'ordre chimique ou cristallographique (nitruration, cémentation) ;
— des traitements superficiels divers (émaillage, nickelage, chromage, PVD, CVD...) ;
— des différences de coefficients de dilation et incompatibilités mécaniques des différents composants des composites (composites à matrice métallique et organique, revêtements céramiques).

Les contraintes résiduelles affectent un grand nombre de propriétés du matériau (Fig. 1.26). Il y a donc tout intérêt à contrôler les contraintes résiduelles dans le matériau afin de renforcer les propriétés mécaniques utiles. Cela se fait à l'aide de différents traitements de surface tels que le grenaillage, la nitruration ou encore l'usinage.

De par les difficultés d'usiner le titane, l'opération génère des contraintes résiduelles élevées dans le matériau. Les valeurs et leur direction (en traction ou en compression) dépendent fortement des paramètres de coupe utilisés. On retrouve cependant une forme de profil (Fig. 1.27) classique après usinage. Les paramètres de coupe vont faire varier la valeur des contraintes résiduelles de surface (qui peut être en traction ou en compression), la valeur du maximum de compression ainsi que sa profondeur par rapport à la surface usinée.

Nous allons présenter dans la suite, certains facteurs ou paramètres pouvant agir sur les contraintes résiduelles.

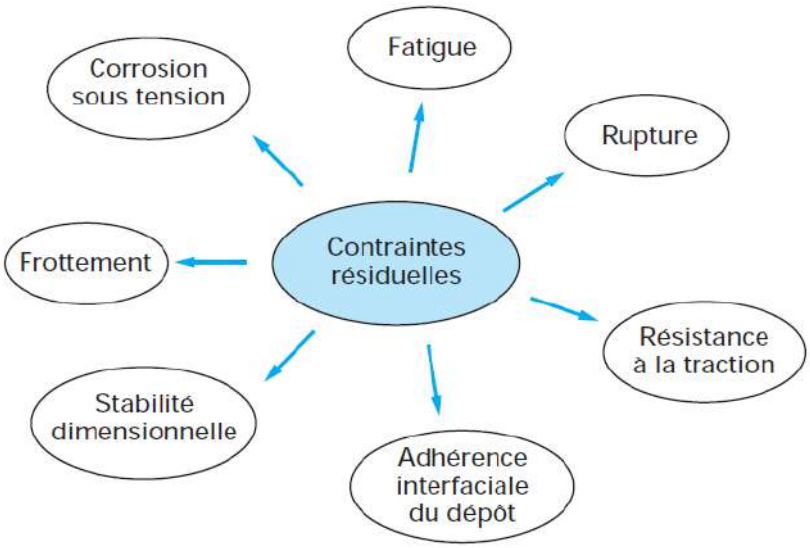


Figure 1.26 – Influence des contraintes résiduelles sur les propriétés d'un matériau [Lu (2006a)]

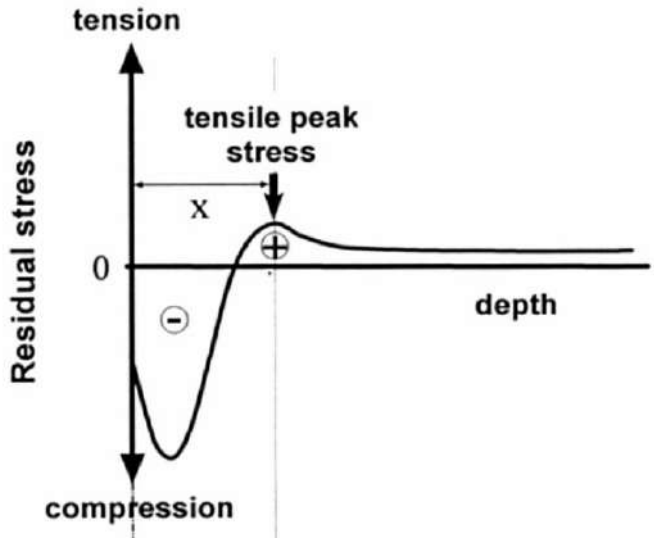


Figure 1.27 – Profil caractéristique des contraintes résiduelles en profondeur [Wagner (1999)]

Usure de l'outil

L'état de l'outil et son usure peuvent affecter les contraintes résiduelles. En effet, Tang et al. ont étudié l'influence de l'usure de l'outil sur les contraintes résiduelles générées lors du fraisage à sec d'un alliage d'aluminium (7050-T7451). Ils ont mesuré les contraintes résiduelles dans la direction d'avance et la direction transverse pour des outils neufs et usés (Fig.1.28).

Ils constatent tout d'abord qu'avec l'usure, les contraintes résiduelles de surfaces de traction ont augmenté et que la profondeur à laquelle il y a des contraintes résiduelles de compression non négligeables, a aussi augmenté. Pour expliquer cela, les auteurs se sont intéressés à l'évolution de

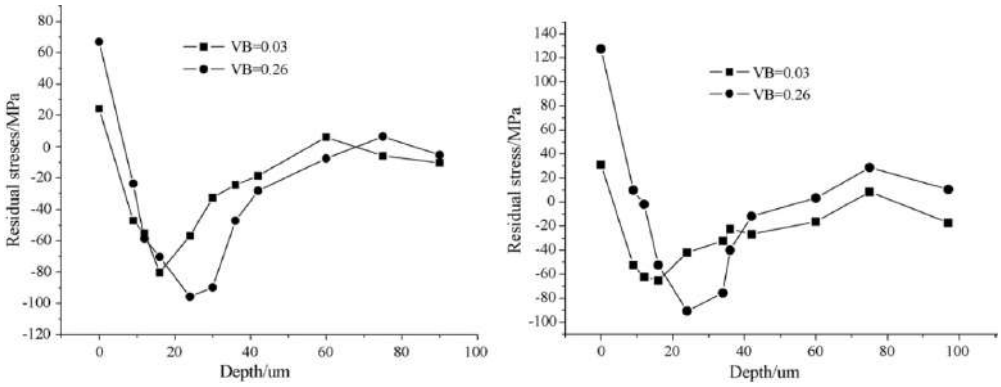


Figure 1.28 – Contraintes résiduelles mesurées dans la direction d'avance à gauche et la direction transverse à droite [Tang et al. (2009)]

la température de la matière et des forces de coupe avec l'usure. Ils constatent qu'avec l'usure, les forces de coupe et la température augmentent fortement. L'augmentation des forces de coupe justifie la profondeur affectée de la matière plus importante. De même, l'évolution de la température permet d'expliquer l'augmentation de contraintes résiduelles de traction en surface. En effet, la hausse de température peut indiquer que la déformation plastique est majoritairement thermique. Or ce genre de déformation a tendance à laisser des contraintes résiduelles de traction [Sharman et al. 2006]. Inversement, lors de l'usinage, les déformations plastiques majoritairement mécaniques ont tendance à laisser des contraintes résiduelles de compression comme ce qui est mesuré en profondeur où la température est plus faible qu'à la surface dans l'étude de Tang et al. Dans les deux directions, ils ont aussi constaté que le maximum des contraintes résiduelles de compression était plus élevé pour un outil usé.

Ainsi un outil usé va affecter les contraintes résiduelles à la fois positivement et négativement. En effet, d'un point de vue de la tenue en fatigue, avoir des contraintes résiduelles de compression permet d'augmenter la tenue en fatigue.

Sharman et al. ont aussi observé ce phénomène sur du tournage d'Inconel 718 avec lubrification pour un outil en carbure non revêtu et revêtu ($TiCN/Al_2O_3/TiN$) en fonction de leur état d'usure (Fig. 1.29).

En comparant un outil neuf et un outil usé dans les mêmes conditions de coupe, ils remarquent une profondeur affectée plus importante avec l'usure. De même, le maximum des contraintes résiduelles de compression est plus important avec l'usure. Ces deux observations correspondent bien à l'idée qu'un outil usé charge mécaniquement la matière usinée de manière plus importante. Au niveau des contraintes résiduelles en surface, ils observent deux comportements différents en fonction du revêtement. En effet, pour l'outil revêtu (S), les contraintes résiduelles de surface deviennent très fortement en traction avec l'usure. Tandis que pour l'outil non revêtu, l'effet est opposé. Les contraintes résiduelles de surface sont de compression dans la direction d'avance et stagnent pour

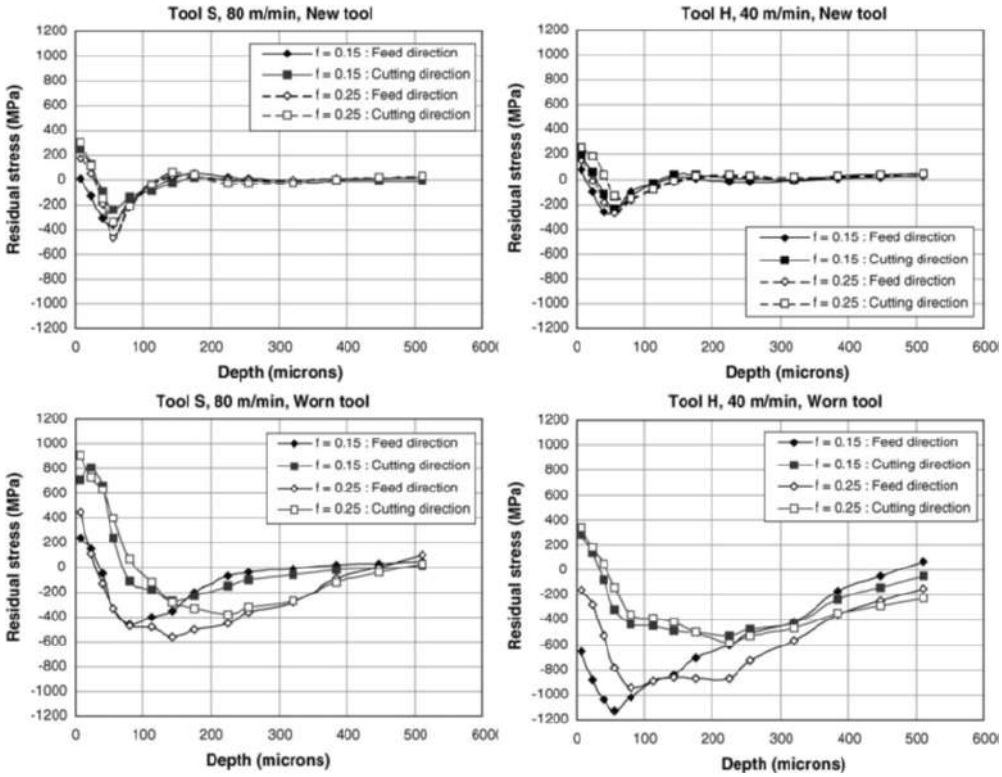


Figure 1.29 – Mesures de contraintes résiduelles en profondeur pour différentes vitesses de coupe, différents outils (S = revêtu et H = non revêtu) et différents niveaux d'usure [Sharman et al. (2006)]

la direction de coupe.
D'après eux, cette différence viendrait d'une partie du revêtement (Al_2O_3) qui agit comme une barrière thermique et empêche d'évacuer la chaleur générée dans l'outil. Ainsi l'outil est plus chaud au niveau de la zone de contact avec la matière, lorsqu'il est revêtu ce qui entraîne une surface usinée plus chaude. Cela va donc favoriser l'aspect thermique dans la déformation et donc générer des contraintes résiduelles de traction plus importantes. Malgré une durée de vie plus importante de l'outil revêtu, ils concluent sur la nécessité de vérifier régulièrement l'usure de l'outil revêtu afin de s'assurer de minimiser les contraintes résiduelles de traction en surface.

D'autres études observent la même influence de l'usure d'outil sur les contraintes résiduelles ([Chen et al. (2004)], [Hughes et al. (2006)] et [M. Liu et al. (2004)]) et en particulier pour le maximum de compression ([Rao et al. (2011)] et [Mantle et al. (2001)]).

Cependant, la présence de contraintes résiduelles de traction en surface pour l'outil revêtu usé est à relativiser en fonction de la vitesse de coupe. En réalisant des essais avec l'outil revêtu à différentes vitesses de coupe (40, 80 et 120 m/min), les auteurs ont remarqué que pour $V_c = 120 m.min^{-1}$, le profil de contraintes résiduelles était similaire à celui de l'outil non revêtu à une vitesse plus faible ($V_c = 40 m.min^{-1}$). Cela indique que les paramètres de coupe ont une forte influence sur la répartition des contraintes résiduelles.

Revêtement de l'outil

Outeiro et al. se sont penchés sur l'impact du tournage d'un point de vue des contraintes résiduelles sur deux matières difficiles à usiner : AISI 316L et Inconel 718 (Fig. 1.30). Pour l'Inconel, ils ont effectué les mesures de contraintes résiduelles après usinage avec deux outils en carbure, un non revêtu et l'autre revêtu de TiAlN par PVD. Pour les mêmes conditions d'usinage, le profil de contraintes résiduelles sur la profondeur varie avec le revêtement.

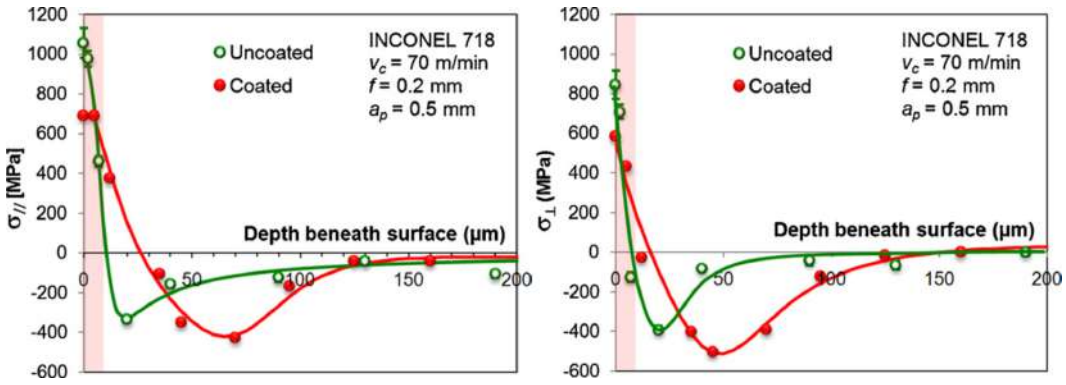


Figure 1.30 – Contraintes résiduelles mesurées dans la direction d'avance à gauche et transverse à droite [Outeiro et al. (2008)]

Ils constatent qu'avec un outil revêtu, les contraintes résiduelles de surface en traction sont diminuées, la profondeur affectée est plus importante et le maximum des contraintes résiduelles de compression est plus élevé. Dans l'étude de Sharman et al. [Sharman et al. (2006)], la comparaison entre l'outil neuf revêtu et l'outil neuf non revêtu montre des contraintes résiduelles de surface peu différentes, légèrement plus en traction pour l'outil revêtu ; un maximum des contraintes résiduelles de compression plus grand pour l'outil revêtu et enfin un profondeur affectée similaire.

Si il semble clair que le type de revêtement affecte le profil de contraintes résiduelles, déterminer une tendance générale est difficile étant donné le faible nombre d'études comparant outil revêtu et non revêtu et le grand nombre de revêtements proposé par les fournisseurs. De plus, selon les études, des conclusions opposées sont établies.

Avance

Des études se sont intéressées à l'influence de l'avance sur les contraintes résiduelles de surface. Ainsi sur le tournage d'acier à 0.45% en carbone, [Sasahara (2005)] constate qu'une avance importante a tendance à faire augmenter les contraintes résiduelles de surface (Fig. 1.31). Cette tendance se retrouve aussi sur de l'acier carburé ([Matsumoto et al. (1999)]) et sur du titane ([D. Yang et al. (2018a)] et [Bouchnak (2010)]).

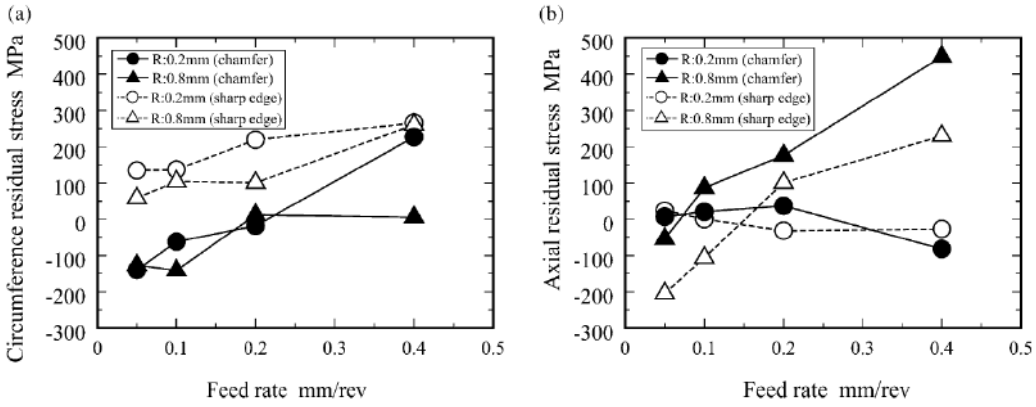


Figure 1.31 – Contraintes résiduelles de surface mesurées dans la direction tangentielle (a) et radiale (b) [Sasahara (2005)]

D'un autre côté, lors de l'étude du tournage d'acier à 0.34% en carbone, [Javidi et al. (2008)] obtiennent la tendance inverse (Fig. 1.32), c'est-à-dire que la hausse de l'avance tend à faire diminuer les contraintes résiduelles de surface (donc à les rendre de plus en plus compressives). D'autres études trouvent des tendances similaires ([Schwach et al. (2006)], [Dahlman (2004)], [Batalha et al. (2007)], [Yao et al. (2014)] et [Masmiati et al. (2015)]).

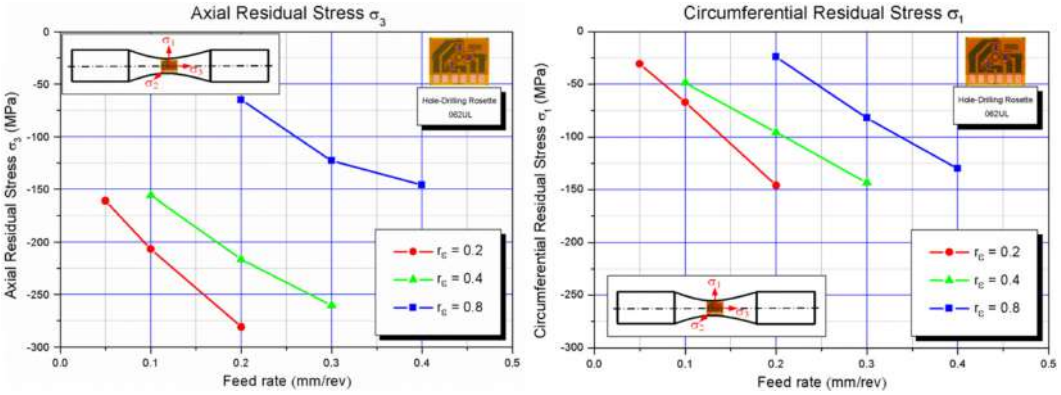


Figure 1.32 – Contraintes résiduelles de surface mesurées dans la direction radiale (à gauche) et tangentielle (à droite) [Javidi et al. (2008)]

Ces études montrent que l'avance a une véritable influence sur les contraintes résiduelles de surface mais que cette influence n'est pas simple à exprimer et possède des interactions avec d'autres paramètres comme le montre la littérature sur l'influence de l'usure d'outil.

Pour le maximum des contraintes résiduelles de compression, l'influence de l'avance semble moins controversée. En effet, Rao et al. ont étudié la performance des outils et l'intégrité de surface pour du surfaçage de Ti-6Al-4V avec un outil carbure non revêtu (Fig. 1.33). Ils ont notamment regardé l'influence des paramètres de coupe (vitesse de coupe, avance, profondeur de passe et usure d'outil) sur le maximum de compression des contraintes résiduelles. D'après leurs résultats, une avance plus élevée permet de renforcer la compression en sous-couche.

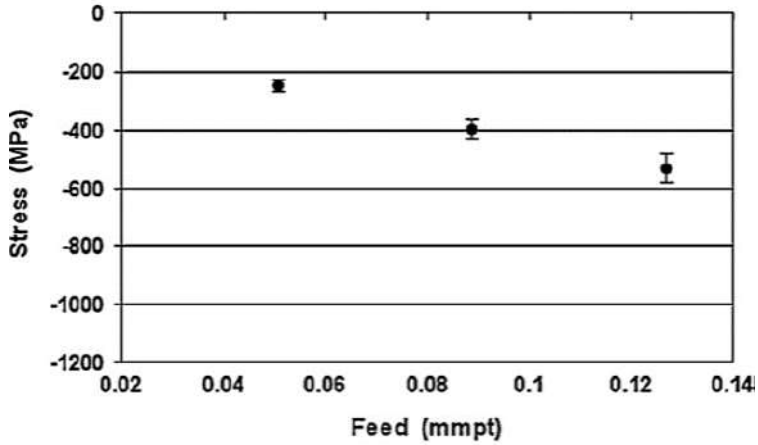


Figure 1.33 – Maximum des contraintes résiduelles de compression en fonction de l'avance [Rao et al. (2011)]

Cette influence se retrouve dans d'autres études ([Schwach et al. (2006)], [Dahlman (2004)], [Matsumoto et al. (1999)], [Mantle et al. (2001)] et [Madariaga et al. (2014)]). Cela se justifie par des déformations plastiques d'origine mécanique. Une avance plus élevée implique des efforts plus importants au niveau de l'outil. La matière est ainsi plus chargée mécaniquement ce qui entraîne des contraintes résiduelles plus compressives.

Vitesse de coupe

[Yao et al. (2014)] ont étudié l'intégrité de surface et la tenue en fatigue d'un alliage de titane (Ti-10V-2Fe-3Al) après fraisage (Fig. 1.34). En examinant l'influence de la vitesse de coupe sur les contraintes résiduelles de surface, ils ont remarqué une tendance où l'augmentation de la vitesse de coupe renforce les contraintes résiduelles de compression en surface.

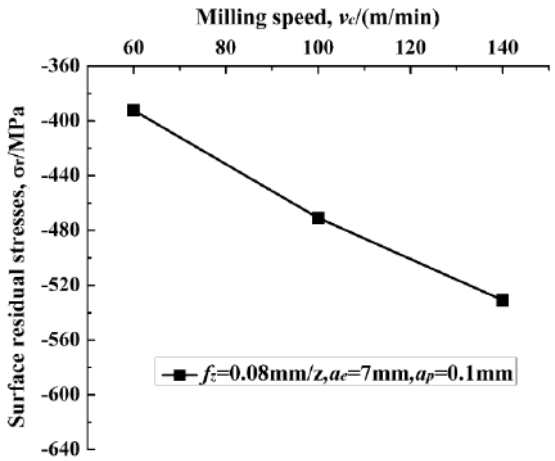


Figure 1.34 – Contraintes résiduelles de surface en fonction de la vitesse de coupe [Yao et al. (2014)]

.

Si certaines études observent la même tendance ([Sharman et al. (2006)]), il y en a d'autres qui montrent des évolutions différentes. Sur du Ti-6Al-4V, [Narutaki et al. (1983)] observent bien l'augmentation des contraintes résiduelles de compression en surface dans le sens de coupe mais l'évolution inverse dans le sens d'avance. [Madyira et al. (2013)] ont constaté que les contraintes résiduelles de compression diminuaient avec l'augmentation de la vitesse de coupe lors de tournage haute vitesse du Ti-6Al-4V. Pour du fraisage d'acier, [Masmiati et al. (2015)] ont observé des tendances bien différentes. Dans le sens de coupe, les contraintes résiduelles de surface (en valeur absolue) semblent passer par un minimum avec l'augmentation de la vitesse de coupe, tandis que dans le sens d'avance, les contraintes résiduelles de surface (en valeur absolu) diminuent avec la vitesse de coupe. Sur deux alliages de titane (Ti555-3 et Ti-6Al-4V), [Bouchnak (2010)] observe que les contraintes résiduelles de surfaces atteignent un maximum de compression avec la vitesse de coupe.

Les différentes tendances observées viennent s'ajouter à celles observées pour d'autres paramètres. Cela renforce l'idée que la compétition entre effet thermique et effet mécanique résulte de l'interaction de plusieurs paramètres.

L'influence de la vitesse de coupe sur les contraintes résiduelles en sous-couche a aussi été étudiée de manière extensive. Dans leur étude respective, [Bouchnak (2010)] et [Sharman et al. (2006)] ont observé des contraintes résiduelles de compression qui atteignent un maximum pour une certaine vitesse de coupe avant de diminuer. [Mantle et al. (2001)] ont observé uniquement la diminution du maximum de contraintes résiduelles. Cependant leur étude commençait à une vitesse de coupe assez élevée pour du titane (70 m/min). Cela peut être cohérent avec les résultats de [Bouchnak (2010)] qui observe cette diminution à partir de 50 m/min pour du titane. [Rao et al. (2011)] sont dans un cas similaire ; ils observent une faible diminution du maximum de contraintes résiduelles de compression mais les premières mesures commencent pour des vitesses de 75 m/min. La présence d'un maximum peut s'expliquer par les limites de l'outil. En effet, le titane a une mauvaise usinabilité. Les outils pour l'usiner présentent des domaines d'utilisation optimaux pouvant être restreints. Utiliser un outil hors de son domaine optimal peut entraîner une qualité d'usinage réduite et donc un maximum des contraintes résiduelles de compression plus faible dû à une dégradation rapide de l'outil.

Fatigue

Après avoir présenté l'influence des paramètres opératoires (f_z, V_C) et de l'état de l'outil (usure et revêtement) sur les contraintes résiduelles, nous présentons les études faisant le lien entre la fatigue et les contraintes résiduelles.

D'un point de vue de la tenue en fatigue, la littérature s'accorde sur l'effet bénéfique de contraintes résiduelles de compression au niveau de la surface tandis que les contraintes résiduelles de traction entraînent une tenue en fatigue plus faible.

[Nie et al. (2021)] ont étudié la tenue en fatigue sur des pièces en alliages de titane TC4 après application d'un traitement de surface, le laser shock peening (Fig. 1.35). Ce traitement de surface

consiste à utiliser des impulsions lasers afin de générer des chocs mécaniques en surface. De manière similaire au grenaillage, des contraintes résiduelles en compression sont générées dans la pièce. La tenue en fatigue est améliorée par le traitement de surface et donc par la présence de contraintes résiduelles compressives en surface. D'autres études ([Moussaoui et al. (2015a)], [Yao et al. (2014)], [Sharman et al. (2001)], [Smith et al. (2007)], [Xu et al. (2018)], [Flavenot et al. (1983)] et [El-Khabeery et al. (1989)]) obtiennent la même conclusion sur les contraintes résiduelles.

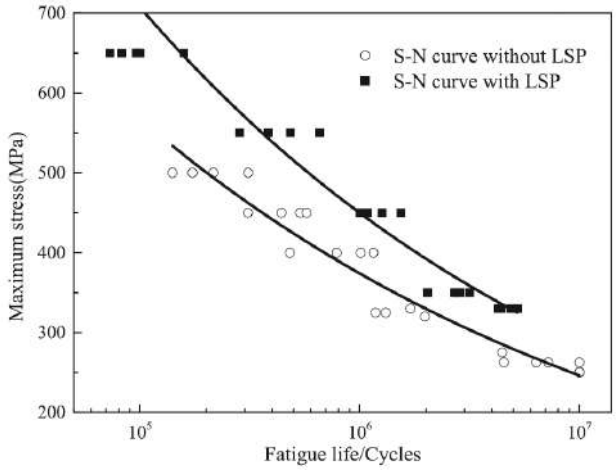


Figure 1.35 – Courbes de Wöhler pour des éprouvettes avec et sans traitement de surface (LSP : Laser Shock Peening) [Nie et al. (2021)].

Cela s'explique par une propagation plus lente des fissures. L'étude de [Ludian et al. (2008)] s'est intéressée à ce phénomène. Ils ont étudié l'influence de traitements de surface sur les contraintes résiduelles et leur influence sur le cycle de vie d'éprouvettes en Ti-6Al-4V. Après avoir généré différents niveaux de contraintes résiduelles de compression par grenaillage, les auteurs ont suivi l'évolution de micro-fissures lors d'essais de fatigue. Ils ont constaté que les surfaces ayant des contraintes résiduelles de compression ont des fissures se propageant plus lentement (Fig. 1.36). En effet, les contraintes résiduelles de compression vont s'opposer aux contraintes de traction appliquées au matériau. La contrainte effective que subit un matériau est donc plus faible ce qui entraîne une tenue en fatigue améliorée.

L'effet positif des contraintes résiduelles compressives a été aussi constaté en profondeur. [Luo et al. (2021)] ont réalisé une étude de fatigue sur des éprouvettes de Ti-6Al-4V ayant subies différents traitements de surfaces. La mesure des contraintes résiduelles en profondeur a révélé différents profils en fonction du traitement surfacique appliqué (Fig. 1.37a). En comparant DSP (vert) et LSP105 (bleu), on constate que les contraintes résiduelles de surfaces sont proches et en fortes compressions. Cependant, en s'enfonçant sous la surface, les profils évoluent différemment. Pour DSP, les contraintes résiduelles présentent un pic de compression proche de la surface, puis les contraintes résiduelles sont de moins en moins compressives jusqu'à s'annuler autour de 270 μm. Pour LSP105, le pic de compression est à la surface mais les contraintes résiduelles présentent

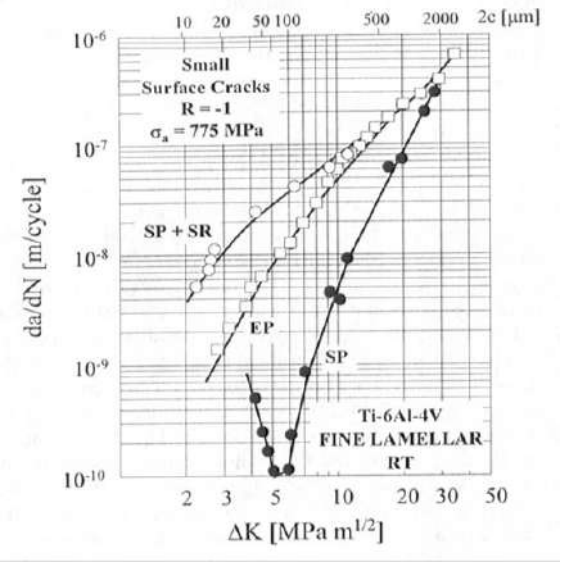


Figure 1.36 – Courbes da/dN suivant différents traitements de surfaces sur du Ti-6Al-4V (EP : Électro-polissage ; SP : Grenaillage ; SP + SR : Grenaillage puis traitement thermique [Ludian et al. (2008)]

un plateau de compression jusqu'à 500 μm. À partir de là, les contraintes résiduelles augmentent progressivement jusqu'à s'annuler autour de 1100 μm.

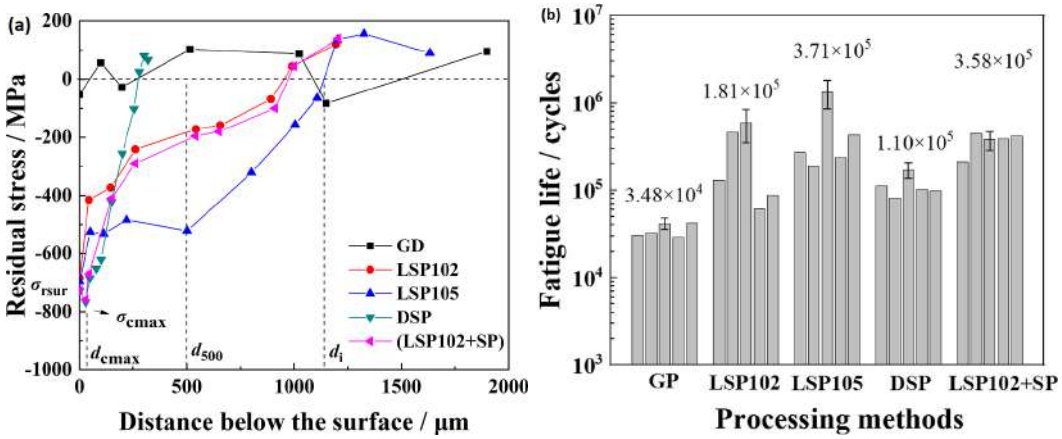


Figure 1.37 – À gauche, contraintes résiduelles en fonction de la distance sous la surface. À droite, tenue en fatigue en fonction du traitement de surface appliqué. GD : Grinding ; LSP10X : Laser Shock Peening ; DSP : Double Shot Peening ; SP : Shot Peening. [Luo et al. (2021)]

D'après les résultats de fatigue (Fig. 1.37b), les éprouvettes DSP présentent une tenue en fatigue supérieure aux éprouvettes de référence GP ce qui montre l'effet bénéfique des contraintes résiduelles de compression. Néanmoins, les éprouvettes LSP105 ont une tenue en fatigue encore supérieure aux éprouvettes DSP. Pour expliquer cela, les auteurs mettent en avant la différence de profondeur à laquelle on retrouve des contraintes résiduelles de compressions puisqu'en surface, les contraintes résiduelles sont équivalentes et même plus compressives pour DSP que LSP105.

En résumé

- L'usure de l'outil rend l'opération d'usinage plus énergivore. Cela se traduit par une augmentation de la puissance consommée et donc des forces de coupe au niveau de l'outil plus élevées. À cause de l'augmentation des forces de coupe, l'usinage va introduire des contraintes résiduelles de compression sur une profondeur plus importante et augmenter le maximum des contraintes résiduelles de compression. À la surface, la température est plus élevée qu'en profondeur. Ainsi la compétition entre effet thermique et mécanique ne dépend pas uniquement de l'usure. L'usure renforce l'aspect mécanique tandis que l'aspect thermique peut être renforcé du fait de l'interaction avec d'autres paramètres (revêtement de l'outil, couple outil-matière, conditions de coupe,...). Cela montre que l'usure n'est qu'un des paramètres intervenant dans la compétition entre effets thermiques et mécaniques pour générer les contraintes résiduelles.

- L'influence du revêtement sur le profil de contraintes résiduelles est difficile à rationaliser. Cela vient à la fois du faible nombre d'études et le grand nombre de revêtement possibles. Cependant le revêtement, en interaction avec d'autres paramètres, semble posséder un impact non négligeable sur les contraintes résiduelles introduites.

- L'avance est un paramètre important dans la répartition des contraintes résiduelles. Le maximum des contraintes résiduelles de compression est renforcé par une avance plus élevée. Cela s'explique par l'augmentation des forces de coupe due à l'augmentation de l'avance. Pour les contraintes résiduelles de surface, la littérature présente des influences opposées.

- La vitesse de coupe influe de manière importante sur le profil de contraintes résiduelles. Le maximum des contraintes résiduelles de compression augmente, atteint un maximum puis diminue au fur et à mesure de l'augmentation de la vitesse de coupe. Pour les contraintes résiduelles de surface, comme précédemment, l'interaction avec d'autres paramètres est suffisamment importante pour retrouver dans la littérature des tendances opposées.

- Les contraintes résiduelles ont une part prépondérante dans la tenue en fatigue. Les contraintes résiduelles de compression améliorent la durée de vie en ralentissant la propagation des fissures. À l'inverse, les contraintes résiduelles de traction vont favoriser leur propagation ce qui entraîne une rupture plus précoce.

Les contraintes résiduelles en profondeur semblent être contrôlées principalement par les efforts de coupe. Les augmenter entraîne une augmentation des contraintes résiduelles de profondeur. Ainsi tout paramètre qui influe sur les efforts de coupe pourra modifier les contraintes résiduelles en profondeur.

Pour les contraintes résiduelles en surface, une compétition entre effet mécanique et effet thermique semble piloter leur répartition. La dualité du comportement qui en résulte indique le besoin de prendre en compte l'interaction entre tous les aspects mentionnés précédemment pour une étude complète.
D'un point de vue de la fatigue, il est intéressant de générer des contraintes résiduelles de compression à la fois en surface et en profondeur. Ainsi les conditions de coupe doivent privilégier les charges mécaniques aux charges thermiques.

1.4.3 Aspect métallurgique : microstructure

D'après [Worch et al. (1996)], la microstructure peut se caractériser par la forme, la taille, la texture et la proportion des phases. Concrètement, pour caractériser la microstructure, il est commun de mesurer la dureté. En effet, la mesure de dureté est relativement facile à mettre en place et donc à utiliser. Cependant il peut aussi être intéressant d'analyser les modifications qui ont pu avoir lieu en sous-surface après usinage. Dans ce cas, la mesure de la taille de grains ou l'étude de la zone de déformation plastique peut se révéler intéressante. Cette partie se décompose en deux sous-parties : la première consacrée à la dureté et la seconde à la microstructure dans la zone en sous-surface.

Dureté

La dureté caractérise la résistance d'un matériau à la pénétration d'un autre corps. Plus la pénétration est faible, plus le matériau testé est dit « dur ». La mesure de dureté permet le plus souvent d'estimer rapidement la limite d'élasticité d'un matériau. La mesure de dureté peut aussi être mis en place à des échelles plus faibles afin d'obtenir une information de dureté plus locale. On parle alors de microdureté ou de nanodureté. Il existe plusieurs types de dureté qui sont adaptés à différentes familles de matériaux (métaux, plastiques, élastomères,...). Pour les métaux, différents types de dureté sont utilisés pour la caractérisation comme la dureté Rockwell, Knoop ou encore Vickers. Par exemple la dureté Vickers est mesurée à l'aide d'un poinçon en diamant normalisé pyramidale à base carrée suivant l'équation 1.6. L'angle au sommet entre deux faces est de 136°. La projection de l'empreinte laissée par le poinçon possède deux diagonales dont la moyenne d est utilisée pour calculer la dureté suivant la formule suivante avec F la force appliquée sur le poinçon et g l'accélération terrestre :

$$HV = \frac{2F\sin(136°/2)}{g.d^2} \tag{1.6}$$

[Sharman et al. (2006)] se sont intéressés à l'intégrité de surface obtenue sur de l'Inconel 718 après tournage (Fig. 1.38). Pour cela, ils ont notamment mesuré la microdureté Knoop de leur échantillon en profondeur en fonction de plusieurs paramètres (vitesse de coupe, avance, usure d'outil et revêtement d'outil). L'usinage a entrainé un durcissement de la surface sur une épaisseur d'une cinquantaine de microns. Lorsque l'outil est usé, ce durcissement s'intensifie et affecte une zone plus importante sous la surface (environ 200 µm). Les auteurs suspectent que la différence vienne d'un échauffement de la surface plus important avec un outil usé. En examinant l'influence des paramètres de coupe sur la microdureté, ils n'ont pas noté de comportement significatif.

Paramètres de coupe & type d'outils

Dans la littérature, il y a d'autres études ([Safari et al. (2015)], [Sun et al. (2009)], [Che-Haron et al. (2005)] et [Hou et al. (2018)]) où la microdureté est mesurée en profondeur. Ces études ne

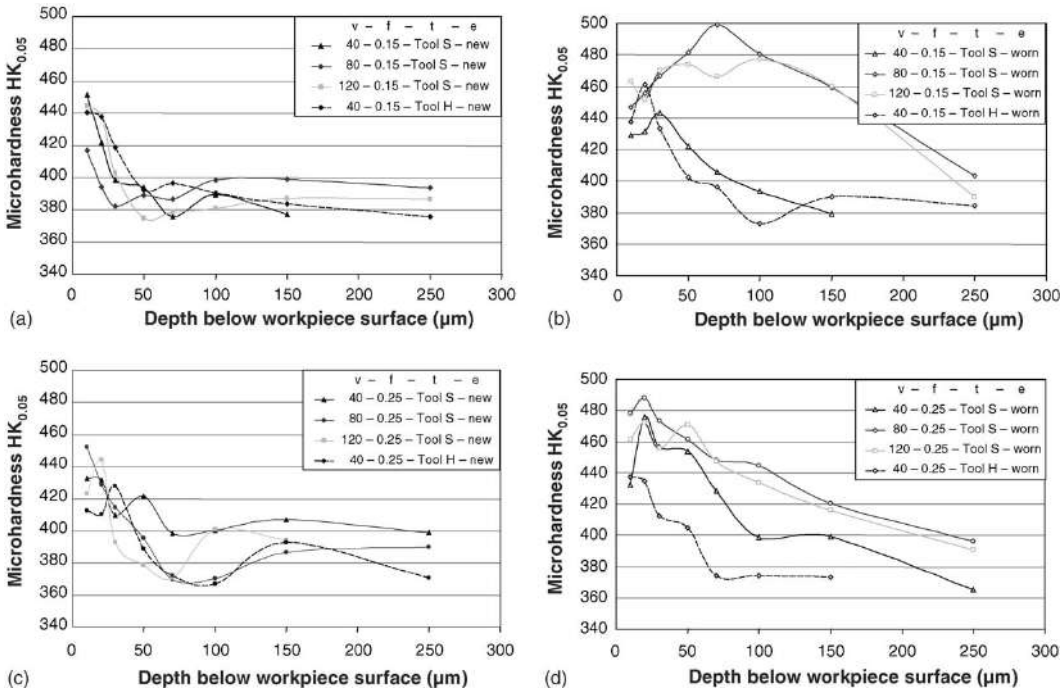


Figure 1.38 – Évolution de la microdureté dans la profondeur [Sharman et al. (2006)]

font pas ressortir une influence significative des paramètres de coupe sur les niveaux de microdureté mesurés ou sur la profondeur durcie.

Cependant, en examinant uniquement la microdureté en surface, [Yao et al. (2014)] ont trouvé qu'elle augmentait avec la vitesse de coupe et l'avance lors du fraisage d'un alliage de titane β (Fig. 1.39). D'après les auteurs, les paramètres de coupe plus élevés entraînent une augmentation de température de la surface qui est suivi d'un refroidissement rapide de la surface. Cela provoque un durcissement de la matière en surface. La dureté plus élevée pourrait aussi venir de la présence d'oxyde de titane créé par la température en surface.

[Ginting et al. (2009)] ont étudié l'intégrité de surface d'un alliage de titane après un usinage à sec (Fig. 1.40). Ils ont notamment mesuré la microdureté en profondeur avec différents jeux de paramètres (vitesse de coupe, avance, usure de l'outil) pour deux outils (A non revêtu et B revêtu). Ils observent la même évolution de la microdureté en profondeur. Proche de la surface, la microdureté est plus basse qu'au cœur du matériau. Puis en s'enfonçant sous la surface usinée, la microdureté augmente, dépasse celle du cœur et atteint un maximum avant de tendre vers la microdureté de cœur. Cela montre que l'usinage affecte de manière notable la matière sous la surface usinée. Les auteurs identifient ainsi trois régions de dureté : une zone de dureté plus faible, une zone de dureté plus forte et la dureté du cœur du matériau. D'après eux, la variation de dureté sous la surface viendrait d'une compétition entre de l'écrouissage et de l'adoucissement thermique.

Si la microdureté est effectivement affectée par l'usinage, la profondeur affectée et les valeurs atteintes ne semblent pas dépendre énormément de la vitesse de coupe, de l'usure ou de l'avance. La seule différence notable vient de l'outil B (revêtu) entre les deux conditions de coupe. Comme

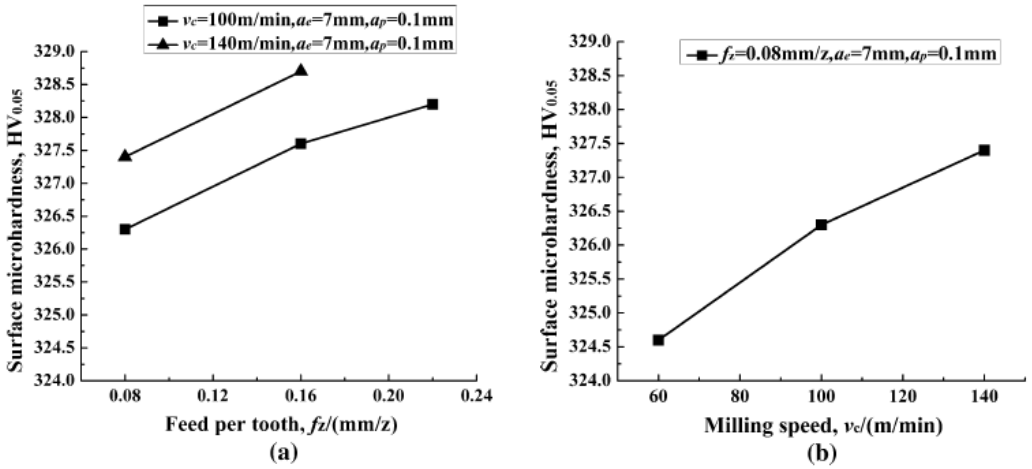


Figure 1.39 – Évolution de la microdureté de surface en fonction de l'avance (a) et de la vitesse de coupe (b) [Yao et al. (2014)]

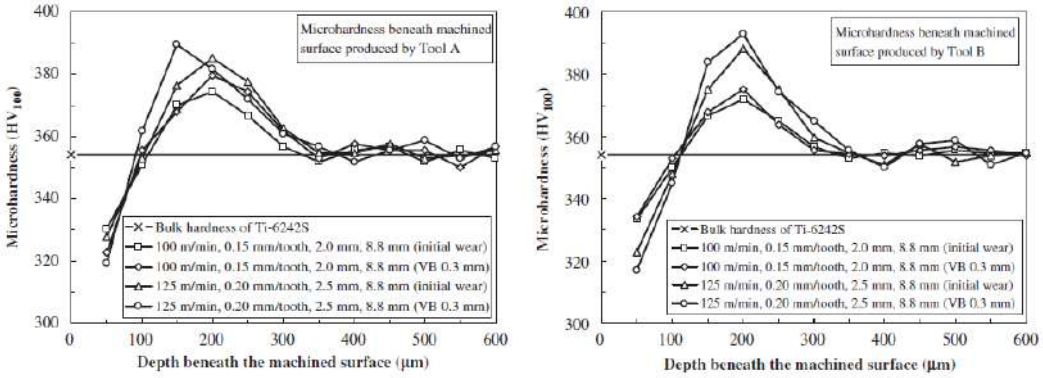


Figure 1.40 – Évolution de la microdureté dans la profondeur pour deux outils différents [Ginting et al. (2009)]

cette différence ne s'observe pas pour l'outil A (non revêtu), il est possible que la nature de l'outil en interaction avec d'autres paramètres puisse affecter la microdureté en profondeur. On peut aussi envisager une modification rapide de l'acuité d'arête selon les vitesses de coupe utilisées.

[Ehsan et al. (2021)] ont étudié l'influence d'outils de fraisage possédant une arête de planage sur l'intégrité de surface dont la micro-dureté de pièces en Ti-6Al-4V. Leurs essais de fraisage à sec ont été réalisés sur 3 niveaux d'avance (de $0.3mm/dent$ à $0.4mm/dent$) et 3 niveaux de profondeur de passe (de $0.25mm$ à $0.5mm$). Ils ont ensuite mesuré pour chaque essai la microdureté en sous-surface (Fig. 1.41) et ont remarqué que la microdureté est plus élevée pour des avances élevées (une augmentation entre 5% et 8% entre chaque niveau d'avance). Une profondeur de passe plus grande semble aussi renforcée la microdureté mais de manière plus faible que l'avance.

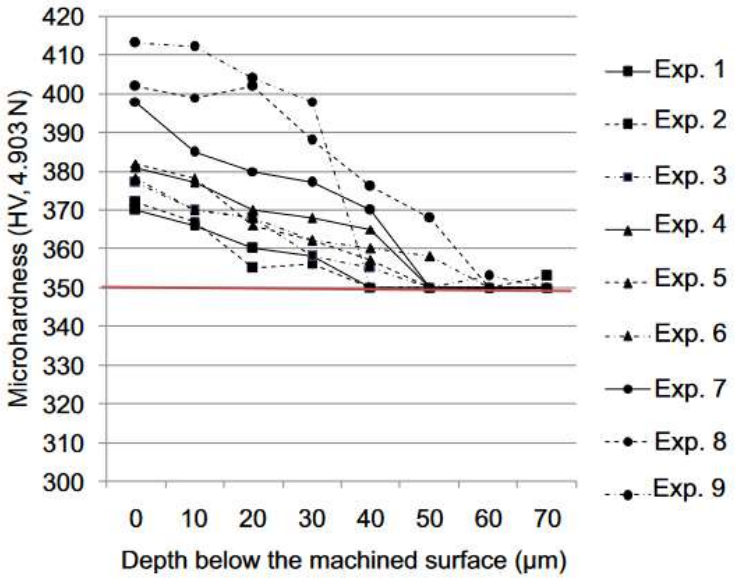


Figure 1.41 – Évolution de la microdureté en sous surface pour 3 niveaux d'avance (1 à 3 : $f = 1.2mm/tour$; 4 à 6 : $f = 1.4mm/tour$; 7 à 9 : $f = 1.6mm/tour$)[Ehsan et al. (2021)]

Lubrification

[Shokrani et al. (2016)] ont étudié les effets de la lubrification cryogénique pour le fraisage sur l'intégrité de surface du Ti-6Al-4V (Fig. 1.42). Pour cela, ils ont réalisé des essais dans différentes conditions de coupe et différentes lubrifications (à sec, inondé à température ambiante et cryogénique). Les résultats de mesures de microdureté en profondeur pour différentes lubrifications sont présentés ci-dessous.

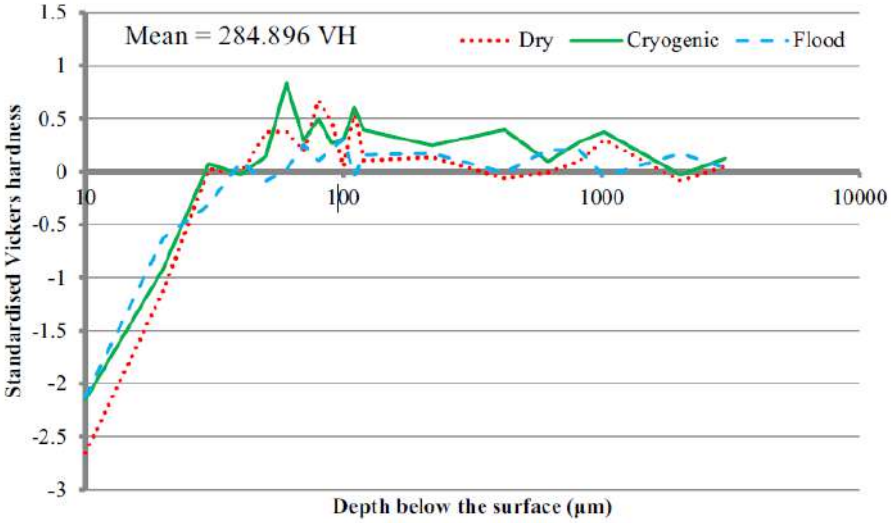


Figure 1.42 – Évolution de la microdureté dans la profondeur en fonction de la lubrification utilisée [Shokrani et al. (2016)]

Tout d'abord, on peut retrouver les trois zones de dureté présentées auparavant. En s'intéressant à la première zone, les auteurs ont remarqué deux points. L'usinage sans lubrification entraîne un adoucissement plus important en surface. Pour les échantillons faits avec la lubrification à température ambiante, la dureté augmente moins vite avec la profondeur que pour les autres cas. Cela entraîne une zone adoucie plus grande et un durcissement moins important (environ 60% du durcissement venant de la lubrification cryogénique).

Lien avec la tenue en fatigue

[Lee et al. (2006)] se sont intéressés à des modèles de prédiction de fatigue avec des données de dureté sur divers matériaux dont le titane. En recoupant de nombreuses données matériaux, ils ont pu corréler la dureté et la résistance à la rupture pour les alliages de titane (Fig. 1.43).

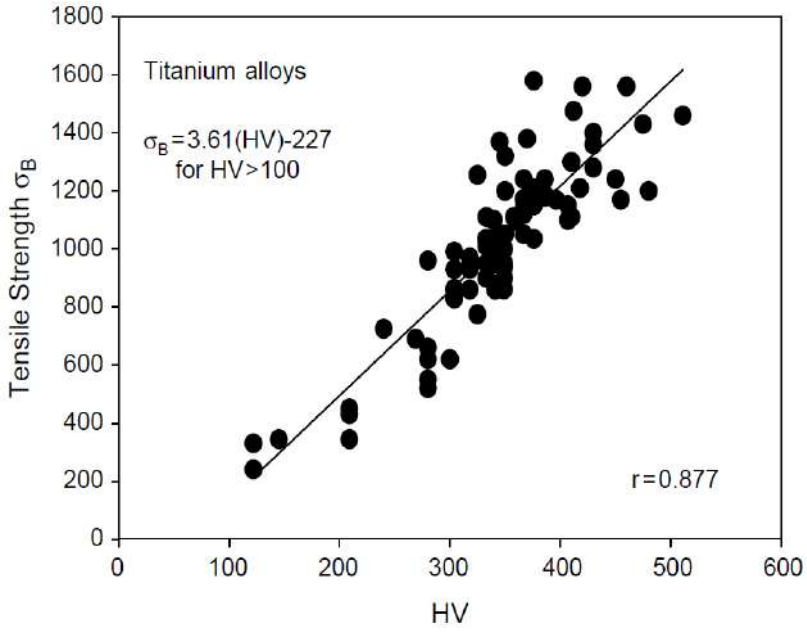


Figure 1.43 – Résistance à la rupture en fonction de la dureté. [Lee et al. (2006)]

Ainsi une dureté plus élevée pourrait avoir un effet bénéfique sur la tenue en fatigue. [D. Yang et al. (2018a)] ont obtenu une telle corrélation lors d'essais de fatigue de Ti-6Al-4V. En effet, pour les éprouvettes ayant une dureté plus importante, la tenue en fatigue est meilleure. Cependant, ces résultats sont à modérer. Dans le cadre du Ti-6Al-4V, la dureté se situe généralement entre 300 et 400 HV. De plus, les variations de dureté après usinage sont assez limitées en regardant les résultats de la littérature. La corrélation de [Lee et al. (2006)], bien qu'elle existe, reste néanmoins plutôt faible.

Mesures de micro-dureté dans le Ti-6Al-4V

Une des difficultés de la mesure de micro-dureté est la présence de deux phases. En effet, les phases du titane ont des propriétés mécaniques différentes. Ainsi, suivant où la mesure de micro-dureté

se fait, le résultat peut fortement varier en fonction du grain ou du joint de grain sur lequel la mesure a lieu. L'étude de [Moussaoui (2013)] portant sur l'impact de l'usinage du Ti-6Al-4V sur la microstructure illustre les difficultés d'avoir une mesure limitant les incertitudes (Fig. 1.44).

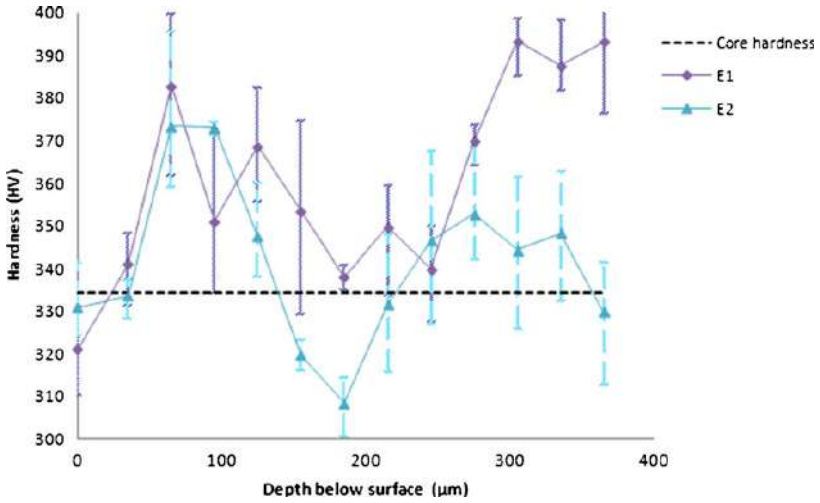


Figure 1.44 – Évolution de la dureté en fonction de la profondeur sous la surface usinée. Les barres d'erreurs représentent les écart-types de la répétition des mesures. [Moussaoui (2013)]

Pour ces raisons et sa faible influence sur la tenue en fatigue, la dureté ne sera pas étudié au cours de la thèse. Afin de prendre en compte l'aspect métallurgique de l'intégrité de surface, il faut donc s'intéresser à d'autres paramètres telles que l'évolution de la microstructure en sous-surface avec la taille de grains et la zone de déformation plastique.

Microstructure en sous-surface : taille de grains et zone de déformation plastique

Lors de l'usinage, la matière en sous-surface subit des chargements mécaniques et thermiques. La microstructure en sous-surface en porte les stigmates et peut se caractériser par la taille de grains et la zone de déformation plastique.

Dans la matière, un grain correspond à un monocristal qui possède une orientation propre dans l'espace. La juxtaposition d'un grand nombre de grains permet de former un solide. Ces grains peuvent présenter des formes et des tailles diverses ce qui permet de définir des types de microstructures notamment dans le titane (cf paragraphe 1.1.2). Par traitement d'image MEB, il est possible de mesurer la taille des grains afin de caractériser la sous-surface.

Un autre paramètre d'intérêt est la zone de déformation plastique. Après usinage, la sous-surface peut présenter une zone où la déformation plastique est visible notamment comme dans la figure (Fig. 1.45) où les zones P2 et P3 présentent une déformation plastique importante qui se remarque aux joints de grains de plus en plus inclinés à l'approche de la surface usinée.

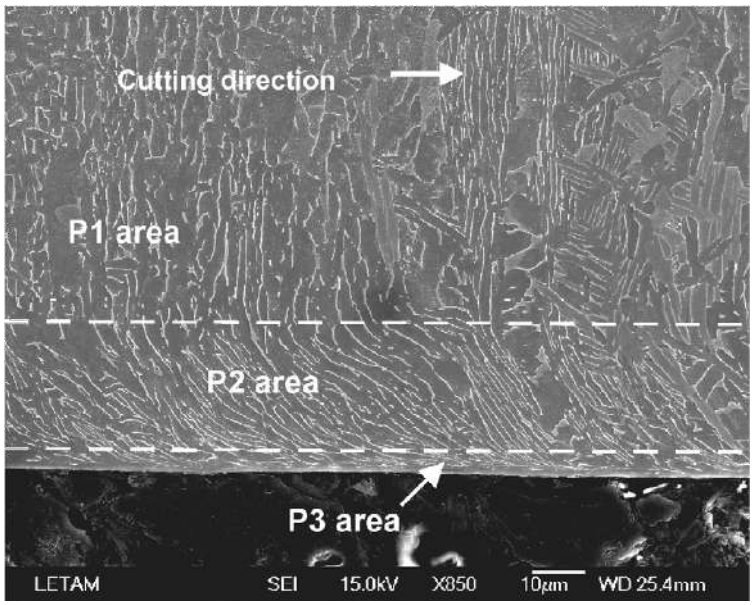


Figure 1.45 – Image MEB de la microstructure en sous-surface après usinage de Ti-6Al-4V. [Velásquez et al. (2010)]

Forces de coupe & paramètres de coupe

[Velásquez et al. (2010)] ont étudié la microstructure du Ti-6Al-4V obtenue après des essais d'usinage en coupe orthogonale à haute vitesse de coupe. En examinant la sous-surface, ils ont pu délimiter 3 zones (Fig. 1.45). La zone P1 correspond au coeur de la matière, la microstructure n'a donc pas été affectée par l'usinage. La zone P2 représente la zone où les grains sont fortement déformés. Dans cette zone, l'usinage a plastifié les grains et modifié leur orientation. La zone P3 se situe entre la surface et la zone P2. Cette zone présente des déformations de grains encore plus importantes ainsi qu'une diminution de la taille des grains. Les zones P2 et P3 sont générées par le procédé d'usinage et leur profondeur varie suivant les conditions de coupe. Dans la figure 1.46, les profondeurs de chaque zone augmentent avec la vitesse de coupe. De manière plus générale, la taille de ces zones dépend des chargements thermiques et mécaniques appliqués par le procédé utilisé. Pour la figure 1.45, la vitesse de coupe V_C ne joue pas sur les efforts de coupe mais sur les sollicitations thermiques. En étudiant l'influence du tournage et du meulage sur l'intégrité de surface sur de l'acier AISI 52100, [Hashimoto et al. (2006)] ont constaté une zone thermiquement affectée plus large après meulage qu'ils ont pu lier au chargement thermique plus important du procédé par rapport au tournage. Inversement, la zone mécaniquement affectée est plus grande pour le tournage, les chargements mécaniques étant plus importants que les chargements thermiques.

[Velásquez et al. (2010)] émettent l'hypothèse que la zone P3 identifiée correspond au "white layer" observé dans d'autres articles [Ulutan et al. (2011)][Pervaiz et al. (2014)][Fang-yuan et al. (2018)][Brown et al. (2019)][Brown et al. (2022)]. Ce "white layer" présente des caractéristiques néfastes pour la tenue en fatigue. Ainsi il est préférable de se placer dans des conditions évitant de générer cette zone.

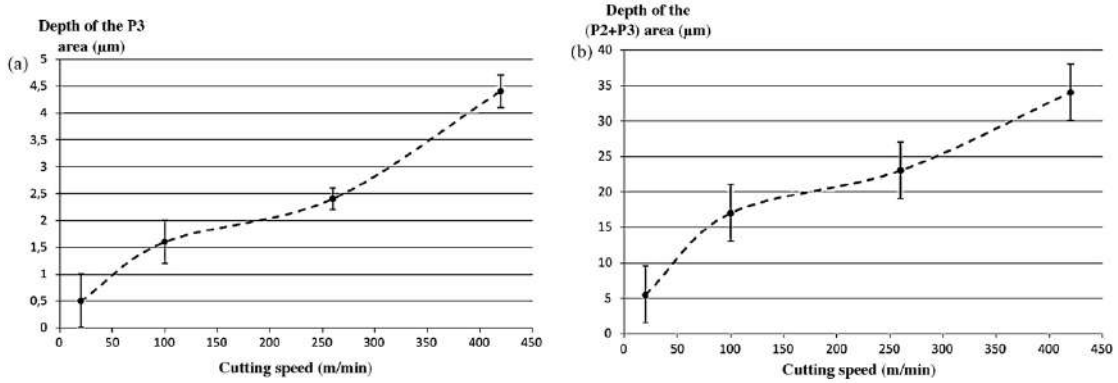


Figure 1.46 – Profondeur P2 (a) et P2+P3 (b) en fonction de la vitesse de coupe. [Velásquez et al. (2010)]

Cependant la littérature ne présente pas une influence uniforme de la vitesse de coupe sur la profondeur affectée. En effet, [Hou et al. (2018)], dans leur étude de l'influence des paramètres de coupe de tournage sur l'intégrité de surface de Ti-6Al-4V, ont trouvé que la vitesse de coupe n'avait pas d'influence particulière contrairement à la profondeur de passe. [Shyha et al. (2018)] observent même une influence inverse de la vitesse de coupe sur le fraisage périphérique du Ti-6Al-4V. En augmentant la vitesse de coupe, la profondeur affectée diminue.

Ces tendances contraires nous montrent que les phénomènes en jeu sur la formation de cette couche affectée sont complexes et ne peuvent être résumés à simplement un paramètre. Bien que les 3 études précédentes portent toutes sur l'usinage du Ti-6Al-4V, certaines conditions expérimentales peuvent expliquer les différences observées. Une des explications qui pourrait expliquer les désaccords est la différence du chargement thermique générée lors de la coupe. En effet, contrairement aux deux autres, [Shyha et al. (2018)] ont usiné avec lubrification et ont même montré qu'une lubrification plus efficace avait tendance à réduire la profondeur affectée (Fig. 1.47). L'étude de [Varote et al. (2017)] et celle de [Trivedi et al. (2021)] sur le perçage du Ti-6Al-4V obtiennent les mêmes conclusions sur l'influence de la lubrification pouvant réduire la profondeur affectée en sous-surface.

Cette différence de chargement thermique pourrait se retrouver dans les deux autres études. Les outils de coupe utilisées étant différents (l'un pour la coupe orthogonale et l'autre pour le tournage), les forces de coupe générées pourraient être différentes lors des deux procédés. Ainsi la différence de chargement mécanique pourrait être un deuxième facteur expliquant les tendances opposées.

[D. Yang et al. (2018a)] ont étudié l'intégrité de surface générée par fraisage du Ti-6Al-4V et notamment l'influence des paramètres de coupe (vitesse de coupe, avance et profondeur radiale) sur la taille des grains. Sur la figure 1.48, les auteurs ont tracé le taux de raffinement des grains, c'est-à-dire le rapport entre la taille des grains après usinage et la taille initiale, en fonction des différents paramètres de coupe mentionnés précédemment. Ils ont constaté une réduction de la taille des grains avec l'augmentation de la vitesse de coupe ainsi que de la profondeur radiale. Pour l'avance, l'effet semble inverse bien qu'il ne semble pas significatif sur l'échelle d'avance examinée.

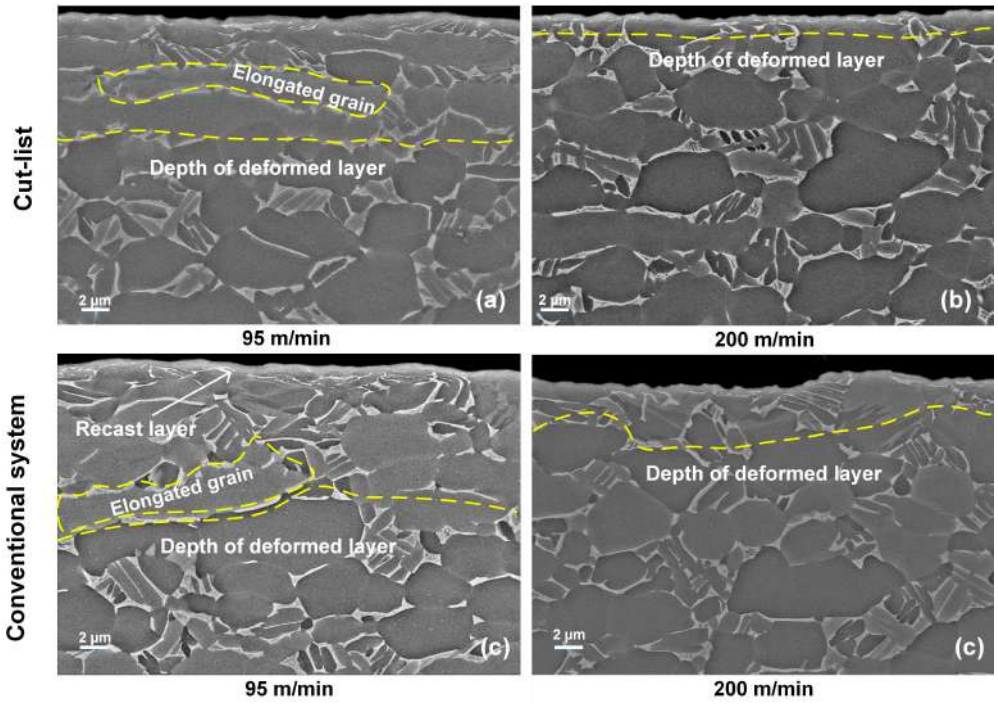


Figure 1.47 – Images MEB de microstructure de pièces usinées dans différentes conditions de lubrification (système Cut-List pour (a) et (b) ; lubrification conventionnelle pour (c) et (d) et de vitesse de coupe ($95m/min$ pour a et c ; $200m/min$ pour b et d). [Shyha et al. (2018)]

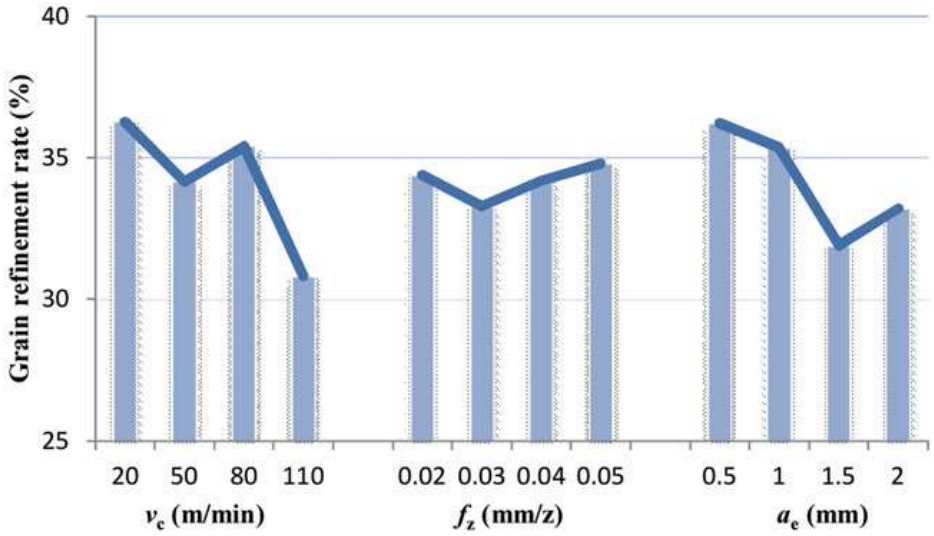


Figure 1.48 – Taux de raffinement des grains en fonction de la vitesse de coupe (V_c), de l'avance (f_z) et de la profondeur radiale (a_e). [D. Yang et al. (2018a)]

[Arisoy et al. (2015)] ont constaté des tendances similaires pour l'avance sur le tournage de Ti-6Al-4V. L'avance ne semble pas avoir d'effet significatif. Quant à la vitesse de coupe, les auteurs constatent une faible augmentation contrairement à [D. Yang et al. (2018a)]. Cependant dans cette étude, deux niveaux de vitesses de coupe ont été étudiés (55 et $90m/min$). Ces niveaux

correspondent aux niveaux de vitesses où [D. Yang et al. (2018a)] ont observé une augmentation de la taille des grains pour des vitesses de coupe intermédiaires.

[Telrandhe et al. (2017)] ont étudié l'influence de la microstructure et de la vitesse de coupe sur le tournage de Ti-6Al-4V. Pour étudier la microstructure, ils ont traité thermiquement leurs échantillons. Ainsi ils ont généré des échantillons présentant trois tailles de grain caractéristiques. La microstructure la plus fine correspond à l'échantillon initial, la taille des grains augmentant avec la température appliquée. Dans la figure 1.49, les forces de coupes ont été mesurées pour les trois catégories d'échantillon. Les auteurs ont remarqué que les forces de coupe étaient toujours plus élevées pour les échantillons ayant la microstructure la plus fine.

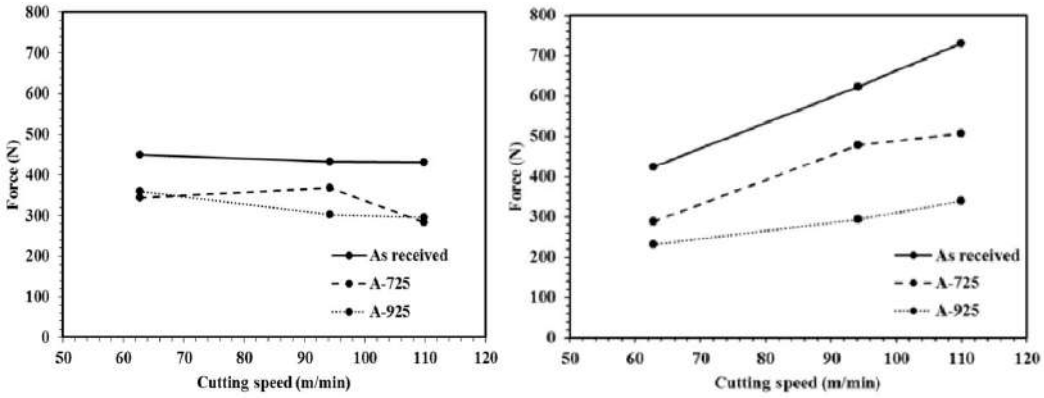


Figure 1.49 – Forces de coupe (dans la direction d'avance à gauche et dans la direction de coupe à droite) en fonction de la vitesse de coupe. Les 3 courbes correspondent aux traitements thermiques effectués avant usinage. [Telrandhe et al. (2017)]

D'autres études retrouvent des résultats similaires entre taille de grains et forces de coupe comme [Ahmadi et al. (2018)] sur le micro-usinage de Ti-6Al-4V, [Habrat et al. (2016)] sur l'usinage de titane pur, [Suárez Fernández et al. (2020)] sur du tournage d'alliage β de titane, [X. Wu et al. (2016)] sur du micro-tournage de cuivre pur, [Y. Yang et al. (2020)] sur du tournage de fer pur.

Avec l'usure, la dynamique de la coupe est affectée (davantage de frottements sur la face de dépouille, génération de plus de chaleur, répartition différente des efforts de coupe...). Cette modification de comportement entraîne une évolution de l'intégrité de surface au fur et à mesure de la coupe. D'un point de vue de la microstructure, [Liang et al. (2018)] ont étudié la déformation plastique induite par l'usinage haute vitesse du Ti-6Al-4V en prenant an compte l'usure. La figure (Fig. 1.50a) montre une corrélation entre profondeur de déformation plastique et usure d'outil. Les auteurs constatent qu'une forte usure entraîne une déformation plastique plus en profondeur. Cette corrélation se retrouve dans d'autres études ([E. O. Ezugwu et al. (1999), Liang et al. (2017) et Pretorius et al. (2015)]).

[Liang et al. (2018)] expliquent la relation entre usure et profondeur de déformation plastique avec une corrélation entre la profondeur de déformation et les forces de coupe (Fig. 1.50b) où ils montrent que l'évolution de la profondeur de passe correspond à l'évolution de la force de coupe

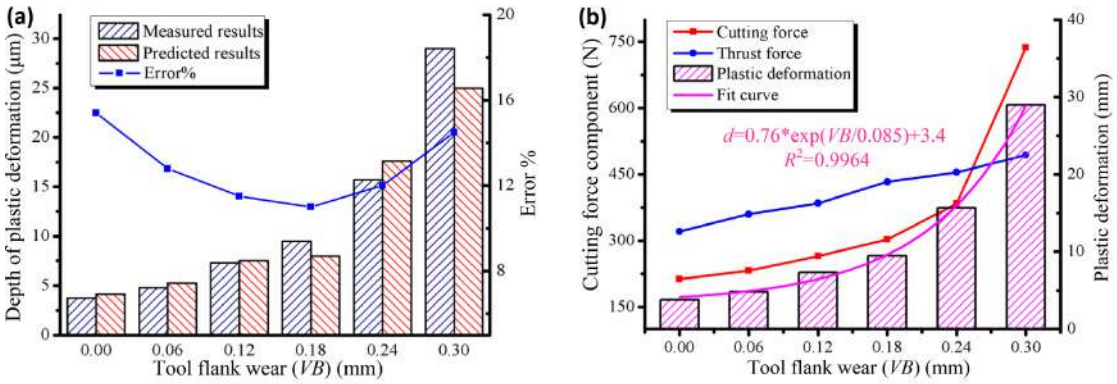


Figure 1.50 – À gauche, profondeur de la zone de déformation plastique en fonction de l'usure d'outil. À droite, profondeur de la zone de déformation plastique en fonction de la force de coupe tangentielle. [Liang et al. (2018)]

tangentielle venant elle-même de l'augmentation de l'usure. Ces résultats viennent compléter les conclusions précédentes de l'influence des forces de coupe sur la microstructure où la taille des grains en sous-surface ainsi que la profondeur de déformation plastique dépend des forces de coupe.

Fatigue

[G. Wu et al. (2013)] ont construit une base de données de la littérature collectant les informations sur la microstructure et la tenue en fatigue. Ils ont pu ainsi étudier l'influence de différents paramètres de microstructure sur la tenue en fatigue. Ils ont constaté que le type de microstructure semblait avoir une faible influence. En effet, les microstructures de type bimodal semblent meilleures que celles lamellaire et équiaxe. Cependant le paramètre ayant le plus d'influence est la taille de grains. La figure (Fig. 1.51) compile les résultats de fatigue en fonction de la taille de grains pour chaque microstructure. Il apparaît clairement qu'une taille de grains faible permet une meilleur tenue en fatigue.

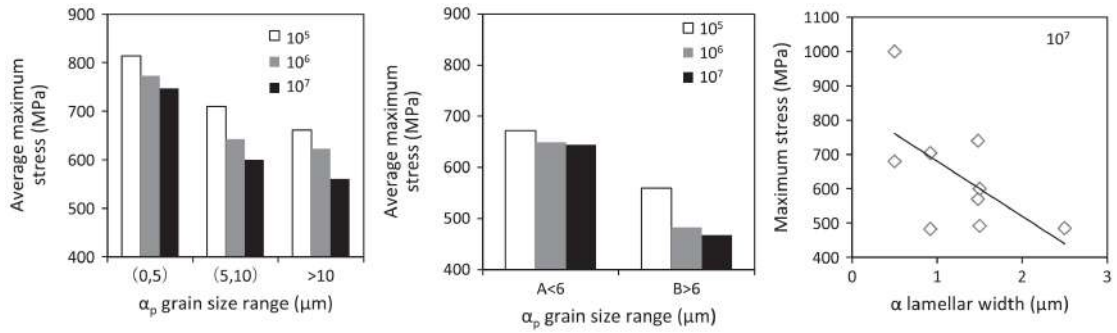


Figure 1.51 – À gauche, tenue en fatigue en fonction de la taille des grains α_p pour une microstructure bimodal. Au milieu, tenue en fatigue en fonction de la taille des grains α_p pour une microstructure équiaxe. À droite, tenue en fatigue en fonction de la largeur des grains α_p pour une microstructure lamellaire à 10^7 cycles. [G. Wu et al. (2013)]

On retrouve ces résultats dans d'autres études comme [Lütjering (1998)] ; l'auteur montre que la diminution de la taille de grains permet d'améliorer la limite d'élasticité, la ductilité, la résistance à la nucléation des fissures et la résistance à la propagation des microfissures. De leur côté, [Telrandhe et al. (2017)] ont montré qu'usiner une pièce en Ti-6Al-4V avec une faible taille de grains permettait d'obtenir des contraintes résiduelles plus compressives qui sont elles-même bénéfique pour la tenue en fatigue.

En résumé

- Les paramètres de coupe telles que l'avance ou la vitesse de coupe n'affectent pas significativement la dureté en profondeur. En surface, des études ont montré que l'augmentation de l'avance et/ou de la vitesse de coupe renforce la dureté. Cependant des études constatent l'influence de la vitesse de coupe sur la taille de grains. Une haute vitesse de coupe semble réduire la taille de grains.

- L'influence de l'outil sur la dureté se joue sur deux aspects : le revêtement et l'usure. L'explication la plus avancée vient d'une variation thermique de la surface. En effet, l'usure modifie la zone de contact entre outil et matière et donc modifie le champ de température au niveau du contact. D'autre part, le revêtement peut agir comme une barrière thermique rendant moins efficace l'évacuation de chaleur par l'outil. Ces comportements peuvent expliquer les évolutions de dureté en surface observés dans certaines études. L'usure d'outil affecte aussi la zone de déformation plastique du fait de l'augmentation des forces de coupe qui accompagnent l'usure.

- La lubrification semble aussi avoir un rôle sur la dureté et sur la profondeur de la zone de déformation plastique. Un des rôles de la lubrification étant d'évacuer la chaleur générée par la coupe, il semble que l'évacuation thermique de la lubrification est à l'origine de ces phénomènes.

- Les forces de coupe sur la microstructure affectent la taille des grains ainsi que la profondeur de déformation plastique en sous-surface. Des efforts de coupe élevés génèrent une déformation plastique plus importante ainsi que la formation de grains plus petits qu'au coeur de la matière.

- D'un point de vue de la tenue en fatigue, le type de microstructure semble avoir une faible influence tandis que la taille de grains y joue un rôle majeur. En effet, la tenue en fatigue est meilleure avec une petite taille de grains. Concernant la dureté, elle semble avoir un effet faiblement positif sur la tenue en fatigue.

La dureté est un critère peu sensible aux conditions de coupe (avance, vitesse de coupe,...). Cependant, d'autres variables métallurgiques telles que la taille de grains ou encore la profondeur de zone de déformation plastique sont affectés par les conditions de coupe. Dans le cadre de la thèse, la dureté ne sera pas étudiée et l'aspect métallurgique de l'intégrité de surface sera étudié au travers de la microstructure.

D'autres paramètres comme l'état de l'outil, son revêtement ou la lubrification influent sur la microstructure en général (dureté, taille de grains, profondeur affectée...). Le point commun entre ces paramètres est l'influence de la température sur la zone de coupe. En effet, l'évolution de la microstructure dépend de l'interaction entre une effet mécanique et un effet thermique. Dans le cadre de la thèse, l'aspect thermique du fraisage ne sera pas étudié. En effet, tous les essais se feront sous lubrification abondante afin de se rapprocher de l'usinage en conditions industrielles.

D'un point de vue de la tenue en fatigue, la microstructure a une influence reconnue dans la littérature. Cependant l'usinage n'affecte que la microstructure en sous-surface de la surface usinée. Ainsi dans la thèse, l'étude de la microstructure se concentrera sur une épaisseur faible ($< 200\mu m$).

1.4.4 Conclusions sur l'étude bibliographique

On trouve dans la littérature un grand nombre d'études sur l'usinage de matériaux difficiles à usiner. Toutes ces études ont exploré la relation entre de multiples paramètres de coupe et les différents aspects de l'intégrité de surface.

Pourtant l'analyse comparée de ces études montre une absence de consensus scientifique sur plusieurs éléments comme le lien entre rugosité et vitesse de coupe ou encore entre avance et contraintes résiduelles. De plus, on peut relever la présence d'un faible nombre d'études sur l'influence de la géométrie de coupe ou d'outil sur l'intégrité de surface.

Ainsi les travaux de thèse présentés dans la suite chercheront à compléter la littérature avec l'étude d'une géométrie d'outil peu présente dans la littérature, les outils avec arête de planage. L'étude portera principalement sur les paramètres opératoires du fraisage (profondeur de passe, avance et vitesse de coupe) et leur influence sur l'intégrité de surface résultant du fraisage de pièces en Ti-6Al-4V avec un outil possédant une arête de planage.

2

Matériau & Moyens expérimentaux

2.1 Matière utilisée . . . 58
2.1.1 Dimensions & origine . . . 58
2.1.2 Propriétés mécaniques . . . 58
2.2 Moyen d'usinage . . . 60
2.2.1 Machine-outil à commande numérique . . . 60
2.2.2 Outils de coupe . . . 63
2.2.3 Déroulement du fraisage . . . 71
2.3 Moyens de mesure . . . 73
2.3.1 Forces de coupe . . . 73
2.3.2 Observation de la coupe . . . 76
2.3.3 Mesures optiques . . . 76
2.3.4 Contraintes résiduelles . . . 78
2.3.5 Mesure de microstructure . . . 81
2.4 Conclusions . . . 82

Dans ce chapitre, l'ensemble des moyens expérimentaux et des données matériaux sont détaillés en trois parties. La première partie présente la matière utilisée pour l'usinage ainsi que ses propriétés mécaniques. La deuxième partie se concentre sur les moyens expérimentaux d'usinage avec en particulier une définition des phénomènes de coupe et de la géométrie de coupe des outils. La troisième partie présente l'ensemble des moyens de mesures utilisés dans le cadre de la thèse. L'ensemble des moyens expérimentaux présenté dans ce chapitre est disponible au laboratoire où on était réalisés les travaux de thèse.

2.1 Matière utilisée

2.1.1 Dimensions & origine

La matière utilisée lors de cette étude est une plaque laminée de Ti-6Al-4V (alliage $\alpha + \beta$) d'environ 1m20 de longueur, 104 mm de largeur et de 18 mm d'épaisseur (Fig. 2.1). Cette plaque a été fournie par Airbus lors de précédents travaux réalisés en partenariat au laboratoire.

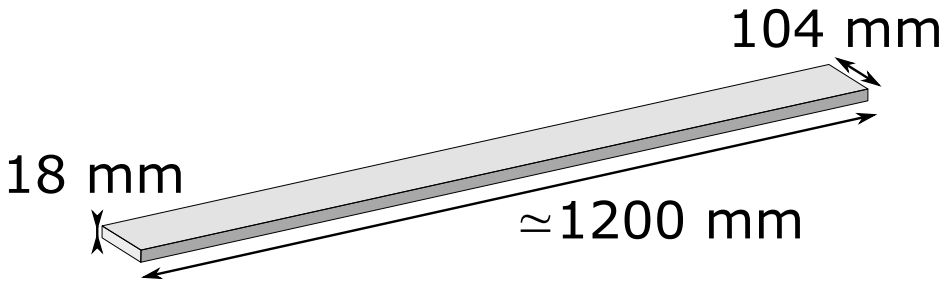


Figure 2.1 – Dimension initiale de la plaque laminée.

La microstructure de la matière de base est de type duplex (Fig. 2.2).

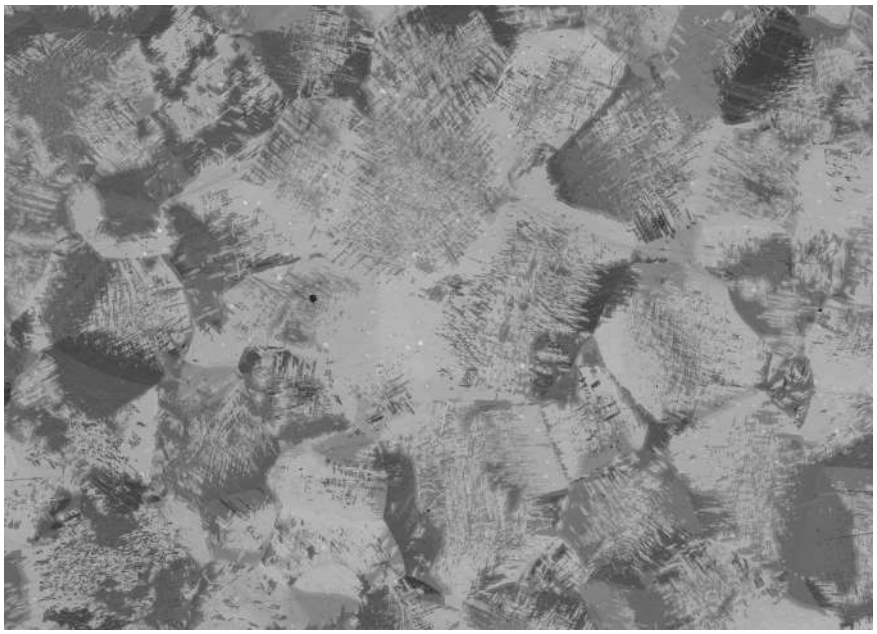


Figure 2.2 – Microstructure du Ti-6Al-4V laminée obtenue par microscopie MEB.

2.1.2 Propriétés mécaniques

Sur la plaque laminée, 5 éprouvettes de traction (Fig. 2.3a) ont été fabriquées afin de déterminer les propriétés mécaniques. Ces éprouvettes ont été prélevées dans la direction orthogonale à la direction de laminage. Un mouchetis a ensuite été appliqué sur chaque éprouvette (Fig. 2.3b) afin de pouvoir

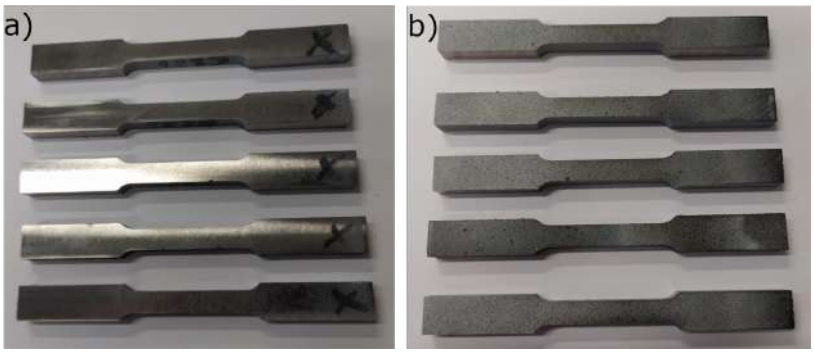


Figure 2.3 – a) Éprouvettes de traction. b) Application du mouchetis.

suivre le déplacement par corrélation d'images au cours de l'essai. La mesure du déplacement a été calculé avec le logiciel VIC 2D.

Les essais ont été réalisés sur une machine de traction INSTRON 8862 de 100kN (Fig. 2.4). Une vitesse de déplacement a été imposée à 1 mm/min pour chaque essai. La durée d'un essai est d'environ 5 minutes.



Figure 2.4 – Machine de traction 100kN INSTRON

Pour obtenir les courbes de traction (Fig. 2.5), le déplacement obtenu par DIC a été converti en allongement relatif et la contrainte appliquée à l'échantillon a été déduite avec la force mesurée par la machine de traction.

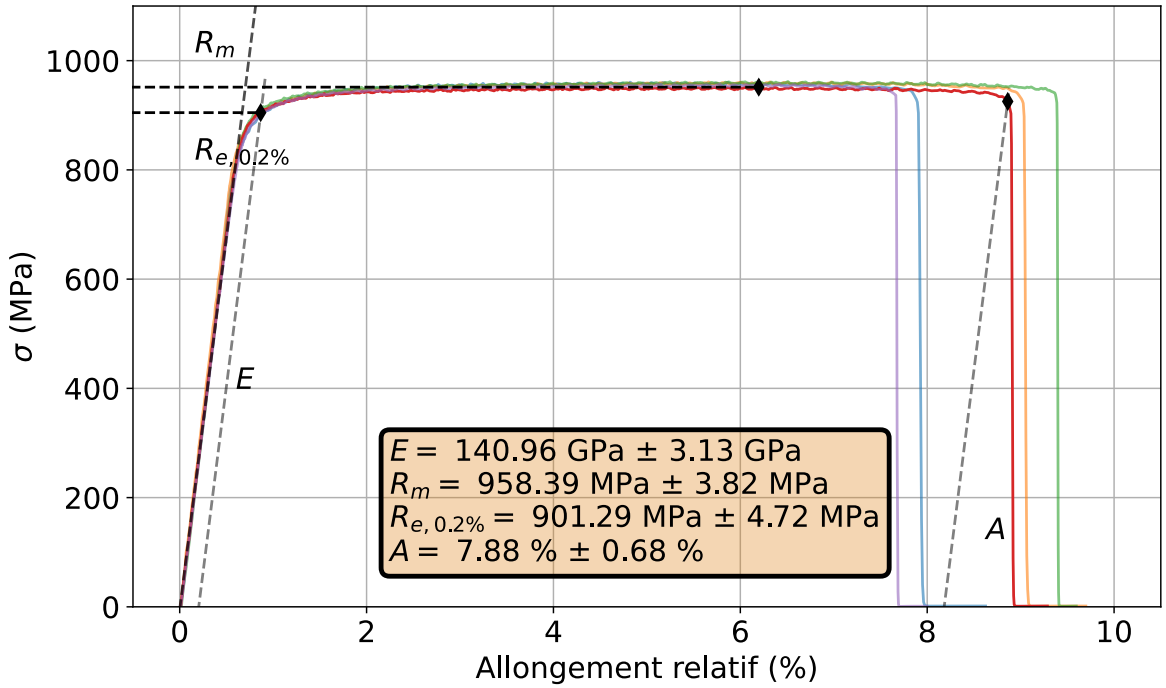


Figure 2.5 – Courbes de traction de la matière

Les valeurs des propriétés mécaniques obtenues avec les essais de traction sont résumées dans le tableau 2.1.

Tableau 2.1 – Propriétés mécaniques de la plaque laminée

Module d'Young E **(GPa)**	Limite d'élasticité à 0.2% $R_{e,0.2\%}$ **(MPa)**	Résistance à la traction R_m **(MPa)**	Allongement à la rupture A (%)
140.96 ± 3.13	901.29 ± 4.72	958.39 ± 3.82	7.88 ± 0.68

2.2 Moyen d'usinage

2.2.1 Machine-outil à commande numérique

Tout au long de la thèse, la machine-outil à commande numérique (MOCN) utilisée pour réaliser les essais ainsi que préparer les échantillons pour les campagnes d'essais est un centre d'usinage à 5 axes DMU 85 monoBLOCK (Fig. 2.6).



Figure 2.6 – Centre d'usinage 5 axes

Suivi des essais par la MOCN

Outre la possibilité de réaliser diverses opérations d'enlèvement de matière, la MOCN permet de suivre les paramètres machines au cours d'une opération par l'intermédiaire de traces d'usinages. Ces traces ont été échantillonnées avec une fréquence de 250 Hz.

Cela permet de déterminer à posteriori les conditions d'usinages d'un essai au cours du temps. Dans le cadre de tous les essais réalisés sur la MOCN, les traces mesurant la fréquence de rotation de la broche N en tour/min (Fig. 2.7) et la vitesse d'avance V_f en mm/min (Fig. 2.8) au cours de l'opération ont été sauvegardées. Avec ces données, il est possible de remonter à la vitesse de coupe V_C (en m/min) et à l'avance f_z (en mm/dent) définies en entrée avec les équations 2.1 où D_{outil} est le diamètre de l'outil (en mm) et Z le nombre de dents de l'outil.

$$V_c = \frac{D_{outil} * \pi * N}{1000} \quad \& \quad f_z = \frac{V_f}{Z * N} \tag{2.1}$$

L'analyse des traces d'usinage permet de s'assurer du déroulé de l'essai au cours du temps et d'en récupérer la durée. Par exemple, avec le suivi de la rotation broche, on peut vérifier l'absence de ralentissement de l'outil.

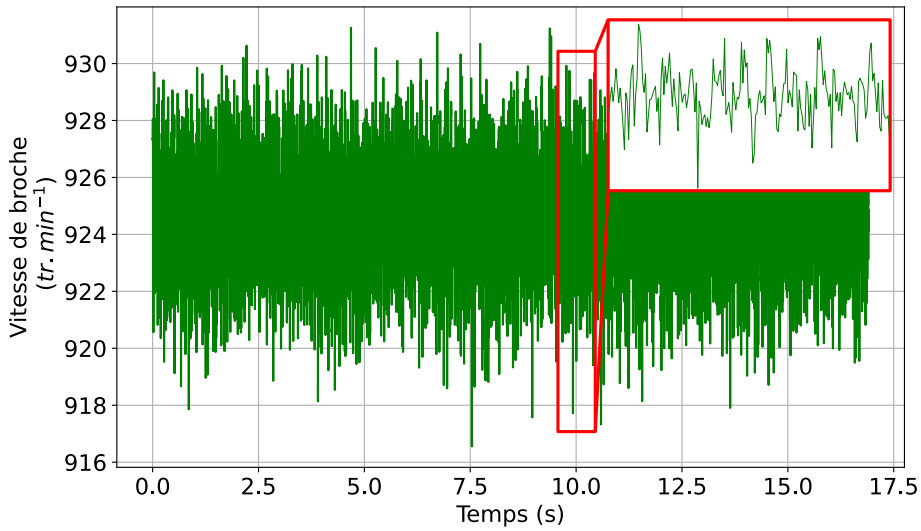


Figure 2.7 – Vitesse de rotation broche au cours du temps. Le zoom correspond à une durée équivalente à 6 tours de la broche.

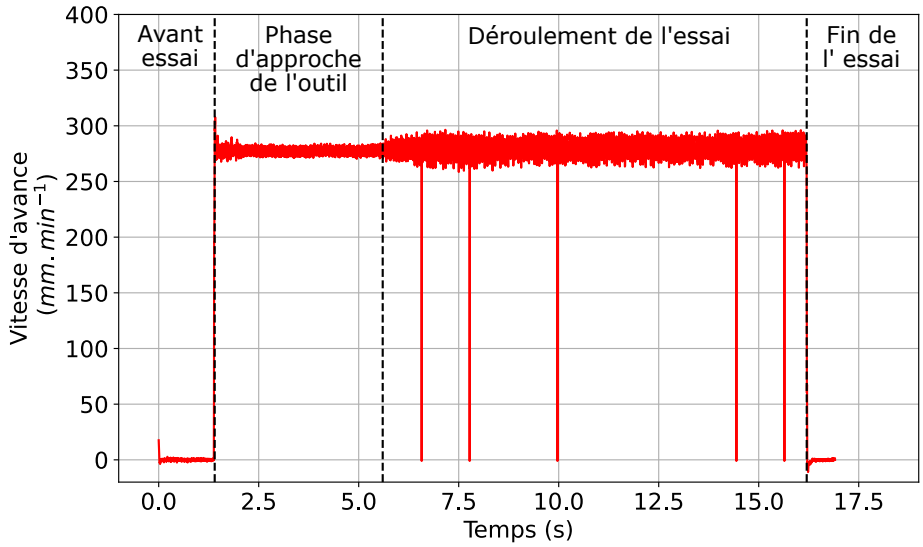


Figure 2.8 – Vitesse d'avance au cours du temps.

Préparation des plaques pour les essais

Pour réaliser les essais d'usinage en bout, la plaque laminée a été découpée en plusieurs échantillons de 145mm x 104mm x 18mm à l'aide d'une machine de découpe au jet d'eau. Ces différents morceaux ont ensuite été surfacés sur la MOCN (Fig. 2.9) afin de s'assurer de la parallélisme des surfaces avant d'être percés aux extrémités pour pouvoir fixer les échantillons sur le montage (voir section Forces de coupe).

Lors de tous les essais d'usinage en bout, la longueur usinée par essai est de 51 mm. La dimension des échantillons permet de réaliser 6 essais de fraisage par face.

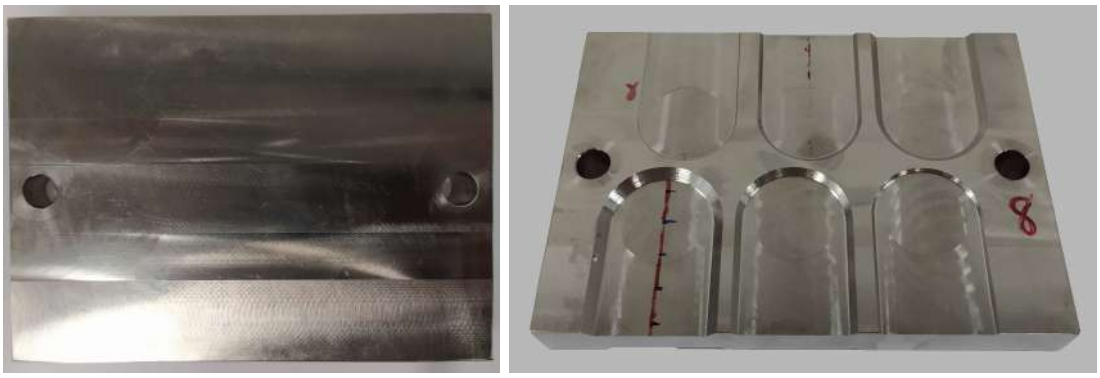


Figure 2.9 – Plaque de Ti-6Al-4V après préparation sur la MOCN à gauche et après essais de fraisage à droite.

2.2.2 Outils de coupe

Dans le cadre de la thèse, les outils ont été sélectionnés en fonction de leur géométrie macroscopique. Le choix s'est finalement restreint aux deux outils présentés dans la suite (Fig. 2.10) afin de limiter le nombre d'essais. Ils possèdent tous deux un angle d'attaque κ_r de 45^o ainsi qu'une arête de planage de dimension proche. Dans le cadre de tous les essais réalisés, une seule plaquette a été montée sur le porte-outil à la fois. Cela permet de s'assurer du travail d'une seule arête de coupe et facilite l'étude des forces de coupe et le suivi de l'usure de l'outil.

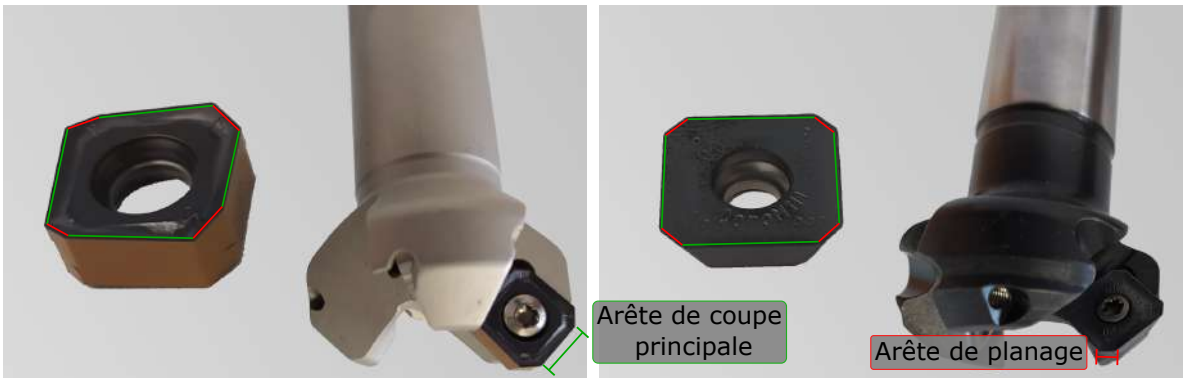


Figure 2.10 – À gauche, plaquette et porte-outil Iscar. À droite, plaquette et porte-outil Sandvik.

Iscar

Le premier outil provient du constructeur Iscar (Référence plaquette : S845 SNHU 1305ANR-MM). La plaquette possède 4x2 arêtes de coupe (la plaquette est réversible). Elle est montée sur un porte-outil Iscar (Référence porte-outil : SOE45 8/16-D032-03-W25R). Le porte-outil peut accueillir jusqu'à 3 plaquettes à la fois. Le diamètre effectif d'usinage D_{cap} va de 29.65 mm (qui correspond au diamètre de l'outil D_{outil}) à 35.65 mm en fonction de la profondeur de coupe choisie suivant l'équation 2.2 où a_p est la profondeur de passe (en mm) et κ_r l'angle d'attaque de l'outil.

$$D_{cap} = D_{outil} + \frac{2 * a_p}{\tan(\kappa_r)} \tag{2.2}$$

Les tableaux suivants regroupent les caractéristiques générales de la plaquette (Tab. 2.2).

Tableau 2.2 – Caractéristiques de la plaquette Iscar

Outil	Matière	Revêtement	κ_r	R_ε	Longueur de planage	R_β
Iscar	WC	PVD AlTiN+TiN	45°	0.8 mm	3 mm	24.9 μm

Sandvik

Le second outil provient du constructeur Sandvik (Référence plaquette : R245-12 T3 K-MM S30T). La plaquette possède 4 arêtes de coupe. Elle est montée sur un porte-outil Sandvik (Référence porte-outil : RA245-032MN25-12M). Le porte-outil peut accueillir jusqu'à 3 plaquettes à la fois. Le diamètre effectif d'usinage D_{cap} va de 31.75 mm à 37.75 mm en fonction de la profondeur de coupe choisie.

Les tableaux suivants regroupent les caractéristiques générales de la plaquette (Tab. 2.3).

Tableau 2.3 – Caractéristiques de la plaquette Sandvik

Outil	Matière	Revêtement	κ_r	R_ε	Longueur de planage	R_β
Sandvik	WC	PVD TiAlN	45°	1.5 mm	2.1 mm	24.3 μm

Géométrie de coupe

Afin de mieux appréhender les comportements et les domaines d'utilisation de ces deux outils, il convient d'analyser finement la géométrie des outils, en particulier les angles de coupe, de dépouille et de taillant suivant différents plans. Nous allons rappeler ci-dessous la définition des plans permettant d'analyser ces angles selon la norme ISO 3002-1. Trois plans deux à deux orthogonaux permettent de définir ces angles :

— Plan de référence de l'outil Pr (perpendiculaire à V_C) : il s'agit d'un plan passant par le point M considéré de l'arête de coupe et orienté perpendiculairement à la direction supposée de coupe.
— Plan de travail conventionnel Pf (perpendiculaire à Pr) : il s'agit d'un plan passant par le point M considéré de l'arête, perpendiculaire au plan de référence et orienté parallèlement à la direction supposée d'avance.
— Plan vers l'arrière de l'outil Pp (perpendiculaire à Pr et à Pf) : il s'agit d'un plan perpendiculaire au plan de référence Pr et au plan de travail conventionnel Pf, au point M considéré de l'arête.

Ces 3 plans perpendiculaires constituent le système de référence de l'outil en main. Ce repère sera suffisant pour caractériser les angles d'outils. Il ne sera pas nécessaire de définir les systèmes de référence de l'outil en travail étant donné la faible vitesse d'avance utilisée dans l'usinage des alliages de titane. La figure 2.11 présente les différents plans sur un outil de tournage et la construction successive de ces plans.

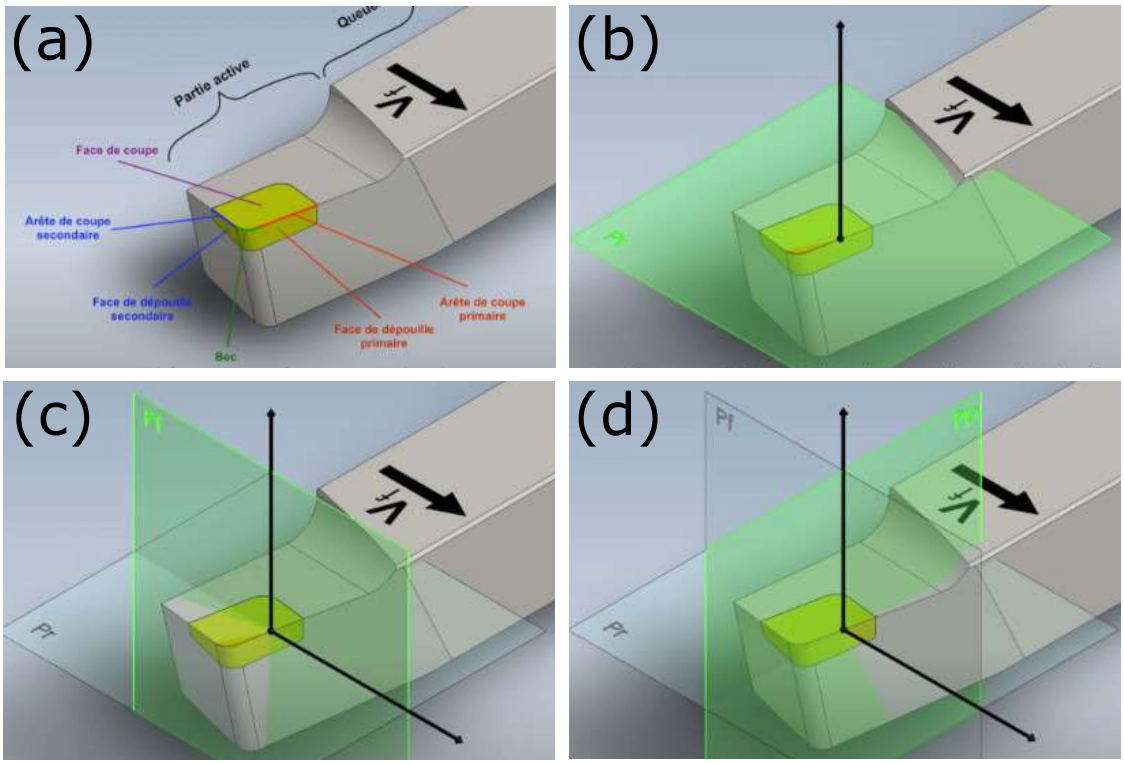


Figure 2.11 – (a) Définition de l'outil de tournage. (b) Construction du plan Pr. (c) Construction du plan Pf. (d) Construction du plan Pp.

Pour le fraisage, les plans ont la même désignation et sont construits pour un point de l'arête de coupe de la fraise. Ils sont représentés sur la figure 2.12. Par définition, nous avons :

- Plan de référence de l'outil Pr : passe par l'axe de l'outil et le point considéré.
- Plan de travail conventionnel Pf : perpendiculaire à l'axe de l'outil et passant par le point considéré.
- Plan vers l'arrière de l'outil Pp : perpendiculaire à Pr et à Pf.

Le plan Ps (représenté sur la figure 2.12), tangent à l'arête au point considéré et perpendiculaire au plan Pr permet de déterminer l'angle d'attaque κ_r. Celui-ci est déterminé par l'angle entre les plans Ps et Pf.

Dans un plan Pi avec i ϵ {r,f,p}, on définit les 3 angles suivants :

- α_i : angle de dépouille dans le plan Pi, mesuré entre l'intersection $Ps \cap Pi$ et l'intersection $A_\alpha \cap Pi$ dans le plan Pi où A_α est la face de dépouille.
- β_i : angle de taillant dans le plan Pi, mesuré entre l'intersection $A_\alpha \cap Pi$ et l'intersection $A_\gamma \cap Pi$ dans le plan Pi où A_γ est la face de coupe.

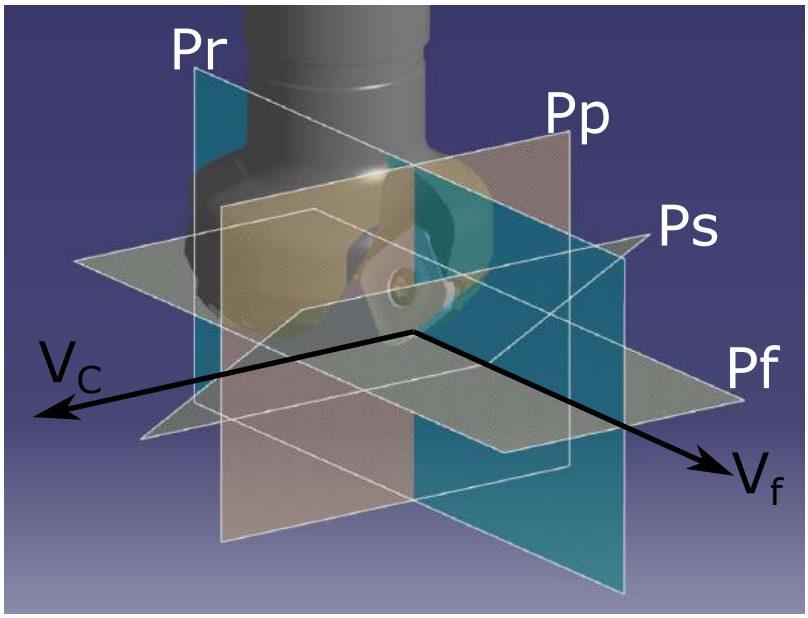


Figure 2.12 – Représentation des plans Pr, Pf, Pp et Ps sur l'outil Sandvik.

— γ_i : angle de coupe dans le plan Pi, mesuré entre l'intersection $Pr \cap Pi$ et l'intersection $A_\gamma \cap Pi$ dans le plan Pi.

Il existe une relation entre les angles de coupe α_i, β_i et γ_i dans un plan Pi (Eq. 2.3).

$$\alpha_i + \beta_i + \gamma_i = 90^o \tag{2.3}$$

Il existe une convention de signe sur les angles α_i et γ_i représentée dans la figure 2.13.

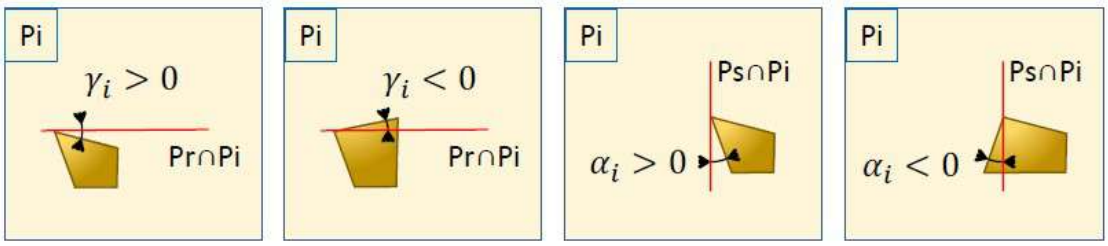


Figure 2.13 – Convention de signe des angles α_i et γ_i.

À partir des fichiers CAO fournis par les constructeurs, nous avons reconstruit les modèles géométriques (porte outil et plaquettes) et effectué les mesures d'angles pour les outils Iscar (Fig. 2.14) et Sandvik (Fig. 2.15).

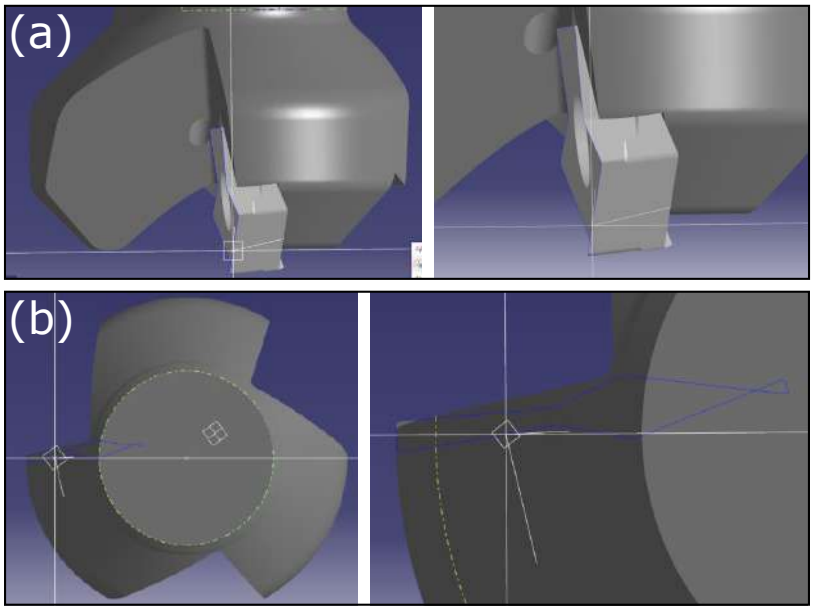


Figure 2.14 – (a) Vue suivant la normale au plan Pp au point M situé à une hauteur de 2.5 mm de l'arête de coupe principale de l'outil Iscar. (b) Vue suivant la normale au plan Pf au point M situé à une hauteur de 2.5 mm de l'arête de coupe principale de l'outil Iscar.

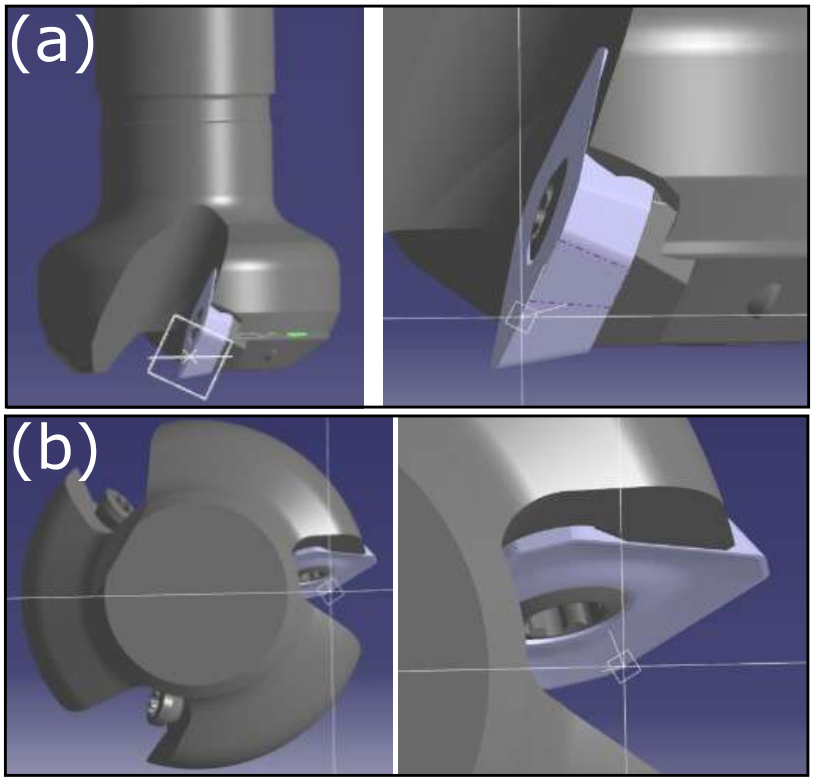


Figure 2.15 – (a) Vue suivant la normale au plan Pp au point M situé à une hauteur de 2.5 mm de l'arête de coupe principale de l'outil Sandvik. (b) Vue suivant la normale au plan Pf au point M situé à une hauteur de 2.5 mm de l'arête de coupe principale de l'outil Sandvik.

Les mesures des angles ont été effectuées dans les plans Pp et Pf pour différentes positions du point sur l'arête de coupe principale. Le point M a été pris à des hauteurs h par rapport au bas de l'outil variant de 0.6 à 2.5 mm. Le tableau 2.4 présente les différents angles pour les 2 outils à différentes hauteurs du point M pour le plan Pf et pour le plan Pp.

Tableau 2.4 – Angles de coupe de l'arête de coupe principale

	Angle α_f		Angle γ_f		Angle β_f		Angle α_p		Angle γ_p		Angle β_p	
h	Iscar	Sandvik	Iscar	Sandvik	Iscar	Sandvik	Iscar	Sandvik	Iscar	Sandvik	Iscar	Sandvik
0.6	14	20.8	1.1	-11.2	74.9	80.4	13.4	17.9	10	22.3	66.6	49.8
1.0	13.7	20	0.2	-8.9	76.1	78.9	13.2	17.3	8.8	22.9	68	49.8
1.5	13.4	19.1	-1	-7	77.6	77.9	12.9	16.6	7.3	23.5	69.8	49.9
2.0	13.1	18.3	-2.2	-5.3	79.1	77	12.7	15.9	5.9	24	71.4	50.1
2.5	12.8	17.5	-3.4	-3.7	80.6	76.2	12.4	15.2	4.5	24.3	73.1	50.5

Afin d'analyser des angles mesurés, la figure 2.16 montre la configuration géométrique de la plaquette selon le signe des angles.

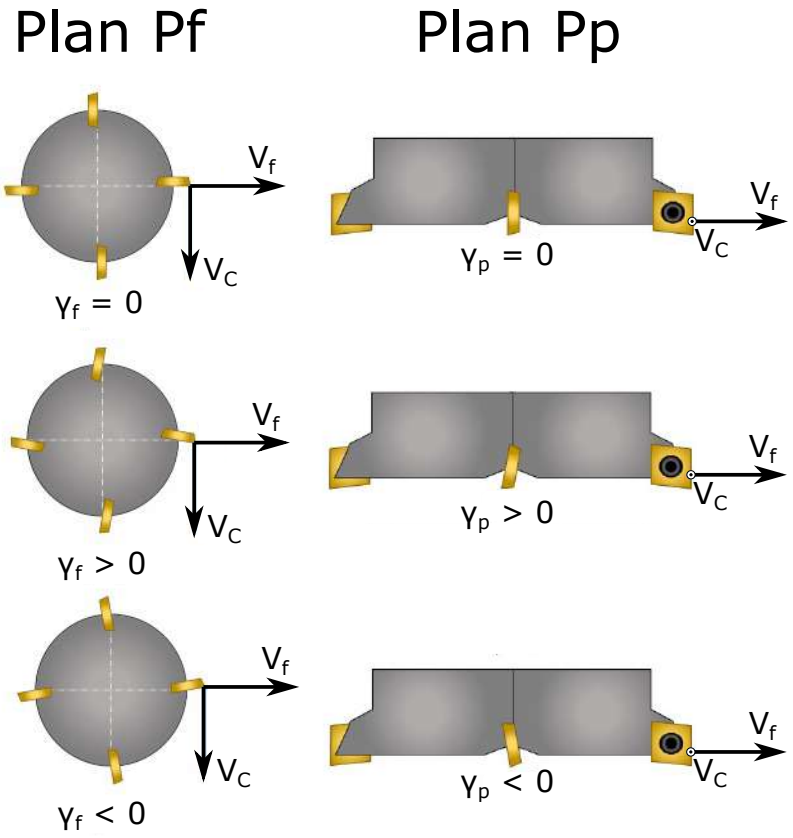


Figure 2.16 – Configuration géométrique de la plaquette dans le plan Pf et le plan Pp.

Globalement les deux plaquettes présentent un angle γ_f négatif (ou proche de zéro) et un angle γ_p très positif. Ces configurations sont utilisées plutôt pour les opérations d'ébauche. L'angle γ_p très positif facilite l'écoulement des copeaux et réduit les efforts de coupe. On peut remarquer un angle de taillant faible pour la plaquette Sandvik. Ceci permettra d'expliquer ultérieurement les fortes ruptures d'arêtes observés dans les essais préliminaires (Voir Chapitre 3).

L'observation des profils des arêtes de coupe principales à l'Alicona montre la présence de renforts d'arête (Fig. 2.17). Cette préparation d'arête a généralement pour objectif de renforcer l'arête de coupe et donc d'augmenter sa durée de vie. Il est à noter que ces renforts d'arêtes ne sont pas pris en compte dans la mesure de la géométrie de coupe puisqu'ils ne sont pas présents sur les modèles fournis par les constructeurs.

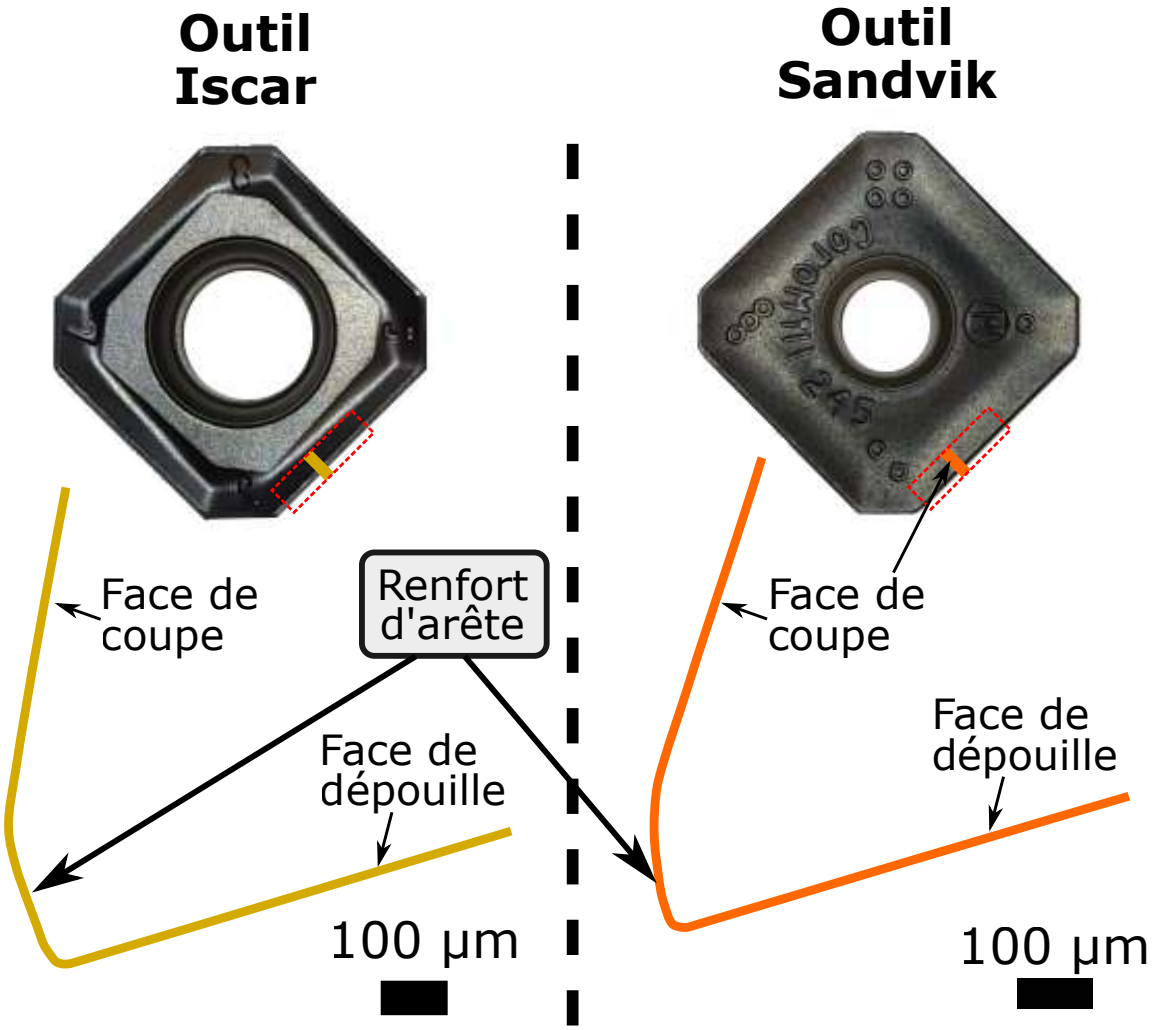


Figure 2.17 – Profil des arêtes de coupe principale dans un plan proche du plan Pf pour l'outil Iscar à gauche et l'outil Sandvik à droite.

De la même manière, nous avons aussi effectué la mesure géométrique des angles de l'arête de planage. Ceux-ci n'ont été effectués que dans le plan Pp. La figure 2.18 présente les angles dans ce plan.

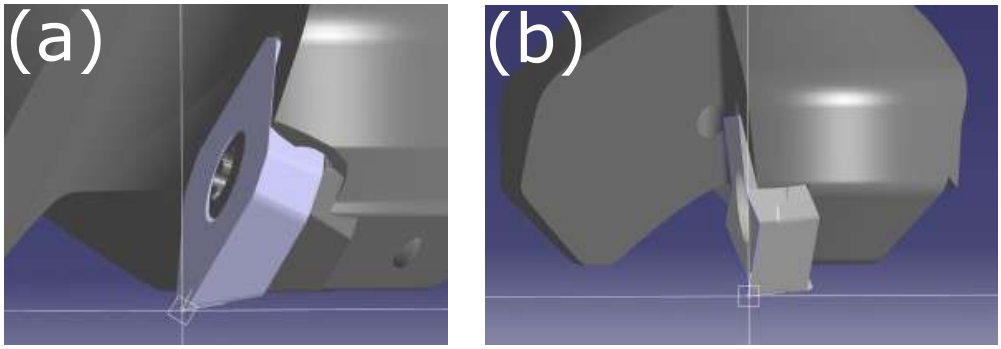


Figure 2.18 – (a) Vue suivant la normale au plan Pp sur un point de l'arête de planage de l'outil Sandvik. (b) Vue suivant la normale au plan Pp sur un point de l'arête de planage de l'outil Iscar.

Le tableau 2.5 synthétise les mesures des angles des arêtes de planage.

Tableau 2.5 – Angles de coupe de l'arête de planage

Angle α_p		Angle γ_p		Angle β_p	
Iscar	Sandvik	Iscar	Sandvik	Iscar	Sandvik
6.2	9.5	9.5	23.7	74.3	56.8

Pour l'outil Iscar, les angles de coupe obtenues sont comparables à ceux de l'arête de coupe principale à une hauteur h de 2.5 mm. En effet, l'angle de taillant β_p est similaire et les différences sur les angles α_p et γ_p indiquent une coupe légèrement plus positive pour l'arête de planage.

Pour l'outil Sandvik, l'arête de planage se distingue un peu plus de l'arête de coupe principale. Dans le plan Pp, l'angle de taillant β_p de l'arête de planage est plus important que celui de l'arête de coupe principale. L'angle de dépouille α_p est diminué d'environ l'augmentation de l'angle β_p ce qui signifie que la face de dépouille est plus proche de la surface usinée. Quant à l'angle γ_p, les deux arêtes de coupe ne présentent pas de différence significative.

L'observation des arêtes de planage dans le plan Pp permet de mettre en lumière les différences importantes de géométrie de coupe des arêtes de planage (Fig. 2.19). Pour l'outil Iscar, sur le renfort d'arête d'une longueur d'environ 204 μm, la coupe est faiblement négative (environ -9^o) puis positive sur la face de coupe. Tandis que pour l'outil Sandvik, la coupe est très positive sur le renfort d'arête ($l \simeq 150\mu m$) et la face de coupe. Cela montre une différence importante de mécanisme de coupe sur l'arête de planage.

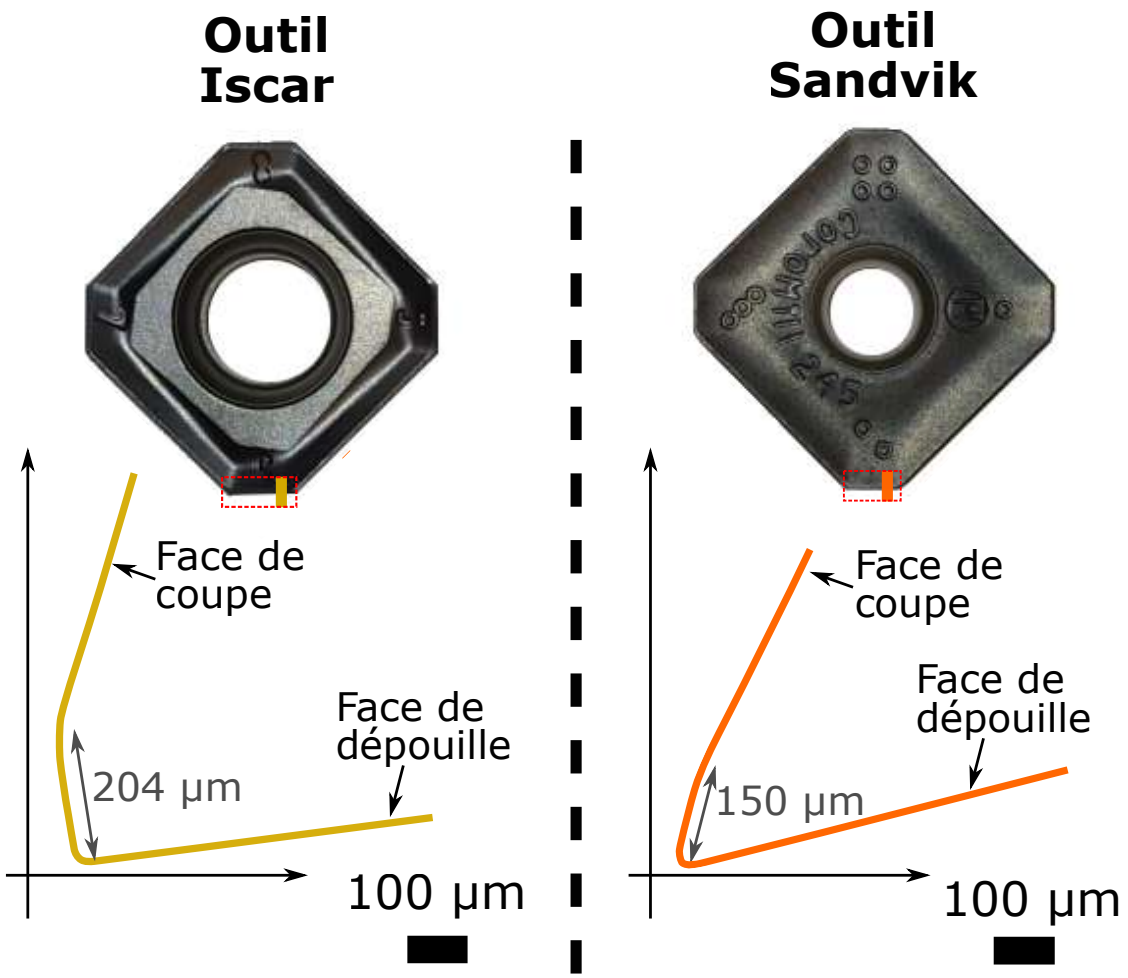


Figure 2.19 – Profil des arêtes de planage dans un plan proche du plan Pp pour l'outil Iscar à gauche et l'outil Sandvik à droite.

Conclusions

L'étude de la géométrie de coupe des deux outils sélectionnés a souligné les différences entre les outils. Bien que leur aspect macroscopique soit similaire (angle d'attaque κ_r et dimensions des arêtes de coupe), les géométries de coupe des outils sont différentes sur leurs arêtes de coupe. Cela permettra d'expliquer les différences de comportement des outils lors des essais préliminaires (voir Chapitre 3).

2.2.3 Déroulement du fraisage

Dans cette section, les définitions du comportement de l'outil au cours du fraisage et de l'aspect macroscopique de la surface sont établies.

Au niveau de l'outil

Lors du fraisage, on peut décomposer le comportement de l'outil en deux domaines au cours d'une rotation complète de la broche (Fig. 2.20).

Le premier domaine (Fig. 2.20a) correspond à la coupe principale de l'outil. Il s'agit de l'étape où la plus grande partie de la matière est enlevée. Sur ce domaine, l'outil coupant génère un copeau atteignant son épaisseur maximale lorsque l'arête de coupe principale au point considéré se trouve dans le plan formé par la vitesse d'avance V_f et l'axe de l'outil. Dans ce domaine, l'outil travaille avec l'arête de coupe principale et l'arête de planage.

Le second domaine (Fig. 2.20b) correspond à la coupe secondaire. Lors de cette étape, l'outil passe sur une surface déjà usinée lors d'une étape de coupe principale antérieure. Ainsi, le copeau usiné dans ce domaine, lorsqu'il est formé, a des dimensions bien inférieures à un copeau du domaine principal. Dans ce domaine, l'outil travaille avec l'arête de planage seulement.

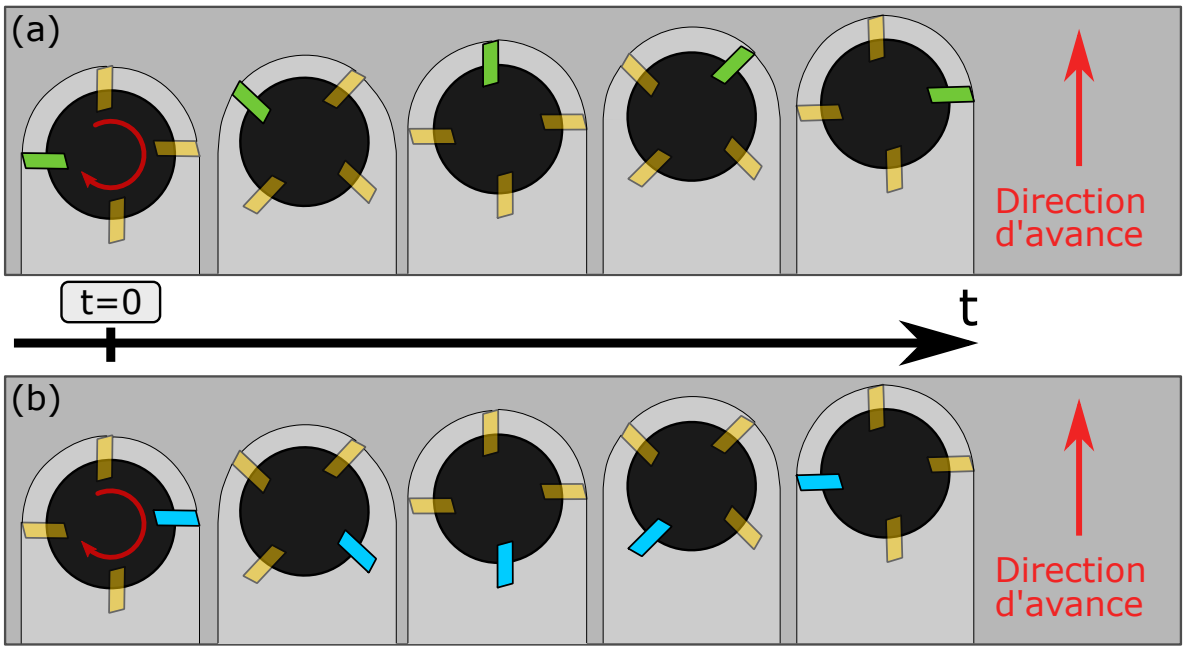


Figure 2.20 – (a) Parcours du domaine de la coupe principale par la plaquette en vert au cours du temps. (b) Parcours du domaine de la coupe secondaire par la plaquette en cyan au cours du temps.

Au niveau de la surface usinée

Sur une surface usinée, il est possible de distinguer deux zones d'aspect macroscopique différent (Fig. 2.21) : une zone qualifiée de "simple" située à la fin des essais de fraisage et une zone dite "double" occupant le reste de la surface.

La zone simple est la première générée au cours du fraisage. D'un point de vue de la coupe, sur cette zone, l'outil a effectué uniquement des coupes principales. La zone double correspondant dans la majorité des cas à la surface finale après usinage. Elle vient remplacer la zone simple lorsque l'outil effectue les coupes secondaires.

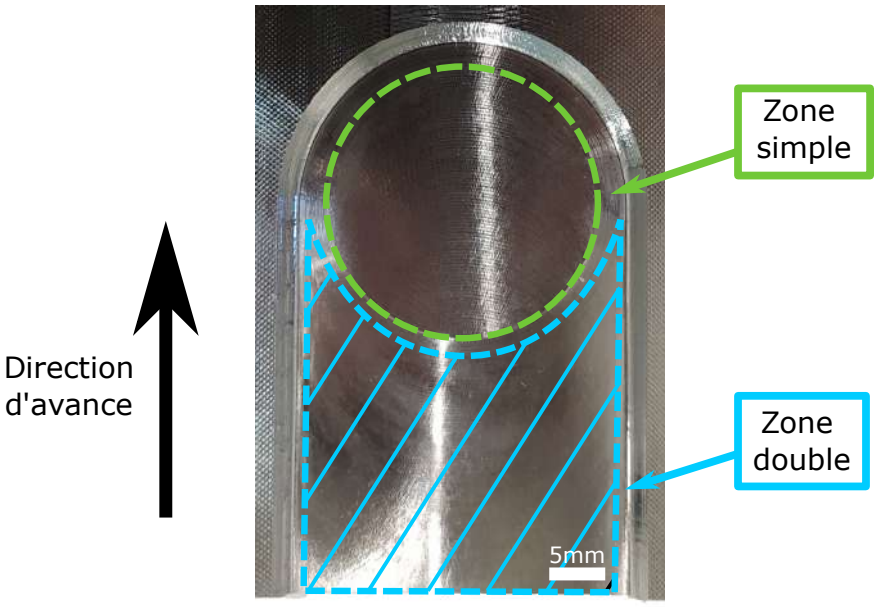


Figure 2.21 – Répartition des zones simple et double.

2.3 Moyens de mesure

2.3.1 Forces de coupe

Les forces de coupes pendant les essais d'usinage ont été mesurées avec une platine d'effort Kistler Type 9257B (Fig. 2.22) et le logiciel de mesure Dynoware. Elles ont été mesurées avec unr fréquence d'acquisition de 10 kHz.



Figure 2.22 – Platine Kistler

Les forces mesurées par la platine sont placées dans le repère de la platine (Fig. 2.23). Cependant les forces de coupe sont définies dans le repère tournant de l'outil. Afin d'obtenir les forces de coupe au cours de l'usinage, une étape de pré-traitement est nécessaire.

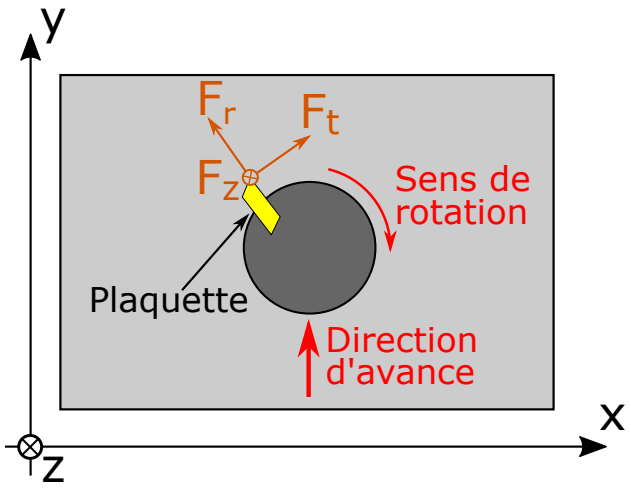


Figure 2.23 – Repère fixe de la platine (en noir) par rapport au repère tournant de l'outil (en orange)

Pré-traitement des données de forces

Les données obtenues de la platine doivent être filtrées à cause du bruit propre à la platine. LA notice de la platine indique que ce bruit propre a une fréquence d'environ 3.5 kHz sur l'axe z et d'environ 2.3. kHz sur x et y. Afin de le supprimer, les données ont été filtrées avec un filtre passe-bas du premier ordre avec une fréquence de coupure de 120 Hz (Fig. 2.24). Cette fréquence a été choisie pour atténuer au maximum le bruit propre de la platine sans affecter les valeurs de forces de coupe mesurées. En effet, pour les essais traités, la rotation broche est au maximum de 955 tr/min, soit environ 16 tr/s. Un filtre passe-bas avec une fréquence de coupure de 120 Hz permet de ne pas atténuer les mesures des forces de coupe.

L'étape suivante de pré-traitement consiste à passer du repère fixe de la platine au repère tournant de la plaquette (Fig. 2.23).

Le passage du repère fixe au repère tournant s'effectue selon les équations 2.4 où t_0 est l'instant initial de coupe (en s) et f_rot la fréquence de rotation de l'outil (en Hz).

$$\begin{cases} F_r = -F_x.\cos(2\pi f_{rot}(t-t_0)) + F_y.\sin(2\pi f_{rot}(t-t_0)) \\ F_t = F_x.\sin(2\pi f_{rot}(t-t_0)) + F_y.\cos(2\pi f_{rot}(t-t_0)) \end{cases} \tag{2.4}$$

Lors d'un usinage en pleine matière, l'instant initial t_0 correspond au moment où l'outil initie la formation d'un nouveau copeau. Ce moment est déterminé grâce à la force F_x. En effet, en initiant la formation du copeau, il se produit un phénomène de refus de coupe qui, dans le repère de la platine (Fig. 2.23), se traduit par une diminution rapide de la force F_x. Ainsi, l'instant t_0 est défini

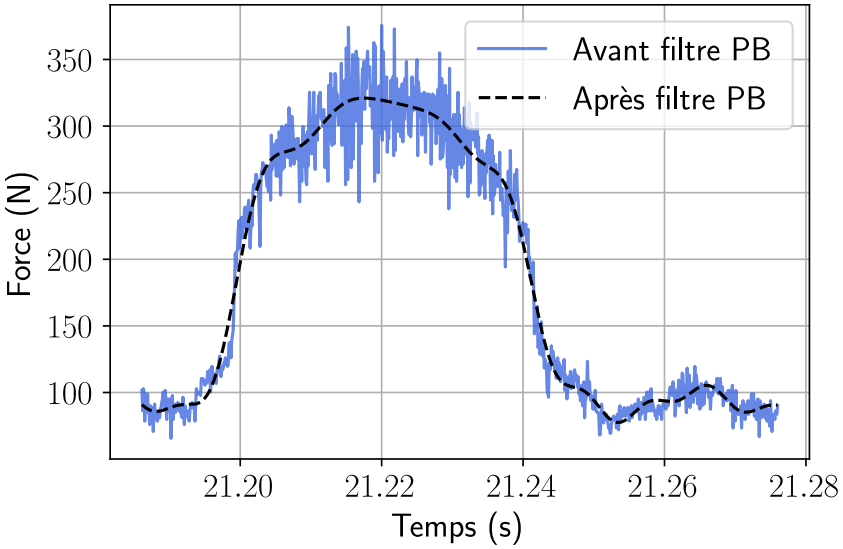


Figure 2.24 – Effet du filtre passe-bas sur la mesure de force.

à l'instant où F_x décroit (Fig. 2.25). On peut remarquer une force négative sur la première partie de la figure 2.25 qui correspond aux efforts provoqués par l'outil dans le domaine de coupe secondaire.

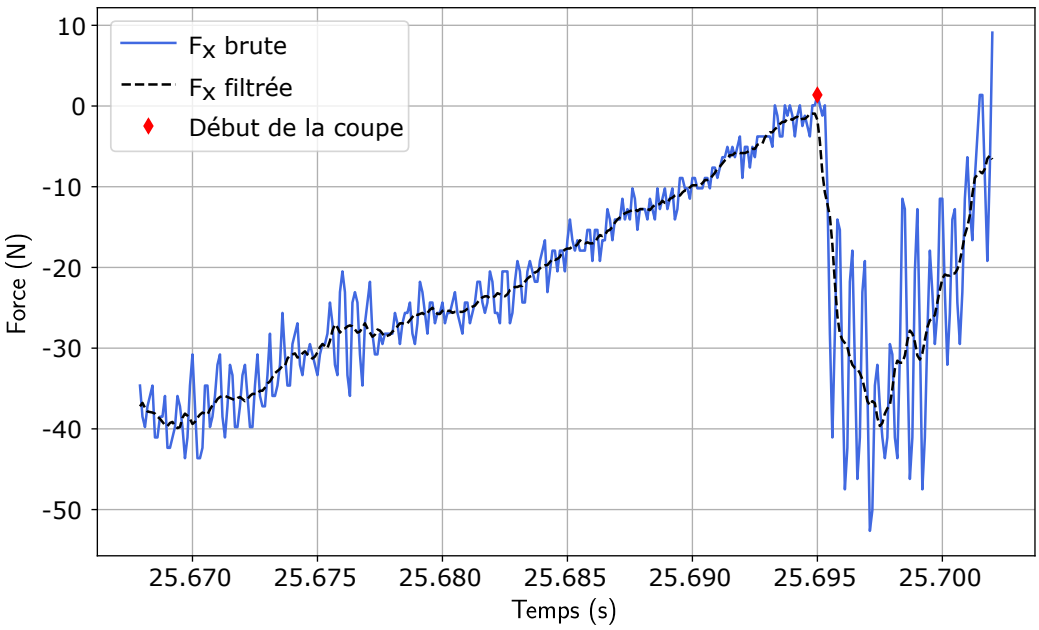


Figure 2.25 – Recherche du début de cycle

Une fois les transformations précédentes appliquées, les forces de coupe exercées par la plaquette sur la pièce usinée peuvent être exprimées dans le repère tournant du porte-outil.

2.3.2 Observation de la coupe

La coupe et la formation de copeau ont pu être observées à l'aide d'une caméra rapide Photron FASTCAM SA5 équipée d'un objectif de distance focale 200 mm. L'observation de la coupe a été réalisée sur la MOCN lors d'essais à sec (Fig. 2.26).

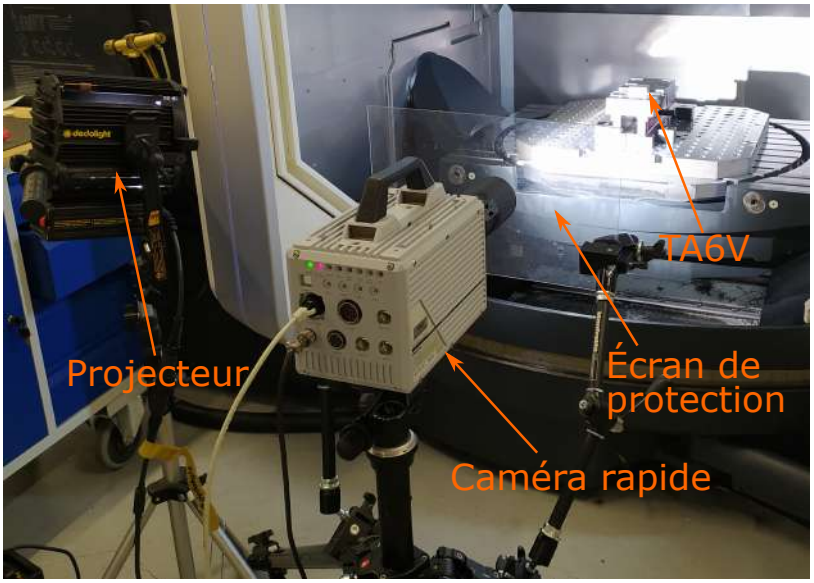


Figure 2.26 – Caméra rapide

L'observation de la coupe s'est déroulée dans deux zones : la première permettant d'observer la formation du copeau à l'avant de l'arête de planage et la seconde sur la formation du copeau à l'arrière de l'arête de planage. Les acquisitions ont été réalisées avec une résolution de 768x624 pixels et une fréquence d'acquisition de 7000 images/s ce qui correspond à un écart angulaire de l'outil entre deux images de 0.6°. Avec la fréquence d'acquisition et l'objectif utilisé, un projecteur a été mis en place afin d'avoir une luminosité suffisante sur les acquisitions. L'écran de protection est mis en place afin de protéger l'objectif des copeaux pouvant être éjectés dans sa direction.

2.3.3 Mesures optiques

La rugosité des surfaces usinées et l'état des arêtes de coupe ont été mesurées avec un système de mesures optiques Alicona InfiniteFocusSL.

L'Alicona est un système optique capable d'obtenir des images 3D sur des géométries diverses. Cette reconstruction se fait par le biais d'acquisition d'images 2D successives par pas vertical. La faible profondeur de champ du système optique permet d'obtenir une image nette sur la hauteur du pas. La topographie finale est obtenue par balayage vertical, par récupération des zones nettes à chaque pas vertical et enfin par assemblage des zones nettes à la hauteur correspondante.

Les mesures optiques ont été effectuées avec un objectif de grossissement 10. Avec cet objectif, les images ont pour dimensions 2x2 mm^2 avec un pas latéral de 2 μm et un pas vertical de 100 nm.

Cet appareil de mesure a été utilisé pour mesurer la rugosité (Fig.2.27a) et l'état des plaquettes de coupe après usinage (Fig.2.27b).

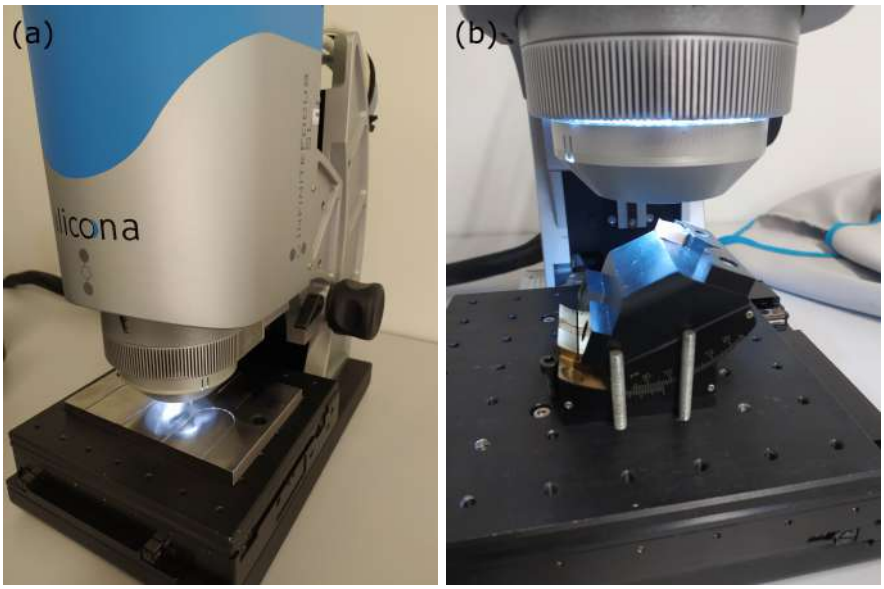


Figure 2.27 – (a) Mesure de rugosité sur l'Alicona. (b) Mesure d'une arête de coupe sur l'Alicona.

Dans le logiciel de traitement de l'Alicona, la mesure de rugosité est intégrée et se base sur les normes ISO 4287, ISO 12085 et ISO 13565. Ces normes définissent la longueur de coupure λ_c permettant de séparer ondulation et rugosité, la longueur d'un profil sur laquelle la rugosité est mesurée et le nombre de profils utilisés pour la mesure.

Pour les arêtes de coupe, un support à variation angulaire (visible sur la figure 2.27b) permet d'observer l'arête de coupe principale et l'arête de planage. Afin d'obtenir des images de dimensions supérieures à 2mm, il est possible de réaliser plusieurs acquisitions qui sont ensuite assemblées en une seule image (méthode Image Field sur le logiciel). Cela permet d'obtenir des images comprenant l'ensemble de l'arête de coupe principale par exemple (Fig.2.28).

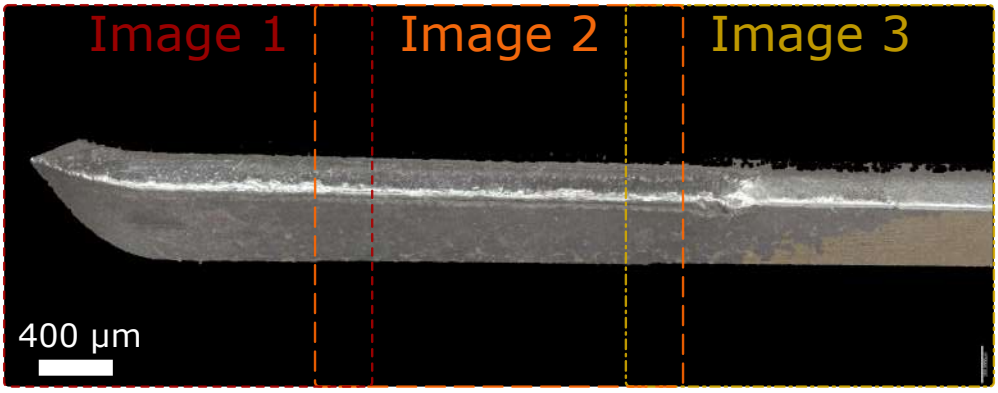


Figure 2.28 – Arête de coupe obtenue par méthode Image Field sur 3 images.

2.3.4 Contraintes résiduelles

Pour déterminer les contraintes résiduelles, la méthode de diffraction par rayons X (DRX) a été choisie. La mesure de contrainte par DRX se base sur l'interaction de rayonnement sur un réseau cristallin via la mesure de pic de diffraction s'exprimant avec la loi de Bragg (Eq. 2.5) où d est la distance inter-réticulaire, θ le demi-angle de déviation, n l'ordre de diffraction et λ la longueur d'onde de la radiation (Fig. 2.29).

$$2d \sin\theta = n.\lambda \tag{2.5}$$

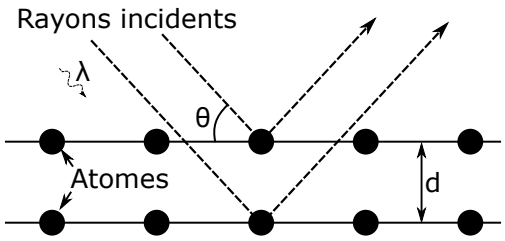


Figure 2.29 – Diffraction de Bragg.

Si des contraintes résiduelles sont présentes dans un échantillon, cela va se traduire par une déformation élastique de la maille cristalline. Cette déformation élastique correspond à une variation de la distance inter-réticulaire d et à un décalage de la position angulaire des pics de diffraction. La mesure des positions angulaires des pics de diffraction permet de remonter à l'état de contrainte de la matière (Fig. 2.30).

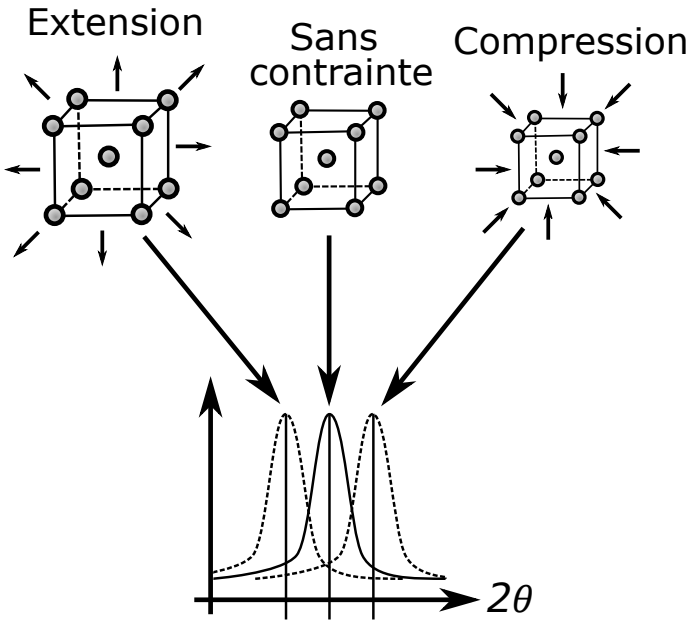


Figure 2.30 – Influence des contraintes résiduelles sur le décalage des pics de diffraction

Dans le cadre des travaux présentés ici, les contraintes résiduelles ont été déterminées sur un diffractomètre X-Raybot de MXR (Fig. 2.31). Pour le Ti-6Al-4V, la mesure de diffraction se fait sur la phase α sur le plan {213} dont le pic de diffraction se situe à environ 140° avec un tube d'émission de rayons X en cuivre et un filtre en nickel.

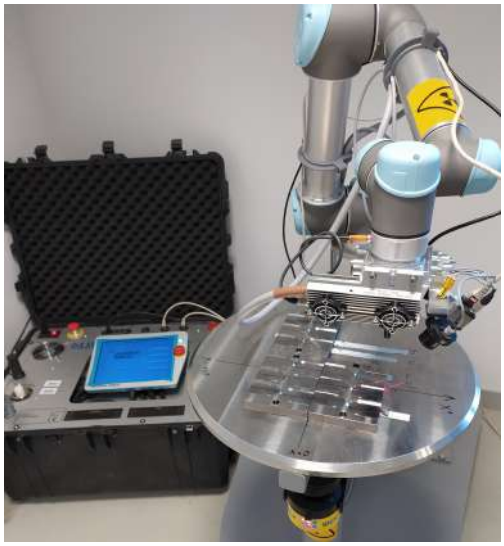


Figure 2.31 – X-Raybot

Afin de déterminer les conditions optimales de mesures, des mesures préliminaires ont été réalisées sur des surfaces usinées venant de la campagne d'essais préliminaires (voir Chapitre 3). Ces mesures ont été réalisées dans la direction d'avance (σ_{xx}) et dans la direction transverse (σ_{yy}) le long de la direction d'avance (Fig. 2.32).

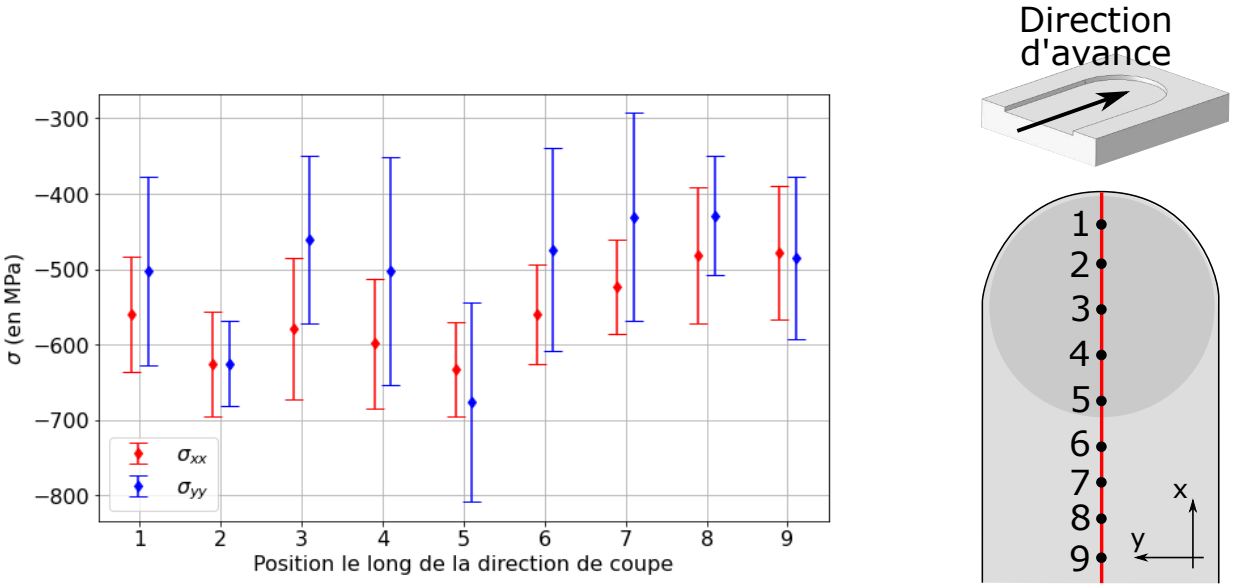


Figure 2.32 – Mesures de contraintes résiduelles dans la direction d'avance σ_{xx} et la direction transverse σ_{yy} suivant les positions de la figure à droite.

La mesure entre les deux directions (σ_{xx} et σ_{yy}) donne des niveaux de contraintes résiduelles similaires. Chaque position de la figure 2.32 représente une mesure d'une durée de 1h12 en moyenne ce qui porte la durée de mesure pour l'ensemble des points à plus de 10h30. Afin de diminuer le temps de mesure, seule la direction d'avance est mesurée par la suite. De plus, le nombre de positions de mesures sur un essai a aussi été diminué à 5 pour correspondre aux positions impaires de la figure 2.32.

Les incertitudes finales de mesures de contraintes résiduelles se révèlent assez importantes par rapport à la mesure en elle-même (de l'ordre de 100 MPa). L'étude de [Moussaoui et al. (2016)] ont étudié en particulier la mesure de contraintes résiduelles sur du Ti-6Al-4V et l'origine des incertitudes de mesures. Celles-ci provenaient de la faible résolution du pic de diffraction par rapport au bruit de fond élevé. Intrinsèquement, le pic de diffraction mesurée ne possède pas une intensité importante du fait la cristallographie de la phase α (maille hexagonal pseudo-compacte). Le faible rapport signal/bruit contribue à augmenter les incertitudes de mesure sur la position du pic de diffraction. Même dans le meilleur des cas, le rapport signal sur bruit du pic de diffraction reste faible (Fig. 2.33). Les incertitudes importantes sur la position du pic de diffraction se répercutent au même niveau sur les contraintes résiduelles d'où les fortes incertitudes présentées sur les résultats de contraintes résiduelles dans l'ensemble de la thèse.

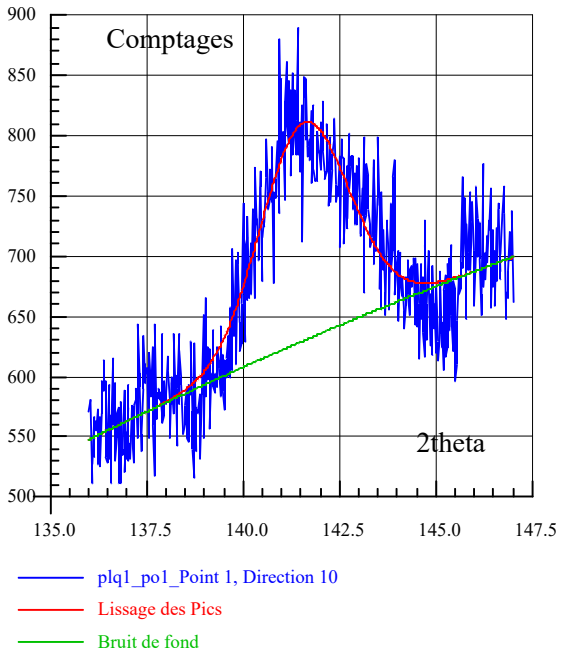


Figure 2.33 – Pic de diffraction du Ti-6Al-4V.

2.3.5 Mesure de microstructure

Afin d'observer la microstructure sous la surface usinée, des échantillons ont été préparés suivant les étapes suivantes :

— Découpage par électro-érosion ;
— Passage au Cross Section Polisher (Référence : IB-19510CP) afin d'obtenir une zone de mesure en sous-surface. Le Cross Section Polisher est un polisseur ionique permettant de préparer des sections transverses sur des échantillons.

Les échantillons obtenus (Fig. 2.34) ont ensuite été passés au microscope électronique à balayage JEOL JSM 7100F (Fig. 2.36). Les différents capteurs du microscope électronique à balayage (MEB) ont permis l'acquisition de cartographie cristallographique et chimique. Les cartographies au MEB ont été réalisées à une tension de 20 kV, à 15 mm de l'échantillon, avec un grossissement variant de 200 à 350 et avec un pas d'acquisition de 0.5 μm.

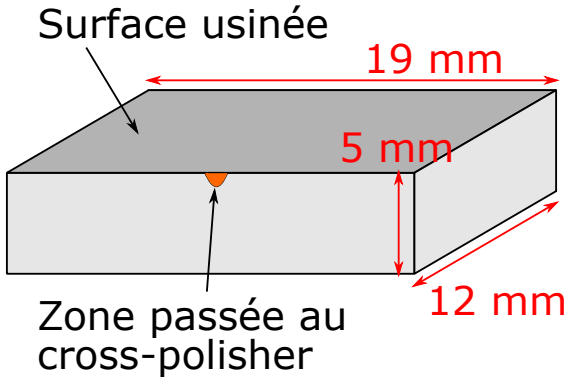


Figure 2.34 – Schéma des échantillons MEB.



Figure 2.35 – MEB JEOL JSM 7100F utilisé pour les mesures.

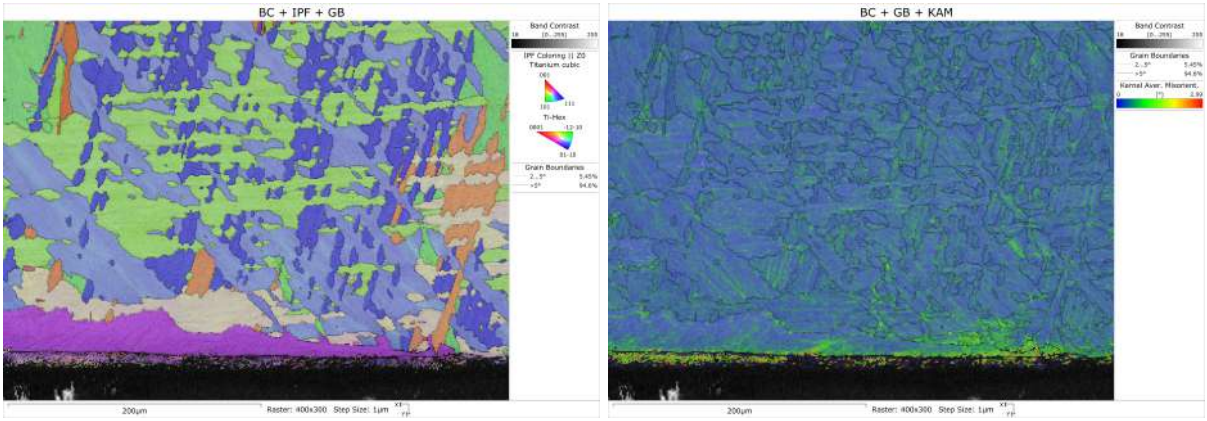


Figure 2.36 – Exemple de cartographies réalisées(IPF à gauche, KAM à droite).

2.4 Conclusions

Dans ce chapitre, l'ensemble des moyens mis en œuvre dans le cadre de la thèse a été présenté, défini et caractérisé.

Ainsi toutes les notions abordées ont présenté les outils nécessaires à l'explication des différents phénomènes rencontrés lors des essais d'usinage et permettront une lecture plus fluide.

3

Usinage en bout conventionnel

Introduction . . . 83
3.1 Essais préliminaires . . . 84
3.1.1 Contexte & objectifs . . . 84
3.1.2 Forces de coupe . . . 86
3.1.3 Analyse des arêtes de coupe . . . 92
3.1.4 Intégrité de surface . . . 95
3.1.5 Conclusions . . . 99
3.2 Campagne d'essais principale . . . 99
3.2.1 Contexte & objectifs . . . 100
3.2.2 Intégrité de surface . . . 102
3.2.3 Conclusions . . . 110
3.3 Essais à très faible profondeur de passe (SMIC) . . . 111
3.3.1 Contexte & objectifs . . . 111
3.3.2 Résultats . . . 112
3.3.3 Conclusions . . . 114
3.4 Observation de la coupe sur l'arête de planage . . . 115
3.4.1 Protocole & limites de l'étude . . . 115
3.4.2 Analyse des résultats . . . 116
3.4.3 Conclusions . . . 119
3.5 Conclusions sur la finition avec une arête de planage dans un domaine conventionnel 119

Introduction

Dans ce chapitre, les campagnes expérimentales dans un domaine d'usinage "conventionnel", c'est-à-dire dans des conditions opératoires proches de l'industrie, sont présentées. Dans un premier temps, des essais préliminaires sont effectués avec les outils Iscar et Sandvik définis au chapitre 2 afin de comparer leur comportement sur les forces générées, les états de surface obtenus et la tenue des arêtes de coupe. La deuxième campagne se concentre sur l'influence des paramètres opératoires (profondeur de passe, vitesse de coupe et avance) vis-à-vis de l'intégrité de surface pour un outil. Dans la troisième campagne expérimentale, des essais avec une très faible profondeur de passe sont

réalisés à partir d'un essai de référence afin d'influencer l'intégrité de surface finale. Enfin dans la dernière partie, des essais à sec ont été réalisés pour observer la formation du copeau sur l'outil dans différentes configurations.

3.1 Essais préliminaires

3.1.1 Contexte & objectifs

Objectifs des essais préliminaires

Le premier objectif des essais préliminaires est d'obtenir des données sur les deux plaquettes de coupe afin de mieux cerner le domaine d'utilisation des plaquettes et leur comportement lors de l'usinage afin de les comparer. Le second objectif est de déterminer et de confirmer ou non l'importance des paramètres de coupe (profondeur de passe, avance à la dent et vitesse de coupe) sur l'intégrité de surface générée.

Conditions de coupe

Les conditions de coupe pour les essais préliminaires sont présentées dans le tableau 3.1. La figure 3.1 représente les essais à une profondeur de passe constante. Les essais représentent 15 conditions de coupe différentes où la profondeur de passe, l'avance et la vitesse possèdent 3 niveaux différents pouvant se retrouver en industrie. Les constructeurs fournissent aussi des recommandations pour chaque outil sur la vitesse de coupe en fonction de l'application et de la matière usinée. Pour l'outil Iscar, les vitesses de coupe recommandées sont entre 30 et 65 m/min pour des avances entre 0.2 et 0.4 mm/dent. Pour l'outil Sandvik, le calculateur de conditions de coupe pour des profondeurs de passe égales à celles du tableau 3.1 préconise une avance de 0.226 mm/dent et une vitesse de coupe de 58.8 m/min. Pour la profondeur de passe, les niveaux choisis représentent des valeurs utilisées pour la finition ($a_p = 0.5mm$) ou pour la semi-finition ($a_p = \{1.5mm; 2.5mm\}$). Pour l'avance et la vitesse de coupe, le niveau moyen ($V_c = 70m/min$ et $f_z = 0.3mm/dent$) correspond aux valeurs hautes utilisées dans l'industrie. Le niveau bas permet de tester des conditions plus douces ($V_c = 50m/min$ et $f_z = 0.1mm/dent$) tandis que le niveau haut ($V_c = 90m/min$ et $f_z = 0.5mm/dent$) sert à tester les limites des plaquettes.

Tous les essais préliminaires ont été réalisés pour les deux types de plaquettes (Iscar et Sandvik) sur les plaques de Ti-6Al-4V présentées dans le chapitre précédent. Chaque essai a été réalisé avec une seule plaquette neuve montée sur leur porte-outil associé sous lubrification (Blaser Swisslube Vasco 6000).

Tableau 3.1 – Paramètres des essais préliminaires

Essai	Profondeur de passe (mm)	Vitesse de coupe (m/min)	Avance (mm/dent)
A1	0.5	50	0.3
A2	0.5	70	0.3
A3	0.5	90	0.3
A4	0.5	70	0.1
A5	0.5	70	0.5
A6	1.5	50	0.3
A7	1.5	70	0.3
A8	1.5	90	0.3
A9	1.5	70	0.1
A10	1.5	70	0.5
A11	2.5	50	0.3
A12	2.5	70	0.3
A13	2.5	90	0.3
A14	2.5	70	0.1
A15	2.5	70	0.5

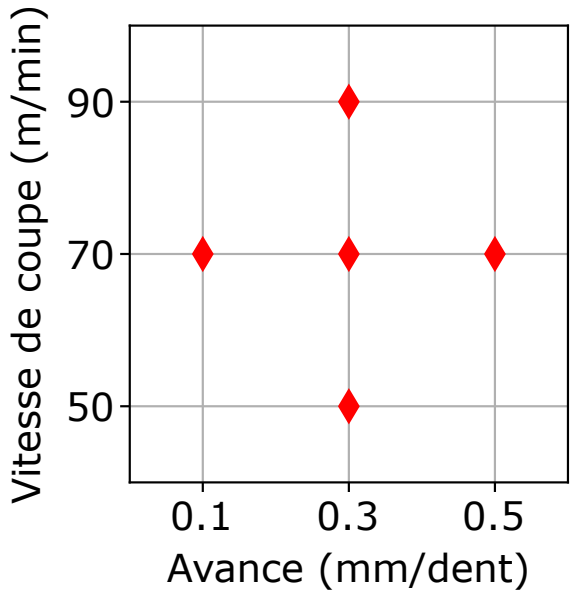


Figure 3.1 – Conditions d'essais préliminaires à profondeur de passe constante.

Déroulement des essais

Tous les essais se sont déroulés sans difficulté mis à part l'essai A15 pour l'outil Sandvik. La plaquette a subi une rupture importante de son arête de coupe au cours de l'essai (Fig. 3.2). L'usinage est arrivé à terme mais la surface obtenue a été fortement affectée par la rupture de la plaquette. Ainsi les résultats qui ont pu être obtenus pour cet essai ne seront pas pris en considération dans l'analyse des résultats.



Figure 3.2 – À gauche, essai A15 pour l'outil Sandvik. À droite, plaquette Sandvik après l'essai.

3.1.2 Forces de coupe

Forces de coupe au cours de la rotation de la broche

Après les étapes de pré-traitement décrites dans le chapitre 2, les forces de coupes obtenues sont exprimées dans le repère tournant de l'outil. En examinant les forces de coupe sur un temps correspondant à la fréquence de rotation broche, il est possible d'observer les deux domaines décrits dans le chapitre 2 (Fig. 3.3).

La figure 3.3 montre que le domaine de coupe principale représente près de 210° de la rotation de l'outil, soit environ 58% d'une rotation de l'outil. Dans le domaine de coupe secondaire, on peut remarquer que les forces de coupe axiale et tangentielle ne s'annulent pas. Une mesure de battement axial de l'outil a été effectuée pour s'assurer de l'orthogonalité de l'axe de l'outil par rapport à la table d'usinage. Cela signifie donc que l'outil est en contact avec la surface usinée lors de la coupe secondaire.

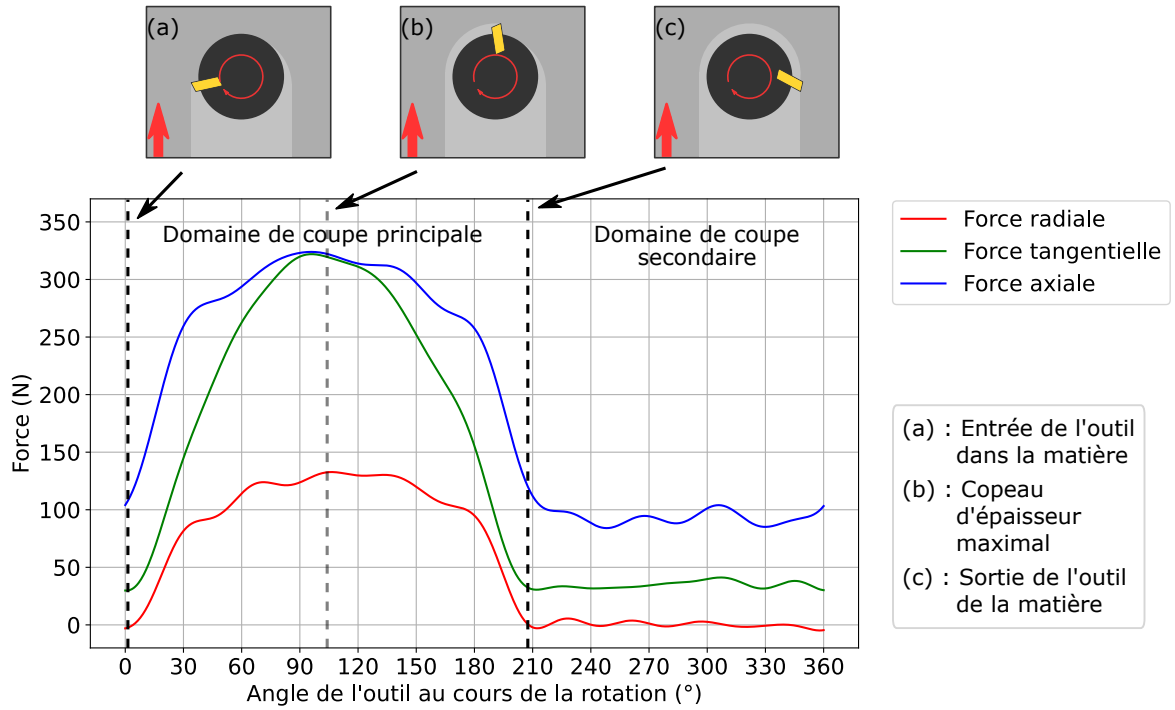


Figure 3.3 – Forces de coupe au cours de la rotation de la broche pour l'essai A3 de l'outil Iscar.

Analyse du contact dans le domaine de la coupe secondaire

Pour tous les essais préliminaires de l'outil Iscar, des forces de coupe axiales et tangentielles non nulles sont mesurées dans le domaine de coupe secondaire. Ainsi l'outil Iscar reste toujours en contact avec la matière. Cependant, pour certains essais avec l'outil Sandvik, les forces de coupe peuvent s'annuler sur une partie ou la totalité de la coupe secondaire (Fig. 3.4).

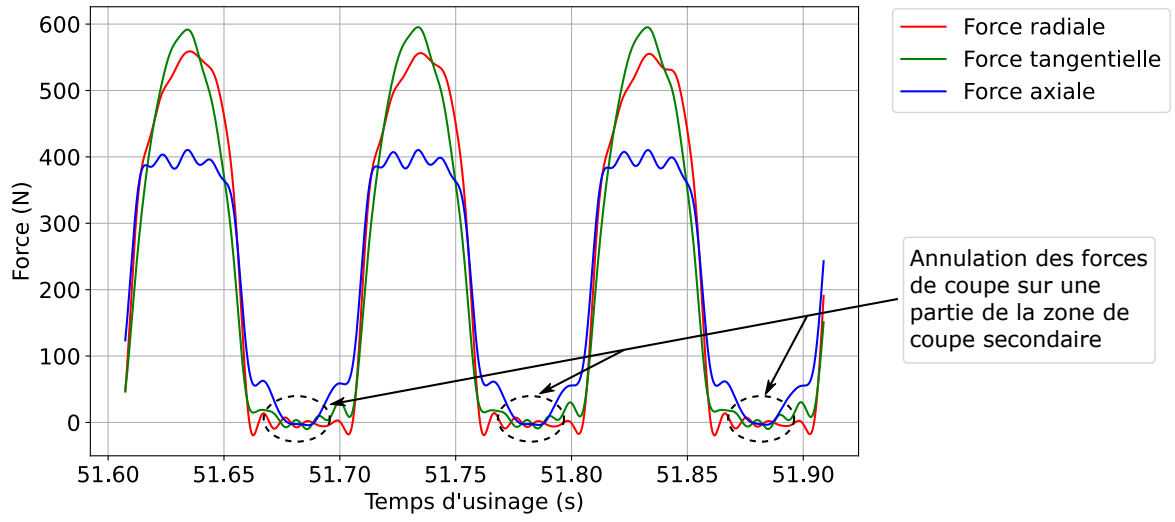


Figure 3.4 – Forces de coupe au cours du temps pour l'essai A14 de l'outil Sandvik.

L'absence de contact de l'outil lors de la coupe secondaire se repère visuellement sur la surface usinée (Fig. 3.5) ce qui permet d'identifier facilement les essais pour lesquels l'outil n'est pas en contact durant la coupe secondaire en plus de la mesure de forces de coupe nulles lors de la coupe secondaire.



Figure 3.5 – Surfaces usinées par l'outil Iscar à gauche et par l'outil Sandvik à droite.

En analysant la présence de zones de non-contact avec le niveau des forces de coupes au cours de l'usinage, il semble que l'absence de contact est plus probable pour des essais possédant des forces de coupe élevées dans le domaine de coupe principale (Fig. 3.6).

L'absence de contact dans le domaine de coupe secondaire n'a pas d'origine claire. Il semble être influencé par les forces de coupe ainsi que par l'outil utilisé mais d'autres paramètres peuvent rentrer en compte. Dans le cadre des travaux de thèse présentés dans la suite, ce phénomène ne sera pas étudié plus en détail.

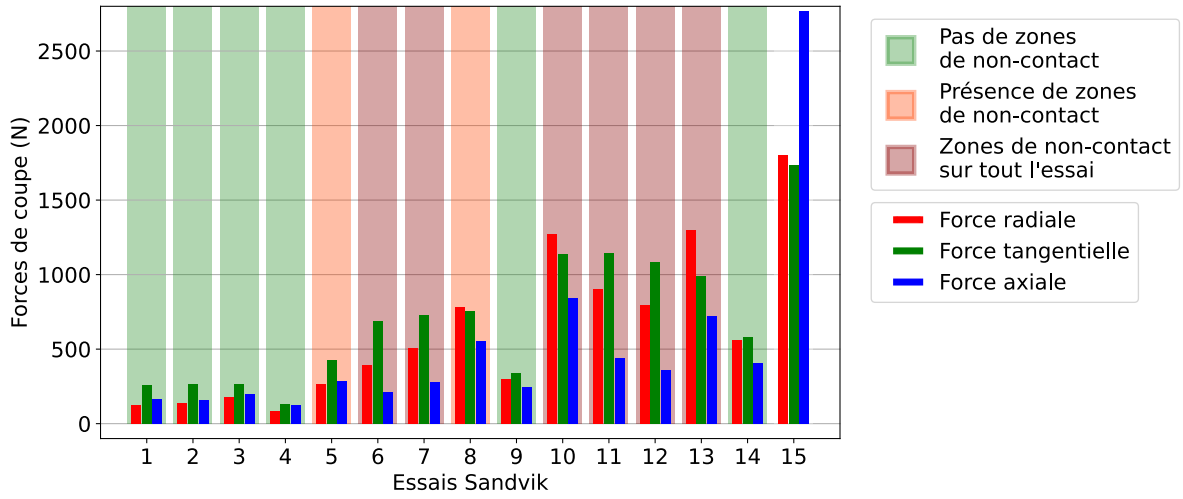


Figure 3.6 – Forces de coupe maximales pour les essais Sandvik.

Forces de coupe lors des essais

Dans un premier temps, nous nous intéressons aux essais à avance constante ($f_z = 0.3mm/dent$). Cela correspond à 9 essais avec 3 niveaux de profondeur de passe et 3 niveaux de vitesse de coupe. Ces essais sont ceux numérotés A1 à A3 ($a_p = 0.5mm$), A6 à A8 ($a_p = 1.5mm$) et A11 à A13 ($a_p = 2.5mm$) dans le tableau 3.1. Après post-traitement, les forces de coupe maximales pour chaque expérience ont été extraites et reportées sur les figures 3.7 et 3.8.

Essais à avance constante

Pour les expériences à avance constante de $f_z = 0.3$ mm/dent (Fig. 3.7), l'évolution des forces tangentielles, radiales et axiales est assez similaire entre les outils Iscar et Sandvik. Théoriquement, les efforts de coupe sont indépendants de la vitesse de coupe, tandis que la profondeur de coupe et la vitesse d'avance influencent les efforts de coupe de manière linéaire [Kaymakci et al., 2012].

Ceci peut être vérifié pour les deux outils et sur les 3 composantes de force à $a_p = 0.5$ mm. Pour des a_p plus élevés, les forces mesurées dans la figure 3.7 montrent des tendances différentes. Pour les forces radiales, autant pour l'outil Iscar que pour l'outil Sandvik, les forces semblent augmenter avec la vitesse de coupe pour $a_p = 1{,}5$ mm et $a_p = 2{,}5$ mm. Cette évolution peut être expliquée par la dégradation rapide de l'outil pour les essais avec a_p et V_C élevés qui a été observées après les essais correspondants. Les dégradations des arêtes de coupe seront analysées dans la section suivante. En effet, une dégradation rapide de l'outil tend à émousser l'arête de coupe de l'outil. Ainsi, l'énergie nécessaire pour former un copeau aura tendance à augmenter. La même logique s'applique aux forces axiales. Le κ_r de 45° pour les deux outils implique que les forces radiales et les forces axiales sont affectées par l'arête de coupe de la même manière. Pour les forces tangentielles, les résultats sont conformes à la théorie. La dégradation rapide de l'outil devrait également influencer cette composante. Cependant, cet effet est de faible importance car la dégradation de l'outil est, à la fin de l'essai, relativement insignifiante par rapport à la vitesse d'avance (f_z =0.3 mm/dent), ce qui signifie que la force tangentielle nécessaire pour couper le copeau dépend principalement de la taille

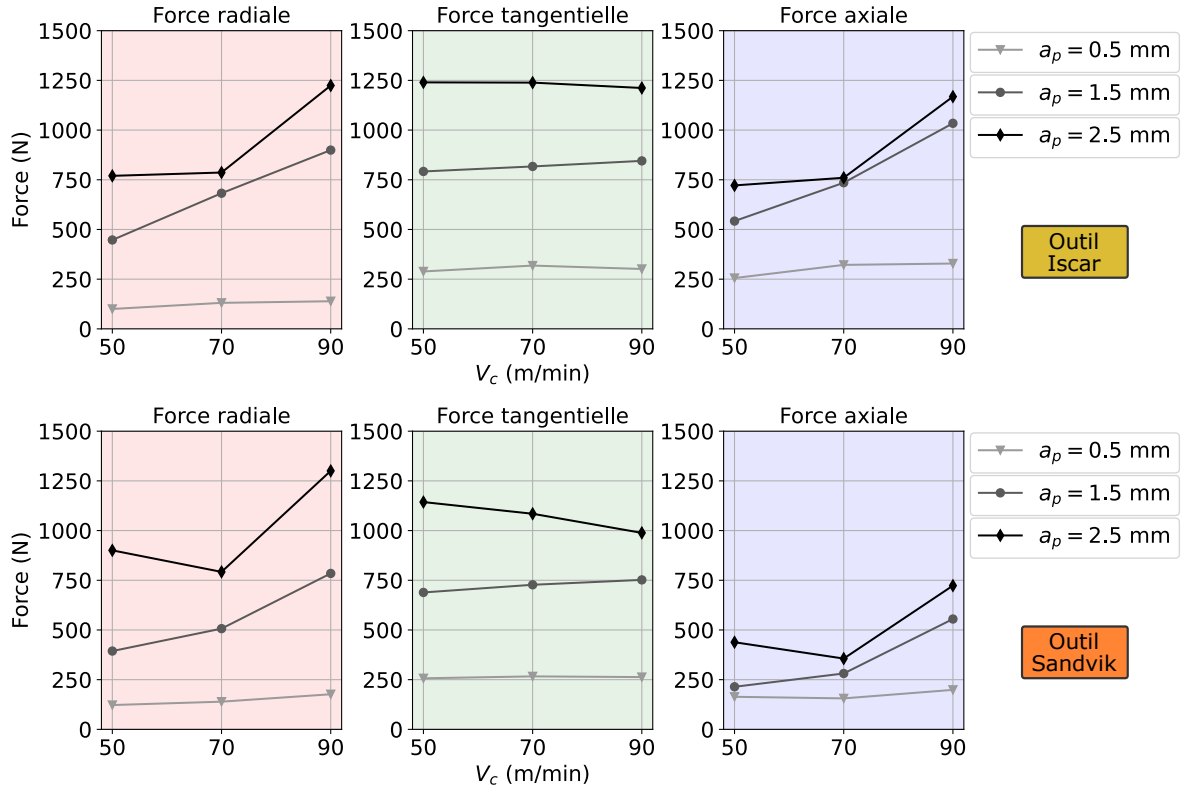


Figure 3.7 – Forces de coupe des essais à $f_z = 0.3$ mm/dent pour les essais Iscar en haut et pour les essais Sandvik en bas.

du copeau (directement corrélée à la vitesse d'avance) par rapport à la dégradation de l'arête de coupe. Le même effet que pour les forces radiales et axiales devrait se produire avec une vitesse d'avance plus faible.

Quant à l'évolution des efforts de coupe avec a_p, il devrait y avoir une proportionnalité directe. Celle-ci est globalement vérifié pour les efforts tangentiels entre un a_p de 0.5 mm et de 1.5 mm. Mais la proportionnalité ne se retrouve pas pour les autres efforts à cause d'autres facteurs tels que la dégradation rapide de l'outil et le retour élastique. Les forces radiales et axiales ont été principalement affectées par la dégradation de l'outil, qui est apparue comme plus importante sur certains essais.

En comparant les forces de coupes pour les deux outils, il apparaît pour chaque composante que l'outil Sandvik présente des forces de coupe inférieures à celles de l'outil Iscar. Cela est dû à l'angle de coupe γ_p supérieur pour l'outil Sandvik qui facilite ainsi l'écoulement du copeau et donc réduit les forces de coupe. Le taillant plus faible de l'outil Sandvik lui permet d'avoir une coupe plus positive. Celle-ci facilite la formation du copeau, réduisant ainsi les forces nécessaires pour le former.

Essais à vitesse de coupe constante

Nous nous intéressons maintenant aux essais à vitesse de coupe constante ($V_C = 70m/min$). L'avance et la profondeur de passe ont été testées sur 3 niveaux chacun.

Avec l'avance, les forces de coupe devraient évoluer linéairement. En s'intéressant aux essais à vitesse de coupe constante de $V_c = 70$ m/min (Fig. 3.8), les forces de coupes tangentielles ont un comportement plutôt linéaire en accord avec la théorie. Cependant, comme pour les essais à avance constante (Fig. 3.7), les forces radiales et axiales montrent des tendances similaires, c'est-à-dire que nous observons des augmentations bien supérieures à celles de l'avance en particulier pour les essais à $a_p = 1.5mm$ et $a_p = 2.5mm$. Cet écart par rapport à la linéarité théorique est lié à la dégradation de l'outil. L'observation de l'arête de coupe après usinage a montré une dégradation rapide de l'outil (Fig. 3.9). La rupture précoce de la plaquette pour l'essai 15 de l'outil Sandvik s'est traduit par une force de coupe axiale extrêmement élevée.

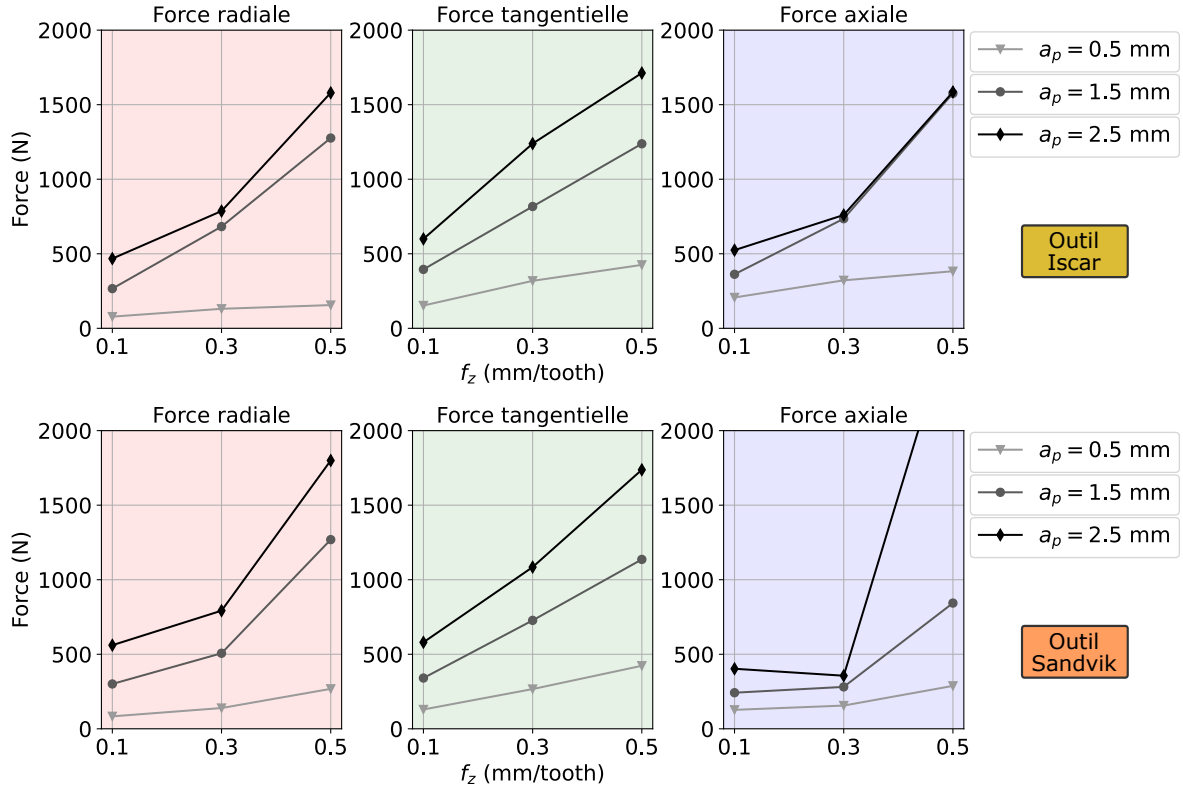


Figure 3.8 – Forces de coupe des essais à $V_c = 70$m/min pour les essais Iscar en haut et pour les essais Sandvik en bas.

Résultats

L'analyse des efforts de coupe de la campagne préliminaire montre des évolutions des forces de coupe en partie cohérentes avec la théorie pour certaines. Cependant, des divergences importantes traduisent l'influence d'un paramètre supplémentaire non prévu à l'origine : la dégradation rapide de l'outil. Cela signifie que dans de nombreux cas, les conditions de coupe étaient inadaptées aux plaquettes pour usiner du TA6V. Afin d'utiliser les plaquettes dans des conditions fiables et de comparer efficacement leur performance, une corrélation entre les paramètres opératoires et la dégradation rapide de l'outil a été établie pour les deux types de plaquettes.

3.1.3 Analyse des arêtes de coupe

Observation des arêtes de coupe

À travers la mesure des efforts de coupe, la campagne préliminaire a mis en évidence un certain nombre d'essais dont les paramètres opératoires ne sont pas adaptés aux outils utilisés. En observant les arêtes de coupe pour chaque essai, les deux outils présentent des arêtes où l'usure n'est pas importante (Fig. 3.9-a et 3.9-c) et d'autres où l'arête de coupe n'est plus reconnaissable par rapport à l'état neuf (Fig. 3.9-b et 3.9-d).

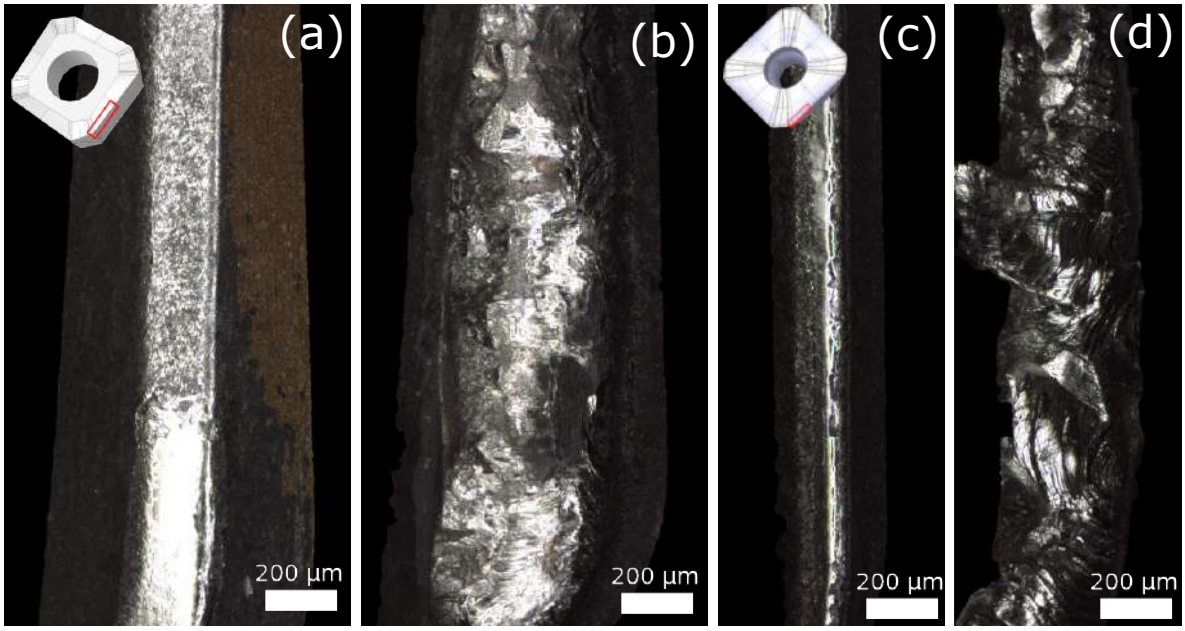


Figure 3.9 – Arêtes de coupe pour les essais 2 (a) et 10 (b) de l'outil Iscar et pour les essais 9 (c) et 13 (d) de l'outil Sandvik.

Étant donnée la durée des essais (entre environ 8 et 40 secondes) et la longueur usinée (de 51 mm), la dégradation observée sur certains essais est trop rapide et importante pour être qualifiée d'usure. Cette dégradation rapide est un indicateur supplémentaire de l'inadéquation des paramètres opératoires de certains essais avec les capacités des plaquettes utilisées. L'ensemble des images des arêtes de coupe est présenté dans l'annexe A.

Cartographie de dégradation par isodébit

Afin d'établir une limite entre les essais avec dégradation d'outil ou non, le débit copeau a été calculé pour chaque essai. Le débit copeau D_c (en cm^3/min) se calcule (Éq. (3.1)) à partir de l'avance f_z (en $mm/dent$), du nombre de dents Z, de la vitesse de coupe V_c (en m/min), de la profondeur de passe a_p (en mm) et du ratio entre le diamètre de l'outil D_{outil} et le diamètre effectif de l'outil D_{cap} à la profondeur de passe a_p. Le diamètre effectif D_{cap} se calcule à partir du diamètre de coupe, de la profondeur de passe et de l'angle d'attaque κ_r (voir section Outil de coupe du chapitre 2). En caractérisant ensuite visuellement la présence de dégradation sur l'arête de coupe de

chaque essai, nous pouvons déterminer des valeurs de débit copeau séparant les essais en fonction de la présence de dégradation (Fig. 3.10).

$$D_c = \frac{a_p * V_c * f_z * Z}{\pi} * \frac{D_{outil}}{D_{cap}} \tag{3.1}$$

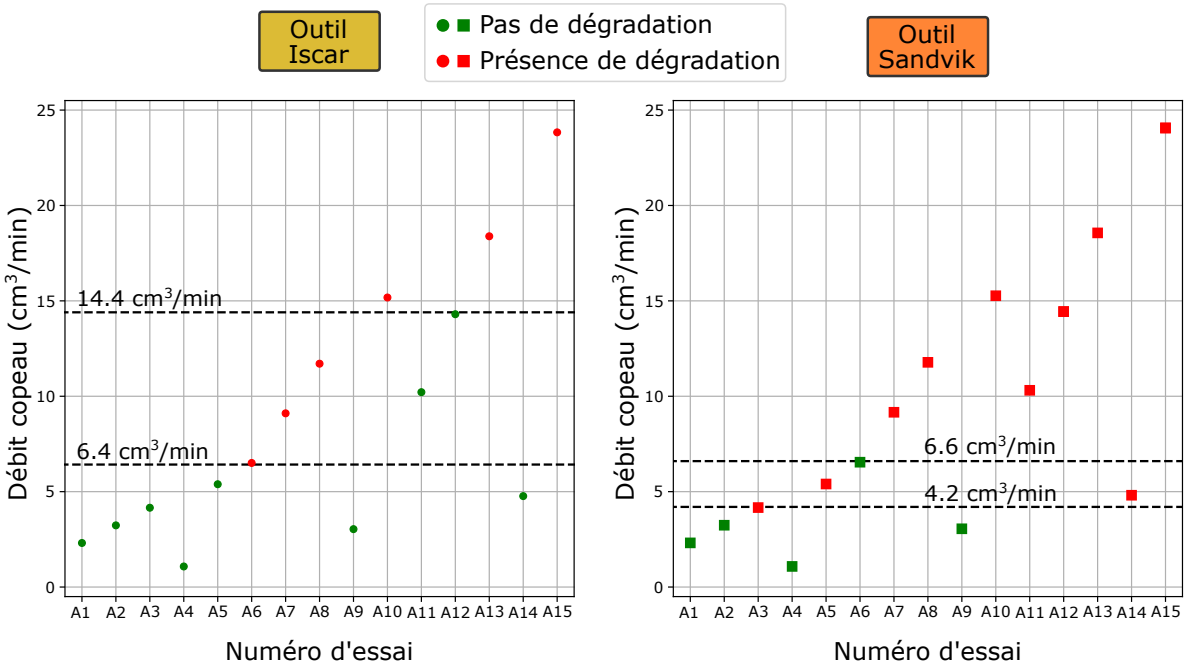


Figure 3.10 – Classification des essais préliminaires en fonction du débit copeau et de la dégradation.

La détermination des limites en débit copeau permet de tracer des cartographies de paramètres opératoires pour chaque outil. Sur les cartographies de la figure 3.11, les courbes iso-débit des valeurs limites trouvées auparavant permettent de séparer les cartographies en 3 domaines distincts :

- Le premier (en vert) correspond au domaine optimal d'utilisation des outils, c'est-à-dire que les outils ne présentent pas de signes de dégradation pour les essais dans ce domaine.
- Le deuxième (en rouge) correspond au domaine de dégradation rapide où chaque outil a présenté une dégradation de l'arête de coupe fortement marquée.
- Le dernier (en orange) correspond au domaine intermédiaire entre les deux précédents où certains essais ont provoqué des signes importants de dégradation sur les outils tandis que sur d'autres essais du domaine, les arêtes de coupe ont été préservées.

Du fait du nombre limité des essais, les courbes isodébits présentés ici sont indicatives. En effet, ces courbes ont été déterminées, pour chaque type de plaquettes, à partir d'un nombre fini de valeurs de débit. Cependant, cette délimitation qualitative permet de mettre en lumière des comportements différents entre les deux outils.

En comparant les cartographies obtenues pour chaque outil (Figure 3.11), il apparaît que l'outil Iscar est plus robuste que l'outil Sandvik. L'étude de la géométrie de coupe dans le chapitre 2 a

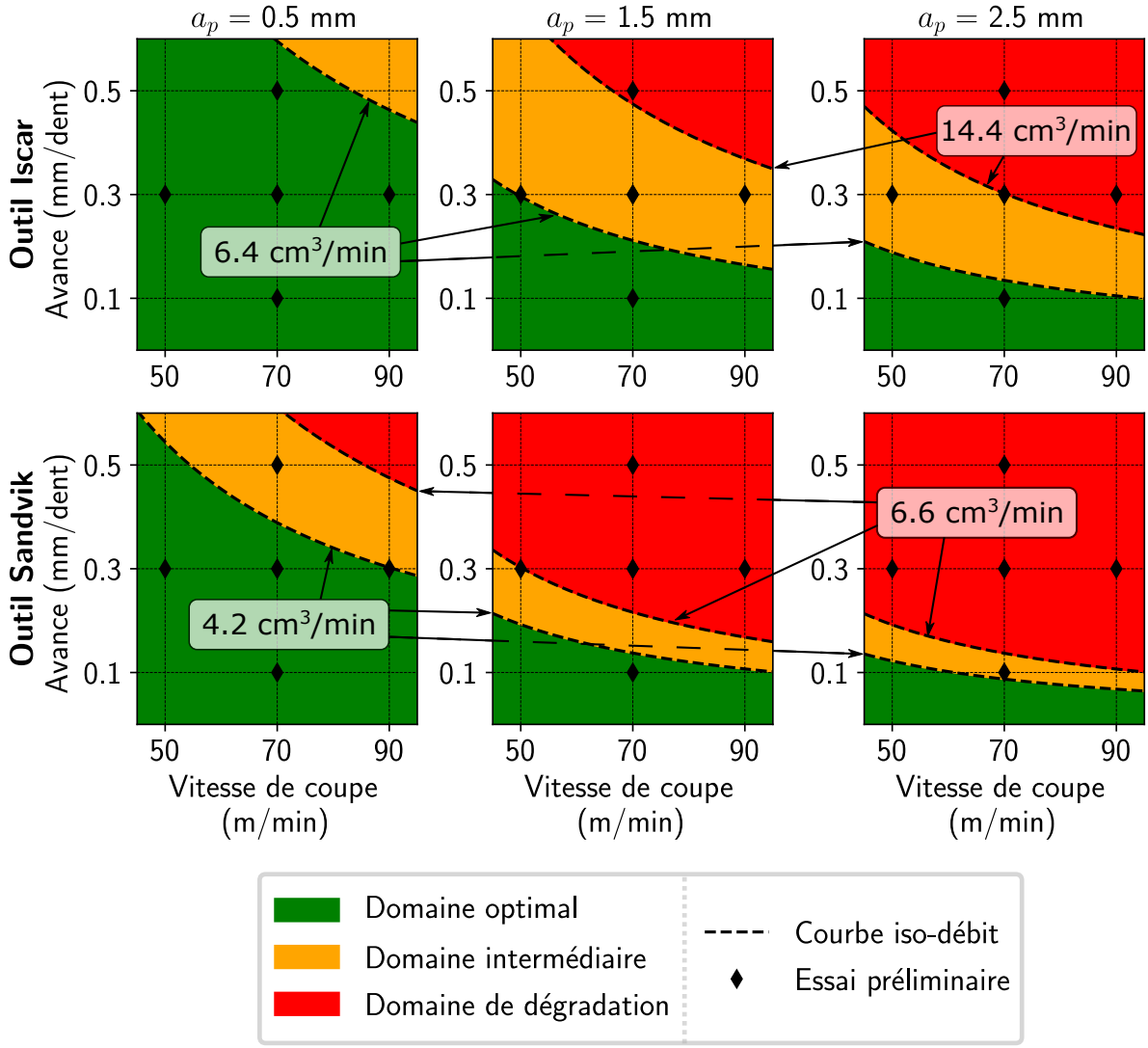


Figure 3.11 – Cartographie des essais préliminaires pour les plaquettes Iscar et Sandvik.

montré des différences d'angles de coupe entre les outils. Dans le plan Pp, l'angle de taillant β_p de l'outil Sandvik (49.8° à h=0.6) est bien inférieur à celui de l'outil Iscar (66.6° à h=0.6). Le taillant relativement faible permet une coupe plus facile (voir paragraphe Forces de coupe) mais rend aussi l'outil plus fragile. Pour compenser cette fragilité, l'arête de coupe a été préparée pour avoir un renfort d'arête et la rendre plus robuste. Cependant l'outil Iscar possède aussi une telle préparation sur ses arêtes de coupe ce qui rend quand même plus robuste que l'outil Sandvik.

3.1.4 Intégrité de surface

L'analyse des arêtes de coupe a permis de déterminer des domaines opératoires pour chaque outil. La comparaison de ces domaines a montré que l'outil Iscar est plus robuste que l'outil Sandvik. Pour compléter la comparaison entre les deux outils, il faut s'intéresser à l'intégrité de surface générée par les essais préliminaires. Dans cette partie, l'intégrité de surface concerne uniquement la rugosité et les contraintes résiduelles. L'étude de la microstructure n'a pas été faite sur les essais préliminaires pour ne pas multiplier des préparations d'échantillons et des mesures coûteuses en temps.

Rugosité

Les mesures de rugosité font la distinction de la zone de mesure. Comme présentée dans le chapitre 2, après un essai d'usinage, la surface présente deux zones visuellement identifiables : zone simple et zone double. Pour certains essais Sandvik (voir section 3.1.2), il n'y a pas de zones doubles. Ainsi il n'y a pas de mesures de rugosité dans la zone double pour les essais en question.

Les mesures de rugosité ont été effectuées à l'Alicona. Le paramètre de rugosité R_a a été mesuré pour tous les essais et est présenté sur les figures suivantes en fonction de l'avance à la dent (Fig. 3.12) et en fonction de la vitesse de coupe (Fig. 3.13).

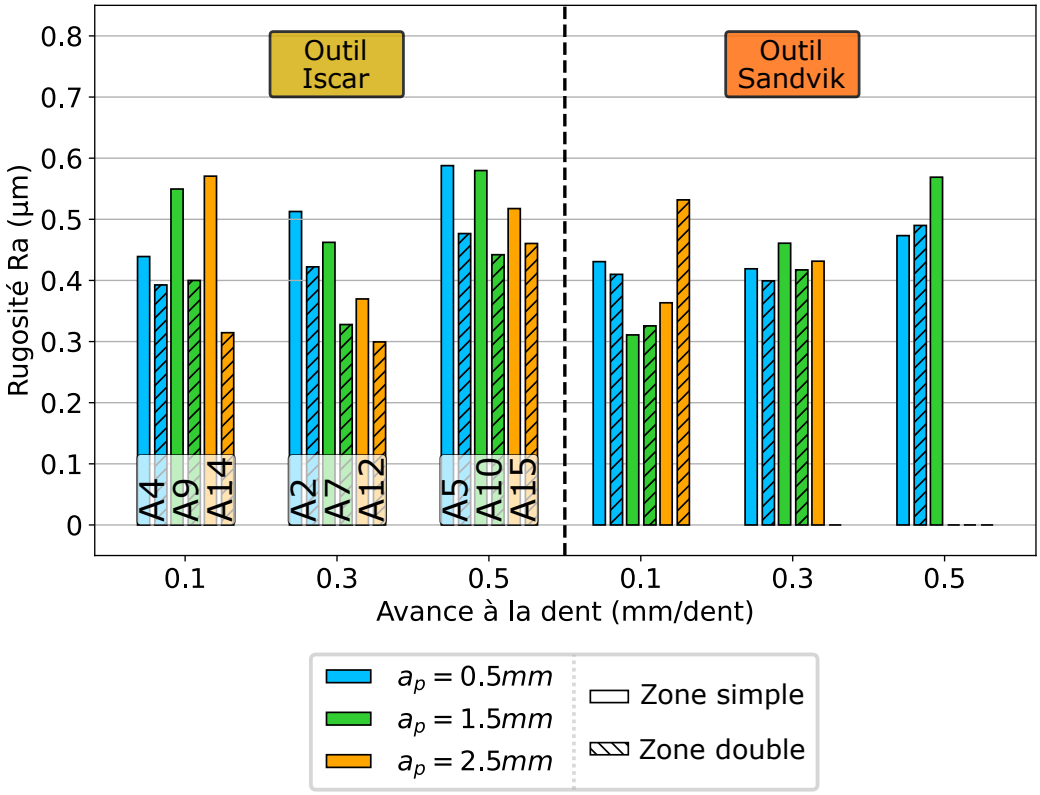


Figure 3.12 – Rugosité R_a en fonction de l'avance à la dent pour les essais à $V_c = 70m/min$ de l'outil Iscar à gauche et de l'outil Sandvik à droite.

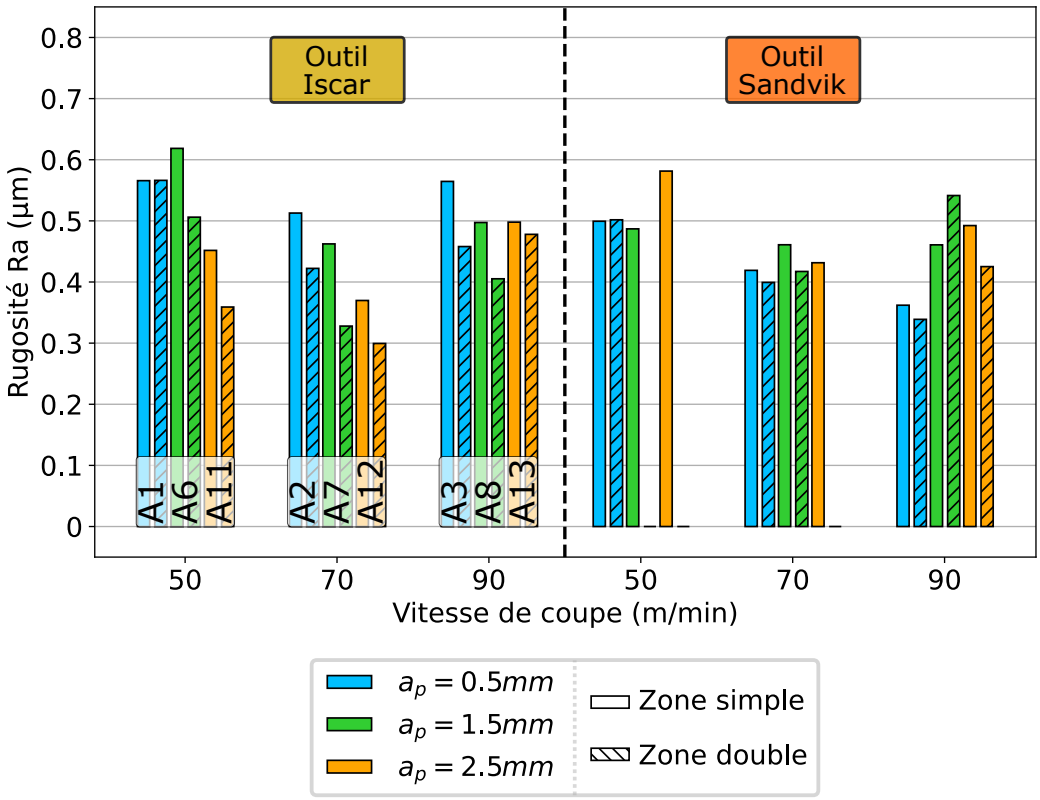


Figure 3.13 – Rugosité R_a en fonction de la vitesse de coupe pour les essais à $a_p = 0.3mm/dent$ de l'outil Iscar à gauche et de l'outil Sandvik à droite.

En s'intéressant à la différence de rugosité entre une zone simple et une zone double, il apparaît que la rugosité des zones doubles est inférieure ou égale à celle des zones simples dans la majorité des cas. Cependant la différence de rugosité est relativement faible d'autant plus que pour tous les essais, la rugosité est bien inférieure à $R_a = 0.8\mu m$, la valeur de référence pour une surface finie en fraisage dans l'industrie aéronautique.

En théorie, la rugosité augmente avec l'avance pour des raisons géométriques avec des outils classiques. Cependant, dans le cadre des essais préliminaires, cette relation n'est pas vérifiée (Fig. 3.12). En effet, pour l'outil Iscar, la rugosité ne montre pas une tendance précise avec l'avance. Pour l'outil Sandvik, il est plus difficile de vérifier l'absence de lien entre avance et rugosité à cause de données manquantes (absence de zones doubles et rupture précoce de l'outil pour l'essai 15). Pour le jeu de données complet ($a_p = 0.5mm$), la rugosité semble plutôt stagner avec l'avance. La principale raison expliquant l'absence de relation entre rugosité et avance vient de la présence d'une arête de planage sur les outils de coupe. L'objectif principal d'une arête de planage est de venir aplanir une surface usinée en supprimant la dépendance géométrique de la rugosité envers l'avance.

En examinant l'évolution de la rugosité avec la vitesse de coupe (Fig. 3.13), il est difficile d'établir une relation entre rugosité et vitesse de coupe. En effet, pour l'outil Iscar, la rugosité semble diminuer avec l'augmentation de la vitesse de coupe dans un premier temps avant de croître pour

$V_c = 90m/min$. De même pour l'outil Sandvik, suivant la profondeur de coupe, la rugosité semble diminuer ($a_p = 0.5mm$) ou suivre une tendance similaire à l'outil Iscar ($a_p = \{1.5mm; 2.5mm\}$).

Concernant la profondeur de passe, pour l'outil Iscar, la rugosité semble diminuer dans la zone simple pour la plupart des cas. Le passage de l'arête de planage dans la zone double tend à atténuer cette tendance. Pour l'outil Sandvik, la profondeur de passe semble n'avoir que peu d'influence sur la rugosité.

Contraintes résiduelles

La mise en place du protocole de mesure des contraintes résiduelles (voir Chapitre 2) n'a pas montré de différence pour les contraintes résiduelles entre les zones simples et les zones doubles. De plus, le nombre de points de mesures (5 par essai) a été limité en raison du temps de mesure et ne permet pas d'avoir une répétabilité de la mesure suffisante si la distinction zone simple/double était faite. Ainsi les contraintes résiduelles mesurées correspondent à la moyenne des mesures faites sur l'essai.

Sur la figure 3.14 et la figure 3.15, l'ensemble des contraintes résiduelles mesurées pour les essais préliminaires est en compression importante (entre $-430MPa$ et $-660MPa$ en excluant l'essai A15 de l'outil Sandvik). L'avance à la dent tout comme la vitesse de coupe ne semblent pas avoir d'effet significatif sur les contraintes résiduelles. Les niveaux d'efforts de coupe très dépendants de la profondeur de passe montrent qu'ils n'interviennent pas sur les contraintes résiduelles avec l'utilisation des outils de l'étude. Les contraintes résiduelles pourraient être plus compressives avec une avance plus forte mais les fortes incertitudes liées à la mesure et à l'écart statistique sur un même essai ne permettent pas d'établir une tendance avec précision. Sur la figure 3.15, la même observation peut être faite.

En comparant les deux outils, il semble que les contraintes résiduelles sont moins importantes pour l'outil Sandvik sur la figure 3.14. Cependant le niveau de contraintes est similaires sur la figure 3.15 entre l'outil Iscar et l'outil Sandvik. De plus, dans tous les cas, les contraintes résiduelles restent fortement compressives ce qui est positif d'un point de vue de la tenue en fatigue.

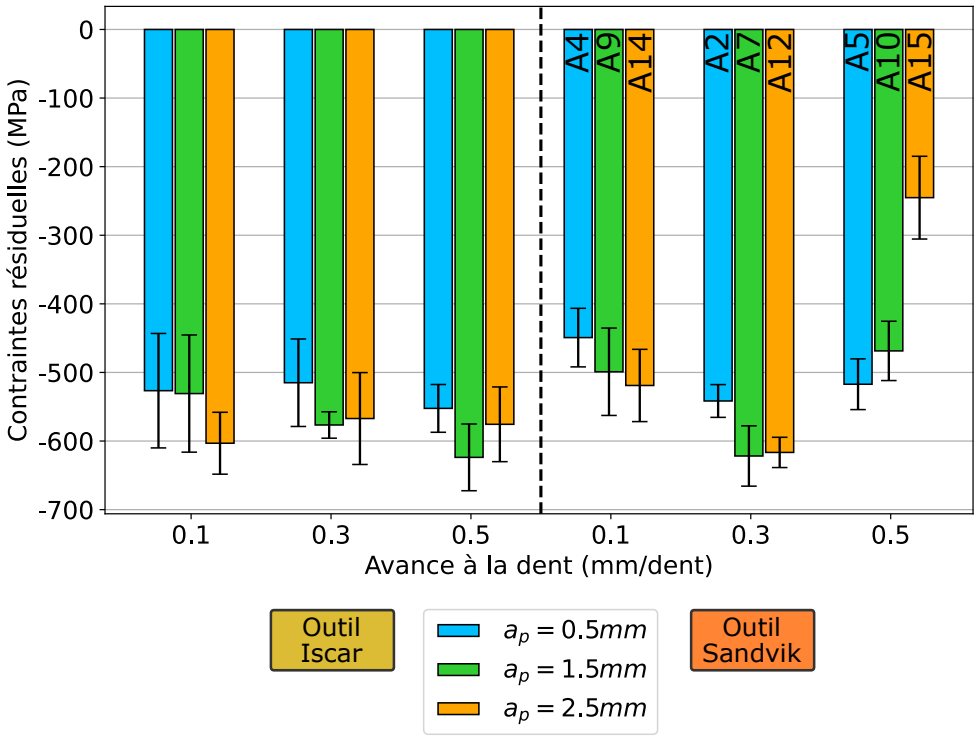


Figure 3.14 – Contraintes résiduelles en fonction de l'avance à la dent pour les essais à $V_c = 70m/min$ de l'outil Iscar à gauche et de l'outil Sandvik à droite.

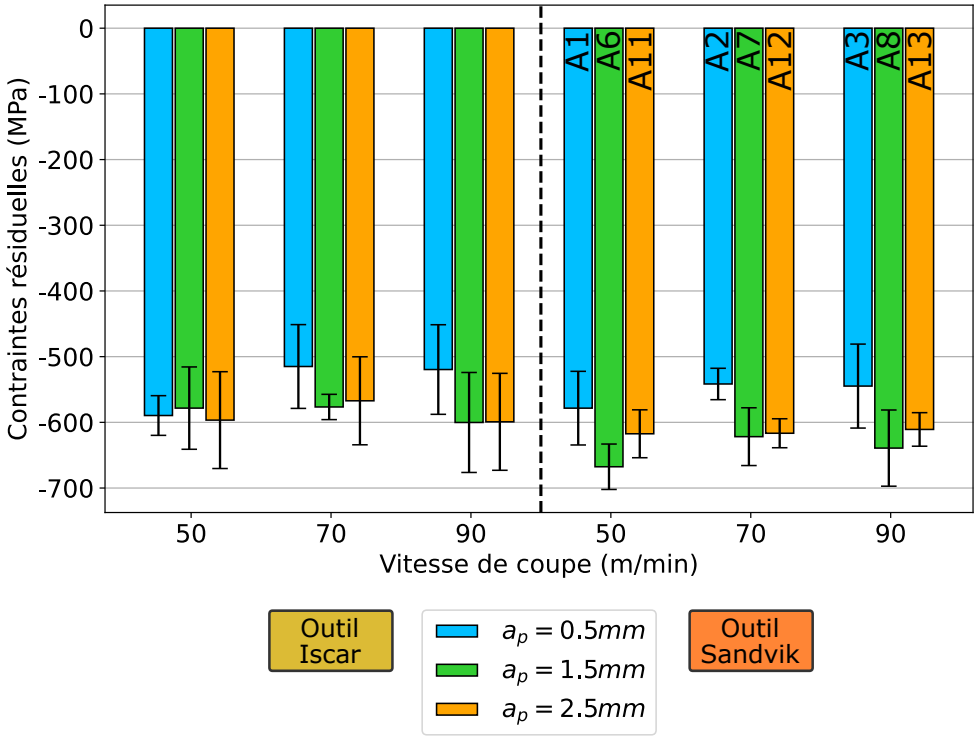


Figure 3.15 – Contraintes résiduelles en fonction de la vitesse de coupe pour les essais à $a_p = 0.3mm/dent$ de l'outil Iscar à gauche et de l'outil Sandvik à droite.

3.1.5 Conclusions

Les essais préliminaires nous ont permis d'observer et de mieux comprendre les outils de coupe utilisés. En effet, la distinction a pu être faite en deux domaines de coupe grâce à la mesure des forces de coupe. Dans le domaine de coupe secondaire, l'outil Sandvik a démontré une capacité à ne pas être en contact avec la matière lors de la coupe secondaire. Ce phénomène est plus fréquent avec des efforts de coupe élevés et donne à la surface finie un aspect singulier. Dans le domaine de coupe principale, les deux outils ont des comportements similaires et des niveaux d'efforts maximaux comparables.

L'observation des arêtes de coupe après les essais a permis de différencier des conditions de coupe inadaptées aux outils. Pour chaque outil, la classification des essais en fonction de la présence de dégradation rapide ou non a permis d'établir une cartographie des conditions de coupes acceptables pour les deux outils. Une différence majeure entre les deux outils apparaît clairement sur la cartographie. Le domaine de coupe acceptable pour l'outil Sandvik est bien plus faible que celui de l'outil Iscar ce qui limite le domaine d'étude. La géométrie de l'outil Sandvik avec un faible taillant en est la cause principale.

L'analyse de l'intégrité de surface par la mesure de rugosité et de contraintes résiduelles a montré des résultats intéressants d'un point de vue industriel. Les niveaux de rugosité obtenues sont en-deçà des niveaux attendus pour une surface finie en usinage et les contraintes résiduelles de surface sont fortement compressives. Cette bonne intégrité de surface a été obtenue pour les deux outils quels que soient les conditions de coupe de base. En effet les différences entre les deux outils sont mineures pour la rugosité et les contraintes résiduelles.

À ce stade de l'étude, on peut s'interroger sur la non influence des paramètres opératoires sur la rugosité et les contraintes résiduelles. En effet, dans l'étude bibliographique du chapitre, de nombreuses études montrent des évolutions de l'intégrité de surface selon les paramètres opératoires. Une première explication à ce stade peut provenir de la géométrie spécifique d'outil, c'est-à-dire la présence de l'arête de planage, qui viendrait uniformiser l'intégrité de surface.

En conclusion, les deux outils permettent d'avoir relativement facilement une bonne intégrité de surface mais présentent des domaines opératoires différents du fait de la différence de robustesse entre les deux outils. L'outil Sandvik ne peut être utilisé que dans des conditions avec des sollicitations faibles. L'influence des paramètres de coupe sur l'intégrité de surface n'est pas toujours aisée sur ces essais notamment à cause de la présence de dégradation rapide dans certains cas ce qui ajoute une variable non voulue à l'étude. On peut aussi se demander comment un outil avec une arête de coupe dégradée permet d'obtenir une intégrité de surface similaire à celle obtenue avec une arête de coupe intacte.

3.2 Campagne d'essais principale

Afin de mieux pouvoir étudier la relation entre intégrité de surface et paramètres de coupe, une autre campagne d'essais a été mise en place. Dans la suite des campagnes d'essais, l'outil Sandvik

n'est plus utilisé afin d'avoir le plus grand domaine d'étude possible. Ce choix a été fait pour limiter le nombre d'essais et le temps nécessaire à la réalisation des diverses mesures.

3.2.1 Contexte & objectifs

La campagne d'essais principale a pour objectif de clarifier la relation entre intégrité de surface et paramètres opératoires. Pour cela, cette campagne est découpée en deux parties : la première se consacrant à la profondeur de passe et à l'avance (CAF) et la seconde se focalisant sur la vitesse de coupe (CV). Après avoir présenté les deux parties de la campagne, les trois aspects de l'intégrité de surface seront étudiées au travers de la rugosité, des contraintes résiduelles et de la microstructure. Tous les essais ont été réalisés avec une arête de coupe neuve de l'outil Iscar sous lubrification. L'état des arêtes de coupe après essai est disponible dans l'annexe A.

Campagne d'essais en profondeur de passe & avance (CAF)

Les paramètres de coupe utilisés dans la partie CAF sont détaillés dans le tableau 3.2. Dans cette partie, l'accent majeur a été mis sur la profondeur de passe pour identifier son influence. En effet, les valeurs d'avance ont été choisies afin de rester dans la zone de débit établie par les essais préliminaires pour éviter une dégradation rapide de l'outil.

Tableau 3.2 – Paramètres des essais de la campagne CAF

Essai	Profondeur de passe (mm)	Vitesse de coupe (m/min)	Avance (mm/dent)
B1	0.5	50	0.1
B2	1.0	50	0.1
B3	1.5	50	0.1
B4	2.0	50	0.1
B5	2.5	50	0.1
B6	3.0	50	0.1
B7	0.5	50	0.3
B8	1.0	50	0.3
B9	1.5	50	0.3
B10	2.0	50	0.3
B11	2.5	50	0.3
B12	3.0	50	0.3

Campagne d'essais en vitesse de coupe (CV)

Les paramètres de coupe utilisés dans la partie CV sont détaillés dans le tableau 3.3 où l'avance et la profondeur de passe sont fixées. Dans cette partie, les valeurs explorées de la vitesse de coupe dépasse le cadre des essais préliminaires afin d'avoir un domaine d'étude élargi.

Tableau 3.3 – Paramètres des essais de la campagne CV

Essai	Profondeur de passe (mm)	Vitesse de coupe (m/min)	Avance (mm/dent)
C1	0.5	40	0.3
C2	0.5	50	0.3
C3	0.5	60	0.3
C4	0.5	70	0.3
C5	0.5	80	0.3
C6	0.5	90	0.3
C7	0.5	100	0.3
C8	0.5	110	0.3
C9	0.5	120	0.3

3.2.2 Intégrité de surface

Rugosité

Essais CAF : paramètre de rugosité R_a

Avec l'Alicona, l'ensemble des paramètres de rugosité présents dans les normes ISO 4287, ISO 12085 et ISO 13565 a été mesuré. Dans la suite, la discussion se concentre sur le paramètre R_a puisque les tendances observées sur ce paramètre se retrouve sur les autres paramètres de rugosité.

La mesure des paramètres de rugosité R_a est présentée dans la figure 3.16. Les points correspondent aux valeurs moyennes et les barres à l'écart-type obtenues par l'ensemble des mesures effectuées dans la zone correspondante. Les mesures sont faites le long de la direction d'avance de manière similaire aux contraintes résiduelles.

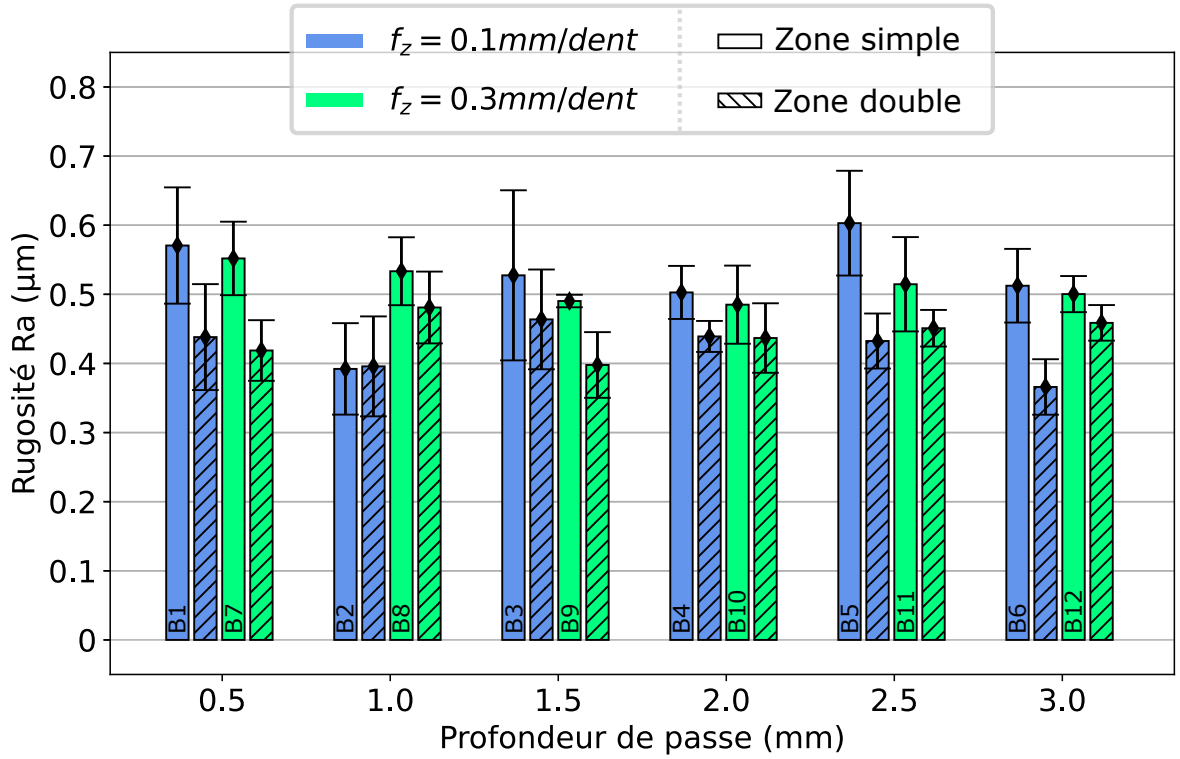


Figure 3.16 – Rugosité R_a en fonction de la profondeur de passe.

Généralement, la surface finale d'usinage correspond à une zone double. Ainsi l'analyse en fonction des paramètres opératoires se base principalement sur les zones doubles sauf spécification contraire.

Concernant la profondeur de passe, elle ne semble pas avoir d'effet sur la rugosité. Cela est dû au fait que la surface finale où la rugosité est mesurée, est générée par l'arête de planage de l'outil quelle que soit la hauteur totale de matière enlevée par la plaquette.

Concernant l'avance à la dent, il ne semble pas non plus y avoir d'influence marquée. Pour certains essais, la rugosité augmente avec l'avance (B2& B8 et B6& B12) voire diminue (B3& B9) tandis que

pour le reste des essais, la rugosité semble stagner avec l'avance. Cependant pour les essais concernés, l'augmentation de la rugosité avec l'avance est relativement faible (au maximum +0.092 μm entre l'essai B6& B12) d'autant plus au regard du standard de finition en industrie de $R_a = 0.8\mu m$. En moyenne sur la campagne CAF, la rugosité R_a est de 0.43 μm.

L'impact de l'avance sur la rugosité est bien moindre que ce qui pouvait être attendu par rapport à la littérature. La différence vient de la géométrie d'outil utilisée. La présence d'une arête de planage a pour principal effet d'effacer l'impact géométrique de l'avance sur la surface. En effet, lors de l'usinage, une zone de la surface voit passer l'arête de planage un nombre de fois équivalent à la longueur de l'arête de planage divisée par l'avance. Dans le cas de la campagne CAF, l'avance varie entre 0.1 et 0.3 mm/dent ce qui signifie que l'outil Iscar avec une arête de planage de 3mm de long passe une même zone entre 20 et 60 fois en comptant les passages de coupe secondaire. Ce nombre élevé de passage permet de générer des surfaces ne dépendant plus de l'avance à la dent choisie.

En comparant la rugosité des zones simples et doubles d'un même essai, il apparaît que la rugosité des zones doubles est systématiquement plus faible ou équivalente à la rugosité des zones simples. En effet, pour les zones simples, la rugosité R_a moyenne est de 0.51 μm. La différence observée pour les zones simples peut provenir du nombre de passages de l'arête de planage sur une surface qui est divisé par 2 par rapport aux zones doubles. Cela montre aussi l'importance de la coupe secondaire pour améliorer la qualité de l'intégrité de surface en usinage.

On peut aussi s'interroger sur le nombre de passages de l'arête de planage sur une même zone. En comparant les essais B1 et B7, on se rend compte que l'arête de planage effectue 30 passages en zone simple pour B1 ($f_z = 0.1mm$) et 10 pour B7 ($f_z = 0.3mm$). Or pour les deux essais, la rugosité R_a est similaire ($R_a = 0.57\mu m$ pour B1 et $R_a = 0.55\mu m$ pour B7). À partir d'un certain nombre de passages de l'arête de planage (à priori inférieur ou égale à 10), la rugosité R_a n'évolue plus. Lorsqu'on s'intéresse à la zone double, pour l'essai B1, l'arête de planage a effectué 60 passages en tout contre 20 pour l'essai B7. Or encore une fois, la rugosité R_a est similaire entre les deux essais ($R_a = 0.44\mu m$ pour B1 et $R_a = 0.42\mu m$ pour B7). Ainsi les 30 passages en zone simple de l'essai B1 génère une rugosité R_a plus grande que les 20 passages en zone double de l'essai B7. En plus d'un effet de saturation du nombre de passages de l'arête de planage, il apparaît que la coupe secondaire (générant une zone double) permet d'améliorer la rugosité obtenue.

Essais CAF : facteur de concentration de contraintes

Nous nous sommes aussi intéressés au facteur de concentration de contraintes qui est un paramètre géométrique de la surface pouvant être plus représentatif que le paramètre R_a pour les études en fatigue. Le facteur de concentration de contraintes K_t a été défini par l'équation suivante (Arola et al., 1999) :

$$K_t = 1 + n\frac{R_a}{\bar{\rho}}\frac{R_t}{R_z} \tag{3.2}$$

où $\bar{\rho}$ est le rayon effectif de la vallée du profil, R_t est la hauteur du pic à la vallée, R_z est la rugosité en dix points, n = 1 pour la charge de cisaillement et n = 2 pour la tension uniforme (ce qui a

été choisi pour les essais). $\bar{\rho}$ est le rayon moyen des vallées les plus étroites (moyenne faite sur 10 vallées). La mesure des rayons moyens de vallée ρ nécessaire pour le calcul de $\bar{\rho}$ est montrée sur la figure 3.17.

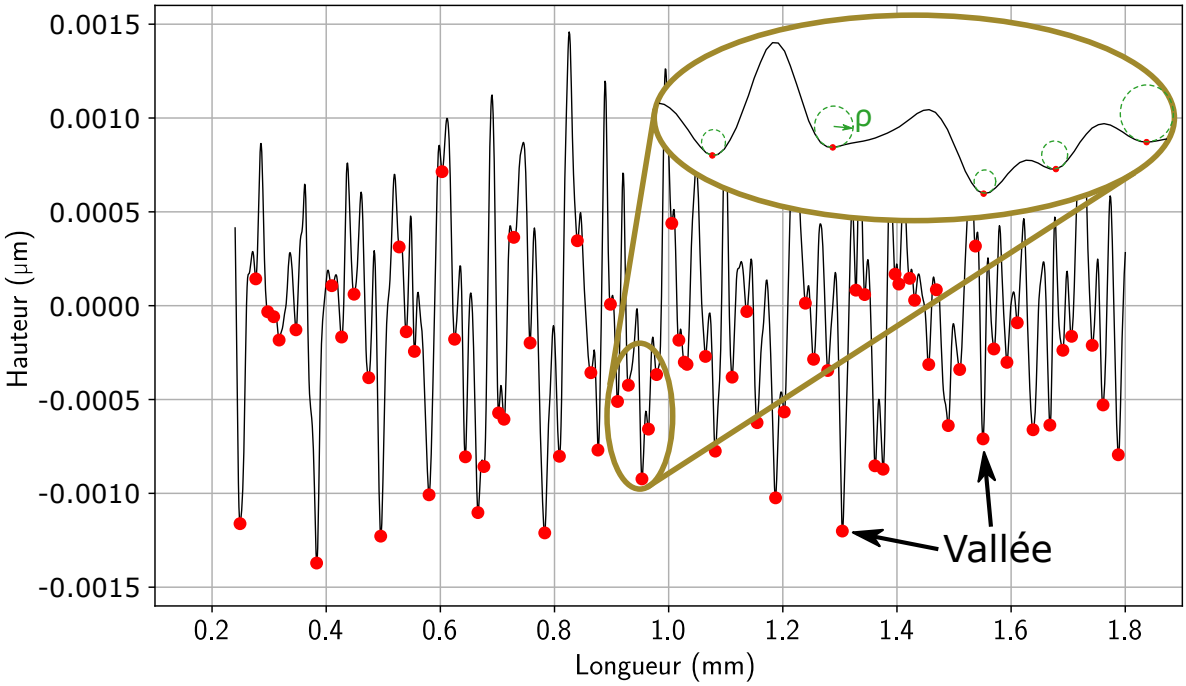


Figure 3.17 – Profil de rugosité sur lequel est mesuré le rayon des vallées.

La relation entre la rugosité et la durée de vie en fatigue a été établie dans la littérature. Cependant, il n'y a pas de consensus sur le paramètre de rugosité le plus pertinent pour le comportement en fatigue. Certaines études utilisent le paramètre classique R_a comme [Jinlong et al. (2021) et Moussaoui et al. (2015a)] tandis que d'autres études soutiennent que le facteur de concentration des contraintes K_t est plus représentatif comme dans celles de [Suraratchai et al. (2008) et Yao et al. (2013)]. Afin de prendre en compte ces différentes approches du lien rugosité/fatigue, le facteur de concentration des contraintes K_t a été mesuré dans la suite en complément du paramètre de rugosité R_a.

En calculant le K_t pour chaque essai à partir des profils de rugosité, on obtient la figure 3.18 en fonction de a_p pour deux niveaux d'avance.

Comme pour les paramètres de rugosité présentés précédemment, le facteur de concentration des contraintes K_t ne semble pas évoluer avec l'avance ou la profondeur de coupe. Les faibles valeurs obtenues ($K_t < 1.06$) sont bénéfiques pour le comportement en fatigue car cela signifie que la surface présente peu de zones à fortes concentrations de contraintes pouvant plus facilement initier une fissure. [Yao et al. (2013)] ont étudié la relation entre le facteur de concentration des contraintes et la durée de vie en fatigue. Lors du fraisage de l'alliage de titane TB6, ils ont généré des facteurs de concentration de contraintes allant de 1,02 à 1,51 sur différentes éprouvettes, puis ont réalisé des essais de fatigue en traction sur ces éprouvettes. À $K_t = 1{,}02$, la durée de vie en fatigue a été

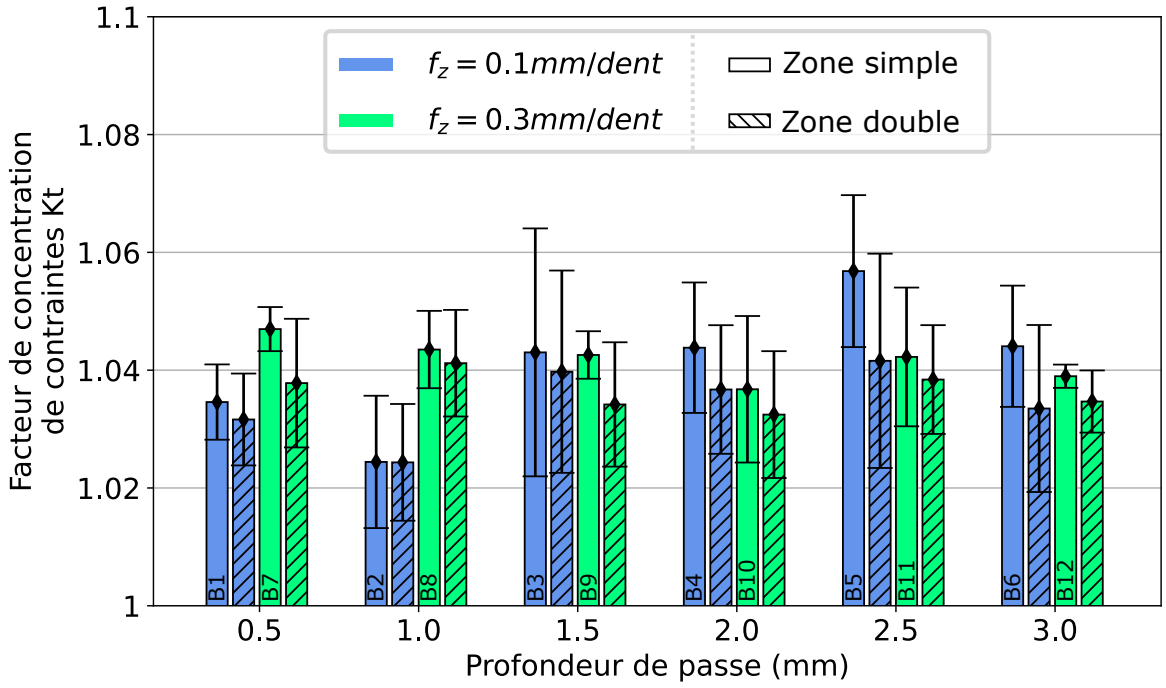


Figure 3.18 – Facteur de concentration de contraintes K_t en fonction de la profondeur de passe.

améliorée d'environ 43,22% par rapport au spécimen à K_t =1,51. Ainsi, avec un K_t moyen de 1,04, l'effet devrait être bénéfique pour la durée en fatigue. Les différentes valeurs de K_t obtenus sont du même ordre pour avoir un effet significatif sur la fatigue.

Essais CV : paramètres de rugosité classiques

De manière similaire à la campagne CAF, les paramètres de rugosité classiques et le facteur de concentration de contraintes ont été mesurés pour la campagne CV. Les résultats sont présentés sur la figure 3.19. Les points et les barres d'erreur ont la même signification qu'auparavant.

Dans les zones doubles, à basse vitesse de coupe, la rugosité augmente jusqu'à l'essai à $V_C = 60m/min$. Puis la rugosité diminue jusqu'à l'essai à $V_C = 90m/min$. Il y a à nouveau une augmentation puis une diminution lorsque V_C atteint le domaine de haute vitesse de coupe. Les variations de rugosité avec la vitesse de coupe sont significatives mais restent de faible amplitude. En effet, comme pour la campagne CAF, la moyenne de rugosité R_a est de 0.41 μm encore bien inférieur au standard industriel de R_a.

Au vu de l'évolution de R_a en fonction de la vitesse de coupe, on ne peut pas donner de tendance mais quelle que soit la vitesse de coupe, le R_a obtenu est dans l'intervalle $0.43 \pm 0.1\mu m$.

De même qu'auparavant, la différence entre zone simple et zone double est bien marquée avec la rugosité des zones simples toujours supérieures à celle des zones doubles. On peut remarquer qu'avec l'augmentation de la vitesse de coupe, les écart-types sont plus importants ce qui traduit des surfaces moins régulières qu'à faible vitesse de coupe. Ce phénomène est particulièrement marqué

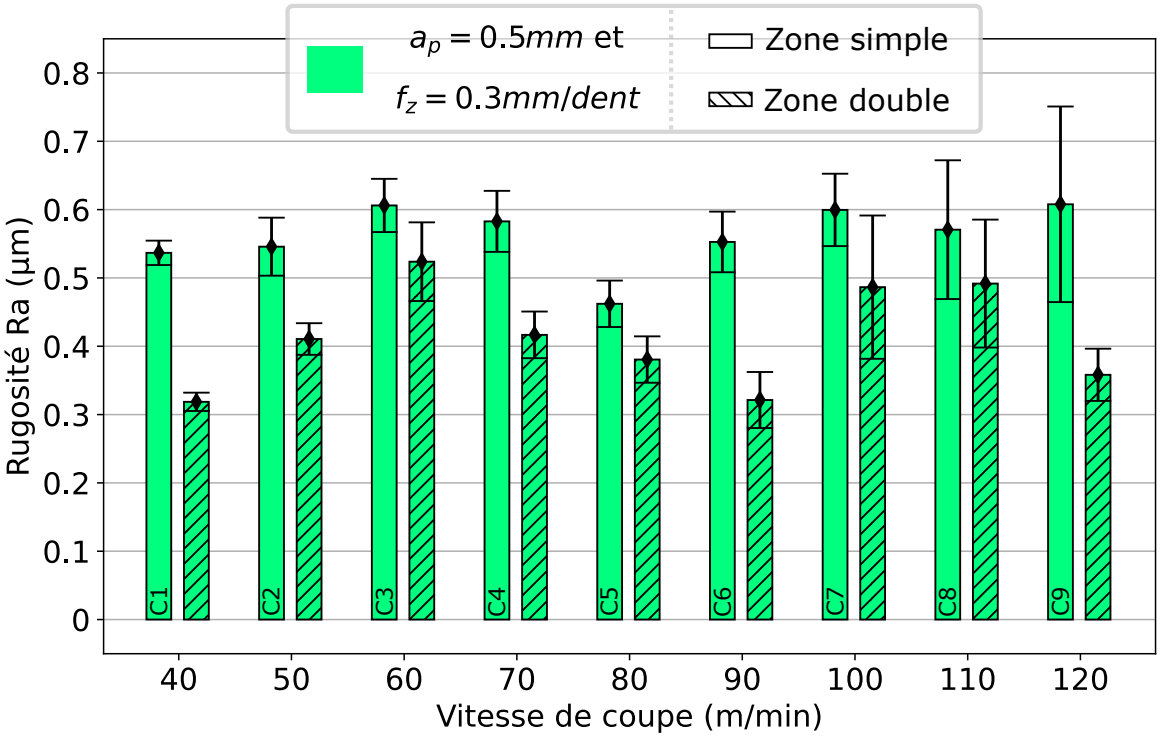


Figure 3.19 – Rugosité R_a en fonction de la vitesse de coupe.

sur la rugosité des zones simples. La même analyse concernant les zones simples et doubles peut être faite à savoir que l'obtention de la surface finale avec deux sens de balayage (coupe principale puis coupe secondaire) augmente considérablement la qualité de la surface.

Essais CV : facteur de concentration de contraintes

Le facteur de concentration de contraintes K_t a été calculé pour la campagne CV et les résultats sont présentés dans la figure 3.20.

Comme précédemment, l'évolution du facteur de concentration de contraintes est similaire à celles des paramètres R_a et R_t tout comme la différence entre zones simples et zones doubles.

On peut aussi remarquer l'amplification des écart-types avec la vitesse de coupe qui est plus importante que pour les paramètres de rugosité classiques. Cela vient du calcul du facteur de concentration de contraintes qui mélange 3 paramètres de rugosité ainsi qu'une mesure locale du rayon de vallée. Cela permet de rendre plus visible le fait que les surfaces ont des profils de rugosité ayant des variations plus importantes le long de la direction d'avance lors d'un usinage à haute vitesse de coupe.

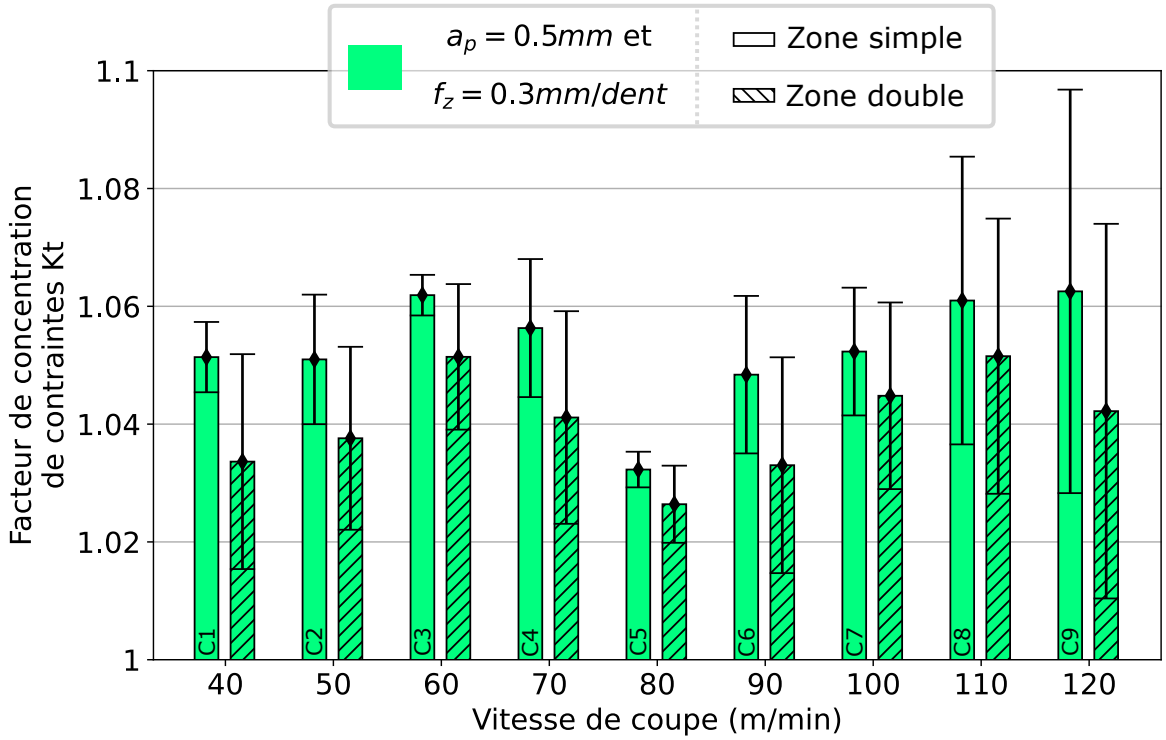


Figure 3.20 – Facteur de concentration de contraintes K_t en fonction de la vitesse de coupe.

Contraintes résiduelles

Les contraintes résiduelles ont été mesurées le long de la direction d'avance. Pour chaque essai, la valeur mesurée correspond à la moyenne des 5 mesures effectuées nonobstant la zone (simple ou double) de la mesure (voir Chapitre 2).

Les figures 3.21 et 3.22 synthétisent l'ensemble des contraintes résiduelles mesurées en surface pour les campagnes CAF et CV montrant qu'elles sont en forte compression. En moyenne, les contraintes résiduelles sont de -592 MPa pour la campagne CAF (Fig. 3.21) et de -457 MPa pour la campagne CV (Fig. 3.22). Les écarts en moyenne entre ces campagnes semblent importants surtout pour les essais où les conditions de coupe sont identiques (B7 & C2). Cependant les incertitudes de mesures sont tout aussi importantes pour les raisons évoquées dans le chapitre précédent. Cela ne rend pas les résultats présentés ici incompatibles mais encourage tout de même à prendre un certain recul sur l'analyse de chaque campagne.

Pour la campagne CAF, les mesures de contraintes résiduelles de surface (Fig. 3.21) ont donné des contraintes résiduelles qui semblent indépendantes de l'avance et de la profondeur de passe surtout en prenant en compte les incertitudes.

Pour la campagne CV, les contraintes résiduelles de surface (Fig. 3.22) ne semblent pas non plus dépendre de la vitesse de coupe.

Comme pour la rugosité, les paramètres opératoires (vitesse de coupe, avance et profondeur de passe) ne semblent pas influer sur les contraintes résiduelles malgré ce qui est observé dans la littérature.

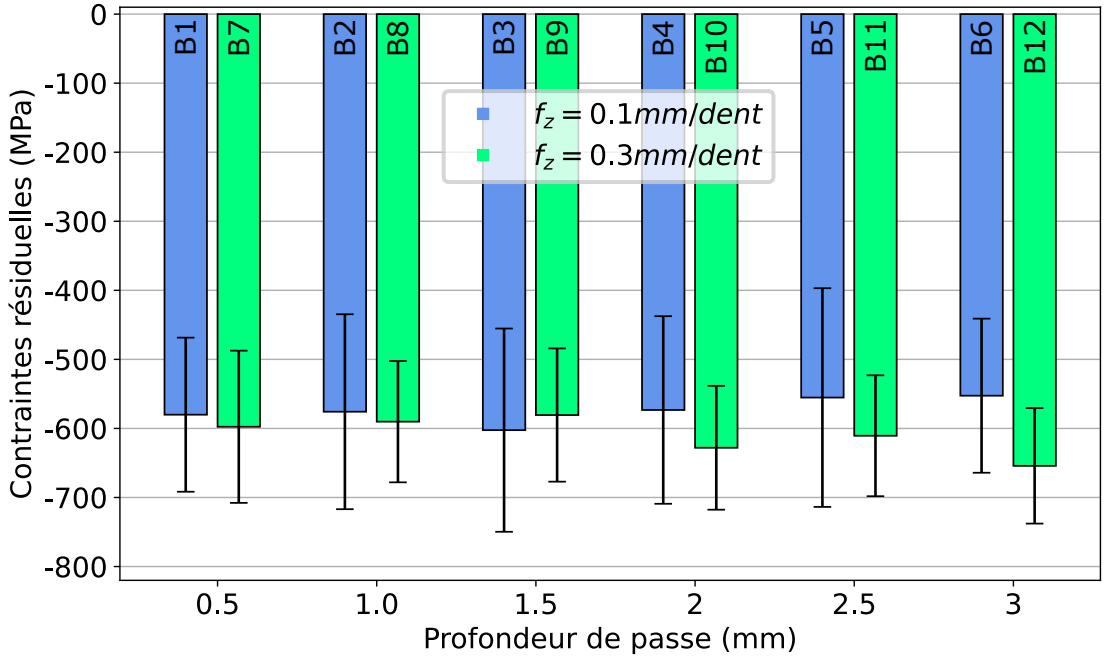


Figure 3.21 – Contraintes résiduelles en fonction de la profondeur de passe à $V_C = 50m/min$.

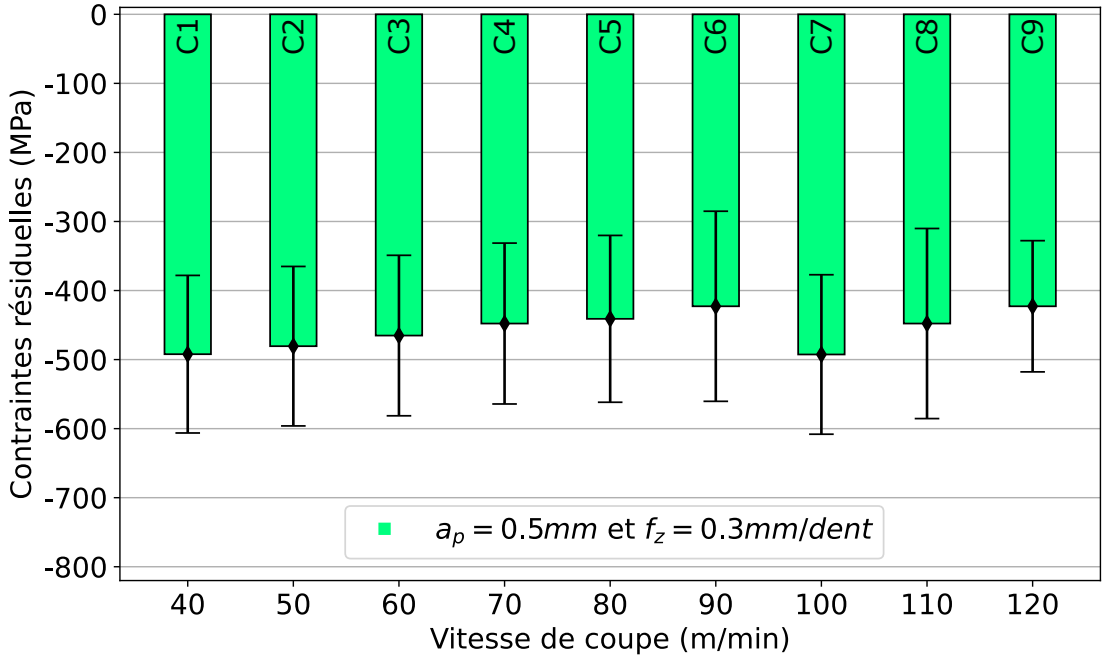


Figure 3.22 – Contraintes résiduelles en fonction de la vitesse de coupe.

Les multiples passages de l'arête de planage sur une même zone semblent saturer les contraintes résiduelles de la surface usinée en appliquant successivement des sollicitations mécaniques. À chaque passage, l'arête de planage est au contact de la surface et applique des efforts comme l'a montré la mesure des forces de coupe de la campagne préliminaire (Fig. 3.3). Les passages successifs de

l'arête de planage vont affecter à chaque fois la surface et amplifier les contraintes résiduelles de compression jusqu'à un maximum atteint après un certain nombre de passages. Le nombre de passages nécessaire pour atteindre l'effet de saturation en contraintes résiduelles est, avec les essais effectués dans la campagne principale, inférieur ou égale à 10 passages en zone simple et 10 passages en zone double comme ce qui avait constaté pour la rugosité.

Des mesures de profils de contraintes résiduelles en sous-surface ont été mises en place mais n'ont pas donné de résultats exploitables. Les détails à propos de la méthode utilisée sont présentés dans l'annexe B.

Microstructure

Afin d'étudier la profondeur affectée par l'usinage, nous nous intéressons à la microstructure. Le travail de préparation et d'analyse étant long et coûteux, seuls quelques échantillons ont été étudiés venant des essais B1, B7, C5 et C9. Le choix de ces essais permet d'avoir une étude de la microstructure sur deux niveaux d'avance (B1 et B7) ainsi que sur 3 niveaux de vitesse de coupe (B7, C5 et C9). Pour ces essais, deux échantillons de surface ont été prélevés venant de la zone simple et de la zone double. Après analyse au MEB-EBSD, les cartographies KAM (Fig. 3.23) montrent pour chaque essai et zone, 3 domaines en sous-surface.

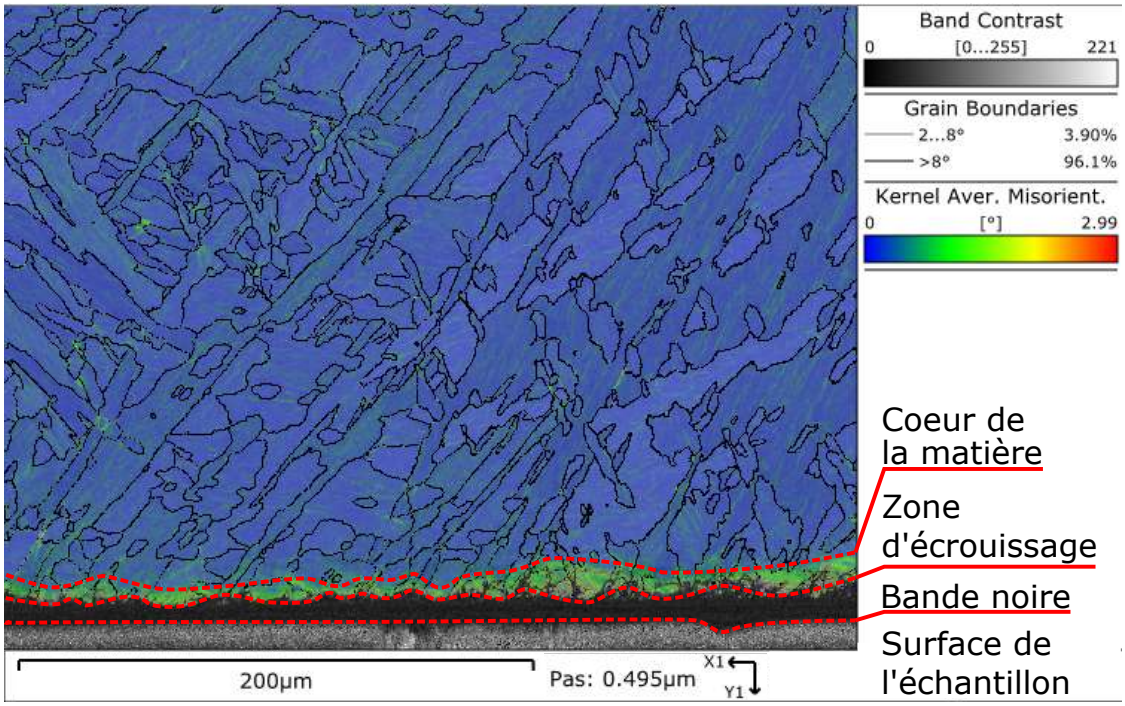


Figure 3.23 – Cartographie KAM de l'essai B5 en zone double.

Le premier domaine, au plus proche de la surface, correspond à un écrouissage très important. Le MEB-EBSD ne parvient pas à mesurer une désorientation locale dans ce domaine et apparaît en noir sur les cartographies KAM. Le deuxième domaine correspond à un écrouissage important mais dont la désorientation locale peut être mesurée. Ce domaine s'étend de la bande noire jusqu'au coeur

de la matière. Le dernier domaine correspond au coeur de la matière où il n'y a pas d'écrouissage important et locale, la désorientation est proche de 0°.

Par analyse d'images des cartographies KAM, l'épaisseur des zones écrouies a été mesurée pour chaque éprouvette (Fig. 3.24).

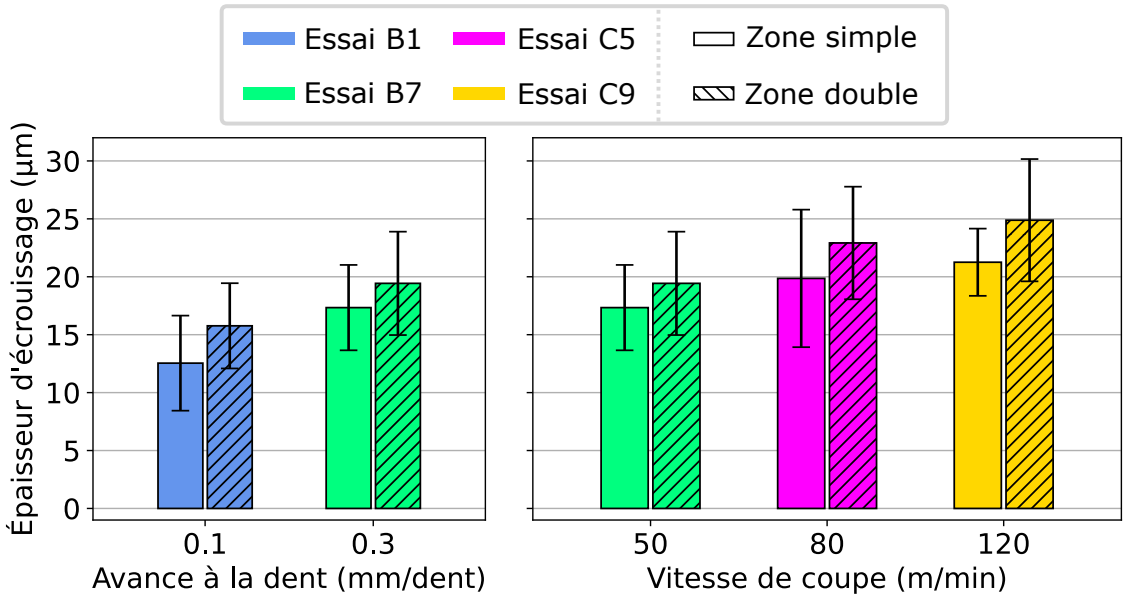


Figure 3.24 – Épaisseur d'écrouissage en fonction de l'avance à gauche et de la vitesse de coupe à droite.

L'épaisseur d'écrouissage (comprenant l'épaisseur de la bande noire et de la zone d'écrouissage) augmente avec l'avance et la vitesse de coupe. L'augmentation de cette épaisseur avec l'avance peut venir des forces de coupes plus importantes et donc aurait une origine mécanique. Pour la vitesse de coupe, l'augmentation pourrait venir de la plus grande chaleur générée et donc aurait une origine thermique.

On constate aussi une différence d'épaisseur écrouie entre les zones simples et doubles. Cette différence vient du passage supplémentaire de l'outil sur la surface lors de la coupe secondaire qui vient appliquer à nouveau des efforts mécaniques sur la surface usinée de la coupe principale.

La présence d'une zone écrouie devrait avoir un effet positif sur la tenue en fatigue d'après la littérature puisque dans cette zone, la taille des grains est plus petite qu'au cœur de la matière ([Lütjering (1998), Telrandhe et al. (2017) et G. Wu et al. (2013)]). L'influence de l'épaisseur est cependant à étudier plus en détails.

3.2.3 Conclusions

La mesure des différents paramètres de rugosité à travers les campagnes CAF et CV ont montré que les paramètres opératoires n'avaient pas d'influence notable sur la rugosité de la surface finale qui est largement dans les standards industriels de finition en usinage. La géométrie de l'outil avec

la présence de l'arête de planage est la raison principale de ce phénomène. Celle-ci gouverne à travers les nombreux passages, l'état final de la surface quels que soient les paramètres opératoires.

L'analyse des contraintes résiduelles montre que, malgré de fortes incertitudes de mesures, les surfaces sont compressives pour tous les essais. Aucune tendance significative ne peut être dégagée au regard des paramètres opératoires. L'hypothèse avancée sur l'uniformisation des contraintes résiduelles avec les paramètres opératoires, porte sur la répétition des passages de l'arête de planage sur une même zone de la surface qui viendrait affecter mécaniquement la surface jusqu'à un maximum de compression.

Des travaux antérieurs sur des outils de coupe sans arête de planage montrent une influence significative des paramètres opératoires sur la rugosité ([Ginting et al. (2009) et Sun et al. (2009)]) et sur les contraintes résiduelles ([Rao et al. (2011) et Sun et al. (2009)]). La présence de l'arête de planage peut expliquer la différence avec la littérature sur l'influence des paramètres opératoires sur la rugosité et les contraintes résiduelles.

L'étude de la microstructure a montré des résultats intéressants sur l'influence de l'usinage en sous-surface. En sous-surface, l'épaisseur de Ti-6Al-4V écrouie a pu être mesurée sur quelques essais. Contrairement aux autres paramètres d'intégrité de surface, l'épaisseur est influencée par l'avance (influence mécanique) et par la vitesse de coupe (influence thermique). La distinction entre zones simples et doubles permet de renforcer l'hypothèse sur les multiples passages de l'arête de planage qui vient affecter à chaque passage la surface.

3.3 Essais à très faible profondeur de passe (SMIC)

3.3.1 Contexte & objectifs

La campagne d'essais principale a mis en lumière l'importance de l'arête de planage dans la génération de chacun des aspects de l'intégrité de surface en supplantant l'effet des paramètres opératoires mis à part sur l'épaisseur écrouie. Grâce à l'analyse de la microstructure de la partie précédente, il apparaît que l'épaisseur écrouie est de l'ordre de la vingtaine de microns en moyenne.

La campagne d'essais suivante a pour objectif d'influencer l'intégrité de surface générée et plus particulièrement les contraintes résiduelles. En réalisant des passages à très faible profondeur de passe à partir d'une surface usinée préalablement, les essais devraient profiter de la présence de la couche écrouie pré-existante et donc potentiellement permettre de générer des contraintes résiduelles compressives supplémentaires. Pour cela, la profondeur de passe utilisée dans les différentes stratégies sera choisie inférieure ou égale à 20 microns. La machine-outil à commande numérique permet de réaliser des usinages à de tels profondeurs de passe grâce à la résolution de 1 μm du codeur sur l'axe z. Dans ce contexte, seule l'arête de planage travaille lors de la coupe et dans un domaine où l'épaisseur usinée est inférieure au rayon d'acuité R_β qui est d'environ 25 μm pour l'outil Iscar.

Stratégie des micro-copeaux (SMIC)

Les essais à faible profondeur de passe se déroulent en deux étapes. La première consiste à usiner une surface de référence dont l'intégrité de surface est connue. L'essai choisi pour cela correspond aux conditions des essais B7 et C2, soit $V_c = 50$ m/min, $f_z = 0.3$ mm/dent et $a_p = 0.5$ mm. La seconde consiste à réaliser une des stratégies des micro-copeaux présentées dans le tableau 3.4 à partir de la surface de référence. Toutes les stratégies ont été réalisées à une vitesse de coupe et une avance égale à la première étape.

Tableau 3.4 – Stratégie des micro-copeaux

Essai	Étape 1	Étape 2	Étape 3
D1	Usinage à $a_p = 5\mu m$	\	\
D2	Usinage à $a_p = 5\mu m$	Usinage à $a_p = 5\mu m$	\
D3	Usinage à $a_p = 5\mu m$	Usinage à $a_p = 5\mu m$	Usinage à $a_p = 5\mu m$
D4	Usinage à $a_p = 10\mu m$	\	\
D5	Usinage à $a_p = 10\mu m$	Usinage à $a_p = 10\mu m$	\
D6	Usinage à $a_p = 20\mu m$	\	\

3.3.2 Résultats

Nous présentons dans cette section les mesures de rugosité et des contraintes résiduelles.

Rugosité

La rugosité R_a a été mesurée pour chacune des stratégies (Fig. 3.25) et comparée à celle de la surface de référence ($R_a = 0.41\mu m$). Comme pour les campagnes précédentes, la différence entre zones simples et doubles est fortement marquée. En s'intéressant aux zones doubles, on constate que la rugosité R_a est toujours inférieure à la référence après application d'une stratégie micro-copeaux. Le gain en rugosité est au maximum de 0.09 μm pour la stratégie D1 mais devient quasiment négligeable pour la stratégie D6 avec 0.02 μm.

Le calcul du facteur de concentration pour chaque stratégie (Fig. 3.26) montre des résultats similaires à la rugosité R_a. En effet, l'application d'une stratégie micro-copeaux a amélioré de manière plus significative le facteur de concentration de contraintes par rapport à l'essai de référence. L'application des stratégies SMIC a permis d'augmenter le rayon moyen des vallées $\bar{\rho}$. Ainsi, la tenue en fatigue après stratégie micro-copeaux devrait être améliorée.

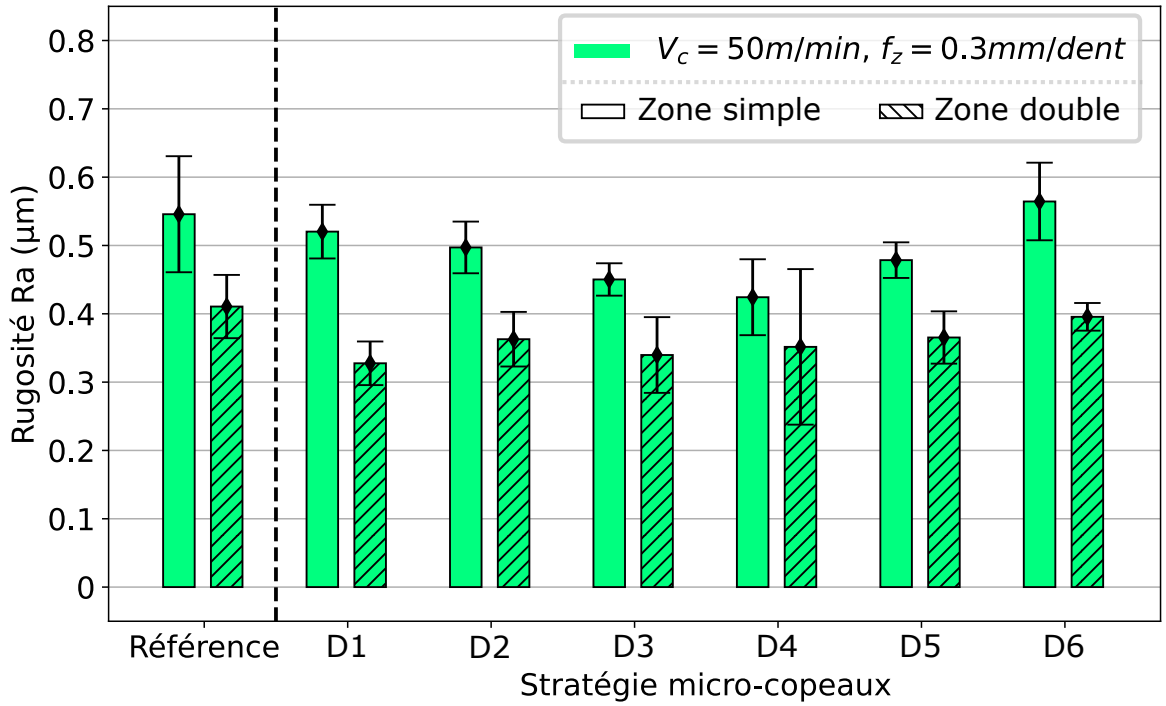


Figure 3.25 – Rugosité Ra en fonction des différentes stratégies micro-copeaux

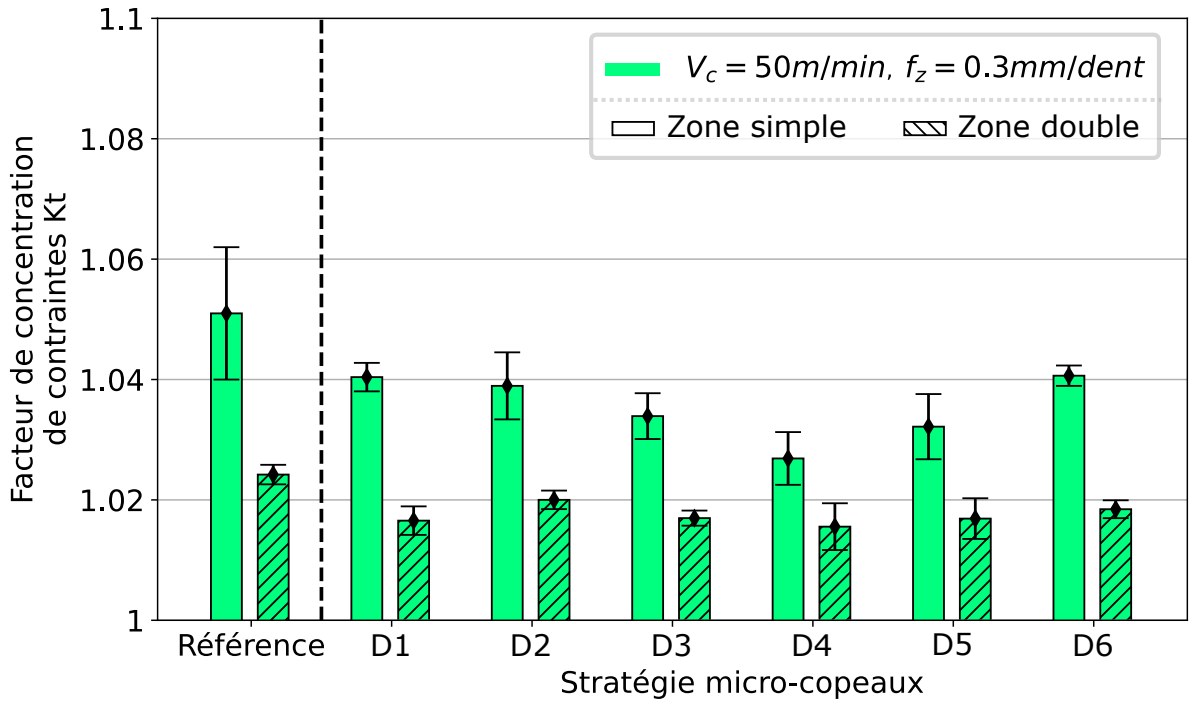


Figure 3.26 – Facteur de concentration de contraintes K_t en fonction des différentes stratégies micro-copeaux

Contraintes résiduelles

Comme pour les essais précédents, les contraintes résiduelles mesurées sont en compression. Cependant, quelle que soit la stratégie utilisée, les contraintes résiduelles ont des niveaux similaires à l'état de référence (Fig. 3.27).

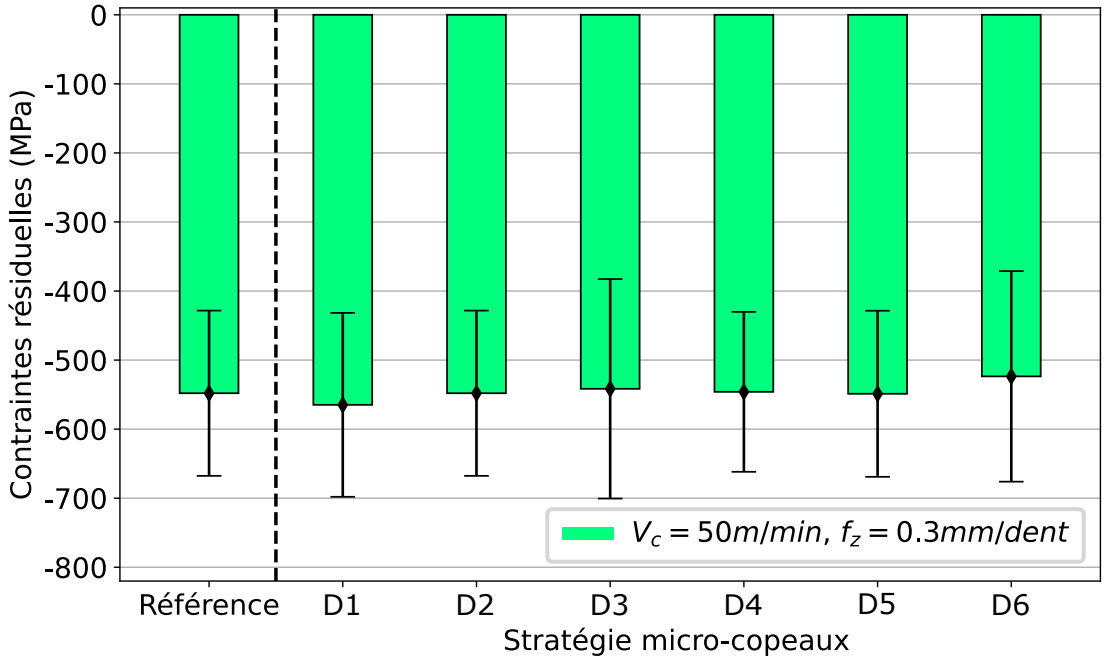


Figure 3.27 – Contraintes résiduelles en fonction des différentes stratégies micro-copeaux

La stratégie des micro-copeaux apparaît inefficace pour influencer les contraintes résiduelles de surface. Cependant, au vu de l'étude de microstructure sur les campagnes CAF et CV, il est possible que l'impact en sous-surface des stratégies micro-copeaux soit plus important et pourrait conduire à des profils de contraintes résiduelles en profondeur s'éloignant de la référence. Les mesures de microstructure n'ont pas pu être effectuées à cause de problèmes d'accès aux moyens d'essais correspondant.

3.3.3 Conclusions

L'application de stratégie micro-copeaux n'a pas l'effet escompté sur l'intégrité de surface et en particulier sur les contraintes résiduelles. Elle a un effet positif global sur la rugosité. Cependant l'apport des stratégies micro-copeaux est à relativiser puisque la rugosité de référence était déjà de bonne qualité selon les standards industriels. Ainsi effectuer une opération d'usinage supplémentaire peut être superflue par rapport au gain potentiel sur la rugosité. Quant aux contraintes résiduelles, aucun effet significatif n'a été relevé en surface. Cela pourrait provenir d'un effet de saturation en contraintes sur la surface. Dans ce cas, les passages successifs de la planeuse lors de l'essai de référence sont assimilables aux essais SMIC au vu de l'intégrité de surface obtenue. Cependant il est aussi possible que les contraintes résiduelles générées par les essais SMIC soient trop faibles pour

être mesurées de manière significative. L'étude ultérieure des contraintes résiduelles en profondeur (voir annexe B) permettrait de compléter l'analyse.

3.4 Observation de la coupe sur l'arête de planage

3.4.1 Protocole & limites de l'étude

Nous cherchons à comprendre visuellement ce qu'il se passe lors de la coupe principale et la coupe secondaire du point de vue de la formation du copeau. L'objectif de cette section est d'observer la formation de copeau sur l'arête de planage lors de l'usinage afin de mieux appréhender la localisation de la coupe en fonction du domaine de coupe et l'aspect visuel des copeaux formés.

Dans cette section, l'observation par caméra rapide a été réalisée sur des essais ayant les mêmes paramètres opératoires que l'essai B4 (V_c = 70 m/min, f_z = 0.3 mm/dent et a_p = 0.5 mm). Cependant, l'essai s'est déroulé sans lubrification. Le bloc de matière a été pris en étau de manière à pouvoir observer la coupe principale et la coupe secondaire en fonction de la direction d'avance (Fig. 3.28). La direction en amont (en bleu) correspond à l'observation de la coupe principale et la direction en aval (en orange) à l'observation de la coupe secondaire.

Aucune étude d'intégrité de surface n'a été réalisée sur ces essais puisque l'absence de lubrification introduit une forte variabilité thermique au niveau de la surface rendant la comparaison délicate avec les essais précédents.

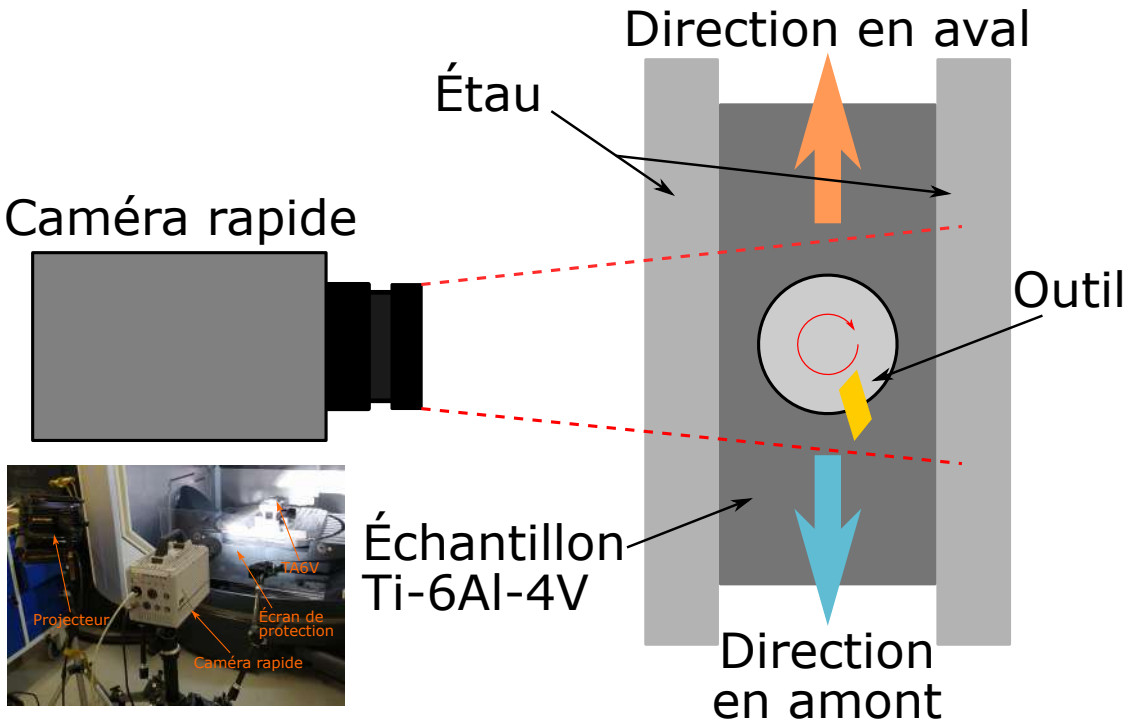


Figure 3.28 – Schéma représentant les deux directions d'observations.

3.4.2 Analyse des résultats

Copeau de la coupe principale

Lors de la coupe principale, le copeau formé a en théorie une section dont la forme est modélisée dans la figure 3.29. Le copeau se forme de manière continue durant la coupe principale et se situe sur la section de l'arête de planage proche de l'arête de coupe principale (Fig. 3.30).

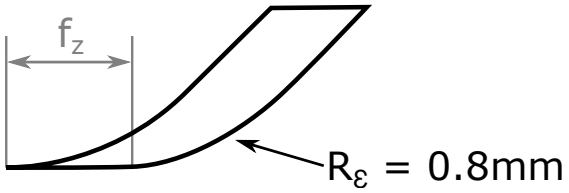


Figure 3.29 – Forme du copeau lors de la coupe principale.

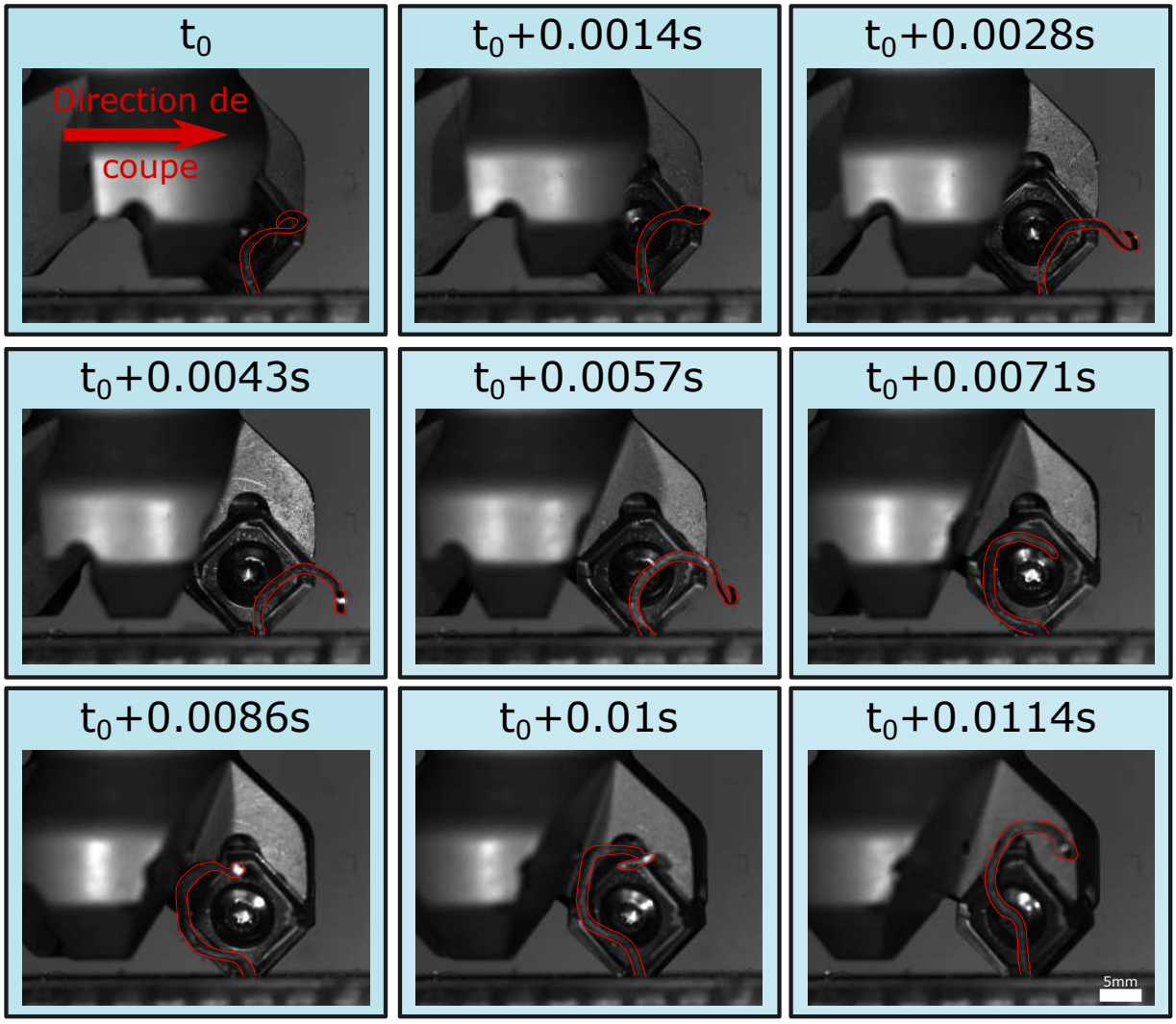


Figure 3.30 – Formation du copeau (surligné en rouge) lors de la coupe principale pour l'essai B4 à sec.

Pour certains des essais réalisés, des copeaux de la coupe principale ont été récupérés (Fig. 3.31). Ils ont été identifiés grâce à leur épaisseur correspondant environ à la profondeur de passe.

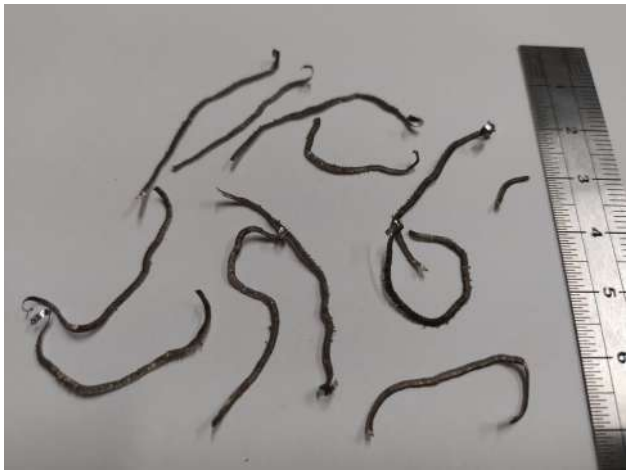


Figure 3.31 – Copeaux de la coupe principale récupérés après un essai B4.

Tous ces copeaux présentent un aspect en dent de scie et sont d'une longueur importante. Sur la plupart des copeaux, il est possible de voir le début de coupe du copeau caractérisé par un fort enroulement du copeau sur lui-même. Sur la figure 3.30, cet enroulement est bien visible sur les images 3 et 5.

Copeau de la coupe secondaire

Lors de la coupe secondaire (Fig. 3.32), un copeau à la fois moins épais et moins large se forme sur l'arête de planage. Le copeau se forme du coté opposé de l'arête de planage par rapport à la coupe principale. Ce côté correspond à la surface usinée n'ayant pas encore eu de coupe secondaire. Ainsi cette surface après la coupe principale présente le plus fort retour élastique et est donc la plus sensible de former un copeau au passage de l'arête de planage. Contrairement à la coupe principale, le copeau est plus fragile (car plus fin) et ne parvient pas toujours à rester entier sur la durée de la coupe secondaire comme illustré sur la figure 3.32 entre les images 6 et 7. Ce phénomène est amplifié par l'utilisation d'un flux d'air pendant l'usinage. Ce flux d'air orienté dans la direction de coupe était nécessaire pour expulser les copeaux venant de la coupe principale afin de laisser le champ libre à l'observation des copeaux secondaires. Le flux d'air est aussi responsable de la forte orientation du copeau vers la direction de coupe.

On peut aussi remarquer la présence de matière accrochée sur le reste de la matière (Fig.3.33). L'amas de copeaux pourrait venir s'accumuler au cours de la coupe (principale et secondaire). Cependant, il pourrait aussi venir de la présence d'une arête rapportée ou composée de morceaux de copeaux. Pour déterminer l'origine de l'amas de copeaux, il est nécessaire de changer le dispositif expérimental. En effet, la résolution actuelle de l'objectif est actuellement trop faible pour observer l'amas de copeaux.

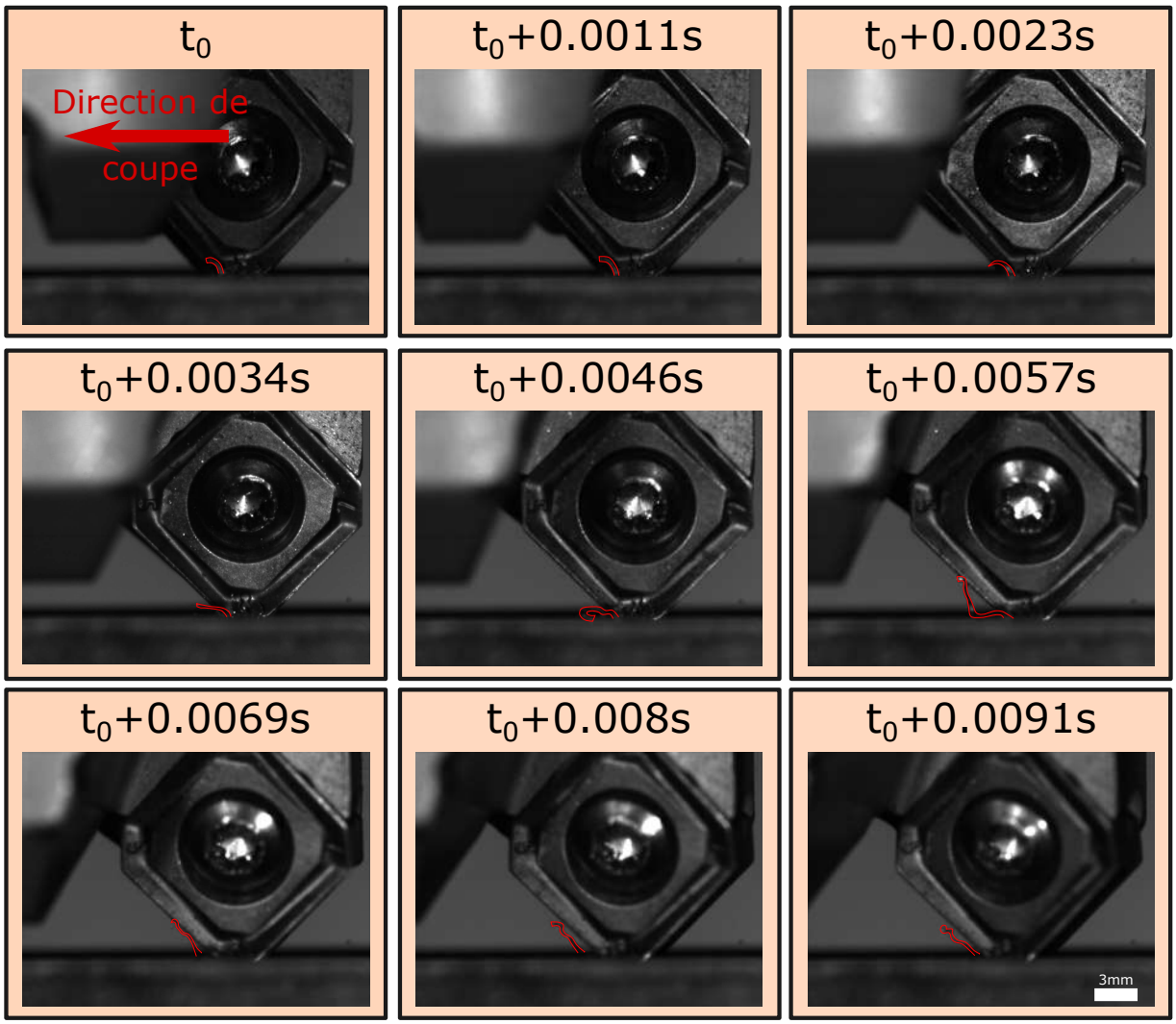


Figure 3.32 – Formation du copeau (surligné en rouge) lors de la coupe secondaire pour l'essai B4 à sec.

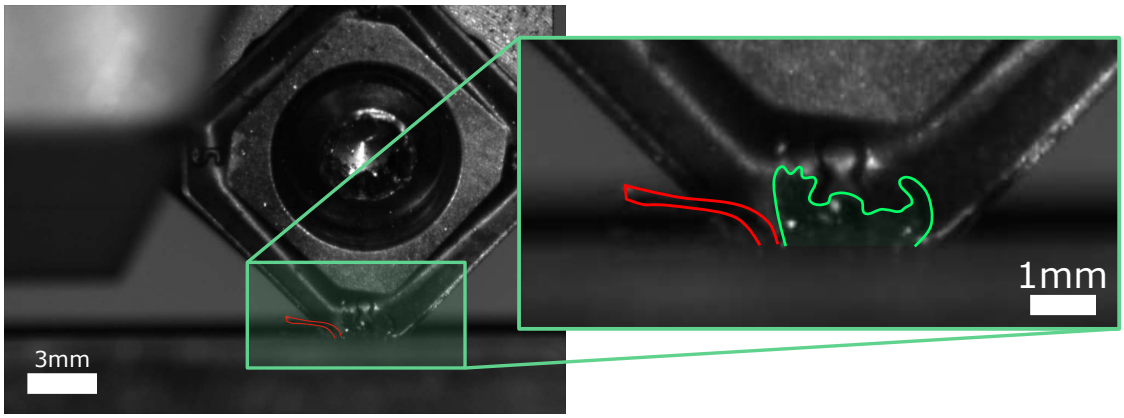


Figure 3.33 – Présence d'un amas de copeaux (en vert) sur l'arête de planage adjacent au copeau secondaire (en rouge) à l'instant $t_0 + 0.0034s$.

3.4.3 Conclusions

L'observation par caméra rapide de la coupe lors de l'usinage avec l'outil Iscar a permis de détecter les copeaux venant des coupes principales et secondaires. Les copeaux de la coupe principale possèdent tous un aspect similaire : continu et festonné. Pour la coupe secondaire, les images de caméra rapide révèle un copeau à l'endroit attendu sur l'arête de planage, c'est-à-dire à l'opposé du copeau principal. Le copeau secondaire témoigne du fait que la coupe secondaire vient effectivement enlever de la matière. Ce copeau est plus fin et plus fragile que le copeau principal. Lors de la coupe secondaire, la profondeur de coupe est bien plus faible et correspond au retour élastique de la matière après la coupe principale. Un autre aspect de la coupe secondaire mis en lumière par cet étude est la présence d'un amas de copeaux dont l'origine n'est pas établie. Lors de la coupe secondaire, la profondeur de coupe très faible n'a pas pu être mesurée ou estimée à partir des copeaux qui n'ont pas pu être récupérés et identifiés.

3.5 Conclusions sur la finition avec une arête de planage dans un domaine conventionnel

L'usinage du Ti-6Al-4V dans un domaine conventionnel avec un outil possédant une arête de planage a permis l'observation du rôle de celle-ci sur l'intégrité de surface.

Les essais préliminaires (cf. Section 3.1) ont permis de définir un espace de travail pour les outils de coupe sans dégradation rapide et ont montré des premiers résultats d'intégrité de surface qui ont été explorés plus en détails dans les campagnes suivantes. Ils ont aussi mis en avant la différence entre les deux domaines de coupe (zones simples et doubles) sur l'intégrité de surface. Cela a montré l'importance de la coupe secondaire lors de l'usinage qui contribue aussi à l'enlèvement de matière comme le montre l'observation de la coupe sur l'arête de planage (cf. Section 3.4).

Dans la campagne d'essais principale (cf. Section 3.2), trois paramètres (profondeur de passe, avance à la dent et vitesse de coupe) ont été étudiés dans le domaine opératoire défini par les essais préliminaires. L'analyse de la rugosité et des contraintes résiduelles a confirmé les résultats des essais préliminaires. Les résultats, pour ces deux aspects, semblent très positifs pour la tenue en fatigue. Dans la littérature, de nombreuses études montrent l'influence des paramètres opératoires sur la rugosité et les contraintes résiduelles. Dans l'étude présentée ici, les paramètres n'ont pas d'influence significative sur la rugosité et les contraintes résiduelles. L'hypothèse principale expliquant cette différence avec la littérature est l'utilisation d'un outil avec une arête de planage. En effet, la présence d'une arête de planage, par ses multiples passages sur une même surface, va affecter la surface successivement jusqu'à converger vers une surface "unique" qui ne semble pas dépendre des paramètres opératoires dans le domaine étudié. Cependant l'indépendance vis-à-vis des paramètres opératoires ne concerne pas l'aspect métallurgique de l'intégrité de surface. En examinant la microstructure, il apparaît que l'écrouissage en sous-surface dépend de l'avance et de la vitesse de coupe, respectivement à cause des sollicitations mécaniques et thermiques. L'hypothèse d'une

surface uniformisée par l'arête de planage est renforcée avec l'impact en sous-surface de celle-ci. En effet, chaque passage de l'arête de planage va engendrer des sollicitations mécaniques et thermiques qui vont s'ajouter aux précédentes. L'accumulation des sollicitations va se traduire par une épaisseur de matière de plus en plus importante tout en conservant la surface "unique" générée par l'arête de planage sous contrainte maximale.

La campagne d'essais SMIC (cf. Section 3.3) correspond à une tentative de surgénérer une intégrité de surface positive pour la durée de vie à partir de l'arête de planage et d'une passe préliminaire de finition en se plaçant dans le domaine du micro-copeau. Les profondeurs de passe utilisées dans les différentes stratégies sont inférieures à l'épaisseur écrouie par la passe de finition ce qui permet de conserver l'écrouissage en sous-surface généré par l'essai de référence. Cependant, les résultats n'ont pas été concluants sur l'intégrité de surface. Avec l'application de stratégies micro-copeaux, la rugosité présente une faible amélioration tandis que les contraintes résiduelles ne semblent pas affectées. Cela vient ajouter du poids à l'hypothèse de génération de surface "unique" par l'arête de planage. Une étude de la microstructure en profondeur permettrait de compléter l'étude bien que l'intérêt industriel des stratégies micro-copeaux est faible étant donné que leur obtention nécessite des opérations d'usinage supplémentaires.

Dans ce chapitre, l'étude de l'intégrité de surface après usinage a permis de constater une forme d'unicité des surfaces quels que soient les paramètres opératoires choisis. Cette surface "unique" dépend seulement de la présence de l'arête de planage. En sous-surface, les paramètres opératoires influencent notamment l'épaisseur de matière écrouie. Étant donné l'absence d'influence significative des paramètres opératoires sur la surface générée dans un domaine conventionnel, les campagnes suivantes continuent d'explorer l'influence de l'arête de planage sur la surface hors du domaine conventionnel défini par les essais préliminaires. D'un point de vue industriel, la productivité est un des paramètres les plus importants. Ainsi le domaine étudié dans la suite correspond à des jeux de paramètres permettant une productivité plus importante que dans le domaine conventionnel.

4

Finition à haute efficacité

Introduction . . . 121
4.1 Définition et limites du domaine haute efficacité . . . 122
4.1.1 Distinction entre vitesse d'avance et débit copeau . . . 122
4.1.2 Délimitation en 3 zones d'études . . . 122
4.2 Campagne d'essais . . . 123
4.2.1 Paramètres des essais des différentes zones . . . 123
4.2.2 Analyse des résultats . . . 125
4.2.3 Conclusions . . . 135
4.3 Comparaison entre domaine conventionnel et domaine de haute efficacité . . . 137
4.3.1 Intégrité de surface . . . 137
4.3.2 Comportement de l'outil . . . 140
4.3.3 Tenue en fatigue . . . 144
4.4 Conclusions . . . 146

Introduction

Les essais effectués au chapitre précédent ont mis en avant le rôle de l'arête de planage sur l'intégrité de surface obtenue. Les paramètres opératoires n'ayant pas d'influence dans le domaine étudié, nous allons nous intéresser à un domaine que nous appellerons domaine à haute efficacité où l'avance et la vitesse de coupe seront testées à des niveaux très élevés. La profondeur de passe sera bien sûr faible pour pouvoir conserver une arête de coupe en bon état.

Dans ce chapitre, l'étude porte sur le domaine haute efficacité défini en première partie. Ce domaine est séparé en 3 zones distinctes permettant de réaliser des campagnes expérimentales ayant chacune leurs particularités et objectifs. La spécification de ces 3 domaines ainsi que l'étude de l'intégrité de surface associée constitue la deuxième partie de ce chapitre. Enfin la dernière partie se concentre sur la comparaison entre le domaine haute efficacité et le domaine conventionnel afin d'exprimer le potentiel d'application dans le domaine industriel des résultats présentés tout au long du chapitre.

4.1 Définition et limites du domaine haute efficacité

Le domaine haute efficacité correspond à des jeux de paramètres opératoires permettant d'usiner de grandes quantités de pièces en un temps le plus court possible. Dans ce cadre, on peut quantifier et classer les jeux de paramètres par le calcul de deux valeurs caractéristiques : la vitesse d'avance (Eq. 4.1) et le débit copeau (Eq. 4.2).

$$V_f = \frac{1000 * V_c}{\pi * D_{cap}} * f_z * Z \tag{4.1}$$

$$D_c = \frac{a_p * V_c * f_z * Z}{\pi} * \frac{D_{outil}}{D_{cap}} = \frac{V_f}{1000} * D_{outil} \tag{4.2}$$

4.1.1 Distinction entre vitesse d'avance et débit copeau

Le débit copeau permet d'avoir une bonne représentation du potentiel de l'efficacité d'un outil en ébauche. Les essais préliminaires ont permis d'obtenir un domaine d'utilisation optimal de l'outil Iscar pour l'usinage du Ti-6Al-4V. Ce domaine est délimité par une valeur maximale de débit copeau qui représente une limite physique de l'outil avant une dégradation catastrophique des arêtes de coupe. Les campagnes d'essais du domaine conventionnel ont des débits copeaux proche de cette limite. Il est donc nécessaire de s'intéresser à un autre paramètre.

Le débit copeau est le produit de l'engagement de l'outil (produit du diamètre de l'outil et de la profondeur de passe) et de la vitesse d'avance. Afin de rester dans le domaine de débit admissible, pour pouvoir exploiter le domaine haute efficacité, il est nécessaire de diminuer la profondeur de passe. Cela permettra d'augmenter la vitesse d'avance à l'aide des paramètres d'avance f_z et de vitesse de coupe V_C.

La diminution de la profondeur de passe ne conduit pas à multiplier le nombre de passes de finition pour atteindre les dimensions finales. En effet, l'épaisseur de matière restant à usiner pour la finition est modulable aux étapes précédentes d'usinage où l'état de surface obtenu n'a pas d'importance, l'intégrité de surface finale étant générée par la dernière opération d'usinage effectuée. Ainsi augmenter la vitesse d'avance permet de réduire le temps d'usinage et donc d'accéder à un domaine de haute efficacité.

4.1.2 Délimitation en 3 zones d'études

Afin d'accéder à des valeurs de vitesse d'avance supérieures au domaine conventionnel, la profondeur de passe choisie a été fixée à 0.1 mm . Cette valeur est bien inférieure à la plus faible profondeur utilisée auparavant. Cette valeur permet aussi de prendre des précautions vis-à-vis de la profondeur écrouie qui devrait être supérieure au domaine conventionnel étant donné les plus hautes avances et vitesses de coupe utilisées.

En se basant sur la cartographie à $a_p = 0.1mm$ (Fig. 4.1), nous avons défini 3 zones d'intérêt :

— En orange, une zone à haute avance et haute vitesse de coupe (HFV),
— En magenta, une zone à très grande vitesse de coupe et faible avance (TGV),
— En cyan, une zone à faible vitesse de coupe et très haute avance (THF).

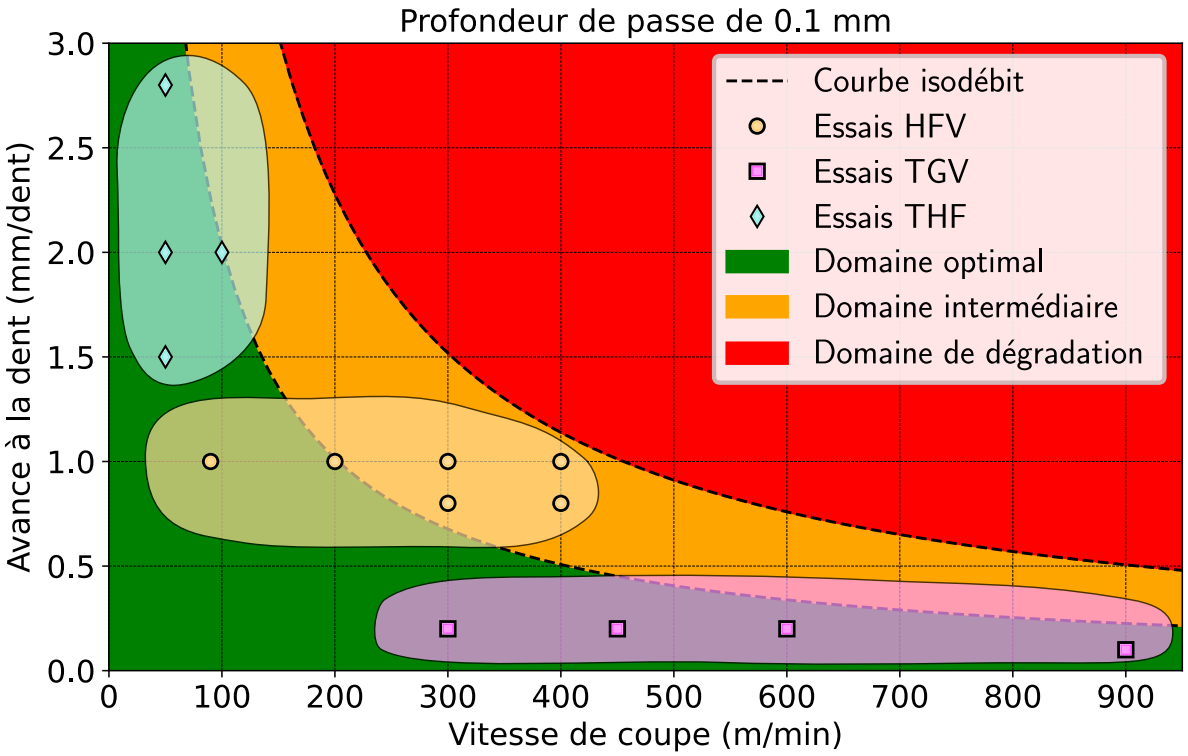


Figure 4.1 – Cartographie pour l'outil Iscar à une profondeur de passe de 0.1 mm.

Dans chacune des zones, une campagne d'essais a été mise en place avec des objectifs et des points d'intérêts qui permettront de mieux cerner le comportement de l'arête de planage sur la surface. Sur la figure 4.1, les domaines définis selon la dégradation de l'outil.

4.2 Campagne d'essais

4.2.1 Paramètres des essais des différentes zones

Campagne à haute avance et vitesse de coupe (HFV)

Les paramètres opératoires des essais HFV sont présentés dans le tableau 4.1 avec la vitesse d'avance correspondant à chaque essai.

Comme le montre la cartographie de la figure 4.1, la plupart des essais se trouve dans le domaine intermédiaire (de D3 à D6). On peut s'attendre à des signes de dégradation rapide pour certains de ces essais. Dans cette campagne, le paramètre de vitesse d'avance a été maximisé pour rechercher la meilleure efficacité. L'un des objectifs de ces essais est aussi de vérifier la possibilité de réaliser des essais aux niveaux d'avance et de vitesse de coupe choisis. En effet, la limite entre les différents

Tableau 4.1 – Paramètres de la campagne HFV

Essai	Profondeur de passe (mm)	Vitesse de coupe (m/min)	Avance (mm/dent)	Vitesse d'avance (mm/min)
E1	0.1	90	1.0	970
E2	0.1	200	1.0	2150
E3	0.1	300	1.0	3220
E4	0.1	400	1.0	4290
E5	0.1	300	0.8	2580
E6	0.1	400	0.8	3440

domaines de la cartographie a été déterminée empiriquement dans un domaine restreint. À partir de ce domaine, la cartographie de la figure 4.1 a été extrapolée avec les limites de débit copeau. Avoir des essais se situant de part et d'autre de la première limite de débit copeau permettra de vérifier la pertinence de l'extrapolation du domaine conventionnel.

Campagne à très grande vitesse de coupe (TGV)

Les paramètres opératoires des essais TGV sont présentés dans le tableau 4.2 avec la vitesse d'avance correspondant à chaque essai.

Tableau 4.2 – Paramètres de la campagne TGV

Essai	Profondeur de passe (mm)	Vitesse de coupe (m/min)	Avance (mm/dent)	Vitesse d'avance (mm/min)
F1	0.1	300	0.2	640
F2	0.1	450	0.2	970
F3	0.1	600	0.2	1290
F4	0.1	900	0.1	970

Les essais TGV se concentrent sur des très grandes vitesses de coupe au détriment des autres paramètres opératoires. Pour ces essais, le chargement thermique de l'outil va être important ce qui pourrait conduire à une dégradation prématurée de l'outil. Les fortes sollicitations thermiques devraient aussi se retrouver sur l'intégrité de surface. Cependant l'avance faible des essais va conduire à un nombre important de passages de l'arête de planage sur une même zone ce qui a tendance à uniformiser l'intégrité de surface générée d'après l'étude dans le domaine conventionnel. Le résultat final de l'intégrité de surface permettra d'avoir plus d'informations sur le comportement de l'arête de planage et ses potentielles limites.

Campagne à très haute avance (THF)

Les paramètres opératoires des essais THF sont présentés dans le tableau 4.3 avec la vitesse d'avance correspondant à chaque essai.

Tableau 4.3 – Paramètres de la campagne THF

Essai	Profondeur de passe (mm)	Vitesse de coupe (m/min)	Avance (mm/dent)	Vitesse d'avance (mm/min)
G1	0.1	50	1.5	810
G2	0.1	50	2.0	1070
G3	0.1	50	2.8	1500
G4	0.1	100	2.0	2150

Les essais THF se focalisent sur l'avance à la dent. La principale limite de ces essais est l'outil en lui-même. En effet, la longueur de l'arête de planage est une caractéristique fixe de l'outil et limite donc l'étude à des avances inférieures à 3 mm/dent. L'avance la plus élevée est inférieure à la longueur de l'arête de planage afin de s'assurer du passage de l'arête de planage sur la totalité de la surface. Dans cette campagne, les sollicitations mécaniques sont privilégiées ce qui devraient affecter positivement l'intégrité de surface. D'autre part, une forte avance signifie aussi une réduction du nombre de passages de l'arête de planage sur une même zone ce qui pourrait causer la perte de l'uniformisation de l'intégrité de surface par l'arête de planage. Ainsi les essais THF vont permettre d'explorer la limite de l'arête de planage sur sa capacité à générer une intégrité de surface uniforme.

4.2.2 Analyse des résultats

État des arêtes de planage après essai

Comme la faisabilité des essais de la campagne « haute efficacité » a été extrapolée à partir du domaine conventionnel, il est nécessaire d'observer l'état de l'outil après les essais afin de s'assurer de l'absence ou non de dégradation rapide. Puisque la profondeur de passe des essais réalisés ici est faible ($a_p = 0.1mm$), il semble plus pertinent d'observer les arêtes de planage plutôt que les arêtes de coupes principales qui n'auront subi des efforts de coupe uniquement au début du rayon de bec. Comme pour les essais du domaine conventionnel, la longueur usinée est de 51 mm. Cependant le temps pour les réaliser est plus court et est compris entre 0.71 s (essai E4) et 4.78 s (Essai F1).

Essais sans dégradation

Parmi tous les essais réalisés, 6 essais (E1, E2, G1, G2, G3 et G4) n'ont pas montré de dégradation après usinage (Fig. 4.2). Tous ces essais montrent une longueur de travail équivalente à l'avance à la dent.

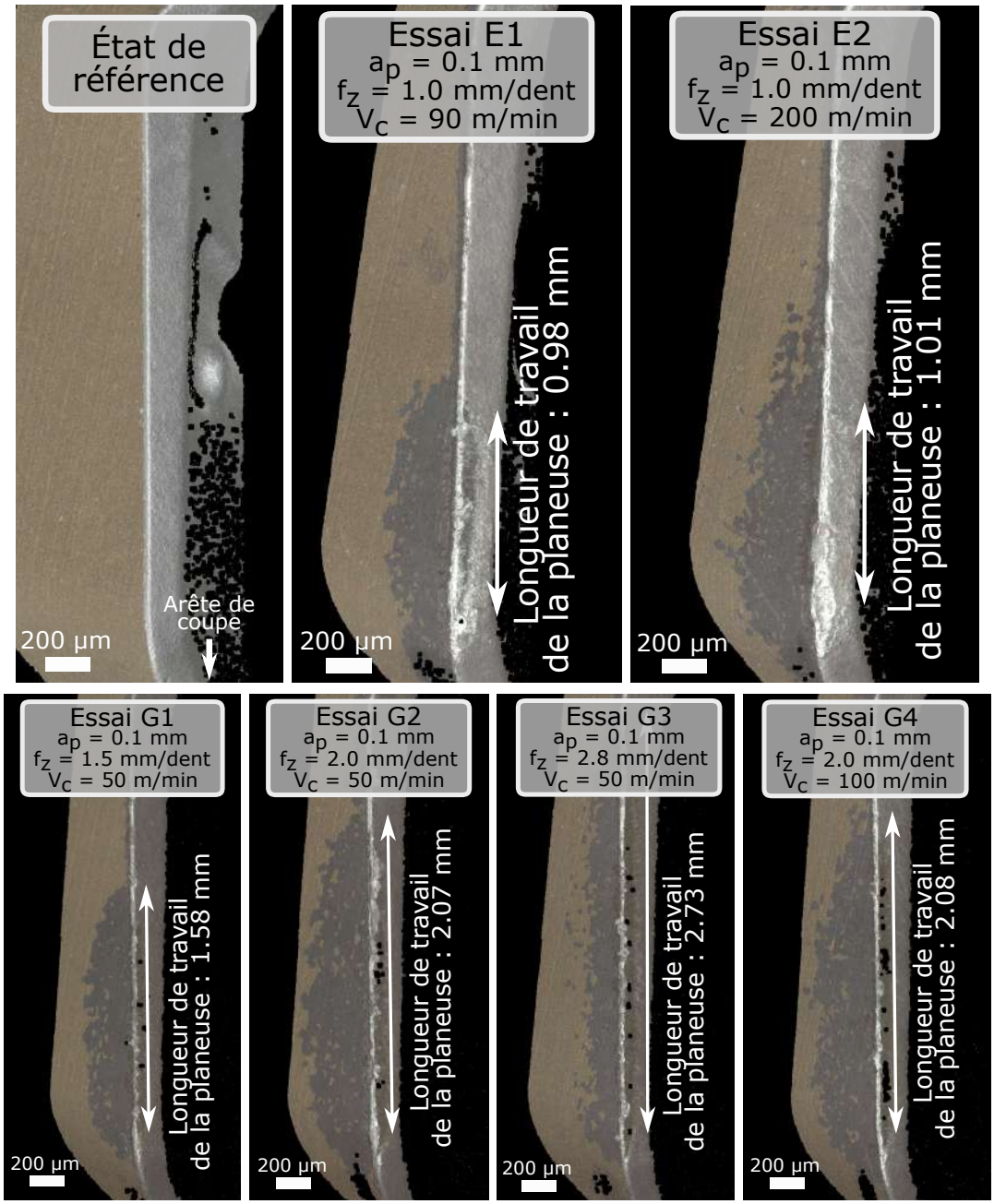


Figure 4.2 – État de l'arête de planage pour les essais ne présentant pas de dégradation.

Essais avec dégradation

Pour les autres essais (F1, F2, F3, F4, E3, E4, E5 et E6), les arêtes de planage présentent une dégradation d'une partie de l'arête de planage (Fig. 4.3). De F1 à F3 avec la vitesse de coupe, la dégradation devient de plus en plus importante. L'aspect final des surfaces usinées ne porte pas de signe visible de la dégradation de l'arête de planage. Cela indique que la partie intacte de l'arête de planage a pris le relais lors de l'usinage. Un autre cap de dégradation est atteint pour l'essai F4 avec une vitesse de coupe de 900 m/min. Pour cet essai, l'arête de planage présente une dégradation catastrophique sur toute la longueur de l'arête de planage. La vitesse de coupe utilisée dans l'essai

a entrainé des sollicitations thermiques très importantes qui ont dégradé rapidement l'outil. De plus des traces des sollicitations thermiques se sont retrouvées sur la surface de l'essai.

Pour les essais E3 à E6, on retrouve une dégradation plus importante que pour les essais F1 à F3. L'avance à la dent est plus importante pour ces essais ce qui se répercute sur la longueur de l'arête de planage affectée. Mis à part pour l'essai G4, toutes les zones de dégradation correspondent à l'endroit le plus à l'extérieur par rapport à l'axe de l'outil, c'est-à-dire à la zone effectuant le contact initial avec la matière. Cela pourrait indiquer que la dégradation est initiée au moment du choc entre outil et matière lors de l'entrée de l'outil dans la matière.

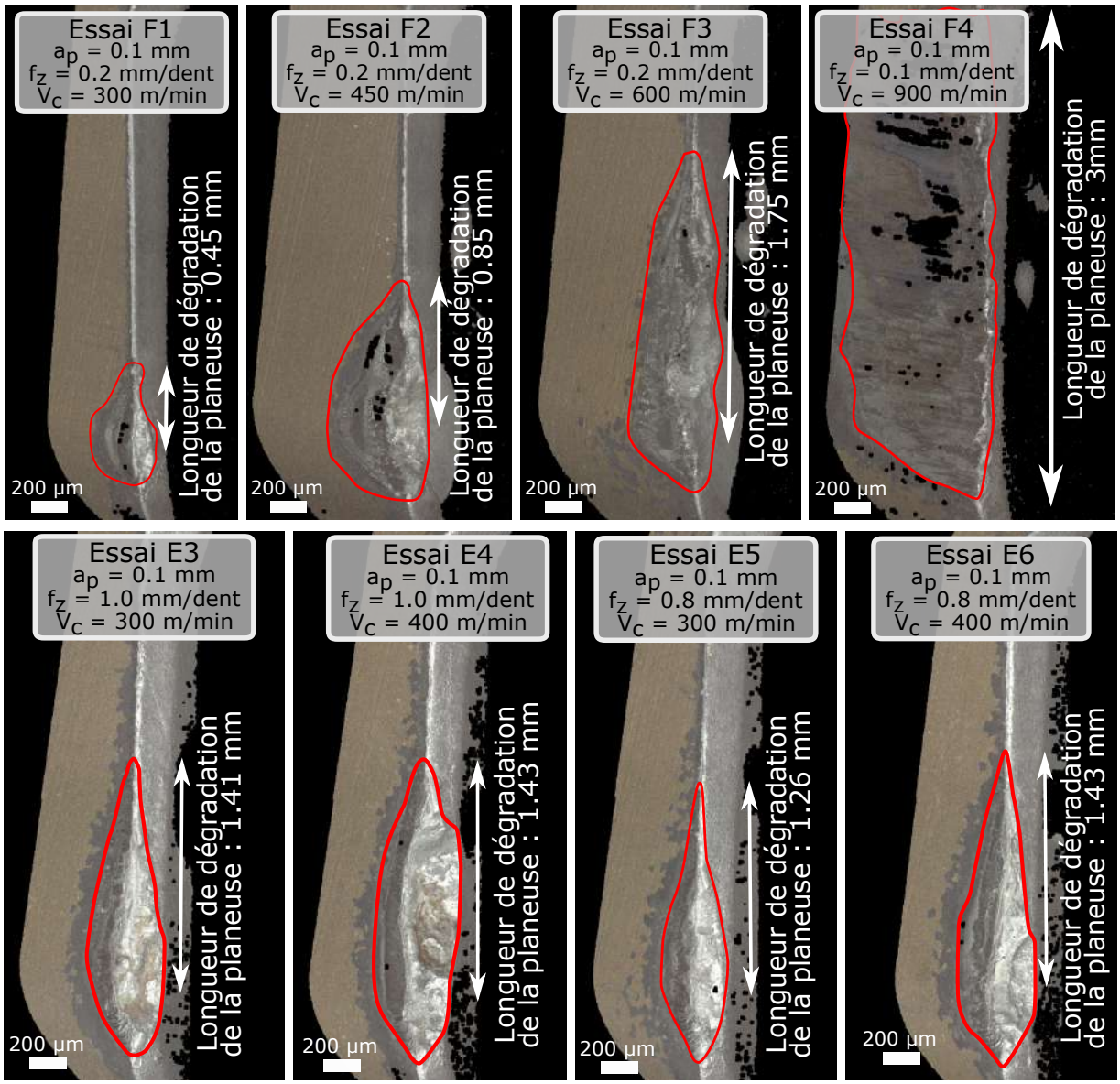


Figure 4.3 – État de l'arête de planage pour les essais avec dégradation d'au moins une partie de l'arête de planage.

La dégradation de l'arête de planage pour ces essais correspond bien à la prévision de la cartographie de la figure 4.1 (domaine intermédiaire qui présente un risque de dégradation important). Cependant les autres essais ayant eu une forte dégradation de l'arête de planage (F1 à F4) se situaient dans le domaine optimal. Le point commun sur la présence de dégradations est une forte vitesse de coupe. En effet, pour les essais ayant une vitesse de coupe inférieure ou égale à 200 m/min, aucune dégradation n'a été relevée sur les arêtes de planage. À partir d'une vitesse de coupe de 300 m/min, tous les essais ont eu des dégradations importantes sur l'arête de planage. Cependant, mis à part pour l'essai F4, l'arête de planage présente des parties intactes ce qui permet de supposer que les surfaces générées par ces essais ne présenteront pas de défauts liés à la dégradation partielle de l'arête de planage.

Rugosité

Après une analyse visuelle des arêtes de coupe, nous regardons la rugosité des surfaces usinées.

Campagne HFV

Pour l'ensemble de la campagne HFV, la rugosité moyenne R_a est 0.42 μm en prenant en compte les zones doubles lorsqu'elles sont présentes (Fig. 4.4). La rugosité est comparable aux essais du domaine conventionnel. Comme dans le domaine conventionnel, la vitesse de coupe n'a pas d'influence significative sur la rugosité. Comme auparavant, les zones doubles ont une rugosité inférieure ou équivalente aux zones simples. On peut noter que la forte dégradation de l'arête de planage (Fig. 4.3) n'a pas affecté la rugosité obtenue pour les essais E3 à E6. Comme l'arête de planage possède encore une partie de sa longueur intacte, la rugosité de surface reste déterminée par l'arête de planage.

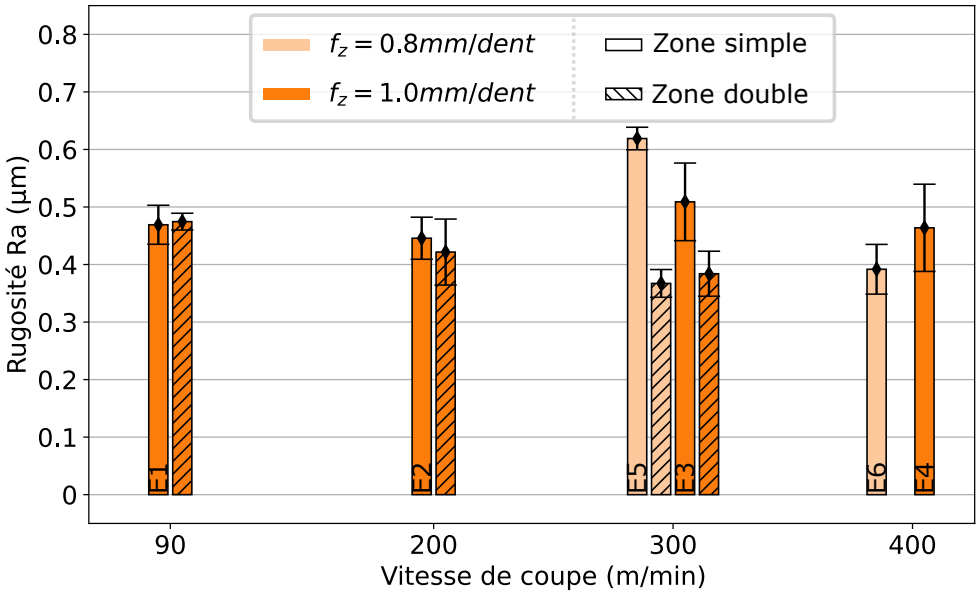


Figure 4.4 – Rugosité R_a en fonction de la vitesse de coupe pour les essais HFV.

De plus, les essais à $V_c = 400$ m/min (E4 et E6) ne présentent pas de zones doubles sur la surface comme pour certains essais avec l'outil Sandvik. L'absence de contact de l'outil avec la surface usinée lors de la coupe secondaire n'a pas de justification simple. La dégradation de l'arête de planage ne suffit pas à expliquer l'absence de contact car les essais à $V_c = 300$ m/min (E3 et E5) ont une dégradation similaire aux essais à $V_c = 400$ m/min mais les surfaces usinées présentent des zones doubles.

En calculant le facteur de concentration de contraintes K_t pour les essais HFV (Fig. 4.5), on obtient des valeurs comparables aux essais du domaine conventionnel légèrement inférieures en moyenne. En pratique, cela signifie que les surfaces des essais HFV possèdent peu de zones susceptibles d'amorcer une fissure sous contraintes. Ainsi des valeurs de K_t proches de 1 sont donc bénéfiques pour la tenue en fatigue de pièces usinées.

Comme pour la rugosité R_a, la dégradation partielle de l'arête de planage n'a pas eu d'effet néfaste notable sur K_t. Comme le facteur de concentration de contraintes se calcule à partir de plusieurs paramètres de rugosité ainsi que le rayon moyen d'acuité des vallées, cela signifie que la partie non dégradée de l'arête de planage (soit environ la moitié de celle-ci pour les essais E3 à E6) a maintenu la géométrie de surface à des niveaux similaires à ceux atteints avec des arêtes de planage non dégradées.

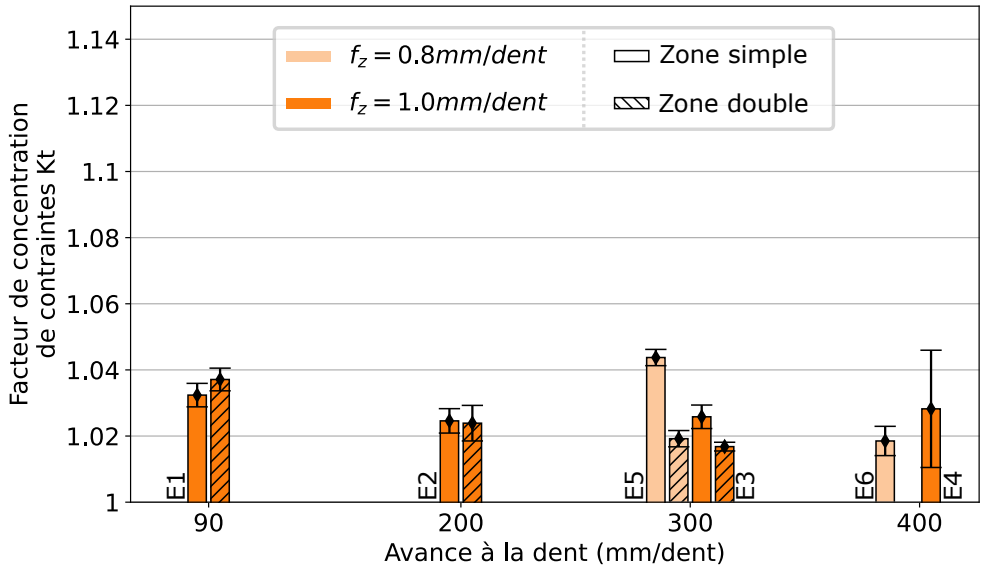


Figure 4.5 – Facteur de concentration de contraintes K_t en fonction de la vitesse de coupe pour les essais HFV.

D'un point de vue de l'aspect géométrique de l'intégrité de surface, l'arête de planage conserve son rôle d'uniformisation même dans le cas de dégradation importante d'une partie de l'arête de planage. La résilience de l'uniformisation de l'arête de planage à la dégradation est une caractéristique liée à la longueur de l'arête de planage sur l'outil. En pratique, dans un domaine de paramètres opératoires viable pour l'outil, cette résilience peut être intéressante pour "améliorer" la durée de

vie de l'outil puisqu'il peut être utilisé plus longtemps malgré l'usure de celui-ci tout en conservant une surface similaire obtenue avec un outil neuf. Cependant la dégradation pourrait avoir des effets néfastes sur d'autres aspects de l'intégrité de surface et donc faire perdre l'intérêt de la résilience pour la rugosité. Nous mesurerons les contraintes résiduelles dans la suite du chapitre.

Campagne TGV

Les outils utilisés pour la campagne TGV ont subi une forte dégradation d'une partie de l'arête de planage sauf l'essai F4 ($V_C = 900m/min$) où la totalité de l'arête de planage a été dégradée. Pour cet essai, la rugosité a été mesurée mais l'état de l'arête de planage ne permet pas d'exploiter cet essai au regard des autres. Dans la figure 4.6, la rugosité R_a est présentée en fonction de la vitesse de coupe. En moyenne (en excluant l'essai F4), la rugosité est de 0.37 μm. Comme pour la campagne HFV, la faible rugosité R_a obtenue peut être imputée à la présence d'une section intacte de l'arête de planage. Comme pour la campagne HFC, on constate l'absence de zones doubles pour les essais F2, F3 et F4 qui ont tous une vitesse de coupe supérieures à 300 m/min.

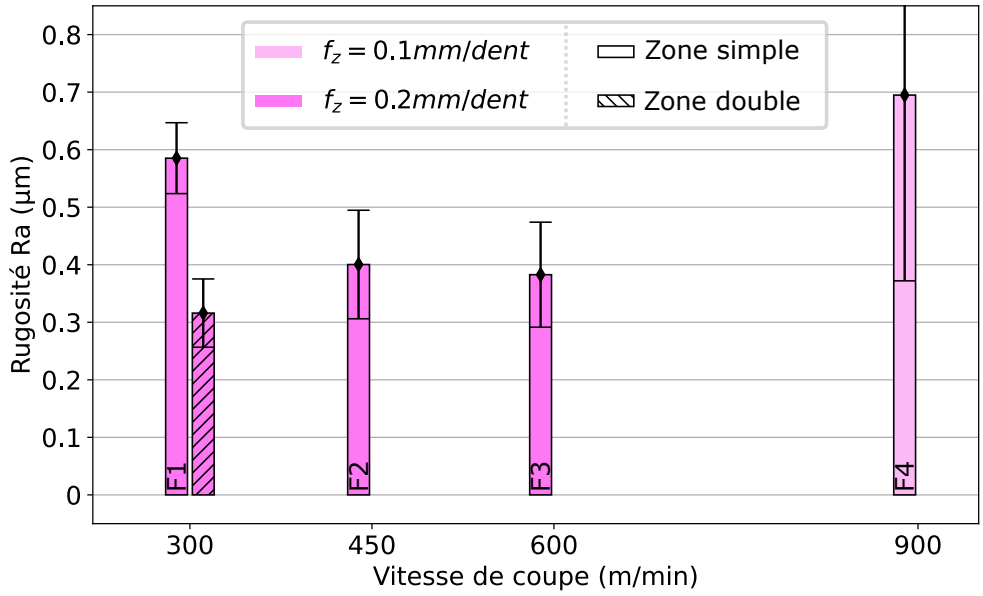


Figure 4.6 – Rugosité R_a en fonction de la vitesse de coupe pour les essais TGV.

De même pour le facteur de concentration de contraintes K_t (Fig. 4.7), les valeurs calculées sont similaires à la campagne HFV.

Dans l'ensemble, la vitesse de coupe n'a pas d'effet significatif sur la rugosité moyenne des surfaces usinées. Cependant on peut remarquer une dispersion plus importante des valeurs mesurées par rapport aux autres campagnes à partir de V_C supérieure à 300 m/min. Cette dispersion peut aussi être observée sur la campagne HFV (Fig. 4.4). Bien que les essais avec une vitesse de coupe supérieure à 300 m/min n'aient pas de zone double, la rugosité des zones simples est comparable aux autres essais.

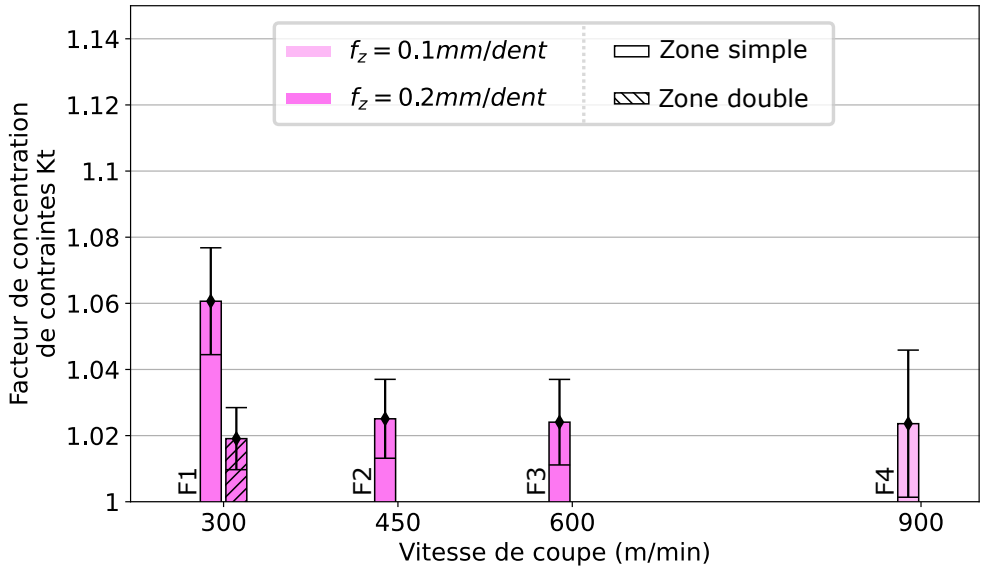


Figure 4.7 – Facteur de concentration de contraintes K_t en fonction de la vitesse de coupe pour les essais TGV.

Campagne THF

Pour la campagne THF, la mesure de la rugosité R_a est présentée en fonction de l'avance à la dent (Fig. 4.8). La rugosité R_a moyenne est de 0.72 μm, une valeur bien supérieure aux autres campagnes. L'influence de l'avance sur la rugosité se rapproche de celle présente dans la littérature. En effet, en augmentant l'avance, on se rapproche de plus en plus d'un cas où l'outil ne passe qu'une seule fois sur une surface en zone simple, soit à un outil ne possédant pas d'arête de planage. En effet, dans cette campagne, le nombre de passages de l'arête de planage sur une même zone est compris entre 2 et 4.

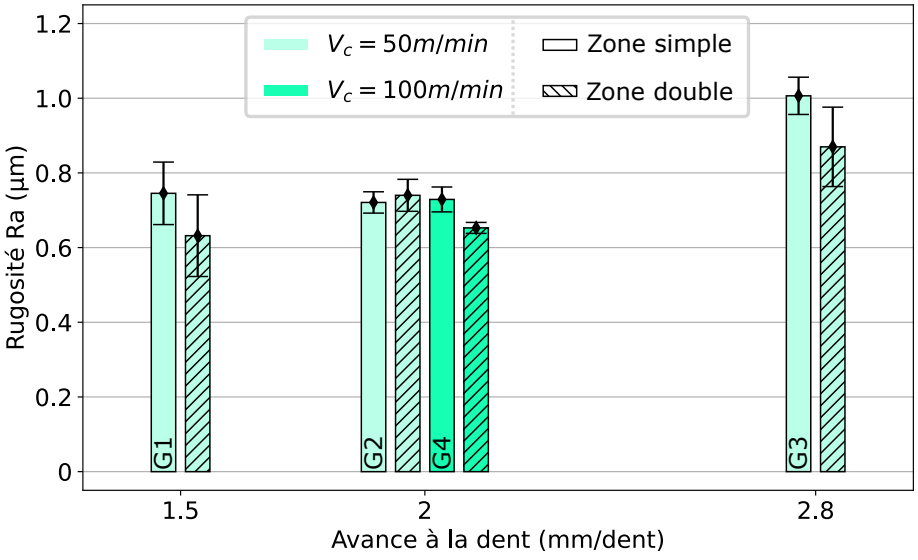


Figure 4.8 – Rugosité R_a en fonction de l'avance à la dent pour les essais THF.

Sur le schéma (Fig. 4.9), l'outil à différents moments de la coupe est représenté ainsi que les passages successifs de l'arête de planage pour une avance égale à la moitié de l'arête de planage. Dans le cas extrême d'une avance équivalente à la longueur de l'arête de planage (comme l'essai G4), l'arête de planage n'effectue qu'un seul passage de coupe principale et de coupe secondaire sur une même zone. Ce comportement est similaire à un outil ne possédant pas d'arête de planage. Ainsi l'augmentation de la rugosité avec l'avance correspond à ce qui est décrit dans la littérature.

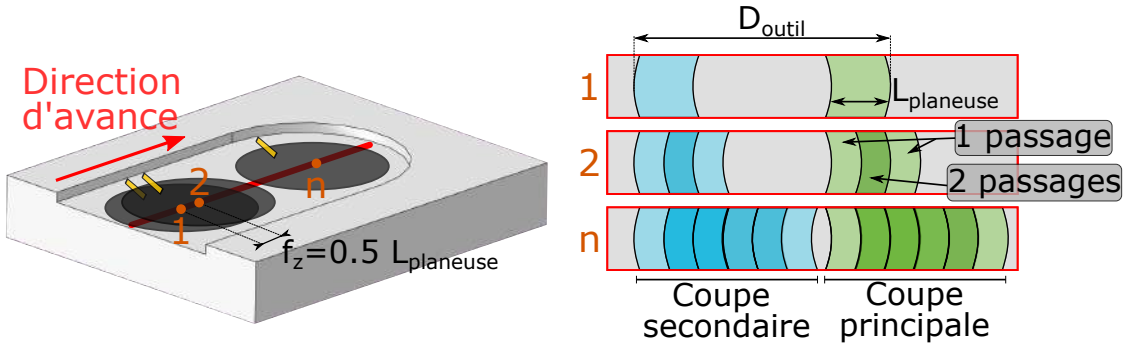


Figure 4.9 – Représentation des passages successifs de l'arête de planage pour une avance égale à la moitié de la longueur de l'arête de planage.

De manière similaire à R_a, les facteurs de concentration de contraintes sont aussi plus élevées pour la campagne THF (Fig. 4.10). Comme pour la rugosité R_a, cela témoigne des surfaces moins uniformes que celles des campagnes précédentes. Pour l'essai G3 ($f_z = 2.8mm/dent$), le calcul de K_t ne donne rien de concluant à cause d'incertitudes de calculs trop importantes sur la rugosité.

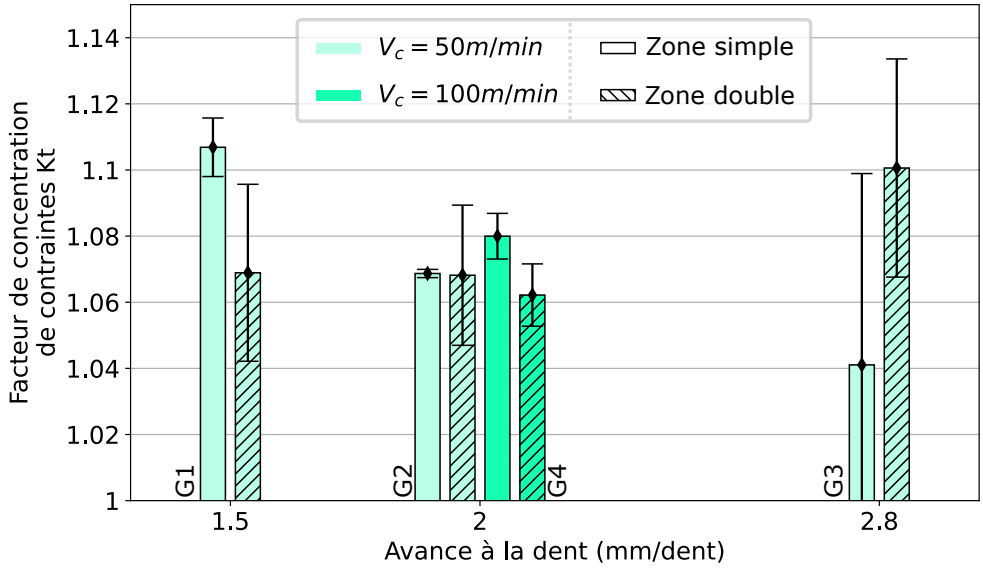


Figure 4.10 – Facteur de concentration de contraintes K_t en fonction de l'avance à la dent pour les essais THF.

Dans cette campagne, la capacité d'uniformisation de l'arête de planage sur la rugosité a montré ses limites. Lorsque le nombre de passages de l'arête de planage sur une même zone est trop faible,

c'est-à-dire que l'avance à la dent se rapproche de la longueur de l'arête de planage, l'arête de planage génère une rugosité de plus en plus importante. Ainsi, pour caractériser la rugosité que peut générer une arête de planage, il serait plus pertinent de regarder le rapport de l'avance sur la longueur de l'arête de planage, soit le nombre de passages de l'arête de planage sur une même zone.

Contraintes résiduelles

Campagne HFV

Les contraintes résiduelles mesurées lors de la campagne HFV varient de compressives aux plus petites vitesses de coupe à faiblement compressives pour les vitesses de coupe plus élevées (Fig. 4.11). En augmentant la vitesse de coupe, les sollicitations thermiques deviennent de plus en plus importantes et viennent donc s'opposer à des sollicitations mécaniques n'évoluant pas. Cela conduit donc à des contraintes résiduelles compressives plus faibles.

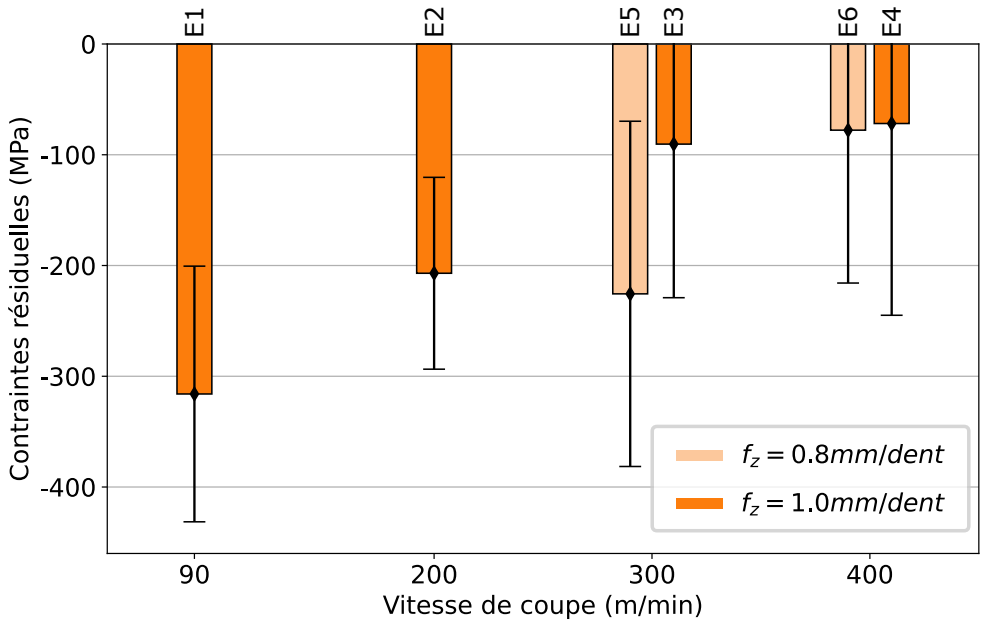


Figure 4.11 – Contraintes résiduelles des essais HFV en fonction de la vitesse de coupe.

En comparant les essais E3 et E5 ($V_C = 300m/min$), les contraintes résiduelles sont plus compressives pour l'essai avec l'avance plus faible. Les sollicitations thermiques étant similaires, la différence devrait venir des sollicitations mécaniques qui sont liées à l'avance. Cependant la différence des mesures de contraintes résiduelles ne se retrouve pas sur les essais E4 et E6 ($V_C = 400m/min$). Les niveaux d'incertitudes restent élevés pour les vitesses de coupe élevées.

Campagne TGV

Pour rappel, dans les essais TGV, les faibles avances (entre 0.1 et 0.2 mm/dent) permettent de nombreux passages de l'arête de planage. Pour les essais de la campagne TGV, les contraintes résiduelles mesurées restent compressives (Fig. 4.12). Contrairement à la campagne HFV, les contraintes résiduelles ne varient pas avec la vitesse de coupe sauf pour l'essai F4 ($V_C = 900m/min$). Les

vitesses de coupe utilisées dans cette campagne génèrent des sollicitations thermiques importantes. Pourtant, les effets de ces sollicitations ne se ressentent pas sur les contraintes résiduelles. La différence principale avec la campagne HFV vient des valeurs d'avance 4 à 5 fois plus faibles pour les essais F1 à F3. Cela implique un nombre de passages 4 à 5 fois plus nombreux. Étant donné le niveau similaire des CR pour les essais F1 à F3, il apparaît que l'arête de planage uniformise les CR générées à partir d'un certain nombre de passages de l'arête de planage. Le lien entre le nombre de passages de l'arête de planage et les niveaux de sollicitations mécaniques appliquées a été aperçu dans la campagne HFV avec les essais E3 et E5.

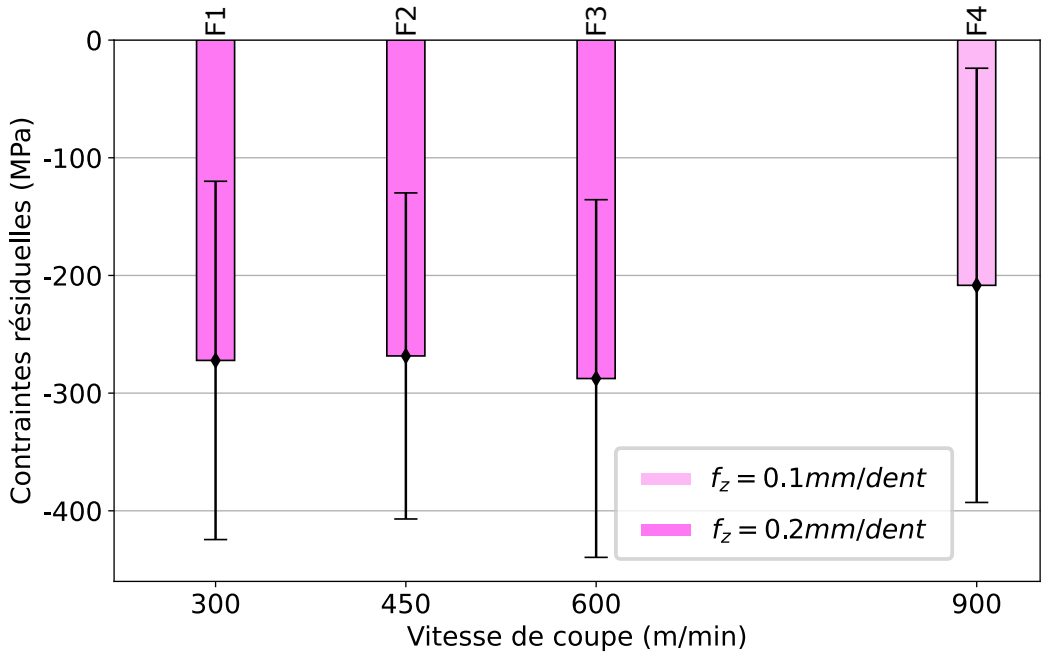


Figure 4.12 – Contraintes résiduelles des essais TGV en fonction de la vitesse de coupe.

Pour les essais F1 à F3, l'arête de planage a effectué sur une même zone 15 passages de coupe principale. Ce grand nombre de passages se retrouve aisément dans le domaine conventionnel. Pourtant le niveau des contraintes résiduelles est en moyenne plus faible que pour les essais du domaine conventionnel. Cela vient des vitesses de coupe plus élevées qui induisent des sollicitations thermiques plus grandes et viennent donc réduire les contraintes résiduelles compressives. L'effet de saturation en contraintes résiduelles de l'arête de planage avec un grand nombre de passages dépend donc de la vitesse de coupe et donc des sollicitations thermiques associées.

Dans le domaine conventionnel, nous n'avons pas vu apparaître de différences notables sur les contraintes résiduelles (en moyenne de -500 MPa). Ceci est dû à la zone restreinte de variation de la vitesse de coupe (de 50 à 90 m/min). Cela n'a pas dû permettre des sollicitations thermiques suffisamment importantes pour contrebalancer les sollicitations mécaniques.

Campagne THF

L'évolution des contraintes résiduelles des essais THF est représentée dans la figure 4.13. Avec l'augmentation de l'avance, les contraintes résiduelles de surface sont de moins en moins compressives.

La diminution du nombre de passages de l'arête de planage sur une même zone implique une baisse des sollicitations mécaniques totales appliquées à la surface. On peut aussi constater l'influence de la vitesse de coupe entre les essais G2 et G4 ($f_z = 2.0mm/dent$) où une vitesse de coupe plus élevée entraîne des contraintes résiduelles moins compressives.

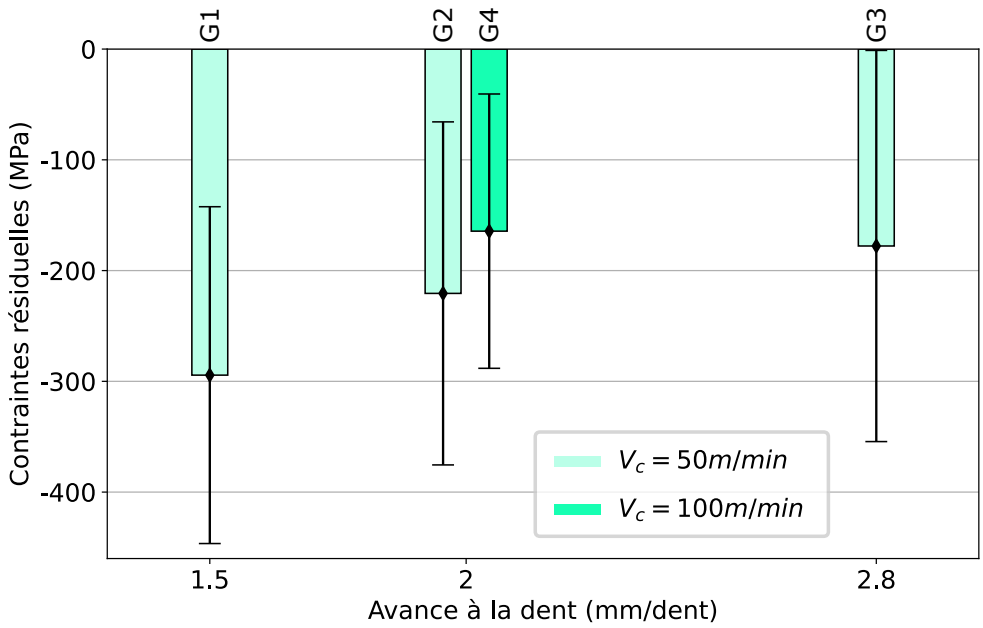


Figure 4.13 – Contraintes résiduelles des essais THF en fonction de l'avance.

Comme pour la rugosité, pour atteindre une saturation du niveau de contraintes résiduelles, un nombre de passages minimum de l'arête de planage est requis. Au regard des essais réalisés ici, le rapport entre longueur d'arête de planage et avance à la dent doit être inférieur à 2 pour obtenir l'effet de saturation en sollicitations mécaniques.

4.2.3 Conclusions

Les essais dans le domaine « haute efficacité » ont permis de mieux appréhender le comportement de l'arête de planage lors de l'usinage.

Tout d'abord, l'arête de planage de l'outil Iscar a systématiquement présentée une dégradation importante de son arête pour des vitesses de coupes supérieures ou égales à 300 m/min quelles que soient les autres conditions. L'extrapolation du domaine d'utilisation de l'arête de planage présente une limite que ne peut pas dépasser l'outil sans dégradation. La limite est, pour l'outil Iscar, comprise entre 200 et 300 m/min.

Le mécanisme de coupe de l'arête de planage évolue aussi lorsque la vitesse de coupe est supérieure ou égale à 400 m/min. En effet, l'usinage à de tels vitesses de coupe génère des surfaces ne possédant pas de zones doubles. De plus, la rugosité de ces surfaces est plus proche des zones doubles des surfaces usinées à des vitesses de coupes inférieures que leurs zones simples.

La rugosité des surfaces usinées a montré une insensibilité à la vitesse de coupe et à l'état de l'arête de planage. En moyenne, la rugosité est équivalente à celle atteinte avec les essais du domaine conventionnel. La différence se situe au niveau de la dispersion statistique de mesure qui est amplifiée avec l'augmentation des vitesses de coupe. Quant à la dégradation, aucun effet significatif n'est mesuré sur la rugosité. Cela est dû à un effet de résilience des propriétés de l'arête de planage à la dégradation. Tant que l'arête de planage présente une section de son arête sans dégradation, la dégradation ne viendra pas affecter la rugosité de la surface usinée. En revanche, la rugosité est fortement dépendante du rapport entre longueur d'arête de planage et avance. En effet, lorsque ce rapport se rapproche de 1, le comportement de l'arête de planage se rapproche d'un outil ne possédant pas d' arête de planage. Dans le cas d'un tel outil, la rugosité est fonction de l'avance pour des raisons géométriques. L'influence du rapport entre longueur d' arête de planage et avance sur la rugosité est visible pour des valeurs comprises entre 2 et 3, soit une avance comprise entre 1.0 et 1.5 mm/dent pour l'outil Iscar.

Concernant les contraintes résiduelles, elles sont générées en fonction de l'importance des sollicitations thermiques et mécaniques appliquées pendant l'usinage. En augmentant la vitesse de coupe, les sollicitations thermiques augmentent ce qui tend à générer des contraintes résiduelles de traction. Les sollicitations thermiques s'opposent aux sollicitations mécaniques qui sont liées aux forces de coupe. En augmentant l'avance, les forces de coupe augmentent mais elles sont réparties sur une longueur proportionnelle à l'avance. Ainsi l'augmentation de l'avance ne modifie pas l'action mécanique par unité de longueur sur l'arête de planage et donc les sollicitations mécaniques appliquées par l'arête de planage. Pour générer des contraintes résiduelles de compression, il faut donc diminuer l'avance afin d'augmenter le nombre de passages de l'arête de planage sur une même zone. Cela permet d'appliquer les sollicitations mécaniques de multiples fois jusqu'à saturation de la surface. Le rapport entre longueur d'arête de planage et avance pour atteindre la saturation semble dépendre de la vitesse de coupe et donc de l'impact thermique de l'usinage.

D'un point de vue pratique, les essais dans le domaine « haute efficacité » permettent un temps d'usinage plus court mais impliquent de sacrifier une partie de l'intégrité de surface pouvant être obtenue dans le domaine conventionnel. En effet, pour tous les essais présentés ici, les contraintes résiduelles sont nettement moins compressives que pour les essais du domaine conventionnel. De plus, beaucoup d'essais ont présenté une dégradation de l'arête de planage importante après une durée faible d'usinage. Cela les rend inutilisables d'un point de vue industriel. Afin de confirmer l'intérêt du domaine de « haute efficacité », il est nécessaire de le comparer au domaine conventionnel sur des aspects plus appliqués comme la durée de vie d'une arête de coupe ou encore la tenue en fatigue de pièces usinées.

4.3 Comparaison entre domaine conventionnel et domaine de haute efficacité

La comparaison entre le domaine conventionnel et le domaine haute efficacité se fait sur les 3 points suivants :

— Intégrité de surface générée par fraisage

La comparaison se fait sur la rugosité et les contraintes résiduelles. Cela permettra d'avoir une vision plus globale des intégrités de surface qu'il est possible de générer avec l'outil de planage Iscar.

— Comportement de l'outil

L'utilisation d'un outil dans un contexte industriel nécessite de connaître la durée de vie de l'outil en fonction des conditions d'usinage choisies. En plus de la durée de vie de l'outil, il est nécessaire de lui mettre en perspective la question de productivité qui peut être traduite par le nombre de pièces usinées avant un changement d'outil.

— Tenue en fatigue des pièces usinées

Des essais de fatigue en flexion 4 points ont été réalisés afin de comparer la tenue en fatigue des surfaces usinées entre des essais du domaine conventionnel et le domaine haute efficacité.

4.3.1 Intégrité de surface

Rugosité

Pour une surface finie en surfaçage, la rugosité R_a standard en industrie est de 0.8 μm. Une grande majorité des essais réalisés dans le domaine conventionnel et le domaine haute efficacité ont généré une rugosité inférieure à ce standard industriel. Le paramètre ayant le plus d'influence sur la rugosité est le nombre de passages de l'arête de planage sur une même zone, c'est-à-dire au rapport entre la longueur de l'arête de planage et l'avance. Sur la figure 4.14, l'ensemble des mesures de rugosité pour le domaine conventionnel et le domaine haute efficacité ont été représenté en fonction du rapport $L_{planeuse}/f_z$. Les résultats montrent l'importance de ce rapport où, à partir d'un rapport égal à 3, la rugosité ne dépend plus des paramètres opératoires.

Ainsi, d'un point de vue de la rugosité, les deux domaines étudiées sont équivalents en prenant en compte la restriction sur le rapport $L_{planeuse}/f_z$ et donc en limitant l'avance à un maximum de 1.0 mm/dent pour l'outil Iscar.

En examinant le facteur de concentration de contraintes K_t en fonction du rapport $L_{planeuse}/f_z$, la même valeur seuil de 3 peut être extraite de la figure 4.15. Cela vient corréler les résultats et évolutions similaires obtenus entre la rugosité R_a et le facteur de concentration de contraintes K_t.

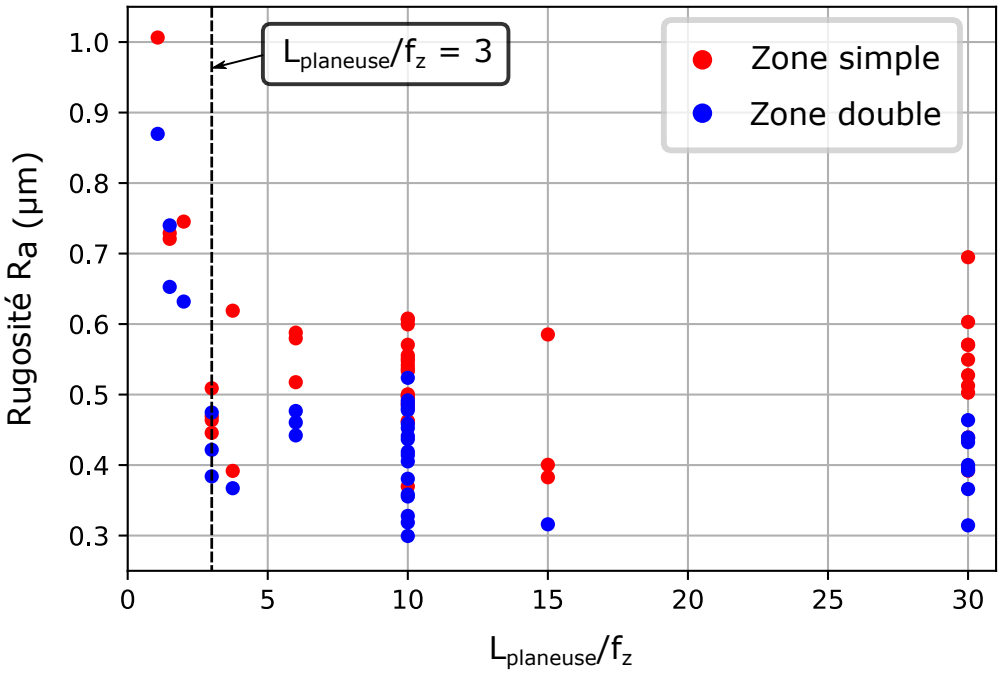


Figure 4.14 – Rugosité Ra de l'ensemble des essais réalisés en fonction du rapport de la longueur de l'arête de planage sur l'avance.

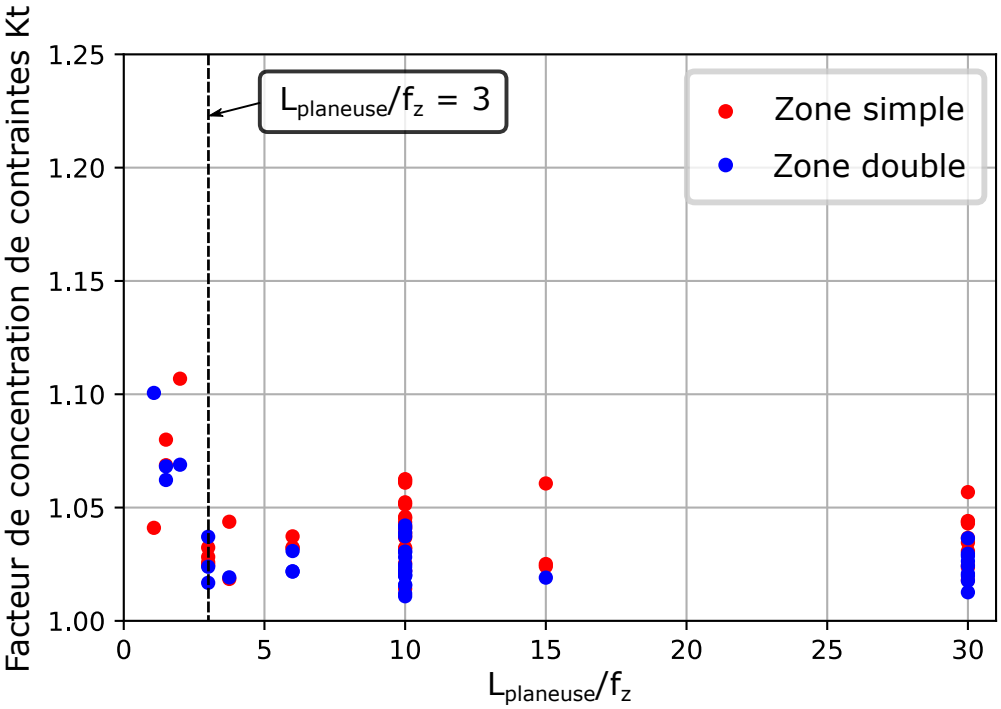


Figure 4.15 – Facteur de concentration de contraintes Kt de l'ensemble des essais réalisés en fonction du rapport de la longueur de l'arête de planage sur l'avance.

Contraintes résiduelles

Pour les contraintes résiduelles, l'influence de la vitesse de coupe et du nombre de passages de l'arête de planage a été observée en particulier dans le domaine haute efficacité. Pour représenter l'évolution des contraintes résiduelles dans l'ensemble des essais, le paramètre de vitesse d'avance a été choisi. La vitesse d'avance permet de coupler la vitesse de coupe et le nombre de passages ainsi que de facilement distinguer le domaine conventionnel du domaine haute efficacité comme le montre la figure 4.16. Sur cette figure, les contraintes résiduelles de l'ensemble des essais sont représentées en fonction de la vitesse d'avance.

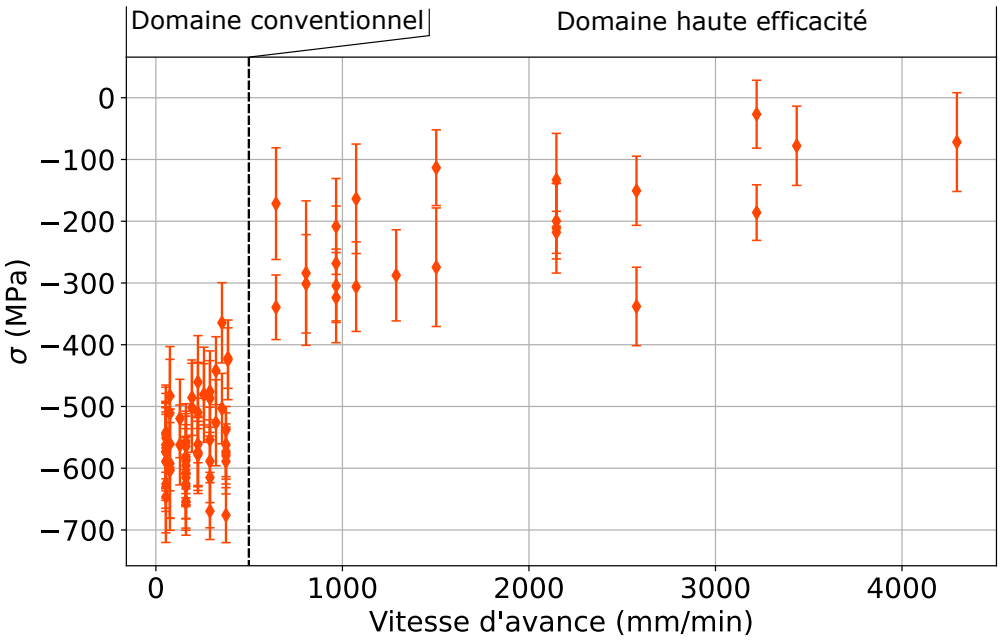


Figure 4.16 – Contraintes résiduelles de l'ensemble des essais réalisés en fonction de la vitesse d'avance.

Contrairement à la rugosité, les contraintes résiduelles présentent une différence significative entre les deux domaines. Elles sont plus compressives et semblent plutôt constantes dans le domaine conventionnel avec une moyenne de -503 MPa. Tandis que dans le domaine haute efficacité, les contraintes résiduelles sont nettement moins compressives (entre -150 et -320 MPa au début du domaine) et elles se rapprochent de 0 MPa lorsque la vitesse d'avance augmente. Afin d'avoir des contraintes résiduelles de compression, il est nécessaire de restreindre le domaine haute efficacité de manière plus drastique que pour la rugosité. Dans la suite, la vitesse d'avance a été limitée à 1000 mm/min. En combinant la restriction venant de l'analyse de la rugosité, le domaine haute efficacité restreint (appelé domaine restreint dans la suite) correspond aux essais E1, F1 et F2. Ce domaine restreint permet de se rapprocher de l'intégrité de surface du domaine conventionnel tout en conservant une vitesse d'avance importante.

4.3.2 Comportement de l'outil

Comparaison de la vitesse d'avance

Le domaine haute efficacité a été construit pour avoir une vitesse d'avance supérieure au domaine conventionnel pour chacun des essais. Sur la figure 4.17, les vitesses d'avance de l'ensemble des conditions opératoires du domaine haute efficacité sont représentées. Cela permet de comparer directement la différence d'avance entre les deux domaines. La vitesse d'avance est plus élevée au minimum d'environ 66% (pour l'essai F1) par rapport à la vitesse d'avance maximale des essais conventionnels (correspondant à l'essai C9 de la campagne CV) et va jusqu'à une augmentation d'environ 1100% pour l'essai E4.

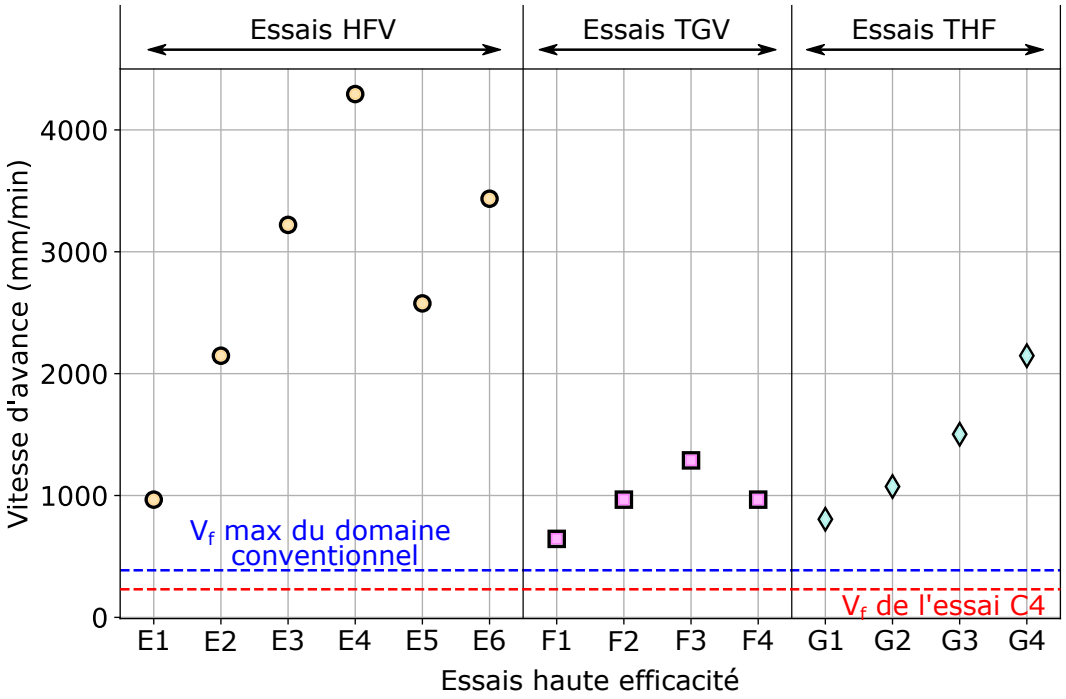


Figure 4.17 – Vitesse d'avance de la campagne haute efficacité par rapport aux valeurs maximales des campagnes du domaine conventionnel.

Cependant, l'analyse de l'intégrité de surface a mené à la restriction du domaine haute efficacité à une vitesse d'avance inférieure à 1000 mm/min. Les conditions à considérer dans ce domaine restreint sont E1, F1 et F2. Les conditions F4 sont écartées car elles correspondent aux conditions où l'outil a été totalement dégradé lors de l'usinage.

Cependant, un second aspect à prendre en compte est la durée de vie de l'outil lors de l'usinage. En effet, un outil avec une grande vitesse d'avance mais une très faible durée de vie peut facilement usiner moins de matière avant d'être remplacé qu'un même outil à des conditions opératoires plus faibles. La comparaison de la durée de vie de l'outil a été réalisée en sélectionnant un jeu de conditions représentatif de chaque domaine. Pour le domaine restreint, le choix se limite aux conditions E1 ($V_C = 90m/min$, $f_z = 1.0mm/dent$ et $a_p = 0.1mm$) puisque les conditions F1

et F2 ont rapidement entraîné une dégradation visible de l'arête de planage. Pour le domaine conventionnel, les conditions C4 ($V_C = 70m/min$, $f_z = 0.3mm/dent$ et $a_p = 0.5mm$) ont été choisis car elles permettent de se rapprocher des conditions trouvées en industrie. En prenant les conditions C4 et E1 comme référence de chaque domaine, on constate une augmentation de 329% de la vitesse d'avance.

Durée de vie de l'outil

Les essais de durée de vie de l'outil se sont basés sur les conditions de coupe des essais C4 (domaine conventionnel) et E1 (domaine haute efficacité). Une plaque de Ti-6Al-4V a été fixée sur le centre d'usinage afin de réaliser 5 surfaçages de 500 mm de long (Fig. 4.18). Après chaque surfaçage, l'outil est démonté afin d'aller observer les arêtes de coupes (principale et de planage) sur l'Alicona.

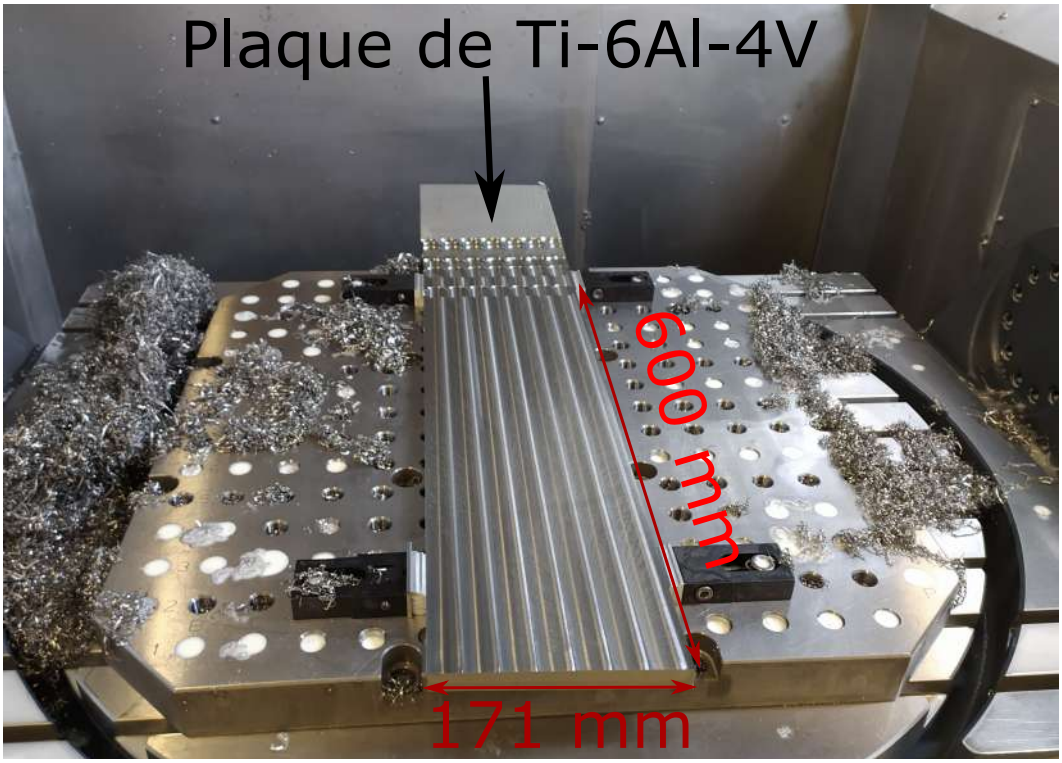


Figure 4.18 – Montage pour les essais de durée de vie d'outil.

Pour l'essai C4, l'arête de coupe a présenté une usure critique au bout de 21.69 min d'usinage, soit une longueur usinée de 10 m. La figure 4.19 montre l'évolution de l'arête de coupe en fonction du temps d'usinage. Les conditions E1 ont été réalisées à 3 reprises. L'arête de planage a présenté une usure critique au bout de 25.2 min d'usinage en moyenne, soit une longueur usinée en moyenne de 25.5 m.

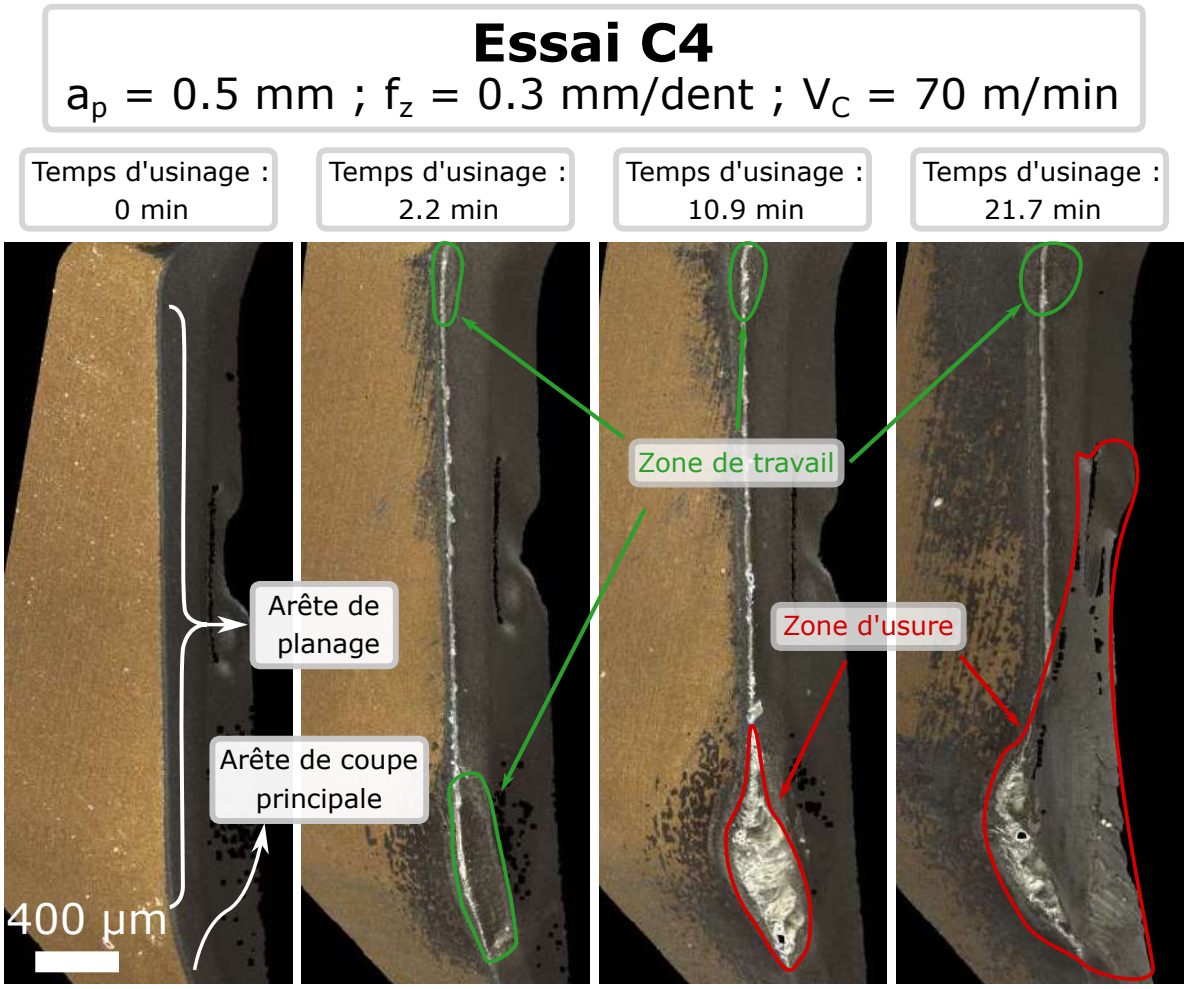


Figure 4.19 – État de l'arête de planage en fonction de la longueur usinée.

La figure 4.20 montre l'évolution de l'arête de planage en fonction de la longueur usinée pour les conditions de l'essai E1 ayant présenté une usure critique au bout de 21.23 min d'usinage.

Contrairement aux conditions E1, l'essai aux condition C4 a montré une usure de l'arête de coupe principale plutôt que de l'arête de planage. Cela montre une différence importante entre l'arête de coupe principale et l'arête de planage. Pour l'arête de planage, les conditions de coupe utilisées ne provoquent pas d'usure importante au cours du temps et donc devrait assurer une durée de vie importante. Cependant pour l'arête de coupe principale, une usure significative apparaît dès les 10 premières minutes d'usinage. Cette usure se propage au point de rendre l'arête de coupe principale inutilisable. Les surfaces usinées en fin de vie de l'outil conservent cependant un aspect similaire à celles du début de vie de l'outil. En effet, l'arête de planage est toujours fonctionnelle et permet de compenser l'absence de l'arête principale avec les zones de travail secondaires situées en haut de l'arête de planage sur la figure 4.19. Ces zones se retrouvent pour l'arête de planage dans les conditions E1 lorsque la dégradation de l'arête de planage devient importante.

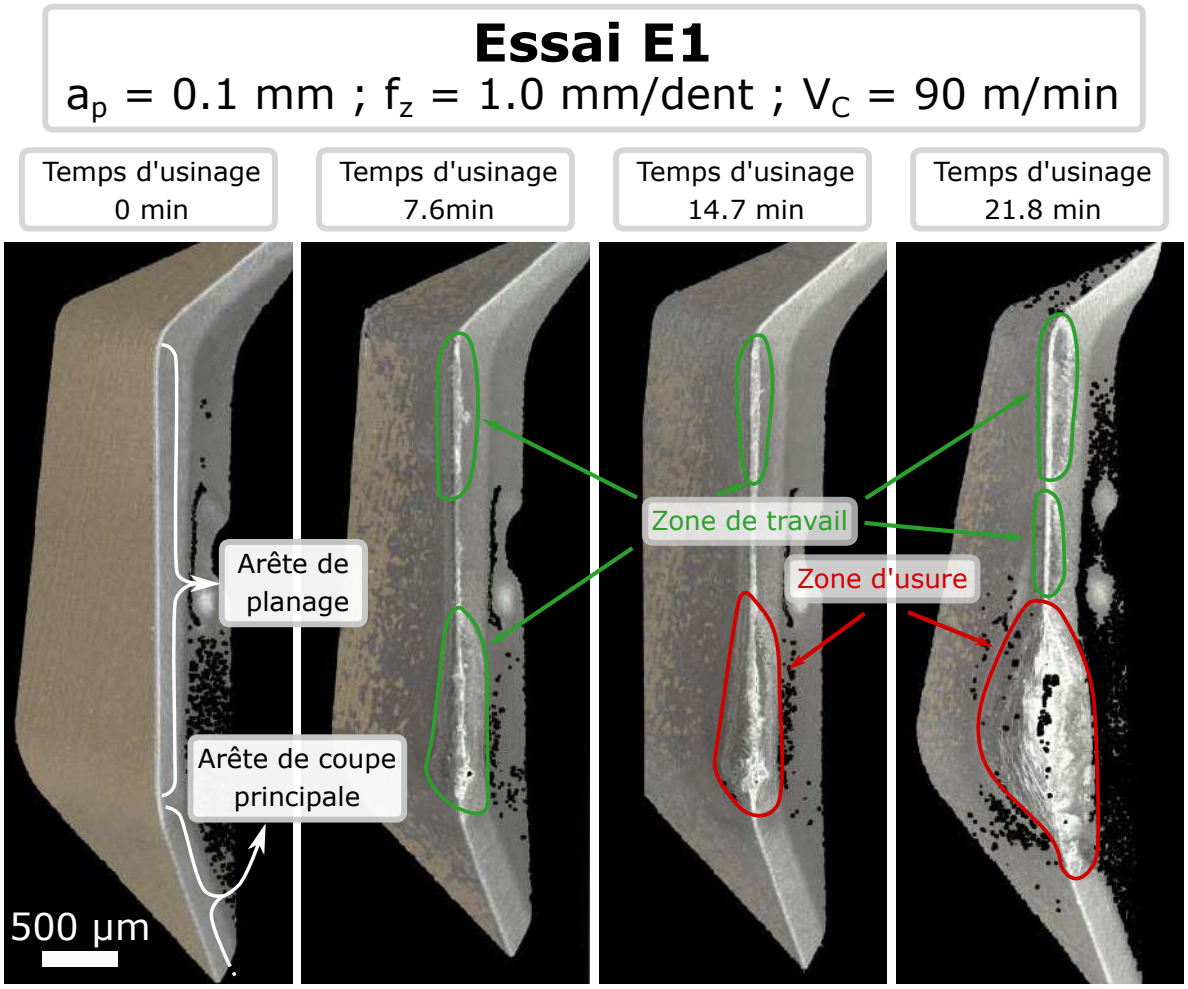


Figure 4.20 – État de l'arête de planage en fonction de la longueur usinée.

Les deux conditions d'essais ont donné des durées de vie d'outil comparables avec un avantage de durée pour les conditions à haute efficacité mais surtout une longueur usinée pour l'essai E1 bien supérieure. Les mécanismes d'usure affectent des arêtes de l'outil différentes entre les deux domaines.

De plus, la longueur usinée est environ 2.5 fois supérieure pour les conditions à haute efficacité par rapport aux conditions conventionnelles ce qui est en lien avec la vitesse d'avance bien supérieure des conditions E1 par rapport à C4. En faisant la synthèse entre vitesse d'avance et durée de vie de l'outil, les conditions E1 sont plus intéressantes pour la productivité puisque la vitesse d'avance et la durée de vie sont meilleures que les conditions C4 du domaine conventionnel.

Cependant, dans le domaine haute efficacité, les conditions E1 font partie des quelques conditions viables d'un point de vue de l'intégrité de surface contrairement au domaine conventionnel. D'un point de vue de durée de vie de l'outil, il est peu probable que des conditions de vitesse de coupe supérieures permettent d'obtenir une durée de vie comparables aux conditions E1 pour le domaine haute efficacité.

Alors que pour le domaine conventionnel, d'après le modèle de Taylor (Eq. 4.3) liant la durée de vie de l'outil T à la vitesse de coupe V_C et à des facteurs C et n dépendant d'autres facteurs (géométrie d'outil, matériau usiné, ...), la diminution de la vitesse de coupe implique que la durée de vie de l'outil devienne plus grande pour une même avance.

$$T = C\ V_C^n \tag{4.3}$$

En comparant la vitesse d'avance et la durée de vie de l'outil pour les deux essais, il apparaît que les conditions du domaine haute efficacité sont plus favorables à la productivité sur les deux aspects. De plus, l'arête de planage des conditions E1 montre une usure importante sur sa partie avant mais sa partie arrière est intacte et permettrait encore d'usiner en conservant une intégrité de surface similaire à l'outil neuf. Cependant ces conditions présentent la contrainte d'usiner avec une profondeur de passe a_p de 0.1 mm afin de préserver l'état de l'outil et d'usiner seulement avec l'arête de planage.

4.3.3 Tenue en fatigue

L'objectif des travaux de thèse est d'étudier l'influence d'une géométrie d'outil associée à une stratégie sur des facteurs mesurables rapidement (contraintes résiduelles, rugosité R_a et facteur de concentration de contraintes K_t...). Mais la finalité reste la tenue en fatigue des pièces usinées. Pour cela, nous nous sommes intéressés à des essais de fatigue.

Des essais de fatigue en flexion 4 points ont été réalisés sur des éprouvettes usinées dans les conditions de coupe C4 et E1 dont les dimensions sont présentées dans la figure 4.21. Dans la littérature, la géométrie prismatique des éprouvettes a été utilisée pour faire des essais de flexion ([Moussaoui et al. (2015b)]). Les dimensions du montage de flexion 4 points ont été déterminées pour s'adapter aux capacités de la machine de traction.

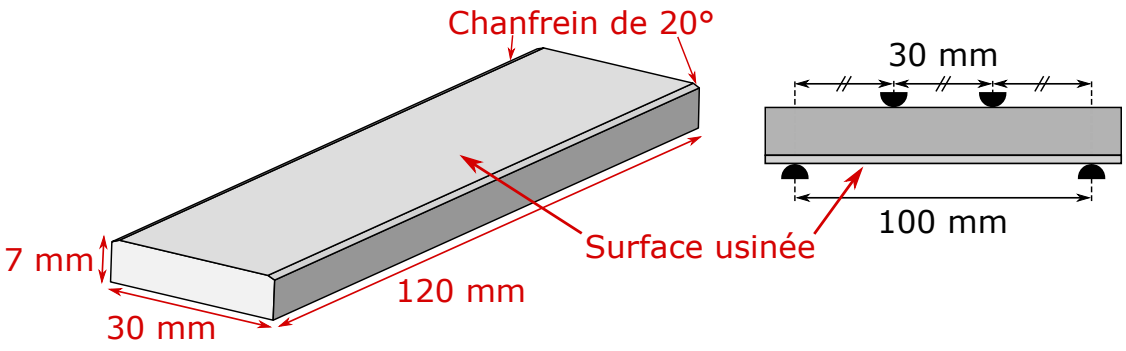


Figure 4.21 – Dimensions des éprouvettes de fatigue.

Les essais ont été réalisés sur une machine hydraulique de traction SCHENCK HYDROPULS PSB d'une capacité de 100kN (Fig. 4.22). Le chargement est appliqué à 10 Hz pour un rapport de charge de 0.1.



Figure 4.22 – Machine de traction SCHENCK HYDROPULS PSB.

Trois niveaux de chargement ont été choisis pour les essais de flexion. Ces niveaux ont été déterminés afin d'obtenir une durée de vie comprise entre 10^5 et 10^7 cycles ($\sigma = \{673.5MPa; 628.5MPa; 538.7MPa\}$). Ils représentent respectivement 75%, 70% et 60% de la limite d'élasticité R_e (voir chapitre 2). Avec 4 éprouvettes pour chaque niveau de chargement pour 2 conditions de préparation, cela représente 24 essais au total. Pour l'instant, 16 des 24 essais ont été effectués. Les résultats actuels sont présentés dans la figure 4.23.

On peut constater que, pour le niveau de chargement à 673.5 MPa, les éprouvettes des essais C4 (729 000 cycles en moyenne) ont une meilleure tenue en fatigue que les éprouvettes des essais E1 (466 000 cycles en moyenne). Cette tendance n'est pas surprenante en comparant les contraintes résiduelles des surfaces usinées. En effet, les contraintes résiduelles de l'essai C4 sont plus compressives que celles de l'essai E1. Dans la littérature, de nombreuses études ont montré que les contraintes résiduelles de compression améliorent la tenue en fatigue.

Aux niveaux de chargement inférieurs, la comparaison ne peut être faite par manque d'essais terminés. On peut aussi constater que parmi les essais réalisés, deux essais ont dépassé les 10^7 cycles sans rupture.

Des analyses complémentaires (complétion des essais non réalisés, analyse des faciès de rupture,...) seront à effectuer ultérieurement.

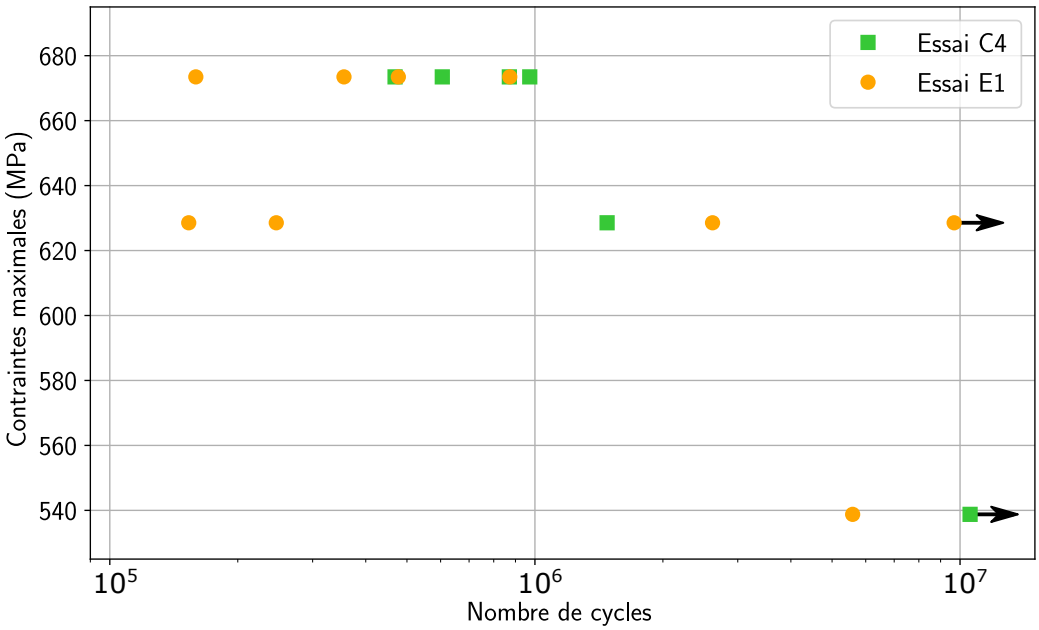


Figure 4.23 – Courbe de fatigue pour les essais C4 et E1.

4.4 Conclusions

L'étude du fraisage avec un outil à arête de planage dans le domaine haute efficacité a permis de mieux comprendre la relation entre intégrité de surface (rugosité et contraintes résiduelles) et arête de planage. Les différents domaines (HFV, TGV et THF) ont exploité l'arête de planage jusqu'à son maximum et de mieux définir les propriétés de celle-ci sur la rugosité et les contraintes résiduelles.

La capacité de l'arête de planage à générer une même intégrité de surface quels que soient les paramètres opératoires dépend principalement du nombre de passages sur une même zone, c'est-à-dire du rapport entre l'avance et la longueur de l'arête de planage. Il existe un rapport optimal permettant d'obtenir une intégrité de surface n'évoluant plus pour des rapports avance/longueur d'arête de planage supérieurs. Avec les essais du domaine conventionnel, la saturation de l'intégrité de surface est atteinte pour des rapports avance/longueur d'arête de planage supérieurs ou égales à 10 (pour une avance f_z de 0.3 mm/dent). Suite aux essais du domaine haute efficacité, ce rapport semble être de 3. Cependant des différences de contraintes résiduelles peuvent être constatées entre le domaine conventionnel et le domaine haute efficacité. Elles viennent notamment des hautes vitesses de coupe du domaine haute efficacité (V_C supérieure à 300 m/min). À ces niveaux de vitesses de coupe, les sollicitations thermiques sont bien plus importantes que pour les essais du domaine conventionnel et viennent affecter négativement les contraintes résiduelles pour la tenue en fatigue (génèrent des contraintes de traction).

L'arête de planage possède aussi une résilience de la capacité précédente à la dégradation de son arête. En effet, pour les essais à haute ou très haute vitesse de coupe, une forte dégradation d'arête

de planage a été observée. Pourtant, l'intégrité de surface ne montre pas de différence significative avec les essais sans dégradation d'arête.

Suite aux travaux dans les deux domaines étudiés, une comparaison de ces domaines a été réalisée. D'un point de vue de l'intégrité de surface, l'ensemble du domaine conventionnel permet d'obtenir des niveaux de rugosité R_a et de contraintes résiduelles uniformes. Pour le domaine haute efficacité, il est nécessaire de restreindre les niveaux d'avance et de vitesse de coupe afin d'avoir une intégrité de surface comparable au domaine conventionnel et intéressante pour l'industrie aéronautique. La restriction du domaine nous a amené à sélectionner un des essais effectués, l'essai E1, afin de mesurer la durée de vie de l'outil et de la comparer à un des essais du domaine conventionnel, l'essai C4. Les résultats de durée de vie d'outil sont comparables pour les deux conditions d'essais mais montrent des mécanismes d'usure différents. Pour l'essai C4, l'usure se propage d'abord de l'arête de coupe principale avant d'affecter l'arête de planage. Pour l'essai E1, l'usure n'a lieu que sur l'arête de planage. Bien que les durées de vie d'outil soient similaires, les vitesses d'avance sont très différentes entre les essais C4 et E1. Le dernier point de comparaison porte sur la tenue en fatigue de pièces usinées dans les deux conditions. Comme attendu avec la différence de contraintes résiduelles en surface, les éprouvettes du domaine conventionnel semblent avoir une meilleure tenue en fatigue que celles de l'essai E1. Cependant, des analyses complémentaires sont nécessaires pour permettre de donner des conclusions définitives sur ce point.

Pour conclure, les conditions de l'essai E1 sont prometteuses d'un point de vue industriel. Bien que moins bonnes que pour les conditions C4, l'intégrité de surface obtenue permet d'avoir une rugosité R_a inférieure au standard industriel de 0.8 μm et des contraintes résiduelles de compression positives pour la tenue en fatigue. De plus, la haute durée de vie de l'outil combinée à la haute vitesse d'avance aux conditions E1 sont très intéressantes pour augmenter la productivité de pièces usinées. Ces conditions sont possibles grâce à l'utilisation d'une arête de planage lors de l'usinage.

Conclusions et perspectives

Conclusions

Les travaux de thèse portaient sur l'étude de l'influence des outils ayant une arête de planage, dans le cas du fraisage, sur l'intégrité de surface de pièces en alliage de titane. La relation entre paramètres opératoires (vitesse de coupe, avance et profondeur de passe) et intégrité de surface (rugosité, contraintes résiduelles et microstructure) a été examiné dans les travaux de thèse.

Dans le chapitre 1, l'état de l'art effectué a montré un grand nombre d'études portant sur le fraisage du titane et de la relation entre paramètres opératoires et intégrité de surface. Cependant, dans sa globalité, la bibliographie n'a pas montré des tendances définies et cohérentes entre les études sur l'influence de certains paramètres. De plus, très peu d'études ont porté sur l'utilisation d'outils à arête de planage. Cela a permis de positionner ces travaux afin de compléter les connaissances sur ces aspects.

Dans le chapitre 2, l'ensemble des moyens expérimentaux et leurs protocoles de mesures associés ont été présentés. De plus, une analyse complète de la géométrie de coupe des deux outils à arête de planage sélectionnés (Iscar et Sandvik) a été effectuée. Cette analyse s'est faite sur les arêtes de coupe principale et sur les arêtes de planage. Cela nous a permis de montrer des différences entre les deux outils d'aspects macroscopiques similaires.

Le chapitre 3 de la thèse porte sur les essais expérimentaux de fraisage dans un domaine conventionnel, c'est-à-dire un domaine où les conditions de coupe choisies sont similaires à celles utilisées industriellement en finition pour les alliages de titane (f_z autour de 0.3 mm/dent et V_C autour de 60 m/min). Des essais préliminaires ont été réalisés avec les deux outils sélectionnés pour établir des points de comparaison en complément de la géométrie de coupe. Ces essais ont montré que l'outil Sandvik est plus sensible à la dégradation de l'arête de coupe principale que l'outil Iscar. Pourtant les mesures de rugosité et de contraintes résiduelles n'ont pas montré de différence significative entre les deux outils ni d'influence de la dégradation d'arêtes de coupe principale pour un même outil. D'un côté, les différences de domaine de dégradation entre les outils proviennent

des différences de géométrie de coupe observées précédemment. En conséquence, l'outil Sandvik a été écarté du reste des essais. De l'autre, la non-influence des paramètres opératoires sur l'intégrité de surface semble venir de la présence d'une arête de planage sur les outils. À la suite des essais préliminaires, une campagne expérimentale, qualifiée de principale, avec l'outil Iscar a été réalisée en se concentrant sur tous les aspects de l'intégrité de surface. Les paramètres opératoires (vitesse de coupe, avance et profondeur de passe) ont été choisis pour ne pas provoquer de dégradation précoce de l'arête de coupe principale. Du point de vue géométrique de l'intégrité de surface, la rugosité R_a ne dépend pas des paramètres opératoires mais plutôt du nombre de passages de l'outil. En effet, la rugosité mesurée dans une zone simple, c'est-à-dire une zone où l'outil n'a travaillé qu'en coupe principale, est supérieure à celle d'une zone double, c'est-à-dire une zone où l'outil a effectué une coupe principale et une coupe secondaire. La coupe secondaire, où seule l'arête de planage travaille, permet de diminuer la rugosité jusqu'à atteindre une moyenne en R_a de 0.42 μm. D'un point de vue mécanique, les contraintes résiduelles restent compressives (entre 420 et 650 MPa) sans influence particulière des paramètres opératoires. La répétition de sollicitations mécaniques par l'action de l'arête de planage jusqu'à saturation en contraintes résiduelles permet d'expliquer l'absence d'influence des paramètres opératoires. D'un point de vue métallurgique, la mesure d'épaisseur de matière écrouie en sous-surface a montré une influence de l'avance et de la vitesse de coupe. Avec l'avance et la vitesse de coupe, l'épaisseur de matière écrouie augmente. Une avance plus grande entraîne des efforts de coupe plus importants et donc cela va affecter une épaisseur de matière plus importante. En augmentant la vitesse de coupe, la chaleur générée par la coupe va elle aussi augmenter. L'augmentation d'épaisseur écrouie pourrait venir de ce surplus de chaleur généré. L'épaisseur écrouie est plus importante pour une zone double que pour une zone simple. Cela montre l'influence de l'arête de planage sur l'écrouissage en sous-surface. La campagne d'essais principale a montré l'importance de l'arête de planage dans la génération de l'intégrité de surface. La campagne d'essais suivante a eu pour objectif d'utiliser l'arête de planage afin de générer des contraintes résiduelles plus importantes à partir d'une surface de référence, générée à partir de conditions opératoires de la campagne principale. Pour cela, une très faible profondeur de passe a été utilisée suivant différentes stratégies. Dans l'ensemble, les stratégies utilisées ont généré une intégrité de surface (rugosité et contraintes résiduelles) similaire aux essais de la campagne principale. Cette campagne a permis d'ajouter du poids à l'hypothèse de saturation en contraintes résiduelles de la surface usinée par l'arête de planage.

Dans le chapitre 4, un domaine opératoire haute efficacité a été proposé et étudié. Ce domaine a été défini avec des niveaux d'avance (entre 1.0 et 2.8 mm/dent) et de vitesse de coupe (entre 100 et 900 m/min) plus importants. Il est possible d'usiner à ces niveaux sans dégradation prématurée de l'outil en diminuant la profondeur de passe. Le domaine haute efficacité a été découpé en trois sous-domaines qui ont défini le cadre des campagnes expérimentales réalisées. Dans le domaine "haute avance et vitesse de coupe" ($f_z = \{0.8; 1.0 mm/dent\}$ et $V_C = \{90; 200; 300; 400 m/min\}$), les niveaux de rugosité obtenus sont indépendants de la vitesse de coupe et de l'avance et comparables aux essais du domaine conventionnel. Cependant pour une majorité des essais, l'arête de planage présente une dégradation importante après l'essai. Cette dégradation n'a pas affecté la rugosité car

elle n'était présente que sur une partie de l'arête de planage ce qui permet à la partie arrière de l'arête de planage de générer une rugosité satisfaisante. On retrouve un résultat similaire dans le domaine "très grande vitesse" ($f_z = \{0.1; 0.2mm/dent\}$ et $V_C = \{300; 450; 600; 900m/min\}$) pour les essais dont l'arête de planage n'est pas totalement dégradée. Pour les essais "très haute avance" ($f_z = \{1.5; 2.0; 2.8mm/dent\}$ et $V_C = \{90; 200m/min\}$), la rugosité augmente avec l'avance et plus particulièrement avec la diminution du nombre de passages de l'arête de planage sur une même zone. Les mesures de contraintes résiduelles dans le domaine "très grande vitesse" sont inférieures à ce qui a été mesuré dans le domaine conventionnel mais ne varient pas significativement avec la vitesse de coupe. Le niveau moyen plus faible viendrait des sollicitations thermiques plus importantes que pour le domaine conventionnel. Ces sollicitations seraient compensées dans une certaine mesure par l'avance faible et donc le grand nombre de passages de l'arête de planage. En effet, dans le domaine "haute avance et vitesse de coupe", les contraintes résiduelles sont moins compressives avec la vitesse de coupe malgré des vitesses de coupe plus faibles. Dans ce cas, l'action des multiples passages de l'arête de planage est réduite à cause de l'avance plus élevée ce qui permet aux sollicitations thermiques de prédominer sur la génération de contraintes résiduelles. La dégradation de l'arête de planage ne semble pas intervenir à ce niveau puisqu'elle est aussi présente sur les essais du domaine "très grande vitesse". Ainsi l'arête de planage possède une certaine résilience à la dégradation qui lui permet de générer la même intégrité de surface que l'arête neuve. Dans le domaine "très haute avance", pour une même vitesse de coupe, les contraintes résiduelles sont moins compressives avec l'augmentation de l'avance et donc la diminution du nombre de passages de l'arête de planage. La valeur optimale du rapport de l'avance sur la longueur de l'arête de planage permettant d'avoir l'avance la plus élevée tout en maintenant l'intégrité de surface comparable à celle du domaine conventionnel semble être de 3 pour l'outil considéré. Les essais du domaine haute efficacité ont permis de confirmer la propriété de saturation de l'arête de planage dans la génération de l'intégrité de surface pour des niveaux d'avance correspondant au plus au tiers de la longueur de l'arête de planage. Ils ont aussi établi la résilience de la propriété précédente à la dégradation tant qu'une section de l'arête de planage est intacte. Pour compléter les travaux de thèse, une comparaison du fraisage sur deux essais, un dans le domaine conventionnel et l'autre dans le domaine haute efficacité a été faite. La comparaison de l'intégrité de surface a permis de cibler un essai dans chaque domaine afin de faire une étude comparative de durée de vie et de tenue en fatigue d'éprouvettes usinées. Les essais de durée de vie d'outil ont été faites entre les conditions mentionnées précédemment et des conditions représentatives du domaine conventionnel ($f_z = 0.3mm/dent$, $V_C = 70m/min$ et $a_p = 0.5mm$). En moyenne, l'outil dans les conditions restreintes a une durée de vie supérieure (en moyenne 25.5 minutes) aux conditions conventionnelles (d'environ 21 minutes). Les durées de vie sont comparables mais les longueurs usinées sont très différentes indiquant une meilleure performance des conditions restreintes.

Le dernier point de comparaison des domaines a été fait sur la tenue en fatigue de pièces usinées. Dans l'état actuel des travaux, les essais de flexion 4 points effectués ont montré une meilleure tenue en fatigue pour les conditions conventionnelles mais cela doit être confirmé par une campagne en fatigue plus complète.

Perspectives

L'opération de surfaçage en finition a pour objectif de répondre aux spécifications imposées par le dessin de définition. L'arête de planage répond parfaitement aux niveaux de rugosité imposée. Les avionneurs, par le service de certification, suite à des campagnes d'essais en fatigue, ont imposé des conditions opératoires figées afin de respecter une durée de vie minimum de pièce. L'utilisation d'une arête de planage a montré que le domaine des paramètres opératoires pouvait être étendu pour permettre une haute efficacité tout en respectant les critères d'intégrité de surface. Ce domaine de haute efficacité est possible en maintenant la profondeur de passe à un niveau faible.

Dans les perspectives à court terme, dans la continuité directe de ces travaux, il semble utile d'étudier les points suivants :

- La campagne de fatigue initiée dans les travaux de thèse peut être compléter avec des essais de flexion supplémentaire et l'étude des faciès de rupture. Cela permettrait de confirmer les tendances observées dans la thèse.
- Il pourrait être intéressant d'étudier l'outil Sandvik dans le domaine haute efficacité. En effet, les travaux dans le domaine haute efficacité se sont concentrés sur l'outil Iscar mais l'outil Sandvik possède une géométrie de coupe de l'arête de planage différente ainsi qu'une arête de planage plus courte. Cela permettrait de mettre en perspective les résultats obtenus sur l'arête de planage si l'outil Sandvik peut être utilisé dans ce domaine.
- Les mesures de contraintes résiduelles des travaux de thèses ont toutes été faites en surface. Les travaux pourraient être complétés avec la mesure des contraintes résiduelles en profondeur. Un protocole de mesure a été mis en place pour les mesurer dans le cadre de la thèse mais il n'a finalement pas permis d'aboutir pour permettre l'acquisition des contraintes (Voir annexe B).
- Au cours des travaux, la mesure de rugosité a été distinguée en fonction de la zone de mesure (simple ou double). Les résultats ont montré que la présence de zone double permet d'obtenir une rugosité plus faible. Pourtant dans plusieurs cas pour les deux outils de la thèse, les essais de fraisage ont généré des surfaces ne montrant que des zones simples. L'étude de ce phénomène permettrait de mieux comprendre les mécanismes de coupe ayant eu lieu pour ces essais.

À moyen terme, les travaux pourrait être étendus à des outils différents avec des longueurs d'arête de planage plus grande et/ou des géométries de coupe différentes (R_β, α_p, β_p, γ_p). Pour cela, un rapprochement avec un carburier serait intéressant. À plus long terme, le développement d'un modèle numérique sur le fraisage pourra être intéressant afin de prédire les contraintes résiduelles en fonction de l'outil à arête de planage.

A

Arêtes de coupe

A.1 Campagne préliminaire . . . 155
A.1.1 Outil Iscar . . . 155
A.1.2 Outil Sandvik . . . 158
A.2 Campagne principale . . . 161
A.2.1 Campagne CAF . . . 161
A.2.2 Campagne CV . . . 163
A.3 Essais SMIC . . . 164
A.4 Campagne Haute Efficacité . . . 165
A.4.1 Campagne HFV . . . 165
A.4.2 Campagne TGV . . . 166
A.4.3 Campagne THF . . . 167

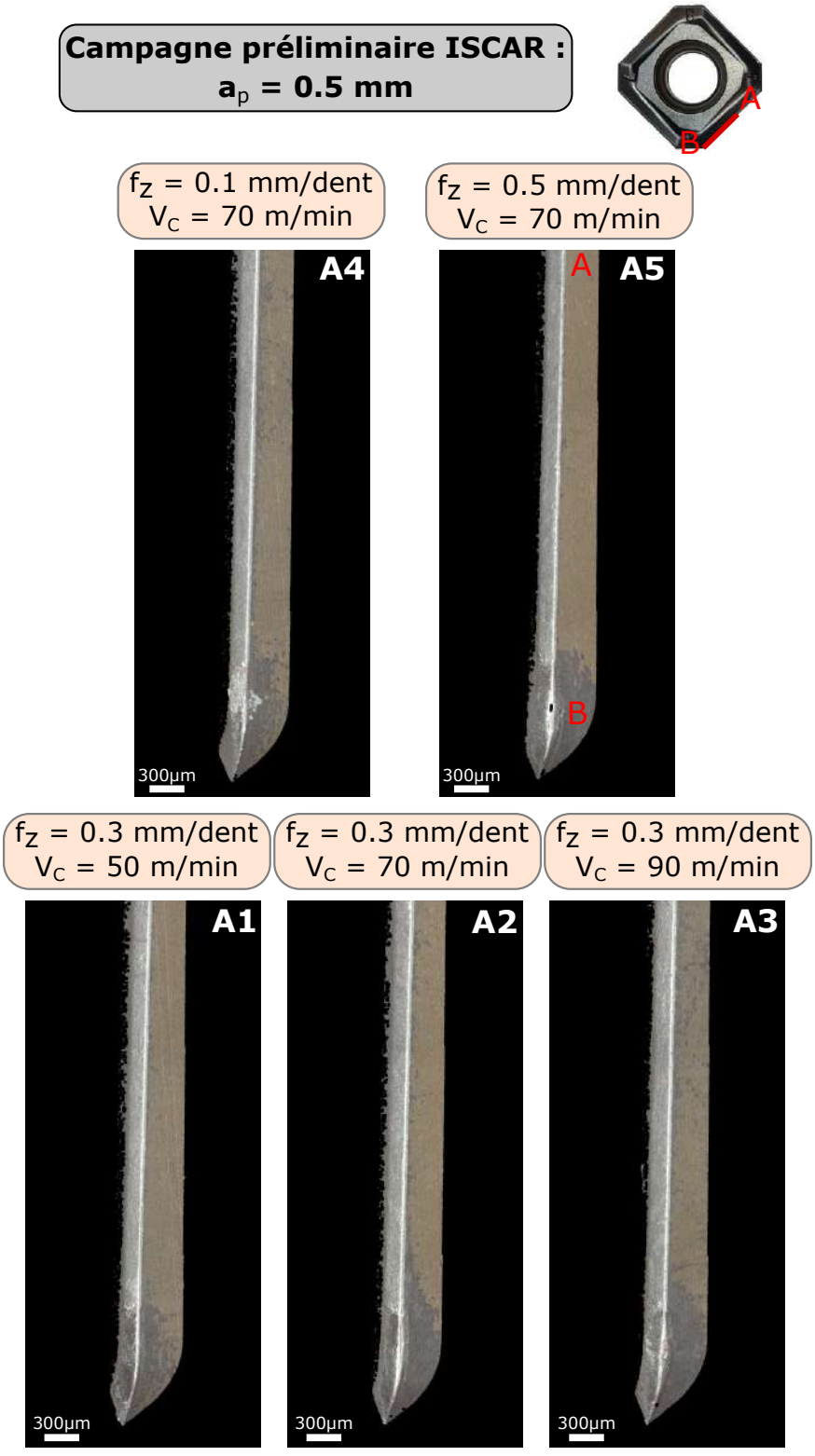
Dans cette annexe, les arêtes de coupe après essai sont présentées pour toutes les campagnes du chapitre 3 et les arêtes de planage pour le chapitre 4. La longueur usinée pour toutes les arêtes est 51 mm mis à part pour les essais D2, D3 et D5. Pour les essais D2 et D5, la longueur usinée est de 2x51 mm et pour l'essai D3, 3x51 mm. Le temps d'usinage en secondes correspondant est présenté dans le tableau A.1.

Tableau A.1 – Temps d'usinage des essais

Essai	A1	A2	A3	A4	A5	
Temps (en s)	19.2	13.7	10.7	41.2	8.2	
Essai	A6	A7	A8	A9	A10	
Temps (en s)	19.2	13.7	10.7	41.2	8.2	
Essai	A11	A12	A13	A14	A15	
Temps (en s)	19.2	13.7	10.7	41.2	8.2	
Essai	B1	B2	B3	B4	B5	B6
Temps (en s)	57.7	57.7	57.7	57.7	57.7	57.7
Essai	B7	B8	B9	B10	B11	B12
Temps (en s)	19.2	19.2	19.2	19.2	19.2	19.2
Essai	C1	C2	C3	C4	C5	C6
Temps (en s)	24.0	19.2	16.0	13.7	12.0	10.7
Essai	C7	C8	C9			
Temps (en s)	9.6	8.7	8.0			
Essai	D1	D2	D3	D4	D5	D6
Temps (en s)	19.2	38.5	57.7	19.2	38.5	19.2
Essai	E1	E2	E3	E4	E5	E6
Temps (en s)	3.2	1.4	1.0	0.7	1.2	0.9
Essai	F1	F2	F3	F4		
Temps (en s)	4.8	3.2	2.4	3.2		
Essai	G1	G2	G3	G4		
Temps (en s)	3.8	2.9	2.1	1.4		

A.1 Campagne préliminaire

A.1.1 Outil Iscar



Campagne préliminaire ISCAR :
a_p = 1.5 mm



f_z = 0.1 mm/dent
V_C = 70 m/min



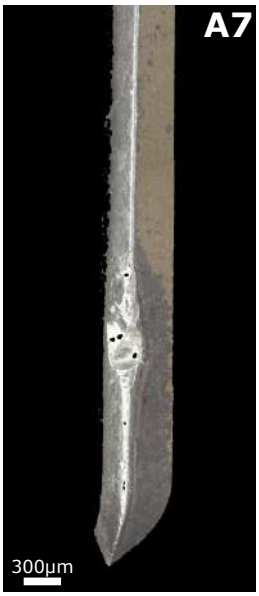
f_z = 0.5 mm/dent
V_C = 70 m/min



f_z = 0.3 mm/dent
V_C = 50 m/min



f_z = 0.3 mm/dent
V_C = 70 m/min



f_z = 0.3 mm/dent
V_C = 90 m/min



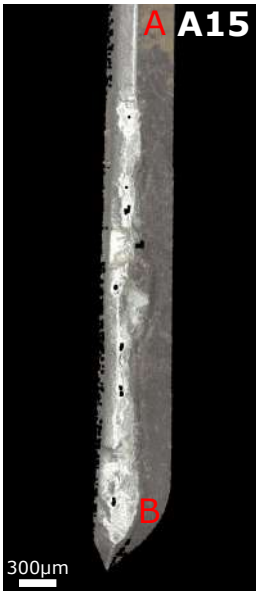
Campagne préliminaire ISCAR :
a_p = 2.5 mm



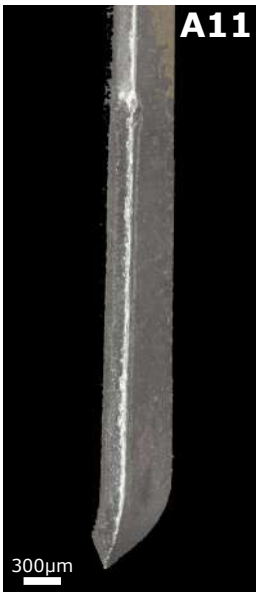
f_Z = 0.1 mm/dent
V_C = 70 m/min



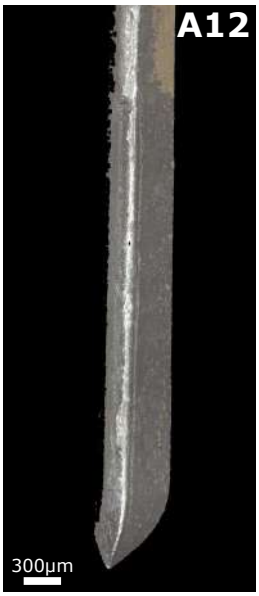
f_Z = 0.5 mm/dent
V_C = 70 m/min



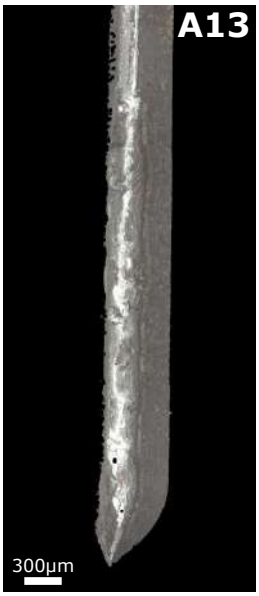
f_Z = 0.3 mm/dent
V_C = 50 m/min



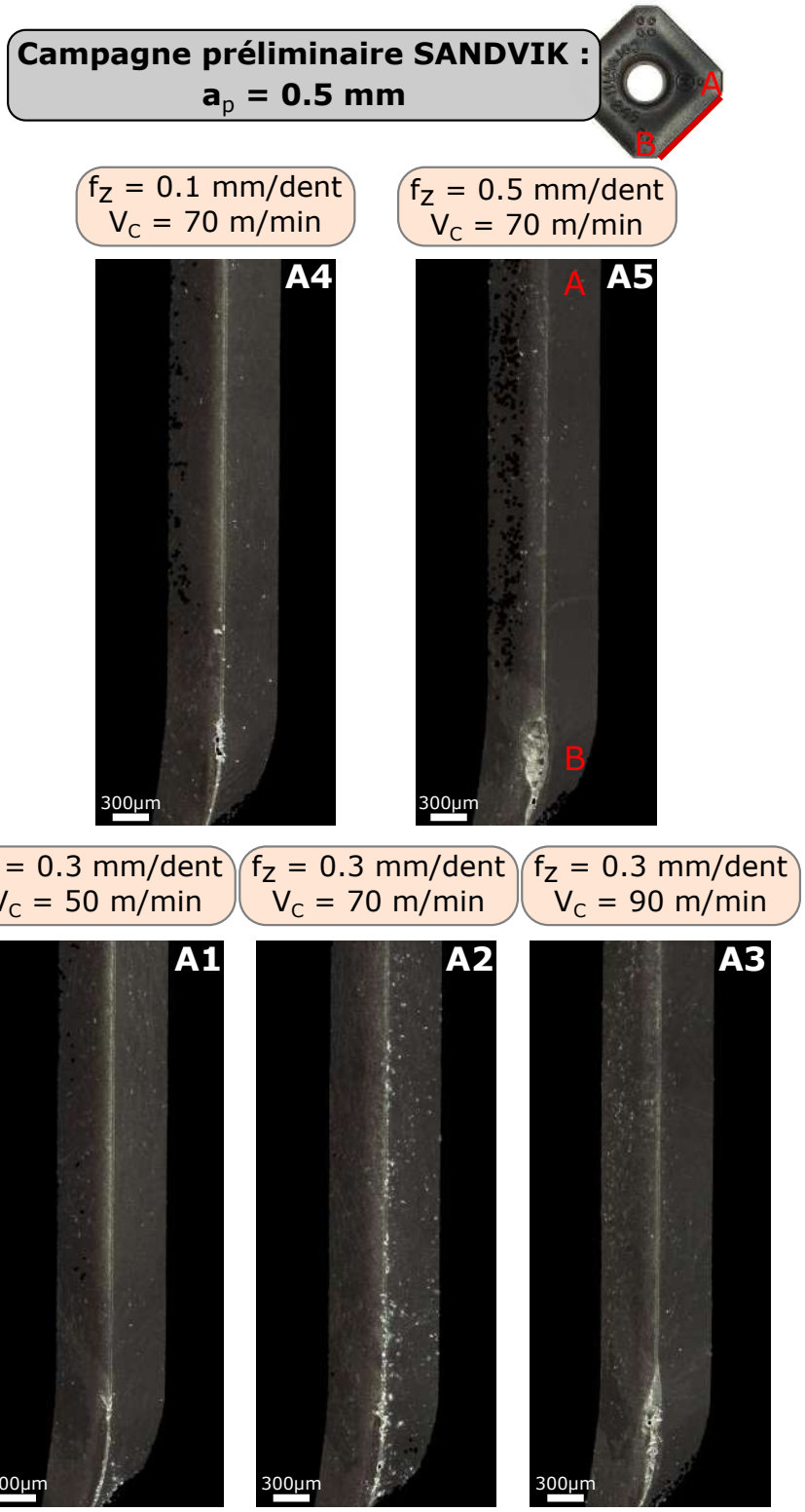
f_Z = 0.3 mm/dent
V_C = 70 m/min



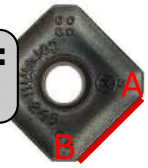
f_Z = 0.3 mm/dent
V_C = 90 m/min



A.1.2 Outil Sandvik



Campagne préliminaire SANDVIK : a_p = 1.5 mm



f_z = 0.1 mm/dent
V_C = 70 m/min



f_z = 0.5 mm/dent
V_C = 70 m/min



f_z = 0.3 mm/dent
V_C = 50 m/min



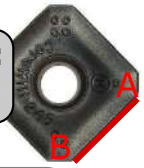
f_z = 0.3 mm/dent
V_C = 70 m/min



f_z = 0.3 mm/dent
V_C = 90 m/min



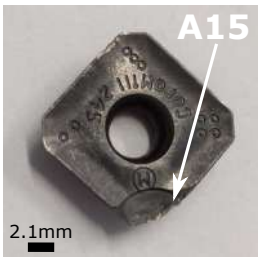
Campagne préliminaire SANDVIK :
a_p = 2.5 mm



f_z = 0.1 mm/dent
V_C = 70 m/min

f_z = 0.5 mm/dent
V_C = 70 m/min





f_z = 0.3 mm/dent
V_C = 50 m/min

f_z = 0.3 mm/dent
V_C = 70 m/min

f_z = 0.3 mm/dent
V_C = 90 m/min

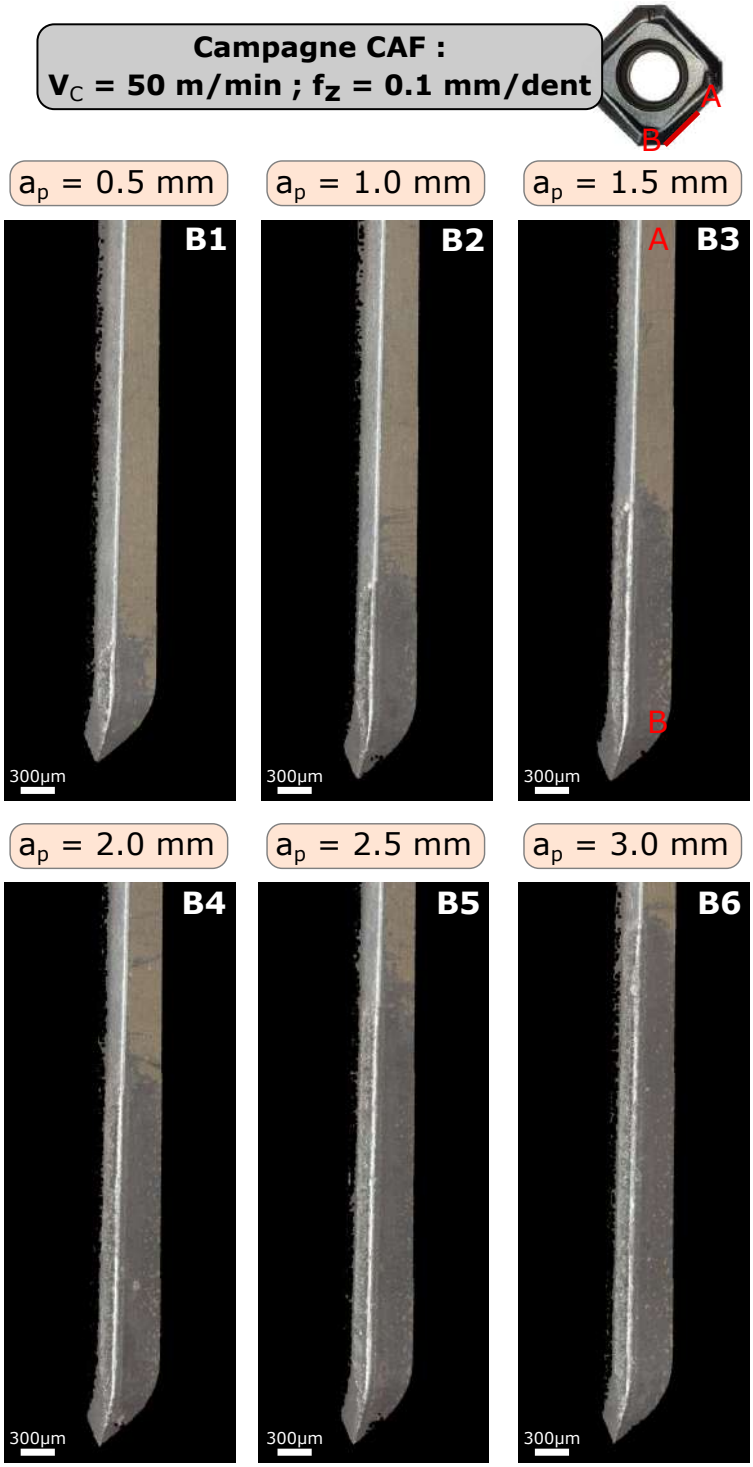


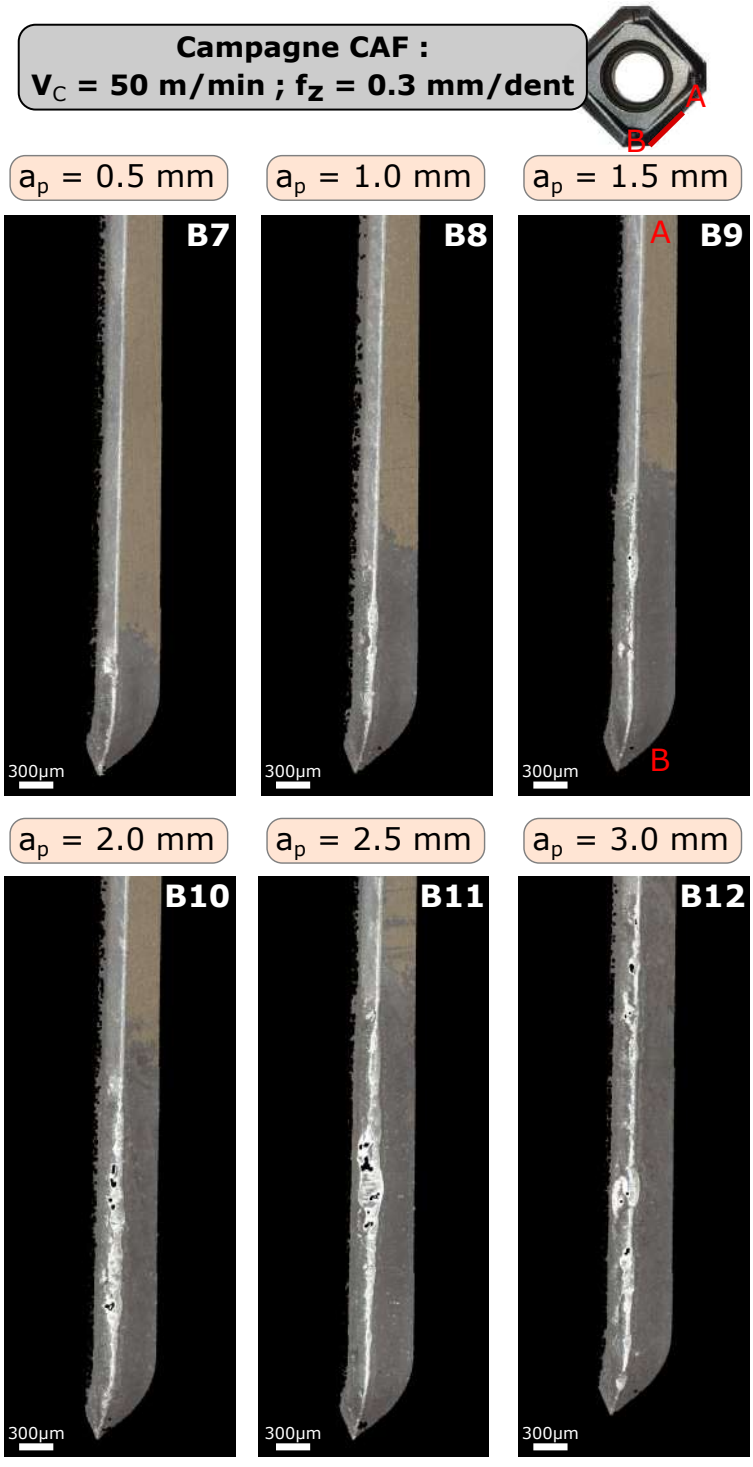




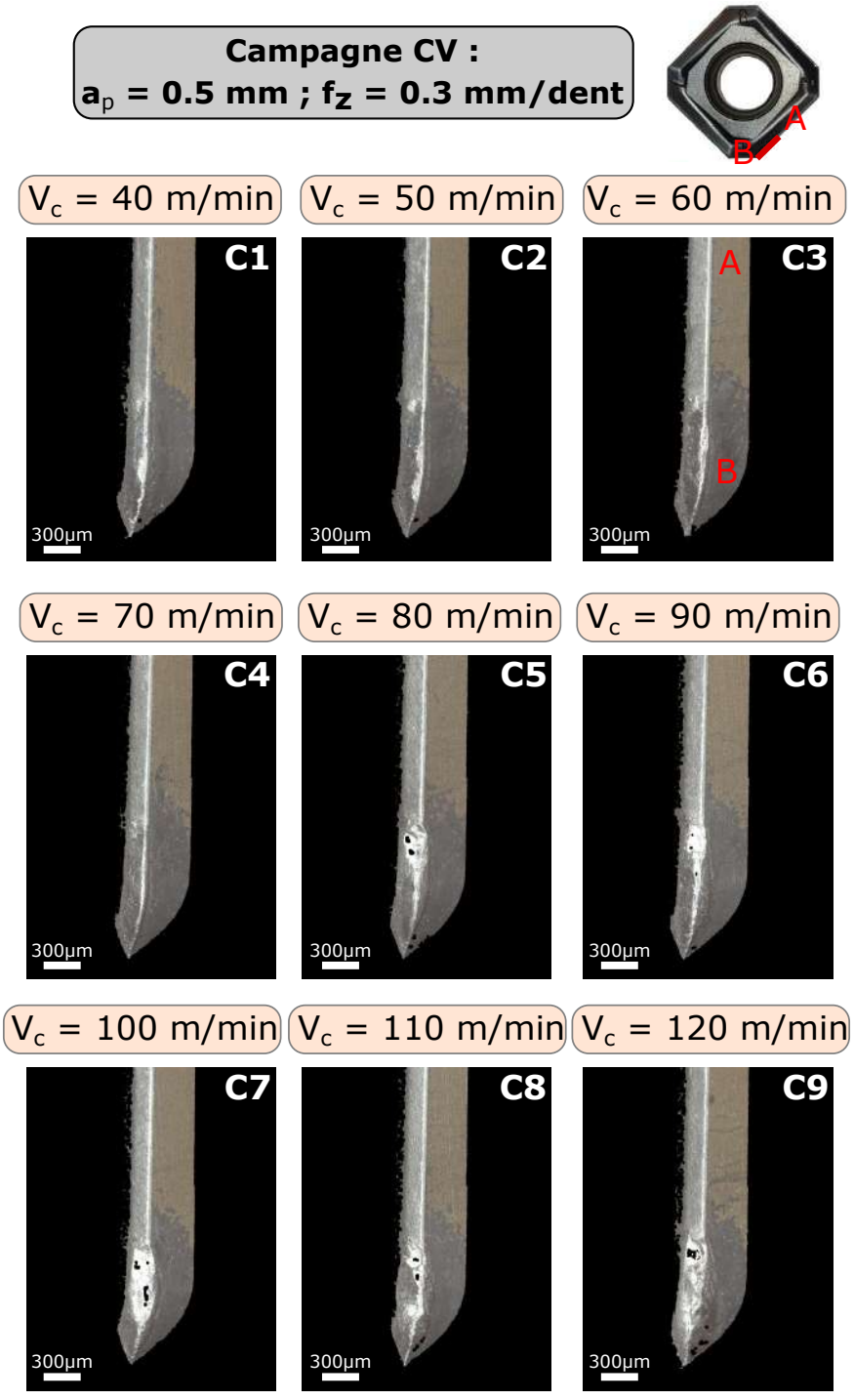
A.2 Campagne principale

A.2.1 Campagne CAF

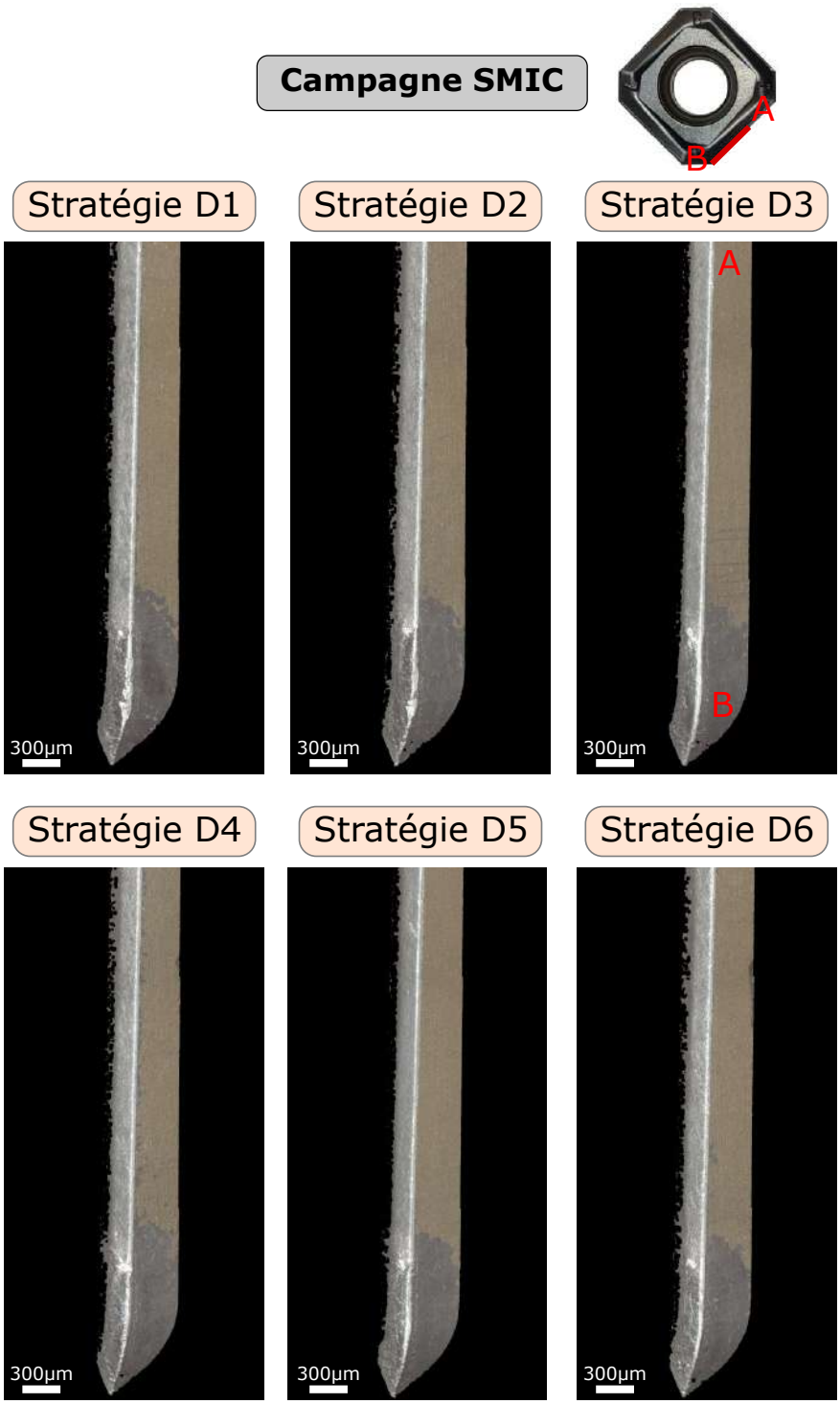



Campagne CAF :
V_C = 50 m/min ; f_Z = 0.3 mm/dent
A
B
a_p = 0.5 mm
a_p = 1.0 mm
a_p = 1.5 mm
B7
B8
B9
A
B
300µm
a_p = 2.0 mm
a_p = 2.5 mm
a_p = 3.0 mm
B10
B11
B12

A.2.2 Campagne CV

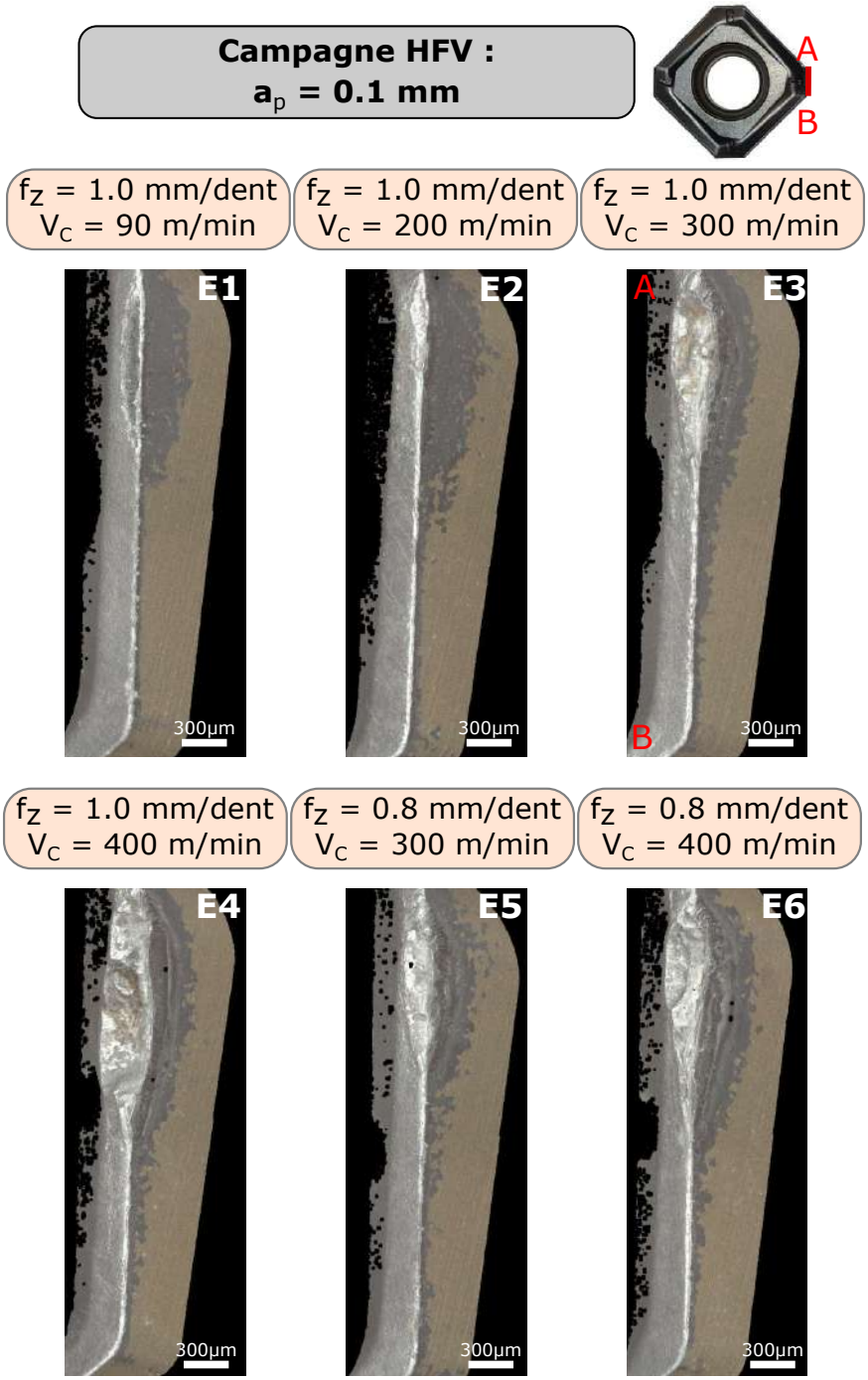


A.3 Essais SMIC

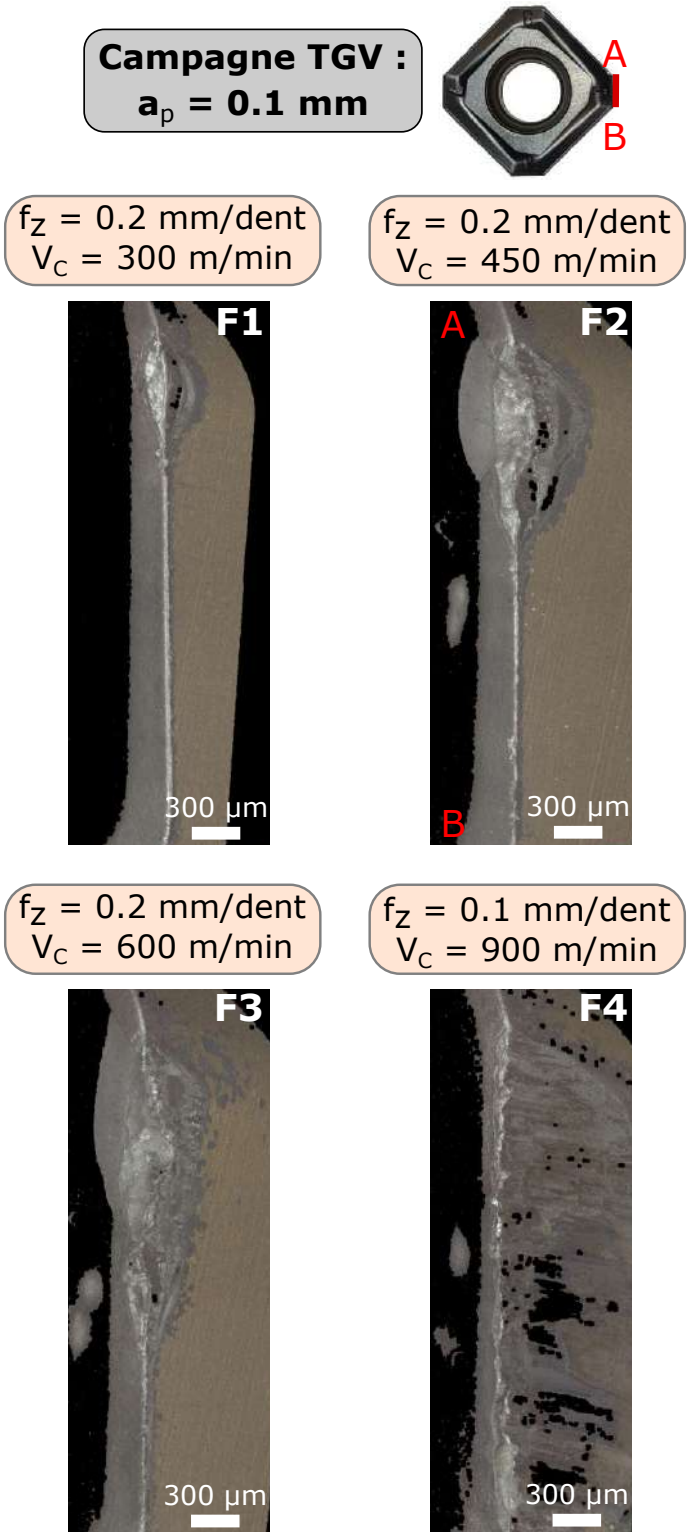


A.4 Campagne Haute Efficacité

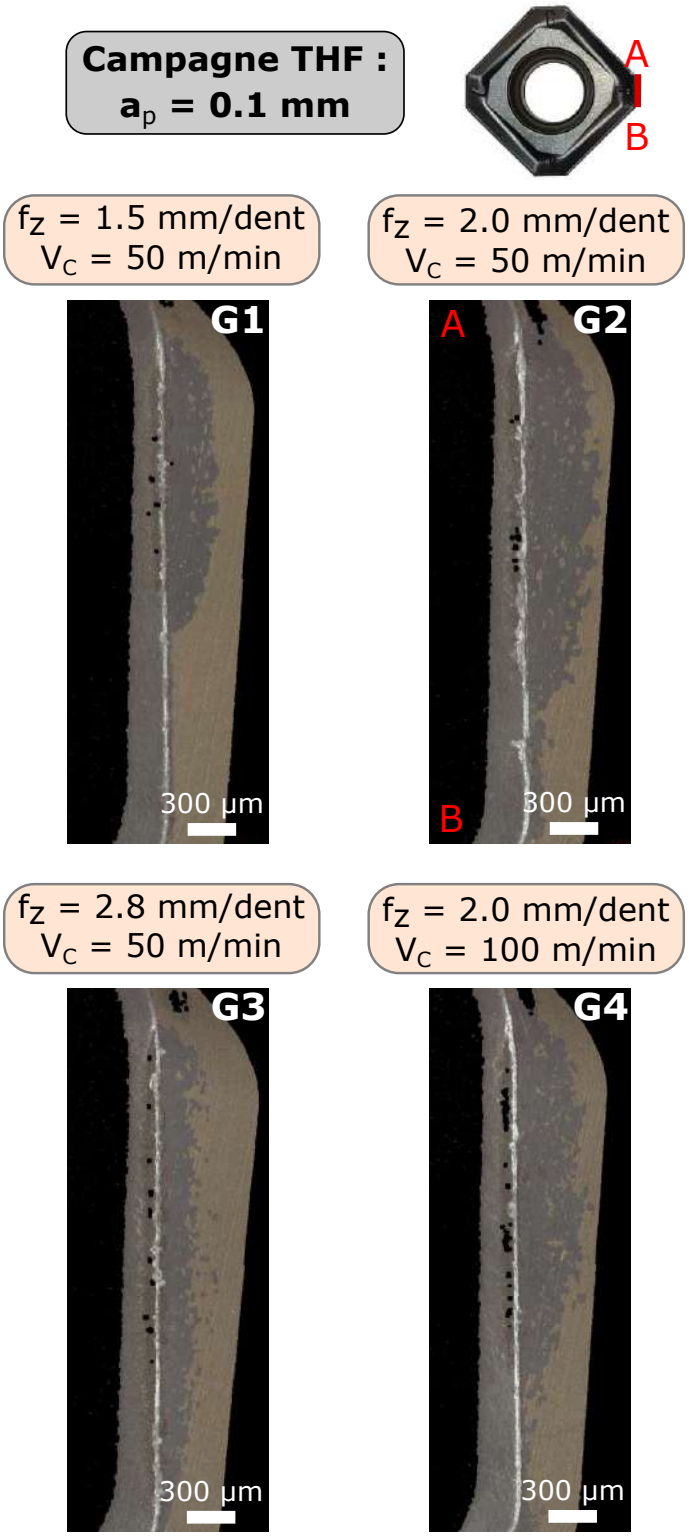
A.4.1 Campagne HFV



A.4.2 Campagne TGV



A.4.3 Campagne THF



B

Usinage par sonde ionique focalisée

B.1 Présentation de la sonde ionique focalisée et des méthodes de mesures 169
B.1.1 Sonde ionique focalisée 169
B.1.2 Méthode FIB-DIC 170
B.2 Déroulement pour les échantillons en Ti-6Al-4V 171
B.2.1 Stratégie de mesures de contraintes résiduelles en profondeur 171
B.2.2 Détermination du protocole de mesure 172
B.2.3 Analyse des images DIC 175
B.3 Conclusions sur la méthode 177

Cette annexe présente la méthode complémentaire employée pour la mesure de contraintes résiduelles en profondeur et les conclusions sur l'utilisation de cette méthode sur le Ti-6Al-4V.

B.1 Présentation de la sonde ionique focalisée et des méthodes de mesures

Dans cette section, le fonctionnement de la sonde ionique focalisée sera expliqué ainsi que les différentes méthodes pouvant être utilisées avec la sonde ionique focalisée afin de mesurer des contraintes résiduelles.

B.1.1 Sonde ionique focalisée

La sonde ionique focalisée, dite sonde FIB, est un instrument au fonctionnement semblable au microscope électronique à balayage (MEB). Au lieu d'utiliser un faisceau d'électrons, la sonde FIB utilise un faisceau d'ions (généralement d'ions gallium Ga^+). Le faisceau d'ions plutôt que d'électrons est destructeur pour l'échantillon. En effet, grâce à leur haute énergie, les ions accélérés vont pulvériser les atomes de la surface de l'échantillon. Ainsi la sonde FIB est utilisée plus souvent dans un cadre de micro-fabrication plutôt que de microscopie, on parle alors d'usinage par sonde

FIB. Pour réaliser une observation non destructive de l'échantillon, les sondes FIB peuvent être équipées de source d'électrons qui permet à l'appareil de fonctionner comme un microscope MEB.

Dans le cadre de la thèse, la sonde FIB utilisée est une sonde Helios NanoLab 600i pouvant effectuer des images par microscopie MEB (Fig. B.1).



Figure B.1 – Sonde FIB Helios NanoLab 600i et son tournevis

B.1.2 Méthode FIB-DIC

Dans la littérature, l'usinage par sonde FIB est une méthode permettant de mesurer des contraintes résiduelles à une échelle microscopique souvent utilisée sur des films minces. La méthode consiste à réaliser l'usinage par sonde FIB d'une géométrie sur la surface d'intérêt et de suivre le déplacement de la matière proche de la géométrie usinée par DIC (Digital Image Correlation). Dans un second temps, le champ de déplacement mesuré est utilisé pour calculer avec une simulation par éléments finis le champ de contraintes à l'origine du champ de déplacement.

D'après le guide sur la méthode FIB-DIC de Lord et al. (2018), il existe 4 types de géométries communément utilisés pour la méthode FIB-DIC (Fig. B.2) :

— La géométrie "Surface slot/Trench" illustrée dans la figure B.2-a ;
— La géométrie "Hole drilling" illustrée dans la figure B.2-b ;
— La géométrie "Ring core" illustrée dans la figure B.2-c ;
— La géométrie "Double-slot/H-bar" illustrée dans la figure B.2-d.

Chacune de ces géométries présentent des avantages et inconvénients permettant de choisir une géométrie adaptée aux besoins. Par exemple, les géométries "Surface slot/Trench" et "Double-slot/H-bar" permettent de mesurer des contraintes uniaxiales tandis que les géométries "Hole drilling" et "Ring core" permettent de récupérer des données biaxiales. Dans la littérature, on retrouve de

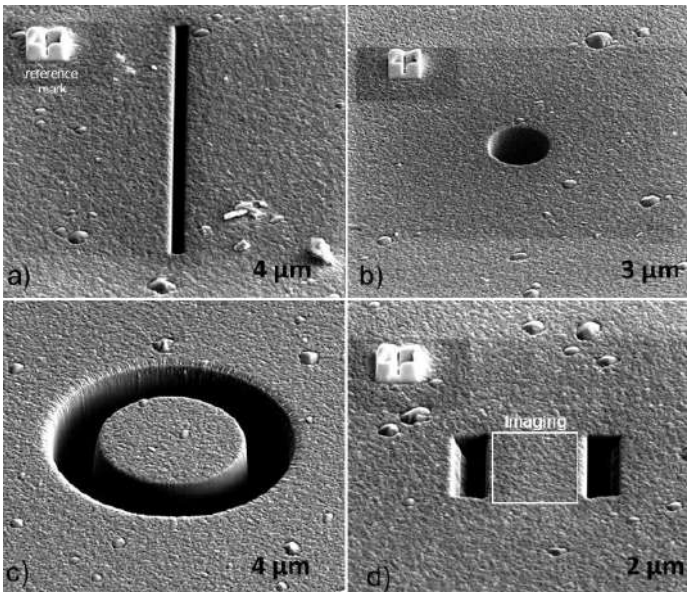


Figure B.2 – Géométries d'usinage par sonde FIB communément utilisés [Lord et al. (2018)]

nombreuses études sur les différentes géométries de la méthode FIB-DIC appliquée à des mesures sur des films minces [Bemporad et al. (2014), Korsunsky et al. (2009), Korsunsky et al. (2010), Lunt et al. (2015), Salvati et al. (2014), Sebastiani et al. (2011), Song et al. (2012), Winiarski et al. (2012a) et Winiarski et al. (2012b)]. L'objectif des travaux présentés par la suite est d'adapter la méthode FIB-DIC à des mesures de contraintes résiduelles sur du Ti-6Al-4V.

B.2 Déroulement pour les échantillons en Ti-6Al-4V

Dans cette section, la stratégie générale de mesures afin d'obtenir un profil de contraintes résiduelles en profondeur est d'abord présentée. Ensuite le protocole de mesure et la démarche pour y aboutir sont expliqués. Dans la dernière partie, l'analyse des mesures et les difficultés associées sont discutées.

B.2.1 Stratégie de mesures de contraintes résiduelles en profondeur

Pour obtenir un profil de contraintes résiduelles en profondeur, les échantillons sur lesquels les cartographies KAM (cartographie des désorientations moyennes faites sur un microscope MEB) ont été réalisées, ont été choisis. En appliquant la méthode FIB-DIC à des points de plus en plus éloignés de la surface, il devrait être possible de construire point par point le profil de contraintes résiduelles. Les points ont été choisis aux profondeurs sous la surface usinée suivantes : 10 μm ; 20 μm ; 40 μm ; 60 μm ; 100 μm (Fig. B.3).

Pour chacun de ces points, la méthode FIB-DIC devra être appliquée. Le principe de cette méthode et le protocole expérimental sont détaillés dans la suite.

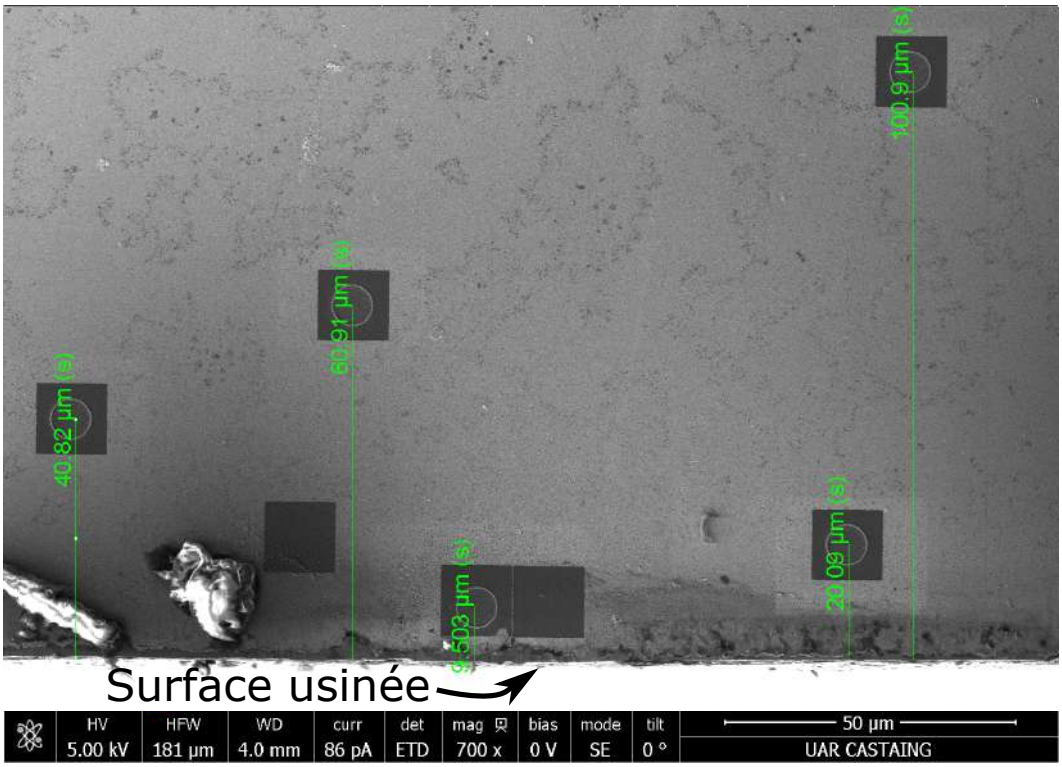


Figure B.3 – Points d'application de la méthode FIB-DIC sous la surface usinée.

B.2.2 Détermination du protocole de mesure

La géométrie "Ring core" a été retenue pour l'usinage par sonde FIB pour plusieurs raisons. Cette géométrie permet une relaxation importante du plateau central (Fig. B.4) et donc une résolution de mesure plus grande. De plus, il existe une courbe maîtresse liant la relaxation au rapport entre la profondeur de la tranchée et le diamètre du plateau central (B.5) permettant de simplifier la mesure en ne nécessitant pas une relaxation totale du plateau central pour analyser les résultats. Une méthode incrémentale d'usinage en profondeur est souvent mise en place afin de reconstituer la courbe maîtresse sans avoir à usiner des tranchées de profondeur importante.

Le protocole initial de mesures se décompose en 3 étapes. La première consiste à générer un speckle sur le futur plateau central. Ce speckle permettra de mesurer le champ de déplacement par DIC. Pour réaliser le speckle, un dépôt d'or a été réalisé sur les échantillons utilisés pour les mesures de microstructure. Ensuite une exposition courte à la sonde FIB a permis d'arracher des atomes d'or (en blanc) de manière aléatoire ce qui révèle le titane sous-jacent (en gris) et ainsi obtenir un speckle similaire à celui de la figure B.4. La deuxième étape consiste à usiner la tranchée avec la sonde FIB et la troisième à réaliser des images de microscopie MEB pour la DIC. Les deux dernières étapes ont été répétées à plusieurs reprises sur un même plateau afin d'acquérir des mesures pour des tranchées de profondeur croissante.

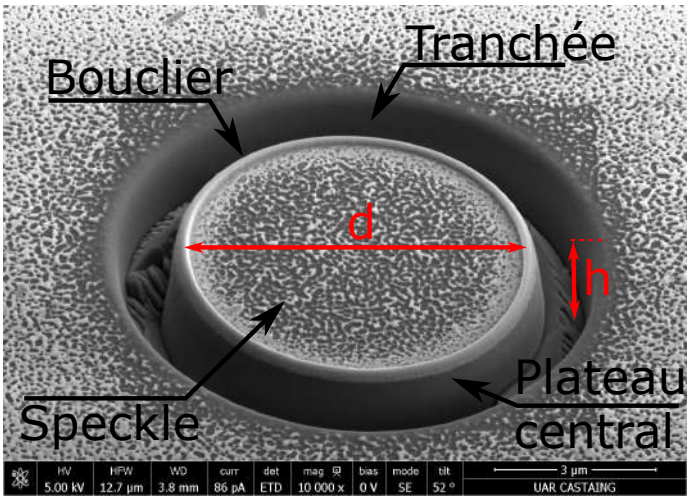


Figure B.4 – Géométrie "Ring core" appliquée sur un échantillon de Ti-6Al-4V.

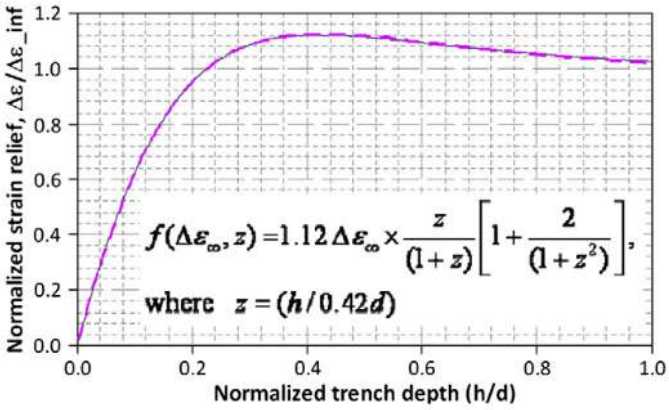


Figure B.5 – Courbe maîtresse définie dans l'étude de Korsunsky et al. (2010).

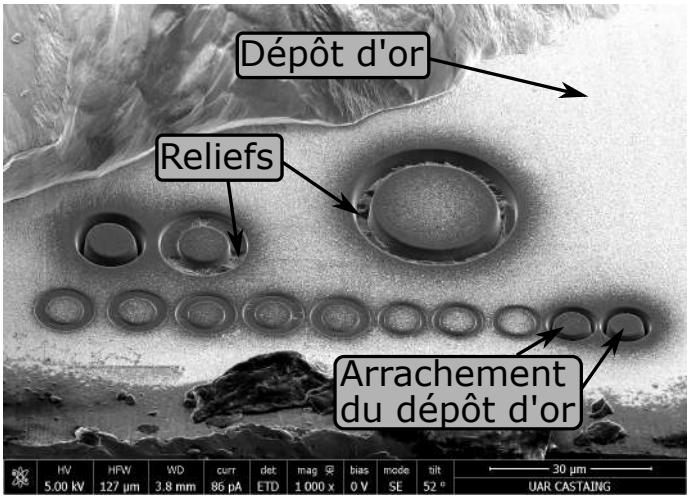


Figure B.6 – Exemple d'essais préliminaires de l'usinage par sonde FIB.

Afin de déterminer les paramètres dimensionnels de la tranchée à usiner (diamètre intérieur et diamètre extérieur), plusieurs essais préliminaires ont été réalisés. Ces essais ont fait apparaître trois difficultés techniques (Fig. B.6).

La première difficulté concerne la redéposition du titane usiné de la tranchée sur les surfaces adjacentes dont le plateau central où la mesure se fait. Cette difficulté apparaît dans la littérature et est pallié par l'utilisation d'un "bouclier" (visible sur la figure B.4) sur le pourtour du plateau central. Dans notre étude, un bouclier a été formé par déposition d'atomes de platine. Le dépôt de platine s'est fait sur l'appareil de sonde FIB qui dispose d'une colonne de déposition spécialisée.

La deuxième difficulté porte sur la forte sensibilité de la couche d'or au faisceau d'ions de la sonde FIB. En effet, le dépôt de couche d'or est facilement arraché par les ions gallium émis par la sonde FIB. Cela résulte en un speckle qui se dégrade au cours de l'usinage de la tranchée jusqu'à sa disparition totale. Une autre approche pour générer un speckle a donc été adoptée en s'inspirant de la littérature. Le nouveau speckle consiste à usiner à la sonde FIB des cavités peu profondes et localisés sur l'emplacement du plateau central (Fig. B.7) après avoir enlevé la couche d'or par sonde FIB.

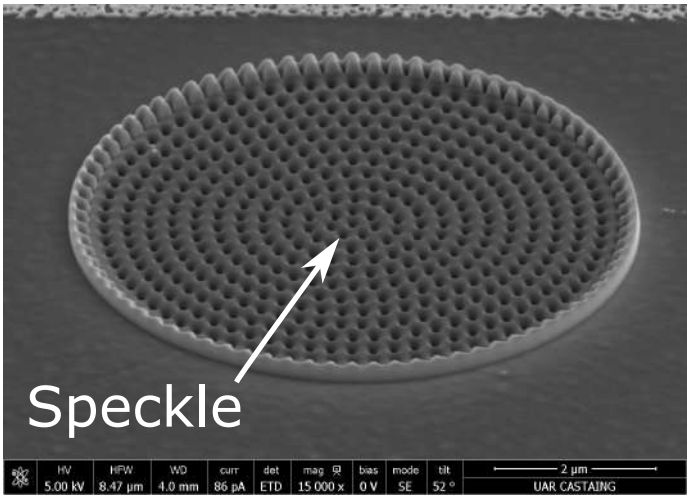


Figure B.7 – Speckle à points usinés par sonde FIB.

La troisième difficulté est l'apparition de reliefs (visibles sur les figures B.6 et B.8) au fond de la tranchée lors de son usinage. Ces reliefs empêchent d'avoir une profondeur de tranchée uniforme et nécessitent une adaptation de la simulation par éléments finis pour prendre en compte les irrégularités de la tranchée. Avec la multiplication de l'usinage de tranchée, il apparaît que les reliefs dépendent de la microstructure et plus particulièrement à l'orientation des grains. En effet, certaines orientations de grains vont rendre les grains plus ou moins résistants à l'usinage par sonde FIB. Ainsi la surface de fond de la tranchée présente des reliefs importants avec des zones de profondeur inférieure au niveau attendu (grains "durs") et d'autres avec des profondeurs supérieures (grains "mous"). Ce phénomène est accentué avec la profondeur d'usinage.

Les difficultés rencontrées et leurs solutions (mis à part pour la troisième) ont finalement abouti au protocole de mesure suivant :

— Décapage de la couche d'or sur une zone de 12 μm par 12 μm ;
— Réalisation du speckle sur un diamètre de 7 μm ;
— Dépôt du bouclier de platine sur le contour du speckle avec une épaisseur de 0.5 μm et une largeur de 0.25 μm ;
— Usinage de la tranchée de largeur de 3.5 μm à 3 profondeurs croissantes (h = 0.35 μm, 0.7 μm, 1.4 μm avec acquisition d'une image MEB entre chaque usinage.

Les profondeurs choisies permettent d'obtenir des valeurs de déplacement pour un rapport de h/d de 0.2. La courbe maîtresse peut ainsi être construite pour obtenir le déplacement correspondant à une relaxation totale des contraintes qui sera utilisée dans la simulation afin d'obtenir les contraintes associées.

B.2.3 Analyse des images DIC

Les premières analyses DIC pour obtenir le champ de déplacement ont été réalisées sur des jeux d'images correspondant à celui de la figure B.8. L'analyse DIC a été effectué avec Pyxel, une librairie Python spécialisée dans le traitement d'images.

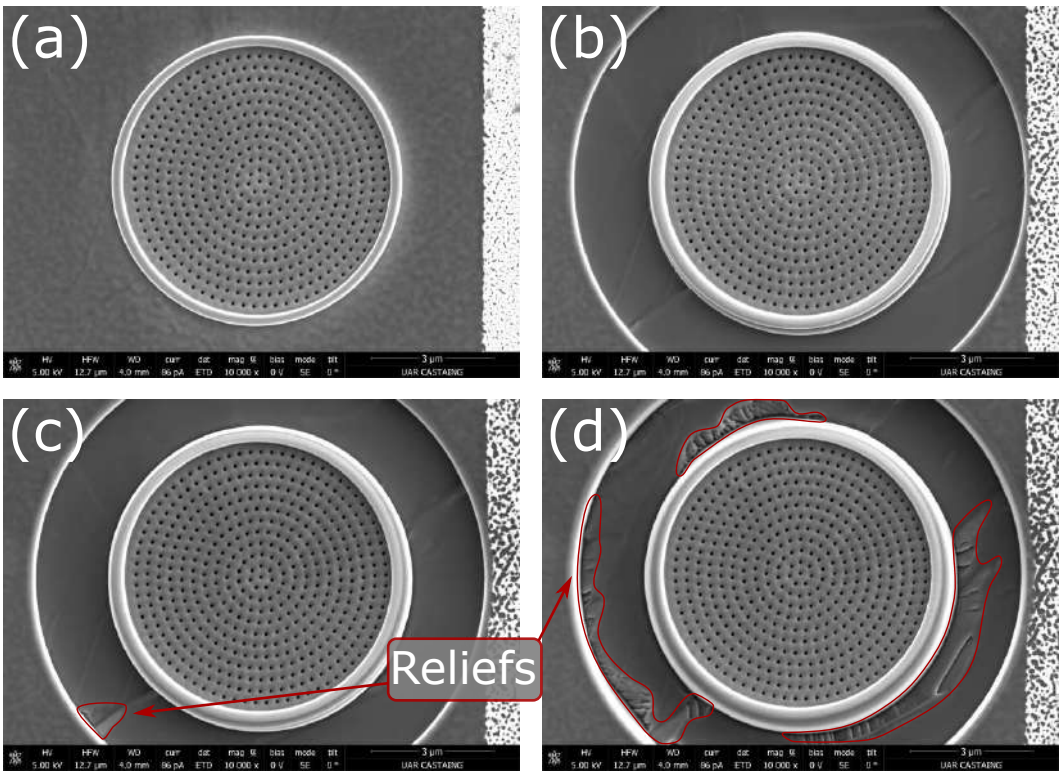


Figure B.8 – Images MEB à une distance de 10 μm de la surface usinée pour des profondeurs croissantes : (a) z=0μm ; (b) z=0.35μm ; (c) z=0.70μm ; (d) z=1.40μm

Après définition et calibration de la zone d'analyse, le champ de déplacement a été calculé sur un maillage représentatif du speckle. Les résultats de déplacement pour l'essai de la figure B.8 sont présentés dans la figure B.9. Les déplacements du maillage ont été amplifiés par un facteur 100 afin de pouvoir visualiser la forme du champ de déplacement. On peut constater que les déplacements sont plus importants avec une profondeur de tranchée plus grande comme attendu suivant la courbe maîtresse (Fig. B.5). Cependant les déplacements mesurées même à la profondeur maximale sont très faibles (de l'ordre de quelques pixels). Or l'analyse DIC est limitée par la résolution du speckle composé de points usinées à la sonde FIB. Après usinage de la tranchée, l'analyse DIC va comparer l'image initiale avec l'image avec la tranchée pour recaler les différentes parties du speckle initial sur la nouvelle image et donc en déduire le déplacement. Ce recalage possède une incertitude de quelques pixels correspondant à la délimitation des points. Ainsi le rapport signal/bruit de l'analyse DIC effectué est proche de 1 dans le meilleur des cas ce qui ne permet pas une analyse quantitative des contraintes résiduelles avec un bon niveau de confiance. Cette analyse a été faite à une profondeur de $10\mu m$ de la surface usinée, soit à une profondeur où les contraintes résiduelles sont importantes.

Afin d'améliorer le rapport signal/bruit, il est nécessaire d'améliorer la résolution du speckle. Comme l'usinage par sonde FIB ne permet pas un contrôle direct de la taille, la stratégie adoptée a été d'augmenter la densité de points et donc de permettre un recalage plus fin du champ de déplacement par analyse DIC (Fig. B.10). De plus, le bouclier de platine a été supprimé afin de pouvoir mesurer le déplacement du bord du plateau central. En effet, le bord du plateau est la zone où le déplacement dû à la relaxation des contraintes est maximal. Faire des mesures dans cette zone permettra d'avoir des déplacements de plus grande amplitude qui combinés avec un speckle mieux résolu, contribuera à augmenter le rapport signal/bruit du champ de déplacement.

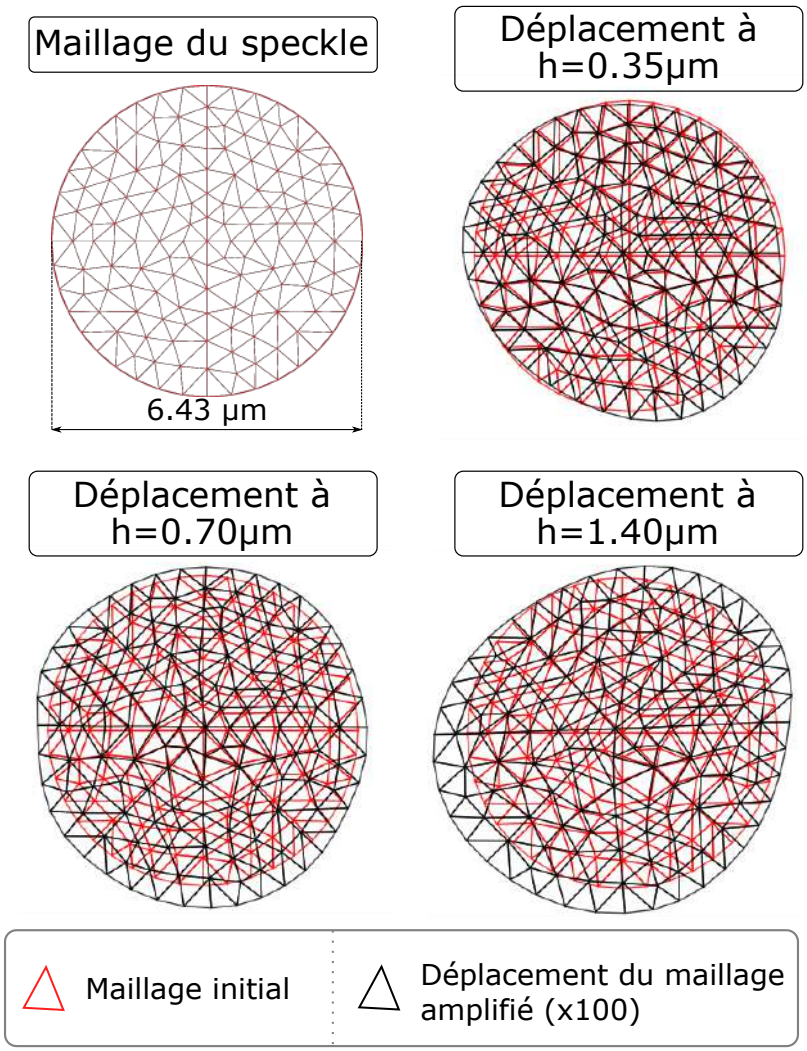


Figure B.9 – Déformation (en noir) du maillage (en rouge) aux différentes profondeurs pour le speckle à une distance de 10 μm de la surface usinée.

B.3 Conclusions sur la méthode

Malgré la densification du speckle et de retrait du bouclier, les difficultés décrites précédemment ont réduit le rapport signal/bruit. La redéposition de matière a recouvert le speckle au bord du plateau (Fig.B.11). Sans bouclier, le seul moyen permettant de le limiter est de réduire la profondeur de la tranchée ce qui réduit l'amplitude des déplacements mesurés et va à l'encontre de l'objectif initial.

L'orientation des grains (à l'origine des reliefs au fond de la tranchée) a interféré avec la réalisation du speckle (Fig. B.12) le rendant partiellement inutilisable. En effet, suivant l'orientation du grain, le speckle est plus ou moins marqué sur la surface.

En connaissant l'orientation des grains au préalable, il devrait être possible d'ajuster la puissance de la sonde FIB afin de marquer le speckle de manière uniforme sur une zone possédant des grains d'orientation différentes. Une deuxième option consisterait à repérer les grains au préalable afin

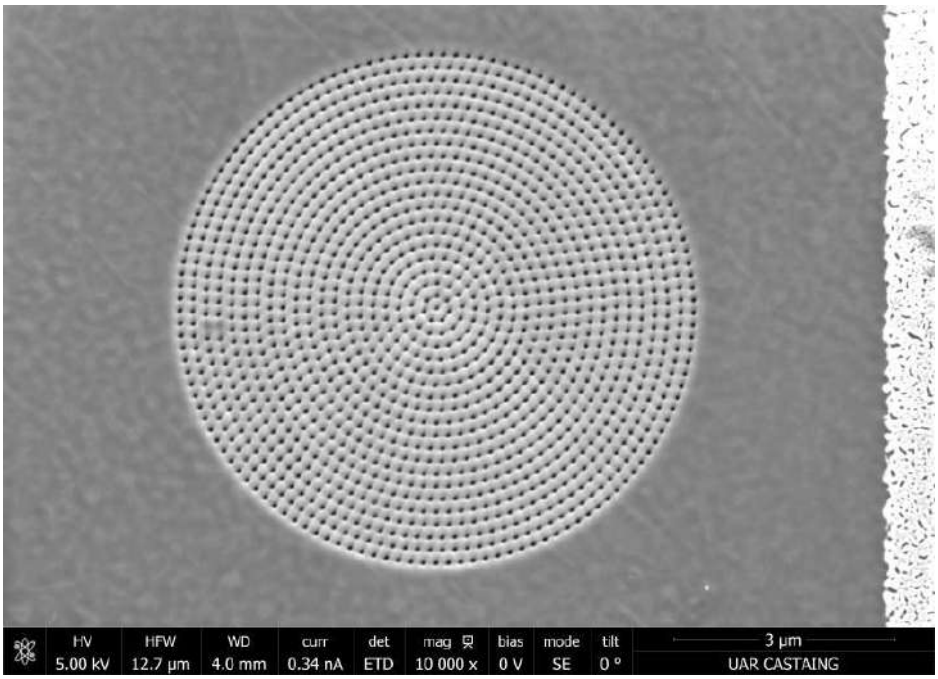


Figure B.10 – Exemple de speckle densifié.

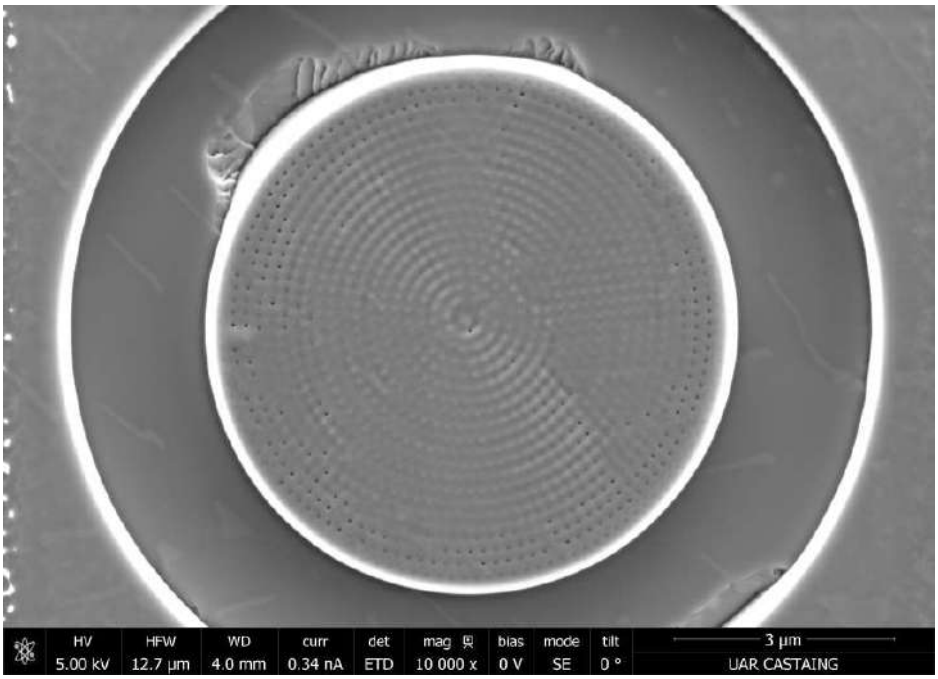


Figure B.11 – Redéposition de matière sur le bord du plateau pour une hauteur de tranchée de $1.40\mu m$.

de réaliser le speckle sur des grains d'orientation proche. Une cartographie des grains a été faite lors de l'analyse de la microstructure dans le chapitre 3 ce qui rend possible l'application d'une des solutions. Cependant, outre les phases de calibration de chacune des solutions, le repérage des grains sur l'échantillon est rendu difficile par le dépôt initial de la couche d'or. Étant donné les

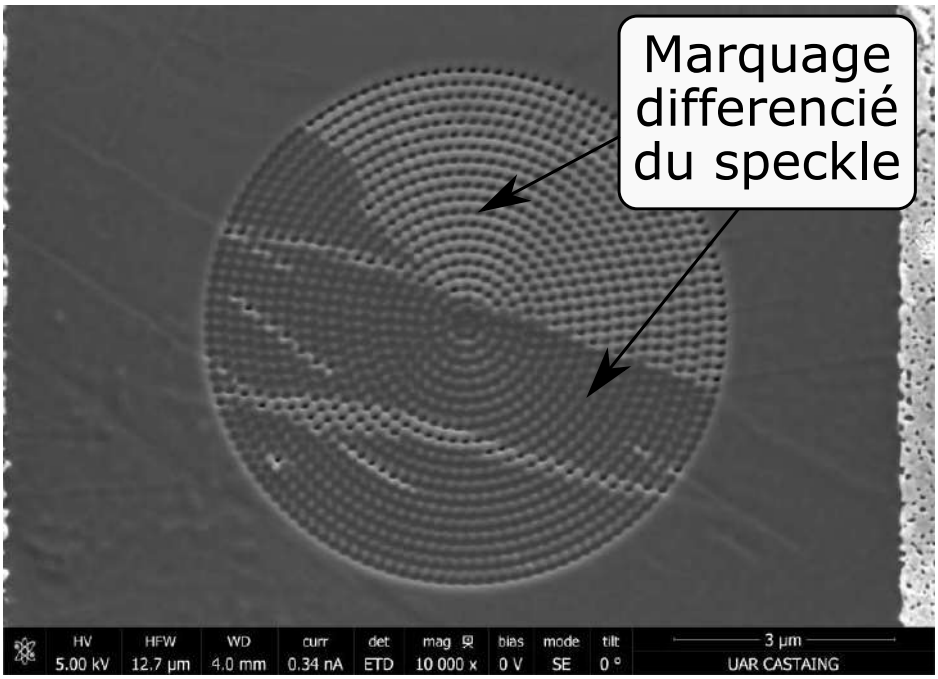


Figure B.12 – Exemple de speckle non uniforme à cause de la microstructure.

nombreuses difficultés rencontrées au cours de l'étude et le faible rapport signal/bruit de la mesure du champ de déplacement, la méthode a été abandonnée et ne semble pas adaptée dans l'état des moyens mis en place pour la mesure de contraintes résiduelles en profondeur sur le Ti-6Al-4V.

Table des figures

1.1 Dioxyde de titane à gauche et éponge de titane à droite 6

1.2 Diagramme de phase du titane [Combres (2013)] 7

1.3 Exemples des différentes microstructures du Ti-6Al-4V [Combres (2013)] 8

1.4 Classification d'Ernst des différents types de copeaux [Burns et al. (2002)] . . . 11

1.5 Schéma illustrant la vitesse de coupe 12

1.6 Schéma illustrant l'avance à la dent et la profondeur de passe. 13

1.7 Représentation des caractéristiques macroscopiques d'une plaquette de coupe . 15

1.8 Représentation des caractéristiques microscopiques d'une plaquette de coupe . 16

1.9 Taux d'usure en cratère pour 4 types d'outils (de haut en bas : diamant polycristallin, carbure revêtu, nitrure de bore cubique polycristallin et céramique) lors de l'usinage de Ti-6Al-4V [E. Ezugwu (2005)] 18

1.10 Représentation de certains types d'usure sur une arête de coupe[Lehrmittel (2015)] 19

1.11 Acuité pour un outil neuf (à gauche) et un outil usé (à droite) 20

1.12 À gauche, profil primaire d'une surface. À droite, longueur de base extraite du profil initial utilisé pour la mesure de rugosité. 21

1.13 Rugosité R_a (en bleu) et S_a (en rouge) en fonction de l'avance à la dent [D. Yang et al. (2018a)] 22

1.14 Rugosité R_a en fonction de l'avance par tour [Gaceb et al. (2007)] 22

1.15 Schéma illustrant le phénomène d'arêtes rapportées (BUE = Built Up Edge) [MIT (2019)] 23

1.16 Rugosité en fonction de la longueur usinée. À gauche, Vc = 100 m/min et à droite, Vc = 200 m/min [Safari et al. (2015)] 23

1.17 Plaquette utilisée dans l'étude de [Safari et al. (2015)] 23

1.18 Rugosité R_a (en bleu) et S_a (en rouge) en fonction de la vitesse de coupe [D. Yang et al. (2018a)] 24

1.19 Rugosité R_a en fonction du rayon de bec R_ε [Gunnberg et al. (2006)] 25

1.20 Rugosité en fonction de la longueur usinée [Ribeiro et al. (2003)] 25

1.21 Tenue en fatigue en fonction de l'amplitude en contrainte pour 3 groupes de rugosité (bleu : $R_a \simeq 0.25\mu m$; rouge : $R_a \simeq 0.6\mu m$; vert : $R_a \simeq 1.2\mu m$) [Jinlong et al. (2021)] 26

1.22 Tenue en fatigue en fonction de la rugosité R_a pour deux niveaux de contraintes ($\sigma_{max1} > \sigma_{max2}$) [Moussaoui et al. (2015a)] 27

1.23 Deux profils différents de rugosité ayant les mêmes valeurs de R_a et de R_z . . . 27

1.24 Tenue en fatigue en fonction de R_a (à gauche) et de K_t (à droite) [Yao et al. (2013)] 29

1.25 Tenue en fatigue expérimentale et prédite en fonction de K_t [Suraratchai et al. (2008)] 29

1.26 Influence des contraintes résiduelles sur les propriétés d'un matériau [Lu (2006a)] 33

1.27 Profil caractéristique des contraintes résiduelles en profondeur [Wagner (1999)] 33

1.28 Contraintes résiduelles mesurées dans la direction d'avance à gauche et la direction transverse à droite [Tang et al. (2009)] 34

1.29 Mesures de contraintes résiduelles en profondeur pour différentes vitesses de coupe, différents outils (S = revêtu et H = non revêtu) et différents niveaux d'usure [Sharman et al. (2006)] 35

1.30 Contraintes résiduelles mesurées dans la direction d'avance à gauche et transverse à droite [Outeiro et al. (2008)] 36

1.31 Contraintes résiduelles de surface mesurées dans la direction tangentielle (a) et radiale (b) [Sasahara (2005)] 37

1.32 Contraintes résiduelles de surface mesurées dans la direction radiale (à gauche) et tangentielle (à droite) [Javidi et al. (2008)] 37

1.33 Maximum des contraintes résiduelles de compression en fonction de l'avance [Rao et al. (2011)] 38

1.34 Contraintes résiduelles de surface en fonction de la vitesse de coupe [Yao et al. (2014)] 38

1.35 Courbes de Wöhler pour des éprouvettes avec et sans traitement de surface (LSP : Laser Shock Peening) [Nie et al. (2021)]. 40

1.36 Courbes da/dN suivant différents traitements de surfaces sur du Ti-6Al-4V (EP : Électro-polissage ; SP : Grenaillage ; SP + SR : Grenaillage puis traitement thermique [Ludian et al. (2008)] 41

1.37 À gauche, contraintes résiduelles en fonction de la distance sous la surface. À droite, tenue en fatigue en fonction du traitement de surface appliqué. GD : Grinding ; LSP10X : Laser Shock Peening ; DSP : Double Shot Peening ; SP : Shot Peening. [Luo et al. (2021)] 41

1.38 Évolution de la microdureté dans la profondeur [Sharman et al. (2006)] 44

1.39 Évolution de la microdureté de surface en fonction de l'avance (a) et de la vitesse de coupe (b) [Yao et al. (2014)] 45

1.40 Évolution de la microdureté dans la profondeur pour deux outils différents [Ginting et al. (2009)] 45

1.41 Évolution de la microdureté en sous surface pour 3 niveaux d'avance (1 à 3 : $f = 1.2mm/tour$; 4 à 6 : $f = 1.4mm/tour$; 7 à 9 : $f = 1.6mm/tour$)[Ehsan et al. (2021)] 46

1.42 Évolution de la microdureté dans la profondeur en fonction de la lubrification utilisée [Shokrani et al. (2016)] 46

1.43 Résistance à la rupture en fonction de la dureté. [Lee et al. (2006)] 47

1.44 Évolution de la dureté en fonction de la profondeur sous la surface usinée. Les barres d'erreurs représentent les écart-types de la répétition des mesures. [Moussaoui (2013)] 48

1.45 Image MEB de la microstructure en sous-surface après usinage de Ti-6Al-4V. [Velásquez et al. (2010)] 49

1.46 Profondeur P2 (a) et P2+P3 (b) en fonction de la vitesse de coupe. [Velásquez et al. (2010)] 50

1.47 Images MEB de microstructure de pièces usinées dans différentes conditions de lubrification (système Cut-List pour (a) et (b) ; lubrification conventionnelle pour (c) et (d) et de vitesse de coupe ($95m/min$ pour a et c ; $200m/min$ pour b et d). [Shyha et al. (2018)] 51

1.48 Taux de raffinement des grains en fonction de la vitesse de coupe (V_c), de l'avance (f_z) et de la profondeur radiale (a_e). [D. Yang et al. (2018a)] 51

1.49 Forces de coupe (dans la direction d'avance à gauche et dans la direction de coupe à droite) en fonction de la vitesse de coupe. Les 3 courbes correspondent aux traitements thermiques effectués avant usinage. [Telrandhe et al. (2017)] 52

1.50 À gauche, profondeur de la zone de déformation plastique en fonction de l'usure d'outil. À droite, profondeur de la zone de déformation plastique en fonction de la force de coupe tangentielle. [Liang et al. (2018)] 53

1.51 À gauche, tenue en fatigue en fonction de la taille des grains α_p pour une microstructure bimodal. Au milieu, tenue en fatigue en fonction de la taille des grains α_p pour une microstructure équiaxe. À droite, tenue en fatigue en fonction de la largeur des grains α_p pour une microstructure lamellaire à 10^7 cycles. [G. Wu et al. (2013)] 53

2.1 Dimension initiale de la plaque laminée. 58

2.2 Microstructure du Ti-6Al-4V laminée obtenue par microscopie MEB. 58

2.3 a) Éprouvettes de traction. b) Application du mouchetis. 59

2.4 Machine de traction 100kN INSTRON 59

2.5 Courbes de traction de la matière 60

2.6 Centre d'usinage 5 axes 61

2.7 Vitesse de rotation broche au cours du temps. Le zoom correspond à une durée équivalente à 6 tours de la broche. 62

2.8 Vitesse d'avance au cours du temps. 62

2.9 Plaque de Ti-6Al-4V après préparation sur la MOCN à gauche et après essais de fraisage à droite. 63

2.10 À gauche, plaquette et porte-outil Iscar. À droite, plaquette et porte-outil Sandvik. 63

2.11 (a) Définition de l'outil de tournage. (b) Construction du plan Pr. (c) Construction du plan Pf. (d) Construction du plan Pp. 65

2.12 Représentation des plans Pr, Pf, Pp et Ps sur l'outil Sandvik. 66

2.13 Convention de signe des angles α_i et γ_i. 66

2.14 (a) Vue suivant la normale au plan Pp au point M situé à une hauteur de 2.5 mm de l'arête de coupe principale de l'outil Iscar. (b) Vue suivant la normale au plan Pf au point M situé à une hauteur de 2.5 mm de l'arête de coupe principale de l'outil Iscar. 67

2.15 (a) Vue suivant la normale au plan Pp au point M situé à une hauteur de 2.5 mm de l'arête de coupe principale de l'outil Sandvik. (b) Vue suivant la normale au plan Pf au point M situé à une hauteur de 2.5 mm de l'arête de coupe principale de l'outil Sandvik. 67

2.16 Configuration géométrique de la plaquette dans le plan Pf et le plan Pp. 68

2.17 Profil des arêtes de coupe principale dans un plan proche du plan Pf pour l'outil Iscar à gauche et l'outil Sandvik à droite. 69

2.18 (a) Vue suivant la normale au plan Pp sur un point de l'arête de planage de l'outil Sandvik. (b) Vue suivant la normale au plan Pp sur un point de l'arête de planage de l'outil Iscar. 70

2.19 Profil des arêtes de planage dans un plan proche du plan Pp pour l'outil Iscar à gauche et l'outil Sandvik à droite. 71

2.20 (a) Parcours du domaine de la coupe principale par la plaquette en vert au cours du temps. (b) Parcours du domaine de la coupe secondaire par la plaquette en cyan au cours du temps. 72

2.21 Répartition des zones simple et double. 73

2.22 Platine Kistler 73

2.23 Repère fixe de la platine (en noir) par rapport au repère tournant de l'outil (en orange) 74

2.24 Effet du filtre passe-bas sur la mesure de force. 75

2.25 Recherche du début de cycle 75

2.26 Caméra rapide 76

2.27 (a) Mesure de rugosité sur l'Alicona. (b) Mesure d'une arête de coupe sur l'Alicona. 77

2.28 Arête de coupe obtenue par méthode Image Field sur 3 images. 77

2.29 Diffraction de Bragg. 78
2.30 Influence des contraintes résiduelles sur le décalage des pics de diffraction . . . 78
2.31 X-Raybot 79
2.32 Mesures de contraintes résiduelles dans la direction d'avance σ_{xx} et la direction transverse σ_{yy} suivant les positions de la figure à droite. 79
2.33 Pic de diffraction du Ti-6Al-4V. 80
2.34 Schéma des échantillons MEB. 81
2.35 MEB JEOL JSM 7100F utilisé pour les mesures. 81
2.36 Exemple de cartographies réalisées(IPF à gauche, KAM à droite). 82

3.1 Conditions d'essais préliminaires à profondeur de passe constante. 85
3.2 À gauche, essai A15 pour l'outil Sandvik. À droite, plaquette Sandvik après l'essai. 86
3.3 Forces de coupe au cours de la rotation de la broche pour l'essai A3 de l'outil Iscar. 87
3.4 Forces de coupe au cours du temps pour l'essai A14 de l'outil Sandvik. 87
3.5 Surfaces usinées par l'outil Iscar à gauche et par l'outil Sandvik à droite. 88
3.6 Forces de coupe maximales pour les essais Sandvik. 89
3.7 Forces de coupe des essais à $f_z = 0.3$ mm/dent pour les essais Iscar en haut et pour les essais Sandvik en bas. 90
3.8 Forces de coupe des essais à $V_c = 70$m/min pour les essais Iscar en haut et pour les essais Sandvik en bas. 91
3.9 Arêtes de coupe pour les essais 2 (a) et 10 (b) de l'outil Iscar et pour les essais 9 (c) et 13 (d) de l'outil Sandvik. 92
3.10 Classification des essais préliminaires en fonction du débit copeau et de la dégradation. 93
3.11 Cartographie des essais préliminaires pour les plaquettes Iscar et Sandvik. . . . 94
3.12 Rugosité R_a en fonction de l'avance à la dent pour les essais à $V_c = 70m/min$ de l'outil Iscar à gauche et de l'outil Sandvik à droite. 95
3.13 Rugosité R_a en fonction de la vitesse de coupe pour les essais à $a_p = 0.3mm/dent$ de l'outil Iscar à gauche et de l'outil Sandvik à droite. 96
3.14 Contraintes résiduelles en fonction de l'avance à la dent pour les essais à $V_c = 70m/min$ de l'outil Iscar à gauche et de l'outil Sandvik à droite. 98
3.15 Contraintes résiduelles en fonction de la vitesse de coupe pour les essais à $a_p = 0.3mm/dent$ de l'outil Iscar à gauche et de l'outil Sandvik à droite. 98
3.16 Rugosité R_a en fonction de la profondeur de passe. 102
3.17 Profil de rugosité sur lequel est mesuré le rayon des vallées. 104
3.18 Facteur de concentration de contraintes K_t en fonction de la profondeur de passe. 105

3.19 Rugosité R_a en fonction de la vitesse de coupe. 106
3.20 Facteur de concentration de contraintes K_t en fonction de la vitesse de coupe. . 107
3.21 Contraintes résiduelles en fonction de la profondeur de passe à $V_C = 50m/min$. 108
3.22 Contraintes résiduelles en fonction de la vitesse de coupe. 108
3.23 Cartographie KAM de l'essai B5 en zone double. 109
3.24 Épaisseur d'écrouissage en fonction de l'avance à gauche et de la vitesse de coupe à droite. 110
3.25 Rugosité Ra en fonction des différentes stratégies micro-copeaux 113
3.26 Facteur de concentration de contraintes K_t en fonction des différentes stratégies micro-copeaux 113
3.27 Contraintes résiduelles en fonction des différentes stratégies micro-copeaux . . . 114
3.28 Schéma représentant les deux directions d'observations. 115
3.29 Forme du copeau lors de la coupe principale. 116
3.30 Formation du copeau (surligné en rouge) lors de la coupe principale pour l'essai B4 à sec. 116
3.31 Copeaux de la coupe principale récupérés après un essai B4. 117
3.32 Formation du copeau (surligné en rouge) lors de la coupe secondaire pour l'essai B4 à sec. 118
3.33 Présence d'un amas de copeaux (en vert) sur l'arête de planage adjacent au copeau secondaire (en rouge) à l'instant $t_0 + 0.0034s$. 118

4.1 Cartographie pour l'outil Iscar à une profondeur de passe de 0.1 mm. 123
4.2 État de l'arête de planage pour les essais ne présentant pas de dégradation. . . 126
4.3 État de l'arête de planage pour les essais avec dégradation d'au moins une partie de l'arête de planage. 127
4.4 Rugosité R_a en fonction de la vitesse de coupe pour les essais HFV. 128
4.5 Facteur de concentration de contraintes K_t en fonction de la vitesse de coupe pour les essais HFV. 129
4.6 Rugosité R_a en fonction de la vitesse de coupe pour les essais TGV. 130
4.7 Facteur de concentration de contraintes K_t en fonction de la vitesse de coupe pour les essais TGV. 131
4.8 Rugosité R_a en fonction de l'avance à la dent pour les essais THF. 131
4.9 Représentation des passages successifs de l'arête de planage pour une avance égale à la moitié de la longueur de l'arête de planage. 132
4.10 Facteur de concentration de contraintes K_t en fonction de l'avance à la dent pour les essais THF. 132
4.11 Contraintes résiduelles des essais HFV en fonction de la vitesse de coupe. . . . 133

4.12 Contraintes résiduelles des essais TGV en fonction de la vitesse de coupe. . . . 134
4.13 Contraintes résiduelles des essais THF en fonction de l'avance. 135
4.14 Rugosité Ra de l'ensemble des essais réalisés en fonction du rapport de la longueur de l'arête de planage sur l'avance. 138
4.15 Facteur de concentration de contraintes Kt de l'ensemble des essais réalisés en fonction du rapport de la longueur de l'arête de planage sur l'avance. 138
4.16 Contraintes résiduelles de l'ensemble des essais réalisés en fonction de la vitesse d'avance. 139
4.17 Vitesse d'avance de la campagne haute efficacité par rapport aux valeurs maximales des campagnes du domaine conventionnel. 140
4.18 Montage pour les essais de durée de vie d'outil. 141
4.19 État de l'arête de planage en fonction de la longueur usinée. 142
4.20 État de l'arête de planage en fonction de la longueur usinée. 143
4.21 Dimensions des éprouvettes de fatigue. 144
4.22 Machine de traction SCHENCK HYDROPULS PSB. 145
4.23 Courbe de fatigue pour les essais C4 et E1. 146

B.1 Sonde FIB Helios NanoLab 600i et son tournevis 170
B.2 Géométries d'usinage par sonde FIB communément utilisés [Lord et al. (2018)] 171
B.3 Points d'application de la méthode FIB-DIC sous la surface usinée. 172
B.4 Géométrie "Ring core" appliquée sur un échantillon de Ti-6Al-4V. 173
B.5 Courbe maîtresse définie dans l'étude de Korsunsky et al. (2010). 173
B.6 Exemple d'essais préliminaires de l'usinage par sonde FIB. 173
B.7 Speckle à points usinés par sonde FIB. 174
B.8 Images MEB à une distance de 10 μm de la surface usinée pour des profondeurs croissantes : (a) z=0μm ; (b) z=0.35μm ; (c) z=0.70μm ; (d) z=1.40μm 175
B.9 Déformation (en noir) du maillage (en rouge) aux différentes profondeurs pour le speckle à une distance de 10 μm de la surface usinée. 177
B.10 Exemple de speckle densifié. 178
B.11 Redéposition de matière sur le bord du plateau pour une hauteur de tranchée de 1.40μm. 178
B.12 Exemple de speckle non uniforme à cause de la microstructure. 179

Liste des tableaux

1.1 **Consommation mondiale du titane métallique entre 2017 et 2019 [Louvigné (2018)]** 6

1.2 **Composition de l'alliage Ti-6Al-4V [Welsch et al. (1993)]** 7

1.3 **Propriétés mécaniques et physiques de 3 alliages [Leyens et al. (2003)][Lütjering et al. (2007)][Combres (2010)][Develay (1992)][Dessolin (2010)]** 9

1.4 **Températures d'adoucissement de certains outils [E. Ezugwu (2005)]** 17

2.1 **Propriétés mécaniques de la plaque laminée** 60

2.2 **Caractéristiques de la plaquette Iscar** 64

2.3 **Caractéristiques de la plaquette Sandvik** 64

2.4 **Angles de coupe de l'arête de coupe principale** 68

2.5 **Angles de coupe de l'arête de planage** 70

3.1 **Paramètres des essais préliminaires** 85

3.2 **Paramètres des essais de la campagne CAF** 100

3.3 **Paramètres des essais de la campagne CV** 101

3.4 **Stratégie des micro-copeaux** 112

4.1 **Paramètres de la campagne HFV** 124

4.2 **Paramètres de la campagne TGV** 124

4.3 **Paramètres de la campagne THF** 125

A.1 **Temps d'usinage des essais** 154

Glossaire

MOCN : Machine-outil à commande numérique
MEB : Microscope électronique à balayage
PVD : Physical Vapor Deposition
DIC : Digital Image Correlation
CAO : Conception Assistée par Ordinateur
DRX : Diffraction par rayon X

N : Fréquence de rotation broche (tr/min)
V_f : Vitesse d'avance (mm/min)
D_{outil} : Diamètre de l'outil (mm)
V_C : Vitesse de coupe (m/min)
f_z : Avance à la dent (mm/dent)
Z : Nombre de dents
κ_r : Angle d'attaque (°)
D_{cap} : Diamètre effectif de l'outil engagé à une profondeur de passe a_p (mm)
a_p : Profondeur de passe (mm)
R_ε : Rayon de nez (mm)
R_β : Rayon de bec (μm)
α_i : Angle de dépouille dans un plan Pi (°)
β_i : Angle de taillant dans un plan Pi (°)
γ_i : Angle de coupe dans un plan Pi (°)
A_α : Plan de la face de dépouille
A_γ : Plan de la face de coupe
F_x : Force de coupe dans la direction x de la platine d'effort
F_y : Force de coupe dans la direction y de la platine d'effort
F_z : Force de coupe dans la direction z de la platine d'effort et dans le repère de l'outil
F_r : Force de coupe radiale dans le repère de l'outil

F_t : Force de coupe tangentielle dans le repère de l'outilv f_{rot} : Fréquence de rotation broche (Hz)
σ_{xx} : Contraintes résiduelles de surface dans la direction d'avance
σ_{yy} : Contraintes résiduelles de surface dans la direction transverse
d'avance D_c : Débit copeau (cm^3/min)

Bibliographie

(Abroug et al., 2018) F. Abroug, E. Pessard, G. Germain et F. Morel. “A probabilistic approach to study the effect of machined surface states on HCF behavior of a AA7050 alloy”. en. In: *International Journal of Fatigue* (2018), p. 17 (cf. p. 30).

(Ahmadi et al., 2018) M. Ahmadi, Y. Karpat, O. Acar et Y. E. Kalay. “Microstructure effects on process outputs in micro scale milling of heat treated Ti6Al4V titanium alloys”. en. In: *Journal of Materials Processing Technology* 252 (fév. 2018), p. 333-347 (cf. p. 52).

(Albert, 2010) G. Albert. “Identification et modélisation du torseur des actions de coupe en fraisage”. 2010BOR14152. Thèse de doct. 2010 (cf. p. 14).

(Arısoy et al., 2015) Y. M. Arısoy et T. Özel. “Prediction of machining induced microstructure in Ti–6Al–4V alloy using 3-D FE-based simulations: Effects of tool micro-geometry, coating and cutting conditions”. In: *Journal of Materials Processing Technology* 220 (2015), p. 1-26 (cf. p. 51).

(Arola et al., 1999) D. Arola et M. Ramulu. “An examination of the effects from surface texture on the strength of fiber reinforced plastics”. In: *Journal of Composite Materials* 33.2 (1999), p. 102-123 (cf. p. 28, 103).

(Arunachalam et al., 2004) R. Arunachalam, M. Mannan et A. Spowage. “Surface integrity when machining age hardened Inconel 718 with coated carbide cutting tools”. en. In: *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 44.14 (nov. 2004), p. 1481-1491 (cf. p. 24).

(Bagur, 1999) F. Bagur. “Matériaux pour outils de coupe”. fr. In: (1999), p. 21 (cf. p. 17).

(Barralis et al., 1999) J. Barralis, L. Castex et G. Maeder. “Précontraintes et traitements superficiels”. fr. In: (1999), p. 54 (cf. p. 32).

(Barry et al., 2001) J. Barry, G. Byrne et D. Lennon. “Observations on chip formation and acoustic emission in machining Ti–6Al–4V alloy”. en. In: *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 41.7 (mai 2001), p. 1055-1070 (cf. p. 12).

(Batalha et al., 2007) G. F. Batalha, S. Delijaicov, J. B. Aguiar, E. C. Bordinassi et M. S. Filho. "Residual stresses modelling in hard turning and its correlation with the cutting forces". en. In: (2007), p. 8 (cf. p. 37).

(Bayoumi et al., 1995) A. Bayoumi et J. Xie. "Some metallurgical aspects of chip formation in cutting Ti-6wt.%Al-4wt.%V alloy". en. In: *Materials Science and Engineering: A* 190.1-2 (jan. 1995), p. 173-180 (cf. p. 12).

(Bemporad et al., 2014) E. Bemporad, M. Brisotto, L. Depero, M. Gelfi, A. Korsunsky, A. Lunt et M. Sebastiani. "A critical comparison between XRD and FIB residual stress measurement techniques in thin films". en. In: *Thin Solid Films* 572 (déc. 2014), p. 224-231 (cf. p. 171).

(Bouchnak, 2010) T. B. Bouchnak. "Etude du comportement en sollicitations extrêmes et de l'usinabilite d'un nouvel alliage de titane aeronautique: le ti555-3". fr. Thèse de doct. École nationale supérieure d'Arts et Métiers, 2010 (cf. p. 36, 39).

(Bouzid Saï et al., 2001) W. Bouzid Saï, N. Ben Salah et J. Lebrun. "Influence of machining by finishing milling on surface characteristics". en. In: *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 41.3 (fév. 2001), p. 443-450 (cf. p. 24).

(Brown et al., 2019) M. Brown, P. Crawforth, R. M'Saoubi, T. Larsson, B. Wynne, A. Mantle et H. Ghadbeigi. "Quantitative characterization of machining-induced white layers in Ti–6Al–4V". en. In: *Materials Science and Engineering: A* 764 (sept. 2019), p. 138220 (cf. p. 49).

(Brown et al., 2022) M. Brown, R. M'Saoubi, P. Crawforth, A. Mantle, J. McGourlay et H. Ghadbeigi. "On deformation characterisation of machined surfaces and machining-induced white layers in a milled titanium alloy". en. In: *Journal of Materials Processing Technology* 299 (jan. 2022), p. 117378 (cf. p. 49).

(Burns et al., 2002) T. Burns et M. Davies. "On repeated adiabatic shear band formation during high-speed machining1". en. In: *International Journal of Plasticity* 18.4 (avr. 2002), p. 487-506 (cf. p. 11).

(Che-Haron, 2001) C. Che-Haron. "Tool life and surface integrity in turning titanium alloy". en. In: *Journal of Materials Processing Technology* 118.1-3 (déc. 2001), p. 231-237 (cf. p. 19).

(Che-Haron et al., 2005) C. Che-Haron et A. Jawaid. "The effect of machining on surface integrity of titanium alloy Ti–6% Al–4% V". en. In: *Journal of Materials Processing Technology* 166.2 (août 2005), p. 188-192 (cf. p. 43).

(Chen et al., 2004) L. Chen, T. El-Wardany et W. Harris. "Modelling the Effects of Flank Wear Land and Chip Formation on Residual Stresses". en. In: *CIRP Annals* 53.1 (2004), p. 95-98 (cf. p. 35).

(Combres, 2010) Y. Combres. "Propriétés du titane et de ses alliages". fr. In: *Techniques de l'ingénieur* (2010), p. 20 (cf. p. 9).

(Combres, 2013) Y. Combres. "Traitements thermiques des alliages de titane". fr. In: *Techniques de l'ingénieur* (2013), p. 31 (cf. p. 7, 8).

(Dahlman, 2004) P. Dahlman. "The influence of rake angle, cutting feed and cutting depth on residual stresses in hard turning". en. In: *Journal of Materials Processing Technology* (mars 2004) (cf. p. 37, 38).

(Daymi et al., 2009) A. Daymi, M. Boujelbene, S. B. Salem, B. H. Sassi et S. Torbaty. "Effect of the cutting speed on the chip morphology and the cutting forces". en. In: 1.2 (2009), p. 7 (cf. p. 12).

(Dessolin, 2010) C. Dessolin. "Étude multi-expérimentale des évolutions métallurgiques en température et de leur incidence sur les propriétés mécaniques usuelles d'un acier inoxydable martensitique « APX4 »". Thèse de doct. UNIVERSITE DE BOURGOGNE UFR Sciences et Techniques, Laboratoire Interdisciplinaire Carnot de Bourgogne, sept. 2010 (cf. p. 9).

(Develay, 1992) R. Develay. "Aluminium et alliages d'aluminium corroyés : propriétés métalliques". fr. In: *Étude et propriétés des métaux* (avr. 1992) (cf. p. 9).

(Ehsan et al., 2021) S. Ehsan, S. A. Khan et M. Rehman. "Defect-free high-feed milling of Ti-6Al-4V alloy via a combination of cutting and wiper inserts". en. In: *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 114.1-2 (mai 2021), p. 641-653 (cf. p. 45, 46).

(Elmagrabi et al., 2008) N. Elmagrabi, C. Haron, J. Ghani et F. Shuaeib. "High speed milling of Ti-6Al-4V using coated carbide tools". In: *European Journal of Scientific Research* 22 (oct. 2008), p. 153-162 (cf. p. 18).

(Ernst, 1938) H. Ernst. *Physics of metal cutting.* Cincinnati Milling Machine et Cincinnati Grinders, 1938 (cf. p. 11).

(E. O. Ezugwu et al., 1999) E. O. Ezugwu, Z. M. Wang et C. I. Okeke. "Tool Life and Surface Integrity When Machining Inconel 718 With PVD- and CVD-Coated Tools". In: *Tribology Transactions* 42.2 (1999), p. 353-360 (cf. p. 52).

(E. Ezugwu et al., 2003) E. Ezugwu, J. Bonney et Y. Yamane. "An overview of the machinability of aeroengine alloys". en. In: *Journal of Materials Processing Technology* 134.2 (mars 2003), p. 233-253 (cf. p. 10).

(E. Ezugwu, 2005) E. Ezugwu. "Key improvements in the machining of difficult-to-cut aerospace superalloys". en. In: *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 45.12-13 (oct. 2005), p. 1353-1367 (cf. p. 10, 17, 18).

(E. Ezugwu et al., 1997) E. Ezugwu et Z. Wang. "Titanium alloys and their machinability—a review". en. In: *Journal of Materials Processing Technology* 68.3 (août 1997), p. 262-274 (cf. p. 10, 18, 19).

(Fang-yuan et al., 2018) Z. Fang-yuan, D. Chun-zheng, X. Xin-xin et W. Min-jie. "Influence of cutting condition on white layer induced by high speed machining of hardened steel". en. In: *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 98.1-4 (sept. 2018), p. 77-84 (cf. p. 49).

(Felder, 1997) É. Felder. "Procédés d'usinage - Présentation". fr. In: (1997), p. 19 (cf. p. 10).

(Flavenot et al., 1983) J. Flavenot, N. Skalli et F. Le Maître. "Fatigue Strength Estimation Incorporating Residual Stresses". fr. In: *CIRP Annals* 32.1 (1983), p. 475-479 (cf. p. 40).

(Fredj, 2021) M. A. Fredj. "Analyse qualitative des paramètres influents pour la planification de trajectoires en tréflage sur alliages de titane". 2021TOU30006. Thèse de doct. 2021 (cf. p. 2).

(Gaceb et al., 2007) M. Gaceb et S. Brahmi. *Etude de l'influence de l'état de surface sur la tenue à la fatigue d'un acier XC48*. 2007 (cf. p. 21, 22).

(Gélas et al., 1976) B. D. Gélas, M. Armand, L. Séraphin et R. Tricot. "Titane et alliages de titane". fr. In: (1976), p. 17 (cf. p. 7).

(Gente et al., 2001) A. Gente et H.-W. Hoffmeister. "Chip Formation in Machining Ti6A14V at Extremely High Cutting Speeds". en. In: (2001), p. 4 (cf. p. 12).

(Ginting et al., 2009) A. Ginting et M. Nouari. "Surface integrity of dry machined titanium alloys". en. In: *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 49.3-4 (mars 2009), p. 325-332 (cf. p. 18, 44, 45, 111).

(Gunnberg et al., 2006) F. Gunnberg, M. Escursell et M. Jacobson. "The influence of cutting parameters on residual stresses and surface topography during hard turning of 18MnCr5 case carburised steel". en. In: *Journal of Materials Processing Technology* 174.1-3 (mai 2006), p. 82-90 (cf. p. 24, 25).

(Habrat et al., 2016) W. Habrat, M. Motyka, K. Topolski et J. Sieniawski. "Evaluation of the Cutting Force Components and the Surface Roughness in the Milling Process of Micro- and Nanocrystalline Titanium". en. In: *Archives of Metallurgy and Materials* 61.3 (sept. 2016), p. 1379-1384 (cf. p. 52).

(Hashimoto et al., 2006) F. Hashimoto, Y. Guo et A. Warren. "Surface Integrity Difference between Hard Turned and Ground Surfaces and Its Impact on Fatigue Life". en. In: *CIRP Annals* 55.1 (2006), p. 81-84 (cf. p. 49).

(Hou et al., 2018) G. Hou, A. Li, X. Song, H. Sun et J. Zhao. "Effect of cutting parameters on surface quality in multi-step turning of Ti-6Al-4V titanium alloy". en. In: *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 98.5-8 (sept. 2018), p. 1355-1365 (cf. p. 43, 50).

(Hua et al., 2004) J. Hua et R. Shivpuri. "Prediction of chip morphology and segmentation during the machining of titanium alloys". en. In: *Journal of Materials Processing Technology* 150.1-2 (juill. 2004), p. 124-133 (cf. p. 12).

(Hughes et al., 2006) J. I. Hughes, A. R. C. Sharman et K. Ridgway. "The Effect of Cutting Tool Material and Edge Geometry on Tool Life and Workpiece Surface Integrity". en. In: *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture* 220.2 (fév. 2006), p. 93-107 (cf. p. 35).

(Ibrahim et al., 2009) G. Ibrahim, C. Che-Haron et J. Ghani. "The Effect of Dry Machining on Surface Integrity of Titanium Alloy Ti-6Al-4V ELI Ibrahim, Gusri and Haron, C. and Ghani, Jaharah". In: *Journal of Applied Sciences* 9 (2009) (cf. p. 21).

(Javidi et al., 2008) A. Javidi, U. Rieger et W. Eichlseder. "The effect of machining on the surface integrity and fatigue life". en. In: *International Journal of Fatigue* 30.10-11 (oct. 2008), p. 2050-2055 (cf. p. 21, 37).

(Jinlong et al., 2021) W. Jinlong, P. Wenjie, Y. Jing, W. Jingsi, D. Mingchao et Z. Yuanliang. "Effect of surface roughness on the fatigue failure and evaluation of TC17 titanium alloy". en. In: *Materials Science and Technology* 37.3 (fév. 2021), p. 301-313 (cf. p. 26, 27, 104).

(Kaymakci et al., 2012) M. Kaymakci, Z. Kilic et Y. Altintas. "Unified cutting force model for turning, boring, drilling and milling operations". en. In: *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 54-55 (mars 2012), p. 34-45 (cf. p. 89).

(El-Khabeery et al., 1989) M. El-Khabeery et M. Fattouh. "Residual stress distribution caused by milling". en. In: *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 29.3 (jan. 1989), p. 391-401 (cf. p. 40).

(Komanduri et al., 1981) R. Komanduri et B. Von Turkovich. "New observations on the mechanism of chip formation when machining titanium alloys". en. In: *Wear* 69.2 (juin 1981), p. 179-188 (cf. p. 11).

(Korsunsky et al., 2009) A. M. Korsunsky, M. Sebastiani et E. Bemporad. "Focused ion beam ring drilling for residual stress evaluation". en. In: *Materials Letters* 63.22 (sept. 2009), p. 1961-1963 (cf. p. 171).

(Korsunsky et al., 2010) A. M. Korsunsky, M. Sebastiani et E. Bemporad. "Residual stress evaluation at the micrometer scale: Analysis of thin coatings by FIB milling and digital image correlation". en. In: *Surface and Coatings Technology* 205.7 (déc. 2010), p. 2393-2403 (cf. p. 171, 173).

(Lee et al., 2006) K. Lee et J. Song. "Estimation methods for strain-life fatigue properties from hardness". en. In: *International Journal of Fatigue* 28.4 (avr. 2006), p. 386-400 (cf. p. 47).

(Lehrmittel, 2015) E. Lehrmittel. *Techniques de la mécanique*. Europa Lehrmittel, 2015 (cf. p. 19).

(Leyens et al., 2003) C. Leyens et M. Peters, éd. *Titanium and Titanium Alloys: Fundamentals and Applications*. en. 1er éd. Wiley, juill. 2003 (cf. p. 9).

(Li et al., 2017) A. Li, J. Zhao et G. Hou. "Effect of cutting speed on chip formation and wear mechanisms of coated carbide tools when ultra-high-speed face milling titanium alloy Ti-6Al-4V". en. In: *Advances in Mechanical Engineering* 9.7 (juill. 2017), p. 168781401771370 (cf. p. 12).

(Liang et al., 2017) X. Liang et Z. Liu. "Experimental investigations on effects of tool flank wear on surface integrity during orthogonal dry cutting of Ti-6Al-4V". en. In: *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 93.5-8 (nov. 2017), p. 1617-1626 (cf. p. 52).

(Liang et al., 2018) X. Liang, Z. Liu, B. Wang et X. Hou. "Modeling of plastic deformation induced by thermo-mechanical stresses considering tool flank wear in high-speed machining Ti-6Al-4V". en. In: *International Journal of Mechanical Sciences* 140 (mai 2018), p. 1-12 (cf. p. 52, 53).

(D. Liu et al., 2019) D. Liu, Y. Zhang, M. Luo et D. Zhang. "Investigation of Tool Wear and Chip Morphology in Dry Trochoidal Milling of Titanium Alloy Ti–6Al–4V". en. In: *Materials* 12.12 (juin 2019), p. 1937 (cf. p. 12).

(M. Liu et al., 2004) M. Liu, J.-i. Takagi et A. Tsukuda. "Effect of tool nose radius and tool wear on residual stress distribution in hard turning of bearing steel". en. In: *Journal of Materials Processing Technology* 150.3 (juill. 2004), p. 234-241 (cf. p. 35).

(López de lacalle et al., 2000) L. López de lacalle, J. Pérez, J. Llorente et J. Sánchez. "Advanced cutting conditions for the milling of aeronautical alloys". en. In: *Journal of Materials Processing Technology* 100.1-3 (avr. 2000), p. 1-11 (cf. p. 25).

(Lord et al., 2018) J. Lord, D. Cox et A. Ratzke. "A Good Practice Guide for Measuring Residual Stresses using FIB-DIC". In: *NPL* (2018) (cf. p. 170, 171).

(Louvigné, 2018) P.-F. Louvigné. "Etude de veille sur le marché du titane 2018 – 2020". fr. In: (2018), p. 158 (cf. p. 6).

(Lu, 2006a) J. Lu. "Traitements de surface mécaniques - Effets sur les matériaux". fr. In: *Techniques de l'ingénieur* (2006), p. 21 (cf. p. 33).

(Lu, 2006b) J. Lu. "Traitements de surface mécaniques - Principes". fr. In: *Techniques de l'ingénieur* (2006), p. 21 (cf. p. 32).

(Ludian et al., 2008) T. Ludian et L. Wagner. "Mechanical Surface Treatments for Improving Fatigue Behavior in Titanium Alloys". en. In: *Advances in Materials Sciences* 8.2 (jan. 2008) (cf. p. 40, 41).

(Lunt et al., 2015) A. J. Lunt, N. Baimpas, E. Salvati, I. P. Dolbnya, T. Sui, S. Ying, H. Zhang, A. K. Kleppe, J. Dluhoš et A. M. Korsunsky. "A state-of-the-art review of micron-scale spatially resolved residual stress analysis by FIB-DIC ring-core milling and other techniques". en. In: *The Journal of Strain Analysis for Engineering Design* 50.7 (oct. 2015), p. 426-444 (cf. p. 171).

(Luo et al., 2021) X. Luo, N. Dang et X. Wang. "The effect of laser shock peening, shot peening and their combination on the microstructure and fatigue properties of Ti-6Al-4V titanium alloy". en. In: *International Journal of Fatigue* 153 (déc. 2021), p. 106465 (cf. p. 40, 41).

(Lütjering, 1998) G. Lütjering. "Influence of processing on microstructure and mechanical properties of (a+b) titanium alloys". In: *Materials Science and Engineering A* (1998) (cf. p. 54, 110).

(Lütjering et al., 2007) G. Lütjering et J. C. Williams. *Titanium*. Springer Science & Business Media, 2007 (cf. p. 9).

(Machado et al., 1990) A. R. Machado et J. Wallbank. "Machining of Titanium and its Alloys—a Review". In: *Part B* 204 (1990), p. 8 (cf. p. 10).

(Madariaga et al., 2014) A. Madariaga, J. A. Esnaola, E. Fernandez, P. J. Arrazola, A. Garay et F. Morel. "Analysis of residual stress and work-hardened profiles on Inconel 718 when face turning with large-nose radius tools". en. In: *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 71.9-12 (avr. 2014), p. 1587-1598 (cf. p. 38).

(Madyira et al., 2013) D. Madyira, R. Laubscher, N. J. van Rensburg et P. Henning. "High speed machining induced residual stresses in Grade 5 titanium alloy". en. In: *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part L: Journal of Materials: Design and Applications* 227.3 (juill. 2013), p. 208-215 (cf. p. 39).

(Mantle et al., 2001) A. Mantle et D. Aspinwall. "Surface integrity of a high speed milled gamma titanium aluminide". en. In: *Journal of Materials Processing Technology* 118.1-3 (déc. 2001), p. 143-150 (cf. p. 35, 38, 39).

(Masmiati et al., 2015) N. Masmiati et A. A. Sarhan. "Optimizing cutting parameters in inclined end milling for minimum surface residual stress – Taguchi approach". en. In: *Measurement* 60 (jan. 2015), p. 267-275 (cf. p. 37, 39).

(Matsumoto et al., 1999) Y. Matsumoto, F. Hashimoto et G. Lahoti. "Surface Integrity Generated by Precision Hard Turning". en. In: *CIRP Annals* 48.1 (1999), p. 59-62 (cf. p. 36, 38).

(MIT, 2019) MIT. *Metal cutting Physics*. 2019 (cf. p. 23).

(Moussaoui et al., 2015a) K. Moussaoui, M. Mousseigne, J. Senatore et R. Chieragatti. "The effect of roughness and residual stresses on fatigue life time of an alloy of titanium". en. In: *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 78.1-4 (avr. 2015), p. 557-563 (cf. p. 26, 27, 40, 104).

(Moussaoui et al., 2016) K. Moussaoui, S. Segonds, W. Rubio et M. Mousseigne. "Studying the measurement by X-ray diffraction of residual stresses in Ti6Al4V titanium alloy". en. In: *Materials Science and Engineering: A* 667 (juin 2016), p. 340-348 (cf. p. 80).

(Moussaoui, 2013) K. Moussaoui. "Influence de l'usinage sur la durée de vie en fatigue de pièces aéronautiques en alliage de titane". PhD Thesis. Université de Toulouse, Université Toulouse III-Paul Sabatier, 2013 (cf. p. 2, 48).

(Moussaoui et al., 2015b) K. Moussaoui, M. Mousseigne, J. Senatore, R. Chieragatti et P. Lamesle. "Influence of milling on the fatigue lifetime of a Ti6Al4V titanium alloy". In: *Metals* 5.3 (2015), p. 1148-1162 (cf. p. 144).

(Nabhani, 2001) F. Nabhani. "Machining of aerospace titanium alloys". en. In: *Robotics and Computer-Integrated Manufacturing* 17.1-2 (fév. 2001), p. 99-106 (cf. p. 19).

(Narutaki et al., 1983) N. Narutaki, A. Murakoshi, S. Motonishi et H. Takeyama. "Study on Machining of Titanium Alloys". en. In: *CIRP Annals* 32.1 (1983), p. 65-69 (cf. p. 24, 39).

(Neuber, 1958) H. Neuber. *Theory of Notch Stresses, Berlin: Kerbspannungslehre*. 1958 (cf. p. 28).

(Nie et al., 2021) X. Nie, W. He, Z. Cao, J. Song, X. Li, Z. Pang et X. Yan. "Experimental study and fatigue life prediction on high cycle fatigue performance of laser-peened TC4 titanium alloy". en. In: *Materials Science and Engineering: A* 822 (août 2021), p. 141658 (cf. p. 39, 40).

(Nouari et al., 2008) M. Nouari, M. Calamaz et F. Girot. "Mécanismes d'usure des outils coupants en usinage à sec de l'alliage de titane aéronautique Ti–6Al–4V". fr. In: *Comptes Rendus Mécanique* 336.10 (oct. 2008), p. 772-781 (cf. p. 19).

(Outeiro et al., 2008) J. C. Outeiro, J. C. Pina, R. M'Saoubi, F. Pusavec et I. S. Jawahir. "Analysis of residual stresses induced by dry turning of difficult-to-machine materials". en. In: *CIRP Annals* (2008), p. 4 (cf. p. 36).

(Pervaiz et al., 2014) S. Pervaiz, A. Rashid, I. Deiab et M. Nicolescu. "Influence of Tool Materials on Machinability of Titanium- and Nickel-Based Alloys: A Review". en. In: *Materials and Manufacturing Processes* 29.3 (mars 2014), p. 219-252 (cf. p. 49).

(Peterson, 1974) R. Peterson. "Stress Concentration Factors John Wiley & Sons". In: *New York* 150 (1974), p. 34 (cf. p. 27).

(Prengel et al., 1998) H. Prengel, W. Pfouts et A. Santhanam. "State of the art in hard coatings for carbide cutting tools". In: *Surface and Coatings Technology* 102.3 (avr. 1998), p. 183-190 (cf. p. 18).

(Pretorius et al., 2015) C. J. Pretorius, S. Leung Soo, D. K. Aspinwall, P. M. Harden, R. M'Saoubi et A. L. Mantle. "Tool wear behaviour and workpiece surface integrity when turning Ti–6Al–2Sn–4Zr–6Mo with polycrystalline diamond tooling". en. In: *CIRP Annals* 64.1 (2015), p. 109-112 (cf. p. 52).

(Rao et al., 2011) B. Rao, C. R. Dandekar et Y. C. Shin. "An experimental and numerical study on the face milling of Ti–6Al–4V alloy: Tool performance and surface integrity". en. In: *Journal of Materials Processing Technology* 211.2 (fév. 2011), p. 294-304 (cf. p. 35, 37-39, 111).

(Rey, 2016) P.-A. Rey. "Caractérisation et optimisation du perçage orbital du Ti6Al4V et d'empilages CFRP/Ti6Al4V". 2016TOU30113. Thèse de doct. 2016 (cf. p. 2).

(Ribeiro et al., 2003) M. Ribeiro, M. Moreira et J. Ferreira. "Optimization of titanium alloy (6Al–4V) machining". en. In: *Journal of Materials Processing Technology* 143-144 (déc. 2003), p. 458-463 (cf. p. 25).

(Safari et al., 2015) H. Safari, S. Sharif, S. Izman et H. Jafari. "Surface integrity characterization in high-speed dry end milling of Ti-6Al-4V titanium alloy". en. In: *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 78.1-4 (avr. 2015), p. 651-657 (cf. p. 22-24, 43).

(Salvati et al., 2014) E. Salvati, T. Sui, S. Ying, A. J. G. Lunt et A. M. Korsunsky. "On the Accuracy of Residual Stress Evaluation from Focused Ion Beam DIC (FIB-DIC) Ring-core Milling Experiments". In: *Proceedings of the 5th International Conference on Nanotechnology: Fundamentals and Applications* (2014), p. 6 (cf. p. 171).

(Sandvik-Coromant, 2001) Sandvik-Coromant. "Fraisage - Principes". fr. In: *Techniques de l'ingénieur* (2001), p. 24 (cf. p. 14).

(Sasahara, 2005) H. Sasahara. "The effect on fatigue life of residual stress and surface hardness resulting from different cutting conditions of 0.45%C steel". en. In: *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 45.2 (fév. 2005), p. 131-136 (cf. p. 21, 36, 37).

(Schwach et al., 2006) D. Schwach et Y. Guo. "A fundamental study on the impact of surface integrity by hard turning on rolling contact fatigue". en. In: *International Journal of Fatigue* 28.12 (déc. 2006), p. 1838-1844 (cf. p. 37, 38).

(Sebastiani et al., 2011) M. Sebastiani, C. Eberl, E. Bemporad et G. M. Pharr. "Depth-resolved residual stress analysis of thin coatings by a new FIB–DIC method". en. In: *Materials Science and Engineering: A* 528.27 (oct. 2011), p. 7901-7908 (cf. p. 171).

(Shahzad et al., 2010) M. Shahzad, M. Chaussumier, R. Chieragatti, C. Mabru et F. Rezai Aria. "Influence of surface treatments on fatigue life of Al 7010 alloy". en. In: *Journal of Materials Processing Technology* 210.13 (oct. 2010), p. 1821-1826 (cf. p. 26).

(Sharman et al., 2001) A. Sharman, D. Aspinwall, R. Dewes, D. Clifton et P. Bowen. "The effects of machined workpiece surface integrity on the fatigue life of gamma-titanium aluminide". en. In: *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 41.11 (sept. 2001). Number: 11, p. 1681-1685 (cf. p. 40).

(Sharman et al., 2006) A. Sharman, J. Hughes et K. Ridgway. "An analysis of the residual stresses generated in Inconel 718™ when turning". en. In: *Journal of Materials Processing Technology* 173.3 (avr. 2006), p. 359-367 (cf. p. 18, 34-36, 39, 43, 44).

(Shokrani et al., 2016) A. Shokrani, V. Dhokia et S. T. Newman. "Investigation of the effects of cryogenic machining on surface integrity in CNC end milling of Ti–6Al–4V titanium alloy". en. In: *Journal of Manufacturing Processes* 21 (jan. 2016), p. 172-179 (cf. p. 21, 24, 46).

(Shyha et al., 2018) I. Shyha, S. Gariani, M. El-Sayed et D. Huo. "Analysis of Microstructure and Chip Formation When Machining Ti-6Al-4V". en. In: *Metals* 8.3 (mars 2018), p. 185 (cf. p. 50, 51).

(Siekman, 1955) H. Siekman. "How to machine titanium". In: *Tool engineer* (1955) (cf. p. 10).

(Smith et al., 2007) S. Smith, S. N. Melkote, E. Lara-Curzio, T. R. Watkins, L. Allard et L. Riester. "Effect of surface integrity of hard turned AISI 52100 steel on fatigue performance". en. In: *Materials Science and Engineering: A* 459.1-2 (juin 2007), p. 337-346 (cf. p. 40).

(Song et al., 2012) X. Song, K. B. Yeap, J. Zhu, J. Belnoue, M. Sebastiani, E. Bemporad, K. Zeng et A. M. Korsunsky. "Residual stress measurement in thin films at sub-micron scale using Focused Ion Beam milling and imaging". en. In: *Thin Solid Films* 520.6 (jan. 2012), p. 2073-2076 (cf. p. 171).

(Su et al., 2006) Y. Su, N. He, L. Li et X. Li. "An experimental investigation of effects of cooling/lubrication conditions on tool wear in high-speed end milling of Ti-6Al-4V". en. In: *Wear* 261.7-8 (oct. 2006), p. 760-766 (cf. p. 19).

(Suárez Fernández et al., 2020) D. Suárez Fernández, M. Jackson, P. Crawforth, K. Fox et B. Wynne. "Using machining force feedback to quantify grain size in beta titanium". en. In: *Materialia* 13 (sept. 2020), p. 100856 (cf. p. 52).

(Sun et al., 2009) J. Sun et Y. Guo. "A comprehensive experimental study on surface integrity by end milling Ti–6Al–4V". en. In: *Journal of Materials Processing Technology* 209.8 (avr. 2009), p. 4036-4042 (cf. p. 21, 24, 43, 111).

(Suraratchai et al., 2008) M. Suraratchai, J. Limido, C. Mabru et R. Chieragatti. "Modelling the influence of machined surface roughness on the fatigue life of aluminium alloy". en. In: *International Journal of Fatigue* 30.12 (déc. 2008), p. 2119-2126 (cf. p. 20, 28, 29, 104).

(Tang et al., 2009) Z. Tang, Z. Liu, Y. Pan, Y. Wan et X. Ai. "The influence of tool flank wear on residual stresses induced by milling aluminum alloy". en. In: *Journal of Materials Processing Technology* 209.9 (mai 2009), p. 4502-4508 (cf. p. 33, 34).

(Telrandhe et al., 2017) S. V. Telrandhe, A. K. Saxena et S. Mishra. "Effect of microstructure and cutting speed on machining behavior of Ti6Al4V alloy". en. In: *Journal of Mechanical Science and Technology* 31.5 (mai 2017), p. 2177-2184 (cf. p. 52, 54, 110).

(Trivedi et al., 2021) D. B. Trivedi, J. Vasavada et S. S. Joshi. "Microstructural assessment of drilled cross-sections on titanium generated under different cooling strategies". en. In: *Materials Today Communications* 26 (mars 2021), p. 101954 (cf. p. 50).

(Ulutan et al., 2011) D. Ulutan et T. Ozel. "Machining induced surface integrity in titanium and nickel alloys: A review". en. In: *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 51.3 (mars 2011), p. 250-280 (cf. p. 49).

(USGS, 2020) USGS. *TITANIUM AND TITANIUM DIOXIDE*. Rapp. tech. United State Geological Survey, 2020 (cf. p. 6).

(Varote et al., 2017) N. Varote et S. S. Joshi. "Microstructural Analysis of Machined Surface Integrity in Drilling a Titanium Alloy". en. In: *Journal of Materials Engineering and Performance* 26.9 (sept. 2017), p. 4391-4401 (cf. p. 10, 50).

(Velásquez et al., 2010) J. P. Velásquez, A. Tidu, B. Bolle, P. Chevrier et J.-J. Fundenberger. "Sub-surface and surface analysis of high speed machined Ti–6Al–4V alloy". en. In: *Materials Science and Engineering: A* 527.10-11 (avr. 2010), p. 2572-2578 (cf. p. 49, 50).

(Wagner, 1999) L. Wagner. "Mechanical surface treatments on titanium, aluminum and magnesium alloys". en. In: *Materials Science and Engineering A* (1999), p. 7 (cf. p. 33).

(Welsch et al., 1993) G. Welsch, R. Boyer et E. Collings. *Materials properties handbook: titanium alloys*. ASM international, 1993 (cf. p. 7).

(Winiarski et al., 2012a) B. Winiarski, A. Gholinia, J. Tian, Y. Yokoyama, P. Liaw et P. Withers. "Submicron-scale depth profiling of residual stress in amorphous materials by incremental focused ion beam slotting". en. In: *Acta Materialia* 60.5 (mars 2012), p. 2337-2349 (cf. p. 171).

(Winiarski et al., 2012b) B. Winiarski et P. J. Withers. "Micron-Scale Residual Stress Measurement by Micro-Hole Drilling and Digital Image Correlation". en. In: *Experimental Mechanics* 52.4 (avr. 2012), p. 417-428 (cf. p. 171).

(Worch et al., 1996) H. Worch et W. Schatt, éd. *Werkstoffwissenschaft*. de. 1er éd. Wiley-VCH, 1996 (cf. p. 43).

(G. Wu et al., 2013) G. Wu, C. Shi, W. Sha, A. Sha et H. Jiang. "Effect of microstructure on the fatigue properties of Ti–6Al–4V titanium alloys". en. In: *Materials & Design* 46 (avr. 2013), p. 668-674 (cf. p. 53, 110).

(X. Wu et al., 2016) X. Wu, L. Li, N. He, C. Yao et M. Zhao. "Influence of the cutting edge radius and the material grain size on the cutting force in micro cutting". en. In: *Precision Engineering* 45 (juill. 2016), p. 359-364 (cf. p. 52).

(Xu et al., 2018) Z. Xu, J. Dunleavey, M. Antar, R. Hood, S. Soo, G. Kucukturk, C. Hyde et A. Clare. "The influence of shot peening on the fatigue response of Ti-6Al-4V surfaces subject to different machining processes". en. In: *International Journal of Fatigue* 111 (juin 2018), p. 196-207 (cf. p. 40).

(D. Yang et al., 2018a) D. Yang et Z. Liu. "Surface integrity generated with peripheral milling and the effect on low-cycle fatigue performance of aeronautic titanium alloy Ti-6Al-4V". en. In: *The Aeronautical Journal* 122.1248 (fév. 2018), p. 316-332 (cf. p. 21, 22, 24, 36, 47, 50-52).

(D. Yang et al., 2018b) D. Yang, Z. Liu, X. Xiao et F. Xie. "The Effects of Machining-induced Surface Topography on Fatigue Performance of Titanium Alloy Ti-6Al-4V". en. In: *Procedia CIRP* 71 (2018), p. 27-30 (cf. p. 21, 24).

(Y. Yang et al., 2020) Y. Yang, L. Jin, J. Zhu, J. Kong et L. Li. "Study on Cutting Force, Cutting Temperature and Machining Residual Stress in Precision Turning of Pure Iron with Different Grain Sizes". en. In: *Chinese Journal of Mechanical Engineering* 33.1 (déc. 2020), p. 53 (cf. p. 52).

(Yao et al., 2014) C.-f. Yao, L. Tan, J. .-. Ren, Q. Lin et Y. .-. Liang. "Surface Integrity and Fatigue Behavior for High-Speed Milling Ti–10V–2Fe–3Al Titanium Alloy". en. In: *Journal of Failure Analysis and Prevention* 14.1 (fév. 2014), p. 102-112 (cf. p. 21, 24, 26, 37, 38, 40, 44, 45).

(Yao et al., 2013) C.-f. Yao, D.-x. Wu, Q.-c. Jin, X.-c. Huang, J.-x. Ren et D.-h. Zhang. "Influence of high-speed milling parameter on 3D surface topography and fatigue behavior of TB6 titanium alloy". en. In: *Transactions of Nonferrous Metals Society of China* 23.3 (mars 2013), p. 650-660 (cf. p. 24, 28, 29, 104).

(Zani, 2003) M.-L. Zani. "La mesure de rugosité? Quelques normes... et plusieurs dizaines de paramètres". In: *Solutions* (2003), p. 59-63 (cf. p. 20).

(Zhen-Bin et al., 1995) H. Zhen-Bin et R. Komanduri. "On a Thermomechanical Model of Shear Instability in Machining". en. In: *CIRP Annals* 44.1 (1995), p. 69-73 (cf. p. 12).

Table des matières

Sommaire . . . iii
Remerciements . . . v

Introduction . . . 1
1 État de l'art . . . 5
1.1 Généralités sur le titane et le Ti-6Al-4V . . . 6
1.1.1 Titane . . . 6
1.1.2 Ti-6Al-4V . . . 7
1.2 Fraisage . . . 10
1.2.1 Généralités et vocabulaire . . . 10
1.2.2 Paramètres de coupe . . . 12
1.3 Plaquettes d'usinage . . . 14
1.3.1 Caractéristiques macroscopiques . . . 14
1.3.2 Caractéristiques microscopiques . . . 16
1.3.3 Choix de l'outil . . . 17
1.3.4 Usure . . . 18
1.4 Intégrité de surface . . . 20
1.4.1 Aspect géométrique : rugosité . . . 20
1.4.2 Aspect mécanique : contraintes résiduelles . . . 32
1.4.3 Aspect métallurgique : microstructure . . . 43
1.4.4 Conclusions sur l'étude bibliographique . . . 56
2 Matériau & Moyens expérimentaux . . . 57
2.1 Matière utilisée . . . 58
2.1.1 Dimensions & origine . . . 58
2.1.2 Propriétés mécaniques . . . 58
2.2 Moyen d'usinage . . . 60
2.2.1 Machine-outil à commande numérique . . . 60
2.2.2 Outils de coupe . . . 63
2.2.3 Déroulement du fraisage . . . 71
2.3 Moyens de mesure . . . 73
2.3.1 Forces de coupe . . . 73
2.3.2 Observation de la coupe . . . 76

2.3.3 Mesures optiques . . . 76
2.3.4 Contraintes résiduelles . . . 78
2.3.5 Mesure de microstructure . . . 81
2.4 Conclusions . . . 82
3 Usinage en bout conventionnel . . . 83
Introduction . . . 83
3.1 Essais préliminaires . . . 84
3.1.1 Contexte & objectifs . . . 84
3.1.2 Forces de coupe . . . 86
3.1.3 Analyse des arêtes de coupe . . . 92
3.1.4 Intégrité de surface . . . 95
3.1.5 Conclusions . . . 99
3.2 Campagne d'essais principale . . . 99
3.2.1 Contexte & objectifs . . . 100
3.2.2 Intégrité de surface . . . 102
3.2.3 Conclusions . . . 110
3.3 Essais à très faible profondeur de passe (SMIC) . . . 111
3.3.1 Contexte & objectifs . . . 111
3.3.2 Résultats . . . 112
3.3.3 Conclusions . . . 114
3.4 Observation de la coupe sur l'arête de planage . . . 115
3.4.1 Protocole & limites de l'étude . . . 115
3.4.2 Analyse des résultats . . . 116
3.4.3 Conclusions . . . 119
3.5 Conclusions sur la finition avec une arête de planage dans un domaine conventionnel 119
4 Finition à haute efficacité . . . 121
Introduction . . . 121
4.1 Définition et limites du domaine haute efficacité . . . 122
4.1.1 Distinction entre vitesse d'avance et débit copeau . . . 122
4.1.2 Délimitation en 3 zones d'études . . . 122
4.2 Campagne d'essais . . . 123
4.2.1 Paramètres des essais des différentes zones . . . 123
4.2.2 Analyse des résultats . . . 125
4.2.3 Conclusions . . . 135
4.3 Comparaison entre domaine conventionnel et domaine de haute efficacité . . . 137
4.3.1 Intégrité de surface . . . 137
4.3.2 Comportement de l'outil . . . 140
4.3.3 Tenue en fatigue . . . 144
4.4 Conclusions . . . 146
Conclusions et perspectives . . . 149
Conclusions . . . 149
Perspectives . . . 152

A Arêtes de coupe . . . 153
A.1 Campagne préliminaire . . . 155

A.1.1 Outil Iscar . . . 155
A.1.2 Outil Sandvik . . . 158
A.2 Campagne principale . . . 161
A.2.1 Campagne CAF . . . 161
A.2.2 Campagne CV . . . 163
A.3 Essais SMIC . . . 164
A.4 Campagne Haute Efficacité . . . 165
A.4.1 Campagne HFV . . . 165
A.4.2 Campagne TGV . . . 166
A.4.3 Campagne THF . . . 167
B Usinage par sonde ionique focalisée . . . 169
B.1 Présentation de la sonde ionique focalisée et des méthodes de mesures . . . 169
B.1.1 Sonde ionique focalisée . . . 169
B.1.2 Méthode FIB-DIC . . . 170
B.2 Déroulement pour les échantillons en Ti-6Al-4V . . . 171
B.2.1 Stratégie de mesures de contraintes résiduelles en profondeur . . . 171
B.2.2 Détermination du protocole de mesure . . . 172
B.2.3 Analyse des images DIC . . . 175
B.3 Conclusions sur la méthode . . . 177

Table des figures . . . 181
Liste des tableaux . . . 189
Glossaire . . . 191
Bibliographie . . . 193
Table des matières . . . 205

Résumé

Influence des plaquettes de planage sur l'intégrité de surface de pièces en alliage de titane - étude en fraisage

Le contexte des travaux présentés porte sur le fraisage en bout sur un centre d'usinage de pièces en alliage de titane Ti-6Al-4V avec des outils présentant une arête de coupe horizontale appelée communément arête de planage. L'étude porte en particulier sur l'influence de cette arête de coupe sur des caractéristiques géométriques, mécaniques et métallurgiques de la surface usinée, caractéristiques pouvant jouer un rôle dans la durée de vie de la pièce en service. L'ensemble de ces caractéristiques sera regroupé sous le terme intégrité de surface. Cette étude se découpe en deux parties.

La première partie porte sur l'intégrité des surfaces en fonction des paramètres de coupe opératoires (vitesse de coupe, avance et profondeur de passe) dans un domaine d'utilisation industrielle. Cette première étude a montré des propriétés inattendues de l'arête de planage sur l'intégrité de surface. En effet, celle-ci reste quasiment stable pour tous les jeux de paramètres opératoires testés alors que la littérature montre une influence importante des paramètres de coupe lors du fraisage sur l'intégrité de surface.

Cette première étude a permis d'envisager d'étendre les travaux dans un domaine plus vaste des paramètres opératoires afin d'en chercher les limites. La seconde étude a pour objectif de rechercher des paramètres maintenant acceptable l'intégrité de surface dans un domaine à très forte productivité tout en garantissant la bonne tenue de l'outil dans le temps.

L'étude dans le domaine étendu a permis d'identifier deux propriétés de l'arête de planage. La première est un effet de saturation de l'outil qui lui permet de générer des intégrités de surface quasiment constantes. Les conditions propices à cet effet nécessitent un choix judicieux de l'avance par dent en rapport avec la longueur de l'arête de planage. En multipliant les passages de l'arête de planage sur une même zone usinée, la surface va subir des sollicitations mécaniques successives jusqu'à atteindre un palier de saturation qui correspond à l'intégrité de surface finale. La seconde propriété de l'arête de planage est la résilience de sa première propriété face à l'usure ou la dégradation de son arête. Le phénomène de dégradation se propage au cours du temps tout le long de l'arête et tant que la totalité de l'arête de planage n'est pas affectée par l'usure ou la dégradation, l'intégrité de surface générée sera similaire à celle d'une arête de planage neuve. Cette propriété est très intéressante pour la durée de vie des outils et le maintien de la qualité de la surface usinée même si une grande partie de l'arête est fortement dégradée.

Les travaux de thèse se terminent par une comparaison des différents avantages entre les deux domaines étudiés dans le but d'un intérêt industriel et proposer d'autres domaines paramétriques pour usiner l'alliage de titane Ti-6Al-4V avec l'objectif d'utiliser des outils ayant une arête de planage dans un contexte de très forte productivité dans les opérations de finition.

Mots-clés : Arête de planage ; Intégrité de surface ; Fraisage ; Alliage de titane

Abstract

Influence of wiper edge inserts on the surface integrity of titanium alloy parts - milling study

The context of the work presented concerns the end milling on a machining centre of Ti-6Al-4V titanium alloy parts with tools having a horizontal cutting edge commonly called the wiper edge. The study focuses in particular on the influence of this cutting edge on the geometric, mechanical and metallurgical characteristics of the machined surface, characteristics that can play a role in the service life of the part. All these characteristics will be grouped under the term surface integrity. This study is divided into two parts. The first part deals with surface integrity as a function of operating cutting parameters (cutting speed, feed rate and depth of cut) in an industrial application. This first study showed unexpected properties of the wiper edge on surface integrity. Indeed, the surface integrity remains almost stable for all the sets of operating parameters tested, whereas the literature shows a significant influence of the cutting parameters during milling on the surface integrity. This first study made it possible to consider extending the work to a wider range of operating parameters in order to investigate their limits. The aim of the second study is to find parameters that maintain acceptable surface integrity in a very high productivity area while guaranteeing good tool life over time. The study in the extended domain allowed the identification of two properties of the wiper edge. The first is a saturation effect of the tool which allows it to generate almost constant surface integrities. Conditions conducive to this effect require a judicious choice of the feed rate per tooth in relation to the length of the wiper edge. By multiplying the passes of the wiper edge on the same machined area, the surface will undergo successive mechanical stresses until it reaches a saturation level which corresponds to the final surface integrity. The second property of the wiper edge is the resilience of its first property to wear or degradation of its edge. The degradation phenomenon propagates over time along the entire edge and as long as the entire wiper edge is not affected by wear or degradation, the surface integrity generated will be similar to that of a new wiper edge. This property is of great interest for tool life and maintaining the quality of the machined surface even if a large part of the edge is heavily degraded. The thesis concludes with a comparison of the different advantages between the two areas studied with the aim of industrial interest and proposing other parametric areas for machining the Ti-6Al-4V titanium alloy with the objective of using tools with a wiper edge in a context of very high productivity in finishing operations.

KEYWORDS: Wiper edge insert ; Surface integrity ; Milling ; Titanium alloy