



**HAL**  
open science

# Etude quantitative de l'effet des paramètres opératoires sur le chargement thermomécanique et l'intégrité de surface en fraisage de finition du Ti-6Al-4V

Ivan Hamm

► **To cite this version:**

Ivan Hamm. Etude quantitative de l'effet des paramètres opératoires sur le chargement thermomécanique et l'intégrité de surface en fraisage de finition du Ti-6Al-4V. Génie mécanique [physics.class-ph]. HESAM Université, 2022. Français. NNT : 2022HESAE043 . tel-03736599

**HAL Id: tel-03736599**

**<https://pastel.hal.science/tel-03736599>**

Submitted on 22 Jul 2022

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

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

ÉCOLE DOCTORALE SCIENCES DES MÉTIERS DE L'INGÉNIEUR  
LaBoMaP – Campus de Cluny

# THÈSE

présentée par : **Ivan HAMM**  
soutenue le : **12 juillet 2022**

pour obtenir le grade de : **Docteur d'HESAM Université**  
préparée à : **École Nationale Supérieure d'Arts et Métiers**  
Spécialité : **Génie Mécanique et Procédés de fabrication**

*Etude quantitative de l'effet des paramètres  
opératoires sur le chargement  
thermomécanique et l'intégrité de surface en  
fraisage de finition du Ti-6Al-4V*

THÈSE dirigée par :

**M. Gérard POULACHON**, Professeur des Universités

et co-encadrée par :

**M. Frédéric ROSSI**, Maître de Conférences

## Jury

**Mme. Katia MOCELLIN**, Maître de Recherche HDR, CEMEF, Mines Paris Tech

**M. Aldo ATTANASIO**, Professeur des Universités, Université de Brescia

**M. Vincent WAGNER**, Maître de Conférences HDR, LGP, ENIT

**M. Gérard POULACHON**, Professeur des Universités, LaBoMaP, Arts et Métiers

**M. Frédéric ROSSI**, Maître de Conférences, LaBoMaP, Arts et Métiers

**M. Nicolas MAURY**, Docteur-Ingénieur, AIRBUS OPERATIONS SAS

**Mme. Hélène BIREMBAUX**, Enseignante-chercheuse, LaBoMaP, Arts et Métiers

Rapporteure

Rapporteur

Rapporteur

Examineur

Examineur

Examineur

Invitée

T  
H  
È  
S  
E



## REMERCIEMENTS

Je profite de ces quelques pages pour remercier l'ensemble des personnes qui m'ont accompagné pendant plus de trois années, sur ce long chemin de la thèse de doctorat : chemin magnifique mais quelquefois semé d'embûches, où plus que jamais, l'aide et le soutien de vous tous, m'ont été précieux.

La recherche scientifique ne peut être efficace que si elle est menée à plusieurs, et c'est sans doute, la raison pour laquelle l'ensemble de ces travaux n'aurait pas vu le jour sans ces personnes d'une extraordinaire qualité humaine et scientifique.

*Tout d'abord, je tiens à remercier les membres du jury :*

Madame Katia MOCELLIN, pour la présidence de ce jury de thèse, ainsi que pour les échanges constructifs sur la simulation numérique des procédés.

Monsieur Aldo ATTANASIO et Monsieur Vincent WAGNER, pour avoir accepté de rapporter mes travaux de thèse, malgré un délai réduit. Je vous remercie infiniment pour vos analyses minutieuses, vos conseils avisés et nos échanges très pertinents. Vos contributions ont permis d'améliorer encore d'avantage la qualité de ce présent travail.

*Mes remerciements vont ensuite tout naturellement aux personnes avec qui j'ai passé le plus clair de mon temps à me former scientifiquement, mes encadrants :*

A Monsieur Gérard POULACHON, qui a assuré la direction de mes travaux de thèse, malgré sa casquette de directeur de laboratoire qui ne lui laisse guère de répit. Tu as pourtant su te rendre disponible en toute circonstance. Pour la qualité de tes enseignements, ta rigueur scientifique implacable et surtout ta grande qualité humaine, je te remercie infiniment.

A Monsieur Frédéric ROSSI, qui a assuré la codirection de mes travaux de thèse. Grâce à ton ingéniosité incroyable, tes idées originales quotidiennement renouvelées, ainsi toutes ces heures de réflexion scientifiques, tu as su me donner le vrai goût de la recherche scientifique. Avec la méthode ROSSI, les problèmes les plus complexes deviennent triviaux !

A Madame Hélène ELIAS-BIREMBAUX, qui a assuré l'encadrement de mes travaux, et tout particulièrement la partie simulation numérique de ma thèse. Un grand merci à toi pour ta disponibilité, pour ta grande expertise, et surtout pour m'avoir formé et accompagné dans cette discipline complexe.

A Monsieur Nicolas MAURY, qui a assuré l'encadrement de mes travaux avec la double casquette d'industriel, et également de chercheur. Tu as été le lien fort entre l'entreprise et le laboratoire. Merci à toi de t'être tant investi dans ces travaux, et de les avoir valorisés. Tu as été un contributeur majeur de ce mémoire.

A Monsieur Bertrand MARCON, maître incontesté de l'instrumentation de haut vol, qui n'a pas officiellement encadré mes travaux, mais sans qui tout cela n'aurait pas été possible. D'ailleurs, sans Bertrand, il n'y aurait aucune thèse digne de ce nom ! Merci pour tout mon ami.

*J'aimerais ensuite remercier mes collègues industrielles et académiques :*

A l'ensemble de l'équipe R&T d'Airbus, et tout particulièrement à Anne-Laure LAFLY, Virginie CHARBONNIER et Samuel DROUVROY, pour votre soutien, pour avoir valorisé ces recherches au sein du groupe et pour le grand intérêt porté à cette étude.

A l'ensemble de l'équipe AMVvalor, pour vos précieux conseils et votre expertise qui m'ont été fort utiles. Un remerciement tout particulier à Serge BORECKI, avec qui j'ai passé de longues semaines sur des essais complexes. Merci pour ton ouverture d'esprit, ton expertise scientifique, ton efficacité et ta gentillesse. Cela a été extrêmement enrichissant et ce fut un honneur de travailler à tes côtés. Merci également à Denis LAGADRILLERE pour toutes ces analyses matériaux, pour ta disponibilité et la minutie de ton excellent travail qui a beaucoup contribué à ces travaux.

Merci énormément aux techniciens de l'ENSAM : à Gilles DETROYAT, Mathieu ALADAME, Eric POLSINELLI, Christophe PRIOLET-LEFEBVRE. Et tout spécialement à Romaric MASSET et Patrice HONORE. Avec vous, j'ai énormément appris. Une mention spéciale à Monsieur Romain BRENDLEN, formateur et pédagogue hors pair, tu m'as appris tous les secrets de l'usinage durant ces trois années. A mon ami motard, nous nous retrouverons bientôt et avec plaisir sur les circuits de moto bourguignons (je te verrai dans mon rétroviseur !)

A Monsieur Raphaël PESCI du laboratoire LEM3, pour tes analyses DRX, pour la grande qualité de ton travail et ta disponibilité, et également à Monsieur Philippe LESTRIEZ de l'Université de REIMS, pour tes enseignements, tes conseils en mécanique des milieux continus et en simulation des procédés.

Aux doctorants et stagiaires que j'ai pu côtoyer : je pense notamment à Côme LEGRAND et Rabiaé ARIF ainsi qu'à mes talentueux stagiaires, Roméo KOFFI-KAVEGE et Jordan LACORNE, je vous dis merci pour ces moments passés ensemble et vos excellentes contributions. Aux doctorants qui sont proches de la fin, je vous dis courage ! Vous tenez le bon bout et je vous souhaite le meilleur.

*A mes amis rémois et clunisois :*

A mes enseignants du collège St Michel, et à Monsieur Laurent FOURRER, ami de toujours et soutien précieux dans les bons moments comme dans les pires.

A ma meilleure amie Michèle PECOURT, qui m'a toujours soutenu et donné une incroyable motivation en toutes circonstances.

A ma chère amie Flora HARDOUIN, pour ton soutien et ta gentillesse, un grand merci à toi.

Au « Cluny Gang », et notamment à Robin DURIOR, Bastien TOUBHANS, Edouard DUCROUX, Laura GIAGRANDE, Madeleine DUBOT et Pauline BERGERON, avec qui j'ai passé d'incroyables moments. Merci à vous tous pour ces souvenirs mémorables.

Aux « Chikitos », et notamment à Mathieu VERGNE, Julien BODENSCHATZ, Thomas CLEMENT, Remi ZRAK, Paul-Auguste LACAVE, Valentin MATHALY, Valentin CARROUGET et Marie CARBONNAUX, pour votre soutien indéfectible.

*A ma famille :*

Pour avoir toujours cru en moi, et pour votre soutien et votre amour inconditionnel, je vous remercie infiniment. Ce mémoire est dédié à mon père, qui j'en suis sûr, aurait été très fier.

*Juan Hamm*

A Cluny, le 18/07/2022

## SOMMAIRE

<b>1 Mécanismes physiques de déformation des matériaux métalliques pour la modélisation des procédés de mise en forme par enlèvement de matière .....</b>	<b>31</b>
1.1 Phénoménologie du comportement élasto-plastique-endommageable des métaux sous contraintes... 31	
1.2 Détermination et identification des données d'entrée nécessaires à la modélisation de coupe..... 36	
1.2.1 Elasticité et thermoélasticité des alliages de titane .....	36
1.2.2 Lois d'écroissage .....	37
1.2.3 Loi d'endommagement .....	41
1.2.4 Rupture du matériau.....	43
1.2.5 Thermo dépendance des propriétés physiques du titane .....	44
1.2.6 Récapitulatif des coefficients utilisés dans la modélisation .....	47
1.3 Réponse du matériau face à des sollicitations thermique et mécaniques dans le contexte d'étude .... 48	
1.3.1 Comportement du matériau soumis à un chargement purement thermique .....	50
1.3.2 Comportement du matériau soumis à un chargement purement mécanique .....	52
1.4 Conclusion générale du chapitre 1 .....	53
<b>2 Estimation du chargement thermomécanique en usinage – Cas de la coupe élémentaire.....</b>	<b>55</b>
2.1. Modèle en coupe orthogonale.....	59
2.1.1 Champ cinématique de coupe orthogonale .....	59
2.1.2 Partition des efforts sur le plan de cisaillement primaire .....	60
2.1.3 Partition des efforts dans la zone de frottement-cisaillement secondaire.....	62
2.1.4 Partition des efforts dans la zone de frottement-cisaillement tertiaire .....	64
2.2 Modèle de simulation purement mécanique .....	67
2.2.1 Effet de l'angle de coupe .....	69
2.2.2 Effet du rayon d'acuité d'arête.....	70
2.2.3 Effet de l'épaisseur de copeau dans le cas de la coupe .....	70
2.2.4 Effet de l'épaisseur de copeau dans le cas de du labourage .....	71
2.2.5 Conclusion intermédiaire .....	73
2.3 Dispositif de mesure expérimentale de température en surface .....	74
2.3.1 Dispositif expérimental .....	74
2.3.2 Calibration des thermocouples pour la mesure en une seule jonction.....	74
2.3.3 Essais de coupe .....	76
2.3.4 Températures mesurées sous la surface .....	78
2.3.1 Modèle inverse de conduction de la chaleur .....	79
2.4 Simulation thermique durant la coupe .....	84
2.4.1 Loi de comportement thermique dans le solide .....	85
2.4.2 Détermination des termes sources de chaleur .....	87
2.4.3 Données d'entrée du modèle.....	90
2.4.4 Configurations géométriques pour l'analyse thermique en coupe orthogonale .....	94
2.5 Conclusion générale du chapitre 2.....	106

<b>3</b>	<b><i>Etude du chargement thermomécanique et de l'intégrité de surface dans le cas du contournage</i></b>	<b>107</b>
3.1	Aspect cinématique du contournage	108
3.2	Cas du contournage dans une configuration de coupe orthogonale	111
3.2.1	Modélisation analytique de l'épaisseur thermique dans la pièce à l'échelle globale	112
3.2.2	Modélisation analytique de la charge mécanique à l'échelle globale	115
3.2.3	Montage expérimental de mesure d'efforts pendant les essais de contournage	117
3.2.4	Résultat des efforts de coupe et plan d'expériences	118
3.2.5	Modélisation des efforts	122
3.2.6	Etude de la dissipation thermique due au frottement en face de dépouille	124
3.2.7	Discussion sur l'effet thermomécanique du procédé	132
3.2.8	Intégrité de la surface usinée	134
3.2.9	Conclusion intermédiaire	135
3.3	Cas du contournage avec une fraise de finition	135
3.3.1	Modèle d'efforts de coupe en contournage	135
3.3.2	Calcul de l'épaisseur instantanée de copeau non coupé h	136
3.3.3	Calcul des efforts élémentaires dans le repère outil et le repère pièce	137
3.3.4	Cas expérimental du contournage	137
3.3.5	Analyse des efforts de coupe mesurés	141
3.3.6	Analyse de la topographie de surface	144
3.4	Conclusion générale du chapitre 3	144
<b>4</b>	<b><i>Causalité entre chargement thermomécanique et intégrité des surfaces. Cas du contournage et du surfacage de finition</i></b>	<b>145</b>
4.1	Etude de la cinétique d'usure outil et de l'intégrité des surfaces en contournage	147
4.1.1	Outil d'étude	147
4.1.2	Montage d'étude et dispositifs de mesures d'efforts et de puissance à la broche	148
4.1.3	Mesure de l'usure des outils	148
4.1.4	Plan d'expériences et restriction du domaine physique d'étude	149
4.1.5	Influence de l'usure sur le chargement thermomécanique	151
4.1.6	Influence de la vitesse de coupe sur le chargement thermomécanique et les contraintes résiduelles	156
4.1.7	Influence des paramètres cinématiques et de l'usure sur le chargement thermomécanique et les contraintes résiduelles	159
4.2	Etude du surfacage des alliages de Ti-6Al-4V et de l'endurance en fatigue	162
4.2.1	Topologie des volumes usinées en surfacage	162
4.2.2	Calcul de l'épaisseur de copeau et discrétisation de l'arête	164
4.2.3	Etude de la fatigue mécanique des surfaces en surfacage	168
4.3	Nouvelle méthodologie de mesure de contraintes résiduelles pour l'étude de l'intégrité des surfaces usinées	176
4.3.1	Dispositif expérimental	176
4.3.2	Modélisation de la déformation par relaxation	178

4.3.3	Validation de la méthode analytique par méthode numérique .....	178
4.3.4	Influence de la vitesse de coupe et de l'avance à la dent sur l'état de surface et les contraintes résiduelles en surfacage.....	182
4.4	Conclusion générale du chapitre 4.....	188
<b>5</b>	<b><i>Conclusions générales et perspectives .....</i></b>	<b>190</b>
<b>6</b>	<b><i>ANNEXE 1 – Méthodologie d'étude de la topographie de surface .....</i></b>	<b>196</b>
<b>7</b>	<b><i>ANNEXE 2 – Méthodologie de calcul analytique de la flèche de la méthode de relaxation STREAM...199</i></b>	
<b>8</b>	<b><i>Références bibliographiques.....</i></b>	<b>205</b>

## **Introduction**

Les structures aéronautiques, telles que les systèmes propulsifs, sont typiquement constituées de pièces métalliques dimensionnées pour supporter des chargements thermomécaniques importants. Ces pièces, de nature critique, sont obtenues à partir d'ébauches qui sont ensuite usinées aux cotes finales, avant d'être assemblées. Le procédé d'usinage constitue ainsi une étape clé dans le cycle de fabrication d'une pièce qui doit permettre de garantir les exigences tant dimensionnelles que de propriété métallurgique et mécanique.

En d'autres termes, il est indispensable de pouvoir garantir que la surface usinée possède l'ensemble des caractéristiques, notamment l'état de contrainte ou l'état métallurgique, qui lui permettront de remplir sa fonction sur une durée prédéfinie selon son dimensionnement. Par ailleurs, les évolutions des techniques et des moyens de production, visant à augmenter la productivité et la robustesse du procédé, entraînent des modifications régulières des gammes de fabrication. Il devient alors nécessaire, bien que parfois difficile, de garantir la qualité et la performance des pièces produites tout en prenant en compte ces changements dans le processus de fabrication.

L'intérêt de l'intégrité de surface (IS) prend alors tout son sens sur les pièces aéronautiques fortement sollicitées sous chargement mécanique cyclique. En effet, la résistance à la fatigue est directement et fortement influencée par plusieurs paramètres caractéristiques de l'intégrité de surface tels que l'état de surface, les contraintes résiduelles et la qualité métallurgique.

Ce premier chapitre regroupe un état de l'art de l'impact de l'intégrité de surface sur les propriétés mécaniques des alliages métalliques, et plus particulièrement l'alliage de titane Ti-6Al-4V. Cette première investigation a pour but de mettre en lumière les paramètres les plus influents de l'IS qui pourraient favoriser l'initiation et la propagation de fissures, et donc d'engendrer des abattements en fatigue qui pourraient s'avérer catastrophiques pour les structures aéronautiques. Une fois ces paramètres identifiés, un état de l'art de l'impact des procédés d'usinage sur les alliages métalliques permettra de prendre en compte les paramètres critiques à maîtriser pour garantir une intégrité de surface souhaitée.

## **Contexte industriel**

Dans le cas de l'usinage des matériaux métalliques, afin d'assurer la traçabilité et la conformité des pièces usinées, les paramètres opératoires considérés comme « clés » ont leur plage de fonctionnement bornée. Ces paramètres clés, notamment dans le cas d'usinage de finition, sont identifiés comme étant les paramètres ayant une contribution majeure sur la performance en service des surfaces.

Dans un objectif de gain de productivité, tout en assurant un niveau de qualité accru, les limitations sur les vitesses de coupe et les vitesses d'avance – jusqu'ici bornées ont besoin d'être réétudiées. Dans ce contexte, il est nécessaire de démontrer un lien de causalité entre les paramètres d'entrée du procédé (tels que les paramètres cinématiques ou la géométrie d'arête d'outil), les résultantes du procédé (tels que les chargements thermomécaniques imposés sur la surface matériau), l'intégrité de surface obtenue et la tenue en fatigue de la pièce.

De précédents travaux de la littérature (Moussaoui et al., 2015) se sont intéressés aux conditions d'usinage en ébauche. Ceux-ci ont notamment démontré que ces paramètres opératoires n'avaient pas d'impact significatif sur le comportement en fatigue de la surface usinée. En

revanche, l'effet des paramètres opératoires de coupe en fraisage de finition sur le comportement mécanique en fatigue reste à étudier plus finement :

- Dans quelle mesure la signature de la dernière passe vient-elle affecter la durée de vie en fatigue des pièces (Brinksmeier et al., 2014) ?
- Comment choisir les paramètres du procédé pour obtenir une intégrité de surface ciblée ?
- Quel est le lien entre l'intégrité de surface obtenue en fraisage de finition et la tenue en fatigue ?

## Objectifs

Le présent travail de thèse, qui s'est déroulé dans le cadre d'une convention CIFRE, a pour objectif d'analyser les paramètres d'usinage de l'opération de fraisage en finition de l'alliage de titane Ti-6Al-4V, dans le but de faire le lien inverse entre l'intégrité de surface et les paramètres du procédé de fabrication.

Les travaux se structurent autour de la notion de Process Signature (Brinksmeier et al., 2018), dont la démarche consiste dans un premier temps à quantifier la charge thermique et mécanique appliquée à la surface fabriquée en fonction des conditions du procédé. À partir de ces sollicitations, une modélisation thermomécanique permet de définir les champs de température et de déformation de la surface générée. Des essais expérimentaux sont ensuite réalisés pour faire le lien entre cette charge thermomécanique et l'intégrité de surface obtenue (contraintes résiduelles, microstructure, état de surface.). C'est le principe même de la notion de Process Signature qui lie les chargements à l'intégrité de surface. Une fois ce lien réalisé, il est alors possible de développer un démonstrateur inverse capable de prédire l'effet du procédé de fraisage et de ses paramètres sur l'intégrité de surface obtenue.

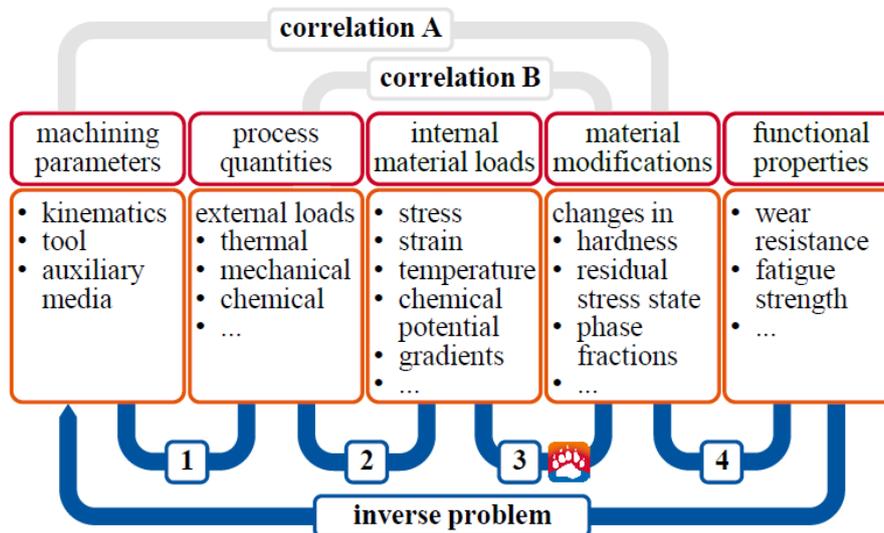


Figure 1. Chaîne causale du procédé de mise en forme soustractif (Brinksmeier et al., 2018)

La **Figure 1** schématise, d'après (Brinksmeier et al., 2018), la chaîne causale pour établir le lien inverse entre les performances des surfaces et les paramètres opératoires. Il apparaît alors que quatre étapes sont nécessaires, détaillées ci-après.

## **Etape 1 : Lien entre paramètres opératoires et chargement extérieur → Etude du chargement global**

Cette étape vise à établir le lien entre le chargement thermomécanique global et les paramètres opératoires d'usinage (conditions cinématiques de coupe telles que la vitesse de coupe  $v_c$ , la vitesse d'avance  $v_f$ , l'engagement d'outil  $a_e$  et  $a_p$ , etc.), les paramètres de géométrie d'outil et d'arête de coupe, éventuellement les moyens d'assistance en usinage (lubrification, lubrification haute pression, cryogénique, vibratoire ou laser, etc.) et l'ensemble des actions mécaniques, thermiques et chimiques pouvant être mesurées ou simulées pendant l'usinage. Aussi il est ici nécessaire de savoir mesurer les paramètres d'entrée avec exactitude ainsi que d'utiliser des outils permettant d'acquérir les signaux résultants (mesure d'effort avec platine dynamométrique, mesure de température avec thermocouples, etc.).

## **Etape 2 : Lien entre chargement extérieur et chargement interne → Etude de la partition énergétique**

Les actions thermomécaniques résultantes du procédé d'usinage, dont certaines quantités peuvent être mesurées ou surveillées in-situ, doivent être accompagnées d'une étude dite de la « partition énergétique » afin d'accéder au chargement interne vu par la surface. En effet, l'usinage étant un procédé soustractif, la conservation du volume ne s'applique pas et l'énergie de coupe est redistribuée dans le copeau, dans l'outil et dans la surface générée. Cette redistribution est pondérée par la nature de l'outil de coupe, dont les propriétés thermo-physico-chimiques sont différentes du matériau usiné, les paramètres cinématiques choisis, ainsi que la géométrie de l'outil et de l'arête de coupe. Ces aspects seront abordés au **Chapitre 2**, notamment lors du contexte de la coupe élémentaire, dont l'étude approfondie permet d'établir les partitions mécaniques et thermiques dans le copeau, la pièce et l'outil. A ce stade, la signature du procédé est établie. Elle est modélisée par un chargement interne (sur la surface) de nature :

- Mécanique, par des chargements de type pression (normales et tangentielles) ;
- Thermique, en terme de flux de chaleur (flux de conduction, convection, rayonnement) issu de la dissipation mécanique (thermoélasticité **section 1.3** et travail plastique) et d'actions extérieures (de type frottement) ;
- Chimique, par des flux de diffusion chimique, notamment avec la première et deuxième loi de Fick.

Par conséquent, les étapes suivantes ne sont plus liées au procédé d'usinage. La démarche peut être appliquée, en théorie, pour n'importe quel autre procédé de mise en forme soustractif.

## **Etape 3 : Lien entre chargement interne et modification du matériau → Etude de la modification de l'intégrité de surface**

Une fois le chargement interne identifié (chargement perçu par la pièce), il est nécessaire de comprendre la phénoménologie du comportement des matériaux métalliques soumis à des chargements thermomécaniques et de quantifier les mécanismes de transformation de ce matériau. La difficulté première est qu'il est nécessaire de décorrélérer les effets mécaniques et thermiques, pour comprendre l'influence de la nature du chargement sur la transformation du matériau.

Par exemple, pour un chargement mécanique donné, un alliage de titane n'aura pas la même réponse en écrouissage (consolidation) qu'un acier inoxydable 15-5-PH, et donc des contraintes résiduelles différentes. De même, pour un chargement thermique fixé, un alliage Ti-6Al-4V n'aura pas la même réponse en déformation qu'un alliage d'aluminium dont la diffusivité thermique est beaucoup plus importante, conduisant à des localisations de contraintes résiduelles importantes pour les alliages réfractaires.

Le plus souvent, des essais « simples » de caractérisation sont suffisants pour évaluer l'effet du type de sollicitation sur la réponse du matériau : Par exemple, un chargement purement mécanique (essais de traction quasi-statique), ou purement thermique (chauffage lent et diffus avec un chalumeau, ou chauffage rapide et localisé avec des dispositifs résistifs). Ici, les compétences nécessaires sont celles du mécanicien, du thermicien et du métallurgiste. Cette partie est abordée dans le **Chapitre 1**, dans lequel différents essais de caractérisations sont présentés afin de connaître les propriétés thermophysiques du matériau usiné. De plus, une simulation est établie pour décorrélérer l'effet des natures des chargements sur la génération de contraintes résiduelles.

#### **Etape 4 : Lien entre modification du matériau (intégrité de surface) et performance en fatigue**

Il s'agit ici de l'étape permettant de relier la dernière brique de la démarche Process Signature. Cette étape consiste à mettre en lumière les paramètres de l'intégrité de surface les plus influents sur l'abatement en fatigue des surfaces. La principale difficulté d'accès à cette étape est que pour décorrélérer les effets des paramètres d'intégrité de surface sur la durée de vie en fatigue, il est nécessaire de savoir fabriquer des échantillons de test disposant d'intégrité de surface maîtrisée ou ciblée. Cela sous-entend que l'ensemble des liens précédents ainsi que les briques de la démarche process signature soient connus et maîtrisés. Dans cette étude, une partie dédiée à la tenue en fatigue de l'alliage Ti-6Al-4V est présentée au **Chapitre 4**.

## Point de vue industriel de la méthode Process signature

La **Figure 2** présente le logigramme des interactions entre les paramètres d'entrée du procédé d'usinage, les grandeurs résultantes, l'intégrité des surfaces usinées ainsi que la durée de vie en fatigue. Quatre blocs d'étude sont distingués et cinq boîtes noires (« Black Box », ou BB) doivent être identifiées pour accéder au dernier bloc de performance en fatigue.

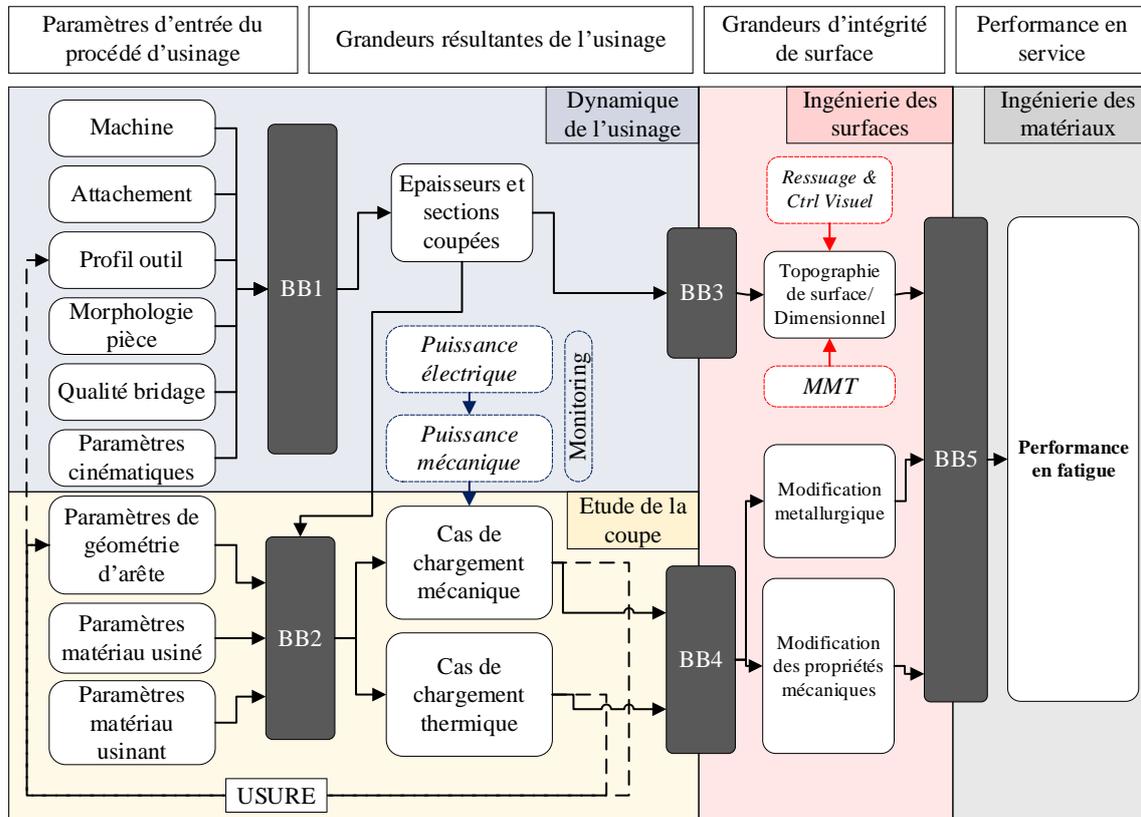


Figure 2. Logigramme des interactions durant le processus de fabrication par soustraction de matière

- **Dynamique de l'usinage**

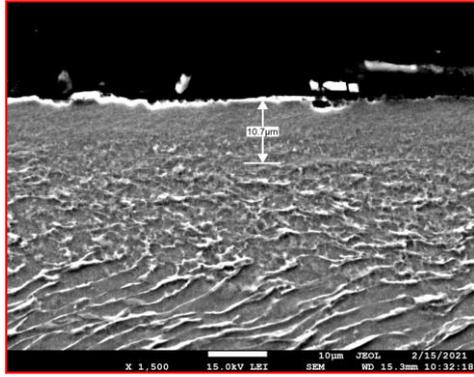
- Ce bloc regroupe **l'étude des interactions dynamiques lors du processus d'usinage** :

- La machine avec sa rigidité, ses axes et ses caractéristiques dynamiques, qui influent sur l'exactitude des trajectoires ;
- La qualité de l'attachement côté broche et côté outil (technologie d'attachement, couple de serrage, etc.) qui influent sur la flexion d'outil ainsi que sur le fond-rond ;
- Le profil d'outil utilisé (cylindrique, conique, torique, etc.), dont l'intersection avec la matière permet de définir les épaisseurs et sections coupées ;
- La morphologie de la pièce et ses opérations (rainurage, poche, etc.) ;
- La qualité et les technologies de bridage (mise et maintien en position) mécanique ou hydraulique qui influent sur la rigidité globale ;
- Les paramètres cinématiques (vitesse de coupe, engagement d'outil, trajectoire, etc.), qui sont les paramètres définis par le programmeur ;

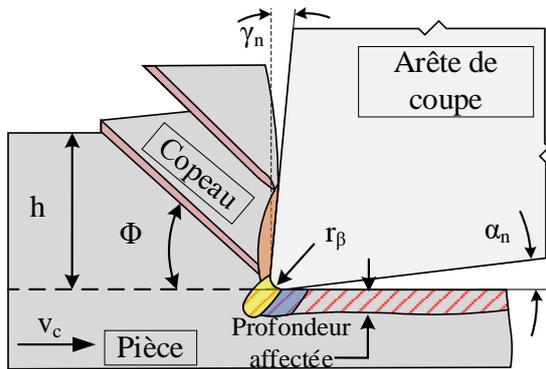
- La partie « Monitoring », décrite par les cases en pointillés, permet d'acquérir, le plus souvent, la puissance consommée par la broche, et dans d'autres cas la puissance consommée par les axes de la machine-outil. En soustrayant la puissance à vide, il est alors possible d'accéder à des données relatives aux puissances mises en jeu durant la coupe, et d'acquérir des informations sur le chargement thermomécanique global.
  
- **Etude de la coupe**
  - Ce bloc sera celui étudié en priorité dans ce manuscrit et comprend **l'étude mécanistique de la coupe, ainsi que les interactions entre l'arête de coupe et la matière** :
    - L'ensemble des paramètres de géométrie d'arête ;
    - Les paramètres thermophysiques du matériau usiné ;
    - Les paramètres thermophysiques du matériau usinant ;
    - Le cas de chargement mécanique ;
    - Le cas de chargement thermique, qui découle de l'étude de la dissipation du chargement mécanique, abordé dans le **Chapitre 2** ;
    - La boucle de rétroaction sur la modification de l'arête de coupe (l'usure de l'arête de coupe) qui modifie également le profil d'outil, peut conduire à de la vibration et donc modifier les aspects de topographie de surface. Ce thème sera abordé au **Chapitre 4**.
  
- **Intégrité des surfaces**
  - Ce bloc regroupe **les caractéristiques de l'intégrité de surface et ses modifications induites par le procédé d'usinage**.
    - La topographie de surface (rugosité, défaut de surface, mismatch, surface vibrée, contamination, labourage, déchirures etc.) ;
    - Les caractéristiques métallurgiques de l'intégrité de surface (taille de grain, proportion de phase, texture, etc.)
    - Les caractéristiques mécaniques sous-jacentes à la microstructure (dureté, contraintes résiduelles) ;
  
- **Performance mécanique des surfaces**
  - Ce bloc est dédié à l'étude de la durée de vie en fatigue des surfaces usinées. Il est connecté à l'ensemble des blocs caractéristiques de l'intégrité de surface. Pour l'étude de la durée de vie en fatigue, des essais de flexion quatre points sont nécessaires. Ces aspects sont abordés dans le **Chapitre 4**.

Dans ce travail de recherche, l'identification des boîtes noires est basée sur une approche de compréhension physique dite « des mécanismes de causes à effets des paramètres d'entrée vers les données de sorties », avec des approches mathématiques, le plus souvent analytiques ou le cas échéant numériques. L'approche physique permet de transposer ces méthodes et résultats à d'autres matériaux et d'autres procédés d'enlèvement de matière par cisaillement de copeau, à contrario des approches empiriques basées sur les plans d'expériences, qui nécessitent de réaliser des nouvelles campagnes d'essais à chaque fois qu'un paramètre d'entrée est modifié. En effet, bien que la méthode des plans d'expériences soit nécessaire à la mesure et à la hiérarchisation des contributeurs majeurs (paramètres clés), elle ne permet d'établir que des liens de corrélations, alors que la méthode physique établie des liens de causalité.

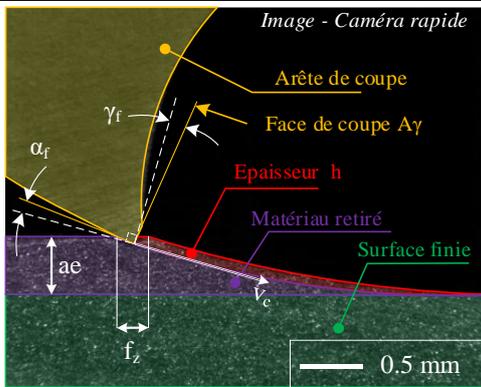
Le tableau suivant montre le résumé graphique du mémoire de thèse.



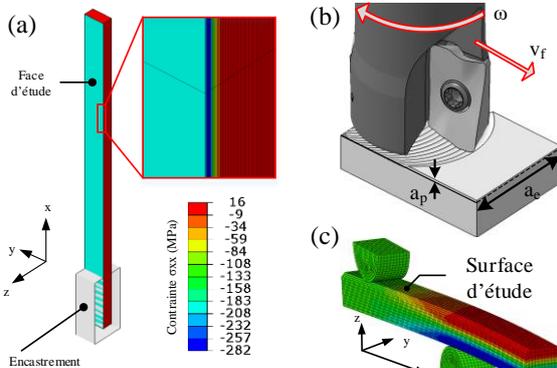
Etat métallurgique du Ti-6Al-4V affecté par l'usinage



Dissipation énergétique durant la génération du copeau



Cinématique du contournage dans le plan Ff



(a) Méthode de relaxation – (b) Configuration de surfacage  
(c) Flexion quatre points pour l'étude de la fatigue

## CHAPITRE 1

Etablir les éléments de base de la phénoménologie des matériaux métalliques soumis à des contraintes thermomécaniques au vu de décrire l'évolution de ses propriétés métallurgiques et mécaniques qui définissent « intégrité de surface ».

Identifier les propriétés et coefficients nécessaires à l'élaboration d'un modèle décrivant la loi de comportement de l'alliage Ti-6Al-4V.

Décorrélérer les effets de la nature de la sollicitation sur la génération de contraintes résiduelles.

## CHAPITRE 2

Dans le contexte de la coupe orthogonale, quantifier l'impact des paramètres opératoires de vitesse de coupe, d'épaisseur instantanée de copeau non coupé et caractéristiques de géométrie d'arête de coupe sur les termes sources aux interfaces outil/copeau/pièce.

### Zone de cisaillement primaire (ZONE I)

$F_s$  (N),  $v_s$  (mm/s),  $P_s$  (mW)

### Zone de frottement secondaire (ZONE II)

$F_{t\gamma}$  (N),  $v_{ch}$  (mm/s),  $P_\gamma$  (mW)

### Zone de frottement tertiaire (ZONE III)

$F_{t_c}$  (N),  $VB$  (mm),  $P_\alpha$  (mW)

## CHAPITRE 3

Dans le contexte du fraisage de finition, quantifier l'impact des paramètres opératoires cinématiques sur le chargement thermomécanique des termes résultants

### Flux thermique dans la pièce

$q_{I \rightarrow P} + q_{II \rightarrow P} + q_{III \rightarrow P}$  (mW/mm<sup>2</sup>)

### Flux thermique dans la l'outil

$q_{III \rightarrow O} + q_{II \rightarrow O}$  (mW/mm<sup>2</sup>)

### Flux thermique dans la le copeau

$q_{I \rightarrow C} + q_{II \rightarrow C}$  (mW/mm<sup>2</sup>)

### Contrainte normale dans la pièce

$\sigma_{I \rightarrow P}$ ;  $\sigma_{II \rightarrow P}$  (N/mm<sup>2</sup>)

### Contrainte tangentielle dans la pièce

$\tau_{I \rightarrow P}$ ;  $\tau_{II \rightarrow P}$  (N/mm<sup>2</sup>)

## CHAPITRE 4

Dans le contexte du contournage de finition, établir le lien entre paramètres opératoires et intégrité de surface, en prenant en compte l'usure de l'arête de coupe.

Dans le contexte du surfacage de finition, établir le lien entre conditions opératoires, intégrité de surface et durée de vie en fatigue avec étude de flexion quatre points.

Etablir une méthodologie de mesure de contraintes résiduelles par méthode de relaxation des contraintes.



# Etat de l'art

Dans les sections suivantes, un état de l'art est présenté de manière sommaire pour définir les notions d'intégrité de surface ainsi que les liens de causalité entre intégrité de surface et tenue en fatigue des surfaces. A noter que dans chaque chapitre, des éléments de bibliographie spécifiques seront également abordés.

## Définition de l'intégrité de surface

L'intégrité de surface peut être définie comme étant l'ensemble des propriétés topographiques, mécaniques, chimiques et métallurgiques d'une surface fabriquée en relation avec ses performances en service, comme schématisé par (Liang et al., 2019) en **Figure 3**. L'intégrité de surface est dépendante des chargements thermomécaniques subis par la surface. La sensibilité à l'altération de l'intégrité de surface dépend des propriétés physiques du matériau. Dans cette étude, l'alliage de titane Ti-6Al-4V sera étudié en priorité mais les éléments d'état de l'art décrits dans la section suivante porteront également sur d'autres alliages métalliques.

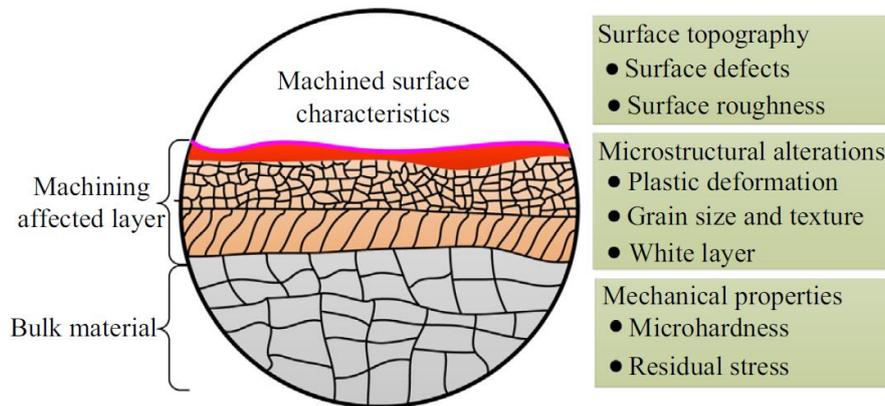
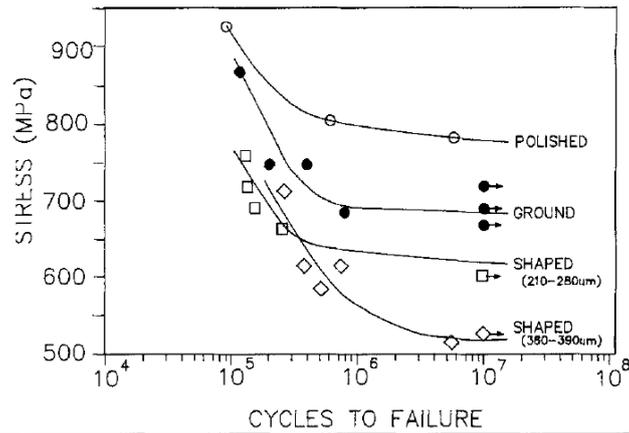


Figure 3. Schéma de la surface modifiée après usinage, soit l'intégrité de surface (Liang et al., 2019)

## Relations entre intégrité des surfaces et durée de vie en fatigue

D'après la littérature, il est reconnu que l'état de surface a une influence importante sur la performance en service des matériaux métalliques. Afin de mettre en évidence l'influence de la rugosité sur la durée de vie en fatigue, Taylor et Clancy (Taylor and Clancy, 1991) ont testé plusieurs procédés de mise en forme dont le polissage, le meulage, l'usinage en bout et le rainurage - sur des éprouvettes en acier EN19. Ces éprouvettes sont, après mise en forme, recuites à une température de 590° pendant 3 heures pour réduire les contraintes résiduelles introduites par le procédé. Les essais de fatigue à amplitude constante de fréquence 100 Hz en flexion 3 points montrent que plus la rugosité est élevée, plus l'abattement fatigue est important, comme l'illustre la **Figure 4**.



Surface	$R_a$ ( $\mu\text{m}$ )	$R_{\text{max}}$ ( $\mu\text{m}$ )	Fatigue limit (MPa)
Polished	0.1–0.3	3–5	775
Ground	0.5–1.4	7–14	690
Milled (fine)	1.0–2.2	11–15	775
Milled (coarse)	1.1–1.8	26–34	733
Shaped (fine)	27–33	210–280	620
Shaped (coarse)	35–44	360–390	520

Figure 4. Courbes de Wöhler pour l'éprouvette polie, l'éprouvette rectifiée à la meule et les éprouvettes rainurées. (Taylor and Clancy, 1991)

Dans cette étude, le critère  $R_{\text{max}}$  est défini comme la profondeur maximale des pics et vallées mesurés sur une longueur d'évaluation de 1.75 mm et moyennée toute les 25 longueurs.

Un travail similaire a été produit par (Bayoumi and Abdellatif, 1995) afin de quantifier l'effet des paramètres de l'état de surface tels que le  $R_a$ ,  $R_q$ ,  $R_p$ ,  $R_z$ , les paramètres spatiaux  $H_{\text{sc}}$  et  $S_{\text{m}}$  ainsi que les paramètres hybrides  $\Delta q$  et  $\lambda q$  sur l'initiation de fissure en surface libre des éprouvettes cylindriques en alliage d'aluminium. Les éprouvettes ont été polies avec différents papiers abrasifs pour faire varier la rugosité en surface,  $R_a = 1.8 \mu\text{m}$ ,  $R_a = 1.1 \mu\text{m}$ ,  $R_a = 0.95 \mu\text{m}$  et  $R_a = 0.45 \mu\text{m}$ . Les résultats sont présentés dans la **Figure 5**. Une fois de plus, le constat est que plus la rugosité est faible, plus la durée de vie en fatigue est élevée.

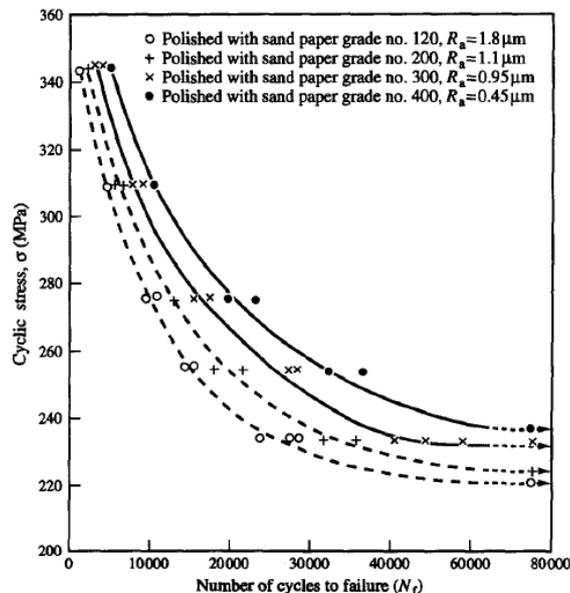


Figure 5. Comparaison de courbes de Wöhler pour des éprouvettes polies avec différentes rugosités de surface ( $R_a$ ) (Bayoumi and Abdellatif, 1995)

Tous les paramètres de la topographie de surface montrent une forte dépendance quant à la durée de vie en fatigue, qui décroît lorsque ces paramètres augmentent.

Novovic et al. (Novovic et al., 2004) présentent une étude bibliographique concernant l'effet de l'usinage et de l'état de surface sur la durée de vie en fatigue des surfaces, pour différents matériaux. L'influence des paramètres de rugosité est considérée. Malgré quelques désaccords dans la bibliographie, les auteurs rapportent que, dans la plupart des cas, des rugosités de surface faibles entraînent une meilleure durée de vie en fatigue. En effet, dans un intervalle de rugosité arithmétique ( $R_a$ ) compris entre  $2.5 \mu\text{m}$  et  $5 \mu\text{m}$ , il est montré que la durée de vie en fatigue est dépendante des contraintes résiduelles et de la microstructure de la pièce usinée, plutôt que de la rugosité.

Dans le domaine des grandes durées de vie, l'amorçage de la fissure constitue 90% de la durée de vie en fatigue de la pièce. En l'absence de contraintes résiduelles, la rugosité des surfaces usinées, présentant une rugosité arithmétique supérieure à  $0,1 \mu\text{m}$ , a une influence importante sur la tenue en fatigue. Dans le cas inverse (pour des surfaces usinées avec  $R_a < 0,1 \mu\text{m}$ ), la rugosité de la surface usinée semble avoir un effet moindre sur la tenue à la fatigue. Il est alors constaté que les fissures s'amorcent soit à cause des bandes de glissement persistantes, soit aux joints de grains. Enfin, si la microstructure présente des inclusions de taille supérieure à la rugosité de la surface, ce sont ces inclusions qui pilotent la tenue à la fatigue, plutôt que la rugosité.

Arola et Williams (Arola and Williams, 2002) expliquent que deux surfaces peuvent avoir les mêmes paramètres de rugosité, notamment les paramètres  $R_a$ ,  $R_t$  et  $R_z$ , comme le montre la **Figure 6(b)**, mais une durée de vie en fatigue différente. Ceci s'explique par le fait que la rugosité joue un rôle de concentrateur de contrainte sur la surface.

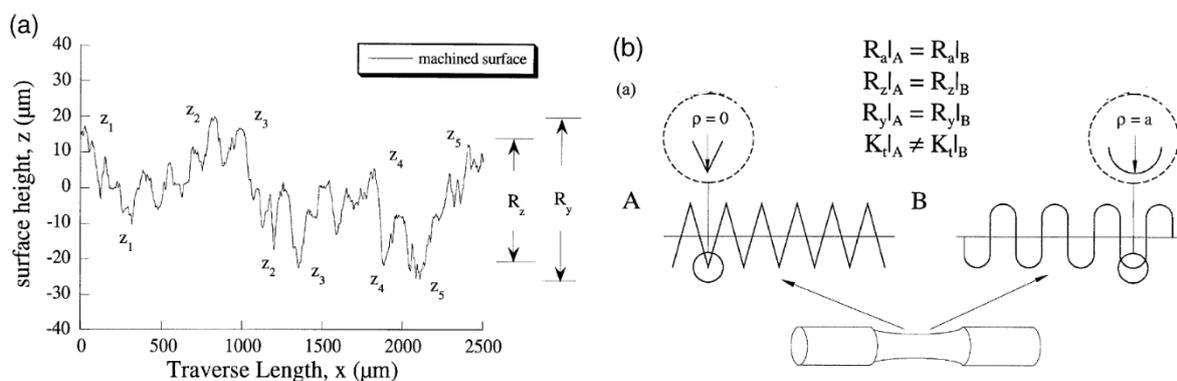


Figure 6. (a) Profil de surface quelconque (Arola and Williams, 2002) – (b) Surface de même rugosité (Arola and Williams, 2002)

Le paramètre  $R_t$  semble donc être un paramètre plus pertinent que la rugosité arithmétique  $R_a$  car il rend compte de la profondeur maximale des pics et des vallées. Les vallées sont des sites privilégiés pour l'amorçage de fissures. Le rayon des creux  $\rho$  est un paramètre caractéristique pour l'estimation des coefficients de concentration de contraintes.

(Javidi et al., 2008) se proposent d'étudier l'influence des paramètres de tournage sur l'acier 34CrNiMo6. Ils montrent que pour une avance constante égale à  $0.2 \text{ mm/rev}$ , la rugosité  $R_{\text{max}}$  augmente lorsque le rayon de bec  $r_e$  diminue (**Figure 7(a)**). Aussi, ils montrent que plus le rayon

de bec est petit et que l'avance est élevée, plus les contraintes résiduelles de compression en surface sont intenses. (**Figure 7(b)(c)**)

Les courbes de Wöhler pour des éprouvettes usinées avec une avance de 0.2 mm/rev sont tracées dans la **Figure 7(d)**. L'éprouvette ayant la plus grande rugosité mais également le plus de contrainte résiduelle de compression présente une durée de vie supérieure aux autres éprouvettes. La durée de vie semble être ici pilotée par les contraintes résiduelles plutôt que par l'état de surface.

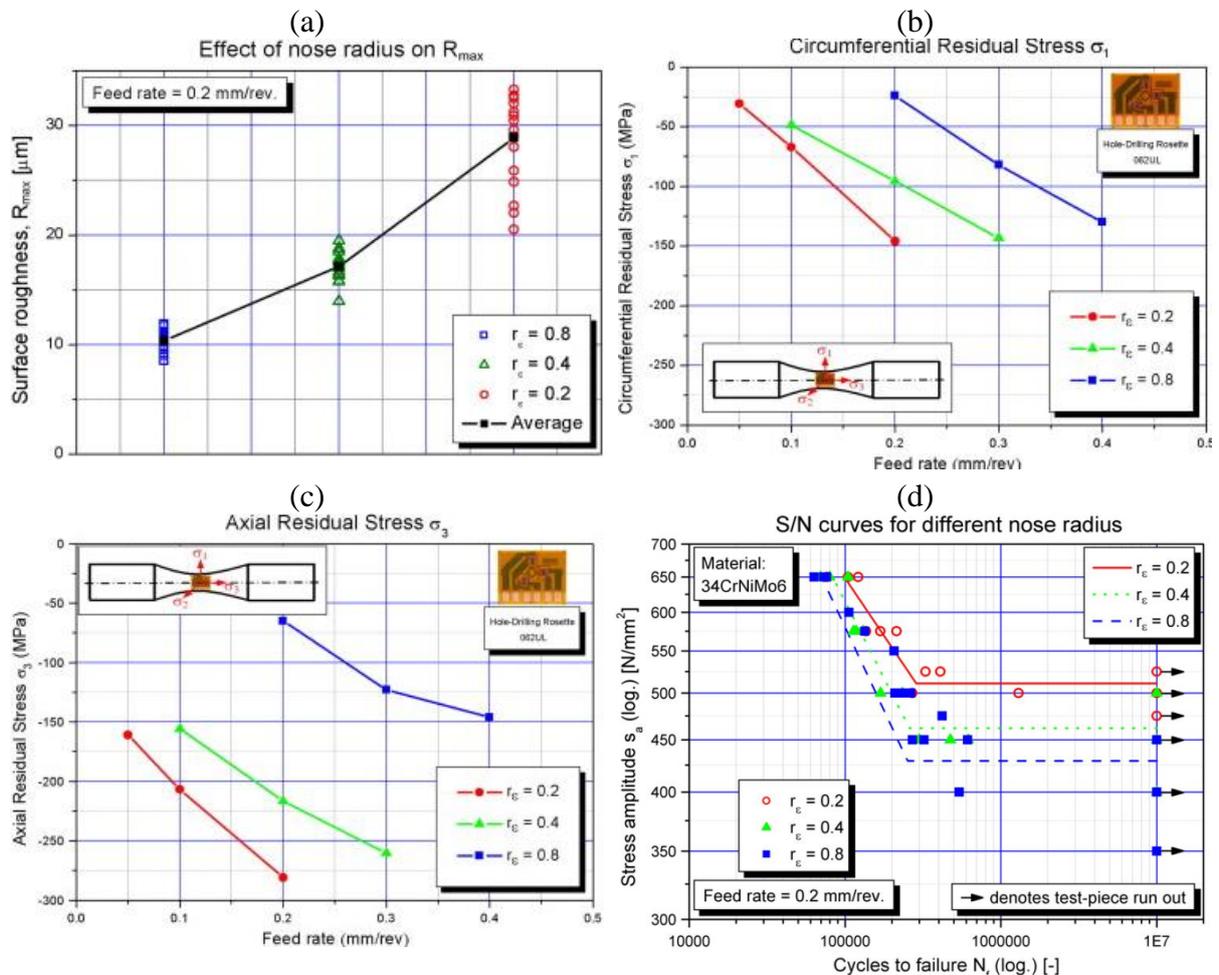


Figure 7. (a) Effet du rayon de bec sur la rugosité  $R_{max}$  – (b) Effet de l'avance et du rayon de bec sur les contraintes résiduelles circumférentielles en surface – (c) Effet de l'avance et du rayon de bec sur les contraintes résiduelles axiales en surface – (d) Courbe de Wöhler des éprouvettes tournées

Suraratchai et al. (Suraratchai et al., 2008) ont testé, via des essais de fatigue en flexion 4 points, des éprouvettes en alliage d'aluminium 7010 usinées par un étai-limeur suivant différentes conditions cinématiques, de manière à créer des éprouvettes avec des états de surface ciblés. La forme des éprouvettes, l'orientation de leurs stries d'usinage, ainsi que les valeurs associées de rugosité de surface et de contraintes résiduelles sont présentées en **Figure 8**.

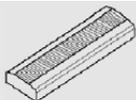
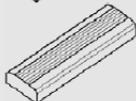
Specimen reference	Ra T-direction ( $\mu\text{m}$ )	Ra L-direction ( $\mu\text{m}$ )	Cutting speed (m/mn)	Residual stress T-direction (MPa)	Groove direction
UL11	0.5	n.a.	12	-137	
UL12	0.5	n.a.	50	-45	
UL21	7	n.a.	12	-54	
UL22	7	n.a.	50	-21	
UT11	0.25	0.5	12	-172	
UT21	0.35	7	12	-152	
UT22	0.3	7	50	-29	

Figure 8. Caractéristiques des éprouvettes pour les essais de flexion quatre points (Suraratchai et al., 2008)

Les courbes de Wöhler en flexion quatre points de sollicitation ( $R = 0.1$ ) illustrées en **Figure 9** montrent que la présence de stries alignées parallèlement à la direction de sollicitation affecte peu la limite d'endurance, et cela même pour des niveaux de rugosité élevés ( $Ra = 7 \mu\text{m}$ ). Dans le cas de stries orientées perpendiculairement à la sollicitation la présence d'un état de surface dégradé ( $Ra = 7 \mu\text{m}$ ) génère une chute de limite d'endurance en fatigue d'environ 20% et en fait le cas le plus défavorable. Les contraintes en surface sont équivalentes pour ces deux conditions et permettent ici de ne considérer que l'effet de l'état de surface.

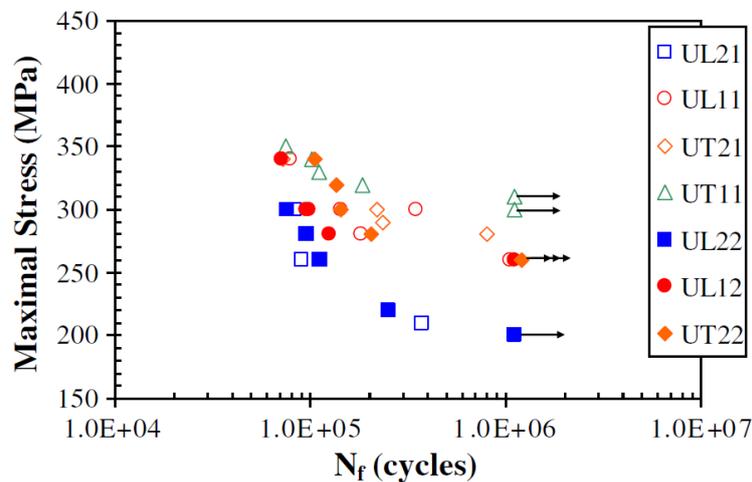


Figure 9. Courbes de Wöhler (contrainte / nombre de cycles) pour plusieurs conditions d'usinage (Suraratchai et al., 2008)

(Yao et al., 2014) ont étudié le lien entre paramètres de coupe en fraisage de l'alliage de titane Ti-10-2-3 et l'intégrité de surface (état de surface et contraintes résiduelles), ainsi que la durée de vie en fatigue, par des essais de traction-traction ( $R = 0.1$ ). Ils montrent que la durée de vie en fatigue augmente lorsque les contraintes résiduelles de compression augmentent et que la rugosité diminue, comme reporté sur la **Figure 10(a)**. Cependant, aucune donnée quantitative quant à la compétition entre l'état de surface et les contraintes résiduelles sur la durée de vie en fatigue ne peut être établie dans cette étude (**Figure 10(b)**).

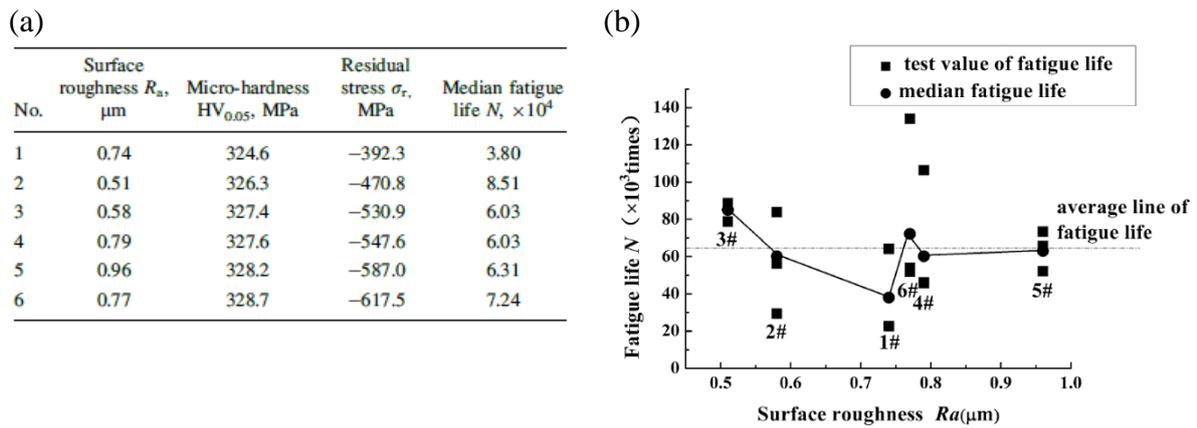


Figure 10. (a) Résultats du rugosité arithmétique, contraintes résiduelles et valeur médiane de fatigue (Yao et al., 2014) – (b) Influence de la rugosité sur l’abattement en fatigue du Ti-10-2-3 (Yao et al., 2014)

Moussaoui et al. (Moussaoui et al., 2015) étudient l’influence de l’intégrité de surface du Ti-6Al-4V sur la durée de vie en fatigue lors d’essais de flexion quatre point ( $R = 0.1$ ,  $f = 7$  Hz) sur des éprouvettes dont la géométrie est décrite en **Figure 11(a)**. Ils observent que, pour cet alliage de titane, les paramètres de rugosité ( $R_a$ ,  $R_t$ ,  $R_z$ ) ne sont pas significatifs sur la durée de vie en fatigue pour des valeurs comprises entre  $0.25 \mu\text{m}$  et  $0.6 \mu\text{m}$ , comme indiqué dans les **Figure 11(a)(b)**.

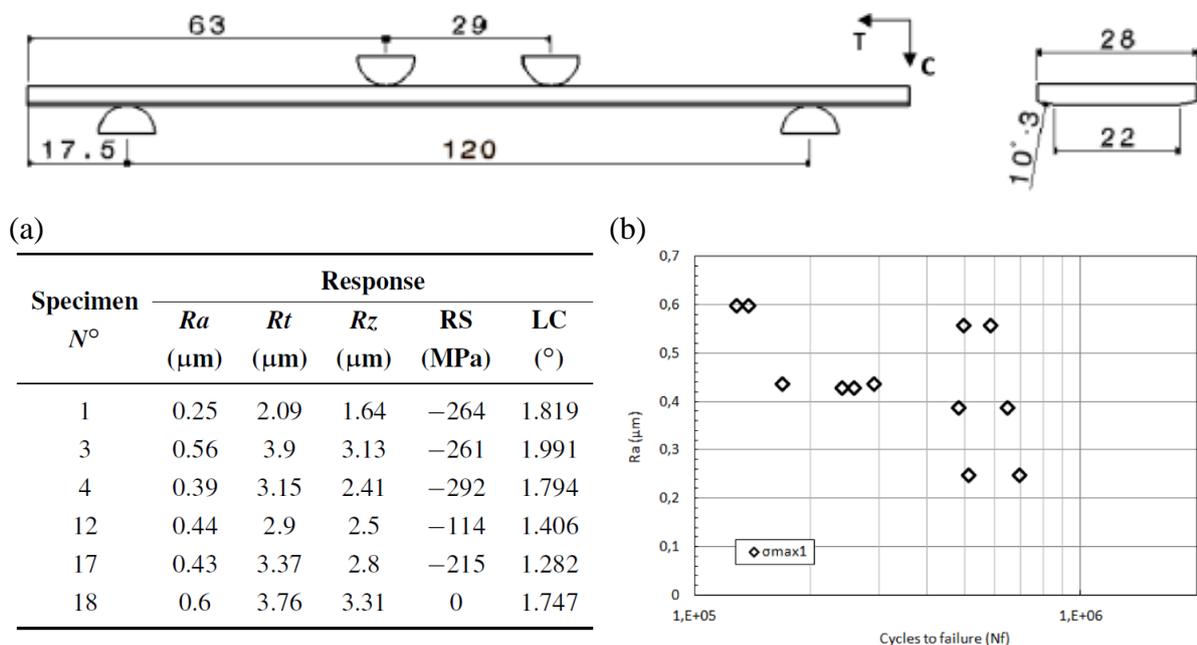


Figure 11. (a) Résultats des caractéristiques de rugosité, contrainte résiduelle en surface et largeur de pic – (b) Effet de la rugosité sur la durée de vie en fatigue (Moussaoui et al., 2015)

Ils expliquent alors que la durée de vie en fatigue est significativement modifiée par l’état de contraintes résiduelles plutôt que par l’état de surface.

Concernant les alliages ferreux, dans leurs travaux destinés à corréliser l’effet de la microstructure ainsi que de l’état de surface sur la durée de vie en fatigue d’acier 100CrMo4 et 50CrMo4, Lai et al. (Lai et al., 2016) effectuent des essais de flexion rotative sur plusieurs éprouvettes rectifiées et polies, avec différentes valeurs de rugosité. Ils observent (**Figure 12**) que les éprouvettes avec une forte valeur de rugosité arithmétique ont tendance à casser suite à

une initiation de fissure en surface libre, tandis que les éprouvettes polies de faible rugosité arithmétique, présentent une meilleure durée de vie et finissent par rompre suite à une initiation de fissure en sous surface à partir d'inclusions.

	Polished	Rough1	Rough2	Rough3	Rough4
$R_a$ [ $\mu\text{m}$ ]	0.07	0.32	0.85	1.16	2.1

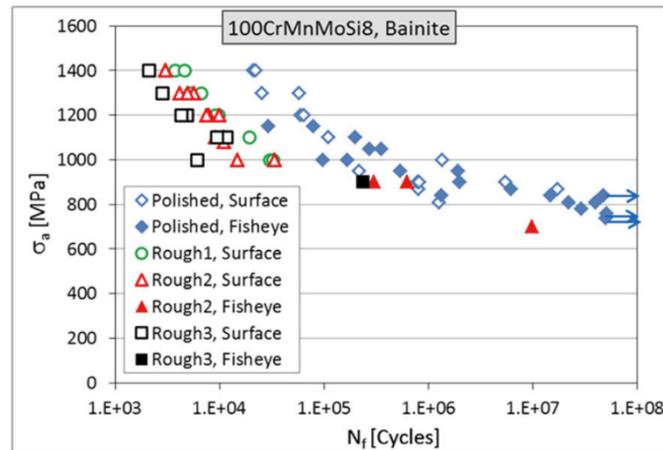


Figure 12. Courbes de Wöhler (contrainte / nombre de cycles) pour les différents niveaux de rugosité ainsi que le mode de rupture (Lai et al., 2016)

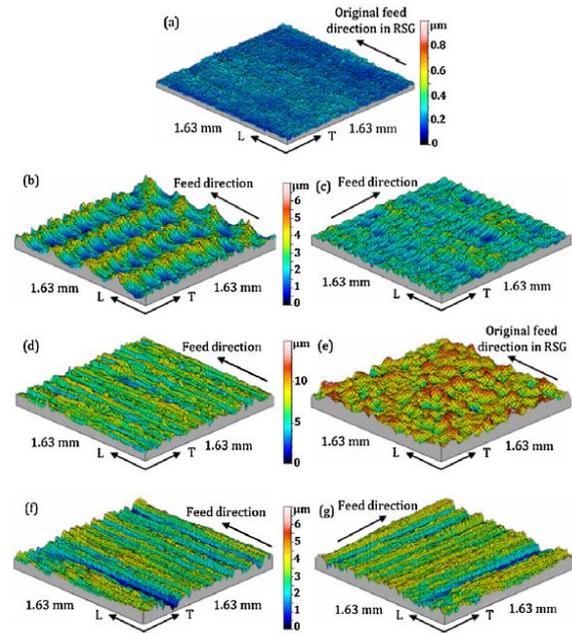
Novovic et al. (Novovic et al., 2016) ont étudié les changements en surface et sous surface d'un alliage de titane, le Ti-25V-15Cr-2Al-0.2C, induits par le fraisage, la rectification et le polissage, ainsi que leurs rôles en terme d'abattement en fatigue. Afin d'étudier l'influence de la topographie de surface sur la durée de vie en fatigue, sans coupler les aspects dureté et contraintes résiduelles, un lot d'éprouvette a subi un recuit « ANN » ( $800^\circ\text{C}/2$  h, suivi de  $600^\circ\text{C}/2$  h), comme le montre la **Figure 13(a)**. Les éprouvettes sont mesurées à l'aide d'un scan 3D pour quantifier la topographie de surface, illustrée **Figure 13(b)**. Les paramètres spatiaux de la topographie de surface sont résumés en **Figure 13(c)**. D'après les auteurs, il existe donc une relation complexe entre intégrité de surface (aspects métallurgiques, mécaniques et topographiques) et la durée de vie en fatigue. Ils observent qu'en général, plus la rugosité est faible, plus la durée de vie en fatigue est élevée pour les éprouvettes traitées thermiquement (**Figure 13(d)**).Egalement, plus les contraintes de compression sont élevées, plus la durée de vie en fatigue est importante pour les éprouvettes non traitées. Cependant, l'auteur souligne le manque de corrélation robuste pour corroborer ces résultats, mais que l'aspect métallurgique à un rôle majeur pour la durée de vie en fatigue.

(a)

Process	ASM	ANN
High speed milling: longitudinal feed (parallel to the applied cyclic load)	HSM-Lf	HSM-Lf + A
High speed milling: transverse feed (perpendicular to the applied cyclic load)	HSM-Tf	HSM-Tf + A
Creep feed grinding: longitudinal feed (parallel to the applied cyclic load)	CFG-Lf	CFG-Lf + A
Creep feed grinding: transverse feed (perpendicular to the applied cyclic load)	CFG-Tf	CFG-Tf + A
Reciprocating surface grinding: longitudinal feed (parallel to the applied cyclic load)	RSG-Lf	RSG-Lf + A
Reciprocating surface grinding followed by shot peening	RSG + SP	RSG + SP + A
Polishing (pre-machined using reciprocating surface grinding)	POL	POL + A

ASM, as-machined condition; ANN, annealed condition; A, annealing.

(b)



Typical 3D topographic maps for: (a) POL; (b) HSM-Lf; (c) HSM-Tf; (d) RSG-Lf; (e) RSG + SP; (f) CFG-Lf and (g) CFG-Tf fatigue specimens.

(c)

Parameter	POL	HSM-Lf	HSM-Tf	RSG-Lf	RSG + SP	CFG-Lf	CFG-Tf
$Sa$ ( $\mu\text{m}$ )	0.05	0.71	0.42	0.72	1.24	0.55	0.53
$Sq$ ( $\mu\text{m}$ )	0.07	0.86	0.52	0.97	1.56	0.69	0.68
$Sp$ ( $\mu\text{m}$ )	0.29	2.62	1.94	3.59	5.50	2.52	2.24
$Sv$ ( $\mu\text{m}$ )	0.59	3.07	2.41	5.58	5.26	2.41	2.65
$St$ ( $\mu\text{m}$ )	0.88	5.69	4.35	9.18	10.76	4.93	4.89
$Sz$ ( $\mu\text{m}$ )	0.66	4.69	3.61	7.35	9.39	4.26	4.21
$Ssk$	-1.23	0.08	-0.06	-0.81	0.04	0.09	-0.07
$Sku$	7.82	2.41	3.29	5.44	3.09	3.42	3.01
$Sdv$ ( $\text{vls}/\text{mm}^2$ )	737.8	356.9	558.5	513.2	200.5	526.7	703.5
$Str$	0.39	0.44	0.31	0.07	0.72	0.06	0.07
$Sal$ ( $\mu\text{m}$ )	16	73	35	22	47	21	25
$Std$ ( $^\circ$ )	23.8	70.2	10.6	83	44.5	83.8	7.2
$Sdq$ ( $\mu\text{m}/\mu\text{m}$ )	0.0092	0.0583	0.0513	0.0892	0.0838	0.0667	0.0681
$Svc$ ( $1/\text{mm}^{-1}$ )	0.6	5.8	7.4	18	7.7	5.6	5.9
$Sdr$ (%)	0.004	0.17	0.13	0.39	0.35	0.22	0.24

(d)

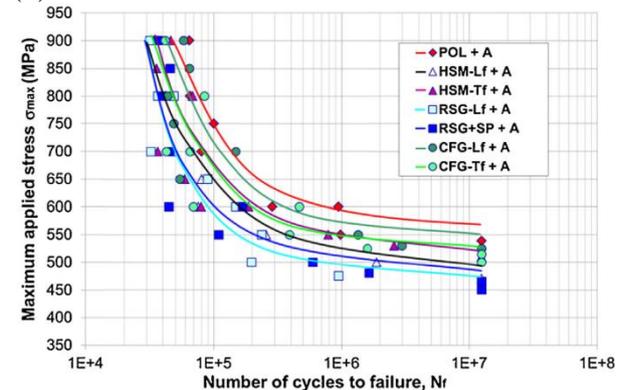


Figure 13. (a) Process pour la fabrication des éprouvettes de fatigue - (b) Illustration des scan 3D – (c) Paramètres spatiaux mesurés de la topographie de surface – (d) Courbes d'endurance pour les éprouvettes traitées thermiquement

Enfin, (Umbrello and Rotella, 2018) ont testé l'effet des paramètres d'usinage et d'assistances d'usinage, notamment la lubrification conventionnelle, haute pression et l'assistance cryogénique, sur l'intégrité de surface puis sur le comportement en fatigue de l'alliage Ti-6Al-4V. La rugosité et la taille de grain ont été quantifiées avec un rugosimètre de contact et par des observations au microscope optique respectivement. Les données sont rassemblées dans les **Figure 14(a)(b)**. Pour tester l'influence de ces deux caractéristiques d'intégrité de surface, des essais de fatigue uniaxiaux avec un rapport de charge  $R = 0.1$  et une fréquence de sollicitation  $f = 20$  Hz, selon la norme ASTM E466, ont été mis en œuvre.

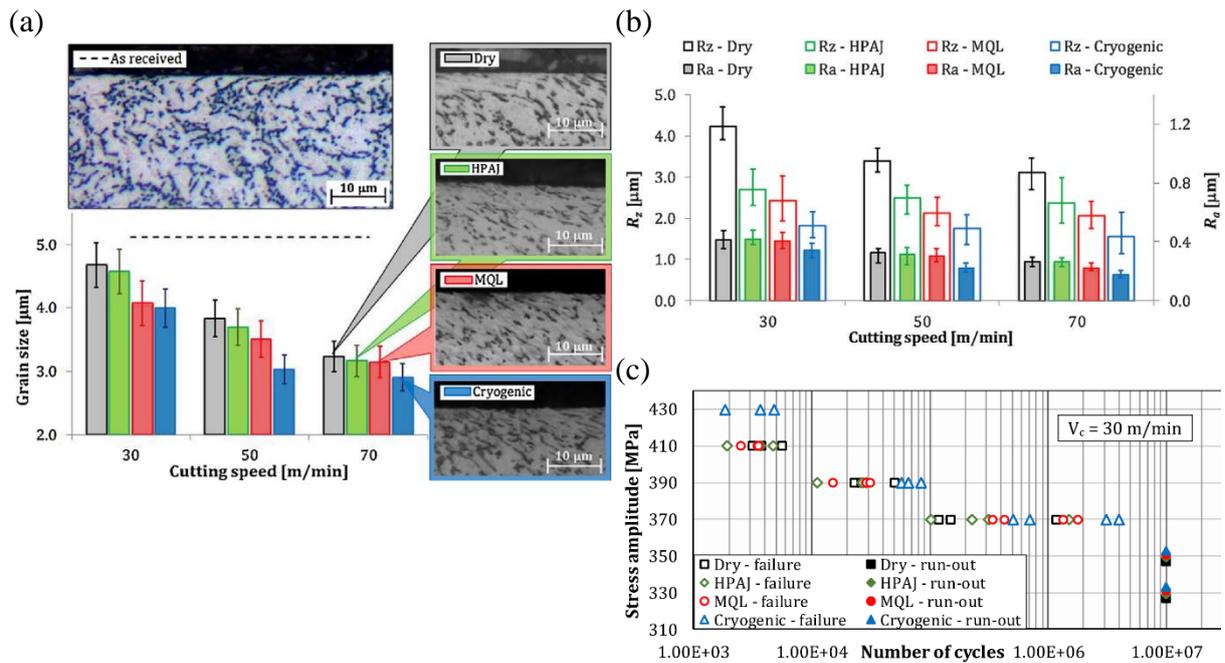


Figure 14. (a) . Variation de la taille de grains en fonction de l'assistance d'usinage et de la vitesse de coupe (b) Evolution de la rugosité en fonction de l'assistance d'usinage et de la vitesse de coupe – (c) Courbe SN pour  $v_c = 30$  m/min

Les résultats des essais, présentés sur la **Figure 14(c)**, montrent que les éprouvettes présentant la plus faible rugosité, ainsi qu'une taille de grain faible, ont la plus grande durée de vie en fatigue. Il est donc, depuis ces travaux, difficile de statuer sur le rôle de chacune de ces caractéristiques d'intégrité de surface sur l'abattement fatigue.

## Conclusion intermédiaire

L'étude bibliographique des effets des anomalies géométriques et de la durée de vie en fatigue a permis de montrer que l'état de surface est considéré comme un critère pertinent, dès l'instant où les contraintes résiduelles sont faibles. Dans la littérature, la tendance montre clairement que pour minimiser l'abatement en fatigue des structures, une faible rugosité est nécessaire. Aussi, le paramètre de rugosité arithmétique, Ra, n'est pas suffisant pour établir une corrélation robuste entre état de surface et durée de vie en fatigue. Enfin, l'état de la microstructure semble jouer un rôle pour les alliages métalliques vis-à-vis de leur tenue mécanique en fatigue. Les données bibliographiques détaillées précédemment sont regroupées dans le **Tableau 1**.

Matériaux	Alliage	Références	Méthode de test fatigue	Remarques
Multiples	Multiples	(Novovic et al., 2004)	Multiples	Si $2.5 \mu\text{m} < \text{Ra} < 5 \mu\text{m}$ , la durée de vie en fatigue dépend des contraintes résiduelles
Acier	EN19	(Taylor and Clancy, 1991)	Flexion 3 points	↑ (Ra, Rz) ↓ Fatigue
	AISI 4130 CR	(Arola and Williams, 2002)	Flexion rotative	↑ (Ra, Rz) ↓ Fatigue
	34CrNiMo6	(Javidi et al., 2008)	Flexion rotative	↑ (Ra, Rz) ↓ Fatigue Sensible aux contraintes résiduelles
	100CrMo4 et 50CrMo4	(Lai et al., 2016)	Flexion rotative	↑ (Ra, Rz) ↓ Fatigue ↑ (Ra, Rz) = initiation en surface ↓ (Ra, Rz) = initiation en sous surface
Alliages d'aluminium	-	(Bayoumi and Abdellatif, 1995)	Flexion rotative	↑ (Ra, Rz) ↓ Fatigue
	Al7010	(Suraratchai et al., 2008)	Flexion 4 points	↑ (Ra, Rz) ↓ Fatigue
Alliages de titane	Ti-10-2-3	(Yao et al., 2014)	Traction-traction	↑ (Ra, Rz) ↓ Fatigue Sensible aux contraintes résiduelles
	Ti-6Al-4V	(Moussaoui et al., 2015)	Flexion 4 points	Pas de sensibilité à la rugosité, mais sensible aux contraintes résiduelles.
	Ti-25V-15Cr-2Al-0.2C	(Novovic et al. 2016)	Non connue	↑ (Ra, Rz) ↓ Fatigue Doit prendre en compte la microstructure
	Ti-6Al-4V	(Umbrello and Rotella, 2018)	Traction-Traction	Ne peut pas conclure (rôle de la microstructure + état de surface)

## Relations entre les paramètres du procédé et l'intégrité des surfaces usinées

Durant le procédé d'usinage, le matériau usiné est exposé à des charges thermiques, mécaniques et chimiques qui peuvent conduire à des mécanismes de transformations métallurgiques. Ces transformations métallurgiques peuvent modifier fortement les propriétés mécaniques de la pièce usinée. Il est donc essentiel de les prendre en compte.

Une des transformations métallurgiques les plus sévères est le phénomène de couche blanche. Il est étudié par plusieurs auteurs, afin de comprendre sa formation, mais également ses propriétés physiques et sa criticité vis-à-vis de la durée de vie en fatigue du matériau usiné.

(Griffiths, 1987) expose trois mécanismes de formation de la couche blanche :

- Transformation de phase ;
- Déformation plastique sévère accompagnée de recristallisation dynamique ;
- Réaction chimique de surface.

(Brown et al., 2019) ont réalisé des usinages de l'alliage Ti-6Al-4V, en condition de surfacage à l'aide d'outil à plaquette en carbure, dont la configuration est présentée en **Figure 15(a)**, préalablement rectifiées afin de reproduire une usure en dépouille artificielle VB = 0.85 mm, comme présenté en **Figure 15(b)**. Ils observent ensuite l'intégrité de la surface usinée par des mesures de diffraction des rayons X, des essais de nano-indentation ainsi que des analyses de diffraction des électrons rétrodiffusés. Une analyse optique et une analyse au microscope à balayage électronique sont présentées dans les **Figure 15(c)&(d)** respectivement.

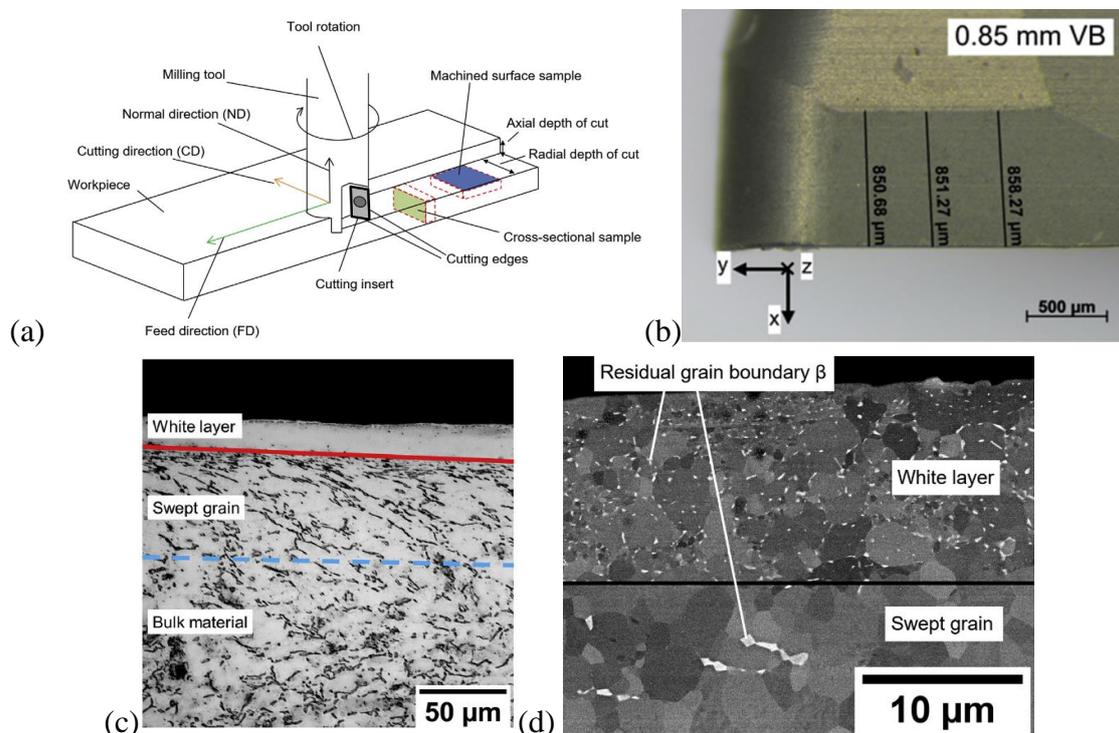


Figure 15. (a) Configuration de l'usinage en surfacage d'éprouvettes d'un alliage de Ti-6Al-4V – (b) Usure artificielle en dépouille sur la plaquette – (c) Coupe transverse, avec couche blanche, couche déformée et matériau non affecté, observée au microscope optique – (d) Analyse MEB de la couche blanche et de la couche déformée (Brown et al., 2019)

(Brown et al., 2019) concluent alors que la couche blanche, dans ces conditions, est engendrée par les efforts de compression importants dus à l'usure des plaquettes. D'un point de vue structural, la couche blanche est composée de grains fins équiaxes avec un diamètre moyen de 200 nm, mais sans transformation de phase ni de changement des proportions entre la phase  $\alpha$  et la phase  $\beta$ . D'un point de vue mécanique, la couche blanche possède un module d'Young inférieur et une dureté supérieure de 15% par rapport au matériau de base. Les auteurs proposent que le mécanisme de formation de la couche blanche est une recristallisation dynamique continue, pilotée par une déformation plastique sévère du matériau soumis à des vitesses de déformations élevées. Enfin, sa détection peut être faite par observation optique ou directement par mesure de diffraction des rayons X. Plusieurs auteurs étudient également la couche blanche, pour d'autres procédés d'enlèvement de matière et d'autres matériaux. Ces données sont récapitulées dans le **Tableau 2**.

Tableau 2. Travaux relatifs à la couche blanche		
Matériaux	Procédés	Auteurs
Aciers	Tournage	(Poulachon et al., 2005)
Inconel	Perçage	(Herbert et al., 2011)
Ti-6Al-4V	Tournage	(Edkins et al., 2014)
Ti-6Al-4V	Fraisage HSM	(Xu et al., 2019)
Ti-6Al-4V	Fraisage	(Brown et al., 2019)

Un autre aspect de l'intégrité de surface est la déformation plastique en zone tertiaire causée par les charges thermomécaniques issues des paramètres opératoires, notamment de l'usure en dépouille de l'arête de coupe. En effet, l'usure modifie la surface de contact entre la pièce et l'outil, comme illustré en **Figure 16(a)(b)**, provoquant une modification du chargement thermomécanique en terme de forme et d'intensité (Liang et al., 2018) comme schématisé en **Figure 16(c)**. La déformation plastique augmente alors avec l'augmentation de l'usure en dépouille, comme montré dans les **Figure 17(a)(b)(c)&(d)** pour un alliage Ti-6Al-4V. Signalons de plus que (Ulutan and Ozel, 2011) ont montré que l'augmentation de l'usure conduisait à l'augmentation de la déformation plastique ainsi qu'à la formation de la couche blanche. (Che-Haron and Jawaid, 2005), (Che-Haron, 2001).

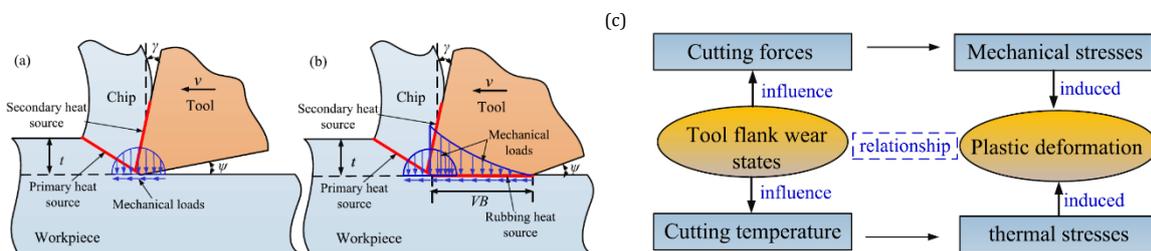


Figure 16. (a) Répartition des pressions en bout d'outil pour une arête de coupe neuve – (b) Répartition des pressions en bout d'outil et en zone de dépouille pour une arête de coupe usée – (c) Relation entre usure de l'outil et la déformation plastique (Liang et al., 2018)

La déformation plastique augmente alors avec l'augmentation de l'usure en dépouille, comme montré dans les **Figure 17(a)(b)(c)&(d)**.

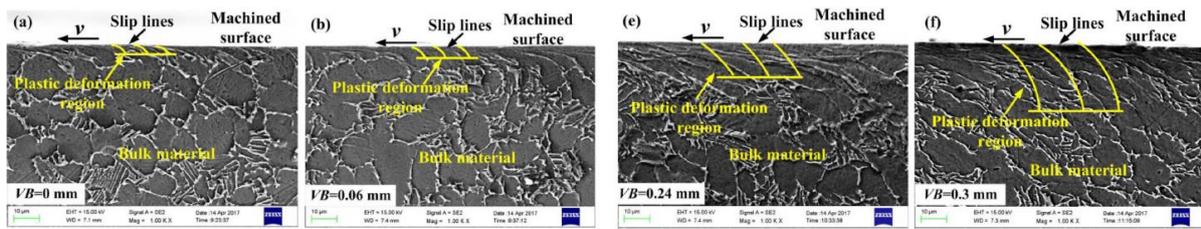


Figure 17. Déformation plastique en surface d'un alliage Ti-6Al-4V (a) VB = 0 mm – (b) VB = 0.06 mm – (c) VB = 0.24 mm – (d) VB = 0.30 mm (Liang et al., 2018)

Notons également que dans le cas de l'usinage des alliages de titane Ti-6Al-4V et Ti-834, pour des paramètres opératoires  $v_c = 200$  m/min,  $f_z = 0.05$  mm/rev et  $a_p = 1$  mm, la déformation plastique peut atteindre 30 et 50  $\mu\text{m}$  respectivement sous la surface usinée (Thomas et al., 2010).

### Conclusion générale du chapitre d'introduction

Cette étude bibliographique a permis de mettre en évidence différentes corrélations entre intégrité de surface et durée de vie en fatigue d'une part, puis des corrélations entre les paramètres procédés et l'intégrité de surface d'autre part.

Les résultats montrent que les trois paramètres de l'intégrité des surfaces qui jouent un rôle majeur dans l'abattement en fatigue des surfaces sont :

- Les contraintes résiduelles
- Les paramètres de rugosité
- Les éventuelles transformations métallurgiques

Néanmoins, dans ces travaux, il n'existe pas de hiérarchisation de la contribution de ces paramètres d'intégrité de surface sur l'abattement en fatigue. En effet, en fonction des propriétés mécaniques des différents alliages métalliques, ainsi que de leurs propriétés métallurgiques, il est raisonnable de penser que chaque alliage aura ses propres contributeurs majeurs.

Pour l'alliage de titane Ti-6Al-4V, le contributeur majeur de la durée de vie en fatigue semble être les contraintes résiduelles, d'après l'analyse des données bibliographiques mentionnées plus haut. Pour cet alliage, il est démontré que, de par sa grande stabilité chimique, sa faible diffusivité thermique et sa faible capacité d'érouissage, les transformations métallurgiques ne sont rencontrées que dans des cas extrême d'usinage.

Il est à noter que beaucoup de travaux scientifiques s'emploient à corrélérer directement les paramètres du procédé d'usinage avec les caractéristiques de l'intégrité de surface, ou bien directement avec les performances en service du matériau usiné. Or, au vu de la complexité des phénomènes physiques mis en jeu lors de la coupe, un formalisme énergétique semble être plus adéquat pour la description des mécanismes de transformation du Ti-6Al-4V face à des sollicitations thermomécaniques lors des opérations de fraisage finition.

Afin de pouvoir mettre en œuvre un formalisme physique des mécanismes des changements de l'intégrité des surfaces, il est donc nécessaire de commencer, dans ce manuscrit, par l'étude du comportement du matériau soumis à des chargements mécaniques et thermiques. Ce sera l'objet du **Chapitre 1**.

Les chargements thermomécaniques caractéristiques de l'usinage sont particuliers, car les vitesses de déformations, les déformations et les températures mises en jeu dans le phénomène de coupe sont particulièrement élevées par rapport à d'autres procédés de mise en forme. Il est donc nécessaire d'établir des modèles analytiques et numériques afin de calculer les termes sources des différentes zones de cisaillement. Cette étude des termes sources et des partitions énergétiques est abordée dans les **Chapitres 2 & 3**.

Pour le **Chapitre 3**, l'étude dans le contexte du fraisage en contournage de finition est abordée. Les températures sur la surface sont calculées à partir des mesures d'efforts de coupe. Les notions d'intégrité de surface telles que les contraintes résiduelles et l'état de surface sont expliquées.

Enfin, dans le **Chapitre 4**, l'ensemble des outils et méthodologies développés dans les chapitres précédents sont mis à contribution, pour expliquer de manière descriptive l'évolution des contraintes résiduelles en fonction des paramètres opératoires et du cas de chargement thermomécanique. La configuration de surfaçage est également abordée, avec également des essais de fatigue oligocyclique d'éprouvettes surfacées avec différentes conditions de coupe. Enfin, une méthodologie de mesure de contraintes résiduelles par méthode de relaxation est présentée et utilisée pour établir l'influence des paramètres cinématiques sur la génération de contraintes résiduelles.

# CHAPITRE 1

## 1 Mécanismes physiques de déformation des matériaux métalliques pour la modélisation des procédés de mise en forme par enlèvement de matière

### Introduction

Le premier chapitre vise à établir les éléments de base de la phénoménologie des matériaux métalliques soumis à des contraintes thermomécaniques au vu de décrire l'évolution de leurs propriétés métallurgiques et mécaniques qui définissent « intégrité de surface ». La première partie explique donc les phénomènes de déformation élastique, plastique, d'endommagement et de rupture des matériaux métalliques. Le procédé d'usinage étant un procédé de mise en forme par cisaillement et rupture du copeau. La deuxième partie aborde les aspects d'identification des propriétés et coefficients nécessaires à l'élaboration d'un modèle décrivant la loi de comportement de l'alliage Ti-6Al-4V. Enfin, la troisième partie décrit un modèle numériques d'un alliage de Ti-6Al-4V soumis, dans un premier cas, à une sollicitation purement thermique, et dans le deuxième cas à une sollicitation purement mécanique, dans le but de décorréler les effets de la nature de la sollicitation sur la génération de contraintes résiduelles.

### 1.1 Phénoménologie du comportement élasto-plastique-endommageable des métaux sous contraintes

Afin de simuler les procédés de mise en forme, il est indispensable de comprendre la phénoménologie de la transformation des métaux sous contraintes thermomécaniques en prenant en compte l'organigramme présenté en **Figure 18**.

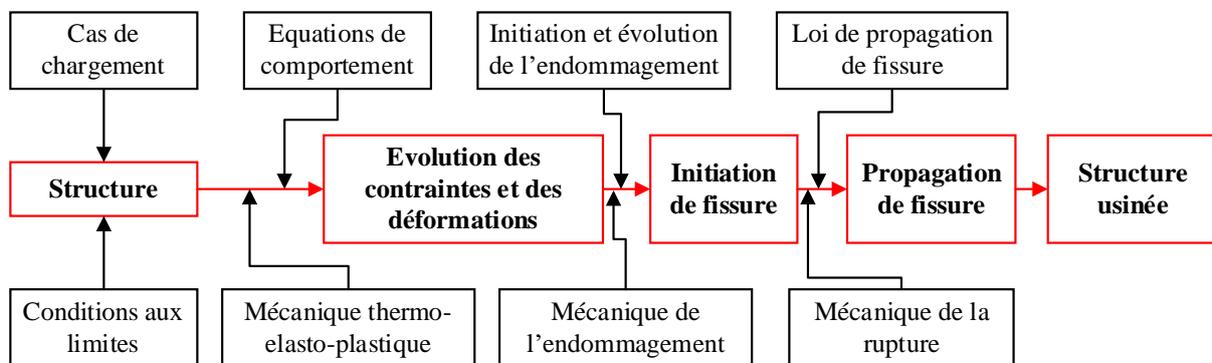


Figure 18. Organigramme pour les procédés d'enlèvement de matière par cisaillement de copeau

Le procédé d'usinage étant un procédé d'enlèvement de matière soustractif par cisaillement (déformation plastique) et rupture du copeau (phénomène d'endommagement et de propagation de fissure), il est nécessaire d'établir :

- Le cas de chargement imposé par l'outil coupant à la structure usinée. Le cas de chargement est mobile, se déplaçant à la vitesse de l'outil coupant, et pouvant être scindé en deux parties, comme il sera étudié dans la **section 1.3** avec la modélisation du comportement d'un alliage Ti-6Al-4V soumis à un chargement thermomécanique équivalent à celui de l'usinage :
  - De type pression ( $N/mm^2$ ) pour le chargement mécanique ;
  - De type flux thermique ( $mW/mm^2$ ) pour le chargement thermique ;
- Les conditions aux limites sur la structure qui sont :

- De type « déplacement imposé » (mm) sur la structure pour la partie mécanique, modélisant le bridage de la pièce ;
- De type « flux thermique sortant » (mW/mm<sup>2</sup>) de la structure, pour modéliser l'interaction des transferts thermiques venues du milieu extérieur (interactions avec l'air, les fluides de coupe, les fluides réfrigérants, etc.)
- Les équations de comportement dans le cadre de la mécanique thermo-élasto-plastique, qui sont :
  - Les équations de la thermoélasticité (Cf. **Eq. 18 & Eq. 19** de la **section 1.3**)
  - L' équation de thermo-visco-plasticité (Cf. **Eq. 7** de la **section 1.2.2**)
- Les équations traduisant l'initiation et l'évolution de l'endommagement pour la séparation de la matière en copeau dans le cadre de la mécanique de l'endommagement, qui sont :
  - L'initiation de l'endommagement (Cf. **section 1.2.3**)
  - L'évolution de l'endommagement (Cf. **section 1.2.3**)
- La mécanique de la rupture du matériau, dont seule la théorie élastique sera brièvement abordée dans ces travaux et discutée en section 2.4

Afin d'illustrer la réponse en contrainte-déformation d'un matériau ductile élastoplastique endommageable, il est possible de considérer un solide polycristallin soumis à un chargement purement mécanique. Le matériau passe par cinq stades de transformation dont il faut lui associer une description physique. **La Figure 19** illustre le comportement contrainte-déformation d'un matériau métallique ductile endommageable. Le **Tableau 3** définit les variables observables (directement mesurable par observation), les variables internes (non directement mesurables, mais interprétées au travers de mesures expérimentales des variables observables) et enfin les variables associées.

Tableau 3. Variables d'états thermodynamiques (Lemaitre et al., 2009)		
Variable d'état		Variables associées
Observables	Internes	
Déformation $\underline{\underline{\varepsilon}}$		
Température T		Entropie s
	Transfert thermique $\frac{q}{T}$	$\underline{\underline{g}}$
	Plasticité $\underline{\underline{\varepsilon}}^{pl}$	$-\underline{\underline{\sigma}}$
	Ecrouissage cinématique $\underline{\underline{\alpha}}$	$\underline{\underline{X}}$
	Ecrouissage isotrope r	R
	Endommagement $\underline{\underline{D}}$	Y

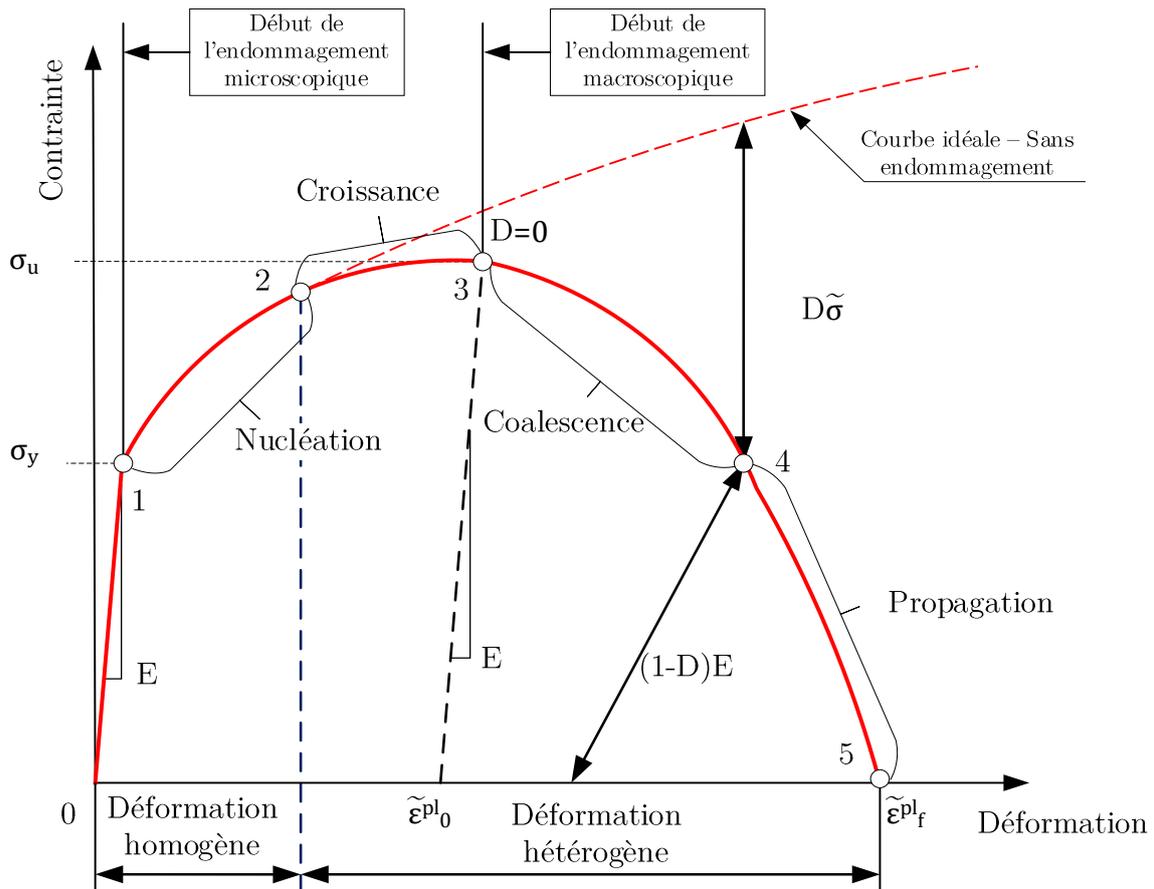


Figure 19. Courbe contrainte déformation pour un matériau ductile endommageable

- Phase élastique (0→1) : Les déformations élastiques sont le résultat des mouvements relatifs réversibles des atomes. Elles sont quasiment indépendantes des déformations permanentes sauf en ce qui concerne les micro-contraintes résiduelles créées par les glissements cristallins irréversibles et qui font que la déformation élastique macroscopique n'est pas exactement la somme des micro-déformations élastiques.
- Phase de déformation plastique sans endommagement macroscopique (1→3) : Les premiers glissements apparaissent dans les cristaux qui possèdent des plans de glissement cristallographiques orientés à  $\alpha = 45^\circ$  par rapport à la direction de sollicitation  $\sigma$ , là où la contrainte tangentielle locale  $\sigma_{12}$  est maximale d'après le critère de Schmid, tel que le montre la **Figure 20**. Les réorientations des cristaux, nécessaires pour assurer la compatibilité des déformations, mettent en action d'autres systèmes de glissements et la déformation devient macroscopiquement homogène. Elle est stable, chaque état est un état d'équilibre élastoplastique.
- Écrouissage ou consolidation (1→3) : Les dislocations interagissent entre elles (**Figure 21**) à courte distance (existence de points de blocage) et à longue distance du fait des champs de distorsion du réseau cristallin qu'elles engendrent. Lorsque la contrainte croît, la densité des dislocations augmente mais le nombre de points de blocage augmente encore plus, si bien que la déformation ne peut progresser que si la sollicitation augmente. La résistance à la déformation croît (concavité de la courbe contrainte-déformation). C'est le phénomène d'écrouissage qui peut aussi être produit par l'existence des micro-contraintes intercrystallines induites par les incompatibilités de déformations de grains à grains.

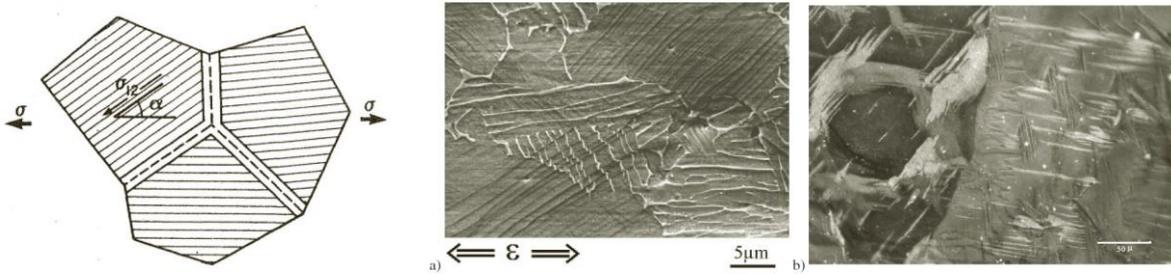


Figure 20. Illustration de la déformation dans un polycristal (Lemaitre et al., sollicitée en fatigue (Le Biavant et al., 2002). (b) Macles de déformation dans deux grains de zinc d'un revêtement de tôle d'acier galvanisé (Parisot et al., 2004)

▪ Macroscopiquement on définit :

- **L'écroutissage isotrope (Variable d'état R)**, dû à l'écroutissage latent ou contribution hors plans de cisaillement des champs de micro-contraintes locales dues aux dislocations. L'écroutissage isotrope est essentiellement lié à la démultiplication des défauts et correspond à l'énergie des micro-contraintes bloquées dans des boucles de dislocation résiduelles. Il se traduit par une augmentation (dilatation) du domaine d'élasticité exprimé dans le plan des contraintes, tel que le montre la **Figure 22**.
- **L'écroutissage cinématique (Variable d'état X ou son dual α)**, dû à la part « réversible » des micro-contraintes. C'est-à-dire que par déchargement ou changement de direction de la sollicitation, des dislocations peuvent s'annihiler. La densité d'énergie stockée correspondante sera positive et pourra s'annuler sous chargements cycliques. Les incompatibilités de déformation entre grains sont une source importante d'écroutissage cinématique. Il se traduit par un déplacement du domaine d'élasticité par rapport au domaine initial, comme montré en **Figure 23**.

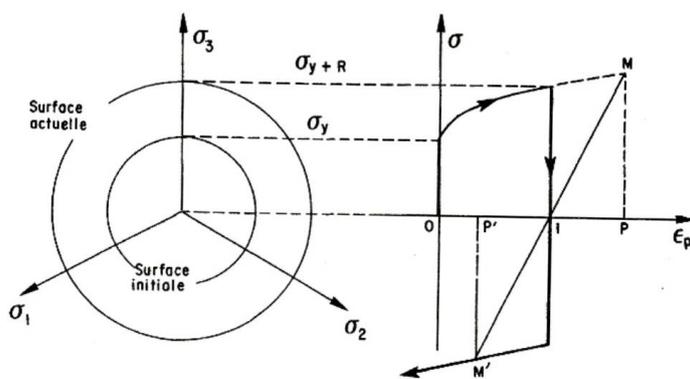


Figure 22. Ecroutissage isotrope : représentation dans l'espace des contraintes et en traction-compression (Chaboche, 2008)

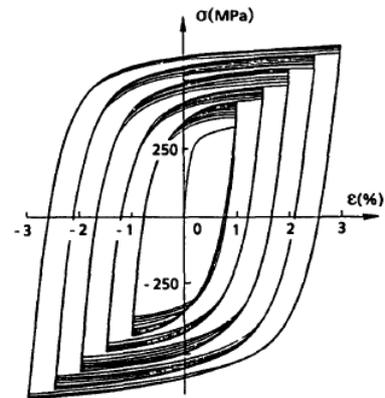


Figure 23. Réponse cyclique pour un essai à déformation imposée. Acier 316 L à 20°C (Chaboche, 1991)

- Phase de nucléation des microcavités (1→2) : Dès le début de l'écoulement plastique, des microcavités se forment soit par décohésion inclusion-matrice, soit par rupture fragile de l'inclusion même. Pendant ce stade, ces cavités naissantes ont une taille tellement faible qu'elles n'affectent en rien ni le comportement élastique (rigidité) ni l'écoulement plastique (écrouissage).
- Phase de croissance des microcavités (2→3) : A partir d'une certaine taille, les fortes concentrations de contraintes locales autour des microcavités (**Figure 24**) provoquent un écoulement plastique intense très sensible à la contrainte hydrostatique  $\sigma_H$ . Les

cavités croissent rapidement et leur effet sur la rigidité et sur l'écroutissage devient non négligeable. Ce phénomène de « micro-endommagement » crée un adoucissement du matériau qui rentre en compétition avec l'écroutissage isotrope positif. La courbe de traction commence alors à s'écarter de la courbe idéale du fait de la baisse progressive du module d'écroutissage  $H$ . Il est postulé que cette phase se termine au point maximum de la courbe de traction avec une tangente nulle, c'est-à-dire au point N°3. C'est le point **d'initiation de l'endommagement macroscopique**, donc la valeur sera identifiée à l'aide d'une loi de comportement de type Johnson-Cook Damage (Johnson and Cook, 1985).

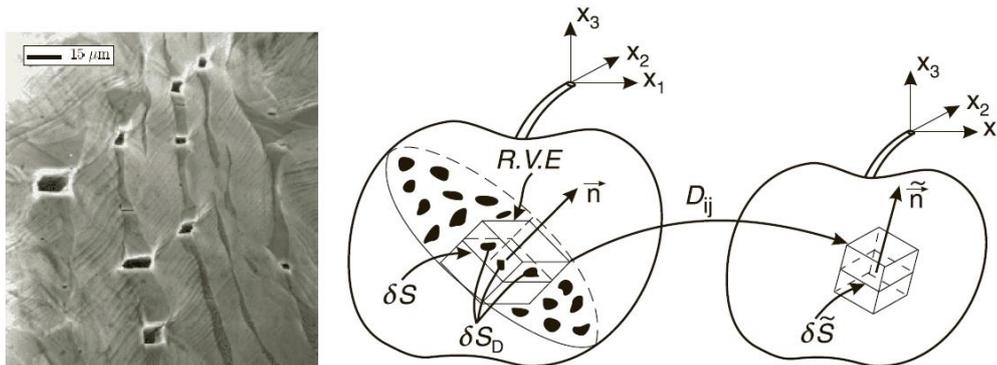


Figure 24. Cavités amorcées sur des micro-fissures de clivage dans la phase ferritique d'un acier duplex inoxydable de fonderie (Besson et al., 2000). Schématisation d'un élément de volume endommagé.

- Phase de coalescence (3→4) : A partir du point maximum de la courbe de traction, se produit la striction localisée, c'est-à-dire qu'il y a localisation de l'écoulement plastique dans une ou plusieurs bandes de cisaillement. Le matériau se dégrade, dans le sens où la variable d'endommagement  $D$  prend ses valeurs en 0 et 1. En pratique,  $D = 0$  signifie que le matériau n'a, macroscopiquement, aucun endommagement, et  $D = 1$  signifie que le matériau est entièrement endommagé. En simulation, cette phase correspond à « l'évolution de l'endommagement » et peut être modélisée par des fonctions linéaires, cumulatives ou de type exponentielles.
- Phase de propagation de fissure (4→5) : Ce stade correspond à la propagation de la fissure conduisant à une rupture finale de l'éprouvette. Cette phase est modélisée au travers des outils théoriques de mécanique de la rupture. Le paramètre physique pilote de cette phase est le  $K_{IC}$ , image de la ténacité du matériau, traduisant l'énergie par unité de longueur à fournir au matériau pour continuer à propager la fissure.

## 1.2 Détermination et identification des données d'entrée nécessaires à la modélisation de coupe

### 1.2.1 Elasticité et thermoélasticité des alliages de titane

Le module d'élasticité est caractéristique de la capacité du matériau à s'opposer à la déformation. Sa mesure peut être réalisée par des essais de traction quasi-statiques, uniaxiaux et monotones, mais également par la mesure de la célérité de l'onde dans un solide matériel. De manière générale, et tant qu'il n'y pas de changement de phase, le module d'élasticité diminue avec la température. Ramirez (Ramirez, 2017) effectue des essais de caractérisation du module d'élasticité à chaud d'après la norme ASTM E1876. Les essais sont réalisés pour trois nuances de titane pour des températures comprises entre 20°C et environ 1000°C, telle que les montrent les **Figure 25** avec un coefficient de Poisson  $\nu$  pris arbitrairement à 0.275.

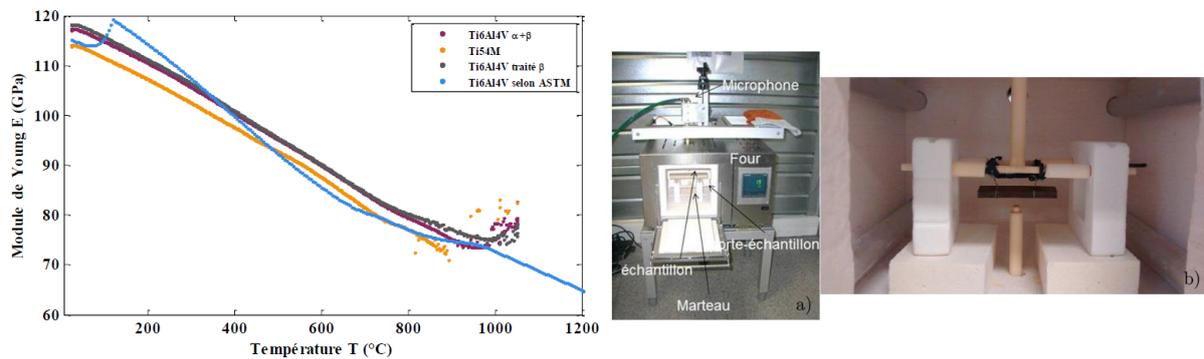


Figure 25. Evolution du module d'élasticité E en fonction de la température (Ramirez, 2017) et dispositif de mesure par célérité d'onde

Les courbes d'évolution du module d'Young en fonction de la température sont modélisées par des droites des moindres carrées, dont les équations sont données dans le système de l'**Eq. 1**.

$$\begin{cases} E_{TA6V \alpha\beta}(T) \approx -0.0462T + 118.68 \\ E_{TA6V \text{ traité } \beta}(T) \approx -0.0454T + 119.3 \\ E_{Ti54M}(T) \approx -0.0489T + 115.94 \end{cases} \quad \text{Eq. 1}$$

▪ Limite d'élasticité  $\sigma_{0.2\%}$

La limite d'élasticité est mesurée au travers d'essais de traction uniaxiaux, monotones et quasi-statiques, comme le montre la **Figure 26**. Cette limite étant difficile à mesurer, elle est donnée, par convention, pour une déformation totale à 0.2% comme montré en **Figure 27**.

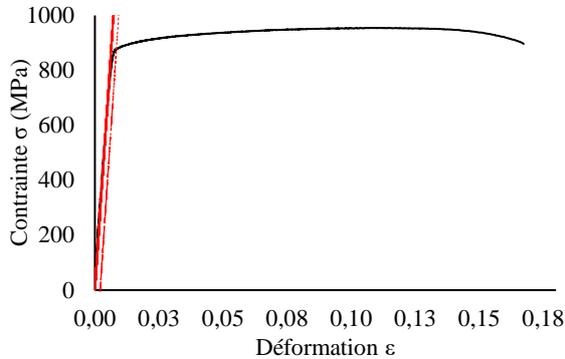


Figure 26. Courbe contrainte-déformation sur un Ti-6Al-4V prélevé dans le sens de l'épaisseur

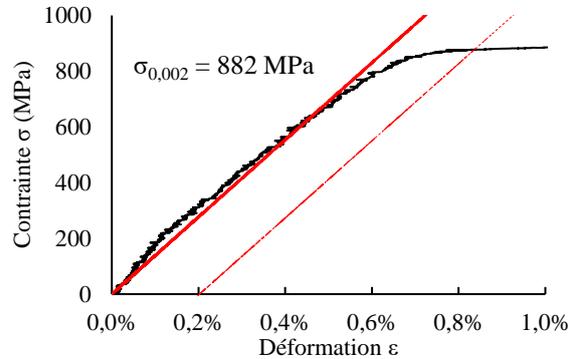


Figure 27. Détermination de la limite d'élasticité à  $\epsilon = 0.2\%$

La limite d'élasticité est donnée à 882 MPa, et la contrainte ultime  $\sigma_u$  est donnée à 954 MPa pour une déformation totale d'environ 10%.

## 1.2.2 Lois d'écrouissage

### Cas de la sollicitation monotone et quasi-statique

L'évolution du domaine d'élasticité avec la déformation plastique constitue la loi d'écrouissage. Dans le cas monotone considéré ici, la fonction d'écrouissage peut être identifiée expérimentalement. D'un point de vue microscopique, la théorie des dislocations montre que la contrainte seuil est proportionnelle à la racine carrée de la densité de dislocations  $\rho_d$  d'après relation de Taylor (Taylor, 1938) de l'**Eq. 2**.

$$\sigma_s = \kappa G b \sqrt{\rho_d} \quad \text{Eq. 2}$$

où  $\kappa$  est une constante de l'ordre de 0,5 à 1 et  $b$  la norme du vecteur de Burgers. En terme de déformation plastique macroscopique, par analogie avec la relation précédente, la relation de Ramberg-Osgood (Ramberg and Osgood, 1943) est utilisée et est donnée en **Eq. 3**.

$$\sigma_s = \sigma_y + K_y (\epsilon^{pl})^{\frac{1}{M_y}} \quad \text{Eq. 3}$$

Cette dernière relation s'inverse facilement pour exprimer l'évolution de la déformation plastique en fonction de la contrainte en **Eq. 4**.

$$\epsilon^{pl} = g(\sigma) = \left( \frac{\sigma - \sigma_y}{K_y} \right)^{M_y} \quad \text{Eq. 4}$$

Avec :

- $\sigma_y$  la limite d'élasticité initiale (MPa) ;
- $K_y$  le coefficient de résistance plastique (MPa) ;
- $M_y$  l'exposant d'écrouissage ;

- $\langle . \rangle$  désignant la partie positive.

A partir des données présentées dans la **Figure 26**, il est possible d'identifier les coefficients  $M_y$  et  $K_y$  de l'équation **Eq. 3**. L'identification de la courbe de déformation plastique donne les coefficients résumés dans le **Tableau 4**.

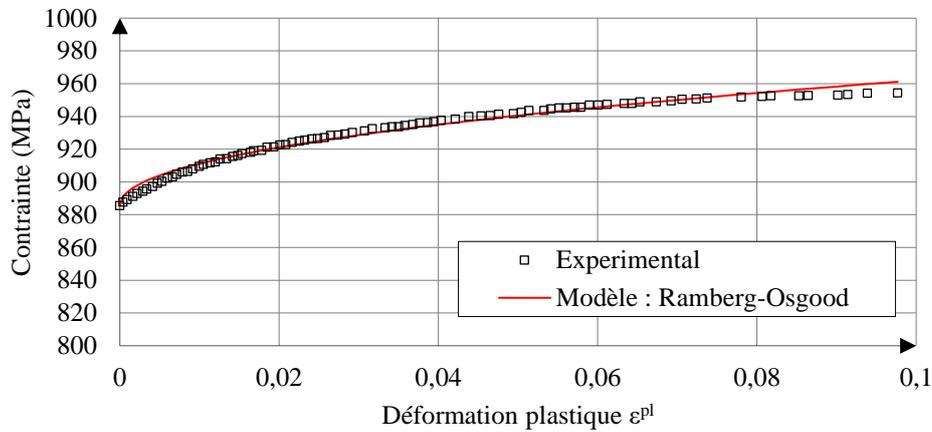


Figure 28. Courbe contrainte-déformation plastique avant endommagement macroscopique

Tableau 4. Identification des coefficients de la loi de Ramberg-Osgood pour le Ti-6Al-4V - Valeurs à 350°C d'après (Lemaitre et al., 2009)				
T (°C)	$\sigma_y$ (MPa)	$\sigma_u$ (MPa)	$M_y$	$K_y$ (MPa)
20	885	954	2.1	228.2
350	300	690	4.3	884

Il est remarqué que pour une température plus élevée (350°C), l'exposant d'écrouissage  $M_y$  ainsi que le coefficient de résistance plastique augmente, à contrario de la limite d'élasticité et de la contrainte ultime. Les paramètres d'écrouissage sont donc thermo dépendants.

### Cas de la sollicitation alternée et de l'effet Bauschinger

Pour certains matériaux, l'évolution du domaine d'élasticité peut être sensible à la direction de la sollicitation. Dans le cas de l'usinage et d'un point de vue microscopique comme macroscopique, le matériau usiné subit des cycles de traction/compression/cisaillement tout au long de sa mise en forme. Une manifestation de cet effet est l'effet « Bauschinger », et correspond à la diminution de la limite d'élasticité  $\sigma_{yC}$  en compression (adoucissement) et une augmentation de cette dernière  $\sigma_{yT}$  en traction (consolidation). Si l'on trace, d'après le critère de VonMises, le domaine d'élasticité avant l'essai et après déformation plastique, on s'aperçoit qu'elle se déplace le long de l'axe des contraintes. Il est possible d'identifier la relation liant la déformation plastique à la contrainte à travers des essais de traction-compression cyclique à différentes amplitudes, avec la norme ISO 12106. La fonction  $g_c$  peut-être modélisée par :

$$\frac{\Delta\sigma}{2} = k + X_\infty \text{th} \left( \frac{\gamma \Delta \varepsilon^{pl}}{2} \right) \quad \text{Eq. 5}$$

Avec :

- $k = \sigma_y + R_\infty$  ;
- $X_\infty = \frac{C}{\gamma}$  ;
- $p = \int_0^t |\dot{\epsilon}^{pl}| dt = 2N\Delta\epsilon^{pl}$  : la déformation plastique cumulée.

Boyce et al. (Boyce et al., 2003) ont conduit des essais de fatigue cyclique sur des éprouvettes de Ti-6Al-4V à 20°C. Ils ont montré que l'effet **Bauschinger** (diminution de la limite élastique après inversion du sens de sollicitation) n'est pas négligeable. La limite d'élasticité en traction monotone étant de 930 MPa, la nouvelle limite d'élasticité après compression à -3% de déformation devient égale à 600 MPa. La courbe d'érouissage se stabilise dès le 2ème cycle, tel que le montre la **Figure 29**. Le phénomène de dépendance de la loi d'écoulement plastique avec le sens de sollicitation peut expliquer le relâchement des contraintes résiduelles de compression et de traction. Dans ce manuscrit, seul l'érouissage isotrope sera considéré. D'après (Lemaitre et al., 2009), quelques paramètres identifiés sont décrits dans le **Tableau 5**.

Matériau	Température (°C)	k (MPa)	C (MPa)	$\gamma$	$X_\infty$ (MPa)
Acier 316 L	20	300	30 000	60	500
Alliage INCO 718	550	520	140 600	380	370
Alliage Ti-6Al-4V	350	310	131 000	570	230
Cobalt VO 795	20	85	142 000	400	355

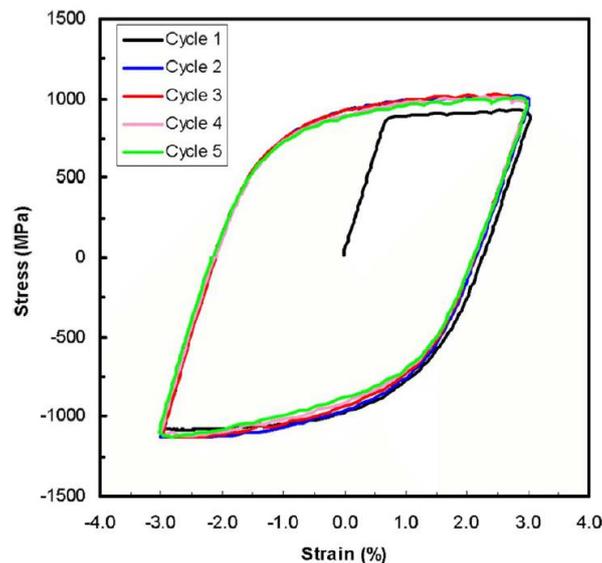


Figure 29. Courbe d'érouissage cyclique pour un Ti-6Al-4V d'après (Boyce et al., 2003)

### **Loi thermo-visco-plastique à érouissage isotrope de Johnson-Cook**

La loi d'érouissage de Johnson-Cook est une loi prenant en compte l'érouissage isotrope du matériau seulement. Elle est associée au critère de Von Mises, qui est une surface de charge elliptique dans l'espace des contraintes, bien vérifié pour les métaux, telle que le montre la **Figure 30(a)** obtenu en traction-compression-torsion sur des alliages d'aluminium, avec un écoulement dit « normal » aussi appelé « associé ». Pour simplifier, l'écoulement est dit

« associé » lorsque le gradient de la fonction de charge  $f(\boldsymbol{\sigma}, \dots)$  par rapport à la contrainte  $\boldsymbol{\sigma}$ , noté  $\frac{\partial f}{\partial \boldsymbol{\sigma}}$  est normale à la surface de charge  $f(\boldsymbol{\sigma}, \dots)$  dans l'espace des contraintes, comme montré en **Figure 30(b)**.

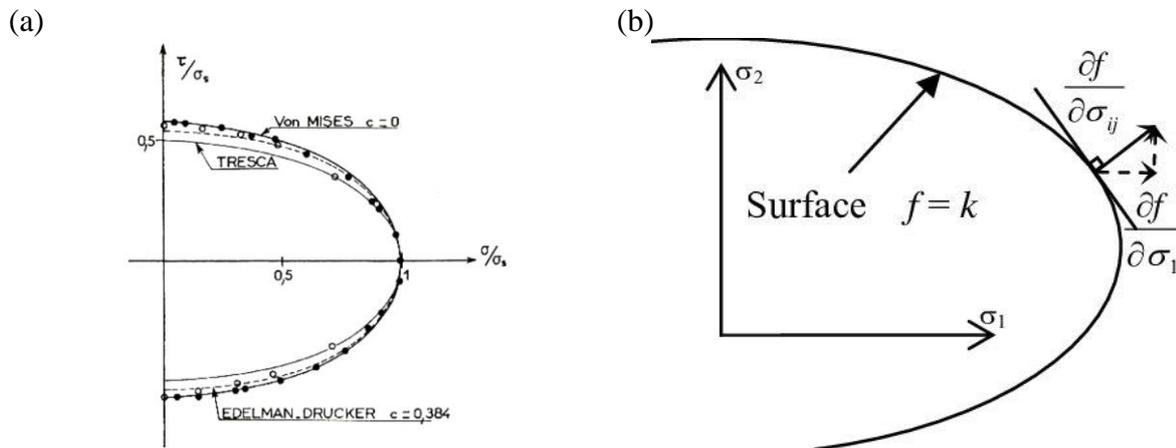


Figure 30. (a) - Frontière du domaine d'élasticité initial à 20° et représentation des critères (Lemaitre et al., 2009). (b) Schématisation de l'écoulement associé

L'évolution des déformations plastiques suit donc la règle de normalité de l'**Eq. 6**.

$$\boldsymbol{\varepsilon}^{pl} = \lambda \frac{\partial f}{\partial \boldsymbol{\sigma}} \quad \text{Eq. 6}$$

La quantification de la vitesse de déformation plastique  $\dot{\boldsymbol{\varepsilon}}^{pl}$  ( $s^{-1}$ ) est cruciale pour les calculs des flux volumiques produit par le travail plastique des métaux, provoquant une montée locale de la température. La loi d'écrouissage isotrope de Johnson-Cook est décrite en **Eq. 7**.

$$\bar{\sigma} = \left[ A + B (\bar{\varepsilon}^{pl})^n \right] \left[ 1 + C \ln \left( \frac{\dot{\bar{\varepsilon}}^{pl}}{\dot{\varepsilon}_0} \right) \right] \left[ 1 - \left( \frac{T - T_{ref}}{T_m - T_{ref}} \right)^m \right] \quad \text{Eq. 7}$$

L'identification des cinq coefficients A, B, C, n et m nécessite des moyens expérimentaux particuliers, notamment l'utilisation des dispositifs SPHB (Split Hopkinson Pressure Bar) permettant la mesure de la contrainte à différentes températures (quantification de l'adoucissement thermique), différentes vitesses de déformation (prise en compte de l'effet visqueux) ainsi que pour différentes valeurs de déformations plastiques (prise en compte de la consolidation par l'effet de l'écrouissage isotrope). Le **Tableau 6** donne les coefficients de la loi d'écrouissage isotrope de Johnson-Cook pour différents matériaux, d'après (Ye et al., 2014). La **Figure 31** montre l'évolution, pour différents matériaux métalliques, de la contrainte équivalente  $\bar{\sigma}$  en fonction de la déformation plastique équivalente  $\bar{\varepsilon}^{pl}$  pour une température  $T = 20^\circ\text{C}$  et une vitesse de déformation plastique équivalente  $\dot{\bar{\varepsilon}}^{pl} = 1 \text{ s}^{-1}$ . Les alliages de titane et d'inconel sont clairement les matériaux qui requièrent le plus d'énergie pour être déformés, ce qui explique en partie leur faible usinabilité.

Matériaux	A (MPa)	B (MPa)	C	n	m	$\dot{\epsilon}_0$ (s <sup>-1</sup> )	T <sub>m</sub> (K)	T <sub>ref</sub> (K)
Cuivre	100	292	0,025	0,31	1,09	1	1356	300
Aluminium 7075	546	678	0,024	0,71	1,56	1	893	300
Acier AISI 4340	792	510	0,014	0,26	1,03	1	1793	300
Ti-6Al-4V	783	497	0,028	0,28	1	1,00E-05	1880	300
Inconel 718	1350	1139	0,014	0,65	1	1	1570	300

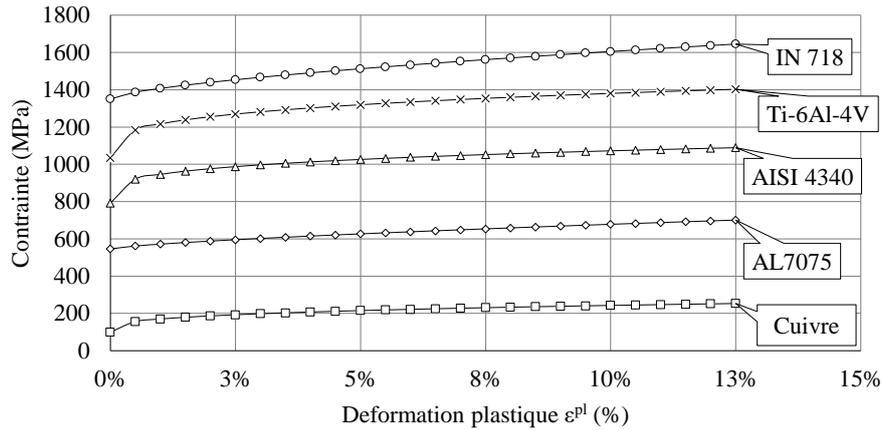


Figure 31. Evolution de la contrainte en fonction de la déformation plastique pour une sollicitation à 20°C et une vitesse de déformation  $\dot{\epsilon}^{pl} = 1 \text{ s}^{-1}$

### 1.2.3 Loi d'endommagement

#### Initiation de l'endommagement macroscopique

La loi d'endommagement est utilisée pour trouver le point de tangence horizontale (POINT 3 =  $\bar{\epsilon}_D^{pl}$ , cf. **Figure 19**). A partir de ce point, l'endommagement macroscopique débute et est mesurable à l'aide d'une jauge de déformation et un capteur d'effort, car il y a une diminution de la contrainte au fur et à mesure que la déformation augmente. La loi d'endommagement de Johnson-Cook (Johnson and Cook, 1985) est utilisée dans ce mémoire. Cette loi stipule que la valeur de déformation au début de l'endommagement est dépendante de la vitesse de déformation plastique, de la température ainsi que du taux de triaxialité des contraintes  $\eta$ . Cinq coefficients doivent être identifiés et la loi empirique est décrite dans l'**Eq. 8**.

$$\begin{cases} \bar{\epsilon}_D^{pl}(\eta, \dot{\epsilon}^{pl}, T) = [d_1 + d_2 \exp(-d_3 \eta)] \left[ 1 + d_4 \ln \left( \frac{\dot{\epsilon}^{pl}}{\dot{\epsilon}_0} \right) \right] \left[ 1 + d_5 \left( \frac{T - T_0}{T_m - T_0} \right) \right] \\ \eta = -\frac{1}{3} \frac{\text{tr}(\boldsymbol{\sigma})}{\sigma_{VM}} \end{cases} \quad \text{Eq. 8}$$

Dans la littérature, un exemple de ces coefficients est donné dans le **Tableau 7**. Dans ce mémoire, ce sont les coefficients de Lesuer (Lesuer, 2000) qui seront utilisés pour la modélisation de la coupe.

Auteurs	d1	d2	d3	d4	d5	$\dot{\epsilon}_0^{pl}(s^{-1})$	$T_m$ (°C)	$T_0$ (°C)
(Lesuer, 2000)	-0,09	0,25	-0,5	0,014	3,87	$10^{-5}$	1660	20
(Cheng et al., 2019)	0,245	0,081	-1,276	-0,028	NI	0,05	1660	20

### Evolution de l'endommagement

L'évolution de l'endommagement peut être exprimée au travers d'une loi linéaire ou exponentielle. L'évolution décrit alors l'adoucissement de la contrainte après l'initiation de l'endommagement. Sa mesure peut être obtenue simplement, par exemple grâce à la méthode statique par perte de raideur. Cette méthode consiste à mesurer le module d'élasticité initial, vierge de tout endommagement  $E$  puis de mesurer le module d'élasticité dans différentes configuration endommagées  $\tilde{E}$  au travers d'essai de traction avec décharge après la valeur d'initiation de l'endommagement, comme montré en **Figure 32**. La variable d'endommagement peut alors être calculée avec l'**Eq. 9**.

$$D = 1 - \frac{\tilde{E}}{E} \quad \text{Eq. 9}$$

Lorsque  $D$  atteint la valeur de 1, la raideur du matériau endommagé  $\tilde{E}$  atteint la valeur 0. Celui-ci est alors dit « complètement endommagé ».

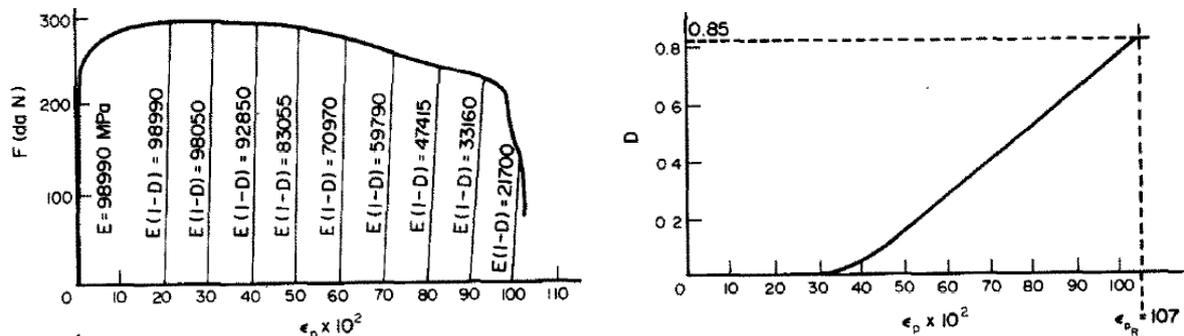


Figure 32. Evolution de l'endommagement du cuivre à 99.9% (Lemaitre and Dufailly, 1987)

### 1.2.4 Rupture du matériau

Il a été supposé, dans la section précédente, que l'endommagement est caractérisé par la dégradation progressive de la rigidité du matériau, conduisant à sa rupture. Néanmoins, il apparaît dans les simulations numériques, que l'évolution de l'endommagement est fortement dépendante de la taille des éléments utilisés dans la simulation. La proposition d'énergie de rupture de Hillerborg (Hillerborg et al., 1976) est utilisée pour réduire la dépendance au maillage en créant une réponse contrainte-déplacement après le début de l'endommagement, plutôt qu'une réponse en contrainte-déformation. En utilisant les concepts de mécanique de la rupture linéaire élastique, Hillerborg définit l'énergie requise pour ouvrir une unité de surface de fissure,  $G_f$ , appelé « Taux de restitution d'énergie » comme un paramètre matériau. Avec cette approche, la réponse d'adoucissement après l'initiation de l'endommagement est caractérisée par une réponse contrainte-déplacement plutôt que par une réponse contrainte-déformation. Dans le cas d'une condition de déformation plane,  $G_f$  peut être obtenu par l'**Eq. 10**.

$$G_f = \int_{\bar{\varepsilon}_0^{pl}}^{\bar{\varepsilon}_f^{pl}} L\sigma_y d\bar{\varepsilon}^{pl} = \int_0^{\bar{u}_f^{pl}} \sigma_y d\bar{u}^{pl} \approx \frac{1 - \nu^2}{E} K_C^2 \quad \text{Eq. 10}$$

Avec :

- $\bar{\varepsilon}_0^{pl}$  : La déformation plastique équivalente au début de l'endommagement  $D = 0$  (mm/mm)
- $\bar{\varepsilon}_f^{pl}$  : La déformation plastique équivalente à rupture  $D = 1$  (mm/mm)
- $\bar{u}_f^{pl}$  : Le déplacement plastique équivalente à rupture  $D = 1$  (mm)
- $K_C$  : Le facteur d'intensité de contrainte, image de la ténacité du matériau ( $\text{MPa.m}^{1/2}$ )

Cet aspect est intéressant car il suppose que l'usinabilité des matériaux est aussi liée à leur valeur de ténacité. La **Figure 33(a)** regroupe des données le  $K_{IC}$  pour différents alliages métalliques. Il est ici remarqué que la ténacité de l'alliage Ti-6Al-4V  $\alpha\beta$  est d'environ  $65 \text{ MPa.m}^{1/2}$  alors que la ténacité du Ti-6Al-4V traité  $\beta$  est de  $95 \text{ MPa.m}^{1/2}$ , soit une augmentation d'environ 46 %. Néanmoins, la résistance maximale à rupture n'est pas significativement changée, en passant de 967 MPa pour le Ti-6Al-4V  $\alpha\beta$  à 938 MPa pour l'alliage Ti-6Al-4V traité  $\beta$ , soit -3 %, comme le montre la **Figure 33(b)**. L'aspect microstructural est donc un aspect important à prendre en compte, puisque pour le Ti-6Al-4V  $\alpha\beta$ , la structure est bimodale composée principalement de grains primaires  $\alpha_I$  dans une matrice transformée  $\beta$  (**Figure 33(c)**), alors que dans le cas du Ti-6Al-4V traité  $\beta$ , la structure est lamellaire composée d'une matrice de grain ex-bêta avec des lamelles de phase alpha secondaires ( $\alpha_{II}$ ) (**Figure 33(d)**). La capacité du matériau à s'opposer à la propagation de fissure, image du  $K_{IC}$ , est donc différente pour ces deux structures et il est admis que le Ti-6Al-4V traité  $\beta$  a une usinabilité moins élevée que le Ti-6Al-4V  $\alpha\beta$ .

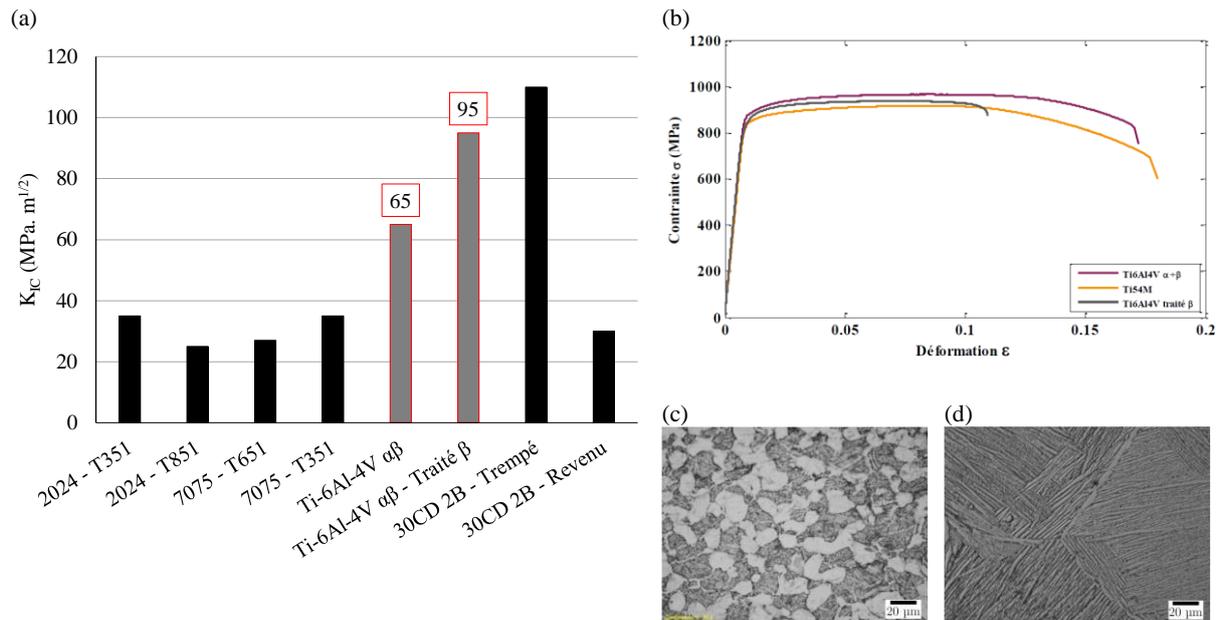


Figure 33. (a) Ténacité de matériaux usuels à température ambiante d'après (Barthelemy, 1980; Kausch, 2012)  
 (b) Courbes contrainte-déformation de trois alliages de titane (Ramirez, 2017)  
 (c) Microstructure d'un alliage Ti-6Al-4V αβ (Ramirez, 2017)  
 (d) Microstructure d'un alliage Ti-6Al-4V traité β (Ramirez, 2017)

Il est donc important dans la simulation de prendre en compte l'aspect de ténacité du matériau.

## 1.2.5 Thermo dépendance des propriétés physiques du titane

### Capacité thermique massique à pression constante $c_p(T)$

La capacité thermique massique représente la quantité de chaleur à fournir à un kilogramme de matière pour élever sa température d'un degré Kelvin. A pression constante, la quantité de chaleur  $dQ$  est égale à la variation de l'enthalpie du matériau  $\Delta H$ . Elle est alors exprimée au travers de l'Eq. 11.

$$c_p = \frac{dH}{dT} \quad \text{Eq. 11}$$

La capacité thermique est dépendante de la température. Elle varie linéairement en fonction de la température de manière croissante dès lors qu'il n'y a pas de changement métallurgique (changement de phase ou changement structurel). (Ramirez, 2017) a étudié l'évolution de la capacité thermique pour trois nuances de titane, tel qu'illustré en **Figure 34(a)**.

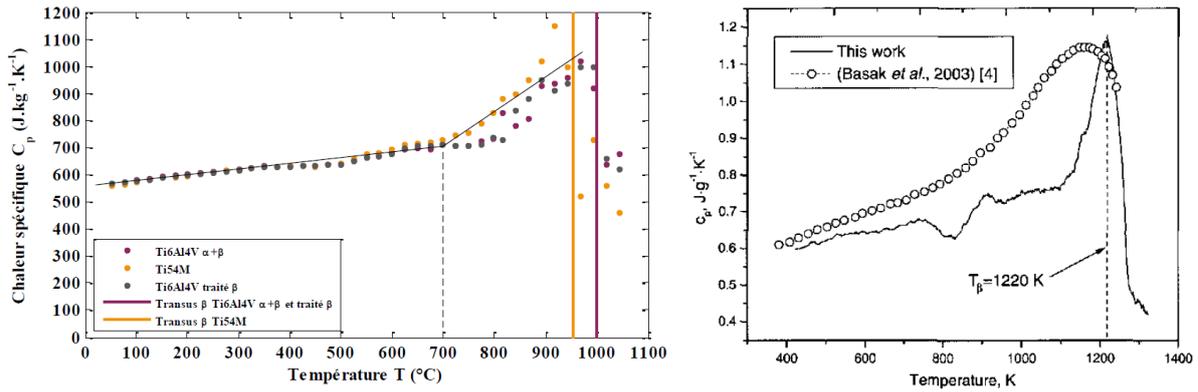


Figure 34. (a) Chaleur spécifique  $C_p$  en fonction de la température (Ramirez, 2017) – (b) Chaleur spécifique du Ti-6Al-4V avec une vitesse de chauffe  $\dot{T} = 2.5e^7 K.s^{-1}$  (Boivineau et al., 2006) et (Basak et al., 2003)

Lorsque la température s'approche du transus  $\beta$ , c'est-à-dire vers  $700^\circ C$ , il y a perte de linéarité dû à la dissolution de la phase  $\alpha$ . A partir du transus  $\beta$  c'est-à-dire vers  $927^\circ C$  telle que le montre la **Figure 34(b)** des travaux de Boivineau, il y a décrochement. A ce stade, la phase  $\alpha$  est complètement dissoute. Il est à noter que la température de transus  $\beta$  est fortement dépendante de la vitesse de chauffe  $\dot{T}$  comme le montre les travaux de Kaschnitz (Kaschnitz et al., 2002) et de Boivineau (Boivineau et al., 2006). Le transus  $\beta$  se décale vers des températures plus haute lorsque la vitesse de chauffe augmente, comme montré en **Figure 35**. Dans le cas de l'usinage, les vitesses de chauffe sont extrêmement importantes et atteignent, dans la bande de cisaillement primaire par exemple, plusieurs millions de degrés par seconde, comme il sera étudié dans le chapitre 2.

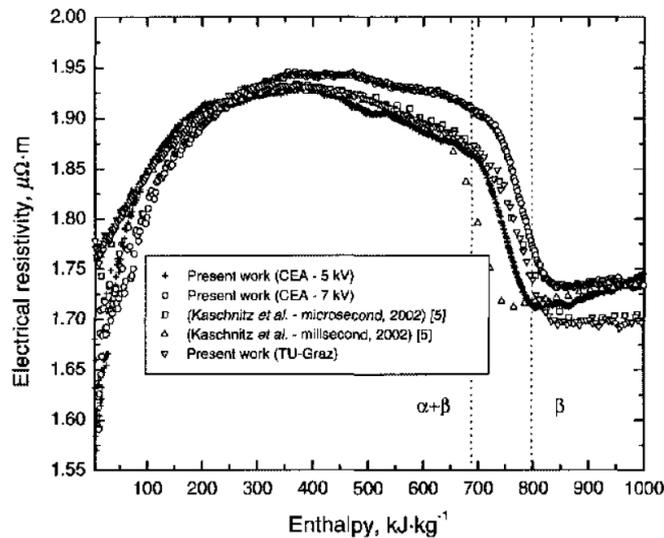


Figure 35. Résistivité électrique en fonction de l'enthalpie  $H$  au cours du chauffage du Ti-6Al-4V. Le transus  $\beta$  est fortement dépendant de la vitesse de chauffe. millisecondes ( $10^3 K.s^{-1}$ ) - microsecondes ( $10^7 K.s^{-1}$ ) – 5kV ( $1.3 \times 10^7 K.s^{-1}$ ) - 7kV ( $2.3 \times 10^7 K.s^{-1}$ ) – TU-Graz ( $2.5 \times 10^7 K.s^{-1}$ ) (Boivineau et al., 2006)

### Conductivité thermique $\lambda(T)$ et diffusivité thermique $\alpha(T)$

La conductivité thermique caractérise la capacité du matériau transmettre l'information thermique dans l'espace du volume chauffé. Lorsque cette valeur est importante, le matériau est donc dit « conducteur », ou à l'inverse, il est dit « isolant ». Il est important de ne pas confondre ici « conductivité » et « diffusivité » thermique. En effet, la diffusivité thermique

caractérise la vitesse avec laquelle le signal thermique est propagé dans le matériau. Dans les deux cas, ces caractéristiques sont thermo dépendantes, comme le montre les travaux de (Milošević and Aleksić, 2012), qui comparent les résultats expérimentaux de plusieurs auteurs concernant l'évolution de la diffusivité thermique **Figure 36(a)** et de la conductivité thermique du Ti-6Al-4V **Figure 36(b)** en fonction de la température. La thermo-dépendance de ces propriétés ne peut pas être négligée. A 20°C, la diffusivité indique 2.7 mm<sup>2</sup>/s ; à environ 380°C (ordre de grandeur de la température dans la bande de cisaillement primaire), elle indique 4.1 mm<sup>2</sup>/s, soit une augmentation de 50% ; et à 778°C (ordre de grandeur de chaleur générée dans les zones de frottement outil/copeau), elle indique 5.66 mm<sup>2</sup>/s, soit une augmentation de 110% !

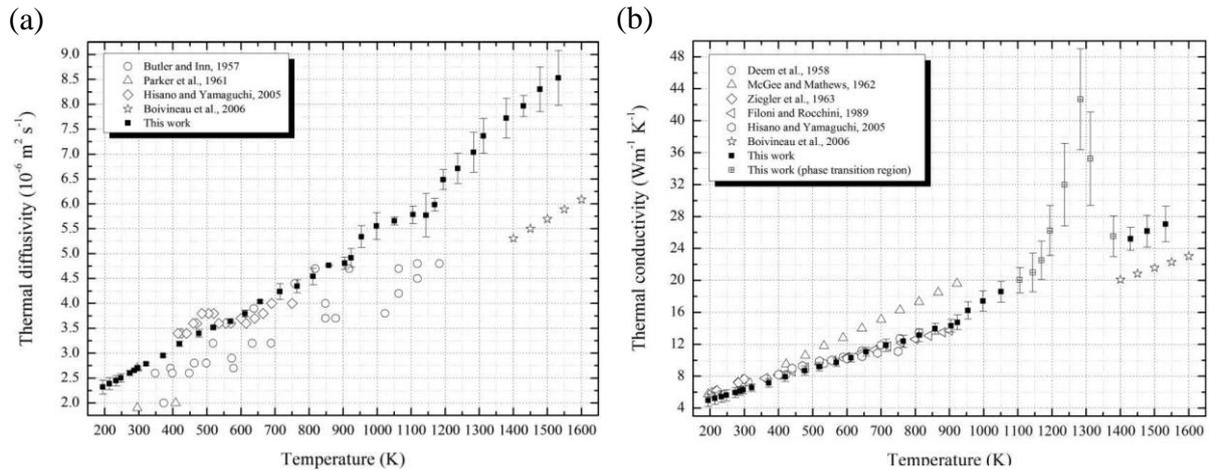


Figure 36. (a) Diffusivité thermique du Ti-6Al-4V en fonction de la température – (b) Conductivité thermique du Ti-6Al-4V en fonction de la température (Milošević and Aleksić, 2012)

## 1.2.6 Récapitulatif des coefficients utilisés dans la modélisation

A partir de la littérature décrite dans les sections précédentes, les différents coefficients nécessaires à l'établissement du comportement thermo-élasto-plastique endommageable du Ti-6Al-4V sont récapitulés. Comme vu précédemment, de nombreuses propriétés sont thermo dépendantes. Il est donc nécessaire d'introduire ici des fonctions permettant de lisser l'évolution de ces propriétés en fonction de la température. Les fonctions ci-dessous sont proposées pour la suite de l'étude. Le **Tableau 8** regroupe l'ensemble des coefficients identifiés pour le Ti-6Al-4V.

- Module d'élasticité  $E(T)$  et coefficient de Poisson  $\nu$

$$E(T) = e_1 T + e_2 ; \nu = 0.33 \quad \text{Eq. 12}$$

- Conductivité thermique  $\lambda(T)$

$$\lambda(T) = l_1 T + l_2 \quad \text{Eq. 13}$$

- Capacité thermique massique à pression constante  $c_p(T)$

$$c_p(T) = c_1 T + c_2 \quad \text{Eq. 14}$$

- Loi d'écoulement isotrope de Johnson-Cook  $\bar{\sigma}_{JC}(\bar{\epsilon}^{pl}, \dot{\bar{\epsilon}}^{pl}, T)$

$$\bar{\sigma} = \left[ A + B (\bar{\epsilon}^{pl})^n \right] \left[ 1 + C \ln \left( \frac{\dot{\bar{\epsilon}}^{pl}}{\dot{\bar{\epsilon}}_0} \right) \right] \left[ 1 - \left( \frac{T - T_{ref}}{T_m - T_{ref}} \right)^m \right] \quad \text{Eq. 15}$$

- Début de l'endommagement macroscopique de Johnson-Cook  $\bar{\epsilon}_D^{pl}(\eta, \dot{\bar{\epsilon}}^{pl}, T)$

$$\bar{\epsilon}_D^{pl}(\eta, \dot{\bar{\epsilon}}^{pl}, T) = [d_1 + d_2 \exp(-d_3 \eta)] \left[ 1 + d_4 \ln \left( \frac{\dot{\bar{\epsilon}}^{pl}}{\dot{\bar{\epsilon}}_0} \right) \right] \left[ 1 + d_5 \left( \frac{T - T_{ref}}{T_m - T_{ref}} \right) \right] \quad \text{Eq. 16}$$

- Taux de restitution d'énergie

$$G_f(T) \approx \frac{1 - \nu^2}{E(T)} K_c^2 \quad \text{Eq. 17}$$

Thermo-élasticité	$e_1 = -0.0462 \text{ MPa}/^\circ\text{C}$ $e_2 = 118.68 \text{ MPa}$	$\nu = 0.33$ $\alpha_{\text{th}} = 9.2 \times 10^{-6} \text{ }^\circ\text{C}^{-1}$
Thermique	$l_1 = 0.0151 \text{ W. m}^{-1}.^\circ\text{C}^{-2}$ $l_2 = 5.5028 \text{ W. m}^{-1}.^\circ\text{C}^{-1}$	$c_1 = 0.2657 \text{ J. kg}^{-1}.^\circ\text{C}^{-2}$ $c_2 = 519.26 \text{ J. kg}^{-1}.^\circ\text{C}^{-1}$
Viscoplasticité (Ecroûissage isotrope)	$A = 783 \text{ MPa}$ $B = 497 \text{ MPa}$ $C = 0.028$ $n = 0.28$	$m = 1.0$ $\dot{\epsilon}_0 = 1 \times 10^{-5}$ $T_0 = 20 \text{ }^\circ\text{C}$ $T_f = 1660 \text{ }^\circ\text{C}$
Initiation de l'endommagement	$d1 = -0.09$ $d2 = 0.25$ $d3 = -0.5$ $d4 = 0.014$	$d5 = 3.87$ $\dot{\epsilon}_0 = 1 \times 10^{-5}$ $T_0 = 20 \text{ }^\circ\text{C}$ $T_f = 1660 \text{ }^\circ\text{C}$
Ténacité	$k_c = 65 \text{ MPa.}\sqrt{\text{m}}$	

Dans la suite de l'étude, ces lois et coefficients seront utilisés pour illustrer le comportement du Ti-6Al-4V soumis à des sollicitations thermiques et mécaniques en vue de comprendre les mécanismes physiques de la génération de contraintes résiduelles dans le matériau.

### 1.3 Réponse du matériau face à des sollicitations thermique et mécaniques dans le contexte d'étude

Afin de tester la réponse du matériau Ti-6Al-4V à diverses sollicitations, un modèle numérique simple en intégrant les lois de comportement décrites dans les sections précédentes est proposé. Le logiciel utilisé est le logiciel ABAQUS. Les sous-routines DFLUX et conjointement DLOAD & UTRACLOAD seront utilisées pour appliquer, respectivement, un chargement thermique par un flux surfacique imposé, et un chargement mécanique normal et tangentiel sur la surface. L'intérêt est donc ici de décorrélérer l'effet d'une sollicitation purement thermique de l'aspect d'une sollicitation purement mécanique sur la génération de contraintes résiduelles. A ce stade de l'étude, le chargement signature de l'usinage n'est pas pleinement identifié. L'objectif du prochain chapitre sera l'identification fine et quantitative du chargement thermomécanique dans le cadre de la coupe orthogonale. Néanmoins, le modèle considère le cas d'un chargement de source mobile avec une répartition constante (forme rectangulaire) se déplaçant sur la surface avec une vitesse  $v = 60 \text{ m/min}$ , (**Figure 37** & **Figure 38**). Le domaine  $\Omega$  est composé de 26020 éléments de type CPE4RT. Le problème est donc traité en état plan de déformation, c'est-à-dire que les déplacements hors plan ne sont pas autorisés, et sont donc contenus par des contraintes  $\sigma_{zz}$ . A noter que cette hypothèse devient valable lorsque l'épaisseur devient supérieure à une certaine valeur ( $2.5 \left(\frac{K_c}{E}\right)^2$ ). Les éléments les plus petits mesurent  $1 \mu\text{m}$ . Dans ce cas particulier où l'endommagement et la rupture du copeau ne sont pas simulés, la loi d'endommagement n'est pas nécessairement introduite.

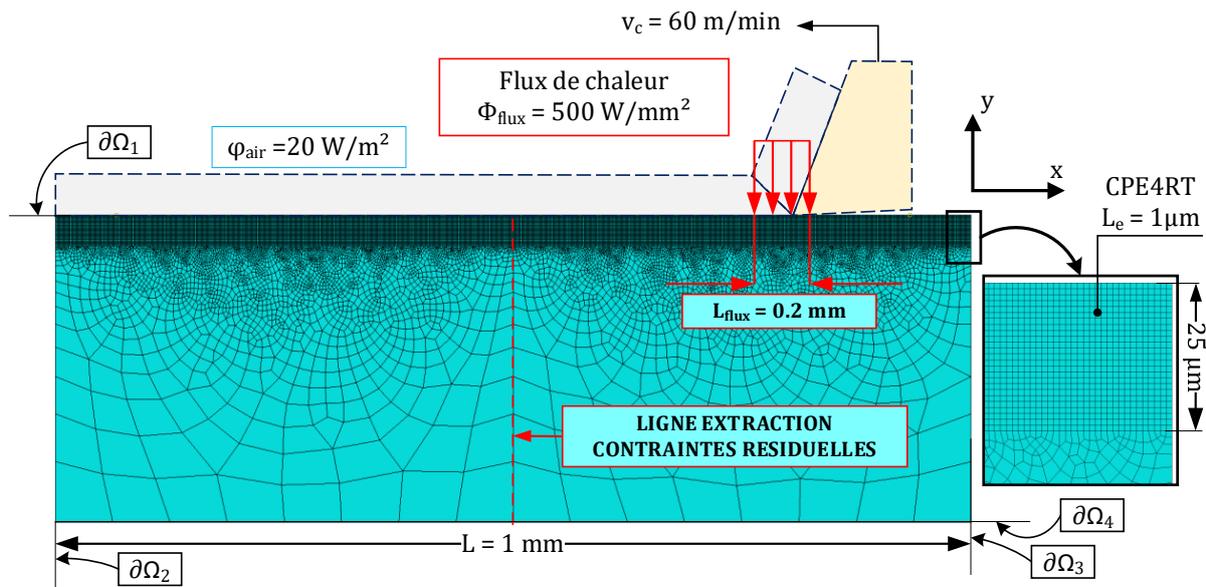


Figure 37. Illustration du modèle pour un chargement purement thermique

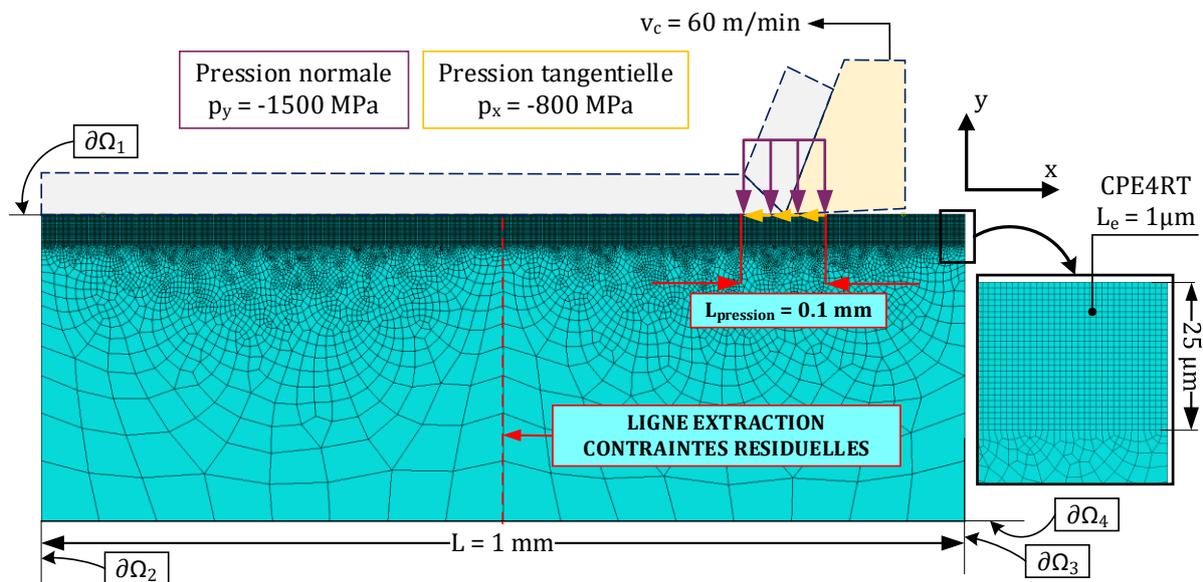


Figure 38. Illustration du modèle pour un chargement purement mécanique

Les conditions aux limites sont expliquées dans le **Tableau 9**.  $x_c$  représente la coordonnée cartésienne du milieu de la source de longueur  $L$ . Les hypothèses d'adiabaticité sur les bords  $\partial\Omega_{2-3-4}$  sont vérifiées car le temps de simulation est petit ( $t_{\text{simulation}} = 5.10^{-3}\text{s}$ ). Un encastrement est imposé au bord  $\partial\Omega_4$  et les autres bords sont libres de se déplacer.

Conditions aux limites	Cas d'un chargement mobile purement thermique	Cas d'un chargement purement mécanique
$\frac{\partial \Omega_1}{\sin \theta}$ $x \in \left[ x_c - \frac{L}{2}; x_c + \frac{L}{2} \right]$	$\Phi_{\text{flux}} = 500 \text{ W/mm}^2$ $x_c(t) = v_c t$ $L_{\text{flux}} = 0.2 \text{ mm}$	$p_y = -800 \text{ MPa}$ & $p_x = -1500 \text{ MPa}$ $x_c(t) = v_c t$ $L = 0.1 \text{ mm}$
$\frac{\partial \Omega_1}{\sin \theta}$	$\Phi_{\text{air}} = 20 \text{ W/m}^2$	$\Phi_{\text{air}} = 0 \text{ W/m}^2$
$\partial \Omega_{2\&3}$	$\Phi_{\text{adia}} = 0 \text{ W/m}^2$	$\Phi_{\text{adia}} = 0 \text{ W/m}^2$
$\partial \Omega_4$	$\Phi_{\text{adia}} = 0 \text{ W/m}^2$ $u = 0$ et $R = 0$	$\Phi_{\text{adia}} = 0 \text{ W/m}^2$ $u = 0$ et $R = 0$

Les lois de comportement sont rappelés dans les **Tableau 10** et **Tableau 11**.

Déformation élastique isotherme	$\epsilon_{ij}^e = \frac{1+\nu}{E(T)} \sigma_{ij} - \frac{\nu}{E(T)} \sigma_{kk} \delta_{ij}$	Eq. 18
Déformation élastique anisotherme	$\epsilon_{ij}^{\text{th}} = \alpha_{\text{th}}(T - T_0) \delta_{ij}$	Eq. 19
Déformation plastique (loi d'écrouissage isotrope de Johnson-Cook)	$\epsilon_{ij}^{\text{pl}} = g(\sigma_{\text{JC}})$	Eq. 20
Déformation totale (Hypothèse de partition de la déformation)	$\epsilon_{ij}^{\text{tot}} = \epsilon_{ij}^e + \epsilon_{ij}^{\text{th}} + \epsilon_{ij}^{\text{pl}}$	Eq. 21

Equation d'équilibre mécanique avec terme inertiel	$\text{div } \sigma_{ij} + f_i = \rho \ddot{u}_i$	Eq. 22
Equation de la chaleur avec terme de dissipation mécanique plastique	$\rho c_p(T) \frac{\partial T}{\partial t} = \text{div}(\lambda(T) \text{grad}(T)) + \sigma_{ij} : \dot{\epsilon}_{ij}^{\text{pl}}$	Eq. 23
Vitesse de déformation plastique avec condition de cohérence et règle de normalité associée au critère de Von Mises	$\dot{\epsilon}_{ij}^{\text{pl}} = \dot{p} \frac{\partial f}{\partial \sigma_{ij}} = \left( \sqrt{\frac{2}{3} \dot{\epsilon}_{ij}^{\text{pl}} : \dot{\epsilon}_{ij}^{\text{pl}}} \right) \frac{\partial f}{\partial \sigma_{ij}}$	Eq. 24

### 1.3.1 Comportement du matériau soumis à un chargement purement thermique

#### 1.3.1.1 Phase de montée en température

Dans cette section, seul le chargement thermique est imposé. Le chargement mécanique n'intervient pas dans cette première simulation. Durant le passage de la source thermique, la matière subit un cycle de compression à l'avant de la source de chaleur (jusqu'à -680 MPa en surface) puis un cycle de traction derrière la source (jusqu'à +554 MPa en surface), comme le montre la **Figure 39(a)**. Les intensités des contraintes sont d'autant plus élevées que le gradient de température est important. C'est notamment le cas des matériaux à faible diffusivité thermique tel que le Ti-6Al-4V (Milošević and Aleksić, 2012). Il est à noter que la différence de température entre la surface (0  $\mu\text{m}$ ) et la température à seulement 20  $\mu\text{m}$  de la surface est de 360°C (équivalent à un gradient thermique de 18.000°C/mm). Pendant la chauffe, la surface gonfle (**Figure 39(b)**) et les déformations sont telles que le matériau rentre en plastification (**Figure 39(d)**). Néanmoins, à ce stade, les contraintes sous la surface sont majoritairement de

compression (**Figure 39(c)**). C'est à mesure que la température tend vers sa valeur initiale (20°C) que les contraintes doivent être analysées pour tirer les conclusions de la simulation sur la génération de contraintes résiduelles.

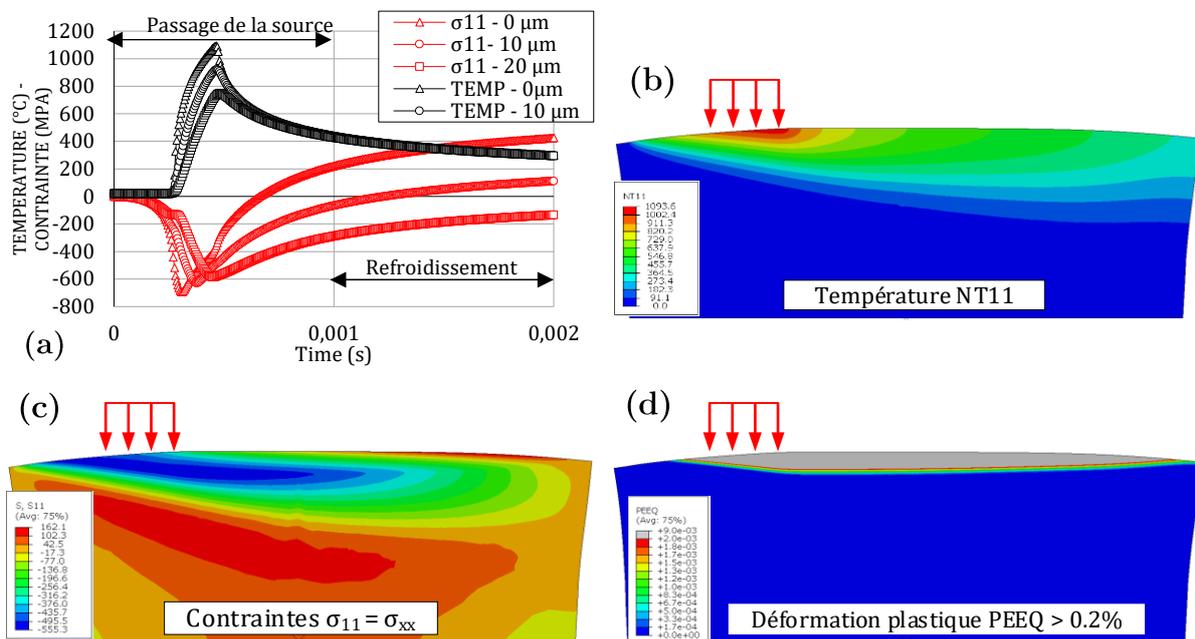
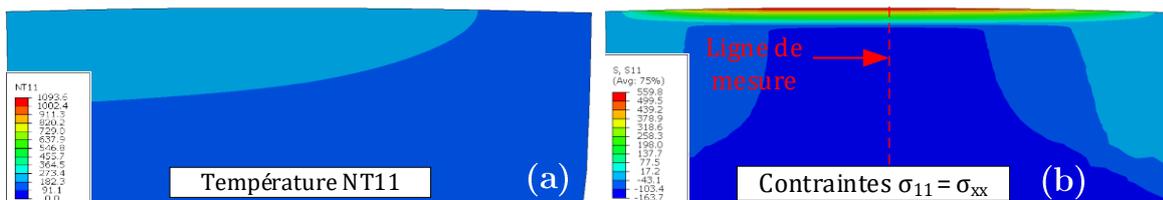


Figure 39. (a) Température et contraintes en surface – (b) Champs de température – (c) Champ de contraintes  $\sigma_{11}$  – (d) Champ de déformation plastique équivalent

### 1.3.1.2 Phase de refroidissement

Le matériau tend vers une température homogène de 200°C au bout de 5 ms (**Figure 40(a)**). A ce stade, le gradient thermique est presque nul. En refroidissant, les déformations élastiques tendent à s'annuler. La surface se rétracte sur la zone plastifiée (**Figure 40(c)**) et au global, le solide ne peut pas retourner à son état initial. Ainsi, les incompatibilités de déplacement augmentent à mesure que le solide refroidit, et des contraintes supplémentaires sont nécessaires pour satisfaire l'équation d'équilibre statique ( $\text{div } \sigma_{ij} = \bar{0}$ ) (**Figure 40(b)**). C'est donc la naissance des contraintes résiduelles pilotées par la charge thermique lors du refroidissement. De fortes contraintes de traction s'installe en surface de l'éprouvette. La **Figure 40(d)** montre l'évolution des contraintes résiduelles et de la valeur de la déformation plastique équivalente le long de la ligne d'extraction pour un temps  $t = 5$  ms. Il apparaît ainsi que les contraintes résiduelles sont dépendantes des déformations plastique (PEEQ>0). Dans ce cas d'étude, la profondeur plastifiée est d'environ 25  $\mu\text{m}$ . La profondeur des contraintes résiduelles est donc du même ordre.



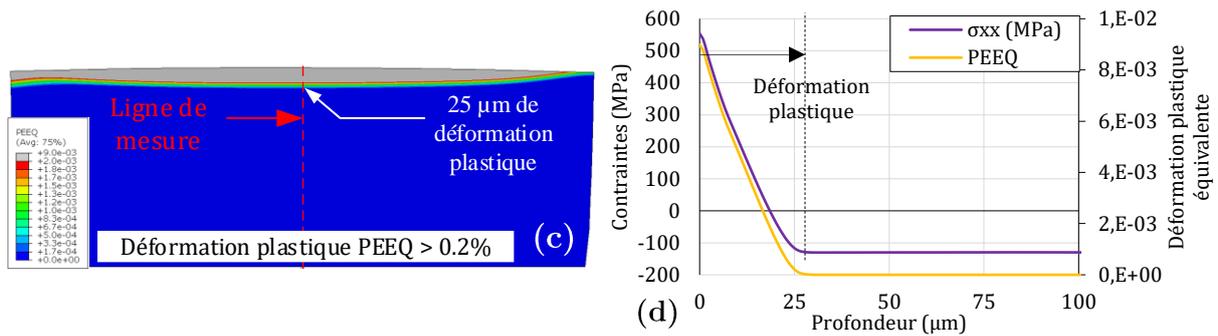


Figure 40. (a) Champs de température – (b) Champ de contraintes  $\sigma_{11}$  – (c) Champ de déformation plastique équivalent – (d) Evolution des contraintes résiduelles et déformation plastique en fonction de la profondeur

Les contraintes résiduelles proviennent ici des incompatibilités de déformation elastoplastique, engendrée par l'augmentation de la température favorisant la baisse du module élastique et l'augmentation de la déformation plastique dans un solide globalement élastique.

### 1.3.2 Comportement du matériau soumis à un chargement purement mécanique

#### 1.3.2.1 Phase de déformation plastique et dissipation plastique

Durant le passage de la source mécanique, la matière subit à nouveau un cycle de compression à l'avant de la source (jusqu'à -2000 MPa en surface) puis un cycle de traction derrière la source (jusqu'à +800 MPa en surface), comme le montre la **Figure 41(a)**. Les intensités des contraintes sont d'autant plus élevées que la distance par rapport au point d'application de la charge est faible. La dissipation mécanique plastique en énergie thermique est traduite par le terme  $\sigma_{ij} : \dot{\epsilon}_{ij}^{pl}$  de l'équation de la chaleur. La température est d'autant plus importante que la vitesse de déformation plastique et la contrainte sont élevées. Ainsi, en surface, la température passe de 20°C à 28°C environ (**Figure 41(b)**). Ces températures dues à la plastification en surface ne sont néanmoins pas suffisantes pour avoir une influence sur les contraintes résiduelles.

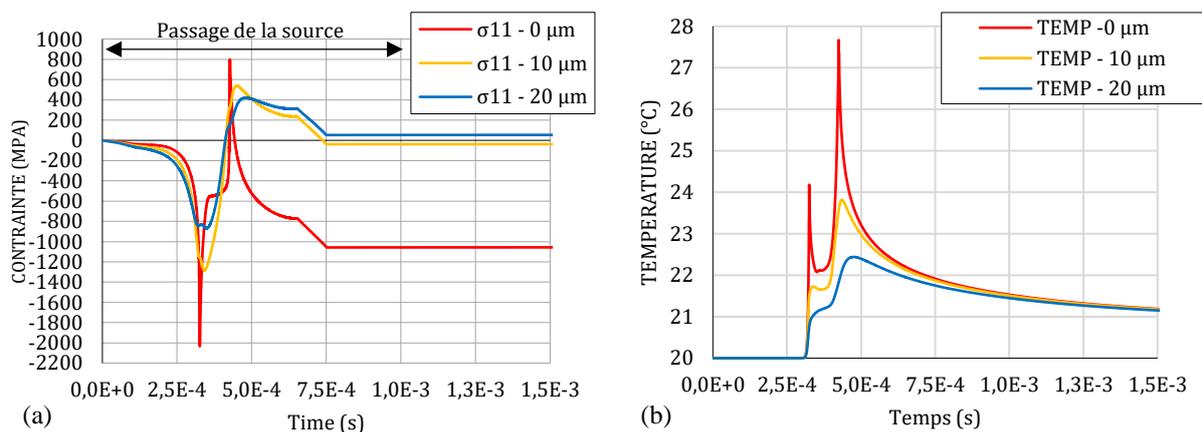


Figure 41. Evolution pour 3 profondeurs en fonction du temps : (a) des contraintes  $\sigma_{11}$  – (b) de la température due au travail plastique

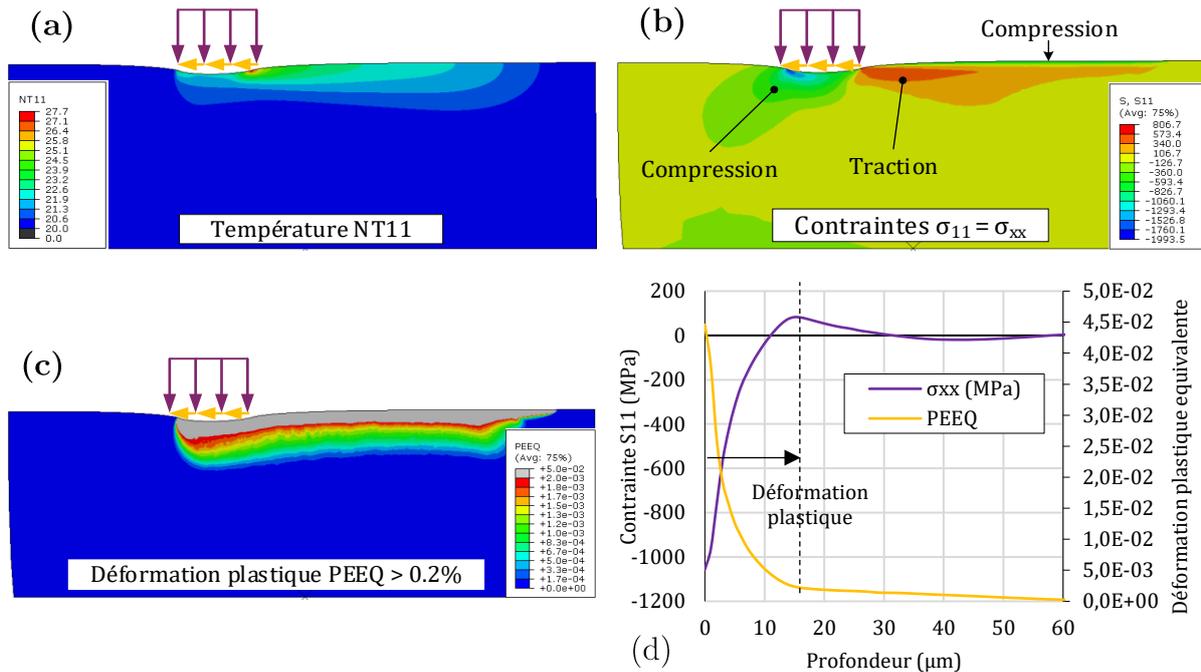


Figure 42. (a) Champs de températures – (b) Champ de contraintes  $\sigma_{11}$  – (c) Champ de déformation plastique équivalent – (d) Evolution des contraintes résiduelles et déformation plastique en fonction de la profondeur

Dans le cas d'un chargement mécanique, les contraintes résiduelles sont analysables directement, comme illustré dans la **Figure 42(b)**. Les incompatibilités de déformation sont très locales et vont ici dépendre de la capacité du matériau à s'écrourir. Dans le cas du Ti-6Al-4V, l'écrourissage est très faible, justifiant une profondeur affectée mécaniquement ne dépassant pas 15  $\mu\text{m}$  dans ce cas (**Figure 42(c)** & **Figure 42(d)**). Les contraintes résiduelles dans le cas d'un chargement mécanique, contrairement à la simulation précédente, sont cette fois ci majoritairement de compression.

#### 1.4 Conclusion générale du chapitre 1

Le **Chapitre 1** explique la phénoménologie des matériaux sous contraintes mécaniques et thermiques, au vu de préparer la simulation de la coupe et de comprendre leur influence sur la génération de contraintes résiduelles.

Les aspects du comportement élastique, plastique et endommagement (lorsque la formation du copeau est simulée) doivent intervenir pour la reproduction fidèle de la physique de la coupe.

Aussi, de nombreux coefficients doivent être déterminés, notamment pour établir les lois de comportement prenant en compte les effets visqueux, d'adoucissement thermique et d'écrourissage du matériau. Ces identifications ne sont pas simples et nécessitent des moyens expérimentaux onéreux et chronophages. Dans la suite du manuscrit, des techniques basées sur des mesures de coupe (efforts de coupe et températures) seront utilisées pour alimenter les modèles.

A l'aide de la simulation thermomécanique de la **section 3**, en faisant intervenir un chargement équivalent à celui de l'usinage dans une configuration de coupe orthogonale, et en implémentant les données physiques quantifiées à la **section 2**, il est remarqué que ce sont les sollicitations

thermiques qui génèrent des contraintes résiduelles de traction au refroidissement, pouvant s'avérer néfastes pour la durée de vie en fatigue de la surface (Cf. **Etat de l'art**). A l'inverse, les sollicitations purement mécaniques engendrent des contraintes résiduelles de compression après relaxation de la pièce, réputées pour avoir un effet bénéfique sur la durée de vie en fatigue en minimisant la probabilité d'apparition et propagation de fissures. La **Figure 43** illustre le principe de génération de contraintes résiduelles dans le recueil de Klocke (Klocke, 2011).

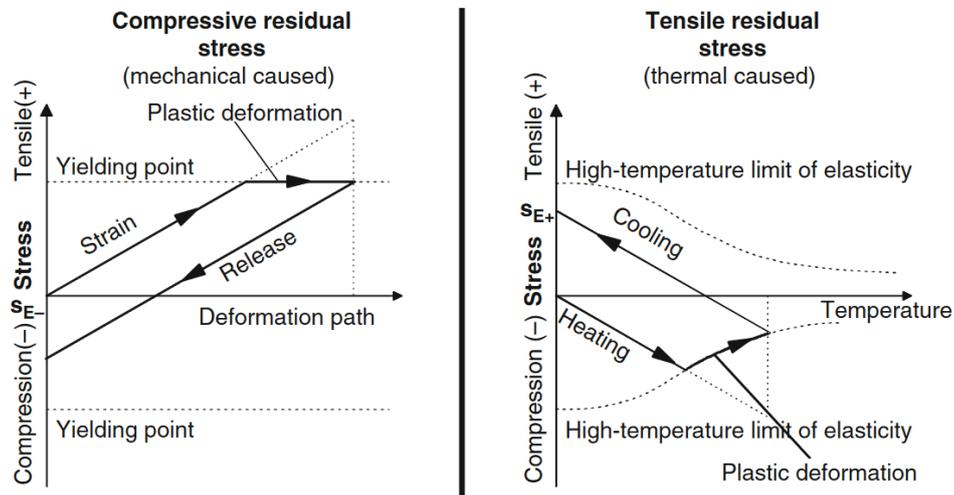


Figure 43. Formation de contraintes résiduelles (Klocke, 2011)

Dans le **Chapitre 2**, l'effet des paramètres opératoires cinématiques tels que la vitesse de coupe  $v_c$  et l'épaisseur de copeau non coupé  $h$ , ainsi que la géométrie de l'arête de coupe sur le cas de chargement mécanique et thermique sera abordé.

# CHAPITRE 2

## 2 Estimation du chargement thermomécanique en usinage – Cas de la coupe élémentaire

### Introduction

Durant la coupe des métaux, trois zones sont génératrices de production de chaleur, comme schématisé dans la **Figure 44**. Dans la zone de cisaillement primaire (PSZ), la déformation plastique est quasiment entièrement dissipée sous forme de chaleur, après la formule du travail plastique  $w_p = \sigma_{ij} : \dot{\epsilon}_{ij}^{pl}$  vue dans la **section 1.3.2.1** du **Chapitre 1** et sera justifiée à la **section 2.4.2**. En zone de cisaillement secondaire (SSZ), le frottement intense entre la face de coupe  $A_\gamma$  et l'extrados du copeau, ainsi que la forte déformation plastique du copeau génèrent un flux de chaleur important, comme illustré dans la **Figure 44(a)** et **(c)**, néfaste pour l'arête de coupe et pouvant provoquer une usure en cratère de l'arête. En zone de dépouille (TSZ), le frottement intense entre la pièce et l'outil induit une augmentation de la température à l'interface et peut engendrer des incompatibilités de déformation provoquant des contraintes résiduelles de traction sur la surface, voir même des changements microstructuraux (**Figure 44(b)** et **(d)**).

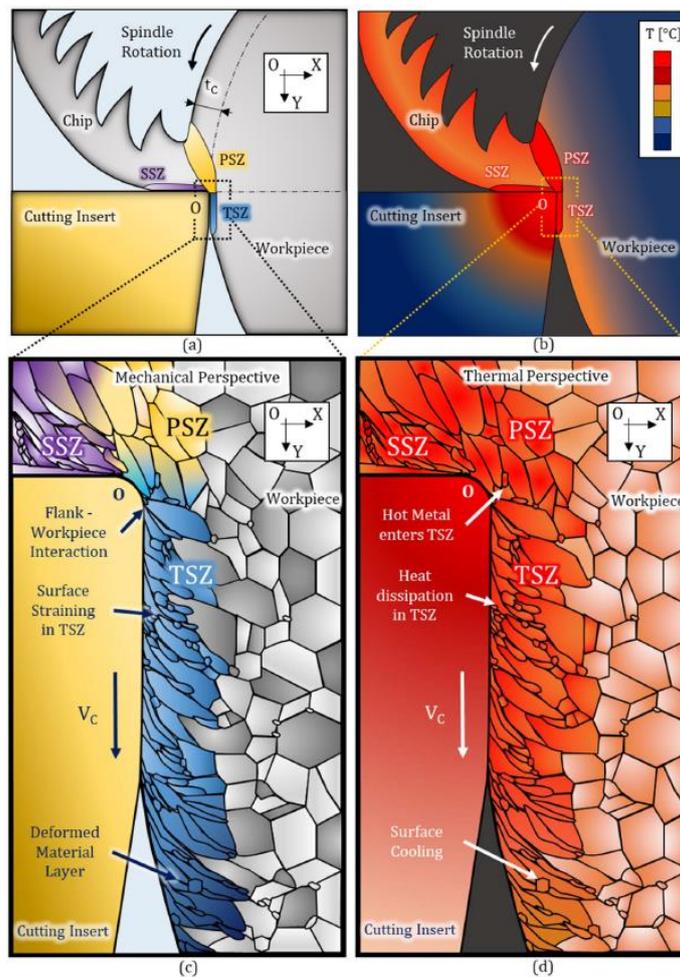


Figure 44. Représentation graphique du chargement thermomécanique appliqué sur la surface usinée (la Monaca et al., 2021) - (a) et (c) Chargement mécanique – (b) et (d) Chargement thermique

L'objectif de ce chapitre est donc l'identification du champ thermomécanique dans le contexte de la coupe orthogonale. Dans cette configuration simplifiée, l'étude de la coupe est établie dans le plan normal à l'arête, noté « Pn » et contenant donc la vitesse de coupe  $v_c$ . Le plan de référence de l'outil, noté « Pr » est défini comme étant le plan passant par le point considéré de l'arête et contenant l'axe de l'outil. Enfin, le plan d'arête de l'outil, noté « Ps », est le plan tangent à l'arête au point considéré, et perpendiculaire au plan de référence de l'outil.

Les quantités telles que :

- L'angle de coupe normal de l'outil  $\gamma_n$  (angle entre la face de coupe  $A_\gamma$  et le plan Pr mesuré dans Pn) ;
- L'angle de dépouille normal de l'outil  $\alpha_n$  (angle entre la face de dépouille  $A_\alpha$  et le plan Ps mesuré dans Pn) ;
- Le rayon d'acuité d'arête  $r_\beta$  (rayon de l'arrondi de l'outil mesuré dans le plan Pn).

figurent tous les trois dans la **Figure 45(a)**. La méthode consiste dans un premier temps, à identifier les « termes sources ». La **Figure 45(a)** illustre le principe de formation du copeau qui sera étudié dans la **section 2.1** de ce chapitre.

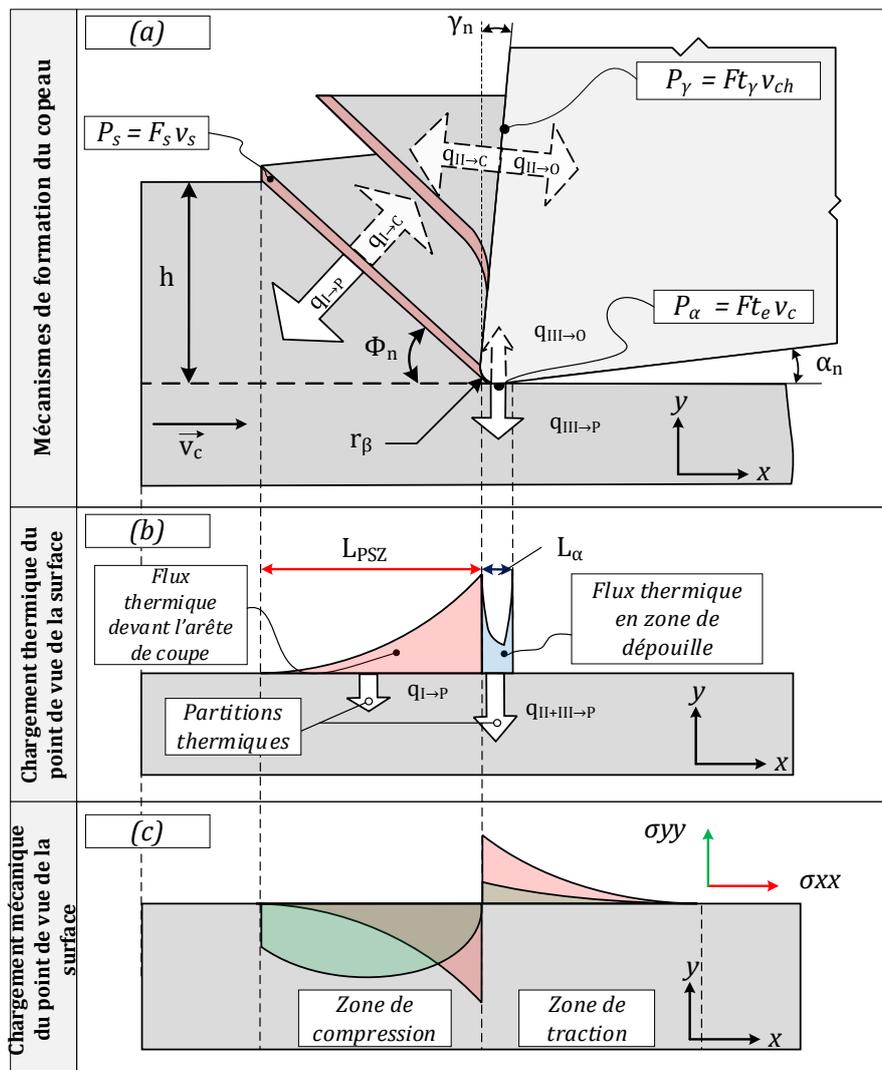


Figure 45. Illustration de l'identification des termes sources et leurs résultantes

Il est nécessaire de quantifier :

- la puissance dissipée en zone de cisaillement primaire  $P_s$  (W) ou (mW) ;
- la puissance dissipée en zone de cisaillement/frottement secondaire  $P_\gamma$  (W) ou (mW) ;
- la puissance dissipée en zone de cisaillement/frottement tertiaire  $P_\alpha$  (W) ou (mW).

Mais également les longueurs d'application des puissances dissipées pour estimer le flux surfacique des termes sources, qui sont :

- Le flux thermique source en zone de cisaillement primaire  $q_s$  (W/m<sup>2</sup>) ou (mW/mm<sup>2</sup>) ;
- Le flux thermique source en zone de cisaillement/frottement secondaire  $q_\gamma$  (W) ou (mW) ;
- Le flux thermique source en zone de cisaillement/frottement tertiaire  $q_\alpha$  (W) ou (mW).

Une fois ces termes sources en puissance, puis en flux identifiés pour un jeu de paramètres cinématiques ( $v_c$  et  $h$ ) ainsi que pour une géométrie d'arête de coupe donnée ( $\gamma_n$ ,  $\alpha_n$  et  $r_\beta$ ), il est nécessaire d'établir une étude la partition énergétique pour connaître le proportion de flux traversant la surface de la pièce, l'outil et enfin la proportion d'énergie évacuée dans le copeau :

- Flux thermique dans la pièce :  $q_{I \rightarrow P} + q_{II \rightarrow P} + q_{III \rightarrow P}$  (mW/mm<sup>2</sup>)
- Flux thermique dans l'outil :  $q_{III \rightarrow O} + q_{II \rightarrow O}$  (mW/mm<sup>2</sup>)
- Flux thermique dans le copeau :  $q_{I \rightarrow C} + q_{II \rightarrow C}$  (mW/mm<sup>2</sup>)
- Contrainte normale dans la pièce :  $\sigma_{I \rightarrow P}$  ;  $\sigma_{III \rightarrow P}$  (N/mm<sup>2</sup>)
- Contrainte tangentielle dans la pièce :  $\tau_{I \rightarrow P}$  ;  $\tau_{III \rightarrow P}$  (N/mm<sup>2</sup>)

Dans cette étude, ce sont les flux et contraintes orientés vers la pièce qui sont investigués en priorité. Ainsi, la **Figure 45(b)** illustre le chargement équivalent en flux thermique vers la pièce, sans modélisé le copeau, ni l'outil, et la **Figure 45(c)** montre l'application du chargement mécanique équivalent sur la pièce, avec une zone de compression à l'avant de l'outil et la zone de traction à l'arrière de l'outil non modélisé. (Cf. **Chapitre 1**).

Afin de calculer ses termes sources, un champ cinématiquement admissible doit être établi. Ces quantités ne peuvent pas être prédites rigoureusement et des mesures expérimentales sont nécessaires. Les techniques de mesure de ces quantités seront décrites dans ce chapitre. Dans la **section 2.3**, un modèle de simulation thermique en configuration eulérienne sera utilisé pour calculer le champ de température entre la pièce, l'outil et le copeau. Il aura pour données d'entrée les mesures expérimentales de la **section 2.2**. La principale difficulté ici réside dans l'identification des cas de chargements mécaniques et thermiques, qui selon les propriétés thermomécaniques du matériau usiné, peuvent être plus ou moins couplés. Les techniques expérimentales disponibles pour la mesure du chargement mécanique extérieur appliqué sur la pièce ou l'outil sont :

- La mesure des efforts de coupe avec des dynamomètres piézoélectriques : Cette technique présente l'avantage d'être fiable et permet d'obtenir des mesures avec des fréquences d'acquisition assez élevées pour enregistrer de faibles variations d'efforts avec quelques kilohertz de fréquence, comme montré en **Figure 46(a)** . Le principal inconvénient d'une telle mesure est qu'elle renvoie la résultante de l'ensemble des actions mécaniques appliquées sur la bande de cisaillement primaire, la face de coupe, et la face de dépouille. Ceci se traduit par des valeurs d'efforts dans la direction tangentielle et normale à la surface (**Figure 46(b)**). Il est alors nécessaire d'introduire

un modèle de décomposition des efforts pour les partitionner dans chacune des zones. Ce sera l'objet de la **section 2.1**.

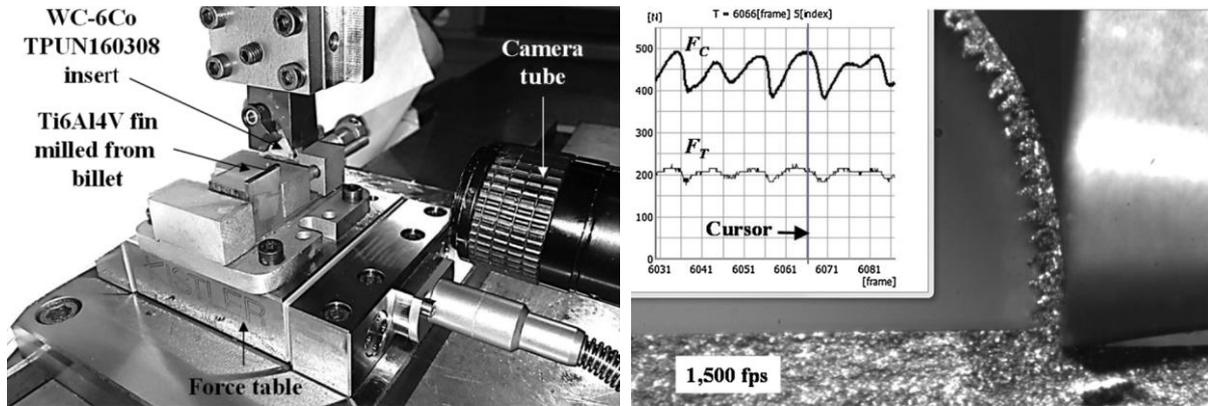


Figure 46. (a) Montage expérimental de la coupe orthogonale plane  
(b) Exemple d'effort de coupe  $F_c$  et effort radial  $F_r$  mesurés par le dynamomètre (Childs et al., 2018)

- La mesure du champ de déplacement. Deux techniques permettent d'accéder par mesure directe au champ de déplacement de la matière. La première technique est l'essai QST (Quick Stop Test), dont l'objectif est de dégager l'outil pendant la coupe, (plus vite que la vitesse de coupe) afin de laisser le copeau sur la surface dans sa configuration d'équilibre. En y intégrant une grille physique sur l'échantillon (**Figure 47 (a)**), il est alors possible de mesurer la déformation des éléments et d'en déduire la déformation totale. La deuxième technique est la mesure de champ par corrélation d'image. En enregistrant deux images prises avec quelques nanosecondes d'écart, il est possible de mesurer la différence des dimensions d'un élément dans sa configuration initiale et dans sa configuration déformée. La théorie des milieux continus permet alors, en appliquant la relation  $\epsilon_{ij} = \frac{1}{2}(u_{ij,i} + u_{ij,j})$  de remonter au champ de déformation. La **Figure 47(b)** illustre la mesure de vitesse de déformation totale  $\dot{\epsilon}$  dans la bande de cisaillement primaire d'alliage Ti-6Al-4V. L'inconvénient est qu'il est nécessaire de connaître la loi de comportement du matériau pour calculer le champ de contrainte  $\sigma_{ij}$  et de quantifier le chargement mécanique dans chacune des zones.

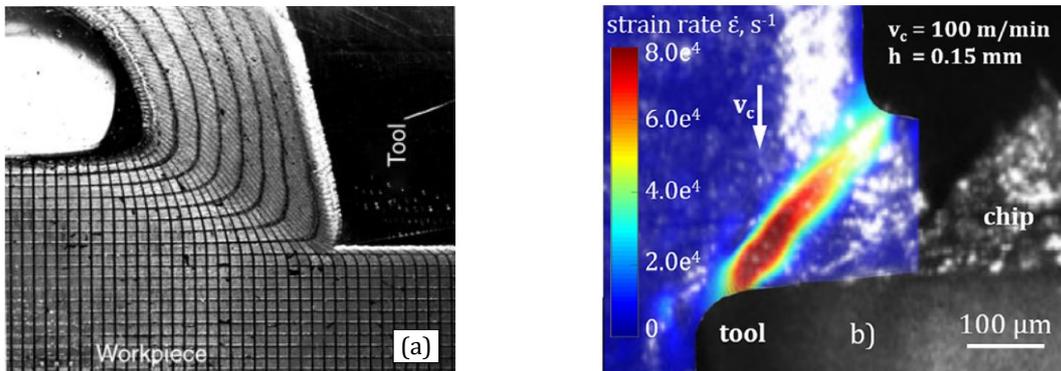


Figure 47. (a) Grille pour l'évaluation des déformations après un essai QST (Leopold, 2000) - (b) Corrélation d'image et mesure de la vitesse de déformation plastique dans la PSZ pour l'alliage Ti-6Al-4V (Berges et al., 2021)

Dans un premier temps, il convient de définir simplement la répartition des efforts lors de la coupe. Une des premières modélisations est celle introduite par Eugene Merchant (Merchant, 1944).

## 2.1. Modèle en coupe orthogonale

Dans le modèle suivant, plusieurs hypothèses sont choisies. La première est que le matériau usiné a une contrainte d'écoulement plastique constante quelle que soit l'intensité des déformations. Il est dit « plastique parfait ». De plus, une autre hypothèse est que la taille de grain est suffisamment petite pour justifier la condition d'homogénéité. Enfin, l'outil et son attachement sont considérés comme infiniment rigides et l'arête de coupe parfaitement affûtée (rayon d'acuité d'arête  $r_\beta \approx 0$ ). La **Figure 48** montre la modélisation de la coupe orthogonale et les quantités sont décrites dans le **Tableau 12**.

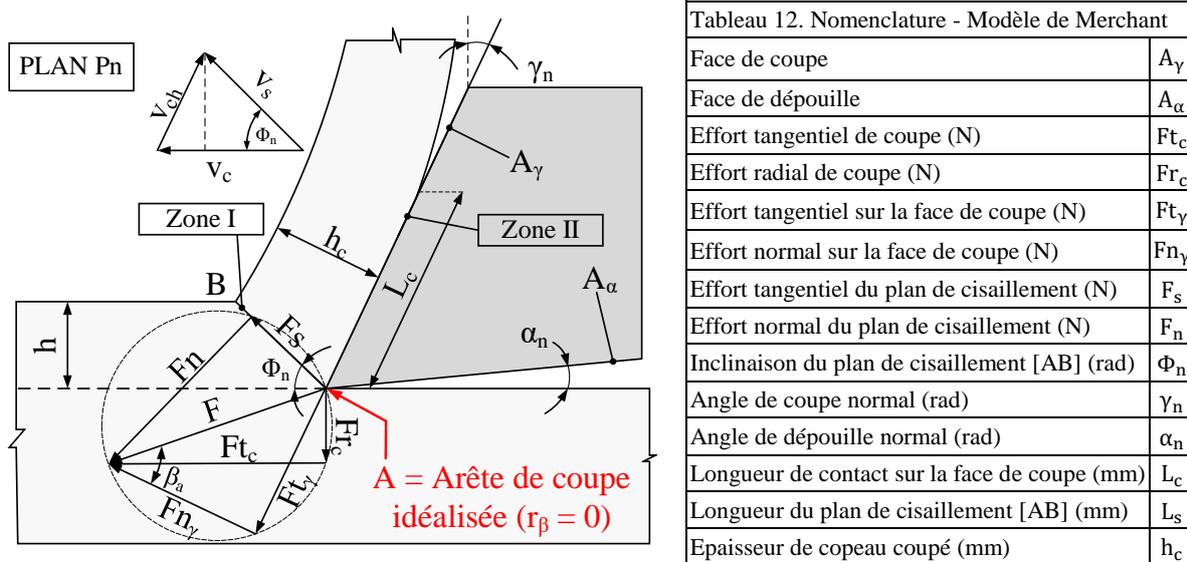


Figure 48. Modèle de coupe orthogonale de Merchant - (D'après la norme ISO 3002/4)

Les efforts résultants du bilan des actions mécaniques extérieurs appliqués sur la pièce par l'outil sont équilibrés dans un cercle circonscrit et passant par l'arête de coupe (point A). Le bilan des actions mécaniques est, à la fois, piloté par les interactions à l'interface outil/copeau (Zone II) mais aussi piloté par les interactions à l'interface pièce/copeau (Zone I). Les mécanismes dans chacune des zones sont différents, mais interagissent entre-eux. Par exemple, un angle de coupe élevé modifiera non seulement l'effort tangent à la face de coupe  $Ft_\gamma$  (zone II), mais inclinera également l'angle du plan de cisaillement  $\Phi_n$ , ce qui aura une incidence directe sur la zone I. Cette interdépendance est démontrée aisément dans les équations d'équilibre du copeau décrites dans les sections suivantes.

### 2.1.1 Champ cinématique de coupe orthogonale

Le champ de vitesse dans la zone de cisaillement doit être établi. L'approche régulièrement proposée consiste à définir la zone de cisaillement comme plan de cisaillement, dont l'épaisseur  $h_s$  (mm) est nulle. Alors, la déformation plastique de cisaillement  $\gamma_{AB}^{pl}$  (mm/mm) est calculée à partir de l'**Eq. 25**.

$$\gamma_{AB}^{pl} = \frac{\cos \gamma_n}{\sin \Phi_n \cos(\Phi_n - \gamma_n)} \quad \text{Eq. 25}$$

Avec  $\gamma_n$  (rad) l'angle de coupe et  $\Phi_n$  (rad) l'angle moyen du plan de cisaillement. La vitesse de déformation plastique moyenne sur le plan AB,  $\dot{\gamma}_{AB}^{pl}$  ( $s^{-1}$ ) n'est cependant calculable que si

on considère que la bande de cisaillement a une épaisseur  $h_s$  (mm), et se calcule d'après **Eq. 26**.

$$\dot{\gamma}_{AB}^{pl} = \frac{\dot{\gamma}_{AB}^{pl}}{\Delta t} = \frac{v_c \cos \gamma_n}{h_s \cos(\Phi_n - \gamma_n)} \quad \text{Eq. 26}$$

Avec  $v_c$  la vitesse de coupe (mm/s). En première approximation, l'épaisseur de la bande de cisaillement peut être décrite comme :

- un ratio de la longueur de la bande de cisaillement  $L_s$  telle que  $h_s = 0.15 - 0.20 L_s$  (Altintas, 2000) ;
- un ratio de l'épaisseur de copeau non coupé  $h$ , tel que  $h_s = 0.5 h$  comme proposé par Komanduri (Komanduri and Hou, 2000) ou  $h_s = 0.025 h$  proposé par Dudzinski (Dudzinski and Molinari, 1997) ;
- ou bien comme un ratio de l'épaisseur coupée et l'inclinaison de la bande de cisaillement tel que  $h_s = h/10 \sin \Phi_n$  pour Grzesik (Grzesik, 2017).

Dans tous les cas, une observation directe du copeau doit être réalisée.

Il est rappelé que la longueur de la bande de cisaillement  $L_s$  (mm) est calculée géométriquement avec l'**Eq. 27**.

$$L_s = \frac{h}{\sin \Phi_n} \quad \text{Eq. 27}$$

La vitesse moyenne  $v_s$  (mm/s) sur le plan de cisaillement est donnée par l'**Eq. 28**.

$$v_s = v_c \frac{\cos \gamma_n}{\cos(\Phi_n - \gamma_n)} \quad \text{Eq. 28}$$

Dans les **Eq. 25** à **Eq. 28**, l'angle d'inclinaison du plan de cisaillement intervient. Il est donc nécessaire de le mesurer. Une méthode sera ainsi proposée à la **section 2.3.3**.

### 2.1.2 Partition des efforts sur le plan de cisaillement primaire

Les efforts mesurés sont projetés suivant l'inclinaison du plan de cisaillement primaire nommée  $\Phi_n$  (rad). Ceci implique la mesure expérimentale de cet angle, bien qu'il puisse être prédit par la méthode dite « *du principe de l'énergie minimum* » (Merchant, 1944). Ce principe stipule que la puissance de coupe  $P_c$  (W) doit être minimale lorsque l'inclinaison de la bande de cisaillement atteint une certaine valeur  $\Phi_M$  (rad). Ce qui se traduit par la relation de l'**Eq. 29**.

$$\frac{dP_c}{d\Phi} = 0 \rightarrow \frac{d(v_c F_t)}{d\Phi} = \frac{d(v_c b h \tau_s \frac{\cos(\beta_a - \gamma_n)}{\sin \Phi \cos(\Phi + \beta_a - \gamma_n)})}{d\Phi} = 0 \rightarrow \Phi_M = \frac{\pi}{4} - \frac{\beta_a - \gamma_n}{2} \quad \text{Eq. 29}$$

Un autre principe, dit « *principe du cisaillement maximum* », proposé par Lee & Shaffer (LEE, 1951) au travers de modèle dit « *slip line* », proposent que le cisaillement apparaisse lorsque la contrainte de cisaillement est maximale. La résultante des efforts doit être inclinée d'un angle de  $45^\circ$  avec la direction principale de l'effort résultant  $R$ , ce dernier formant un angle égal à  $(\Phi - \beta_a + \gamma_n)$  (rad) avec le plan de cisaillement. Ceci implique que l'angle de cisaillement  $\Phi_{LS}$  satisfaisant l'égalité de l'**Eq. 30**.

$$\Phi_{LS} = \frac{\pi}{4} - (\beta_a - \gamma_n) \quad \text{Eq. 30}$$

Les **Eq. 29** et **Eq. 30** peuvent, en première approximation, permettre d'encadrer la valeur de l'inclinaison du plan de cisaillement. Néanmoins, ces relations sont cependant mal vérifiées expérimentalement dans le cas de l'alliage Ti-6Al-4V, comme le montrent les travaux de Budak et Altintas (Budak et al., 1996). Ils montrent que l'inclinaison de la bande de cisaillement est dépendante de l'épaisseur de copeau non coupé  $h$  ainsi que de l'angle de coupe  $\gamma_n$ , en effectuant une série d'essais de coupe orthogonale sur disque avec un outil en carbure. Pour ces essais, des épaisseurs de copeau non coupé variant de 0.005 mm à 0.10 mm et des angles de coupe  $\gamma_n$  variant de  $0^\circ$  à  $15^\circ$  sont considérés. Dans leurs travaux, l'angle d'inclinaison du plan de cisaillement  $\Phi_n$  est mesuré indirectement par le biais de la formule géométrique du rapport de compression du copeau. Ils donnent pour le Ti-6Al-4V la relation décrite dans l'**Eq. 31**.

$$\begin{cases} r_c = (r_1 + r_2 \gamma_n) h^{(r_3 + r_4 \gamma_n)} \\ \Phi_n = \text{atan} \left( \frac{r_c \cos \gamma_n}{1 - r_c \sin \gamma_n} \right) \\ r_1 = 1.755 ; r_2 = -0.028 ; r_3 = 0.331 ; r_4 = 0.0082 \end{cases} \quad \text{Eq. 31}$$

L'inclinaison du plan de cisaillement est un paramètre d'entrée des modèles et doit être mesuré expérimentalement pour une variété de conditions opératoires. Les efforts de coupe mesurés sont projetés dans le repère de la bande de cisaillement d'après l'**Eq. 32**.

$$\begin{cases} F_s = Ft_c \cos \Phi_n - Fr_c \sin \Phi_n \\ F_n = Ft_c \sin \Phi_n + Fr_c \cos \Phi_n \end{cases} \quad \text{Eq. 32}$$

La contrainte de cisaillement  $\tau_s$  peut être calculée à partir de la mesure des efforts en divisant l'effort de cisaillement  $F_s$  par l'aire du plan de cisaillement  $A_s$  comme décrit dans l'**Eq. 33**.

$$\tau_s = \frac{F_s}{A_s} = \frac{Ft_c \cos \Phi_n - Fr_c \sin \Phi_n}{\frac{b \cdot h}{\sin \Phi_n}} \quad \text{Eq. 33}$$

La contrainte normale  $\sigma_n$  (MPa) s'exerçant sur le plan de cisaillement est calculée à partir de l'**Eq. 34**.

$$\sigma_n = \frac{F_n}{A_s} = \frac{Ft_c \sin \Phi_n + Fr_c \cos \Phi_n}{\frac{b \cdot h}{\sin \Phi_n}} \quad \text{Eq. 34}$$

La puissance moyenne dans le plan de cisaillement, notée  $P_s$  (mW) est alors calculée comme le produit scalaire de la force de cisaillement  $F_s$  (N) et la vitesse de cisaillement  $v_s$  (mm/s) dans l'**Eq. 35**.

$$P_s = F_s v_s = v_c \frac{(Ft_c \cos \Phi_n - Fr_c \sin \Phi_n) \cos \gamma_n}{\cos(\Phi_n - \gamma_n)} \quad \text{Eq. 35}$$

Le flux surfacique  $q_s$  (mW/mm<sup>2</sup>) moyen généré dans le plan de cisaillement est alors calculé à partir de l'**Eq. 36**.

$$q_s = \frac{P_s}{L_s} \quad \text{Eq. 36}$$

Avec  $L_s$  la longueur du plan de cisaillement [AB] exprimée en (mm).

Une première estimation de la température sur le plan de cisaillement  $T_s$  ( $^{\circ}\text{C}$ ) peut être ici réalisée en considérant le phénomène purement adiabatique (pas de conduction de chaleur autour de la zone de cisaillement), en connaissant la masse volumique  $\rho$  ( $\text{kg}/\text{m}^3$ ) et la capacité thermique à pression constante  $c_p$  ( $\text{J}/\text{kg}\cdot^{\circ}\text{C}$ ) ainsi que la part d'énergie mécanique dissipée sous forme de chaleur, noté  $\beta$  qui est le coefficient de Taylor-Quiney. En ajoutant la température ambiante  $T_{\text{amb}}$ , alors l'Eq. 37 donne la température moyenne sur le plan [AB].

$$T_s = T_{\text{amb}} + \beta \frac{P_s}{bhv_c \rho c_p} = T_{\text{amb}} + \beta \frac{P_s}{\lambda b \left( \frac{hv_c}{\alpha} \right)} \quad \text{Eq. 37}$$

La température sur le plan de cisaillement devient indépendante de la vitesse de coupe  $v_c$  quand les hypothèses d'adiabaticité sont vérifiées, c'est-à-dire lorsque le nombre de Peclet  $\left( \frac{hv_c}{\alpha} \right)$  est grand. Ce principe sera mis en lumière dans les simulations de la section 2.3.4.

Il y a donc un effet de seuil de température pour les vitesses de coupe élevées dans la zone de cisaillement primaire. Les essais de (Budak et al., 1996) montrent que la contrainte de cisaillement pour l'alliage Ti-6Al-4V est relativement constante quelles que soient les conditions opératoires utilisées ( $\tau_s = 613 \pm 73 \text{ MPa}$  ( $\pm 11.9\%$ )) ce qui s'explique par la faible dépendance de la contrainte aux sollicitations thermiques et vitesse de déformation dans le cas du Ti-6Al-4V (§Chapitre 1). A titre d'exemple, la Figure 49(a) montre l'évolution des coefficients d'efforts spécifiques de coupe tangentiels et radiaux pour le Ti-6Al-4V d'après les essais de (Budak et al., 1996). La Figure 49(b) représente la température moyenne dans le plan de cisaillement, d'après les données de la Figure 49(a) et avec l'application de l'Eq. 37. Les pressions dans la zone de cisaillement primaire ainsi que les températures locales augmentent à mesure que l'épaisseur de copeau diminue. L'angle de coupe  $\gamma_n$  a aussi une influence sur la génération de flux de chaleur en bande de cisaillement primaire.

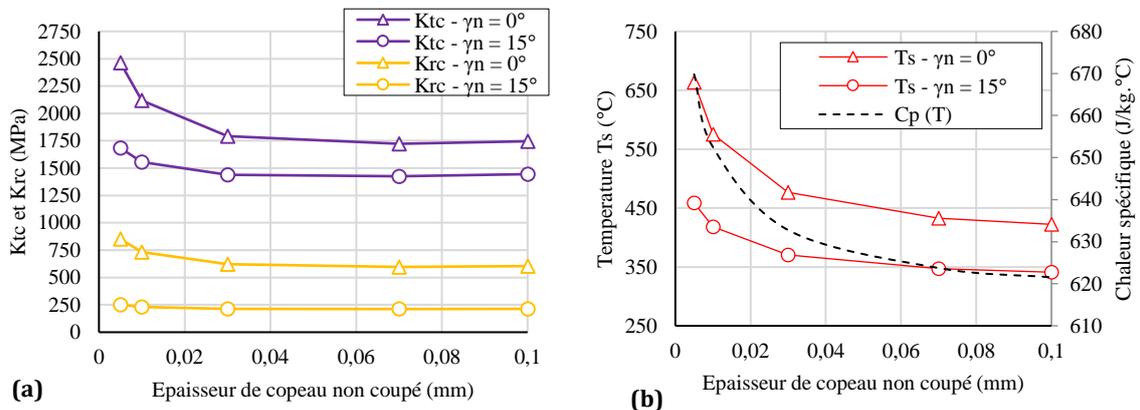
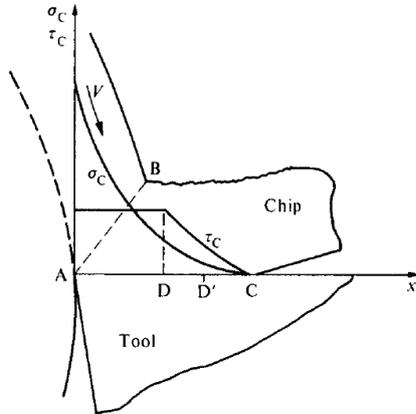


Figure 49. (a) Coefficient spécifique d'effort mesurés mécaniques  
(b) Température calculée dans la bande de cisaillement calculée à partir des mesures mécaniques

### 2.1.3 Partition des efforts dans la zone de frottement-cisaillement secondaire

Une grande partie des efforts mesurés provient des phénomènes tribologiques sur la face de coupe de l'outil. Ces efforts sont dépendants de la pression de contact, de la vitesse de frottement et de la qualité de la surface. Il existe, de par la variation de pression sur la face de coupe et les gradients de vitesses, deux zones de régimes tribologiques distincts.

- La zone de collage, sur le segment [AD] de la **Figure 50**, où la contrainte de cisaillement est approximativement égale à  $\tau_s$  ;
- La zone de glissement, correspondant au segment [DC] avec un coefficient de frottement constant.



Le coefficient de frottement moyen  $\mu_a$  est donc calculé à partir de la mesure des efforts de coupe ( $F_{t_c}$  et  $F_{r_c}$ ) et décomposés en efforts tangentiel  $F_{t_\gamma}$  et efforts normal  $F_{n_\gamma}$  sur la face de coupe, tel que décrit dans l'**Eq. 38**.

$$\mu_a = \frac{F_{t_\gamma}}{F_{n_\gamma}} = \frac{F_{t_c} \sin \gamma_n + F_{r_c} \cos \gamma_n}{F_{t_c} \cos \gamma_n - F_{r_c} \sin \gamma_n} \quad \text{Eq. 38}$$

L'angle de coefficient de frottement moyen sur la face de coupe est calculé avec l'**Eq. 39**.

$$\beta_a = \tan \mu_a \quad \text{Eq. 39}$$

La répartition de la pression le long de la zone de contact est particulièrement difficile à mesurer directement, mais elle est nécessaire à la quantification des termes sources.

Figure 50. Répartition de la contrainte normale et tangentielle sur la face de coupe (Usui and Takeyama, 1960)

C'est pourquoi les relation mathématiques se basent sur l'ajustement d'un coefficient de répartition de pression  $\zeta$  (Childs, 2000) variant de 2 à 3 pour le Ti-6Al-4V et qui doit être ajusté au travers d'essais de coupe orthogonale. Le gradient de pression le long de la zone de contact peut être modélisé par la fonction mathématique de l'**Eq. 40** (Childs, 2000).

$$p^{\text{Childs}}(y_c) = p_0 \left(1 - \frac{y_c}{L_c}\right)^\zeta \quad \text{Eq. 40}$$

La pression en pointe d'outil, c'est-à-dire dans la zone de collage, est supposée être dépendante de la contrainte dans la bande de cisaillement primaire  $\tau_s$ , de l'inclinaison de la bande de cisaillement ainsi que de l'angle moyen de frottement  $\beta_a$ . Les propositions de pression en pointe d'outil  $p_0$  de (Moufki et al., 1998) et (Budak and Ozlu, 2008) sont présentées en **Eq. 41** et **Eq. 42** respectivement.

$$p_0^{\text{Moufki}} = 4 \frac{1 + \zeta}{2 + \zeta} \frac{\cos^2 \beta_a}{\sin[2(\phi_n + \beta_a - \gamma_n)]} \tau_s \quad \text{Eq. 41}$$

$$p_0^{\text{Budak}} = h \frac{(\zeta + 1)}{L_c} \frac{\cos \beta_a}{\sin \phi_n \cos(\phi_n + \beta_a - \gamma_n)} \tau_s \quad \text{Eq. 42}$$

Le calcul de la longueur de contact est proposée par Moufki (Moufki et al., 1998) d'après le calcul de l'équilibre du copeau, en supposant que la distribution de contrainte est uniforme dans la bande de cisaillement primaire (**Eq. 43**).

$$L_c^{\text{Moufki}} = h \frac{(2 + \zeta)}{2} \frac{\sin(\phi_n + \beta_a - \gamma_n)}{\sin \phi_n \cos \beta_a} \quad \text{Eq. 43}$$

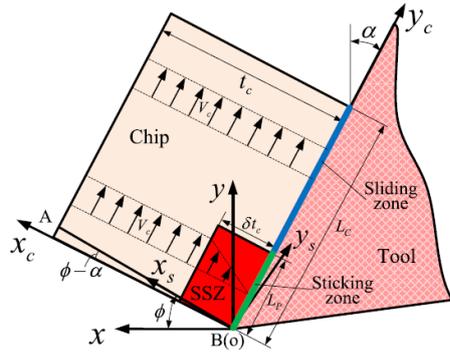


Figure 51. Schéma des phénomènes physique sur la face de coupe et le copeau (Bai et al., 2017)

La relation entre le coefficient de frottement moyen  $\mu_a$  et le coefficient de frottement en régime glissant  $\mu_{sl}$  est obtenue par la proposition de (Budak and Ozlu, 2008). Ces deux coefficients sont alors reliés selon l'Eq. 44.

$$\begin{cases} \mu_a = \frac{\tau_s}{P_0} \left\{ 1 + \zeta \left[ 1 - \left( \frac{\tau_s}{P_0 \mu_{sl}} \right)^{\frac{1}{\zeta}} \right] \right\} \\ \mu_{sl} = \frac{\tau_s}{P_0} \left( \frac{-P_0 \mu_a + \tau_s + \zeta \tau_s}{\zeta \tau_s} \right)^{-\zeta} \end{cases} \quad \text{Eq. 44}$$

La longueur de contact en régime collant est alors déduite par l'Eq. 45 et décrite dans la Figure 51.

$$L_p = L_c \left[ 1 - \left( \frac{\tau_s}{P_0 \mu_{sl}} \right)^{1/\zeta} \right] \quad \text{Eq. 45}$$

La puissance moyenne dans la zone de frottement secondaire, notée  $P_Y$  (mW) est calculée comme le produit scalaire de l'effort tangentiel sur la face de coupe  $F_{t_Y}$  (N) et de la vitesse de du copeau  $v_{ch}$  (mm/s), comme indiqué dans l'Eq. 46.

$$P_Y = F_{t_Y} v_{ch} = (F_{t_c} \sin \gamma_n + F_{r_c} \cos \gamma_n) \left( \frac{\sin \Phi_n}{\cos(\Phi_n - \gamma_n)} v_c \right) \quad \text{Eq. 46}$$

Le flux surfacique  $q_Y$  (mW/mm<sup>2</sup>) moyen généré dans la zone de frottement secondaire est décrite dans l'Eq. 47.

$$q_Y = \frac{P_Y}{L_c} \quad \text{Eq. 47}$$

#### 2.1.4 Partition des efforts dans la zone de frottement-cisaillement tertiaire

Le modèle de Merchant expliqué dans les sections ci-dessus ne prend pas en compte d'effet du rayon d'acuité d'arête ( $r_\beta$ ). Cependant, ce paramètre géométrique est crucial en usinage puisqu'il a une action de renforcement de l'arête de coupe, et permet des gains de durée de vie important, surtout pour les matériaux nécessitant des contraintes importantes pour être mis en forme (Denkena and Biermann, 2014). Un des premier auteur à considérer le rayon d'acuité d'arête dans les modèles de coupe est Albrecht (Albrecht, 1960), qui décompose les efforts mesurés quatre parties, comme décrit en Figure 52. La région N°1 où les efforts résultent des actions mécaniques sur la face de coupe, la région N°2 où les efforts proviennent des actions sur le rayon d'acuité d'arête, la région N°3 qui correspond à la zone de retour élastique du matériau et finalement la région N°4 qui est le siège des actions mécaniques résultantes de l'usure en dépouille de l'arête de coupe.

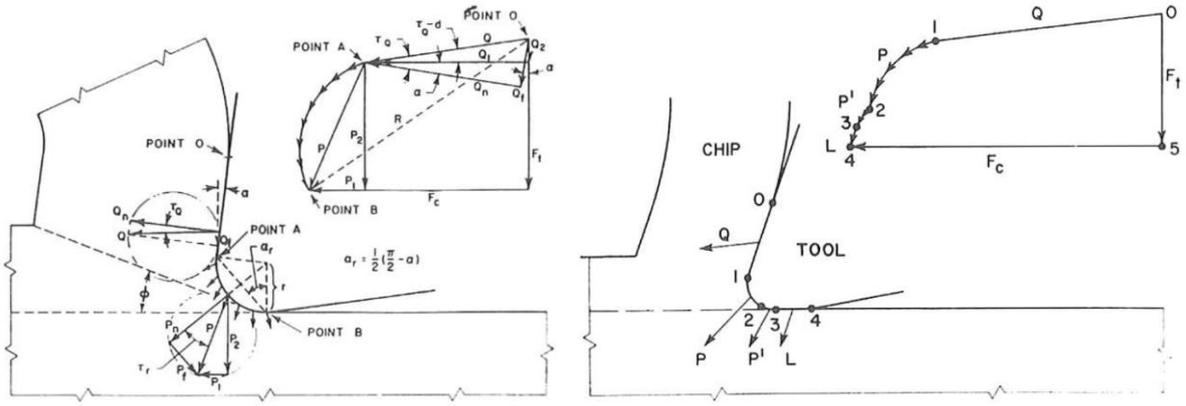


Figure 52. Décomposition des efforts selon Albrecht (Albrecht, 1960)

Les travaux de (Wyen and Wegener, 2010) portent sur l'influence du rayon d'acuité d'arête  $r_\beta$  sur les efforts de coupe. Ils utilisent la décomposition classique selon Albrecht décrite en **Figure 52**, à savoir que les efforts dans la direction tangentielle et radiale sont la composition (au sens sommation) des efforts de coupe  $F_{t_c}$  et  $F_{r_c}$  et les efforts d'arête  $F_{t_e}$  et  $F_{r_e}$ , telle que décrit dans l'**Eq. 48**.

$$\begin{cases} F_t = F_{t_c} + F_{t_e} \\ F_r = F_{r_c} + F_{r_e} \end{cases} \quad \text{Eq. 48}$$

La valeur des efforts d'arêtes sont quantifiées à partir de l'extrapolation des efforts à copeau nul **Figure 53(a)** et la direction des efforts selon la pente  $\delta_{f,r_\beta}$  de la **Figure 53(b)**. Ils montrent que les efforts radiaux (normaux à la surface) sont particulièrement sensibles au rayon d'acuité d'arête, contrairement aux efforts de coupe. De plus, ils montrent que les vitesses de coupe ont également peu d'influence sur les efforts.

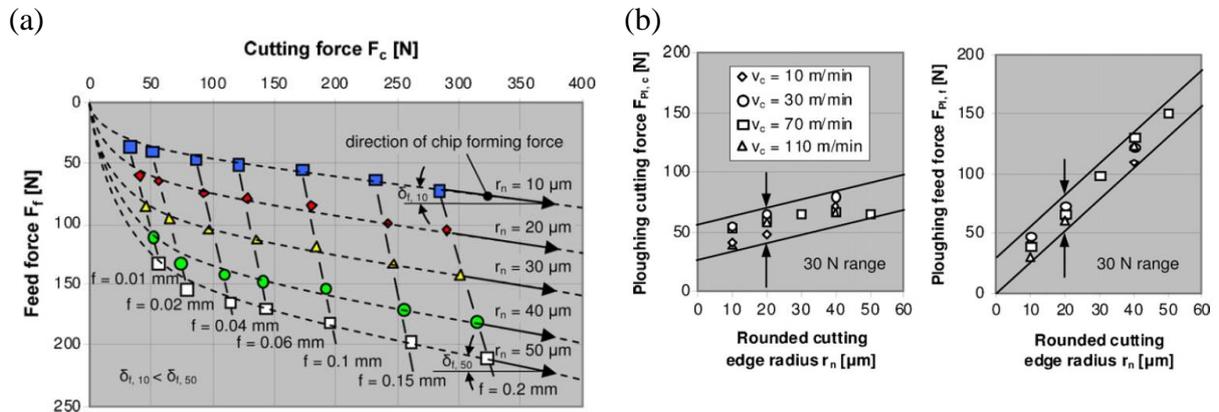


Figure 53. (a) Evolution des efforts globaux en fonction du rayon d'acuité d'arête (b) Influence du rayon d'acuité et de la vitesse de coupe sur les efforts d'arêtes tangentiels et radiaux (Wyen and Wegener, 2010)

La puissance moyenne dans la zone de frottement tertiaire, notée  $P_\alpha$  (mW) est calculée comme le produit scalaire d'effort tangentiel moyen sur la face de dépouille  $F_{t_e}$  (N) et la vitesse de coupe  $v_c$  (mm/s) dans **Eq. 49**.

$$P_\alpha = F_{t_e} v_c \quad \text{Eq. 49}$$

Le flux surfacique  $q_\alpha$  (mW/mm<sup>2</sup>) moyen généré dans la zone de frottement tertiaire est alors calculé à partir de l'**Eq. 50**.

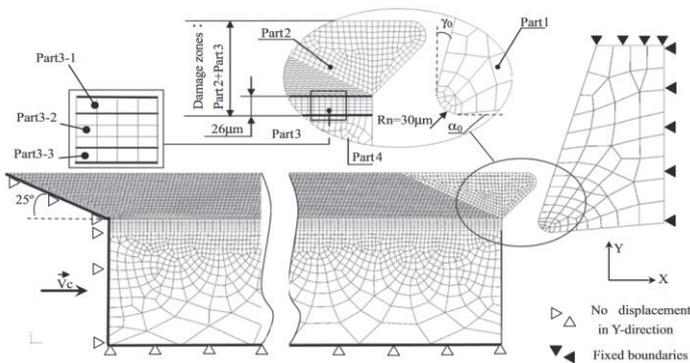
$$q_{\alpha} = \frac{P_{\alpha}}{L_{\alpha}}$$

Eq. 50

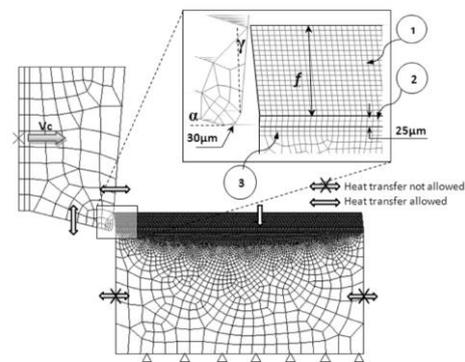
Avec  $L_{\alpha}$  (mm) la longueur de contact en face de dépouille.

## 2.2 Modèle de simulation purement mécanique

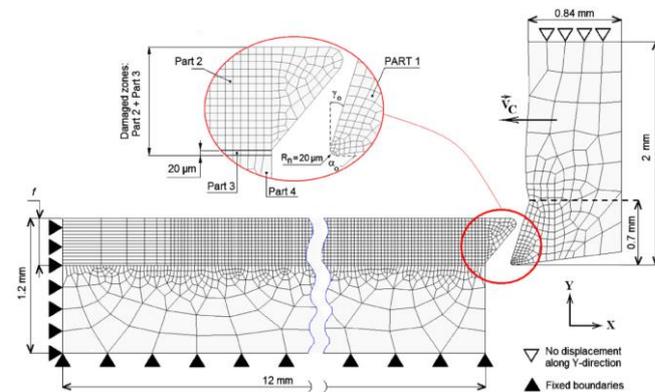
Afin d'évaluer l'effet des paramètres d'angle de coupe et de rayon d'acuité d'arête sur la génération de contraintes résiduelles, un modèle de simulation avec le solveur ABAQUS est utilisé. La vitesse de coupe est constante  $v_c = 60$  m/min ainsi que le coefficient de frottement moyen  $\mu = 0.3$ . L'outil est considéré comme infiniment rigide dans ces simulations. Les éléments utilisés sont des éléments CPERT dont la plus petite dimension est  $L^e = 10 \mu\text{m}$ . Le module de calcul utilisé est le module « Dynamic Explicit », puisque celui-ci permet l'intégration de la loi d'initiation d'endommagement ainsi que la loi d'écrouissage isotrope de Johnson-Cook, tel que décrit au **Chapitre 1**. Contrairement à la plupart des travaux qui utilisent une couche sacrificielle entre le copeau et la surface finale, (Ayed et al., 2014; Mabrouki et al., 2008; Ye et al., 2014; Zhang et al., 2011) dont le taux de restitution d'énergie  $G_f$  (§Chapitre 1) est grandement diminué pour éviter les effets de distorsions de mailles à l'interface entre la pièce et l'arête de coupe, le modèle utilisé dans ces travaux n'introduit pas une telle couche puisque l'objectif est d'étudier les modifications de l'intégrité de la surface (déformation plastique et contraintes résiduelles) après la passe de l'outil. Dans les modèles intégrant une couche sacrificielle, dont des exemples sont montrés en **Figure 54**, les éléments sous l'arête de coupe sont supprimés lorsque leur énergie dépasse une valeur seuil d'endommagement et les éléments aux alentours sont relaxés par ce biais numérique. Les niveaux de contraintes et de déformations plastiques sur la surface usinée ne sont alors pas représentatifs des observations expérimentales car ils ne suivent aucune logique physique. Ces modèles restent un outil intéressant lorsqu'il est question de l'étude de la bande de cisaillement primaire ou des phénomènes de frottement sur la face de coupe.



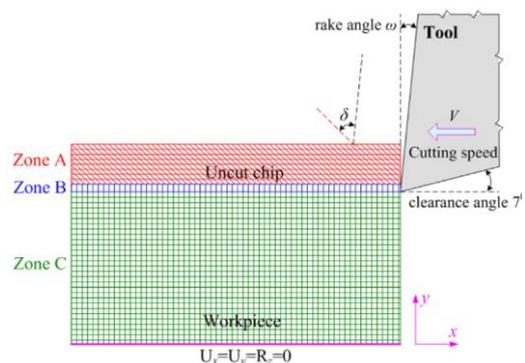
(Zhang et al., 2011)



(Ayed et al., 2014)



(Mabrouki et al., 2008)



(Ye et al., 2014)

Figure 54. Illustrations de modèles de coupe orthogonale avec couche sacrificielle

Un plan d'expériences numérique est alors établi en première approximation pour quantifier l'effet de la géométrie d'outil combinée à l'épaisseur de copeau sur les contraintes résiduelles dans le sens de la vitesse de coupe (Variable numérique S11 signifiant  $\sigma_{xx}$ ) et de la déformation plastique équivalente au sens de VonMises (variable numérique PEEQ, signifiant « *Equivalent plastic strain at integration points* ») dont le calcul est rappelé au **Chapitre 1**).

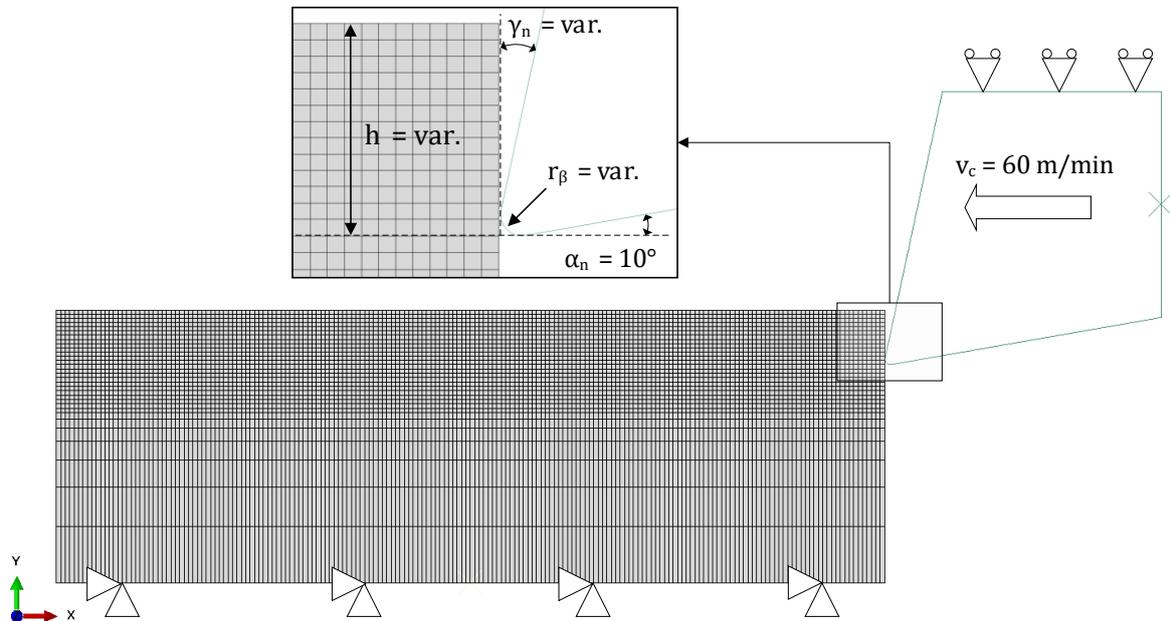


Figure 55. Modèle de coupe orthogonal sans couche sacrificielle

## 2.2.1 Effet de l'angle de coupe

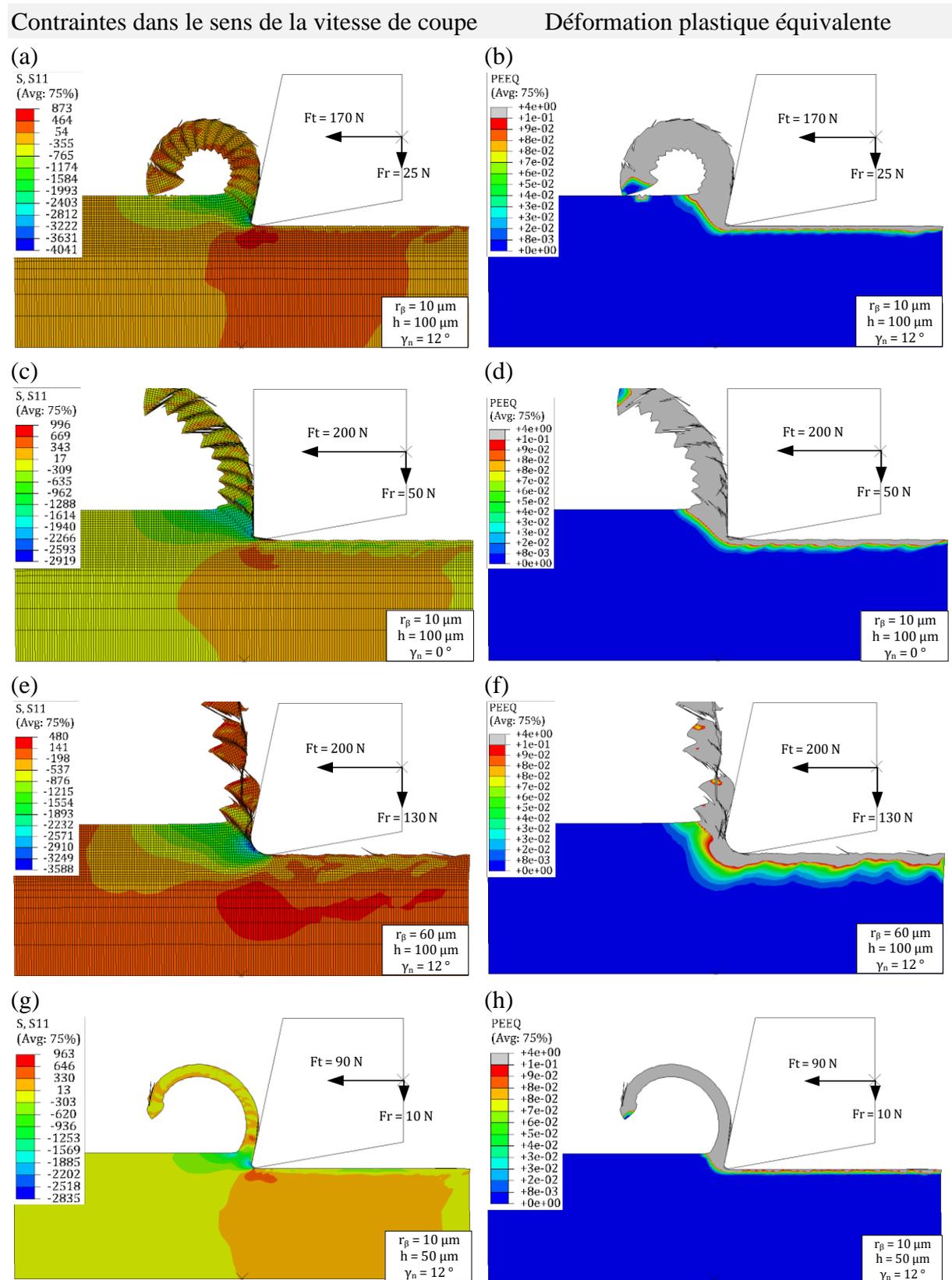


Figure 56. Effet de l'angle de coupe sur les efforts et les profondeurs affectées.

La diminution de l'angle de coupe s'accompagne d'une modification des efforts tangentiels et radiaux. En passant d'un angle de coupe de  $12^\circ$  à un angle neutre de  $0^\circ$ , l'effort tangentiel total

Ft augmente de 170 N (**Figure 56(a)&(b)**) à 200 N (**Figure 56(c)&(d)**) (+18%) et l'effort radial total Fr augmente de 25 N à 50 N (+100 %). L'intensité de la déformation plastique en surface augmente de 0.24 à 0.38 (+58 %). La profondeur affectée mécaniquement ( $\bar{\epsilon}^{pl} \geq 0$ ) vaut approximativement 80  $\mu\text{m}$  pour un angle de coupe à 12° (**Figure 56(b)**) et 116  $\mu\text{m}$  pour un angle de coupe de 0° (**Figure 56(b)**), soit une augmentation de +45 %.

### 2.2.2 Effet du rayon d'acuité d'arête

En augmentant le rayon d'acuité d'arête de 10  $\mu\text{m}$  à 60  $\mu\text{m}$ , l'effort tangentiel augmente de 170 N (**Figure 56(a)&(b)**) à 200 N (**Figure 56(e)&(f)**) comme le cas précédent avec un changement d'angle de coupe de 12° à 0°, tandis que l'effort radial total augmente de 20 N à 130 N (+550%). Ces résultats sont en adéquations avec les travaux de (Wyen and Wegener, 2010) de la section précédente. L'intensité de la déformation plastique en surface augmente de 0.24 à 2.96 (+1133%). La profondeur affectée mécaniquement est dans ce cas de 150  $\mu\text{m}$  (**Figure 56(f)**) au lieu de 80  $\mu\text{m}$  pour le plus faible rayon d'acuité d'arête. (**Figure 56(b)**).

### 2.2.3 Effet de l'épaisseur de copeau dans le cas de la coupe

Dans le cas où il a formation de copeau, et donc que l'épaisseur de copeau est assez grande devant le rayon d'acuité d'arête, la diminution de l'épaisseur de copeau diminue le chargement global. L'effort tangentiel total diminue de 170 N (**Figure 56(a)&(b)**) à 90 N (-89%) (**Figure 56(g)&(h)**) soit pratiquement la moitié de l'effort de coupe pour une épaisseur de copeau de 100  $\mu\text{m}$  à 50  $\mu\text{m}$ . Il y a quasi-linéarité de l'évolution de l'effort de coupe avec l'épaisseur de copeau. L'effort radial diminue lui aussi de 25 N à 10 N (-150%). L'épaisseur affectée mécaniquement diminue de 80  $\mu\text{m}$  (**Figure 56(b)**) à 40  $\mu\text{m}$  (-100%) (**Figure 56(g)**) et l'intensité des déformations plastiques de 0.24 à 0.11.

## 2.2.4 Effet de l'épaisseur de copeau dans le cas de du labourage

Dans ce dernier exemple, le phénomène de labourage est illustré. Par labourage, il est entendu ici qu'il n'y plus formation de copeau, et donc qu'il y a conservation du volume.

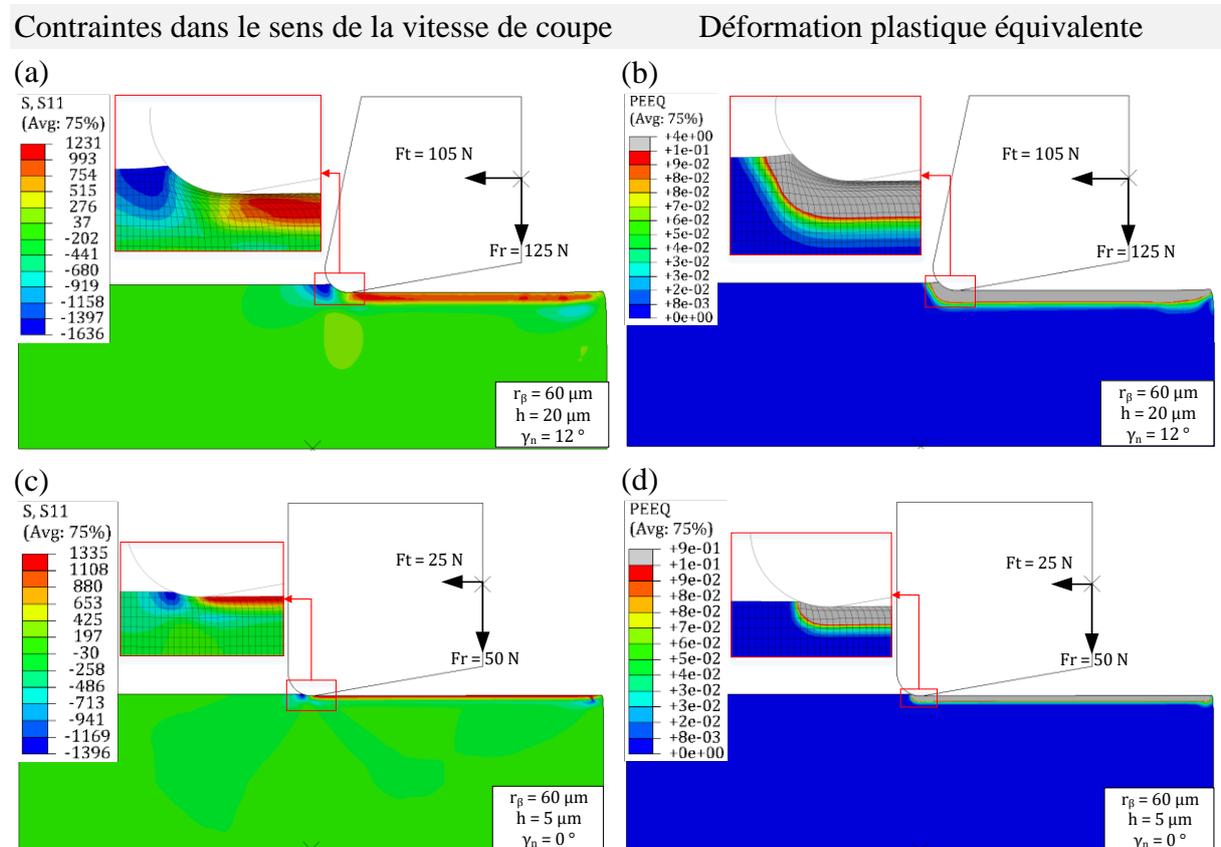


Figure 57. Effet de l'épaisseur de copeau sur les efforts et les profondeurs affectées dans le cas du labourage.

La matière devant l'arête de coupe passe sous le rayon de l'outil. Le labourage survient lorsque l'épaisseur de copeau est petite devant le rayon d'acuité d'arête. La transition entre coupe et labourage est difficile à estimer puisqu'elle dépend du rayon d'acuité d'arête, de l'épaisseur de copeau ainsi que de la rigidité du montage de l'outil et de la pièce. Dans le cas d'un rayon d'acuité d'arête grand devant l'épaisseur de copeau, c'est-à-dire ici un  $r_\beta$  de 60  $\mu\text{m}$  pour une épaisseur  $h$  de 20  $\mu\text{m}$ , l'effort radial est supérieur à l'effort tangentiel comme le montre la **Figure 57**. C'est également le cas pour une épaisseur de copeau de 5  $\mu\text{m}$ , mais les efforts sont considérablement réduits, et passent de 105 N à 25 N pour l'effort tangentiel et de 125 N à 50 N pour l'effort radial. Les profondeurs affectées sont importantes comparées aux simulations précédentes du fait de l'absence de copeau. La profondeur affectée dans le cas du labourage pour  $h = 20 \mu\text{m}$  est de 150  $\mu\text{m}$  pour une intensité de déformation de 3, et une profondeur affectée de 42  $\mu\text{m}$  avec une intensité de déformation de 0.85 pour  $h = 5 \mu\text{m}$ . Les contraintes résiduelles sont systématiquement en traction dans les deux cas.

La **Figure 58(a)** montre l'évolution de la déformation plastique équivalente sous la surface après passage de l'outil pour l'ensemble des configurations observées plus haut. Les marques en triangle  $\Delta$  sont les essais numériques avec un rayon d'acuité d'arête élevé (60  $\mu\text{m}$ ) et les marques en rond  $O$  sont les essais avec un rayon d'acuité d'arête faible (10  $\mu\text{m}$ ). Les essais ayant le plus d'impact sur la déformation plastique en sous surface sont les essais avec un rayon d'acuité d'arête élevé. La **Figure 58(b)** montre l'évolution de la déformation plastique

équivalente maximale en fonction de l'effort radial total Fr. La courbe montre que la sévérité de la déformation plastique est bien corrélée avec l'effort radial total, qui lui-même découle du choix de la géométrie d'arête en combinaison avec l'épaisseur de copeau non coupé h.

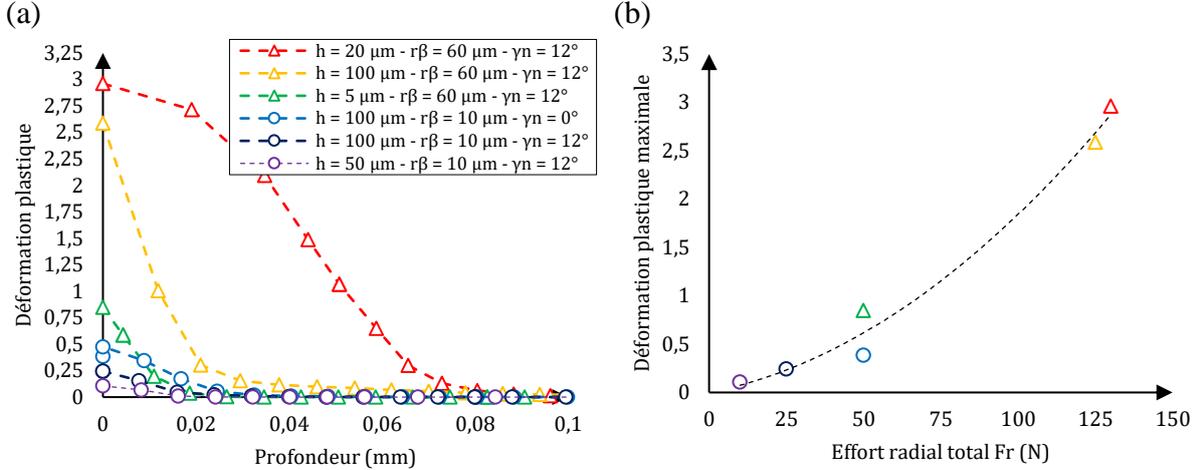


Figure 58. (a) Profondeurs affectées mécaniquement – (b) Corrélation entre sévérité de la déformation plastique et l'effort radial total dans le cas de la coupe orthogonale

### 2.2.5 Conclusion intermédiaire

L'analyse de sensibilité de la géométrie d'arête combinée avec différentes épaisseurs de copeau non coupé  $h$  montre que l'angle de coupe  $\gamma_n$ , le rayon d'acuité d'arête  $r_\beta$  et l'épaisseur de copeau lui-même sont des paramètres ayant une forte influence sur la déformation plastique et les contraintes résiduelles. Ils sont alors qualifiés de « paramètres clés », dans la mesure où ceux-ci sont des contributeurs majeurs sur l'intégrité de surface.

Une distinction entre le régime de coupe (où il y a formation du copeau) et régime de labourage (sans formation de copeau) doit être établie dans la suite de cette étude. En effet, durant le procédé de fraisage, l'épaisseur de copeau varie à chaque instant de rotation de l'outil et un copeau minimal est obligatoirement rencontré, quel que soit le mode d'usinage choisi (avalant ou opposition).

La mesure des efforts normaux à la surface générée (l'effort radial  $F_r$  dans le cas du contournage et l'effort dans l'axe de l'outil  $F_z$  dans le cas du surfacage) semble être un bon moyen de mesure pour établir des indicateurs de la sévérité de la déformation plastique, à contrario des efforts tangentiels  $F_t$  dont la mesure ne semble pas donner de corrélation évidente. Cela a pour conséquence une complexité supplémentaire pour la surveillance du procédé, dans la mesure où ce sont les efforts de coupe colinéaires à la vitesse de coupe  $v_c$  qui travaillent (au sens physique du terme). Ceux-ci sont par conséquent mesurables au travers, par exemple, d'une mesure de puissance à la broche. Il faut alors systématiquement utiliser des dispositifs de mesure d'efforts dans les 3 directions de l'espace.

Enfin, il est essentiel de rappeler que le modèle présenté ci-dessus ne prend pas en compte les aspects dynamiques de rigidité d'outil ou du montage. La valeur des efforts numériques peut alors être surestimée par rapport à une configuration réelle. Aussi, les aspects thermiques sont ici négligés. Il est donc nécessaire de compléter l'étude par une analyse des champs de température, ce qui fera l'objet des **sections 2.3** et **2.4**.

## 2.3 Dispositif de mesure expérimentale de température en surface

### 2.3.1 Dispositif expérimental

Afin de mesurer la température sur la surface usinée, couplée aux efforts de coupe, un dispositif de mesure avec thermocouple est élaboré et dynamomètre piézoélectrique a été élaboré. Le dispositif expérimental est décrit en **Figure 59**.

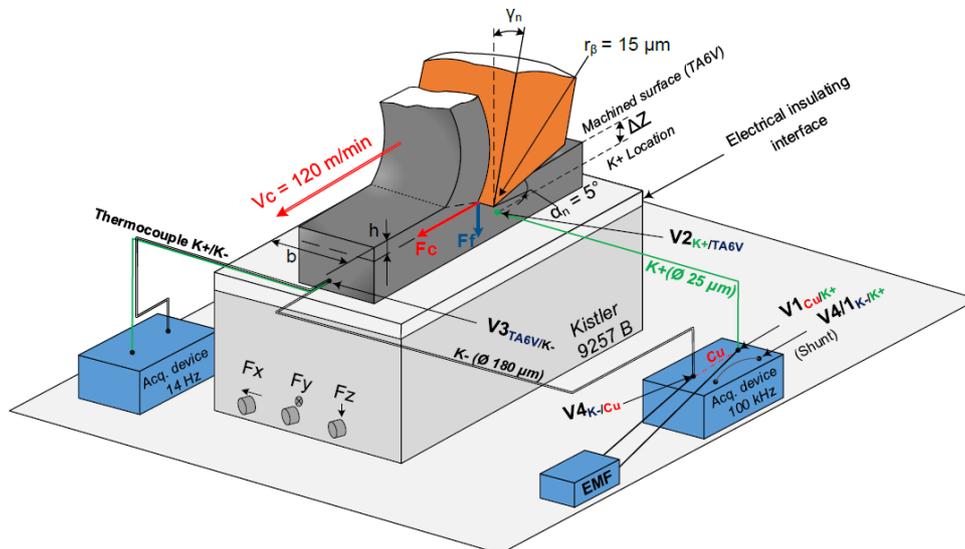


Figure 59. Montage expérimental pour la mesure thermomécanique en coupe orthogonale (Hamm et al., 2021)

Il est composé d'un dynamomètre Kistler de type 9257 B pour l'acquisition des efforts dans les trois directions ( $F_x$ ,  $F_y$ ,  $F_z$ ), d'un module National Instruments module 9211 pour la compensation de température de la jonction froide, de deux modules 9215 National Instruments pour la mesure de la température de la jonction chaude. Toutes les cartes d'acquisition ont été synchronisées à l'aide d'une carte National Instrument 9188 et réglées avec une fréquence d'échantillonnage de 100 kHz. Le module 9211 est limité à 14 Hz mais n'a été utilisé que pour éviter un problème d'offset en cas de variation globale de la température de la pièce loin de la zone d'usinage. Le thermocouple utilisé pour la mesure de la température est un type K+ d'un diamètre de 25  $\mu\text{m}$ . Pour éviter l'incertitude liée à la déformation du champ thermique lorsque le thermocouple est inséré dans la pièce (Attia et al., 2002), le fil K+ est non revêtu et directement soudé sur la pièce à proximité de la zone de coupe.

### 2.3.2 Calibration des thermocouples pour la mesure en une seule jonction

L'intérêt est ici de mesurer la température en un seul point. Il est donc nécessaire d'effectuer une calibration particulière des couples de matériaux présent dans la boucle de mesure. La **Figure 60(a)** schématise la boucle FEM (Force électromotrice) de mesure avec les différents couples de matériaux, alors que la **Figure 60(b)** montre l'équation finale pour la mesure de température à la jonction K+/TA6V.

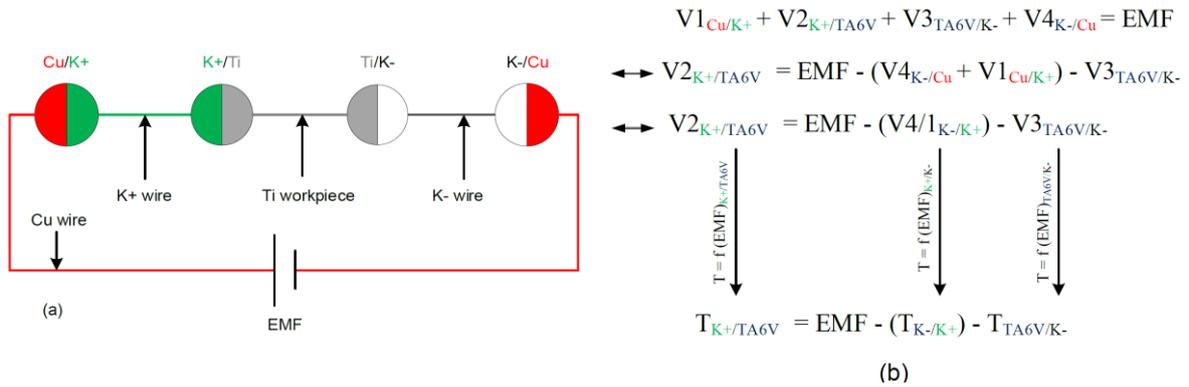


Figure 60. (a) Schématisation des couples de matériaux dans la boucle de mesure - (b) Equation finale après simplification des couples matériaux

La calibration a été réalisée avec plusieurs matériaux, selon le principe décrit en **Figure 61**. Une source de température est appliquée sur une barre cylindrique et un thermocouple classique à deux brins est utilisé pour mesurer la température, tandis que les forces électromotrices des jonctions K+ matériau et K- matériau sont mesurées en fonction de la température par la carte d'acquisition. La **Figure 62** montre la variation de la tension mesurée de différents matériaux pour la jonction K+ et K- sur une plage de température comprise entre [-200°C et 600°C environ].

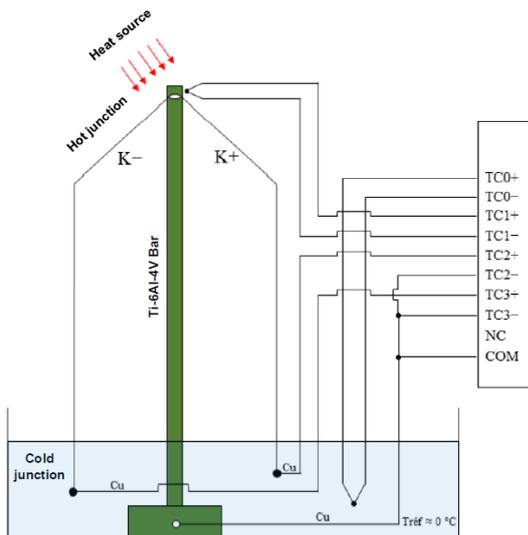


Figure 61. Principe de calibration des couples de matériaux

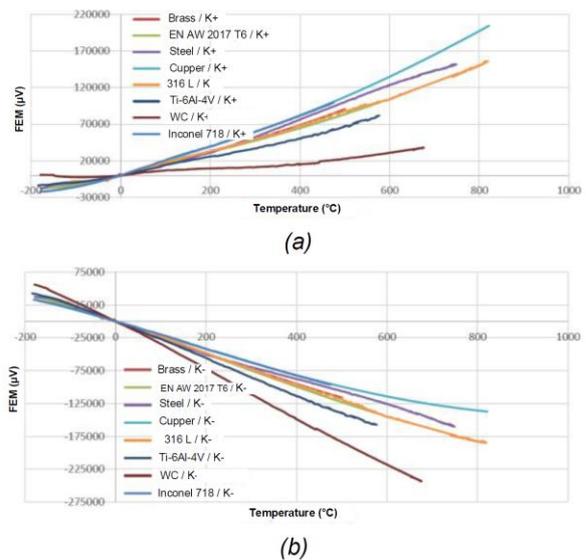


Figure 62. (a) Calibration avec le thermocouple K+ (b) Calibration avec le thermocouple K-

L'évolution des tensions aux différentes jonctions K+ et K- est quasiment linéaire, comme le montrent les coefficients  $R^2$  calculés lors de régressions linéaires des couples TA6V avec K+ et K-, reportés dans le **Tableau 13**. Les fonctions sont finalement linéarisées.

Tableau 13. Linéarisation des couples

Couple	Transformation	Linearized equation	R <sup>2</sup>
K+/Ti	(mV) → (°C)	$12.290 \times V - 245.468$	0.99998
	(°C) → (mV)	$0.081 \times T + 19.974$	0.99997
K-/Ti	(mV) → (°C)	$-27.162 \times V - 215.383$	0.99999
	(°C) → (mV)	$-0.037 \times T - 7.929$	0.99999
K+/K-	(mV) → (°C)	$0.041 \times V + 0.062$	0.99956
	(°C) → (mV)	$24.468 \times T - 1.349$	0.99956

### 2.3.3 Essais de coupe

Les essais de coupe sont décrits dans la **Figure 63**. La zone hachurée en bleu est la zone de détermination des efforts de coupe sans mesure de température, puisque le point de mesure K+/TA6V est situé trop loin pour que l'information thermique puisse y parvenir. Les épaisseurs coupées sont respectivement de [0,02 - 0,04 - 0,06 - 0,08 - 0,10 mm], ce qui permet d'établir la loi de coupe telle que décrit en **Figure 64(a)** et **Figure 64(b)**, pour un outil d'angle de coupe de 0° et 20° respectivement.

Le **Tableau 14** indique le plan d'expériences réalisé. Chaque condition de coupe est répétée au moins douze fois afin d'établir un écart type de la mesure. L'évolution des efforts en fonction de l'épaisseur de copeau est linéaire dès lors que l'épaisseur de copeau non coupé est supérieure au rayon d'acuité d'arête de l'outil coupant ( $r_\beta \approx 15 \mu\text{m}$ ). Les coefficients d'efforts spécifiques tangentiels et radiaux (**Kt** et **Kr**) sont dépendants de l'angle de coupe, ce qui a déjà été montré par Budak et Altintas dans la **section 2.1** (Budak et al., 1996).

Il est ainsi mesuré que le coefficient d'effort tangentiel diminue d'environ 7% pour un angle de coupe de 20°, tandis que le coefficient d'effort radial diminue de 58%. Cette tendance est similaire pour les coefficients spécifiques d'efforts d'arête tangentiels et radiaux **Kt<sub>e</sub>** et **Kr<sub>e</sub>**. En effet, les efforts d'arête radiaux extrapolés, pour un copeau nul, évoluent de 73 N/mm (0°) à 65 N/mm (20°), soit une diminution de 11%. En revanche, les efforts d'arête tangentiels augmentent de 11%, de 28 N/mm à 31 N/mm. Ce fait expérimental montre que l'extrapolation des efforts de coupe pour un copeau nul n'est pas satisfaisante, et que des dispositifs expérimentaux permettant de mesurer les efforts avec une épaisseur de copeau variable sont nécessaires. Des essais de coupe orthogonale à épaisseur de copeau variable seront ainsi présentés dans le **chapitre 3**.

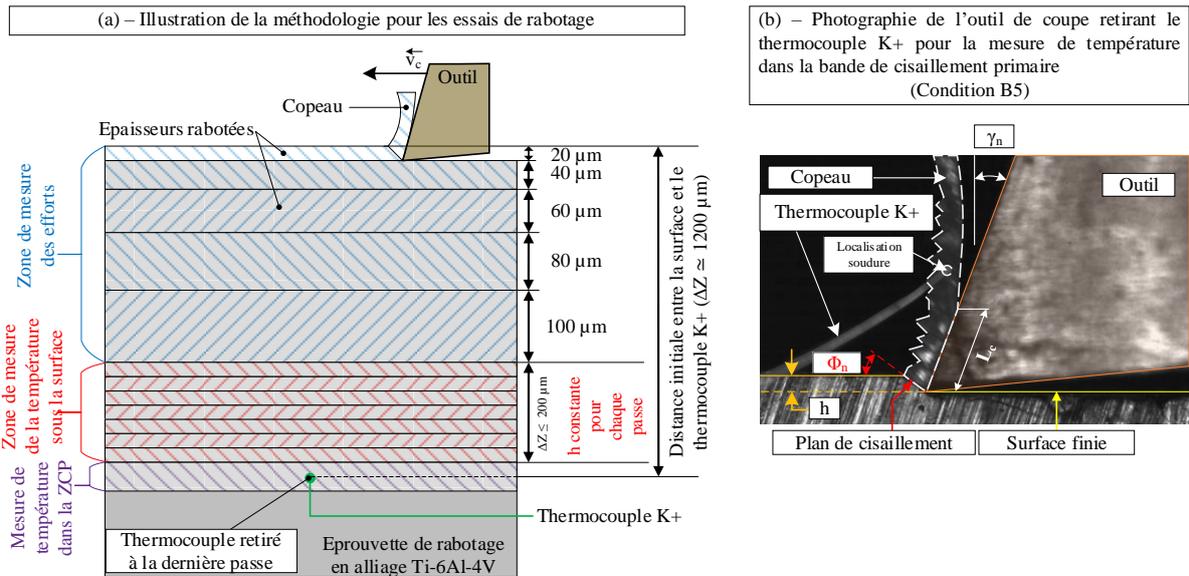


Figure 63. (a) Principe de coupe et de mesure de température – (b) Photographie du rabotage avec une caméra rapide pour la condition B5

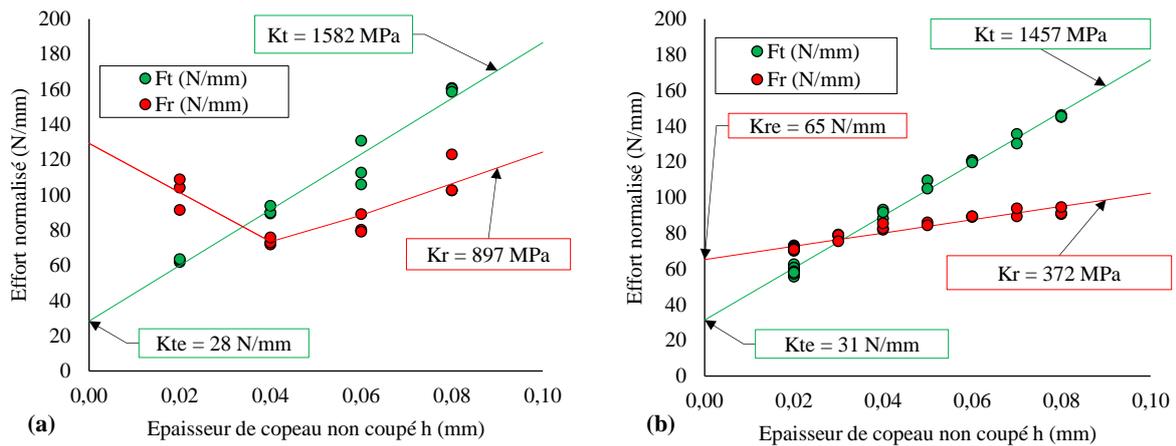


Figure 64. Evolution des efforts en fonction de l'épaisseur de copeau non coupé à  $v_c = 120$  m/min – (a) avec un angle de coupe de  $0^\circ$  - (b) avec un angle de coupe de  $20^\circ$

Conditions de coupe	$\gamma_n$ ( $^\circ$ )	h (mm)	Ft' (N/mm)	Fr' (N/mm)	Kt <sub>e</sub> (N/mm)	Fr <sub>e</sub> (N/mm)
A1 <sup>(a)</sup>	0	0.020	65 ± 6	106 ± 9	28	Non calculable
A2		0.040	91 ± 3	73 ± 3		
A3		0.060	116 ± 6	83 ± 6		
A4		0.080	160 ± 1	109 ± 13		
A5 <sup>(a,b)</sup>		0.100	190 ± 1	114 ± 1		
B1 <sup>(a)</sup>	20	0.020	54 ± 2	70 ± 3	31	65
B2		0.040	91 ± 3	83 ± 2		
B3		0.060	120 ± 1	89 ± 1		
B4		0.080	146 ± 1	92 ± 3		
B5 <sup>(a,b)</sup>		0.100	175 ± 3	72 ± 1		

<sup>(a)</sup>Mesure de température en surface – <sup>(b)</sup> Mesure de température dans la bande de cisailment primaire

L'information thermique commence à parvenir au point de mesure du thermocouple lorsque l'arête de coupe est située à moins de 200  $\mu\text{m}$  de distance. Cette distance peut être estimée en première approximation avec la formule de Fourier. Le temps de coupe étant de 20 ms et la diffusivité thermique du Ti-6Al-4V étant d'environ  $\alpha_{\text{TA6V}} = 3 \text{ mm}^2/\text{s}$  à 20°C, la distance à partir de laquelle le solide est considéré comme infini est alors calculée à partir de l'**Eq. 51**.

$$e_{\text{th}} = \sqrt{\alpha_{\text{TA6V}} \cdot \Delta t} \approx 245 \mu\text{m} \quad \text{Eq. 51}$$

A mesure que la distance entre le thermocouple et la surface diminue, comme illustré en **Figure 65**, le signal thermique augmente en sensibilité. Il est alors possible de mesurer le signal en température en fonction du temps mais également en fonction de la distance par rapport à la surface usinée.

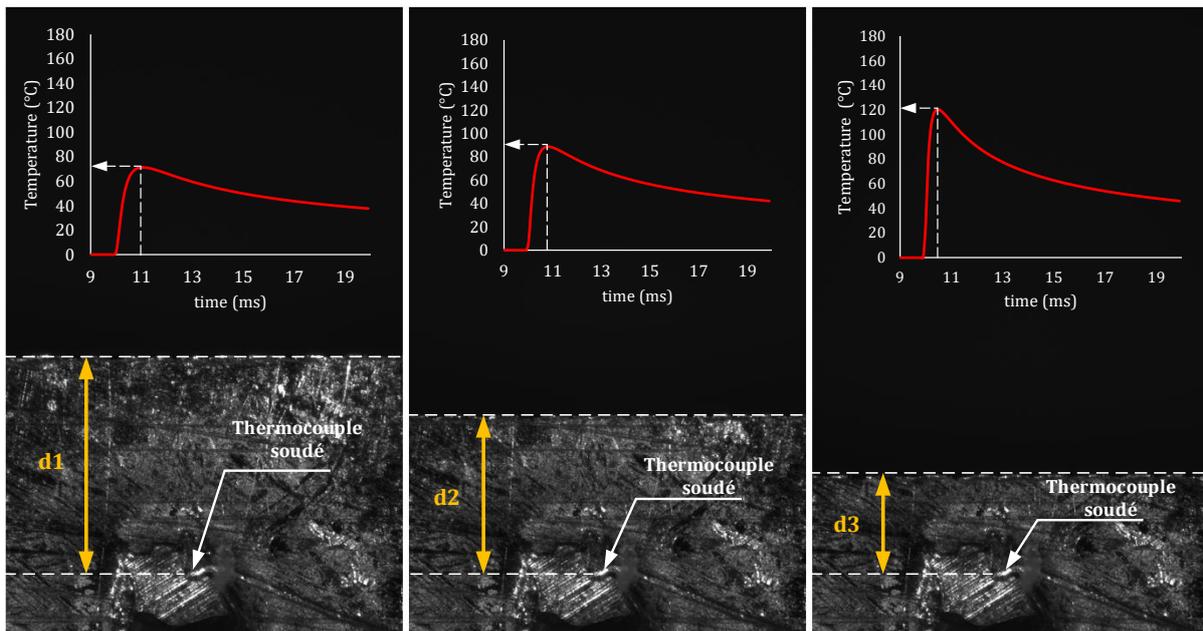


Figure 65. Vue de côté – Diminution de la distance entre la surface et le thermocouple ( $d_1 > d_2 > d_3$ ) et illustration de l'augmentation du signal thermique

### 2.3.4 Températures mesurées sous la surface

Les températures mesurées expérimentalement sous la surface rabotée à différentes profondeurs sont reportées en **Figure 66**, le point de mesure étant fixe par rapport à la pièce et l'outil se rapprochant du thermocouple à mesure qu'il effectue des passes d'épaisseurs  $h$  constantes. Deux épaisseurs  $h$  sont ainsi considérées : 20  $\mu\text{m}$  (**Figure 66(a)(c)**) et 100  $\mu\text{m}$  (**Figure 66(b)(d)**).

En comparant les valeurs maximales de température entre chaque condition, il apparaît que celles avec des copeaux de 20  $\mu\text{m}$  (**Figure 66(a)(c)**) montrent une température plus élevée que les conditions avec des copeaux de 100  $\mu\text{m}$  (**Figure 66(b)(d)**). Ce phénomène peut s'expliquer par le fait que la chaleur générée en zone de cisaillement primaire est de moins en moins évacuée par le copeau à mesure que son épaisseur diminue. Cependant, pour des épaisseurs de copeau faible, l'intensité du flux de chaleur est aussi moins importante. Il y a donc compétition entre l'intensité des termes sources et les conditions cinématiques qui facilitent l'évaluation des calories hors de la surface.

De plus, en comparant une même condition d'épaisseur de copeau mais deux angles de coupe distincts, l'intensité de température semble plus importante pour les conditions de coupe avec un outil présentant un angle de coupe de  $0^\circ$  (**Figure 66(c)(d)**). Ce phénomène s'explique par le fait que le taux de déformation plastique sur le plan de cisaillement ( $\dot{\epsilon}_{AB}^{Pl}$ ) augmente à mesure que la valeur de l'angle de coupe  $\gamma_n$  diminue, accroissant l'intensité du flux de chaleur en zone de cisaillement primaire par travail plastique et diminuant géométriquement la valeur de l'angle d'inclinaison du plan cisaillement  $\Phi_n$ .

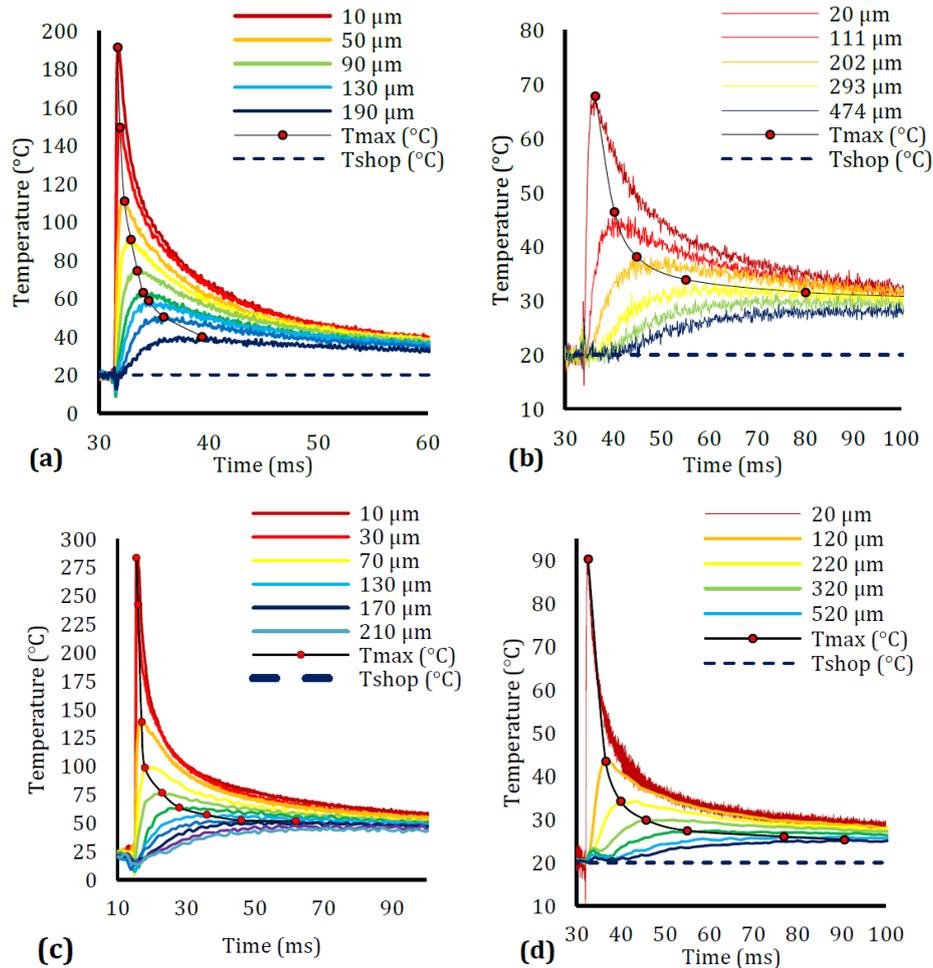


Figure 66. Température sur la surface du Ti-6Al-4V pour une vitesse de coupe  $v_c = 120$  m/min : (a)  $h = 20 \mu\text{m}$  et  $\gamma_n = 20^\circ$  – (b)  $h = 100 \mu\text{m}$  et  $\gamma_n = 20^\circ$  – (c)  $h = 20 \mu\text{m}$  et  $\gamma_n = 0^\circ$  – (d)  $h = 100 \mu\text{m}$  et  $\gamma_n = 0^\circ$

Néanmoins, les valeurs de température mesurées ne sont pas toujours évaluées à la même profondeur dans tous les cas. Il est donc intéressant dans ce cas d'introduire un modèle inverse de conduction de la chaleur afin d'évaluer le flux thermique reçu par la pièce et de calculer la réponse en température pour une altitude  $z = 0$  mm, soit à la surface de la pièce.

### 2.3.1 Modèle inverse de conduction de la chaleur

Il est ici question de construire un fluxmètre par méthode inverse en conduction thermique et en régime transitoire. Comme mentionné au **Chapitre 1**, seule la température est une variable observable et peut être mesurée par thermocouple par exemple. Avec la mesure de la température en un point d'un domaine de dimensions et de propriétés thermiques connus, il est

possible d'estimer l'intensité  $\phi_0$  du flux excitateur. L'idée est donc ici de trouver l'impédance thermique du système. Les hypothèses suivantes sont appliquées dans le cas du modèle inverse.

- Le flux de chaleur équivalent  $q_{eq}$  appliqué sur la pièce pendant la coupe orthogonale est une fonction résultante des flux de chaleur dans les zones de cisaillement primaire  $q_{PSZ}$ , zone de cisaillement secondaire  $q_{SSZ}$  et zone de cisaillement tertiaire  $q_{TSZ}$

$$q_{eq} = f(q_{PSZ}, q_{SSZ}, q_{TSZ}) \quad \text{Eq. 52}$$

- Le flux de chaleur équivalent  $q_{eq}$  ( $mW/mm^2$ ) délivre une puissance surfacique constante au cours du temps et constante sur une surface de largeur  $2l$  (mm) et de longueur de l'échantillon  $b$  (mm).

$$q_{equiv}(x \in [-l; l]) = q_{eq} \quad \text{Eq. 53}$$

- Les propriétés thermophysiques du matériau usiné sont indépendantes de la température et isotropes.

$$\lambda(T, \underline{x}) = \lambda ; \rho(T, \underline{x}) = \rho ; c_p(T, \underline{x}) = c_p \quad \text{Eq. 54}$$

- Il n'y a pas d'échange de chaleur sur les bords du domaine  $\partial\Omega$  ;
- Le milieu est considéré comme semi-infini en  $z$  ;

L'équation de Carslaw-Jaeger donne la réponse en température d'une source ponctuelle délivrant une impulsion de flux  $\phi_0$  dans un solide en trois dimension considéré comme infini.

$$h(x, y, z, t) = \frac{\phi_0}{8\rho c_p (\pi\alpha t)^{3/2}} \exp\left(-\frac{(x-x_s)^2 + (y-y_s)^2 + (z-z_s)^2}{4\alpha t}\right) \quad \text{Eq. 55}$$

Avec :

- $x_s, y_s, z_s$  La position cartésienne de la source de chaleur ;
- $x, y, z$  La position cartésienne du point où la température est calculée.

Durant la coupe, la source de chaleur équivalente n'est pas ponctuelle puisqu'elle provient de la projection de la source de la bande de cisaillement primaire, de la longueur de contact frottant en zone de dépouille et de la conduction de chaleur du terme source en zone de cisaillement secondaire sur la face de dépouille, comme schématisé en **Figure 67**.

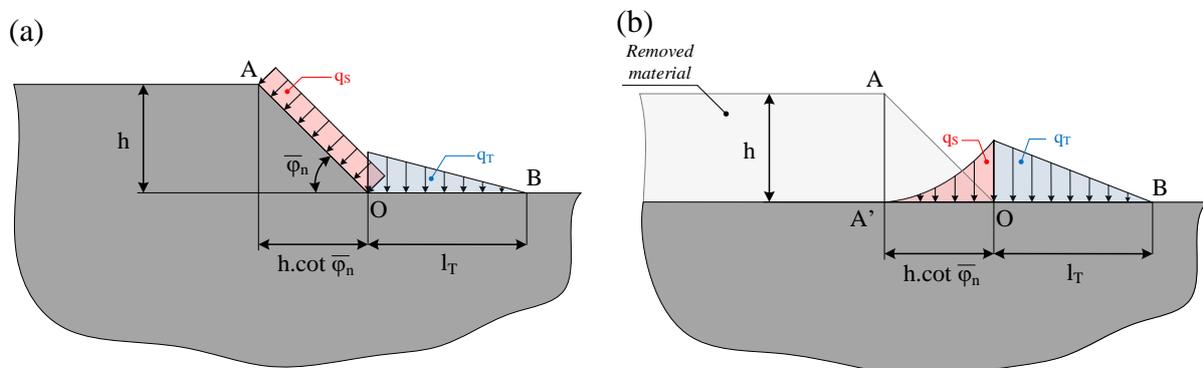


Figure 67. (a) – Schéma des flux de température sur la zone de cisaillement primaire et tertiaire – (A droite) Schéma des flux de chaleur projeté sur la surface finale

Au vu de la difficulté analytique de déterminer avec précision la forme exacte du flux de chaleur équivalent sur la surface, la source de chaleur équivalente est modélisée par une source rectangulaire, d'intensité constante.

Si il est considéré que la source n'est pas ponctuelle mais linéique, alors l'**Eq. 55** sera intégrée pour une distance infinie en  $y$ , telle que :

$$h_{\text{ligne}}(x, y, z, t) = \frac{\phi_0}{8\rho c_p (\pi\alpha t)^{\frac{3}{2}}} \exp\left(-\frac{(x-x_s)^2 + (z-z_s)^2}{4\alpha t}\right) \int_{-\infty}^{\infty} \exp\left(\frac{-(y-y_s)^2}{4\alpha t}\right) d(y-y_s) \quad \text{Eq. 56}$$

Comme :

$$\int_{-\infty}^{\infty} \exp\left(\frac{-(y-y_s)^2}{4\alpha t}\right) d(y-y_s) = 2\sqrt{\pi\alpha t} \quad \text{Eq. 57}$$

Alors, l' **Eq. 58** donne la réponse en température pour une excitation en flux impulsionnelle pour une ligne de chaleur immobile dans un solide infinie.

$$h_{\text{ligne}}(x, z, t) = \frac{\phi_0}{4\pi\lambda t} \exp\left(-\frac{(x-x_s)^2 + (z-z_s)^2}{4\alpha t}\right) \quad \text{Eq. 58}$$

Dans le cas d'une bande de chaleur, **Eq. 58** est reprise, mais en intégrant  $z_s$  entre  $-l$  et  $+l$  ainsi que  $\tau$  entre 0 et  $t$ . Le terme source est doublé ( $\phi_{0\text{ligne}} = \frac{\phi_{0\text{bande}}}{2}$ ), puisque le milieu n'est plus considéré comme infini mais seulement semi-infini en  $z$ . Le terme  $z_s$  peut être considéré nul puisque le flux de chaleur équivalent est positionné sur la surface. Il vient donc :

$$T_{\text{bande}}(x, z, t) = \frac{Q}{2\pi\lambda} \int_{-1}^1 \int_0^t \frac{1}{\tau} \cdot \exp\left(-\frac{(x-x_s)^2 + z^2}{4\alpha\tau}\right) d\xi d\tau \quad \text{Eq. 59}$$

L'**Eq. 59** est la réponse en température dans un solide semi-infini à une bande de chaleur de dimension largeur  $2l$  en flux échelon (c'est-à-dire que le flux est constant au cours du temps). Dans le cas de la configuration expérimentale décrite dans la **section 2.2**, la source se déplace par rapport au thermocouple qui est fixe par rapport à la pièce. Il convient d'opérer un changement de variable associé au changement de repère qui devient le repère attaché à la source mobile de chaleur, comme montré en **Figure 68**. Dans le cas d'un point de coordonnées  $(x_s, z_s)$ , se déplaçant à une profondeur ( $z_s = z = 0$ ) suivant l'axe des  $x$ , il vient :

$$x - x_s = x - v_c t_1 = x - v_c (t - \tau) = x - v_c t + v_c \tau = x_s + v_c \tau \quad \text{Eq. 60}$$

L'expression de l'Eq. 59 devient:

$$T_{\text{bande}}(x_s, z, \tau) = \frac{Q}{2\pi\lambda} \int_{-1}^1 \int_0^t \frac{1}{\tau} \cdot e\left(-\frac{(x_s - \xi + v_c \cdot \tau)^2 + z^2}{4\alpha\tau}\right) d\xi d\tau \quad \text{Eq. 61}$$

En effectuant les changements de variables suivant :

$$X_p = \frac{v_c x_s}{2\alpha}; \quad Z_p = \frac{v_c z}{2\alpha}; \quad L_p = \frac{v_c l}{2\alpha} \quad \text{Eq. 62}$$

Alors l'expression de la température dans un solide semi-infini soumis à une bande de chaleur mobile de flux constant et uniformément réparti sur la surface est finalement décrite d'après l'Eq. 63.

$$T(X, z, t) = \frac{Q}{\rho c_p v_c \sqrt{2\pi}} \int_0^{\frac{(v_c)^2 \cdot t}{2\alpha}} \frac{1}{\sqrt{v}} \cdot e^{\left(\frac{-(z_p)^2}{2v}\right)} \cdot \left( \operatorname{erf}\left(\frac{X_p + v + L_p}{\sqrt{2v}}\right) - \operatorname{erf}\left(\frac{X_p + v - L_p}{\sqrt{2v}}\right) \right) dv \quad \text{Eq. 63}$$

L'Eq. 63 n'a cependant aucune solution analytique simple et doit être résolu avec un schéma d'intégration numérique.

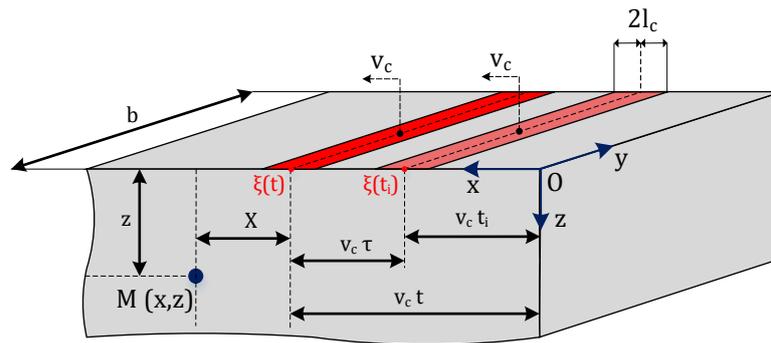


Figure 68. Illustration du changement de repère

La fonction d'impédance  $Z$  contient 3 inconnus à déterminer par identification inverse. En effet, les 3 inconnus sont :

- Le flux  $\phi$  (exprimé en W)
- La largeur de la bande de chaleur  $2l$
- La profondeur (suivant  $Z$ ) du thermocouple, ou distance du thermocouple à la surface.

Afin d'estimer les grandeurs mesurables avec ce modèle de bande de chaleur, il est nécessaire d'établir une analyse de sensibilité pour l'identification inverse. La **Figure 69(a)** montre la sensibilité de la distance de mesure sur la température. Comme mentionné précédemment, une mesure à une distance minimale de  $200 \mu\text{m}$  est nécessaire pour le TA6V pour détenir la sensibilité nécessaire, au vue de sa faible diffusivité thermique et de la vitesse de coupe élevée. Le gradient thermique est également très important et évolue de manière exponentiel à mesure que le thermocouple est proche de la surface usinée. La **Figure 69(b)** montre la sensibilité de la longueur de contact sur la réponse en température. Au vu de la forte vitesse de déplacement de la source, le modèle montre que l'identification de la longueur de contact ne peut pas être établi dans sur une plage comprise entre  $1 \mu\text{m}$  et  $1000 \mu\text{m}$ . Or, il apparaît que les longueurs de flux sont comprises entre quelques micromètres et quelques dixièmes de millimètres dans le cas des outils ayant des usures en dépouille VB.

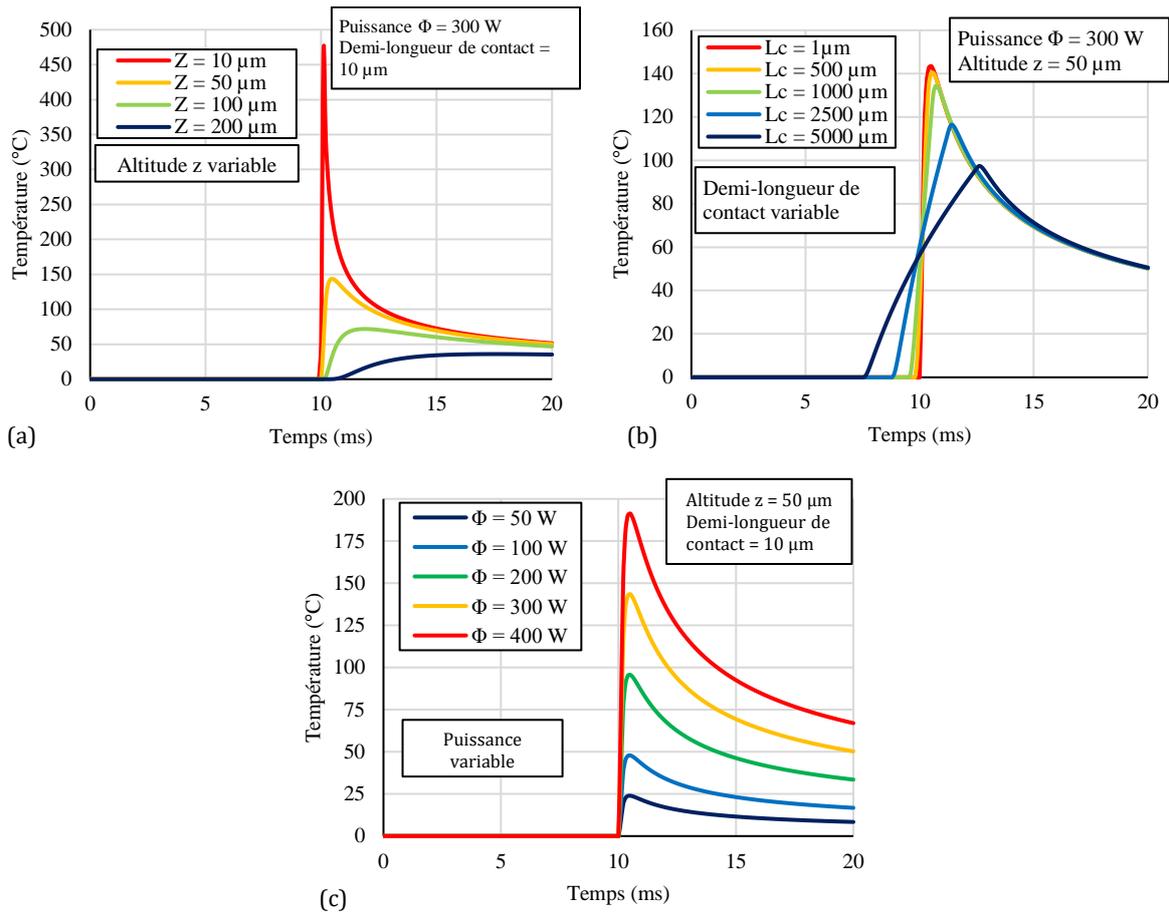


Figure 69. Analyse de sensibilité des paramètres à identifier par méthode inverse - (a) Effet de la distance de mesure - (b) Effet de la l demi-longueur de contact - (c) Effet de la puissance

Afin de calculer le flux ainsi que la longueur de la bande de chaleur équivalent, le résidu est introduit tel que :

$$F(\phi, z_0, l) = \sum_{i=\Delta N/2}^{i=\Delta N} \left( \frac{(T_{mes} - T_{sim})}{f_{sim}} \right)^2 \quad \text{Eq. 64}$$

L'objectif est trouver le triplet  $(\phi, z_0, l)$  tel qu'il minimise le résidu de l'Eq. 64. Les résultats du modèle inverse sont présentés en **Figure 70**. Celle-ci reprend les résultats expérimentaux tracés en trait continu et les valeurs de températures pour plusieurs profondeurs identifiées avec le modèle inverse. La longueur de contact n'a pas été identifiée faute de sensibilité, et a été fixée à 40 μm. Le flux moyen équivalent pour chaque condition de coupe a été calculé pour plusieurs profondeurs et l'écart type est renseigné pour chaque valeur. L'écart type ne dépasse jamais 8% d'erreur pour chaque configuration et la puissance reçue par la pièce est comprise entre 142 W et 293 W.

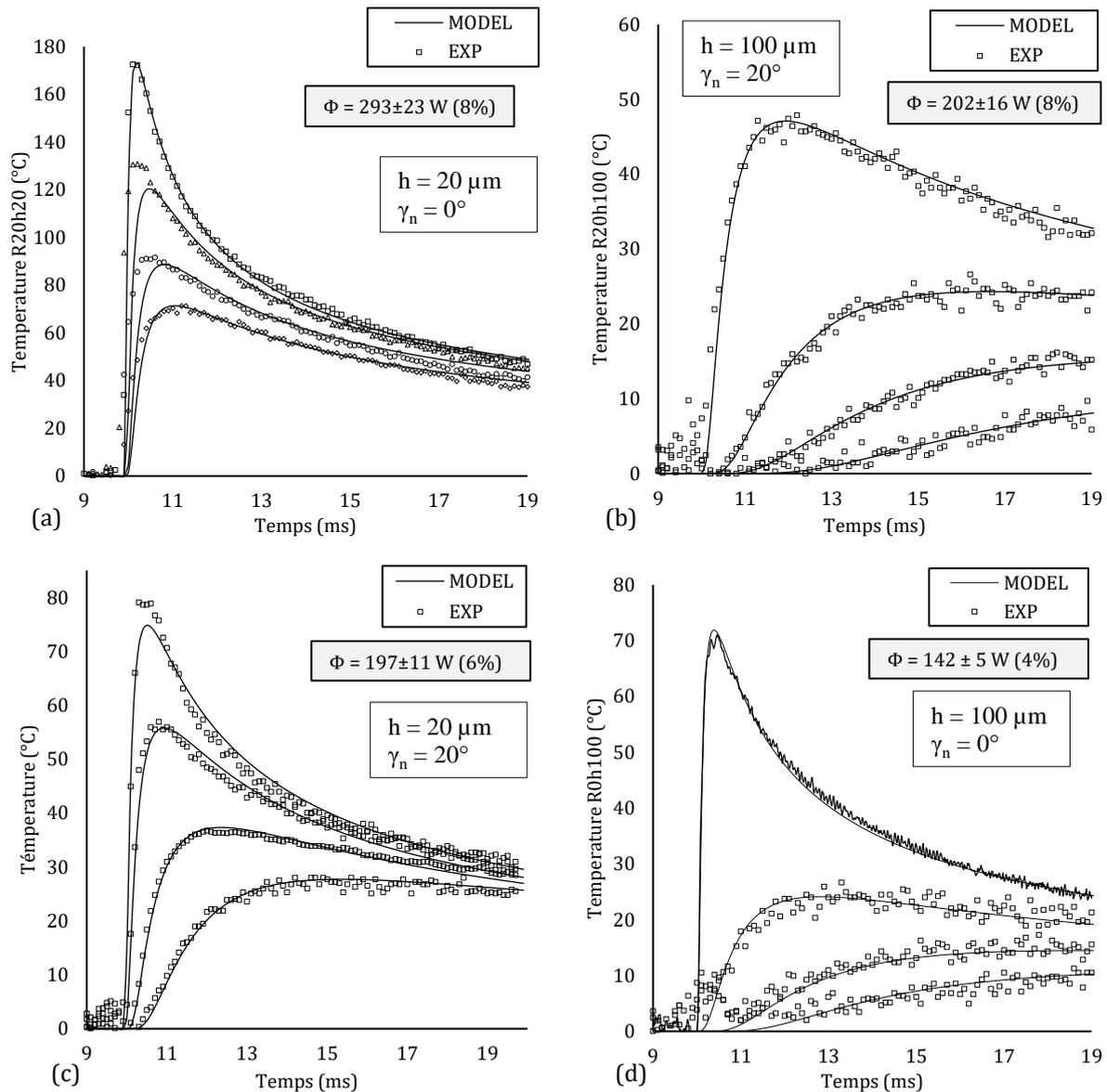


Figure 70. Résultats du modèle inverse pour  $v_c = 120 \text{ m/min}$  (a)  $h = 20 \mu\text{m}$  et  $\gamma_n = 20^\circ$  – (b)  $h = 100 \mu\text{m}$  et  $\gamma_n = 20^\circ$  – (c)  $h = 20 \mu\text{m}$  et  $\gamma_n = 0^\circ$  – (d)  $h = 100 \mu\text{m}$  et  $\gamma_n = 0^\circ$

## 2.4 Simulation thermique durant la coupe

Afin d'évaluer l'effet des paramètres opératoires (cinématiques et géométrie de l'arête de coupe) sur le champ de température dans le trio pièce-outil-copeau, le code de calcul COMSOL est utilisé. Celui-ci permet d'implémenter directement les équations physiques gouvernant la chaleur dans le module Convection-Conduction et d'introduire les mesures expérimentales de coupe en tant que conditions aux limites du domaine de calcul. La **Figure 71** illustre le champ thermique produit dans le trio pièce outil copeau en 3 dimensions avec le code de calcul COMSOL.

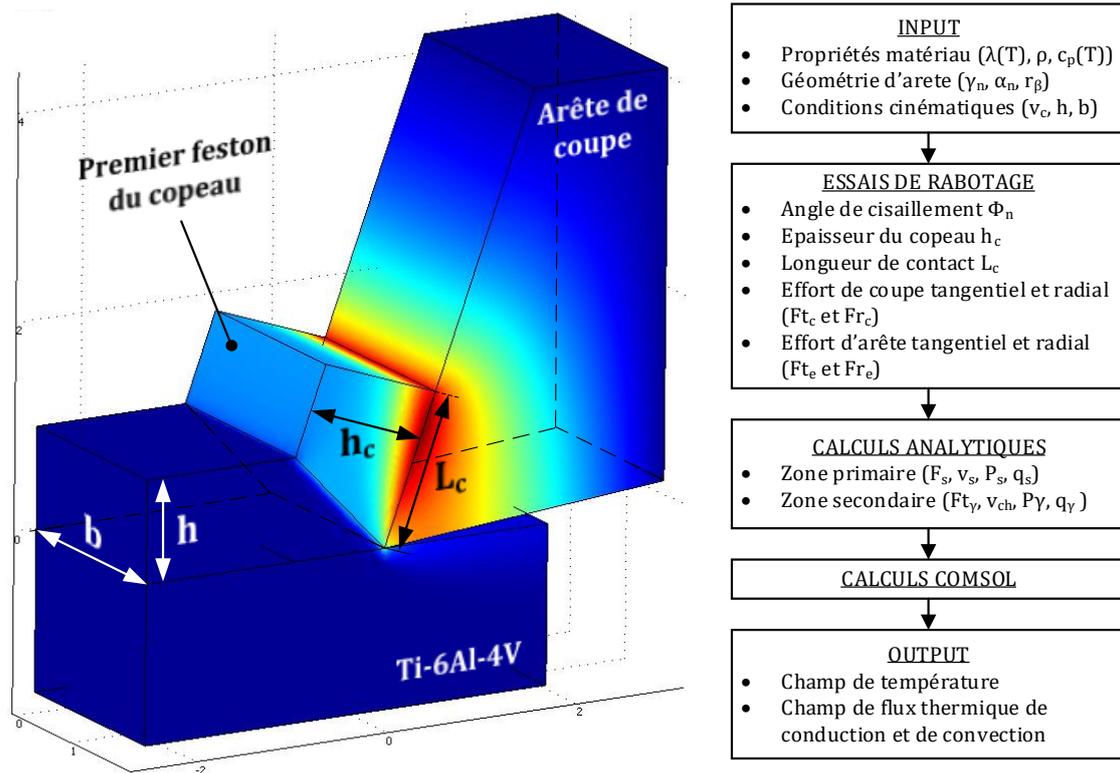


Figure 71. Illustration 3D des champs de température durant la coupe avec code de calcul COMSOL et organigramme de résolution

### 2.4.1 Loi de comportement thermique dans le solide

Il est ici question d'implémenter l'équation gouvernant le transfert de chaleur dans un milieu conducteur avec transport de chaleur, c'est-à-dire dans une configuration dite « eulérienne » plutôt que « lagrangienne réactualisée » comme utilisée dans les modèles mécaniques avec le solveur ABAQUS. Pour se faire, il faut considérer un élément de volume  $\Omega$  de frontière  $\partial\Omega$ , avec une source de chaleur interne  $r$  ( $W/m^3$ ) et un échange de chaleur  $q$  ( $W/m$ ) à la frontière du domaine, tel que le montre la **Figure 72**.

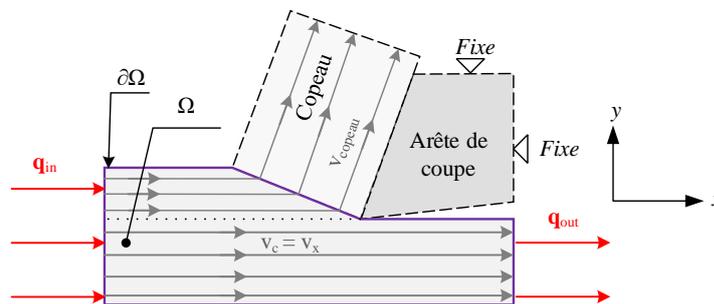


Figure 72. Bilan thermique dans un domaine  $\Omega$  de frontière  $\partial\Omega$  – Exemple dans le cas de la coupe orthogonale

A partir de l'équation de conservation d'énergie, considérant  $E$  l'énergie interne (J), e l'énergie interne spécifique (J/kg), alors :

$$E = \int_{\Omega} \rho e dV \quad \text{Eq. 65}$$

Avec  $\rho$  la masse volumique ( $\text{kg/m}^3$ ).

Soit  $Q$  le taux de chaleur reçue par le domaine  $\Omega$ . Il comprend deux termes :

- la chaleur créée dans le volume  $\Omega$  par des actions à distance extérieures à  $\Omega$  (rayonnement, chauffage inductif par exemple) ou plus généralement des sources de chaleur issues de physiques non modélisées (réactions chimiques, effet joule...);
- la chaleur reçue par conduction au travers de la frontière  $\partial\Omega$  de  $\Omega$ .

$$Q = \int_{\Omega} r dV - \int_{\partial\Omega} \mathbf{q} \cdot \mathbf{n} dS \quad \text{Eq. 66}$$

- Avec :
- $r$  une source volumique de chaleur,
- $\mathbf{q}$  le vecteur flux de chaleur,
- $\mathbf{n}$  la normale extérieure à  $\partial\Omega$ .

Le premier principe de la thermodynamique stipule que la variation de l'énergie interne est égale à la puissance extérieure et à la chaleur reçue par le système. Dans le cas d'étude, la puissance externe est nulle ainsi que l'énergie cinétique  $E$ . Le théorème de la divergence permet quant à lui d'écrire le terme de flux décrit sur la frontière par le terme de flux dans le domaine  $\Omega$ .

$$\frac{d}{dt}(E + K) = P_{\text{ext}} + Q$$

$$\frac{d}{dt} \left( \int_{\Omega} \rho e dV \right) = 0 + \int_{\Omega} r dV - \int_{\partial\Omega} \mathbf{q} \cdot \mathbf{n} dV = \int_{\Omega} (r - \nabla \cdot \mathbf{q}) dV \quad \text{Eq. 67}$$

L'équation d'équilibre à l'état local est alors donnée par l'**Eq. 68**.

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho e) = r - \nabla \cdot \mathbf{q} \quad \text{Eq. 68}$$

Ici, le flux d'énergie peut être divisé en deux parties, un terme de convection  $\mathbf{q}_{\text{conv}}$  et un terme de conduction  $\mathbf{q}_{\text{cond}}$  tel que :

$$\mathbf{q} = \mathbf{q}_{\text{cond}} + \mathbf{q}_{\text{conv}} \quad \text{Eq. 69}$$

Le terme de convection représente l'énergie transportée par l'écoulement du signal thermique à l'intérieur du milieu, et est proportionnel à la vitesse de transport  $v$  exprimée en (m/s) :

$$\mathbf{q}_{\text{conv}} = \rho e \mathbf{v} \quad \text{Eq. 70}$$

Le terme de conduction représente le flux d'énergie résultant du gradient d'énergie, et est proportionnel à sa diffusivité énergétique.

$$\mathbf{q}_{\text{cond}} = D \nabla(\rho e) \quad \text{Eq. 71}$$

Pour la modélisation du transfert de chaleur, le terme de conduction est souvent exprimé sous la forme du gradient de température à la place, ce qui est connu comme la loi de Fourier sur la conduction de la chaleur :

$$\mathbf{q}_{\text{cond}} = -\lambda \nabla T \quad \text{Eq. 72}$$

- Avec  $\lambda$  la conductivité thermique du domaine (W/m.K)

En combinant les **Eq. 68 et Eq. 72**, alors :

$$e \left( \frac{\partial \rho}{\partial t} + \rho \nabla \mathbf{v} + \mathbf{v} \nabla \rho \right) + \rho \frac{\partial e}{\partial t} + \rho \mathbf{v} \nabla e + \nabla(-\lambda \nabla T) = r \quad \text{Eq. 73}$$

L'équation de conservation de la masse s'écrivant :

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \rho \nabla \mathbf{v} + \mathbf{v} \nabla \rho = \frac{\partial \rho}{\partial t} + \nabla(\rho \mathbf{v}) = 0 \quad \text{Eq. 74}$$

Alors, l'équation de conduction-convection s'écrit :

$$\rho \frac{\partial e}{\partial t} + \rho \mathbf{v} \cdot \nabla e + \nabla(-\lambda \nabla T) = r \quad \text{Eq. 75}$$

Sachant que l'énergie spécifique  $e$  varie avec la température  $T$ , alors  $e = e(T)$  et :

$$\rho \left( \frac{\partial e}{\partial T} \cdot \frac{\partial T}{\partial t} \right) + \rho \mathbf{v} \cdot \left( \frac{\partial e}{\partial T} \nabla T \right) + \nabla(-\lambda \nabla T) = r \quad \text{Eq. 76}$$

La chaleur spécifique massique est notée  $c_p$  et vaut

$$c_p = \frac{\partial e}{\partial T} \quad \text{Eq. 77}$$

Finalement, l'équation de la chaleur en conduction-convection s'écrit :

$$\rho c_p \left( \frac{\partial T}{\partial t} + \mathbf{v} \cdot \nabla T \right) = r + \lambda \Delta T \quad \text{Eq. 78}$$

## 2.4.2 Détermination des termes sources de chaleur

A ce stade, l'équation gouvernant la chaleur dans le milieu est bien identifiée, mais il est nécessaire de quantifier la valeur des termes sources,  $q_s$ ,  $q_\gamma$  et  $q_\alpha$ , tous exprimés en (W/m<sup>2</sup>). Durant la coupe, plusieurs termes sources sont identifiés. L'énergie calorifique des termes sources dérive souvent de la dissipation intrinsèque de la plastification des métaux. A la différence de la configuration précédente, le système est soumis à un chargement mécanique. En utilisant le premier principe de la thermodynamique ainsi que le deuxième axiome du principe des puissances virtuelles, on arrive à la forme locale de l'équation d'équilibre en petites perturbations :

$$\rho \dot{e} = \bar{\bar{\sigma}} : \bar{\bar{\epsilon}} + r - \nabla \mathbf{q} \quad \text{Eq. 79}$$

Sachant que :

$$e = \psi + T_s \rightarrow \dot{e} = \dot{\psi} + \dot{T}_s + T_s \dot{s} \rightarrow \rho(\dot{\psi} + \dot{T}_s + T_s \dot{s}) = \bar{\bar{\sigma}} : \bar{\bar{\epsilon}} + r - \nabla \mathbf{q} \quad \text{Eq. 80}$$

Impliquant que :

$$\rho \dot{e} = \rho \left[ \frac{1}{\rho} \bar{\bar{\sigma}} : \bar{\bar{\epsilon}} - \dot{T}_s \right] + \rho T_s \dot{s} + \rho s \dot{T} \quad \text{Eq. 81}$$

Il vient :

$$\bar{\sigma} : \bar{\varepsilon} + \rho T \dot{s} = \bar{\sigma} : \bar{\dot{\varepsilon}} + r - \nabla \mathbf{q} \quad \text{Eq. 82}$$

Avec l'entropie  $s = -\frac{\partial \psi(\bar{\varepsilon}, T)}{\partial T}$  qui peut être dérivée

$$\dot{s} = -\frac{\partial^2 \psi}{\partial \varepsilon \partial T} : \bar{\dot{\varepsilon}} - \frac{\partial^2 \psi}{\partial T^2} \dot{T} = -\frac{1}{\rho} \frac{\partial \bar{\sigma}}{\partial T} : \bar{\dot{\varepsilon}} + \frac{\partial s}{\partial T} \dot{T} \quad \text{Eq. 83}$$

En introduisant la chaleur spécifique définie par :

$$c_p = T \frac{\partial s}{\partial T} = -T \frac{\partial^2 \psi}{\partial T^2} \quad \text{Eq. 84}$$

En introduisant la loi de Fourier vue précédemment, on obtient :

$$\rho c_p \frac{\partial T}{\partial t} = \lambda \Delta T + r + T \left[ \frac{\partial \bar{\sigma}}{\partial T} : \bar{\dot{\varepsilon}} \right] \quad \text{Eq. 85}$$

Dans le cas de la plasticité en petites perturbations, il vient  $\bar{\varepsilon} = \bar{\varepsilon}^e + \bar{\varepsilon}^{pl}$  :

$$\rho c_p \frac{\partial T}{\partial t} = \lambda \Delta T + \bar{\sigma} : \bar{\dot{\varepsilon}}^{pl} + r + T \left[ \frac{\partial \bar{\sigma}}{\partial T} : \bar{\dot{\varepsilon}}^e \right] \quad \text{Eq. 86}$$

Il a conjointement la partition de l'énergie libre  $\rho \psi = \rho \psi_e + \rho \psi_p + \rho \psi_T$  en énergies :

- Elastique  $\rho \psi_e = w_e$
- Plastique  $\rho \psi_p = w_s$
- Purement thermique  $\rho \psi_T (T)$

Le terme  $\rho \psi_p = w_s$  représente l'énergie non récupérable stockée dans le matériau. Pour les matériaux métalliques, cette énergie est celle des champs de micro-contraintes résiduelles accompagnant l'augmentation de la densité des dislocations/macles et sera fonction des écrouissages. En anisotherme, l'équation de la chaleur dans un milieu elastoplastique prend la forme :

$$\left( \rho c_p - \frac{\partial w_s}{\partial T} \right) \frac{\partial T}{\partial t} = \lambda \Delta T + r + \bar{\sigma} : \bar{\dot{\varepsilon}}^{pl} - \dot{w}_s + T \left[ \frac{\partial \bar{\sigma}}{\partial T} : \bar{\dot{\varepsilon}}^e \right] \quad \text{Eq. 87}$$

Où la chaleur spécifique est affectée par le couplage écrouissage-température. Le fait que l'énergie  $w_s = \rho \psi_p$  soit stockée au sein du matériau se traduit par le terme  $\rho \dot{\psi}_p$  (positif) dans l'énergie libre. Cette énergie ne peut alors partir en chaleur et son taux  $\dot{w}_s = \rho \dot{\psi}_p$  est retranché aux sources de chaleurs à distance  $r$ , due au travail plastique  $\bar{\sigma} : \bar{\dot{\varepsilon}}^{pl}$  et d'origine thermomécanique  $T \left[ \frac{\partial \bar{\sigma}}{\partial T} : \bar{\dot{\varepsilon}}^e \right]$  (couplage mécanique-température variable, par la dilatation thermique et par la dépendance des paramètres « matériau » à la température).

L'équation complète de la chaleur permet alors de trouver l'élévation de température d'un milieu sujet à dissipation mécanique. Pour cela, elle doit être résolue conjointement aux équations d'équilibre. L'équation classique utilisée pour calculer l'échauffement des matériaux métalliques, lors des processus de mise en forme par exemple, correspond à l'équation générale avec les simplifications suivantes :

- une évolution adiabatique (sans transfert de chaleur,  $\lambda \Delta T = 0$ ) ;



### 2.4.3 Données d'entrée du modèle

Les données d'entrée sont issues d'essais de coupe orthogonale de plusieurs auteurs. Le **Tableau 17** regroupe les informations nécessaires à l'établissement de la simulation. Les valeurs sont calculées à partir des équations établies dans la **section 2.1**. Une vitesse de coupe relativement faible  $v_c = 20$  m/min est choisi, ainsi qu'une vitesse standard de 60 m/min et enfin une vitesse de coupe de 120 m/min. Comme montré dans la **section 2.1**, l'angle de coupe a une influence sur le chargement mécanique. Dès lors, deux angles de coupe sont testés, un angle de coupe positif  $\gamma_n = 15^\circ$  et un angle neutre  $\gamma_n = 0^\circ$ .

Auteurs	Vitesse de coupe (m/min)	Epaisseurs coupée ( $\mu\text{m}$ )	Angle de coupe ( $^\circ$ )
(Budak et al., 1996)	[3 à 47]	5 – 10 – 30 – 70 – 100	$0^\circ - 2^\circ - 5^\circ - 8^\circ - 10^\circ - 15^\circ$
(Matthew Cotterell and Byrne, 2008)	[4 à 120]	50 – 75 – 100	$6.5^\circ$
(M. Cotterell and Byrne, 2008)	[4 à 140 m/min]	50 – 75 – 100	$6.5^\circ$
(Hamm et al., 2021)	120 m/min	20 – 40 – 60 – 80 – 100	$0^\circ$ et $20^\circ$

Enfin, deux épaisseurs de copeaux sont simulées :

- Une épaisseur de copeau relativement importante pour la coupe en finition du Ti-6Al-4V, soit  $h = 100 \mu\text{m}$
- Une épaisseur de copeau cinq fois plus faible pour la représentativité du procédé de fraisage où l'épaisseur de copeau instantanée varie tout au long de la rotation d'outil, soit  $h = 20 \mu\text{m}$ .

Conditions opératoires		Mesure du copeau					Mesure effort avec platine				Calcul Merchant				PSZ			SSZ			
$v_c$	h	$\gamma_n$	$r_c$	$h_c$	$\Phi_n$	$f_{seg}$	$F_{t_c}$	$F_{r_c}$	$F_{t_e}$	$F_{r_e}$	$F_{t_v}$	$F_{r_v}$	$\beta_a$	$F_s$	vs	Ps	qs	$v_{ch}$	$P_\gamma$	Lt	$q_\gamma$
(m/min)	(mm)	( $^\circ$ )	(-)	(mm)	( $^\circ$ )	(kHz)	(N)	(N)	(N)	(N)	(N)	( $^\circ$ )	(N)	(m/min)	(W)	(W/mm $^2$ )	(m/min)	(W)	(mm)	(W/mm $^2$ )	
20	0,02	0	0,48	0,04	26	5	38	13	-	-	13	38	19	28	22	10	227	10	2	0,03	61
		15	0,59	0,03	34	5	29	4	-	-	12	27	23	22	20	7	209	12	2	0,03	89
	0,1	0	0,82	0,12	39	5	175	60	-	-	60	175	19	97	26	42	264	16	17	0,14	116
		15	0,83	0,12	45	5	144	21	-	-	58	134	23	86	22	32	229	17	16	0,12	130
60	0,02	0	0,48	0,04	26	15	38	13	-	-	13	38	19	28	67	31	680	29	6	0,03	182
		15	0,59	0,03	34	15	29	4	-	-	12	27	23	22	61	22	626	36	7	0,03	266
	0,1	0	0,82	0,12	39	10	175	60	-	-	60	175	19	97	78	125	792	49	50	0,14	348
		15	0,83	0,12	45	10	144	21	-	-	58	134	23	86	67	96	687	50	48	0,12	389
120	0,02	0	-	-	20	28	38	13	-	-	13	38	19	28	133	63	1360	58	12,6	0,03	365
	0,10	0	-	-	45	20	175	60	-	-	60	175	19	97	155	63	1585	98	99	0,14	696

La mesure de l'angle d'inclinaison de la bande de cisaillement est mesurée par analyse des copeaux post-mortem avec un microscope optique. Plusieurs techniques peuvent être utilisées pour mesurer le copeau. La première technique (in-situ), consiste à mesurer les caractéristiques du copeau pendant sa formation (Cf. **Figure 63(b)**). La deuxième technique consiste à réaliser des essais de coupe en arrêtant brusquement la coupe, ce sont les essais QST (par brusquement, on entend ici dégager l'outil à une vitesse supérieure à la vitesse de coupe). Le copeau reste enraciné au matériau et la courbure est maîtrisée. La troisième méthode consiste à générer le copeau et de le mesurer une fois enlevé de la pièce. La courbure du copeau est alors évolutive le long du parcours et suit une tendance spiralée, comme le montre la **Figure 73**.

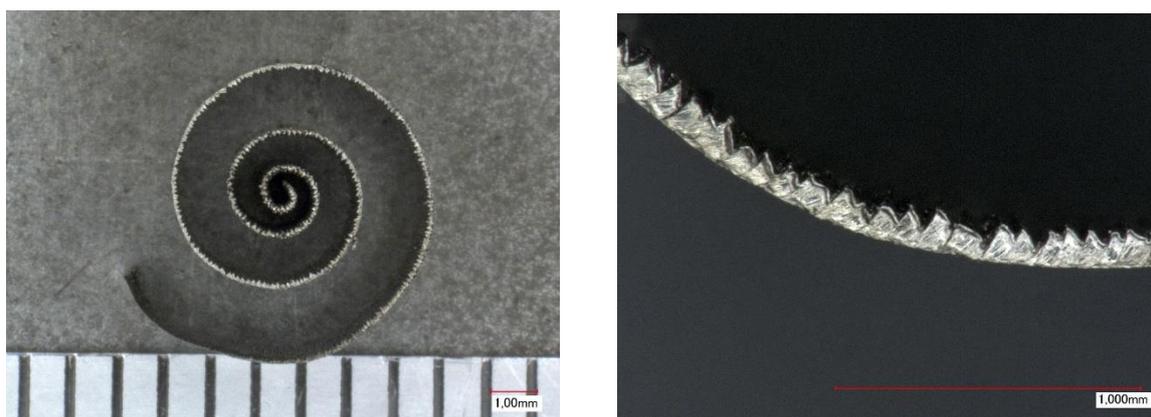


Figure 73. Copeau de TA6V -  $v_c = 120$  m/min ;  $h = 100$   $\mu$ m -  $\gamma_n = 20^\circ$  - (a) Spirale - (b) Magnification X150

Une méthode de mesure de l'inclinaison de la bande de cisaillement pour les copeaux festonnés est donnée dans le **Tableau 18**.

Tableau 18. Méthodologie de mesure de l'angle du plan de cisaillement

Il est noté :

- $i$  la mesure constituée de 2 points ;
- $x_{2i-1}$  et  $y_{2i-1}$  respectivement, l'abscisse et l'ordonnée des points à la base du plan de cisaillement, i.e. sur l'extrados du copeau ;
- $x_{2i}$  et  $y_{2i}$  respectivement, l'abscisse et l'ordonnée des points à l'extrémité de la bande de cisaillement, i.e. sur l'intrados du copeau ;

① L'angle formé entre la droite passant par les points  $i$  et  $i+1$  avec l'axe des abscisses est donné par :

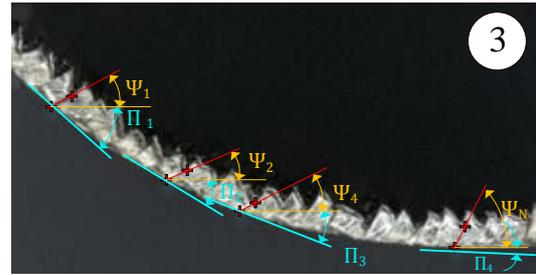
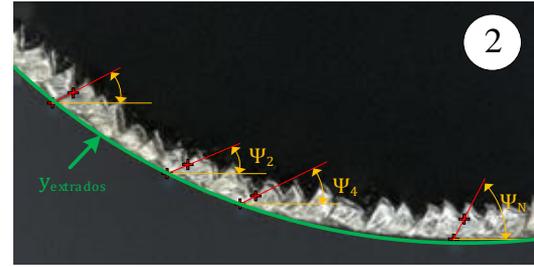
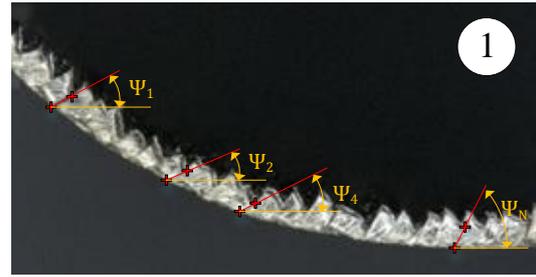
$$\Psi_i = \arctan\left(\frac{y_{2i} - y_{2i-1}}{x_{2i} - x_{2i-1}}\right)$$

② Il convient alors de mesurer la courbure de l'extrados. Ici, l'ensemble des points de l'extrados sont interpolés par une fonction polynomiale de degré  $n$ , tel que

$$y_{\text{extrados}}(x) = \sum_{t=0}^{t=n} a_t \cdot (x)^t$$

③ L'angle formé entre la droite tangente à la courbe interpolée de l'extrados au point  $(x_{2i-1}, y_{2i-1})$  et l'axe des abscisses vaut donc :

$$\Pi_i = \arctan\left(\left.\frac{\partial y(x)}{\partial x}\right|_{x=x_{2i-1}}\right)$$



L'angle moyen d'inclinaison du plan de cisaillement  $\Phi_n$  est alors calculé avec l'Eq. 90.

$$\Phi_n = \gamma_n \pm \left[ \frac{\pi}{2} - \frac{1}{N} \sum_{i=1}^{i=N} \left( \arctan\left(\frac{y_{2i} - y_{2i-1}}{x_{2i} - x_{2i-1}}\right) - \arctan\left(\left.\frac{\partial y(x)}{\partial x}\right|_{x=x_{2i-1}}\right) \right) \right] \quad \text{Eq. 90}$$

Il est nécessaire de connaître l'angle de coupe pour estimer l'angle du plan de cisaillement.

Les mesures des angles d'inclinaison du plan de cisaillement  $\Phi_n$  pour une vitesse de coupe de 120 m/min, avec un angle de coupe de 20° et de 0°, pour une épaisseur de copeau non coupé  $h$  variant de 20  $\mu\text{m}$  à 100  $\mu\text{m}$  sont données en **Figure 74**. Il est logiquement remarqué que pour un angle de coupe  $\gamma_n = 0^\circ$ , les valeurs d'angles d'inclinaison du plan de cisaillement sont inférieures par rapport à un angle de coupe  $\gamma_n = 20^\circ$ . De plus, l'angle d'inclinaison atteint une valeur seuil de 45°, ne pouvant pas être dépassée. Les valeurs pour des vitesses de 60 m/min sont également regroupées et montrent qu'il n'y a pas d'effet significatif de la vitesse de coupe sur l'inclinaison de la bande de cisaillement  $\Phi_n$ , hormis pour l'épaisseur de copeau de 20  $\mu\text{m}$ , où les valeurs d'angles sont plus faibles pour  $v_c = 120$  m/min.

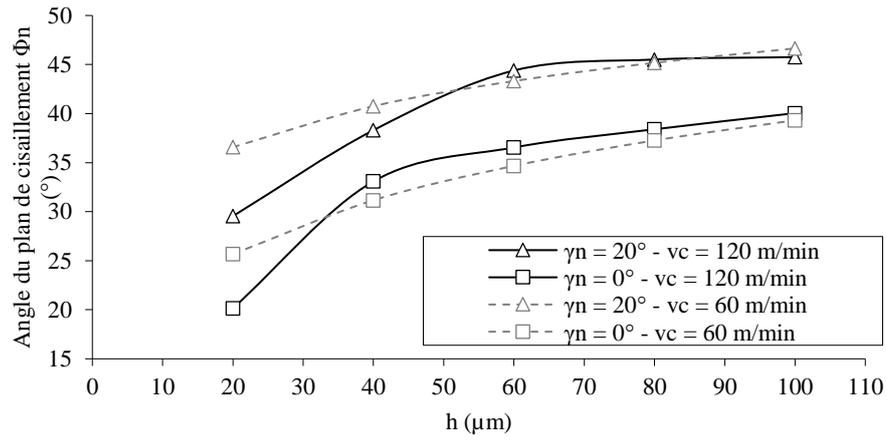


Figure 74. Evolution de l'inclinaison du plan de cisaillement en fonction de l'épaisseur de copeau non coupé  $h$  et de l'angle de coupe  $\gamma_n$ .

## 2.4.4 Configurations géométriques pour l'analyse thermique en coupe orthogonale

D'après les résultats reportés dans le **Tableau 17**, quatre configurations géométriques distinctes doivent être établies puisque la vitesse de coupe n'a pas d'influence sur la géométrie du copeau dans un intervalle compris entre 20 m/min et 60 m/min, hormis sa fréquence de festonnement, comme le montre la **Figure 75**. Pour exemple, une longueur de copeau de 2 mm est choisie pour chaque simulation. Le temps de simulation (et donc la durée avec laquelle l'arête de coupe reste en matière) sera réduit à mesure que la vitesse de coupe augmente. Dans cet exemple, le temps de simulation sera donc de 6 ms pour une vitesse de coupe 20 m/min et 2 ms pour une vitesse de coupe de 60 m/min. Le largeur de coupe  $b$  est normalisée à 1 mm afin de standardiser les résultats.

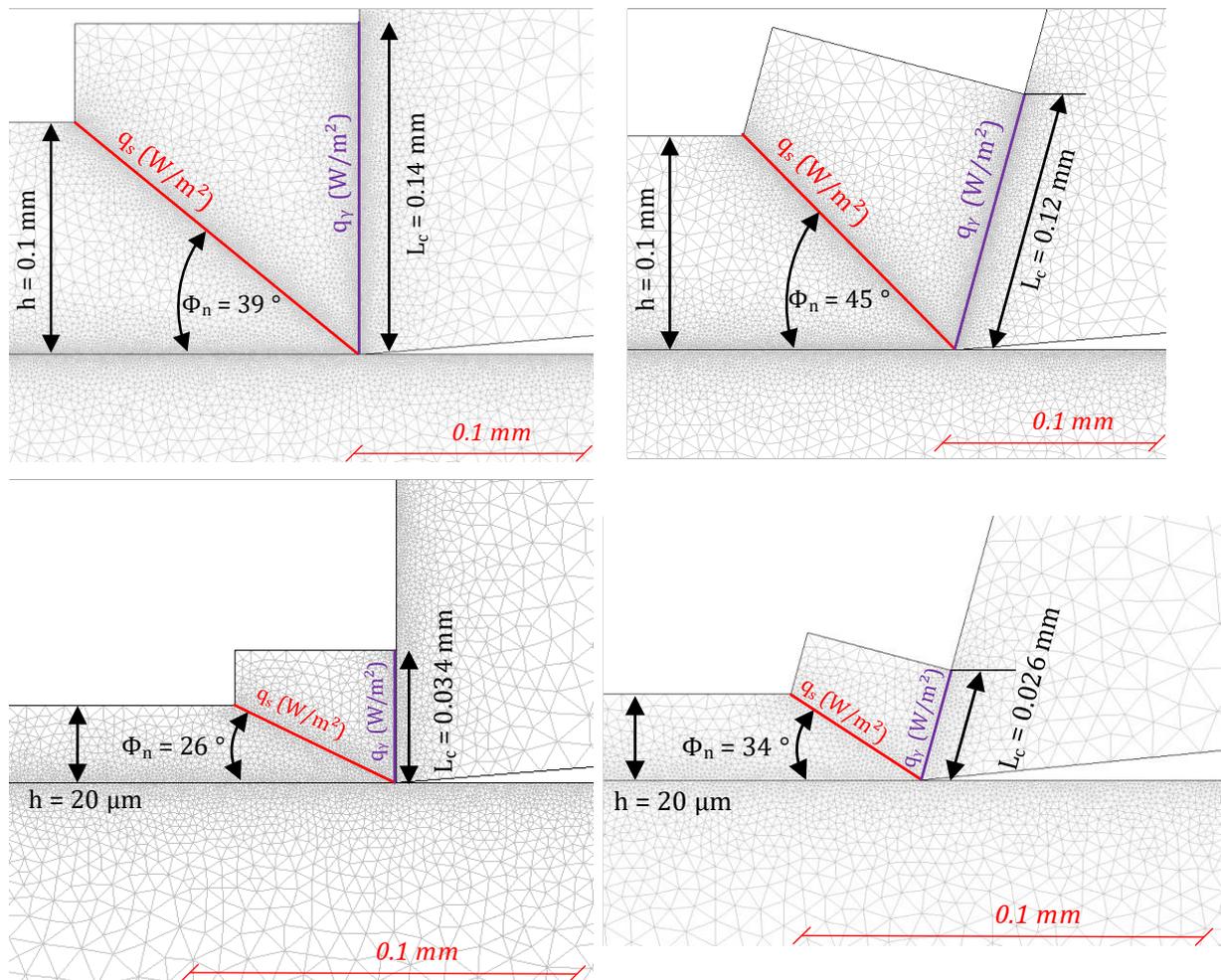


Figure 75. Illustration des quatre configurations géométriques (a)  $\gamma_n = 0^\circ$  et  $h = 0.1$  mm – (b)  $\gamma_n = 15^\circ$  et  $h = 0.1$  mm – (c)  $\gamma_n = 0^\circ$  et  $h = 0.02$  mm – (d)  $\gamma_n = 15^\circ$  et  $h = 0.02$  mm

### 2.4.4.1 Cas de référence

Les **Figure 76(a)** et **Figure 76(b)** montrent le champ de température entre l'outil, le copeau et la pièce pour une vitesse de coupe de 20 m/min et une vitesse de coupe de 60 m/min respectivement.

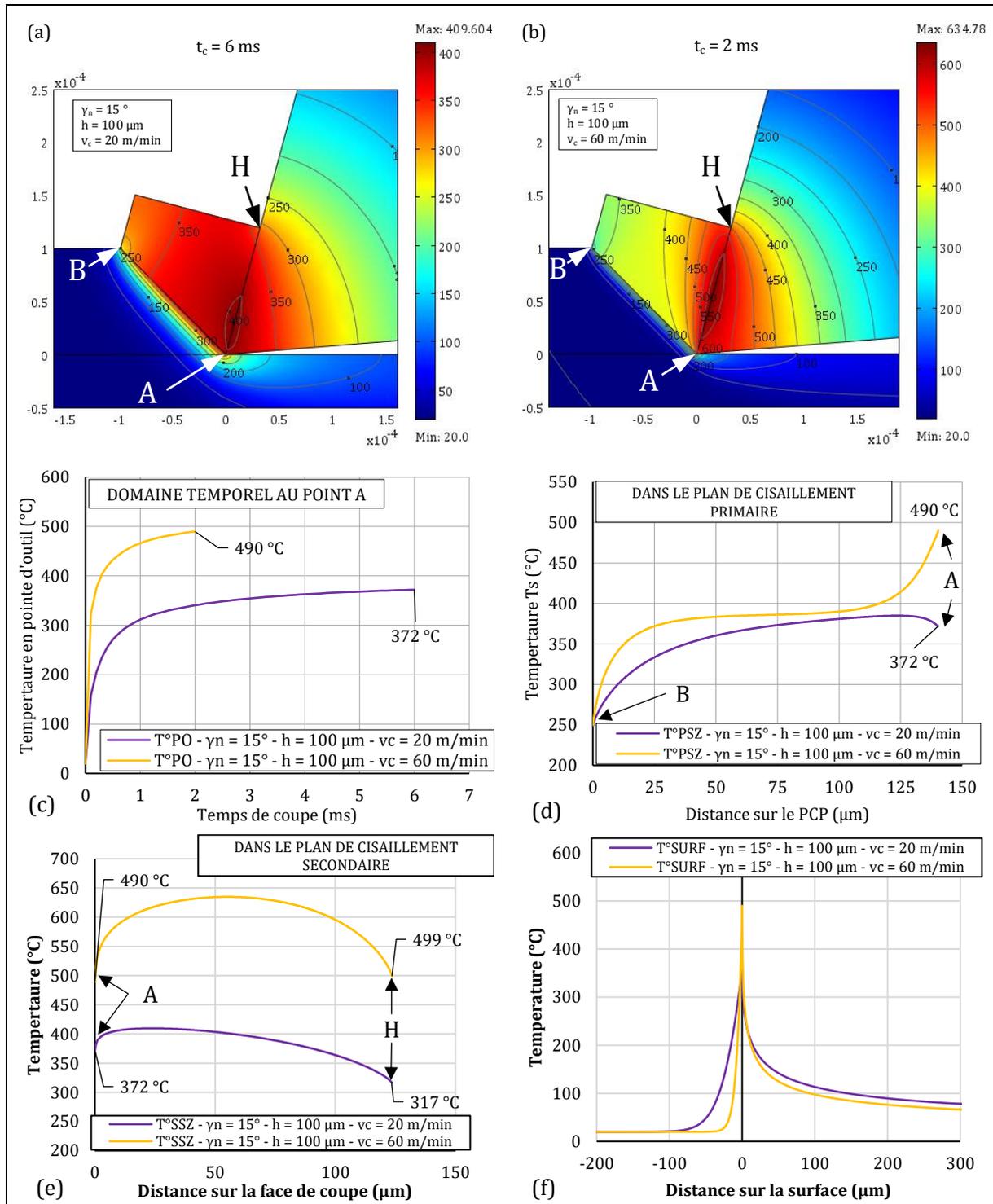


Figure 76. (a) & (b) Simulation thermique entre deux vitesses de coupe ( $v_c = 20$  m/min &  $v_c = 60$  m/min) pour la configuration  $\gamma_n = 15^\circ$  et  $h = 0.1$  mm. (c) Evolution de la température en pointe d'outil en fonction du temps (d) Evolution de la température dans le plan de cisaillement primaire (e) Evolution de la température en zone de cisaillement secondaire (f) Evolution de la température sur la surface

La **Figure 76(c)** illustre l'évolution de la température en pointe d'outil pour les deux vitesses de coupe (20 m/min pour la courbe mauve et 60 m/min pour la courbe orange). Dans les deux cas, le régime transitoire est dépassé. Les courbes de température évoluent dans un régime dit « régime glissant », qui s'apparente au régime permanent. Les températures continuent de croître et n'atteignent jamais une asymptote horizontale (qui sont en théorie atteinte pour un temps infini). Les **Figure 76(d)(e)(f)** illustrent l'évolution des températures dans le domaine spatial pour un temps de 2 ms pour les courbes orange et 6 ms pour les courbes mauves.

#### Analyse de la température en zone de cisaillement primaire

- La température dans le plan de cisaillement primaire  $T_s$ , montrée en **Figure 76(d)** n'est pas constante tout au long du parcours [BA]. La température évolue de 250 °C au point B, à 372 °C et 490 °C en pointe d'outil (point A). L'augmentation de la température en pointe d'outil pour le cas  $v_c = 60$  m/min provient ici du flux de chaleur de la zone de cisaillement secondaire qui s'ajoute au flux dans la zone de cisaillement primaire. En effet, elle ne provient pas ici de l'augmentation de plastification dans la zone de cisaillement primaire, qui est certes effective, mais en compétition avec le phénomène d'advection (débit de matière traversant la zone de cisaillement).

#### Analyse de la température sur la face de coupe

- Les températures sur la face de coupe sont données en **Figure 76(e)** en fonction de la position sur la face de coupe. Pour la vitesse de coupe de 60 m/min, la courbe décrit une parabole avec un maximum de 634 °C à environ 60  $\mu$ m du point A. Pour une vitesse de 20 m/min, la courbe décrit une parabole dont la température maximale est de 410 °C à une distance de 24  $\mu$ m de la pointe d'outil. Ce phénomène montre clairement que l'augmentation des vitesses joue un rôle majeur sur la position du maximum de température sur l'arête de coupe, qui augmente à mesure que la vitesse de coupe augmente, et sur l'intensité même des températures. La connaissance des champs de température, conjointement la distribution de pression décrite en **section 2.1**, permet de décrire le phénomène d'usure en cratère sur la face de coupe.

#### Analyse de la température sur la surface usinée

- Enfin, la **Figure 76(f)** illustre la température sur la surface par rapport à l'arête de coupe (L'abscisse 0 étant la position de la pointe d'outil A). A mesure que la vitesse de coupe augmente, la dissipation mécanique (flux dans la zone de cisaillement primaire  $q_s$  (w/m<sup>2</sup>) et secondaire  $q_v$  (W/m<sup>2</sup>)) augmente également, ce qui explique l'élévation du pic de température en pointe d'outil. Cependant, l'augmentation de la vitesse de coupe a également pour effet de réduire l'amplitude horizontale du signal et de refroidir plus rapidement la surface. L'information thermique est alors moins diffuse dans la pièce et le flux thermique moyen sur la surface est modifié. La température de la surface, après le passage de l'outil, est légèrement supérieure pour la condition  $v_c = 20$  m/min que pour la condition  $v_c = 60$  m/min.

### 2.4.4.2 Cas d'un angle de coupe neutre

L'utilisation d'un angle de coupe neutre, c'est-à-dire à  $\gamma_n = 0^\circ$ , n'est pas recommandée dans la coupe du Ti-6Al-4V.

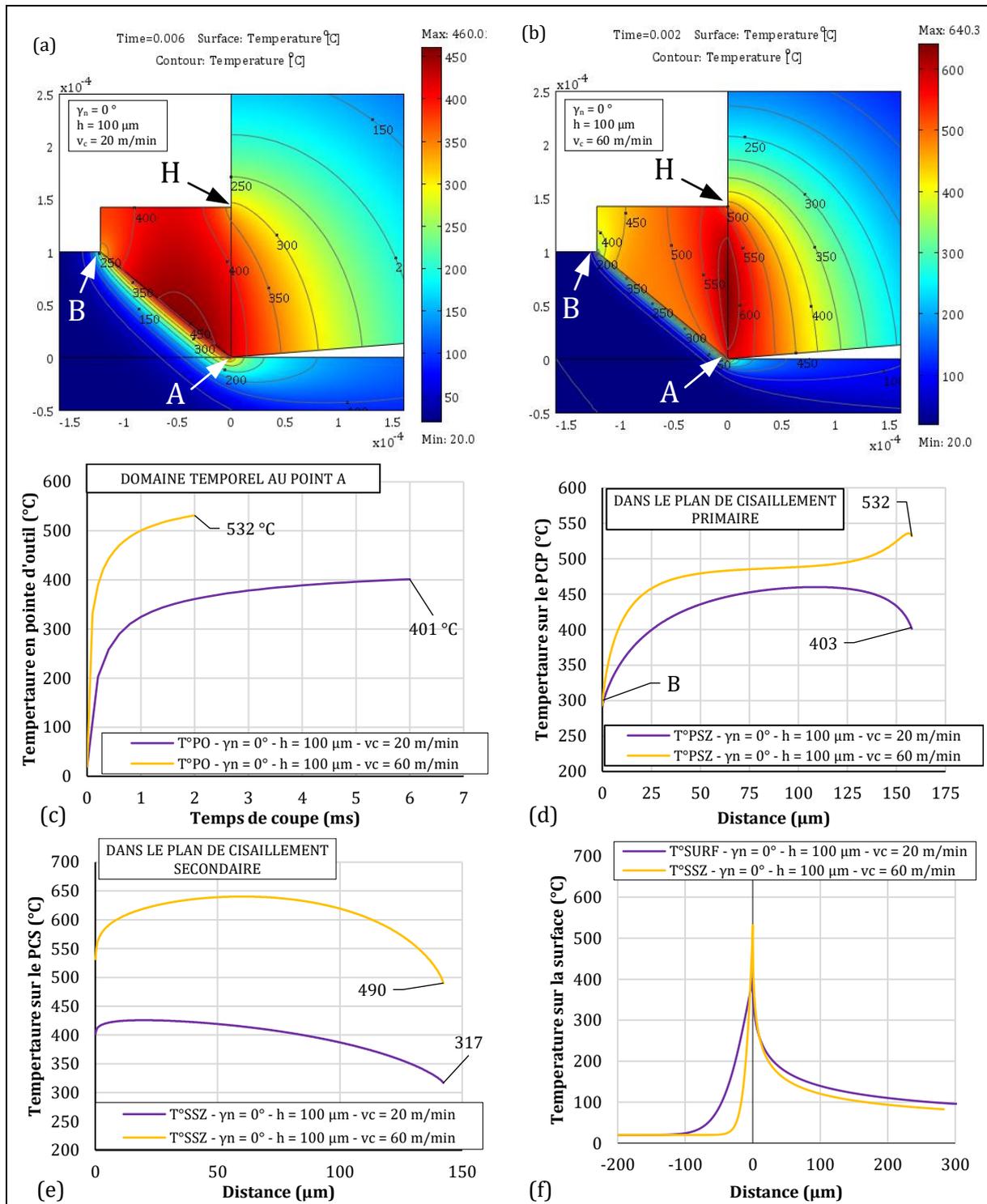


Figure 77. Comparaisons des résultats de thermique entre deux vitesses de coupe ( $v_c = 20$  m/min &  $v_c = 60$  m/min) pour la configuration  $\gamma_n = 0^\circ$  et  $h = 100 \mu\text{m}$  (c) Evolution de la température en pointe d'outil en fonction du temps – (d) Evolution de la température dans le plan de cisaillement primaire – (e) Evolution de la température en zone de cisaillement secondaire – (f) Evolution de la température sur la surface

Il est cependant employé lorsqu'une robustesse d'arête est recherchée (augmentation de l'angle de taillant de l'arête de coupe), notamment dans le cas de l'usinage d'ébauche. Par rapport à la configuration précédente, l'angle de coupe diminue de  $15^\circ$  à  $0^\circ$ , modifiant ainsi les répartitions des dissipations mécaniques et donc le champ de température. La **Figure 77(a)** et **Figure 77(b)** montrent le champ de température pour une vitesse de coupe respectivement de 20 m/min et 60 m/min. Globalement, la simulation renvoie des températures légèrement plus importante en pointe d'outil, par rapport à un angle de coupe de  $15^\circ$  (**Figure 76(c)**) :  $401^\circ\text{C}$  pour  $v_c = 20$  m/min et  $532^\circ\text{C}$  pour  $v_c = 60$  m/min, contre  $372^\circ\text{C}$  pour  $v_c = 20$  m/min et  $490^\circ\text{C}$  pour  $v_c = 60$  m/min pour un angle de coupe de  $15^\circ$ . Ceci provient de l'augmentation des efforts mesurés. Dans le cas d'une vitesse de coupe  $v_c = 20$  m/min, contrairement à 60 m/min, la température maximale est localisée sur le plan de cisaillement primaire plutôt que sur la face de coupe. La température sur la face de coupe est également augmentée par rapport à la configuration précédente. Encore une fois, la température de la surface après le passage d'outil est supérieure pour une vitesse de coupe de 20 m/min que pour une condition de coupe de 60 m/min.

#### 2.4.4.3 Cas des copeaux fins – $h = 20 \mu\text{m}$

Le cas des copeaux fins doit être étudié dans la mesure où, lors du procédé de fraisage, l'épaisseur de copeau non coupé  $h$  varie tout au long de la rotation de l'outil (en fonction de l'angle d'immersion  $\theta$ ), et passe d'une épaisseur de copeau non coupé maximale  $h_{\text{max}}$  à une épaisseur nulle. C'est le cas du contournage en avalant, comme illustré en **Figure 78**. L'étude approfondie de la cinématique du contournage sera abordée dans le **Chapitre 3**.

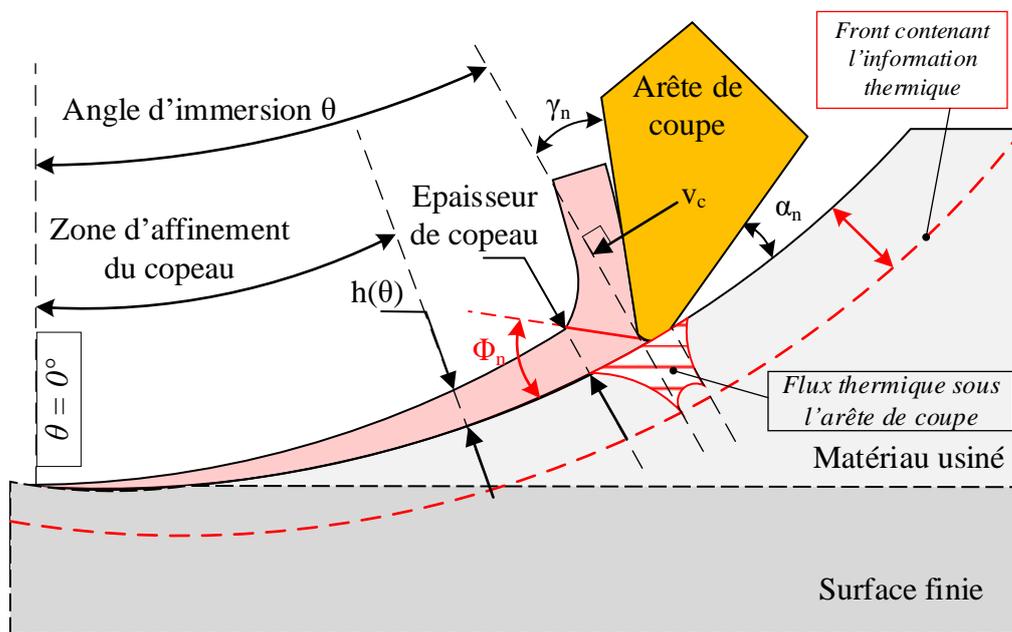


Figure 78. Evolution de l'épaisseur de copeau non coupé  $h$  en fonction de l'angle d'immersion  $\theta$  et représentation du flux thermique sous l'arête de coupe.

Comme vu précédemment, la diminution de l'épaisseur de copeau entraîne une diminution des efforts de façon globale, et ceci quasi-linéairement avec l'épaisseur de copeau. La dissipation mécanique est alors réduite dans chacune des zones de production de chaleur et au global, les températures sont diminuées. Dans ce cas, l'épaisseur de copeau passe de  $100 \mu\text{m}$  à  $20 \mu\text{m}$ , soit

cinq fois moins que dans les configurations précédentes. Les **Figure 79(a)(b)** montrent le champ de température pour les deux conditions de coupe.

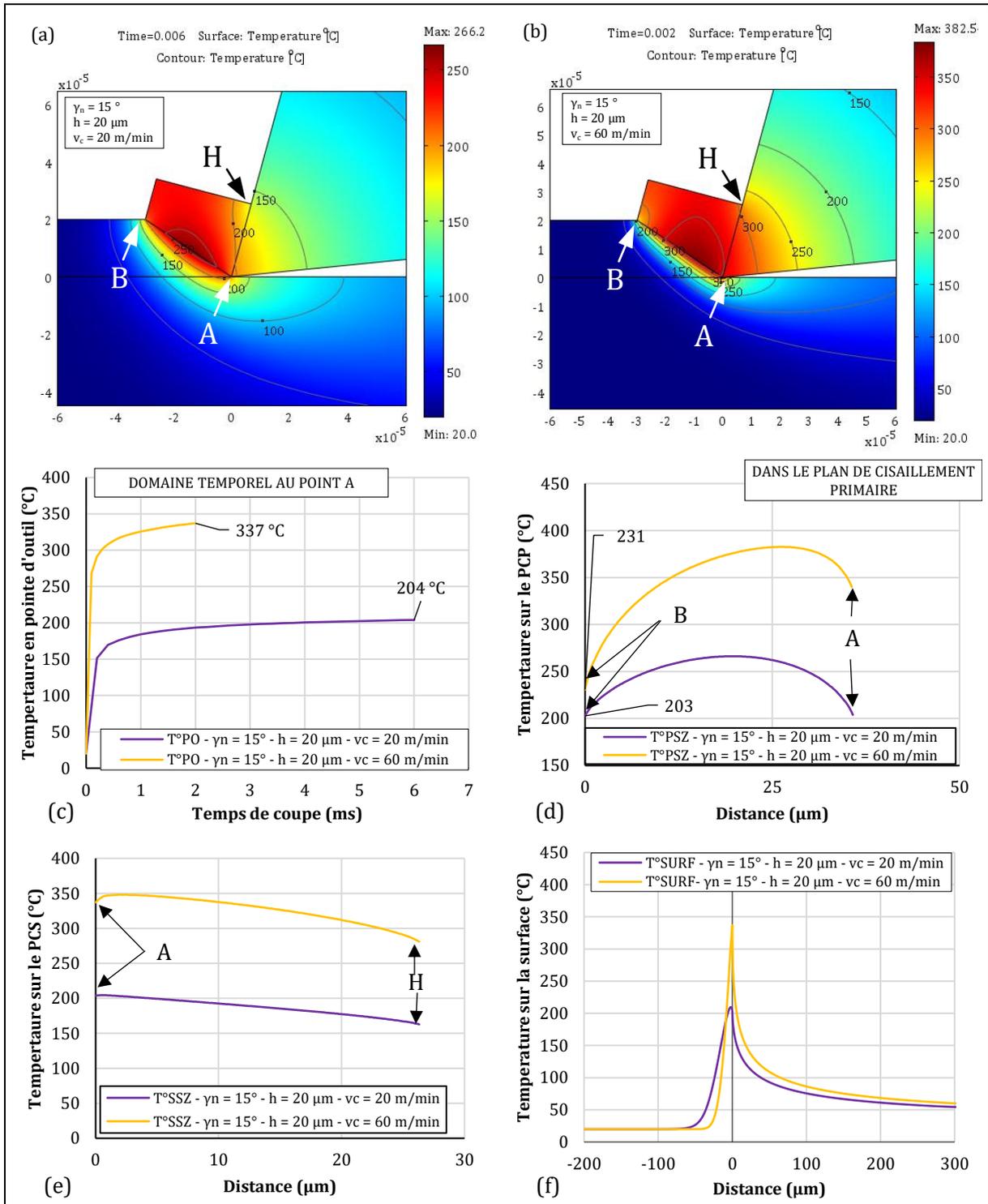


Figure 79. Simulation thermique entre deux vitesses de coupe ( $v_c = 20$  m/min &  $v_c = 60$  m/min) pour la configuration  $\gamma_n = 15^\circ$  et  $h = 0.02$  mm (a) Evolution de la température en pointe d'outil en fonction du temps – (b) Evolution de la température dans le plan de cisaillement primaire – (c) Evolution de la température en zone de cisaillement secondaire – (d) Evolution de la température sur la surface en fonction de la position de l'arête de coupe

Les températures en pointe d'outil sont grandement diminuées ( $266^\circ\text{C}$  au lieu de  $372^\circ\text{C}$  (-28%) pour  $v_c = 20$  m/min et  $337^\circ\text{C}$  au lieu de  $490^\circ\text{C}$  (-31%) pour  $v_c = 60$  m/min comparé à la configuration de référence). Il n'y a donc pas de relation linéaire entre la diminution de

l'épaisseur de copeau et la valeur de température. Aussi, dans ce cas, les températures maximales sont systématiquement atteintes dans sur le plan de cisaillement plutôt que sur la face de coupe, en comparant les **Figure 79(c)&(d)**. Contrairement aux cas précédents, la température en surface après passage de l'outil est supérieure pour la vitesse de coupe de 60 m/min que pour la vitesse de coupe de 20 m/min.

#### 2.4.4.4 Cas des copeaux fins – $h = 20 \mu\text{m}$ et d'un angle de coupe neutre

Ce cas combine une épaisseur de copeau faible avec un angle de coupe  $\gamma_n = 0^\circ$ , pour les deux vitesses de coupe de 20 et 60 m/min.

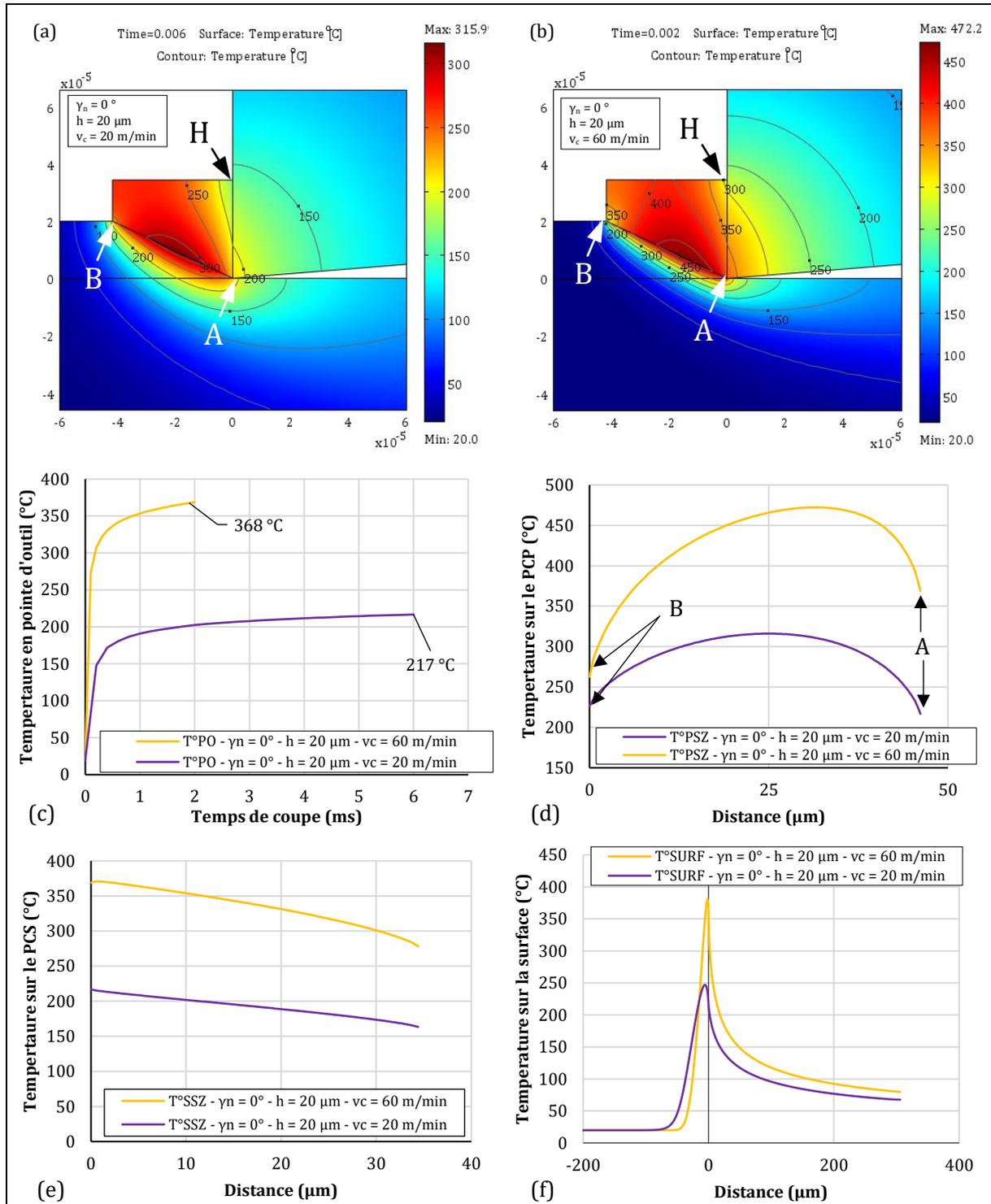


Figure 80. Simulation thermique entre deux vitesses de coupe ( $v_c = 20 \text{ m/min}$  &  $v_c = 60 \text{ m/min}$ ) pour la configuration  $\gamma_n = 0^\circ$  et  $h = 0.02 \text{ mm}$  (a) Evolution de la température en pointe d'outil en fonction du temps – (b) Evolution de la température dans le plan de cisaillement primaire – (c) Evolution de la température en zone de cisaillement secondaire – (d) Evolution de la température sur la surface en fonction de la position de l'arête de coupe

Il s'agit ici du cas le plus défavorable s'il est souhaité de minimiser la charge thermique sur la surface. En effet, la diminution de l'angle de coupe provoque l'augmentation du travail plastique en zone de cisaillement primaire (augmentation de la compression du copeau) et diminue également l'inclinaison du plan de cisaillement, qui se retrouve plus proche de la surface finie. De plus, la diminution de l'épaisseur de copeau non coupé empêche l'évacuation des calories générés dans la zone de cisaillement primaire. Les températures sont systématiquement plus élevées en zone de cisaillement primaire que sur la face de coupe, en comparant les **Figure 80(d)** & **Figure 80(e)**. La charge thermique sur l'outil, en particulier sur la face de coupe, reste faible à cause des faibles intensités des efforts mis en jeu.

Enfin, il y a diminution de l'effet d'advection et augmentation de l'effet de conduction vers la surface. La température sur la surface finie est plus importante pour la vitesse de coupe  $v_c = 60$  m/min que pour la condition  $v_c = 20$  m/min.

#### 2.4.4.5 Cas à haute vitesse de coupe

Le cas d'une vitesse de coupe  $v_c = 120$  m/min, pour un angle de coupe de  $0^\circ$  et deux épaisseurs de copeau non coupé différentes, à savoir  $h = 100 \mu\text{m}$  en **Figure 81(a)** et  $h = 20 \mu\text{m}$  en **Figure 81(b)**.

Une fois encore, la diminution de l'épaisseur de copeau non coupé  $h$  s'accompagne d'une chute de l'intensité de la température en pointe d'outil, comme montré en **Figure 81(c)**. La température maximale est localisée sur la face de coupe lorsque l'épaisseur de copeau non coupé  $h$  est égale à  $100 \mu\text{m}$ , et à contrario, la température maximale est localisée sur le plan de cisaillement primaire pour une valeur  $h$  de  $20 \mu\text{m}$ . L'augmentation de  $h$  aura pour conséquence de cratérer l'outil.

Enfin, l'analyse de la **Figure 81(d)** montre que la température sur la surface après passage de l'outil est légèrement plus importante pour des épaisseurs de copeau fines ( $h = 20 \mu\text{m}$ ) que pour des copeaux d'épaisseurs supérieures ( $h = 100 \mu\text{m}$ ).

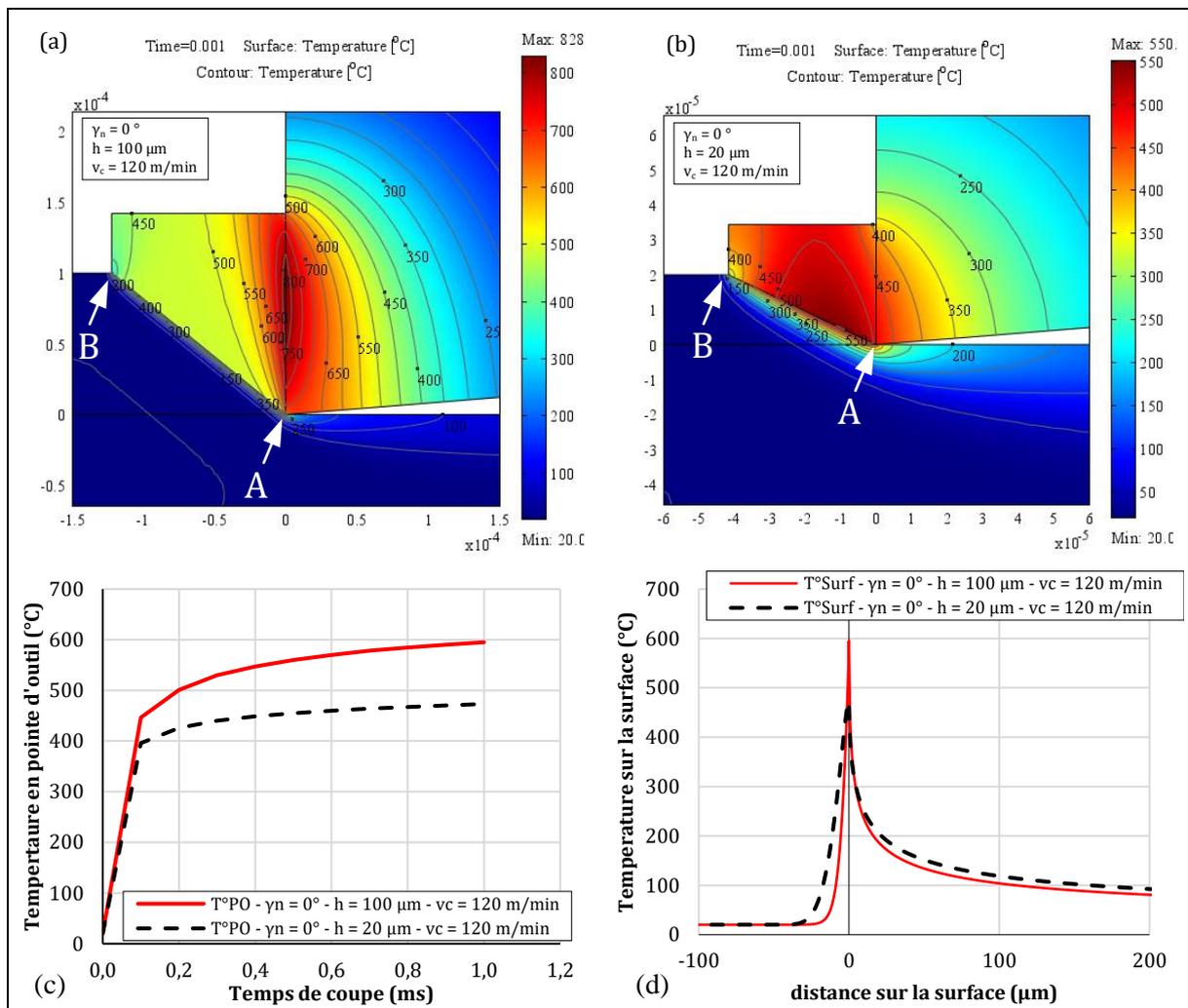


Figure 81. Simulation thermique entre deux épaisseurs de copeau pour  $v_c = 120$  m/min (a)  $h = 20 \mu\text{m}$  – (b)  $h = 100 \mu\text{m}$  – (c) Evolution de la température en pointe d'outil en fonction du temps – (d) Evolution de la température sur la surface en fonction de la position de l'arête de coupe

### 2.4.4.6 Analyse comparative des températures en pointe d'outil

La **Figure 82** montre l'évolution de la température en pointe d'outil en fonction du temps, pour des vitesses de coupe de 20, 60 et 120 m/min, des épaisseurs de copeau de 20 et 100  $\mu\text{m}$ , ainsi que des angles de coupe de 0 et 15°. La diminution de l'angle de coupe (de 15° à 0°) s'accompagne systématiquement d'une augmentation de la température comprise en +6% et +9% suivant les conditions testées. L'augmentation de l'épaisseur de copeau  $h$  de 20  $\mu\text{m}$  à 100  $\mu\text{m}$  entraîne également une augmentation de la température en pointe d'outil jusqu'à +85%, tandis que l'augmentation de la vitesse de coupe engendre systématiquement une augmentation de la température en pointe d'outil.

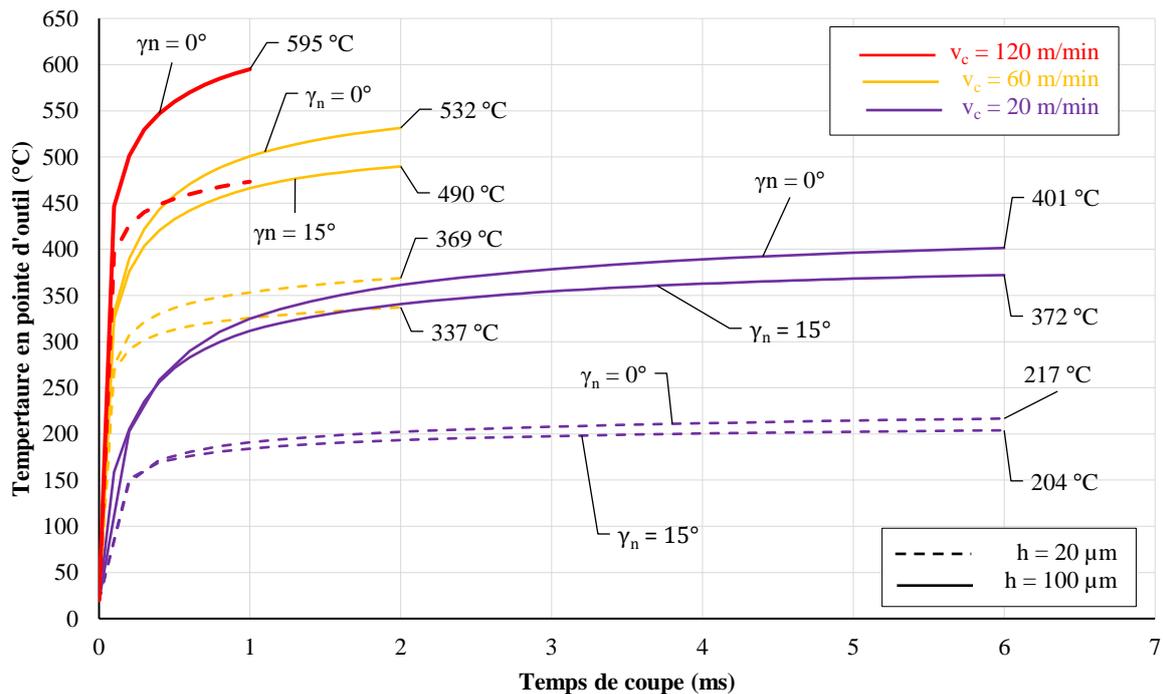


Figure 82. Analyse comparative des températures en pointe d'outil

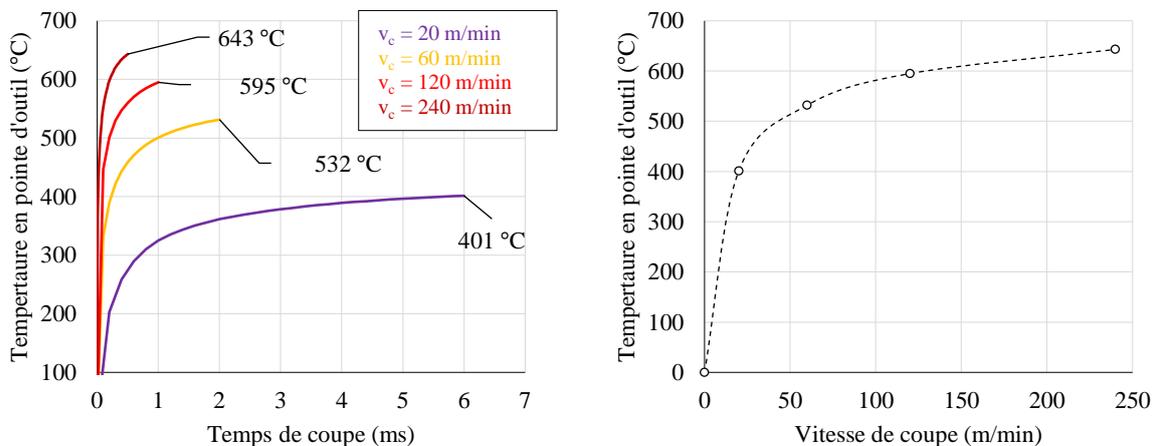


Figure 83. (a) Cinétique de montée en température en pointe d'outil pour quatre vitesses de coupe – (b) Température maximale en fonction de la vitesse de coupe

Il existe alors un effet de seuil de l'augmentation de la température en pointe d'outil en fonction de la vitesse de coupe, comme montré en **Figure 83(a)(b)** qui est l'illustration de la compétition entre le phénomène d'advection et le phénomène de conduction.

La conduction thermique ne peut s'établir qu'à partir d'un temps relativement long comparé à la vitesse d'advection (ou convection de transport d'énergie). Le flux dans la bande de cisaillement primaire diffuse avec la pièce et dans le copeau, alors que le flux de chaleur en zone de cisaillement secondaire diffuse dans le copeau et l'outil, mais aussi en partie, par conduction sur la surface. L'illustration de cette compétition est donnée en **Figure 84**. Lorsque la conduction devient négligeable devant l'advection, la coupe est dite « adiabatique ».

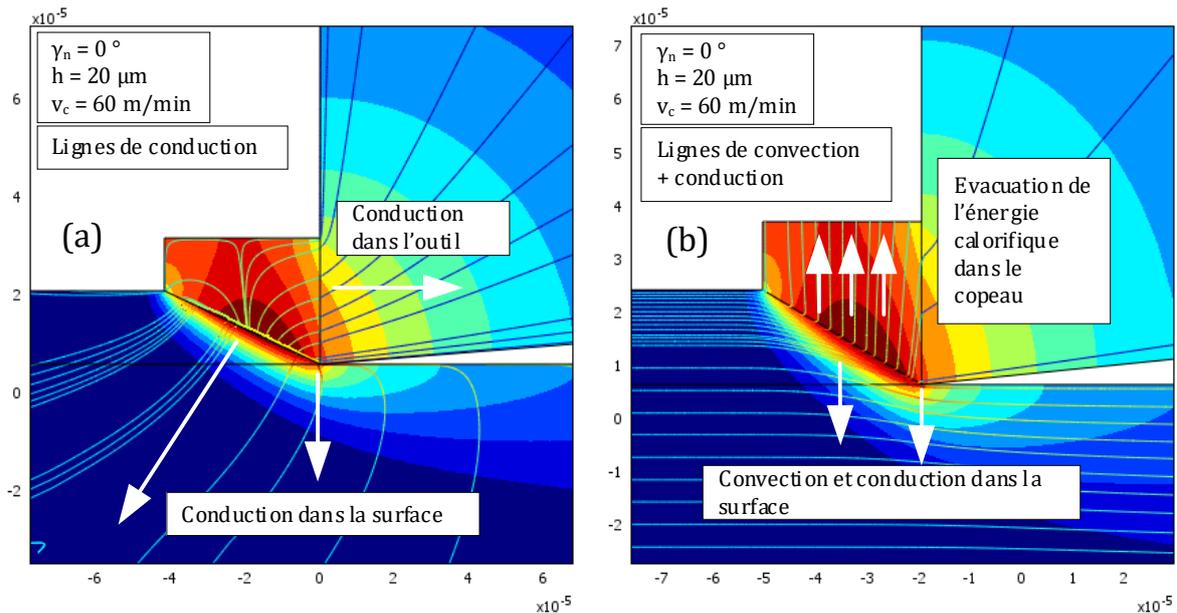


Figure 84. (a) Ligne de flux en conduction – (b) Ligne de flux en conduction + convection

## 2.5 Conclusion générale du chapitre 2

Dans ce **chapitre 2**, l'identification et la quantification des termes sources mécaniques et thermiques a été établie au travers de modèles analytiques, mais également numériques lagrangien et numériques eulérien, pour différents paramètres opératoires. En l'occurrence, les paramètres opératoires étudiés sont la vitesse de coupe, l'épaisseur de copeau et l'angle de coupe, dans le cadre de la coupe orthogonale.

Comme établi dans la **section 2.1**, un modèle analytique de partition du chargement mécanique est nécessaire pour la compréhension des mécanismes de coupe, qui peut être complété par des simulations purement mécaniques avec le solveur Abaqus. L'analyse de la littérature ainsi que des résultats numériques montrent que la géométrie d'arête, comprenant l'angle de coupe, le rayon d'acuité d'arête et la qualité de la surface pilotant le coefficient de frottement, sont des paramètres clés sur la génération de contraintes résiduelles et de transformation de matériau, en terme de déformation plastique, sous l'arête de coupe. L'épaisseur de copeau non coupé  $h$  est un paramètre clé dans la mesure où sa valeur, comparée à la géométrie d'outil, établit le régime de coupe ou le régime de labourage. Dans ce dernier cas, des contraintes résiduelles de traction sont systématiquement obtenues. La sévérité de la déformation plastique est donnée par la mesure des efforts normaux sur la surface.

Dans la **section 2.2**, un dispositif de mesure expérimental de température est employé et complété avec un modèle inverse de conduction de la chaleur. Les résultats indiquent que le flux thermique traversant la surface est relativement constant au vu des conditions opératoires testées. Des analyses complémentaires peuvent être réalisées, notamment en testant d'autres vitesses de coupe ainsi que des outils avec différents niveaux d'usures. Il a également été montré, par l'analyse de sensibilité de la **section 2.2**, que le signal thermique est indépendant de la longueur d'application du flux pour une vitesse de coupe de 120 m/min.

Enfin, l'étude de la **section 2.3** introduit un modèle eulérien purement thermique, permettant d'accéder aux champs de températures et champs de flux. Les données d'entrées sont alors des données fiables, car issues de résultats expérimentaux de mesures mécaniques, transformées en dissipation par calcul analytique et implémentées directement en tant que conditions aux limites du modèle. L'analyse a établi, en plus des paramètres de géométrie d'arête, que la vitesse de coupe est un contributeur majeur de l'augmentation de température, par mécanisme de frottement sur la zone de coupe et de vitesse de déformation plastique en zone de cisaillement primaire. Aussi, il existe un seuil d'augmentation de la température avec la vitesse de coupe, qui est la manifestation de la compétition entre conduction et advection. Plus la vitesse de coupe est importante, plus l'énergie calorifique des termes sources est grande. Néanmoins, cette énergie est aussi de plus en plus dissipée dans le copeau. La zone de cisaillement/frottement tertiaire, donc en face de dépouille, n'a pas été traitée ici faute de mesures expérimentales des efforts d'indentation sur la surface. Cette analyse sera complétée au **chapitre 3**.

Dans la suite de cette étude, les paramètres clés jouant un rôle significatif sur le chargement thermomécanique, avec de possibles conséquences l'intégrité de surface du matériau usiné, devant ainsi être mesurés, sont :

- La vitesse de coupe  $v_c$
- L'épaisseur de copeau non coupé instantanée  $h$
- L'angle de coupe  $\gamma_n$  et le rayon d'acuité d'arête  $r_\beta$

# CHAPITRE 3

## 3 Etude du chargement thermomécanique et de l'intégrité de surface dans le cas du contournage

### *Introduction*

Le Chapitre précédent montre que le chargement thermomécanique à l'échelle mésoscopique, dans le cas de l'étude de la coupe orthogonale, est parfaitement identifiable. Le prérequis pour ces calculs est d'une part la connaissance en tout point de l'espace, et à tout instant du temps, de la géométrie de l'arête de coupe. Or, cette géométrie évolue au cours du temps puisqu'elle est la manifestation de l'usure (point qui sera abordé dans le **Chapitre 4**). D'autre part, la connaissance de l'épaisseur de copeau non coupé  $h$  est nécessaire. En effet, il a été vu que ces deux paramètres jouent un rôle prépondérant sur l'évolution du cas de chargement thermomécanique.

Durant le procédé de fraisage sur une machine à trois axes, la cinématique de l'outil décrit une cycloïde, de par le déplacement angulaire de la broche induisant une vitesse de rotation  $\omega$  (rad/s) autour de son axe de rotation  $\mathbf{Z}$ , combinée avec le déplacement linéaire des axes de la machine  $\mathbf{v}_f$  (mm/min) sur les autres axes  $\mathbf{X}$  et  $\mathbf{Y}$ . Ainsi, l'épaisseur et la section coupée sont des fonctions dépendantes du temps et de l'espace. La modélisation de la coupe orthogonale n'est de fait valable que pour un point de l'espace et à un instant donné de l'usinage.

Dans ce Chapitre, le calcul de l'intersection entre le profil de l'outil et la surface sera abordé. Les notions de base seront décrites dans la **section §3.1**, en définissant les paramètres opératoires communs aux opérations de contournage et en définissant quelques quantités angulaires nécessaires à la compréhension des **sections §3.2** et **§3.3**.

Dans tous les cas, la vitesse d'avance  $\mathbf{v}_f$  (mm/min) reste faible par rapport à la vitesse de coupe  $\mathbf{v}_c$  (m/min), ce qui autorisera l'approximation par modèle de cercles pour le calcul des épaisseurs de copeaux instantanées. Il est important de remarquer que ces approximations s'éloignent de la réalité pour des vitesses d'avance élevées.

Dans la **section §3.2** de ce Chapitre, une étude dédiée au calcul du chargement thermomécanique en configuration de coupe orthogonale du contournage sera abordée. Cette étude vise à déterminer l'effet de l'engagement radial  $a_e$  (mm) et l'avance à la dent  $f_z$  (mm/rev-dent) sur l'évolution des efforts et des températures de coupe. En particulier, une analyse de diffraction aux rayons X (DRX) sera menée pour y établir l'effet de ces paramètres d'engagement et d'avance sur la génération de contraintes résiduelles. L'outil utilisé a été conçu et fabriqué au LaBoMaP pour éviter d'introduire des paramètres « non contrôlables » tel que le faux-rond d'outil ou des phénomènes vibratoires.

Enfin, dans la **section §3.3**, un outil de contournage de finition représentatif des opérations de contournage sur Ti-6-Al-4V sera utilisé. D'autres aspects et paramètres bien moins maîtrisés que les paramètres cinématiques seront mis en lumière, notamment les phénomènes de faux-rond et les problématiques de flexion et vibration d'outil, jouant un rôle prépondérant sur la signature thermomécanique du procédé et sur la qualité des surfaces. Un modèle de discrétisation d'arête est introduit pour comparer les résultats en efforts entre la théorie et

l'expérimentation. Une étude quantitative de la topographie des surfaces générées sera ensuite menée.

### 3.1 Aspect cinématique du contournage

En usinage dit de « contournage », encore appelé « usinage en roulant » (« peripheral milling » en anglais), l'outil génère une surface par déplacement du point générateur de l'outil. Le profil de la surface générée est donc donné par l'enveloppe des positions successives de l'outil. Cette remarque permet aisément de se placer dans une configuration plane du problème de génération de surface, telle que le montre la **Figure 85(b)**. Par positions successives, il faut se référer à la position de l'outil entre deux révolutions de fraise, c'est-à-dire en modulo  $2\pi$ . De par cette observation, il est remarqué qu'en fraisage, il est d'usage d'exprimer les grandeurs en degrés ou radians plutôt qu'en unités métriques.

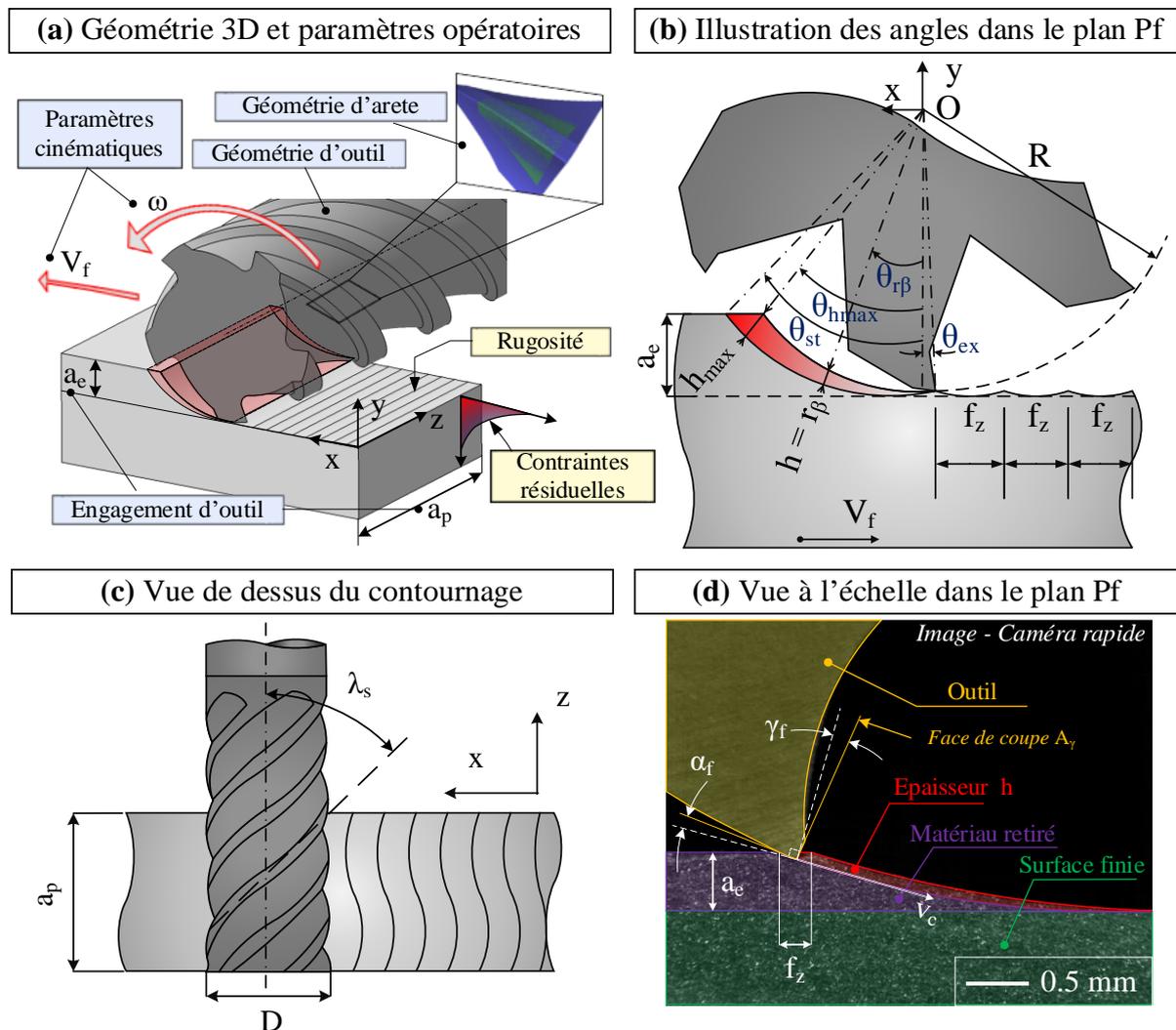


Figure 85. (a) Illustration des paramètres en contournage et des quantités d'intégrité de surface de type rugosité et contraintes résiduelles - (b) Vue dans le plan Pf des paramètres angulaires - (c) Vue de dessus de l'outil générant la surface - (d) Photographie de l'usinage en roulant dans le plan Pf, prise avec une caméra rapide

La **Figure 85(a)** regroupe les paramètres opératoires et illustre la topographie de surface et la direction de mesure des contraintes résiduelles. Les paramètres opératoires sont classés comme suit dans ces travaux :

- Les paramètres cinématiques :
  - La vitesse d'avance  $v_f$  (mm/min), plutôt exprimée au travers de l'avance à la dent  $f_z$  (mm/rev-dent) ;
  - La vitesse de rotation de la broche  $\omega$  (rad/s), plutôt exprimée au travers de la vitesse de coupe  $v_c$  (m/min).
- Les paramètres d'engagement :
  - L'engagement radial de la fraise  $a_e$  (mm) ;
  - L'engagement axial de la fraise  $a_p$  (mm).
- Les paramètres de géométrie d'outil qui sont les quantités mesurables par mesure du profil d'outil, à savoir (**Figure 85(c)**):
  - Le diamètre théorique de la fraise  $D$  (mm) ;
  - L'angle d'hélice  $\lambda_s$  (°) ;
  - Le nombre de dent  $Z$  (-).
- Les paramètres de géométrie d'arête, qui sont le plus souvent mesurées par reconstruction en trois dimensions de l'arête, à savoir (**Figure 85(d)**) :
  - L'angle de coupe  $\gamma_f$  (°) dans le plan Pf ;
  - L'angle de dépouille  $\alpha_f$  (°) dans le plan Pf ;
  - Le rayon d'acuité d'arête  $r_\beta$  (mm)

Le **Tableau 19** regroupe les valeurs remarquables des épaisseurs coupées pour une configuration de contournage en avalant comme qu'illustré en **Figure 85(b)**.

- L'angle d'entrée en matière  $\theta_{st}$  correspond à la position angulaire du point générateur lorsqu'il attaque la matière.
- L'angle d'épaisseur de copeau maximum  $\theta_{h_{max}}$  correspond à la position angulaire du point générateur où l'épaisseur de copeau atteint sa valeur maximale  $h_{max}$ .
- L'angle de labourage  $\theta_{r_\beta}$  représente la position angulaire où l'épaisseur de copeau atteint la valeur du rayon d'acuité d'arête  $r_\beta$ , angle à partir duquel il est généralement constaté que le mode d'enlèvement de matière du copeau passe de la coupe au labourage sans copeau.

Dans le modèle de cercle, un angle de sortie  $\theta_{ex}$  est calculé. En fait, cet angle n'existe que si un modèle de cercle est considéré, ce qui n'est pas le cas dans un modèle de cycloïde.

Description	Valeur en angle (rad)	Valeur en épaisseur coupée (mm)
Evolution de l'épaisseur de copeau non coupé	si $\theta \geq \theta_{st}$	$h(\theta) = 0$
	si $\theta_{st} > \theta \geq \theta_{h_{max}}$	$h(\theta) = R - \frac{R - a_e}{\cos \theta}$
	si $\theta_{h_{max}} > \theta > \theta_{ex}$	$h(\theta) = R + f_z \sin \theta - \sqrt{R^2 - f_z^2 \cos^2 \theta}$
Valeurs remarquables		
Angle d'immersion d'entrée	$\theta_{st} = \arccos\left(1 - \frac{a_e}{R}\right)$	$h(\theta_{st}) = 0$
Angle d'épaisseur de copeau maximal	$\theta_{h_{max}} = \arctan\left(\frac{-f_z + \sqrt{a_e(2R - a_e)}}{R - a_e}\right)$	$h(\theta_{h_{max}}) = h_{max} = R - \sqrt{f_z^2 + R^2 - 2f_z \sqrt{a_e(2R - a_e)}}$
Angle de labourage	$\theta_{r_\beta} = \arcsin\left(\frac{2Rr_\beta - f_z^2 - r_\beta^2}{2f_z(R - r_\beta)}\right)$	$h(\theta_{r_\beta}) = r_\beta$

Angle de sortie	$\theta_{ex} = \arcsin\left(-\frac{f_z}{2R}\right)$	$h(\theta_{ex}) = 0$
-----------------	---	----------------------

Dans la pratique, l'angle d'immersion d'entrée  $\theta_{st}$  et l'angle d'épaisseur de copeau maximum  $\theta_{hmax}$  sont très proches, avec une différence inférieure à 0.5%, comme le montre la **Figure 86** pour les paramètres choisis décrit dans le **Tableau 20**. Dès lors, les angles peuvent être confondus tels que  $\theta_{hmax} = \theta_{st}$ . Dans la **Figure 86**, la zone orange est la zone d'élargissement du copeau qui sera donc négligée dans cette étude, la zone de coupe est schématisée en vert et correspond au secteur angulaire où l'épaisseur de copeau est supérieure au rayon d'acuité d'arête, et la zone de labourage est schématisée en rouge et est située proche de la surface finie, c'est-à-dire lorsque  $\theta$  tend vers  $0^\circ$ , soit la droite normale à la surface finie.

Données d'entrée		Données calculées	
$f_z$ (mm/rev-Z)	0,1	$\theta_{st}$ (°)	53,13°
$a_e$ (mm)	5	$\theta_{hmax}$ (°)	52,85°
D (mm)	25	$\theta_{r\beta}$ (°)	5,51°
$r_\beta$ (mm)	0,01	$\theta_{ex}$ (°)	-0,23°

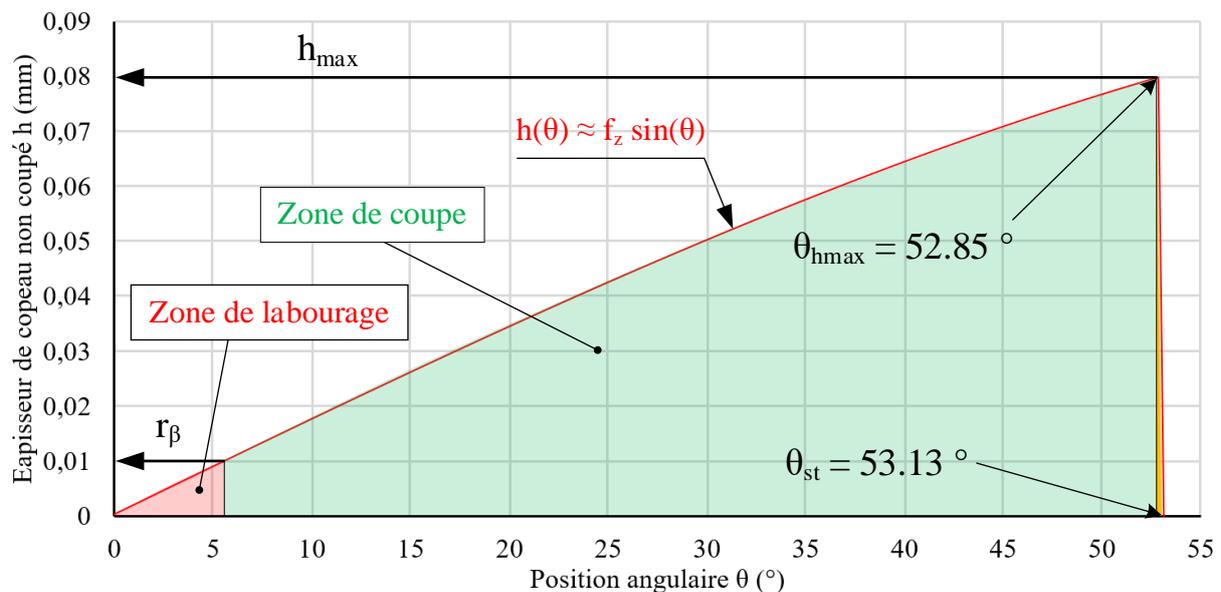


Figure 86. Evolution de l'épaisseur de copeau non coupé en contournage avalant

La formule simplificatrice de l'**Eq. 91** peut être introduite et sera utilisée dans la **section §3.3** de ce chapitre.

$$h(\theta) \approx f_z \sin \theta \quad \text{Eq. 91}$$

### 3.2 Cas du contournage dans une configuration de coupe orthogonale

La **Figure 87(a)** illustre la schématisation de la coupe avec une épaisseur de copeau non coupé variable en fonction de la position angulaire de la dent autour de l'axe de révolution Z, notée  $\theta$  (rad). L'angle d'immersion d'entrée  $\theta_{st}$  (rad) représente l'angle à partir duquel la dent commence à cisailier le copeau. Le profil théorique de la fraise est donnée en fonction de son rayon R (mm).

La schématisation montre que l'épaisseur affectée thermomécaniquement devient effective sur la surface finie lorsque l'épaisseur de copeau tend vers zéro, c'est-à-dire en fin de coupe. La **Figure 87(b)** illustre la couche affectée par le passage de la dent dans un secteur angulaire  $\theta$  compris entre  $\theta_{st}$  et  $0^\circ$ . La profondeur affectée est imprimée sur la surface finale à partir d'un angle  $\theta_{th}$  qui sera estimé dans la suite de cette étude. La **Figure 87(c)** montre la configuration de coupe orthogonale telle qu'étudiée dans le **Chapitre 2**. La différence est que dans la configuration de contournage, l'épaisseur de copeau est variable. De plus, une zone de frottement tertiaire, dont l'application du chargement est effectuée sur une longueur en dépouille  $L_\alpha$  est identifiée.

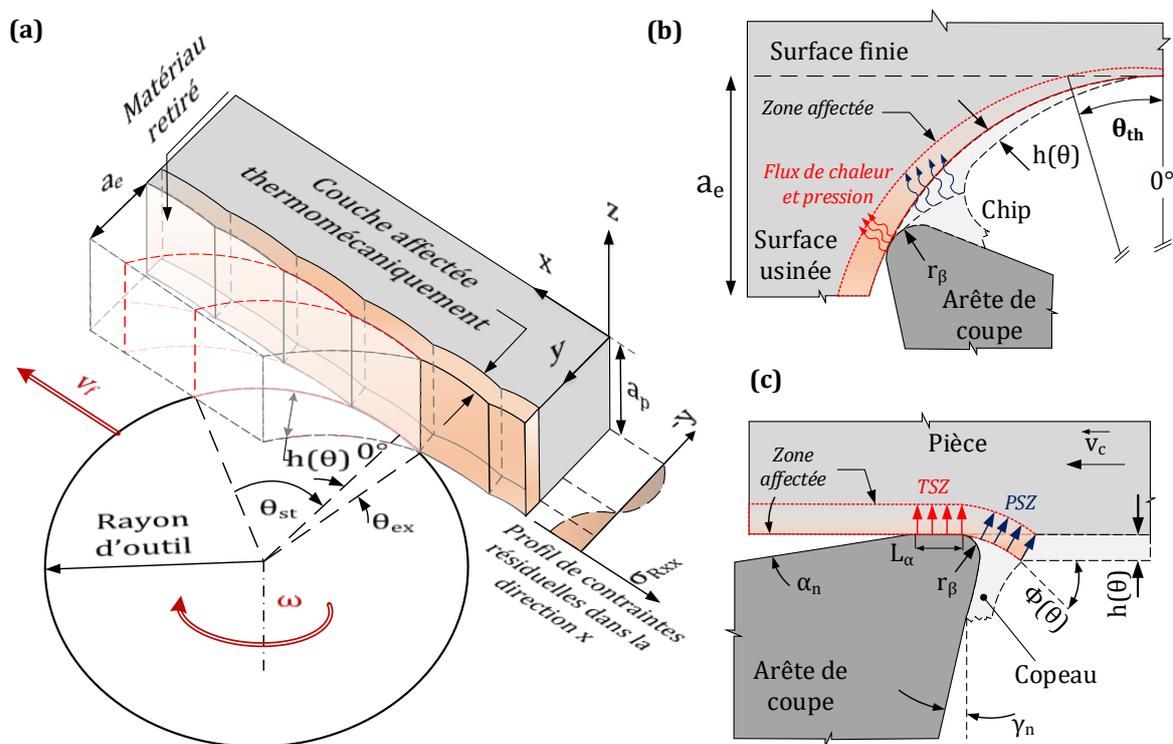


Figure 87. (a) Schéma **anamorphosé** du contournage avec couche affectée thermomécaniquement  
 (b) Variation de l'épaisseur de copeau non coupé  $h(\theta)$  dans le plan xy  
 (c) Configuration de la coupe orthogonale

### 3.2.1 Modélisation analytique de l'épaisseur thermique dans la pièce à l'échelle globale

Dans cette section, un modèle analytique est présenté. A partir de la connaissance de la géométrie de l'outil, en particulier du rayon d'outil  $R$  (mm), de l'engagement radial de l'outil  $a_e$  (mm) ainsi que de l'avance à la dent  $f_z$  (mm/rev-Z), il est possible d'estimer la profondeur maximale à laquelle l'information thermique pénètre dans la pièce avant que la matière ne soit retirée par la dent suivante. Comme rappelé en section §3.1, le modèle de cercle est utilisé.

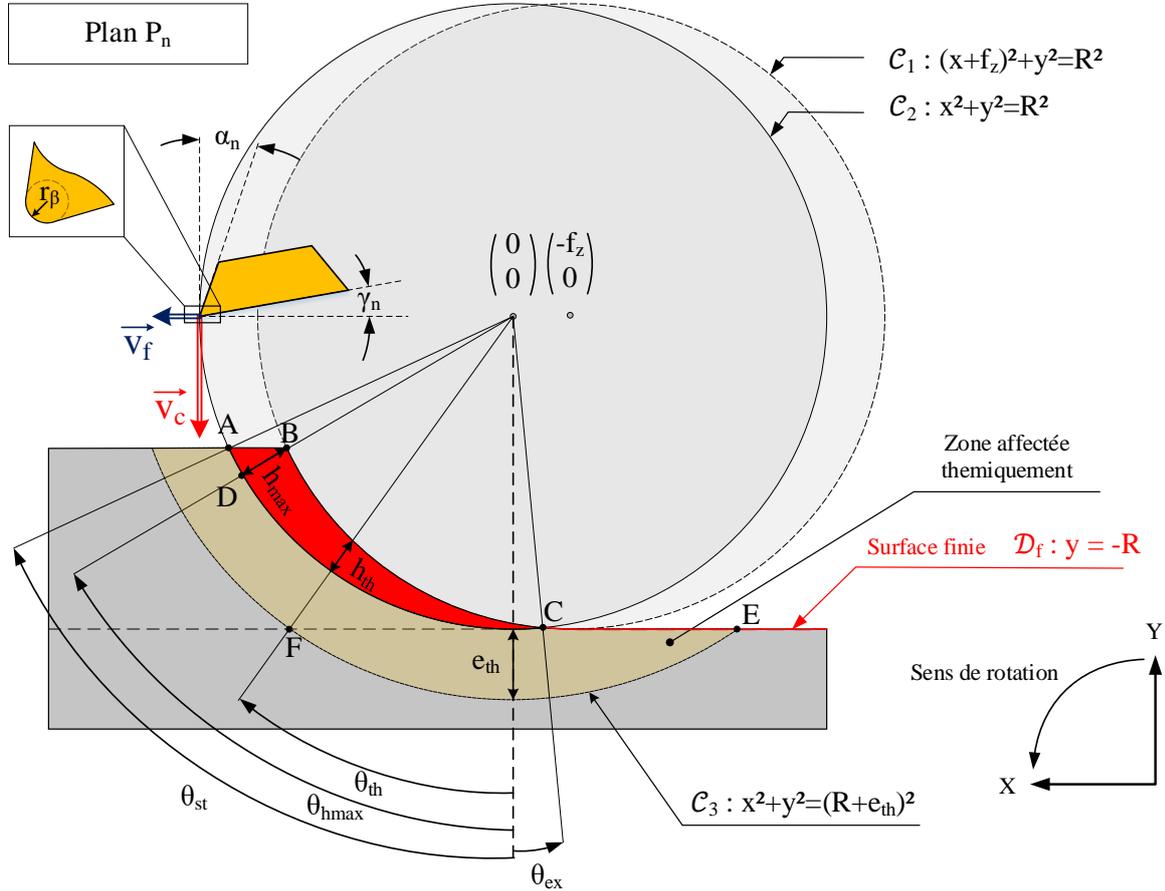


Figure 88. Paramétrage du modèle analytique pour l'estimation de la profondeur affectée thermiquement sur la surface finie

Comme présenté en **Figure 88**, la profondeur affectée est ici assimilée à un cercle de rayon  $R + e_{th}$  (mm)  $C_3$  concentrique au cercle  $C_2$  qui est la représentation du profil d'outil dans la configuration actuelle.

Pour un objectif de compréhension, la profondeur affectée thermiquement illustrée en **Figure 88** est volontairement amplifiée. Cette figure ne représente pas des échelles réelles.

La coordonnée du point F, qui est l'intersection du cercle  $C_3$  avec la surface finale modélisée par la ligne  $D_f$ , est calculée en résolvant l'**Eq. 92**, renvoyant deux solutions.

$$C_3 \cap D_f \rightarrow x^2 + (-R)^2 = (R + e_{th})^2 \quad \text{Eq. 92}$$

La coordonnée sur l'axe x des points F et H est donné par l'**Eq. 93**.

$$\begin{cases} x_F = \sqrt{e_{th}} \cdot \sqrt{e_{th} + 2R} \\ x_E = -\sqrt{e_{th}} \cdot \sqrt{e_{th} + 2R} \end{cases} \quad \text{Eq. 93}$$

A partir de la coordonnée  $x_F$ , l'angle thermique  $\theta_{th}$  (rad) est calculable à partir de l'**Eq. 94**.

$$\theta_{th} = \arcsin\left(\frac{x_F}{R + e_{th}}\right) = \arcsin\left(\frac{\sqrt{e_{th}} \cdot \sqrt{e_{th} + 2R}}{R + e_{th}}\right) \quad \text{Eq. 94}$$

A partir de l'équation polaire de l'évolution de l'épaisseur de copeau non coupé en fonction de l'engagement, qui est décrit par l'**Eq. 95**, l'épaisseur de copeau à partir de laquelle l'information thermique traverse la surface est donnée par l'**Eq. 96**.

$$h(\theta) = R + f_z \cdot \sin \theta - \sqrt{R^2 - f_z^2 \cdot \cos^2 \theta} \quad \text{Eq. 95}$$

$$h_{th} = h(\theta_{th}) = R + \frac{f_z \cdot \sqrt{e_{th}} \cdot \sqrt{e_{th} + 2R}}{e_{th} + R} - \sqrt{R^2 - f_z^2 \cdot \left(1 - \frac{e_{th}(e_{th} + 2R)}{(e_{th} + R)^2}\right)} \quad \text{Eq. 96}$$

Il est alors nécessaire de définir l'épaisseur thermique  $e_{th}$  (mm). Avec la relation du nombre de Fourier, déjà présentée au **chapitre 2**, la profondeur avec laquelle l'information thermique se diffuse dans un milieu conducteur est uniquement fonction de la durée d'application du flux, ici calculée avec le temps durant lequel l'arête de coupe est en matière ou (temps de coupe  $t_c$  (s)) et la diffusivité thermique  $\alpha_w$  (mm<sup>2</sup>/s) du milieu conducteur. Le temps de coupe dépend alors de la longueur de copeau  $L_{ch}$  (mm) et de la vitesse de coupe  $v_c$  (mm/s), d'après l'**Eq. 97**.

$$t_c = \frac{L_{ch}}{v_c} = \frac{R \cdot (\theta_{st} - \theta_{ex})}{v_c} = \frac{R}{v_c} \left[ \arccos\left(1 - \frac{a_e}{R}\right) - \arcsin\left(-\frac{f_z}{2R}\right) \right] \quad \text{Eq. 97}$$

Finalement, l'expression de l'épaisseur thermique  $e_{th}$  est donnée dans l'**Eq. 98**. Il s'agit d'une fonction dépendante des paramètres cinématiques ainsi que de la diffusivité thermique du matériau. La profondeur de l'information thermique est inversement proportionnelle à la racine carrée de la vitesse de coupe, ce qui indique que les profondeurs affectées thermiquement décroissent à mesure que la vitesse de coupe augmente.

$$e_{th}(\alpha_w, R, a_e, f_z, v_c) = \sqrt{\alpha_w \cdot t_c} = \sqrt{\frac{\alpha_w \cdot R}{v_c} \cdot \left[ \arccos\left(1 - \frac{a_e}{R}\right) + \arcsin\left(\frac{f_z}{2R}\right) \right]} \quad \text{Eq. 98}$$

La **Figure 89** illustre la profondeur affectée thermiquement pour un flux thermique imposé d'intensité  $\phi_0 = 100\,000\text{ mW/mm}^2$  sur une longueur d'application de 0.2 mm, soit une puissance thermique de 20 W (épaisseur normalisée à 1 mm). La vitesse de coupe est de 60 m/min. La température maximale atteinte en surface est de 432°C et la profondeur thermique en fin de coupe, soit à  $t = 9.00\text{ ms}$  n'excède pas 0.2 mm. Ceci montre que l'étude de l'intégrité de surface peut être restreinte à un secteur angulaire beaucoup plus faible ( $\theta_{th} \rightarrow \theta_{ex}$ ) que l'arc d'engagement total ( $\theta_{st} \rightarrow \theta_{ex}$ ). Le calcul est réalisé avec le code Abaqus et la subroutine DFLUX pour imposer un flux thermique tournant représentatif de la cinématique du contournage.

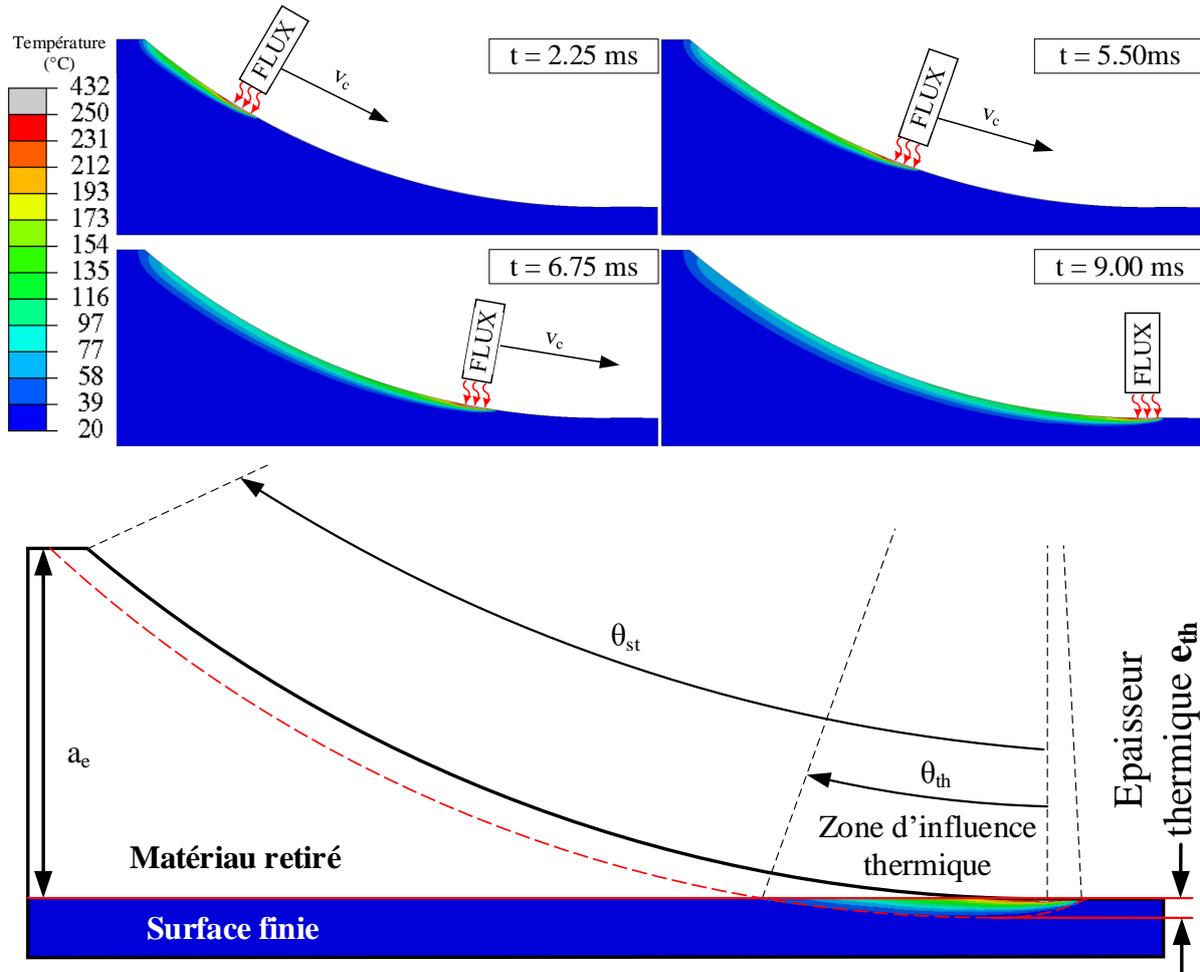


Figure 89. Illustration de l'épaisseur affectée thermiquement dans le cas d'un alliage Ti-6Al-4V soumis à un flux thermique tournant de 100.000 mW/mm<sup>2</sup> à une vitesse  $v_c = 60\text{ m/min}$ .

### 3.2.2 Modélisation analytique de la charge mécanique à l'échelle globale

Mécaniquement, il est également possible de définir un secteur angulaire d'étude mécanique, puisque les profondeurs affectées restent faibles pour les alliages s'écroutissant peu comme l'alliage Ti-6Al-4V (Cf. **Chapitre 1** – Loi d'écroutissage). Dans la **Figure 90**, la zone affectée mécaniquement est modélisée par une ligne dont la contrainte du matériau excède la contrainte élastique du matériau  $\sigma_e$ .

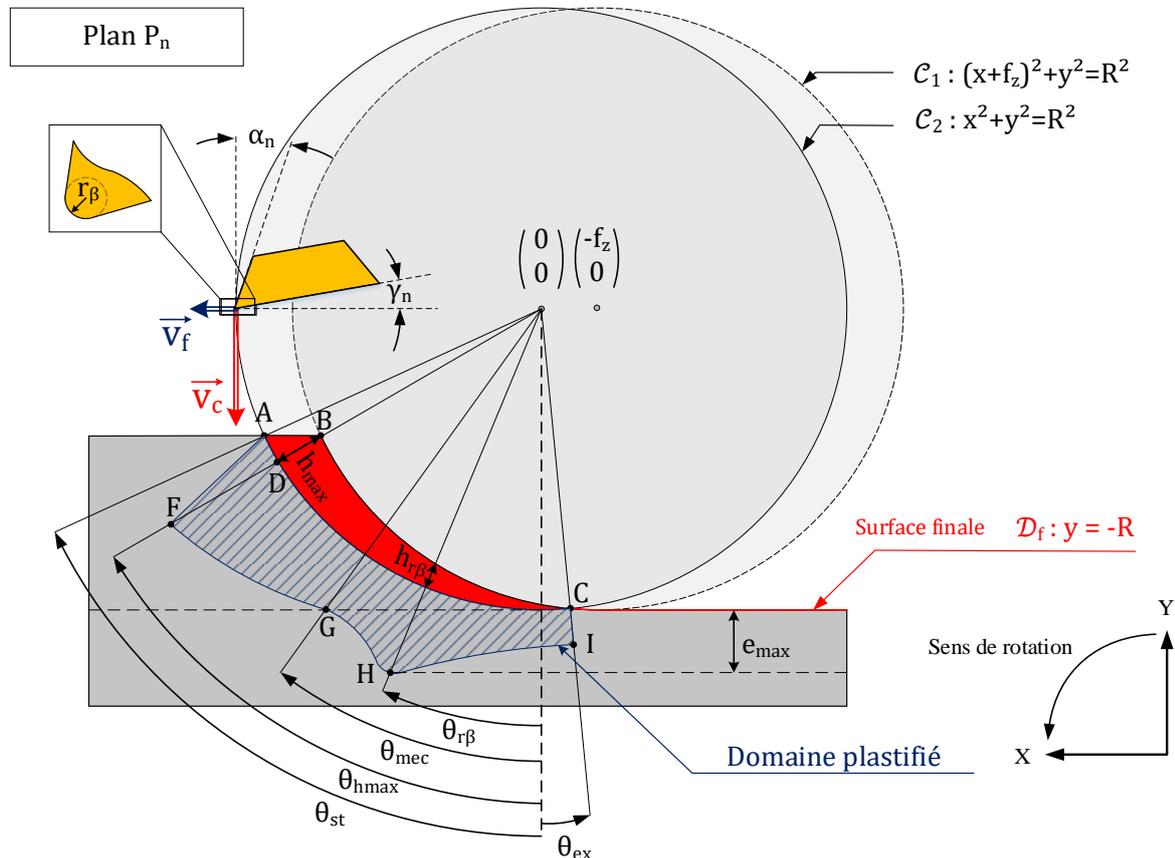


Figure 90. Paramétrage du modèle analytique pour l'estimation de la profondeur affectée mécaniquement sur la surface finie

Pendant l'attaque de la dent, il y a une augmentation du chargement mécanique par augmentation de l'épaisseur de copeau non coupé (§2.1 du **Chapitre 2**). La déformation plastique augmente progressivement dans le triangle AFD. La ligne de déformation plastique entre le point F et le point G décroît, car la charge mécanique diminue linéairement avec l'épaisseur du copeau non coupé. Le point G est situé à l'intersection de la ligne de surface finie  $D_f$  avec la ligne de déformation plastique. Le point G est repéré par l'angle d'influence mécanique sur la surface  $\theta_{mec}$  (rad) de telle sorte que la déformation plastique sera gardée sur la surface finie pour tout angle inférieur à celui-ci.

Lorsque l'épaisseur de copeau non coupé  $h$  devient environ égale au rayon d'acuité d'arête  $r_\beta$ , le phénomène de labourage devient effectif (§2.1 **Chapitre 2**). Il en résulte une perturbation de la charge mécanique qui se traduit par une augmentation des efforts normaux à la surface générée, ainsi qu'une légère augmentation des efforts tangentiels. Ce phénomène se produit au point H et est repéré par l'angle de labourage  $\theta_{r\beta}$ . Cet angle est calculé en résolvant l'équation

l'Eq. 99, qui traduit le fait que l'épaisseur de copeau non coupé est inférieure ou égale au rayon d'acuité d'arête.

$$h(\theta) \leq r_\beta \rightarrow R + f_z \cdot \sin \theta - \sqrt{R^2 - \cos^2 \theta} \leq r_\beta \quad \text{Eq. 99}$$

L'angle de labourage  $\theta_{r_\beta}$  est donc donné en Eq. 100.

$$\theta_{r_\beta} = \arcsin\left(\frac{2 \cdot R \cdot r_\beta - f_z^2 - r_\beta^2}{2f_z(R - r_\beta)}\right) \quad \text{Eq. 100}$$

Dans la suite de cette étude, un plan d'expériences est développé en faisant varier l'engagement radial  $a_e$  et l'avance de la dent  $f_z$ , comme indiqué dans le **Tableau 21**. La **Figure 91** montre les différents angles d'engagement de l'outil dans le matériau calculés. La colonne grise représente l'angle d'immersion maximal ( $\theta_{st}$ ). La colonne bleue correspond à l'angle d'immersion pour lequel l'épaisseur de copeau non coupé est inférieure ou égale au rayon de l'arête de coupe  $r_\beta$ . Le pourcentage associé est la proportion du phénomène de labourage ( $h \leq r_\beta$ ). Il est remarqué que pour les copeaux fins ( $h \leq 39 \mu\text{m}$ ), le phénomène de labourage est prédominant. La colonne jaune correspond à l'angle d'immersion où la charge thermique devient effective sur la surface, soit l'angle  $\theta_{th}$ . Cette valeur est quasi constante et se situe entre  $8^\circ$  et  $9^\circ$  environ pour une vitesse de coupe constante  $v_c = 60 \text{ m/min}$  et un rayon d'outil constant  $R = 12,792 \text{ mm}$ .

Tableau 21. Paramètres opératoires pour les essais de contournage en coupe orthogonale	
Matériau usiné	Ti-6Al-4V $\alpha - \beta$
Plaquette de coupe	H13A Sandvick sans revêtement et réaffûtée
Vitesse de coupe $v_c$ (m/min)	60
Avance à la dent $f_z$ (mm/rev-Z)	0.06 – 0.20
Largueur de coupe $a_p = b$ (mm)	8
Engagement radial $a_e$ (mm)	1 – 2 – 3
Angle de coupe & angle de dépouille ( $^\circ$ )	$\gamma_n = 26$ ; $\alpha_n = 12$
Rayon d'acuité d'arête $r_\beta$ ( $\mu\text{m}$ )	15
Condition de lubrification	A sec

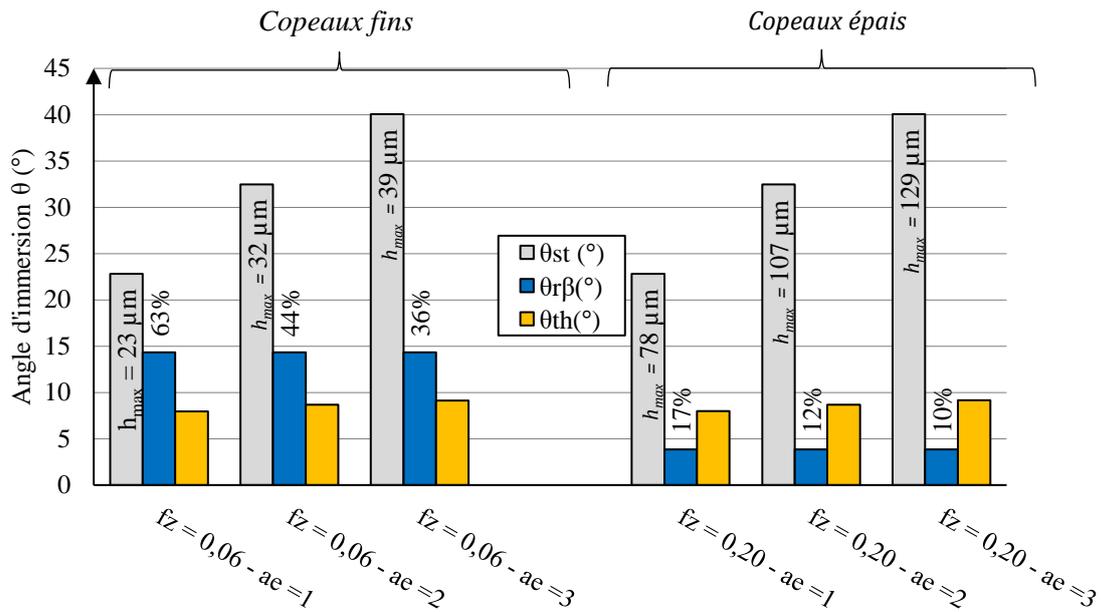


Figure 91. Angles caractéristiques et épaisseurs de copeau non coupé théoriques pour une variété de conditions d'engagement et d'avance à la dent

### 3.2.3 Montage expérimental de mesure d'efforts pendant les essais de contournage

Le dispositif expérimental est composé d'un dynamomètre Kistler 9257 pour mesurer la force de coupe avec une fréquence d'acquisition de 5.000 Hz fournissant des mesures de force de coupe tous les 0.89° de révolution de l'outil. Un outil spécial a été conçu pour fournir un angle de direction d'arête  $\kappa_r = 0^\circ$  et un angle d'hélice  $\lambda_s = 0^\circ$  afin d'usiner dans les conditions de la coupe orthogonale. La géométrie de l'arête de coupe est rectifiée et mesurée avec un microscope Alicona pour quantifier l'angle de coupe  $\gamma_n = 26^\circ$ , l'angle de dépouille  $\alpha_n = 12^\circ$  et le rayon de d'acuité d'arête  $r_\beta$  compris entre 11  $\mu\text{m}$  et 15  $\mu\text{m}$ , comme le montre la **Figure 92**.

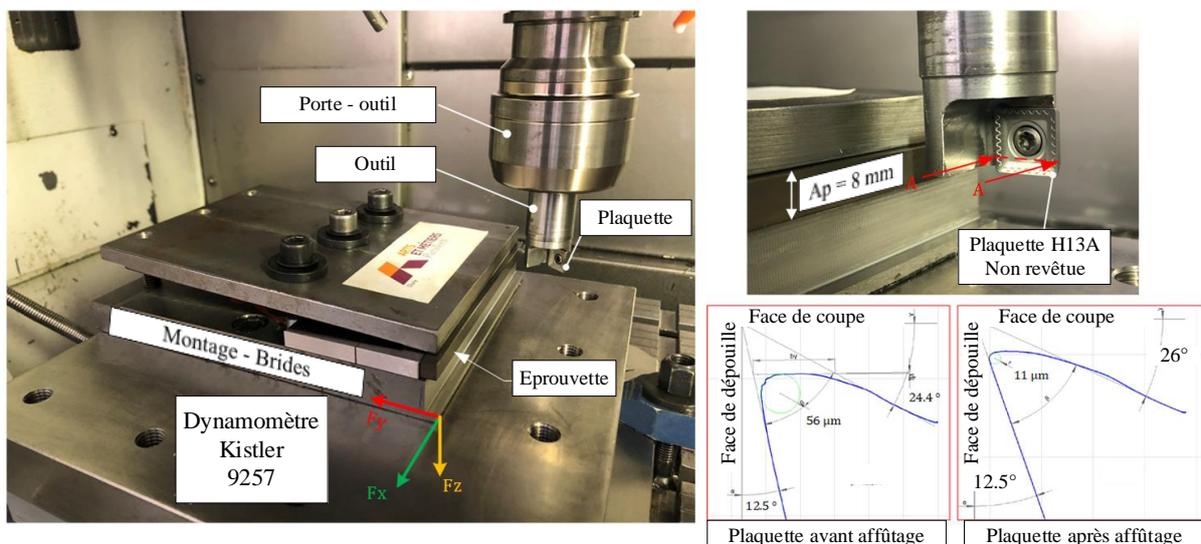


Figure 92. (a) Montage expérimental et géométrie d'arête de coupe avant affûtage et après affûtage

La mesure des efforts est dans ce cas effectuée dans le repère de la pièce. Afin de décrire l'évolution des efforts dans le repère outil pour y extraire les efforts tangentiels  $F_t$  et les efforts

radiaux  $Fr$ , dont il a été constaté que la déformation plastique sous la surface usinée peut être bien corrélée (§2.1 Chapitre 2), le changement de repère de l'Eq. 101 est nécessaire.

$$\mathcal{R}_{\text{outil/pièce}} : \begin{pmatrix} u_r \\ u_\theta \end{pmatrix} = \begin{bmatrix} -\sin \theta & -\cos \theta \\ \cos \theta & -\sin \theta \end{bmatrix} \begin{pmatrix} x \\ y \end{pmatrix} \quad \text{Eq. 101}$$

Aussi, le changement de repère lié au plan de cisaillement primaire PCP (§2.2 Chapitre 2) est possible par application de la transformation décrite dans l'Eq. 102.

$$\mathcal{R}_{\text{PCP/outil}} : \begin{pmatrix} t_\phi \\ n_\phi \end{pmatrix} = \begin{bmatrix} -\sin \Phi_n & \cos \Phi_n \\ -\cos \Phi_n & -\sin \Phi_n \end{bmatrix} \begin{pmatrix} u_r \\ u_\theta \end{pmatrix} \quad \text{Eq. 102}$$

La Figure 93(a) illustre les repères liés à l'outil et au plan de cisaillement primaire. La Figure 93(b) représente le champ de contrainte sous la surface, sous l'effet la contrainte normale  $\sigma(\theta)$  et tangentielle  $\tau(\theta)$ , toutes deux dépendantes de l'angle d'immersion  $\theta$  et s'exerçant sur le plan de cisaillement primaire. La profondeur affectée mécaniquement  $e_{\text{mec}}(\theta)$  correspond ici à la distance maximale entre la surface finie et la zone où la contrainte élastique du matériau est dépassée.

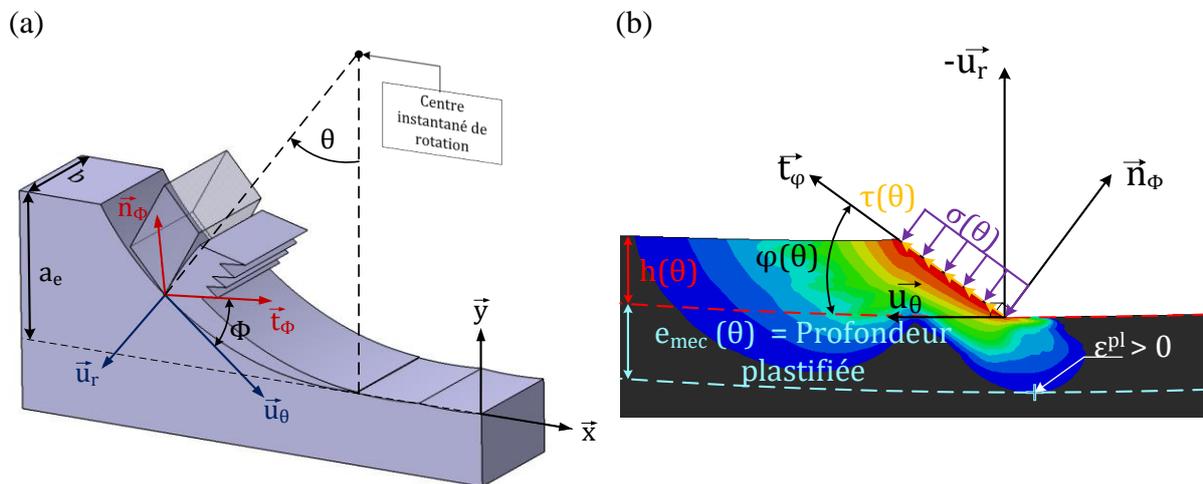


Figure 93. (a) Transformations dans les différents repères - (b) Repère lié à la bande de cisaillement primaire et schématisation des contraintes sous la surface (contraintes supérieures à la contrainte élastique du matériau)

### 3.2.4 Résultat des efforts de coupe et plan d'expériences

Le traitement du signal des efforts est effectué sur au moins 100 révolutions de la fraise pour assurer des mesures statistiquement fiables. Dans le domaine temporel, la Figure 94 illustre l'évolution des efforts de coupe suivant les X, Y et Z respectivement. Dans ce cas particulier où l'outil ne possède qu'une dent, le phénomène de faux-rond (« run out ») est supprimé. La valeur maximale des efforts est constante entre chaque rotation de fraise et l'attaque de la matière survient périodiquement tous les  $2\pi$  radians. Les efforts suivant l'axe de rotation d'outil  $F_z$ , sont presque nuls ; et proviennent des effets dynamiques de la platine.

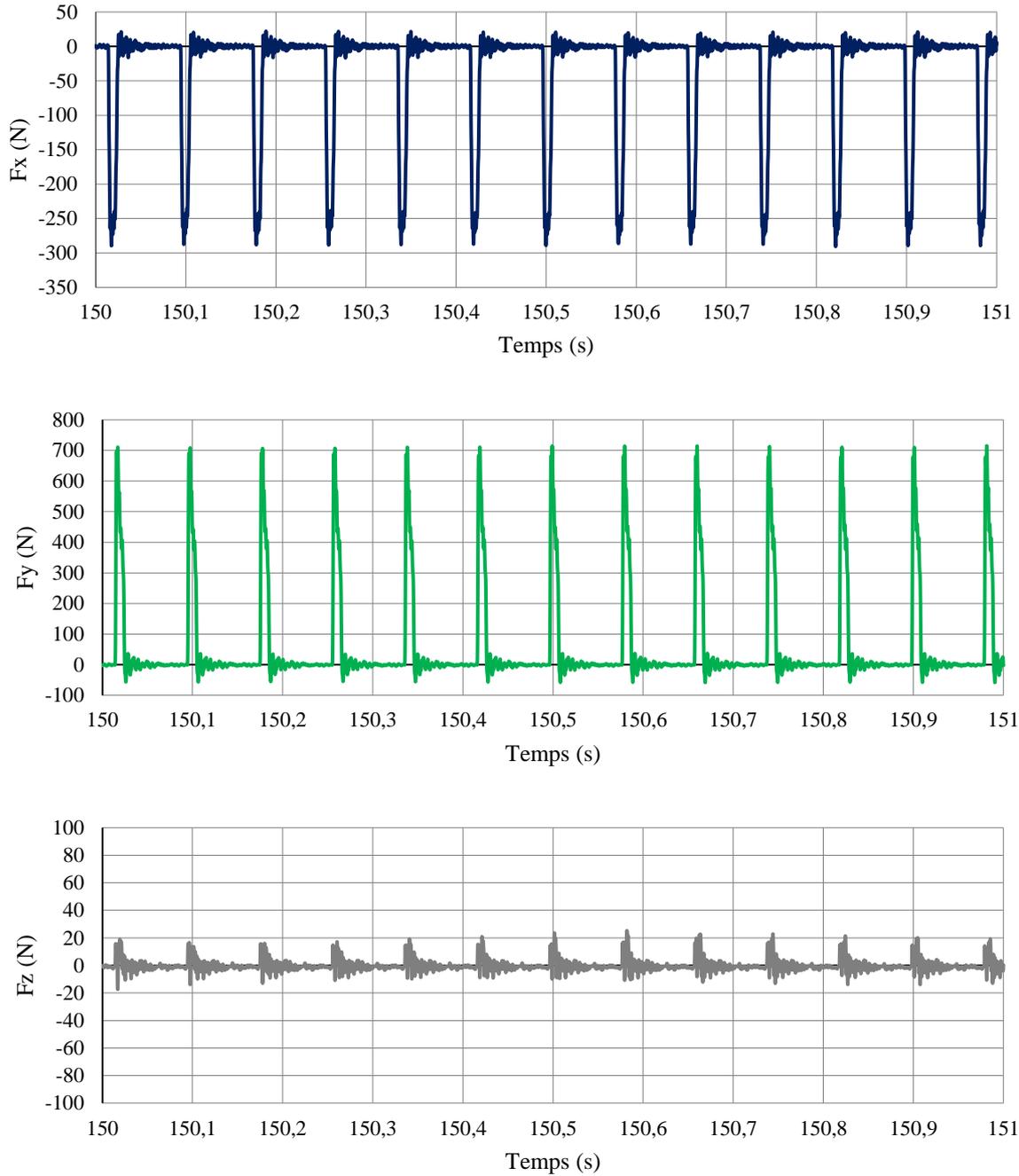


Figure 94. (a) Evolution des efforts  $F_x$  (N) dans le domaine temporel – Compris entre 0 et -300 N  
 (b) Evolution des efforts  $F_y$  (N) dans le domaine temporel – Compris entre 0 et 700 N  
 (c) Evolution des efforts  $F_z$  (N) dans le domaine temporel – Compris entre -20 N et +20 N

Afin d'avoir une grande résolution d'analyse de l'évolution des efforts en fonction de l'angle d'immersion  $\theta$ , les courbes sont regroupées et superposées dans le domaine spatial sur un secteur angulaire compris entre  $[\theta_{st}$  et  $0^\circ$ ] en **Figure 95(a)**. La superposition des courbes permet alors d'établir l'écart type de la mesure, tel que le montre la **Figure 95(b)**.

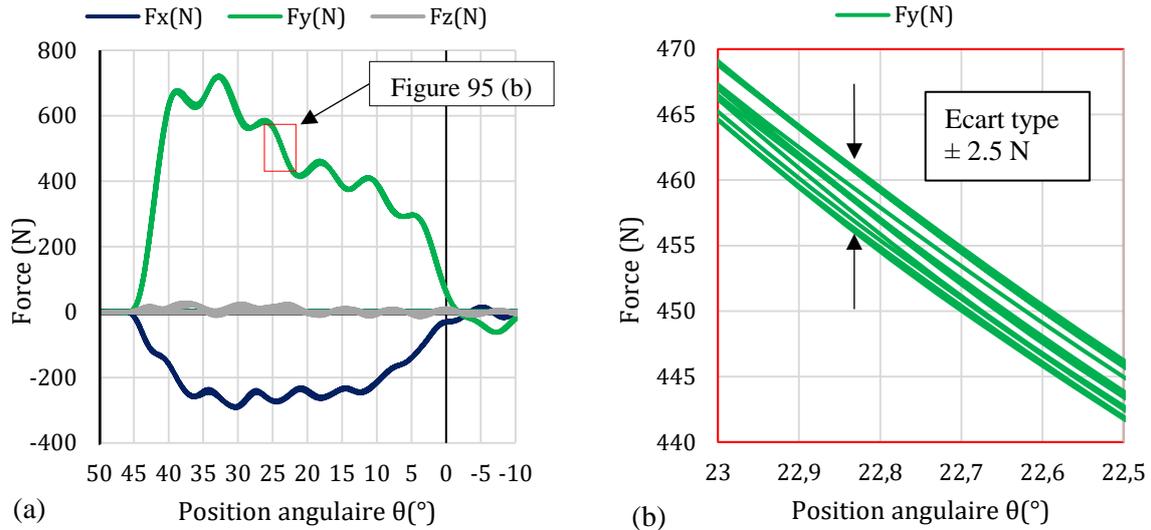
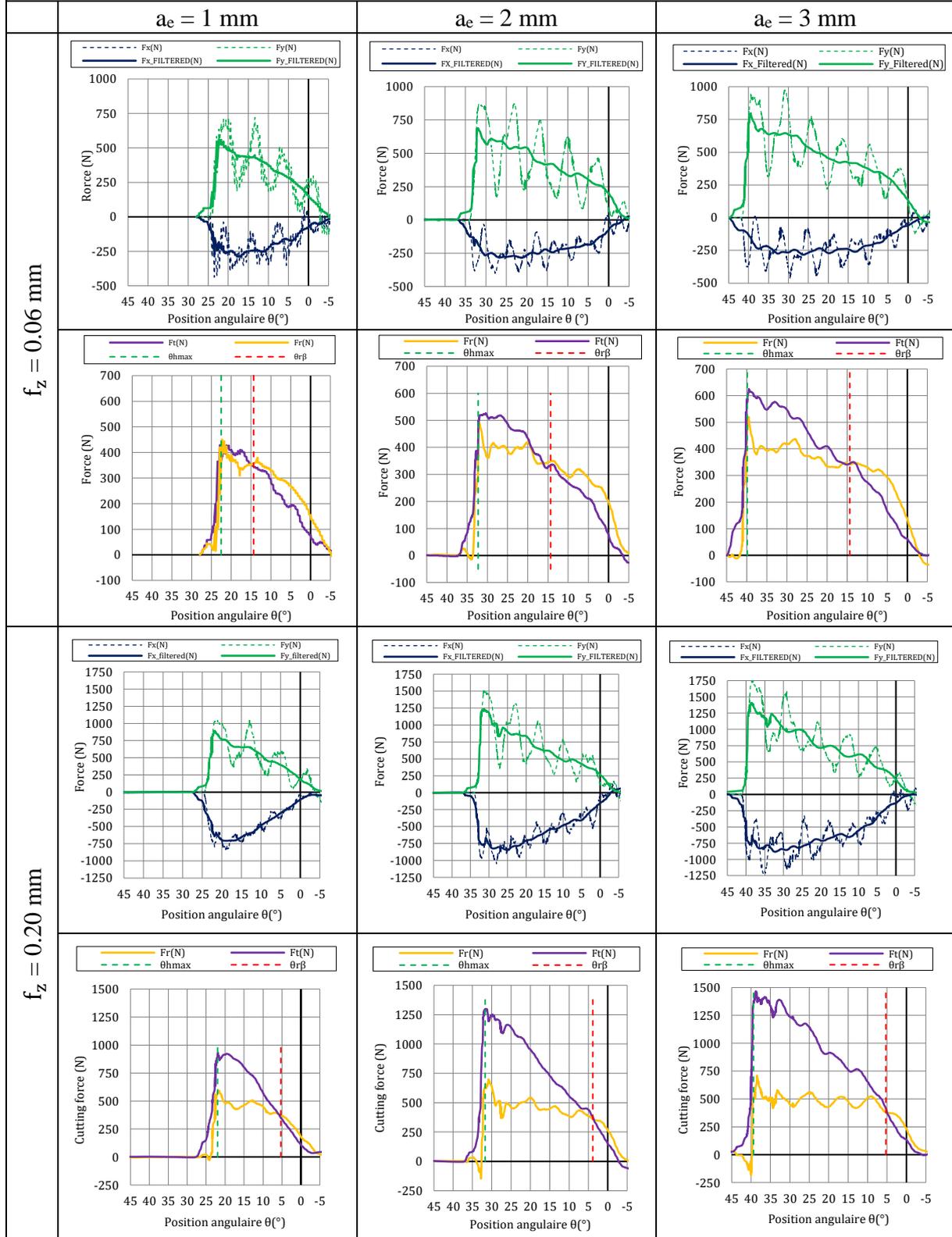


Figure 95. (a) Evolution des efforts  $F_x$  (N)  $F_y$  (N) et  $F_z$  (N) sur  $[45^\circ : -10^\circ]$   
 (b) Zoom sur l'effort  $F_y$  (N) – Mesure de l'écart type pour 100 courbes superposées

Les efforts d'usinage sont présentés dans le **Tableau 22**. Un filtre non temporel est appliqué pour chaque effort de coupe enregistré afin éliminer les harmoniques, correspondant au mouvement de corps rigide de la platine, sans introduire de retard. Ces effets dynamiques sont caractéristiques de l'usinage en contournage en mode « avalant », donc en attaquant la matière avec un copeau maximal  $h_{\max}$  sans progressivité des efforts puisque l'angle d'hélice est nul dans ce cas.

Les courbes vertes et bleues correspondent à la force de coupe mesurée dans le cadre de référence du dynamomètre. Les efforts de coupe sont reportés dans le référentiel de l'outil, faisant apparaître les efforts tangentiels  $F_t$  (courbes violette) et radiaux  $F_r$  (courbes orange). Ils sont calculés en appliquant la transformation suivante de **Eq. 101**. L'angle d'immersion  $\theta_{h_{\max}}$  (angle correspondant à l'épaisseur maximale du copeau non coupé  $h_{\max}$ ) est tracé avec une ligne discontinue verte, tandis que l'angle d'immersion  $\theta_{r_\beta}$  est tracé avec une ligne discontinue rouge avant de mesurer les efforts.

Tableau 22. Mesures des efforts dans le repère outil et le repère de la pièce



Tous les efforts mesurés commencent approximativement à  $\theta_{h_{max}}$  et se croisent à  $\theta_{r\beta}$ . A partir de l'angle de labourage  $\theta_{r\beta}$ , les efforts radiaux  $F_r$  deviennent systématiquement plus élevés que les efforts tangentiels  $F_t$ . Ce stade marque le début du phénomène de labourage. L'angle  $\theta_{r\beta}$

établi à la **section 3.2.1** marque bien la transition entre le phénomène de coupe et le phénomène de labourage (§2.1 Chapitre 2).

### 3.2.5 Modélisation des efforts

Afin de prendre en compte les non-linéarités des efforts de coupe en fonction de l'épaisseur de copeau non coupé  $h$ , résultant des variations de la contrainte de cisaillement  $\tau_s$ , de l'angle de cisaillement  $\Phi_n$  et du coefficient de frottement au cours de la trajectoire, les efforts sont modélisés par la fonction non-linéaire, de type puissance par l'**Eq. 103**.

$$\begin{cases} F_t'(h) = F_{te}' + K_{tc}h^{m_t} \\ F_r'(h) = F_{re}' + K_{rc}h^{m_r} \end{cases} \quad \text{Eq. 103}$$

Avec :

- $K_{tc}$  et  $K_{rc}$  les coefficients d'efforts spécifiques de coupe tangentiels et radiaux respectivement (MPa)
- $F_{te}'$  et  $F_{re}'$  les coefficients d'efforts spécifiques de d'arête tangentiels et radiaux respectivement (N/mm)
- $m_t$  et  $m_r$  les exposants d'efforts spécifiques de coupe tangentiels et radiaux respectivement (sans unité)

Contrairement à l'observation de l'évolution des efforts lors d'essais de coupe orthogonale, qui montre que les efforts évoluent quasi-linéairement en fonction de l'épaisseur de copeau non coupé (**Cf. Chapitre 2 – section 2.2**), l'observation dans le cadre d'une variation continue de l'épaisseur du copeau montre qu'elle dépend également de l'avance à la dent choisie.

L'ensemble des efforts mesurés (**Tableau 22**) sont regroupés dans la **Figure 96(a)**. Il est observé que l'augmentation de l'engagement radial  $a_e$  prolonge les courbes vers les angles d'immersions plus importants, mais ne modifie pas la valeur des efforts pour les angles plus faibles, c'est-à-dire en fin de coupe.

Pour plus de clarté, les courbes sont traitées en **Figure 96(b)** et tracées d'après l'identification des coefficients d'efforts spécifiques de l'**Eq. 103**. Les valeurs de ces coefficients sont donnés dans le **Tableau 23**. L'aire verte peut être décrite comme la zone d'influence du chargement thermomécanique sur l'arête de coupe plutôt que sur la surface, du fait que cette zone se trouve géométriquement loin de la surface finie. La zone rouge est la zone d'influence du chargement thermomécanique sur la surface, du fait de sa proximité avec celle-ci. Elle est ici tracée en prenant en compte l'angle d'influence thermique  $\theta_{th}$  comme critère et commun à l'ensemble des conditions de coupe testées.

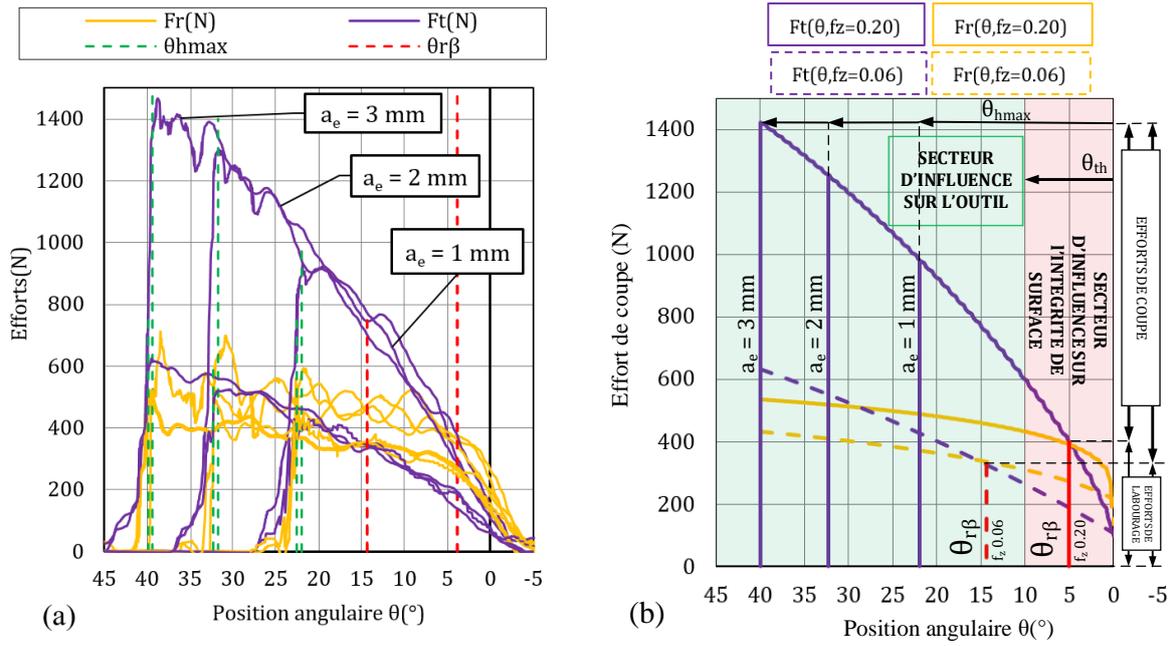


Figure 96. (a) Superposition des efforts dans le repère outil des conditions opératoires ( $a_e = 1 - 2 - 3$  mm)  
 (b) Modélisation des efforts d'après la loi puissance

Tableau 23. Coefficients spécifiques d'efforts identifiés							
$f_z = 0.06$ mm/rev				$f_z = 0.20$ mm/rev			
$Ft'_e$ (N/mm)	8	$Fr$ (N/mm)	17	$Ft'_e$ (N/mm)	14	$Ft'_e$ (N/mm)	24
$Kt_c$ (N/mm <sup>2</sup> )	1341	$Kr_c$ (N/mm <sup>2</sup> )	164	$Kt_c$ (N/mm <sup>2</sup> )	771	$Kr_c$ (N/mm <sup>2</sup> )	75
$m_t$	0.91	$m_r$	0.46	$m_t$	0.75	$m_r$	0.27

### 3.2.6 Etude de la dissipation thermique due au frottement en face de dépouille

Contrairement à la simulation thermique du **Chapitre 2 (Section 2.4)**, qui ne prenait pas en compte les phénomènes de frottement en face de dépouille  $A_\alpha$  à cause du manque de données expérimentales, notamment des efforts d'arêtes  $F_{t_e}$  et  $F_{r_e}$ , le **Tableau 23** présente les coefficients d'efforts spécifiques d'arête qui sont maintenant utilisables pour estimer les flux de chaleurs résultants du phénomène de frottement en face de dépouille  $A_\alpha$ . Durant le frottement de deux solides en mouvement, il y a une génération de chaleur par dissipation, comme sur la face de coupe  $A_\gamma$ . Le flux de chaleur de frottement  $q_{fr}$  (W/mm<sup>2</sup>) est alors calculé à partir de l'**Eq. 104**.

$$q_{fr} = \tau(p, T_{interface}) \cdot \dot{\gamma} = \eta_{fr} \cdot \mu \cdot \frac{F_{r_e} \cdot v_c}{L_\alpha} = \eta_{fr} \cdot \frac{F_{t_e} \cdot v_c}{L_\alpha} \quad \text{Eq. 104}$$

Avec  $L_\alpha$  la longueur de contact en dépouille (mm),  $\tau$  la contrainte de cisaillement (MPa) à l'interface, dépendante de la pression et de la température à l'interface,  $\dot{\gamma}$  le taux de cisaillement. Ces valeurs étant délicates à mesurer, l'estimation du flux de chaleur à l'interface est calculée à partir de la mesure de l'effort tangentiel sur la face de dépouille  $F_{t_e}$  et de la vitesse de coupe  $v_c$  avec un coefficient d'ajustement  $\eta_{fr}$  qui prend en compte le rendement de la génération de chaleur. Dans la suite de cette étude, et au vu de la pression importante à l'interface, le coefficient de rendement énergétique de frottement  $\eta_{fr}$  est considéré égal à 1 en première approximation surestimant le flux  $q_{fr}$ .

Le flux thermique de frottement étant une valeur de puissance surfacique, exprimée en W/mm<sup>2</sup> ou W/m suivant la configuration 3D ou 2D d'étude, il est nécessaire d'estimer la longueur d'application du flux sous l'arête de coupe. Les travaux de (Lazoglu et al., 2008), (Mondelin et al., 2012) et (Huang and Yang, 2016) par exemple, suggèrent que la longueur de contact en dépouille peut être estimée à partir de la théorie purement élastique de Hertz. Celle-ci stipule que la demi-longueur de contact, notée  $a$ , entre un cylindre de rayon  $r$  (mm) indentant une surface de rayon de courbure  $R$  (mm), un plan ayant une courbure infinie, est calculée à partir de l'**Eq. 105**.

$$a = 2 \sqrt{(k_1 + k_2) \cdot Fr'_e \cdot \frac{r}{1 + \frac{r}{R}}} \quad \text{avec } k_i = \frac{1 - \nu_i^2}{\pi E_i} \quad \text{Eq. 105}$$

Une attention particulière doit être portée pour la détermination de la longueur de contact. En effet, la théorie de Hertz ne tient pas compte de la déformation plastique sous l'arête de coupe. Pour les matériaux à comportement élastoplastique, la pression de contact à l'interface atteint toujours un seuil dû à la déformation plastique. L'estimation purement élastique de la longueur de contact ( $2a$ ) est alors sous-estimée, alors que la pression de contact est inversement surestimée.

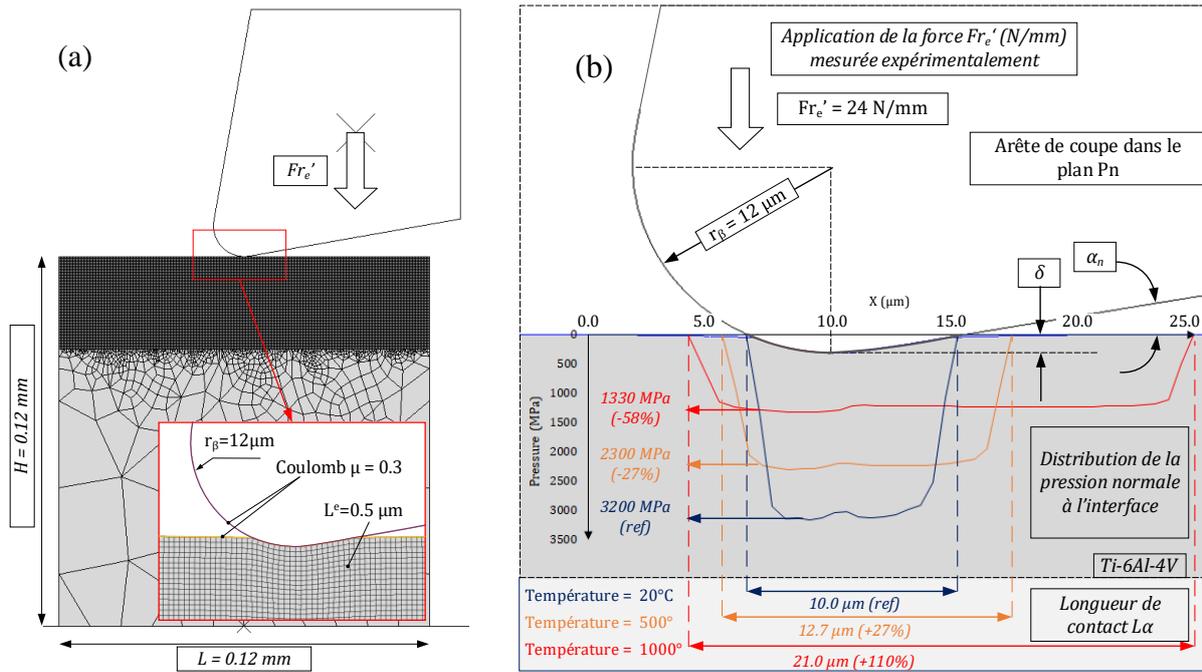


Figure 97. (a) Simulation numérique de l'indentation de l'alliage Ti-6Al-4V – (b) Longueur de contact et répartition de pression normale sous l'arête de coupe pour plusieurs températures de pièce

Pour quantifier la différence entre une approche purement élastique et une approche élastoplastique plus réaliste, une analyse numérique de l'indentation avec le solveur Abaqus/Explicit est réalisée. La force radiale normalisée  $Fr_e'$  (N/mm) est imposée à l'outil, comme le montre la **Figure 97(a)**. Des éléments CPE4RT avec une taille minimale  $L^e = 0,5 \mu\text{m}$  sont choisis. La loi de comportement implémentée est la loi d'écrouissage isotrope de Johnson-Cook, telle que décrite dans le **Chapitre 1**.

La **Figure 97(b)** montre que suivant la température du solide, la longueur de contact varie entre  $10 \mu\text{m}$  ( $T = 20^\circ\text{C}$ ) et  $21 \mu\text{m}$  ( $T = 1000^\circ\text{C}$ ). La simulation montre que la répartition de pression normale à la surface est constante sur la longueur de contact, c'est donc un chargement de type rectangulaire. La variable  $\delta$  (mm) est la profondeur indentée sous l'arête de coupe. Comme le montre la **Figure 98**, la profondeur de pénétration  $\delta$  dans un matériau élastique-plastique n'évolue pas linéairement avec l'effort radial, contrairement au modèle de Hertz. La pression de contact normale à l'interface atteint un seuil, à environ  $3200 \text{ N/mm}^2$  pour un rayon d'arête de coupe de  $12 \mu\text{m}$  avec un matériau élastoplastique, alors que la contrainte normale atteint environ  $7000 \text{ N/mm}^2$  pour la théorie élastique soit +118%, et ceci sur une longueur de contact de  $4 \mu\text{m}$ , soit -60%.

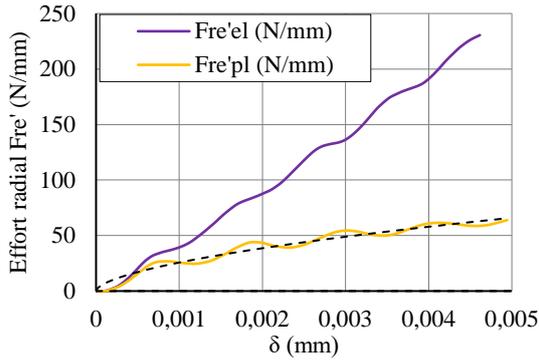


Figure 98. Évolution de la force radiale avec la profondeur d'indentation  $\delta$  - Matériau élastique (courbe mauve) - Matériau élasto-plastique (courbe jaune)

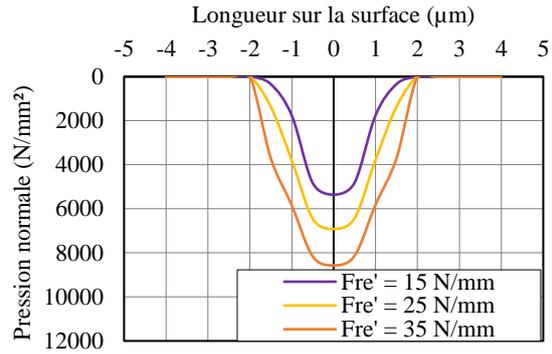


Figure 99. Evolution de la pression de contact à l'interface Ti-6Al-4V en fonction de l'effort radial pour un matériau purement élastique

La relation entre la force radiale par unité de longueur  $Fr_e'$  et la profondeur d'indentation  $\delta$  peut être décrite avec la relation de type puissance donnée dans **Eq. 106**.

$$Fr_e' = K\delta^m \quad \text{Eq. 106}$$

Avec :  $K = 1476 \text{ N/mm}^2$  et  $m = 0.59$  pour le cas du matériau Ti-6Al-4V avec loi de plasticité isotrope de Johnson-Cook à une température de  $20^\circ\text{C}$ , et un outil de rayon d'acuité d'arête de  $12 \mu\text{m}$ .

L'angle de dépouille  $\alpha_n$  induit une asymétrie dans le calcul des longueurs de contact, comme le montre la **Figure 100**. Par conséquent, dans le triangle OAB' (**Figure 100**), la distance  $a_1$  est calculée d'après l'**Eq. 107**.

$$a_1 = \sqrt{\delta \cdot (2r_\beta - \delta)} = \sqrt{\left(\frac{Fr_e'}{K}\right)^{1/m} \cdot \left(2r_\beta - \left(\frac{Fr_e'}{K}\right)^{1/m}\right)} \quad \text{Eq. 107}$$

Dans le triangle B'BE (**Figure 100**), la distance  $a_2$  est calculée d'après l'**Eq. 108**.

$$a_2 = \frac{\delta}{\tan \alpha_n} \quad \text{Eq. 108}$$

Finalement, la distance de contact en face de dépouille, notée  $L_\alpha$  est donnée dans l'**Eq. 109**.

$$L_\alpha(r_\beta, Fr_e', K, m, \alpha_n) = \sqrt{\left(\frac{Fr_e'}{K}\right)^{\frac{1}{m}} \cdot \left(2r_\beta - \left(\frac{Fr_e'}{K}\right)^{\frac{1}{m}}\right)} + \frac{\left(\frac{Fr_e'}{K}\right)^{1/m}}{\tan \alpha_n} \quad \text{Eq. 109}$$

Cette relation dépend des caractéristiques élasto-plastiques du matériau ( $K$ ,  $m$ ), de la géométrie du rayon d'acuité d'arête  $r_\beta$  (mm) de l'angle de dépouille  $\alpha_n$  (rad) et de l'effort radial par unité de longueur  $Fr_e'$  (N/mm).

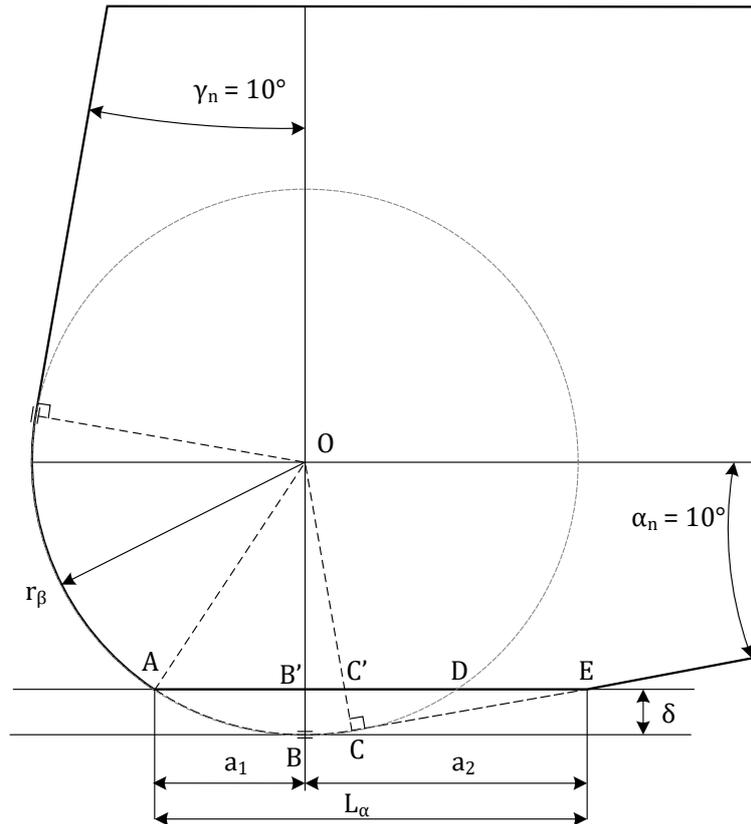


Figure 100. Schéma de l'arête de coupe avec les longueurs de contacts en dépouille

Maintenant que le flux thermique de frottement  $q_{fr}$  (mW/mm<sup>2</sup>) ainsi que la longueur de contact en dépouille  $L_\alpha$  (mm) sont identifiés, il est possible d'estimer la partition des flux dans la pièce et dans l'outil de manière analytique.

En ce qui concerne la surface usinée, qui a une conductivité thermique  $\lambda_w$  (mW/mm.°C) et une diffusivité thermique  $\alpha_w$  (mm<sup>2</sup>/s), la température du solide soumis à un chargement mobile de vitesse  $v_c$  (mm/s), rectangulaire de dimension  $b \times L_\alpha$  (mm<sup>2</sup>) et de flux  $q_{fr}$  (mW/mm<sup>2</sup>) est donné dans l'**Eq. 110**. Cette équation nécessite d'être résolue par intégration numérique, car elle n'a pas de solution analytique simple.

$$T_{\text{surface}}(x, z, t) = \frac{q_{fr}}{2\pi\lambda_w} \int_{-\frac{L_\alpha}{2}}^{\frac{L_\alpha}{2}} \int_0^t \frac{1}{\tau} e^{-\left(\frac{(x-\zeta+v_c\tau)^2+z^2}{4\alpha_w\tau}\right)} d\tau d\zeta \quad \text{Eq. 110}$$

Pour  $z = 0$  mm, c'est à dire au niveau de l'interface glissante, les évolutions des températures calculées à partir de l'**Eq. 110** sont tracées pour plusieurs durée en **Figure 101**. Le régime stationnaire est atteint extrêmement rapidement (25  $\mu$ s), comme le montre la **Figure 102**.

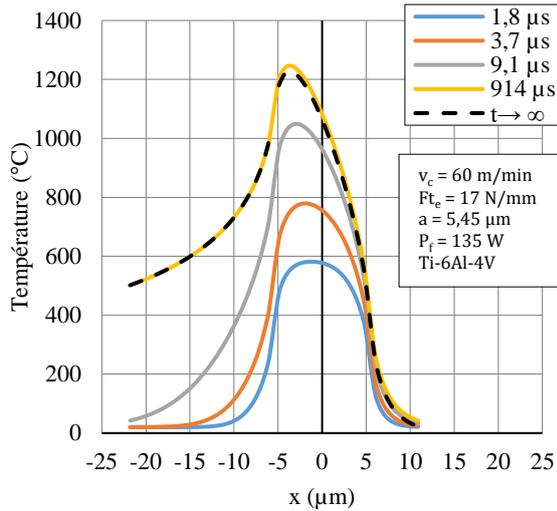


Figure 101. Evolution de la température en surface de la pièce pour plusieurs temps

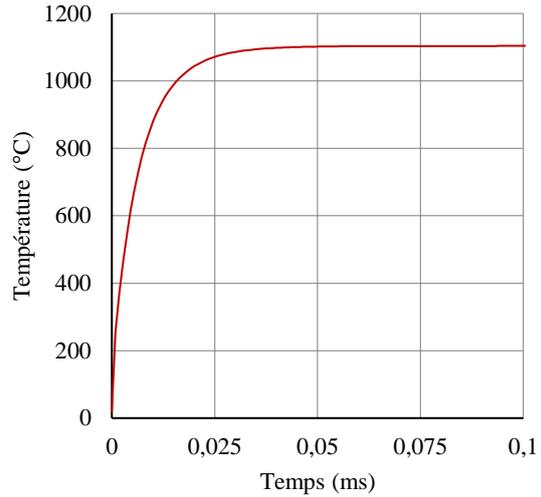


Figure 102. Evolution de la température au milieu de la source de chaleur en fonction du temps – Régime permanent atteint en 25 μs

L'hypothèse de régime permanent est vérifiée car la vitesse de coupe est élevée par rapport à la diffusivité thermique du matériau. Il est alors possible d'utiliser **Eq. 110** en faisant tendre  $t$  vers l'infini. Elle constitue alors une bonne approximation de la solution et permet de se passer de solveur d'intégration numérique. La solution analytique de l'**Eq. 110** lorsque  $t \rightarrow \infty$  est décrite dans l'**Eq. 111**.

$$T_{\text{surface}}(x, z = 0, t \rightarrow \infty) = q_{\text{fr}} \left( \frac{2}{\pi v_c \rho_w c_{p,w}} \right) \left\{ (X+L)e^{-(X+L)} \left[ K_0 \left( (X+L)e^{-(X+L)} \right) - K_1 \left( (X+L)e^{-(X+L)} \right) \right] - (X-L)e^{-(X-L)} \left[ K_0 \left( (X-L)e^{-(X-L)} \right) - K_1 \left( (X-L)e^{-(X-L)} \right) \right] \right\}$$

$$\text{avec : } \begin{cases} X = \frac{v_c \cdot x}{2\alpha_w} \\ L = \frac{v_c \cdot L_\alpha}{4\alpha_w} \end{cases}$$

Eq. 111

Avec  $K_0$  et  $K_1$  les solutions de l'équation différentielle de Bessel d'ordre 0 et d'ordre 1 respectivement.

La température maximale générée sur la surface par frottement et modélisée par une bande mobile de chaleur, est atteinte pour  $x = -L_\alpha/2$  et **Eq. 112** permet son approximation.

$$T_{\text{surface}}^{\text{max}} \approx q_{\text{fr}} \frac{4Le^{2L}}{\pi v_c \rho_w c_{p,w}} [K_0(2L) + K_1(2L)]$$

Eq. 112

Avec  $\rho_w$  ( $\text{kg/m}^3$ ) et  $c_{p,w}$  ( $\text{J/kg.K}$ ) la masse volumique et la chaleur spécifique de la surface respectivement.

La température moyenne est calculée par intégration de la température sur la longueur de contact  $L_\alpha$  de l'**Eq. 111** et donnée en **Eq. 113**.

$$T_{\text{surface}}^{\text{moyenne}} \approx \int_{-\frac{L_{\alpha}}{2}}^{\frac{L_{\alpha}}{2}} \frac{T_{\text{surface}}(x)}{L_{\alpha}} dx \quad \text{Eq. 113}$$

La température de l'outil doit maintenant être calculée. Du point de vue de l'outil, la bande de chaleur de dimensions  $b \times L_{\alpha}$  (mm<sup>2</sup>) est fixe, contrairement au cas précédent où la bande de chaleur se déplaçait à une vitesse  $v_c$  (mm/s). L'équation gouvernant la température dans l'outil est alors donnée en **Eq. 114**.

$$T_{\text{outil}}(x, z, t) = \frac{q_{\text{fr}}}{2\sqrt{\lambda_t \rho_t c_{p,t}} \sqrt{\pi}} \int_0^t \frac{e^{\left(\frac{-z^2}{4\alpha_t(t-\tau)}\right)}}{\sqrt{t-\tau}} \left\{ \text{erf}\left(\frac{x + \frac{L_{\alpha}}{2}}{2\sqrt{\alpha_t(t-\tau)}}\right) - \text{erf}\left(\frac{x - \frac{L_{\alpha}}{2}}{2\sqrt{\alpha_t(t-\tau)}}\right) \right\} d\tau \quad \text{Eq. 114}$$

Contrairement au cas de la source mobile, le régime stationnaire n'est pas atteint (dans l'outil) à la fin de la coupe (9 ms), comme le montre les solutions de l'**Eq. 114** pour différents temps de maintien en **Figure 103**. Ceci implique que la partition du flux thermique vers la pièce et vers l'outil est variable tout au long de la coupe.

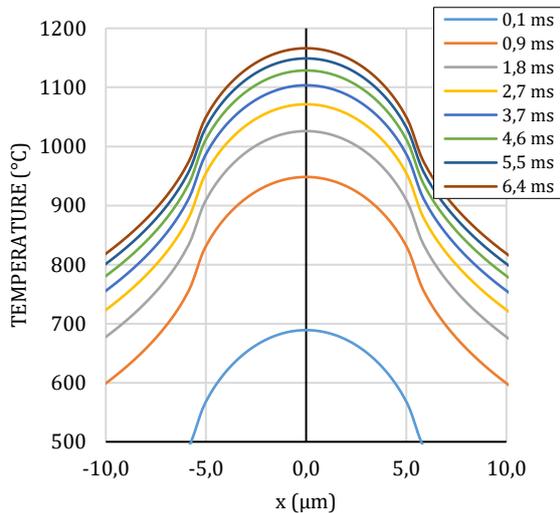


Figure 103. Évolution de la température le long de la bande thermique stationnaire pour différents temps

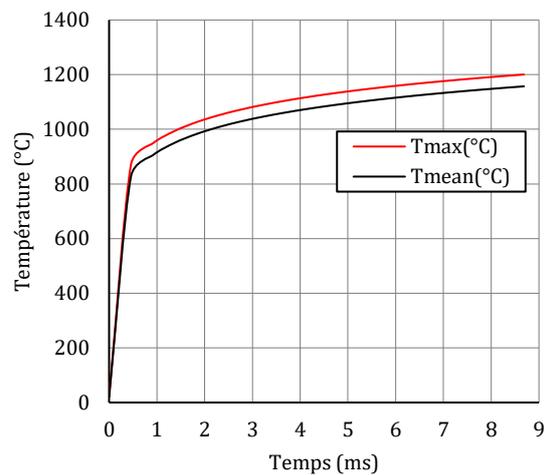


Figure 104. Évolution de la température maximale, au milieu de la bande de chaleur stationnaire ( $x = 0, z = 0$ ) pour différents temps et évolution de la température moyenne

Dans la suite de la méthode, c'est la valeur moyenne de température dans l'outil qui sera utilisée pour le calcul des partitions et non pas la température maximale.

La température maximale à l'interface de l'outil ( $x = 0$  mm, soit au milieu de la bande) et la température moyenne sur la bande de chaleur sont tracées en fonction du temps dans la **Figure 104**. La température moyenne dans l'outil avant partition est calculée à partir de l'**Eq. 115**.

$$T_{\text{outil}}^{\text{moyen}} \left( x \in \left[ -\frac{L_{\alpha}}{2}; \frac{L_{\alpha}}{2} \right], z = 0, t \right) = \int_{-\frac{L_{\alpha}}{2}}^{\frac{L_{\alpha}}{2}} \frac{T_{\text{stationary}}(x, z = 0, t)}{L_{\alpha}} dx \quad \text{Eq. 115}$$

Dans cette étude, la température théorique à l'interface  $T_{\text{interface}}$  entre l'outil et la pièce est supposée être égale à la température de la pièce  $T_{\text{surface}}$  et de l'outil  $T_{\text{outil}}$ . Le flux de frottement

$q_{fr}$  est la somme des flux partitionnés dans l'outil  $q_{outil}$  et dans la surface  $q_{surface}$ . Du fait des effusivités respectives de l'outil en carbure fortement diffusif, et de la surface faiblement diffusif, les flux ne sont pas égaux entre eux. Ces relations sont mathématiquement traduites par l'Eq. 116.

$$\begin{cases} T_{interface} = T_{outil} = T_{surface} = a^*(t) \cdot q_{outil} = b^* \cdot q_{surface} \\ q_{fr} = q_{outil} + q_{surface} \end{cases}$$

$$\text{avec : } \begin{cases} b^*(t) = \frac{1}{q} \int_{-a}^a \frac{T_{outil}(x, z = 0, t)}{2a} dx \\ a^*(t) = \frac{1}{q} \int_{-a}^a \frac{T_{surface}(x, z = 0, t)}{2a} dx \end{cases} \quad \text{Eq. 116}$$

Cette hypothèse de continuité en température implique que la résistance thermique de l'interface glissante est très faible. Cette hypothèse est vérifiée dans le cas de fortes charges, c'est-à-dire lorsque le déplacement imposé de l'outil sur la pièce provoque l'effondrement des aspérités associées à la rugosité respective des surfaces, comme schématisé dans la Figure 105. Le contact est alors considéré parfait et la résistance de constriction  $R_c$  est nulle (ou encore que la conductance est infinie).

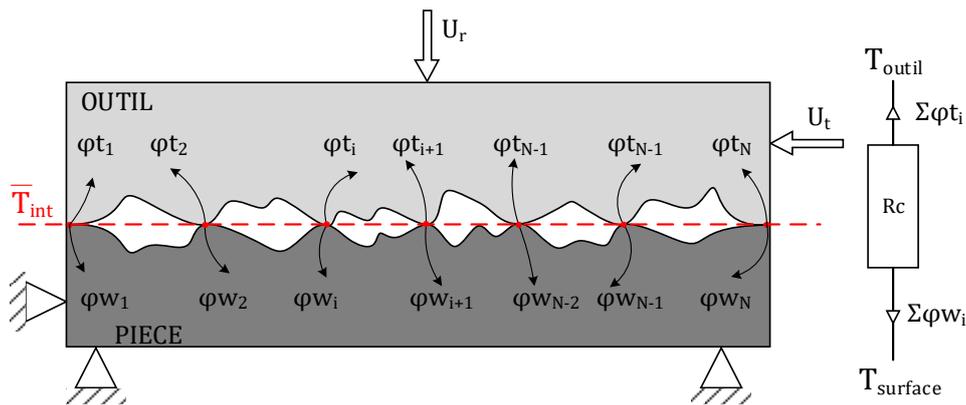


Figure 105. Microscopic view of asperities between the tool and the workpiece interface

L'évolution de la température sur les interfaces de glissement, due au frottement sur la face de dépouille, est illustrée en Figure 106(a) et Figure 22(b) pour une vitesse d'avance à la dent de 0,20 mm/rev et 0,06 mm/rev respectivement. La température moyenne à l'interface de glissement augmente avec l'augmentation de la vitesse d'avance. En effet, l'effort radial est plus élevé pour une avance de 0,20 mm/rev et conduit à une génération de chaleur plus importante. Pour une vitesse d'avance de 0,20 mm/rev, la température moyenne atteint environ 550°C, tandis que pour une vitesse d'avance réduite de 0,06 mm/rev, la température moyenne à l'interface atteint environ 302°C. L'évolution des flux est en adéquation avec l'intuition physique. Le flux de chaleur allant dans l'outil  $q_{outil}$  diminue pendant la coupe, puisque le carbure est plus diffusif et arrive plus rapidement à saturation que le Ti-6Al-4V. Le flux de frottement  $q_{fr}$  étant constant, alors il y a augmentation progressive du flux vers la surface  $q_{surface}$ .

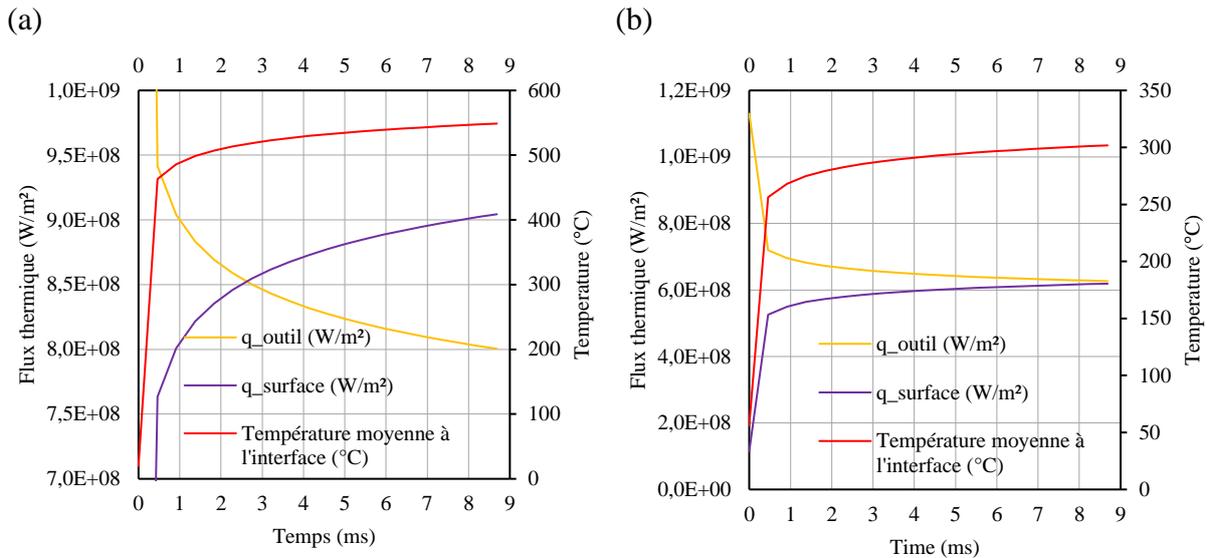


Figure 106. Flux thermique surfacique pour l'outil et la surface et température moyenne à l'interface de glissement en fonction du temps - (a)  $f_z = 0,20 \text{ mm/rev-Z}$  - (b)  $f_z = 0,06 \text{ mm/rev-Z}$

La **Figure 107** synthétise la méthodologie pour l'estimation des flux thermiques aux interfaces glissantes dans le cas de la face de dépouille  $A_{\alpha}$ .

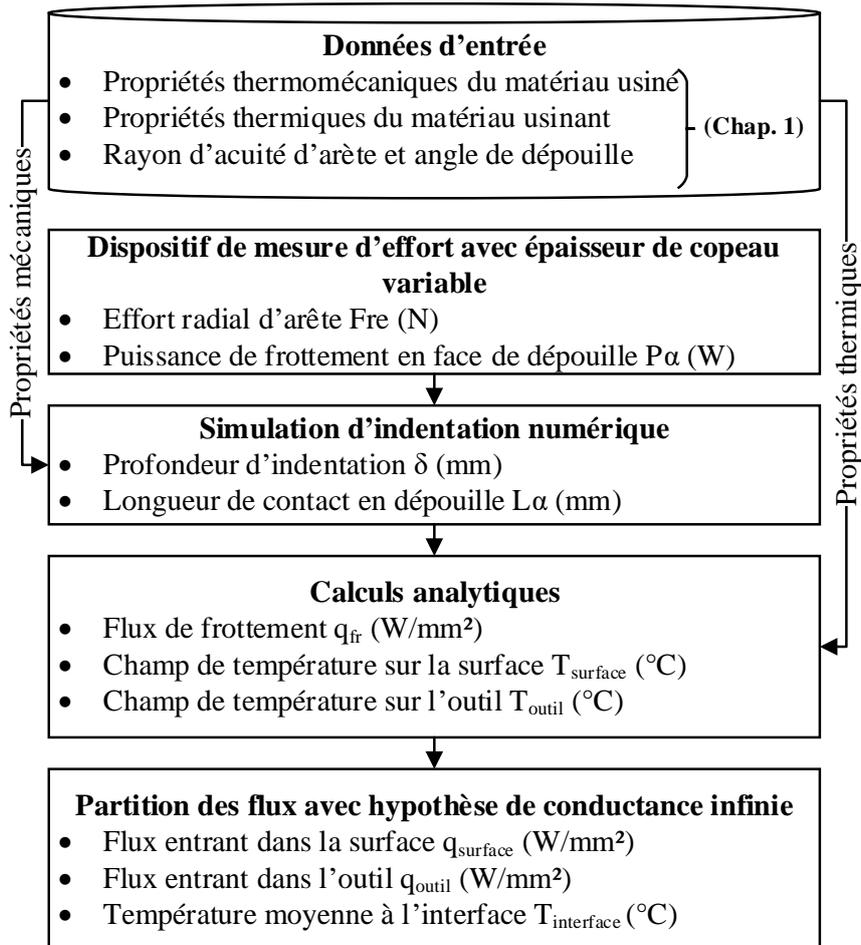


Figure 107. Organigramme de méthodologie de calcul des flux thermiques et des température à l'interface glissante sur la face de dépouille

### 3.2.7 Discussion sur l'effet thermomécanique du procédé

Afin de quantifier l'énergie produite pendant la coupe tout au long de la trajectoire de l'outil, il est possible de calculer le travail des forces de coupe le long de la trajectoire. Ainsi, une quantification des forces de coupe et des forces générées par le frottement est possible. Le travail des forces de coupe et d'arête  $W_{c+e}$  est calculé par intégration de la loi de coupe (comprenant l'effet de labourage) entre l'angle d'immersion d'entrée  $\theta_{st}$  et l'angle de labourage  $\theta_{r\beta}$  dans l'Eq. 117. Le travail des forces de frottement est calculé par intégration de la loi de coupe dans la direction de la vitesse de coupe entre l'angle  $\theta_{r\beta}$  et l'angle  $\theta_{ex}$  de sortie de l'Eq. 118. Ces quantités représentent l'aire sous la courbe des efforts.

$$W_{c+e} = \int_{\theta_{r\beta}}^{\theta_{st}} Ft(\theta). Rd\theta = R \int_{\theta_{r\beta}}^{\theta_{st}} (Ft_e' + Kt_c h(\theta)^{mt})d\theta \quad \text{Eq. 117}$$

$$W_p = \int_{\theta_{r\beta}}^{\theta_{st}} Ft(\theta). Rd\theta = R \int_{\theta_{r\beta}}^{\theta_{st}} (Ft_e' + Kt_c h(\theta)^{mt})d\theta \quad \text{Eq. 118}$$

La **Figure 108** montre que l'énergie de coupe est fonction de l'engagement radial  $a_e$  et de l'avance de la dent  $f_z$ . La condition la plus énergétique ( $a_e = 3$  mm et  $f_z = 0.20$  mm) génère une augmentation d'environ 280 % par rapport à la condition la moins énergétique ( $a_e = 1$  mm et  $f_z = 0.06$  mm/rev-Z). Cependant, l'énergie consommée dans la dernière partie de la coupe ( $W_p$ ), c'est-à-dire pendant le phénomène de labourage, ne dépasse pas 76 W.mm et ceci pour toutes les conditions. En raison de la proximité géométrique de la zone de labourage avec la surface finie, c'est l'énergie développée  $W_p$  qui est responsable de l'intégrité de la surface usinée. La zone hachurée bleue représente la quantité d'énergie générée dans la matière qui sera pas la suite enlevée et ne rend pas compte de l'énergie finale dans la surface finie.

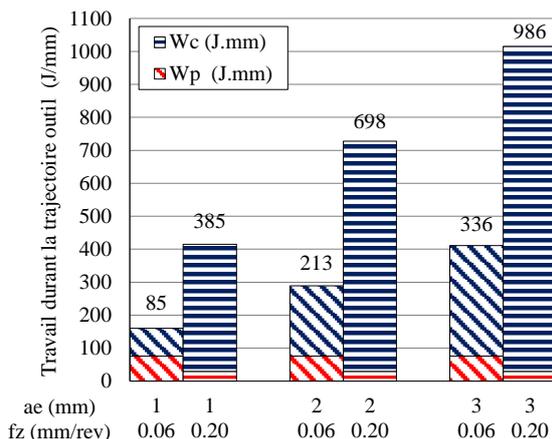


Figure 108. Energie mécanique produite pendant la coupe

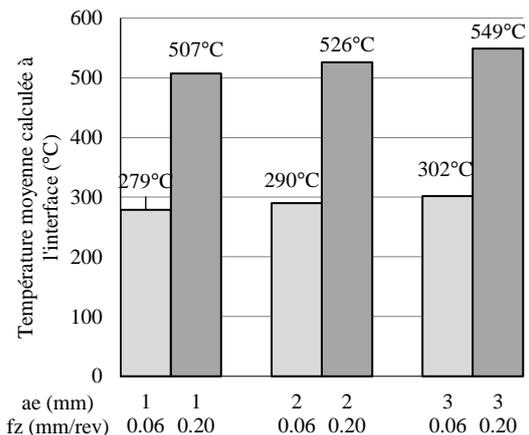


Figure 109. Température moyenne calculée à l'interface sur la face de dépouille

La mesure des forces résiduelles dues à l'effet d'arête (lorsque l'outil frotte sur la surface sans enlèvement de matière), a permis de calculer la température moyenne à l'interface pour chaque condition. L'augmentation de la vitesse d'avance entraîne une augmentation du déplacement imposé par l'arête sur le matériau et contribue à augmenter les forces et donc la puissance de frottement, comme le montre la **Figure 109**. De même, un temps de coupe plus élevé causé par

l'engagement radial élevé contribue à l'augmentation de la température ; cependant, cet effet n'est pas significatif comparé à celui de la vitesse d'avance. Dans tous les cas étudiés, la température atteinte n'est pas suffisante pour générer des changements de microstructure ou des incompatibilités de déformation qui pourraient provoquer des contraintes de traction résiduelles sur la surface usinée.

### 3.2.8 Intégrité de la surface usinée

Afin de valider les justifications de paragraphes précédents, une campagne de mesure de contraintes résiduelles dans la direction de l'avance de l'outil  $v_f$  est réalisée sur chacune des éprouvettes usinées. Ces essais sont réalisés au « *Laboratoire d'étude des microstructures, de la mécanique et des sciences des matériaux* » (LEM3).

Le **Tableau 24** présente les paramètres utilisés pour la mesure. Un tube de cuivre est utilisé pour mesurer l'inclinaison des plans cristallographiques de la phase hexagonale  $\alpha$ .

Les profils de contraintes résiduelles sont donnés en **Figure 110** pour chacune des conditions de coupe testées. La comparaison entre les différents profils, dont la valeur de chaque mesure est donnée avec une incertitude de  $\pm 30$  MPa, montre qu'il n'y a pas de différence significative. La contrainte en surface est systématiquement de compression et comprise entre -175 MPa et -240 MPa, avec un retour en contrainte positive situé entre 10  $\mu\text{m}$  et 25  $\mu\text{m}$ .

Tableau 24. Paramètres utilisés pour la mesure de contraintes résiduelles dans le Ti-6Al-4V	
Plan de mesure	hkl = 213 de la phase hexagonale
Angle de Bragg	$2\theta = 140.6^\circ$
Radiation	$K\alpha(\text{Cu})=1.54056 \text{ \AA}$
Nombre de position	13

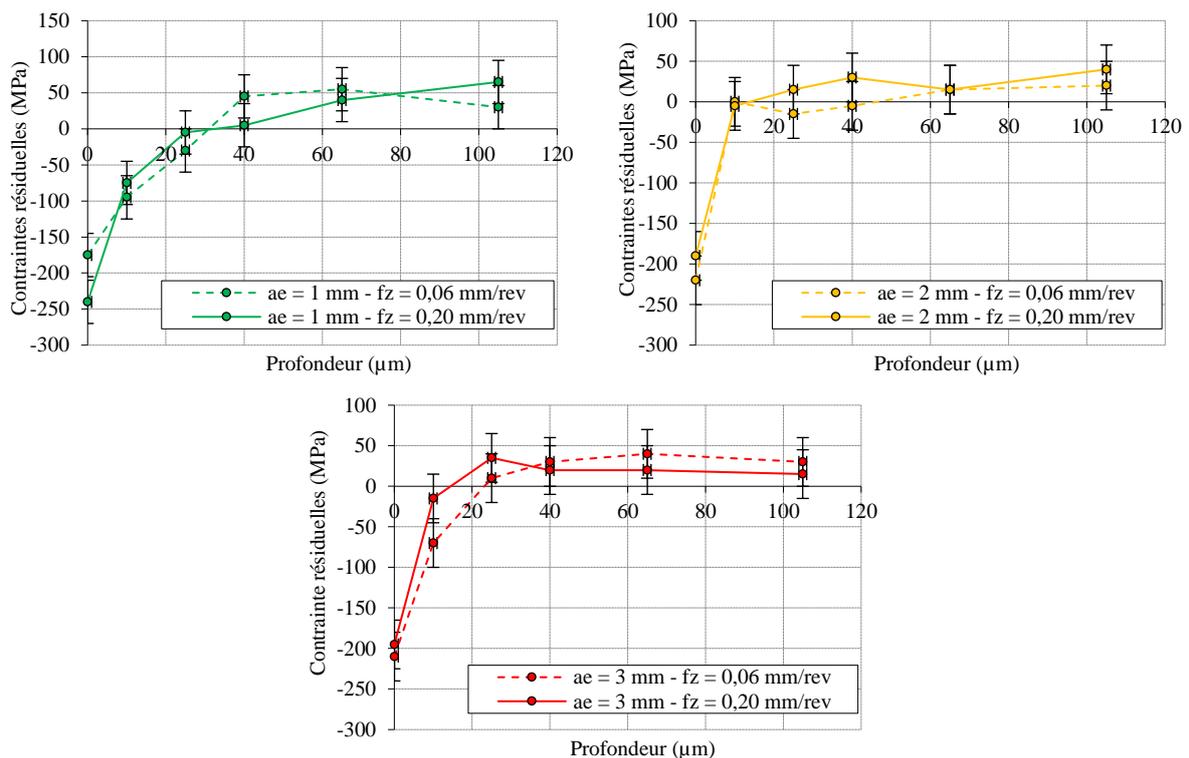


Figure 110. Profils de contraintes résiduelles pour chaque conditions de coupe

### 3.2.9 Conclusion intermédiaire

L'étude de la **section 3.2** montre que, en fonction des paramètres matériaux et des conditions cinématiques, la caractérisation du chargement thermomécanique peut être restreinte à un secteur angulaire bien plus faible que l'engagement total de l'outil. Pour les matériaux faiblement diffusifs et peu écrouissables tel que l'alliage Ti-6Al-4V, les épaisseurs thermiques et mécaniques sont faibles. Ainsi, c'est durant la fin de la coupe que l'intégrité de surface est marquée par le chargement thermomécanique.

Dans le cas où le faux-rond est inexistant, la topographie de surface ainsi que les contraintes résiduelles ne sont plus dépendantes de l'engagement radial de l'outil  $a_e$  de 1.00 mm à 3.00 mm. Aussi, l'étude de la section §3.2.1 montre que l'avance à la dent, qui passe de 0.06 mm/rev à 0.20 mm/rev n'a pas d'effet significatif sur les contraintes résiduelles.

### 3.3 Cas du contournage avec une fraise de finition

L'étude de cas précédent a montré l'analyse thermomécanique dans le cadre de la coupe cyclique, mais dans un contexte de coupe orthogonale. De plus, l'utilisation d'un outil avec une seule dent permettait d'annuler les effets de faux-rond.

Dans la réalité industrielle, les outils de contournage en finition disposent de plusieurs dents pour augmenter la productivité (augmentation du débit copeau), ainsi qu'un angle d'hélice permettant une progressivité des efforts de coupe lors de l'usinage (augmentation de la continuité de coupe). Ainsi, dans cette section, il est maintenant question d'étudier les paramètres liés au faux-rond de l'outil, la rigidité du montage coté outil, ainsi que la progressivité du chargement mécanique avec l'angle d'hélice, noté  $\lambda_s$  (rad).

#### 3.3.1 Modèle d'efforts de coupe en contournage

Le modèle d'efforts de coupe permet d'estimer les efforts sans passer par un usinage réel, connaissant :

- Les paramètres d'engagement d'outil  $a_e$  (mm) et  $a_p$  (mm) ;
- Le paramètre cinématique d'avance à la dent  $f_z$  (mm/rev-Z) ;
- Les paramètres de géométrie d'outil tels que le diamètre d'outil  $D$  (mm) et l'angle d'hélice  $\lambda_s$  (rad) ;
- Les coefficients « d'efforts spécifiques » de coupe et d'arête dans la direction tangentielle, radiale et axiale, notés respectivement  $Kt_c$ ,  $Kr_c$ ,  $Ka_c$  (N/mm<sup>2</sup>) et  $Kt_e$ ,  $Kr_e$ ,  $Ka_e$  (N/mm).

La **Figure 111** illustre l'engagement de l'outil dans la matière, avec un engagement radial  $a_e$  et une profondeur axiale  $a_p$ . Pour une position angulaire  $\theta$ , une ou plusieurs dents coupent simultanément une épaisseur de copeau non déformé  $h$  dont la valeur peut être différente et ceci à différents instants en fonction des paramètres d'engagement et de l'angle d'hélice. Il y a alors, durant de la mesure des efforts, une convolution des signaux. Le modèle présenté ci-après permet alors d'isoler le travail de chacune des dents de fraise et de prédire les efforts locaux (par dent) et globaux (somme des efforts) avec l'application de la notion d'efforts spécifiques.

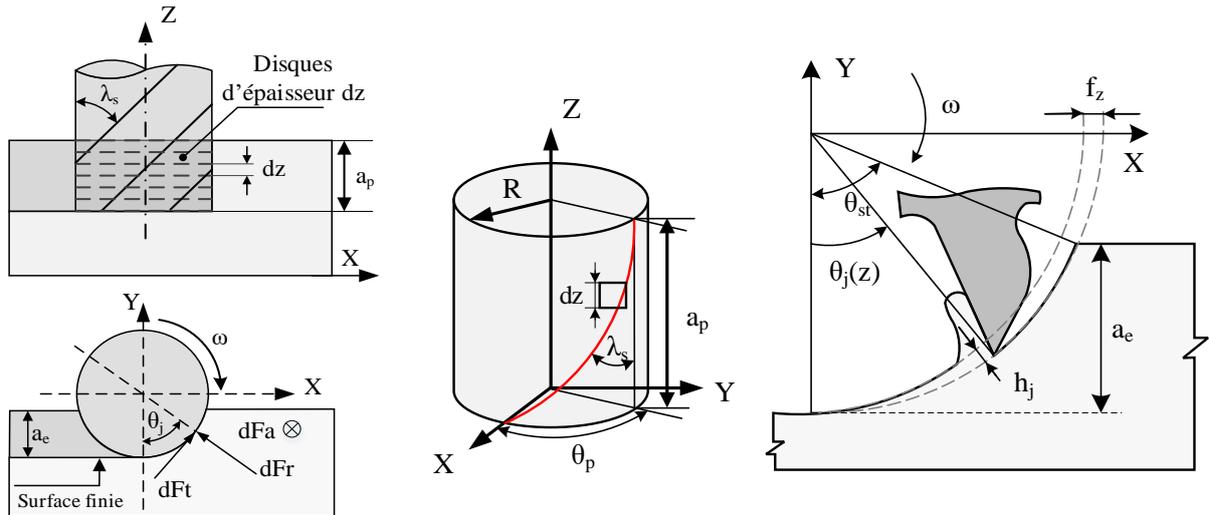


Figure 111. Illustration d'une fraise de contournage engagée sur une profondeur axial  $a_p$  et un engagement radial  $a_e$

### 3.3.2 Calcul de l'épaisseur instantanée de copeau non coupé h

L'épaisseur de copeau non coupé  $h$  varie ici en fonction de la position axial  $z$  sur l'outil ainsi que la position angulaire  $\theta$  de la fraise et pour chaque dent notée avec l'indice «  $j$  ». Une technique classique consiste à discrétiser l'outil en disques d'épaisseur  $dz$  sur la hauteur engagée  $a_p$  de l'outil. L'épaisseur de copeau non coupé  $h_j(\theta, z)$  est calculée avec l'**Eq. 119**.

$$h_j(\theta, z) = f_z \sin \theta_j(z) \quad \text{Eq. 119}$$

Avec  $f_z$  (mm/rev-Z) l'avance à la dent et  $\theta_j(z)$  la position angulaire de la  $j$ -ème dent correspondant à l'altitude  $z$ . La valeur de position angulaire de la dent est cependant liée à son altitude  $z$  par construction géométrique, notamment au travers du rayon de l'outil et de l'angle d'hélice  $\lambda_s$ . La position angulaire de la  $j$ -ème dent est calculée au travers de l'**Eq. 120**.

$$\theta_j(z) = \theta + (j - 1)\theta_p - \frac{\tan \lambda_s}{R} z \quad \text{avec : } j = 1, \dots, N_D \quad \text{Eq. 120}$$

Avec :

- $\theta$  la position angulaire de la fraise qui varie de 0 à  $2\pi$  (rad) ;
- $\theta_p$  l'angle entre deux dents consécutives telle que  $\theta_p = \frac{2\pi}{N_D}$  (rad) à condition que l'espacement entre chaque dent soit constant (fraise à pas constant) ;
- $N_D$  le nombre de dent(s) ;
- $R$  (mm) le rayon de l'outil.

La partie engagement de l'outil est discrétisée en  $N_z$  disques suivant l'axe de l'outil  $z$ . La position moyenne suivant l'axe  $z$  (au milieu des disques) de chacun des disques d'indice «  $k$  » est calculé avec l'**Eq. 121**.

$$z(k) = (k - 1)dz + \frac{dz}{2} \quad \text{avec : } k = 1, \dots, N_z \quad \text{Eq. 121}$$

Finalement, la position angulaire de la  $j$ -ème dent est calculée au travers de l'**Eq. 122**.

$$\theta_j(z) = \theta + (j - 1)\theta_p - \left( (k - 1)dz + \frac{dz}{2} \right) \frac{\tan \lambda_s}{R} \quad \text{avec : } \begin{cases} j = 1, \dots, N_D \\ k = 1, \dots, N_z \end{cases} \quad \text{Eq. 122}$$

Si cette valeur est comprise entre l'angle d'immersion d'entrée  $\theta_{st}$  et l'angle d'immersion de sortie  $\theta_{st}$ , alors  $\theta_j(z)$  prend sa valeur calculée par l'**Eq. 122**, sinon, sa valeur est nulle, puisque la dent n'est pas engagée.

### 3.3.3 Calcul des efforts élémentaires dans le repère outil et le repère pièce

Les efforts élémentaires (appliqués sur chaque disque) tangentiels ( $dFt_j$ ), radiaux ( $dFr_j$ ) et axiaux ( $dFa_j$ ) sont calculés avec l'**Eq. 123**.

$$\begin{cases} dFt_j = [Kt_c h_j(\theta_j(z))] dz \\ dFr_j = [Kr_c h_j(\theta_j(z))] dz \\ dFa_j = [Ka_c h_j(\theta_j(z))] dz \end{cases} \quad \text{Eq. 123}$$

Ces efforts élémentaires sont calculés dans le repère tournant de l'outil. Pour transformer ces efforts depuis le repère outil vers le repère pièce d'axe X,Y,Z, la transformation de l'**Eq. 124** est nécessaire.

$$\begin{cases} dFx_j = -dFt_j \cos \theta_j(z) - dFr_j \sin \theta_j(z) \\ dFy_j = +dFt_j \sin \theta_j(z) - dFr_j \cos \theta_j(z) \\ dFz_j = +dFa_j \end{cases} \quad \text{Eq. 124}$$

### 3.3.4 Cas expérimental du contournage

Afin d'étudier la coupe de l'alliage Ti-6Al-4V par procédé de contournage, un dispositif expérimental de mesure d'efforts, de flexion d'outil et de corrélation d'image est utilisé. Le schéma du dispositif expérimental est donné en **Figure 112**.

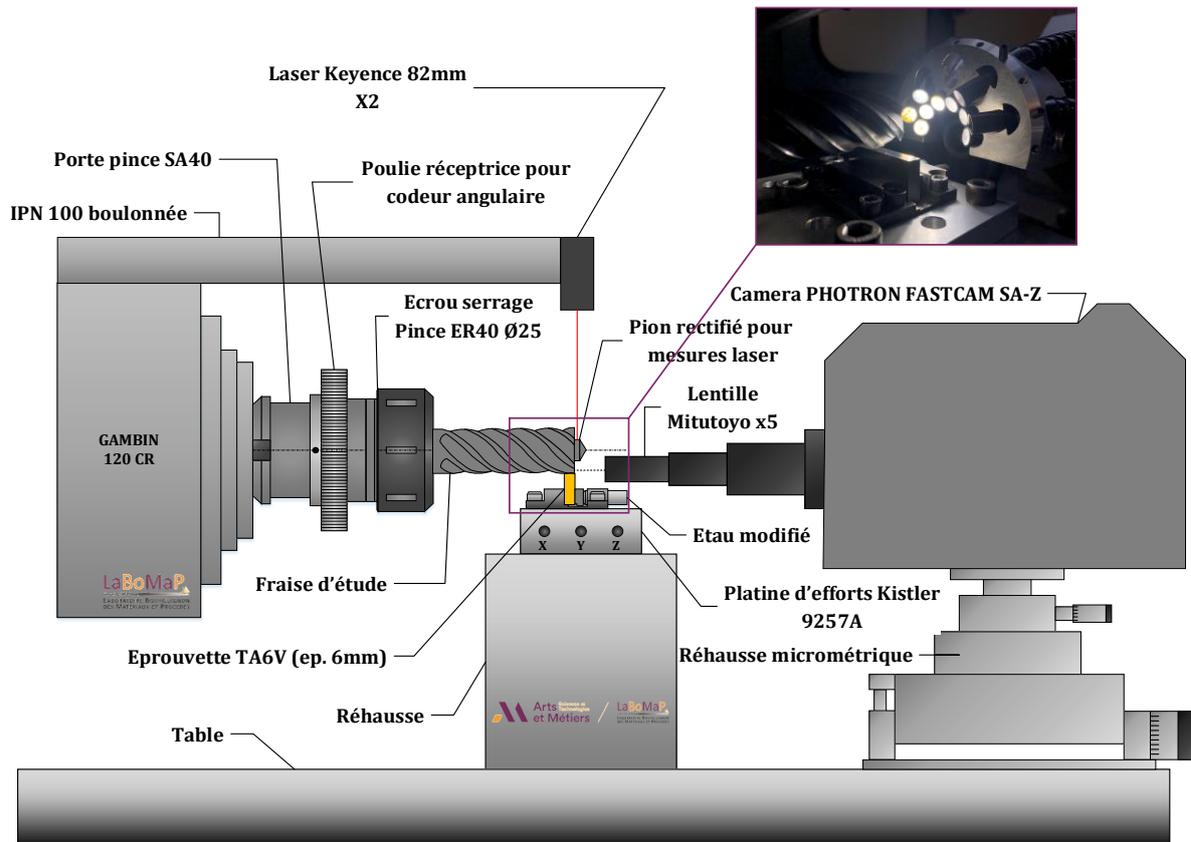


Figure 112. Illustration d'une fraise de contournage engagée sur une profondeur axial  $a_p$  et un engagement radial  $a_e$

L'outil d'étude est un outil carbure monobloc revêtu par procédé PVD par une couche de nitrure de titane et d'aluminium (TiAlN). La fraise a été modifiée afin de mesurer la variation de l'axe de la fraise pendant l'usinage, provoqué par la flexion d'outil, comme détaillé ci-après

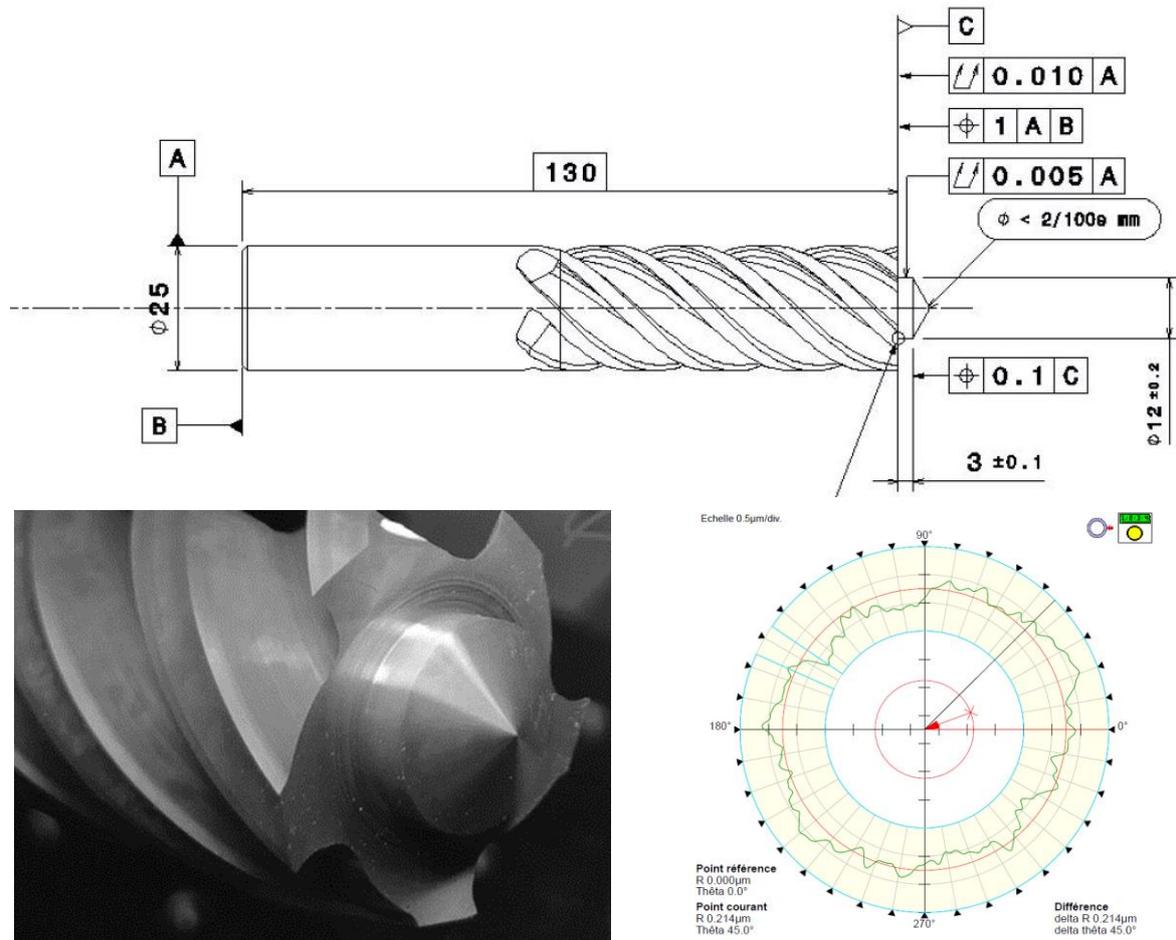


Figure 113. (a) Plan et photographie de la fraise d'étude avec pion rectifié – (a) Mesure au Talyrond du défaut de battement du pion par rapport à la queue de fraise

Un pion cylindrique de diamètre  $D_p = 12$  mm a été rectifié avec une tolérance de battement radial de  $\pm 5 \mu\text{m}$  par rapport à l'axe réputé parfait de la queue de fraise, puis contrôlé à l'aide d'un système Talyrond, comme le montre la Figure 113. L'outil est monté en pince ER40 de diamètre 25 mm. La technologie de mise en position côté broche est un cône morse. La machine utilisée est une machine 5 axe GAMBIN 120 CR. Des mesures de la géométrie d'arête sont réalisées pour chaque dent avec un microscope à reconstruction en trois dimensions « Alicona InfiniteFocusSL ». Ces mesures permettent de mesurer le rayon d'acuité d'arête  $r_\beta$  ( $\mu\text{m}$ ) de chaque dent de la fraise, comme montré en **Figure 114(a)**. Les angles d'arête de coupe sont présentés dans la **Figure 114(b)**. La mesure de ces angles doit être effectuée d'après la norme ISO 3002. Les valeurs des angles géométriques sont regroupées dans le **Tableau 25**. L'angle de coupe est ici de  $0^\circ$ .

Tableau 25. Valeurs de la géométrie d'arête moyenne des dents de la fraise de finition				
Angle de dépouille	Angle de taillant	Angle de coupe	Angle d'hélice	Rayon outil
$\alpha_n = 8.8^\circ$	$\beta = 81.2^\circ$	$\gamma_n = 0^\circ$	$\lambda_s = 44^\circ$	$R = 12.50$

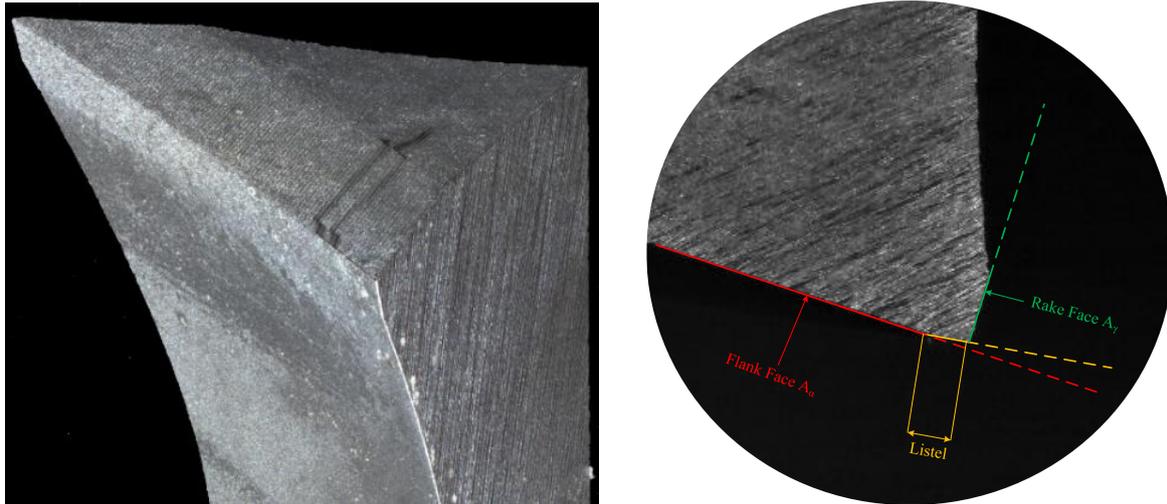


Figure 114. (a) Mesure 3D de l'arête de coupe – (b) Caractéristiques de l'arête de coupe dans le plan Pn

Le faux-rond de chaque dent a été mesuré par comparateur micrométrique lorsque l'outil est monté en broche. Les données relatives à la géométrie d'arête et de battement radial de chaque dent sont récapitulées dans le **Tableau 26**. Le rayon d'acuité d'arête est compris entre  $7.7 \mu\text{m}$  et  $10.9 \mu\text{m}$ , ce qui en fait un outil très affûté. Le battement radial maximal est dans ce cas de  $38.5 \mu\text{m}$  et doit être mis en regard de l'épaisseur coupée maximale des conditions cinématiques choisies.

Tableau 26. Valeurs des rayons d'acuité d'arête et de battement radial pour chaque dent

Dent	Z1	Z2	Z3	Z4	Z5
Acuité d'arête $r_\beta$ ( $\mu\text{m}$ )	9.4	8.3	7.7	10.9	8.6
Battement radial ( $\mu\text{m}$ )	0 (dent prise comme référence)	24	38.5	25	-1

Les conditions cinématiques d'étude sont choisies afin de cibler une épaisseur de copeau non coupé maximale  $h_{\text{max}}$  théorique ( $h_{\text{max}} = 20 \mu\text{m}$ ,  $h_{\text{max}} = 60 \mu\text{m}$  et  $h_{\text{max}} = 100 \mu\text{m}$ ) combinées avec trois vitesses de coupes ( $v_c = 60 \text{ m/min}$ ,  $v_c = 130 \text{ m/min}$ ,  $v_c = 200 \text{ m/min}$ ). Les valeurs du plan d'expériences sont regroupées dans le **Tableau 27**.

Tableau 27. Plan d'expériences des essais avec fraise de finition

Eprouvettes	$v_c$ (m/min)	$f_z$ (mm/rev-dent)	$h_{\text{max}}$ cible ( $\mu\text{m}$ )
ST7	60	0.072	20
ST6	60	0.220	60
ST3	60	0.376	100
ST5	130	0.072	20
ST4	130	0.220	60
ST1	130	0.376	100
ST2	200	0.072	20
ST8	200	0.220	60
ST9	200	0.376	100

### 3.3.5 Analyse des efforts de coupe mesurés

Les résultats en efforts sont donnés sur un tour de fraise en superposant une dizaine de tours, formant ainsi un nuage de points, comme montré en **Figure 115(a)**. Un traitement de filtrage est mis en œuvre, en calculant la moyenne et l'écart type des points situés à l'intérieur de chaque intervalle angulaire  $\Delta\theta$ . Dans ce cas, un intervalle  $\Delta\theta = 1^\circ$  est choisi. Il s'agit donc d'une moyenne en peigne vertical supprimant les effets de retard que pourraient engendrer des techniques de moyennes glissantes. Il en résulte un vecteur comprenant 360 valeurs par tour, montré en **Figure 115(b)**.

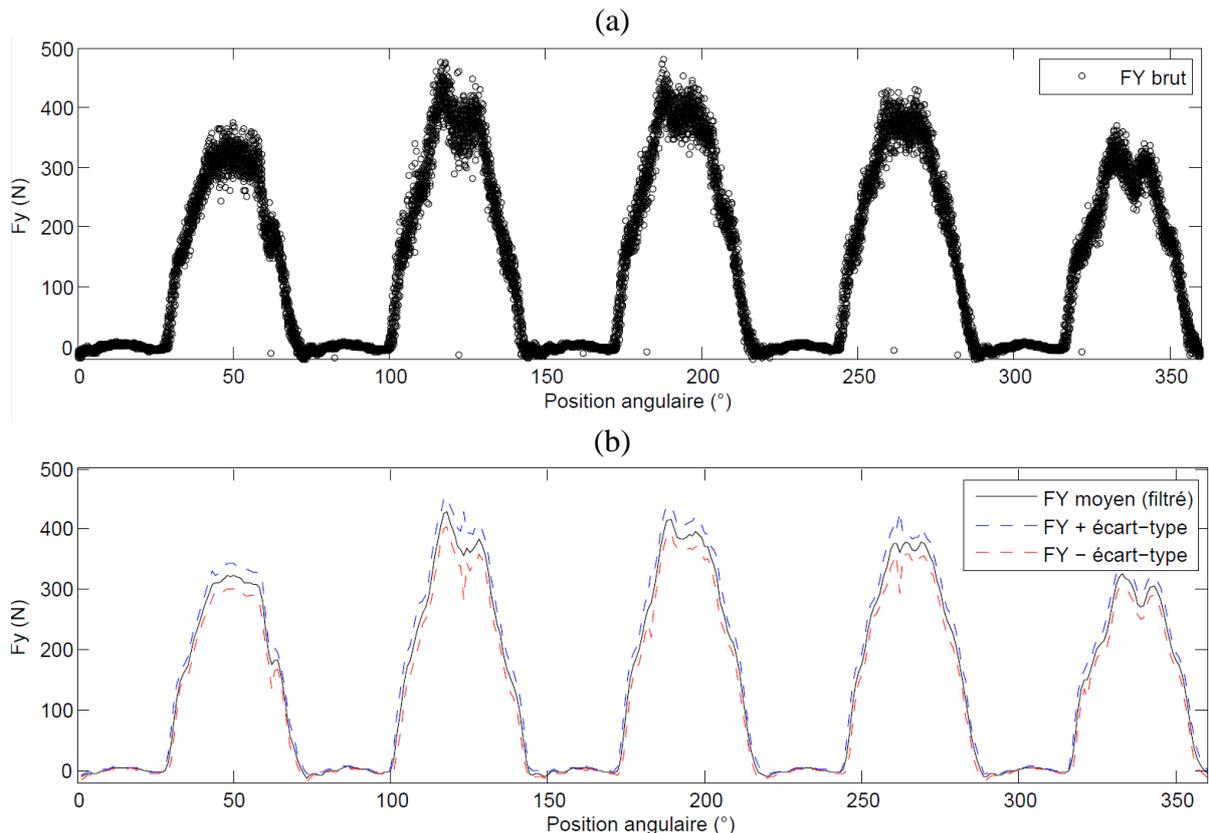


Figure 115. (a) Efforts Fy (N) brut – (b) Effort moyen Fy (N) et représentation des écarts-types

En fonction de la technique de filtrage utilisée, les résultats peuvent fortement varier. Le **Tableau 28** regroupe les résultats des efforts de coupe du plan d'expériences du **Tableau 27**, ainsi que la prédiction des efforts de coupe uniquement, c'est-à-dire sans prise en compte des effets d'arête au travers des coefficients spécifiques d'efforts  $Kt_e$  (N/mm),  $Kr_e$  (N/mm) et  $Ka_e$  (N/mm). Les efforts de coupe sont tracés en rouge pour les efforts suivant l'axe de l'outil, en vert pour les efforts  $F_x$ , c'est-à-dire dans la direction de l'avance de l'outil, et  $F_y$  en bleu, dans direction normale à la surface finie.

Il est à noter que les effets dynamiques de flexion d'outil ne sont pas intégrés au modèle. Le but ici n'est pas d'introduire un modèle prenant en compte les effets de faux-rond et les phénomènes de flexion d'outil, mais au contraire d'établir un modèle où l'outil et le montage sont infiniment rigides et l'outil parfaitement affûté. Ainsi, la comparaison entre les données d'efforts du modèle et les efforts expérimentaux permet de mettre en évidence les effets d'arête qui induisent une augmentation des efforts de coupe, ainsi que l'effet dynamique de flexion d'outil, qui, en plus du faux-rond de l'outil, provoquent un phénomène dit d'« undercut »

(l'épaisseur de copeau ciblée n'est pas atteinte) ou d'« overcut » (l'épaisseur de copeau ciblée est dépassée).

La **Figure 116** illustre la configuration d'usinage en roulant avec la direction et le sens des efforts, ainsi que le motif de rugosité appliqué par l'outil sur la pièce. Le motif de rugosité est alors extrêmement dépendant du faux-rond de l'outil et de la rigidité du montage de la pièce et de l'outil. Ces phénomènes conduisent également à une variation de l'épaisseur coupée entre chaque dent, comme le montre la corrélation d'images de la **Figure 116**. L'hypothèse de reproductibilité de la longueur et d'épaisseur de copeau coupé, telle que mentionnée et vérifiée expérimentalement dans la section précédente, n'est plus applicable.

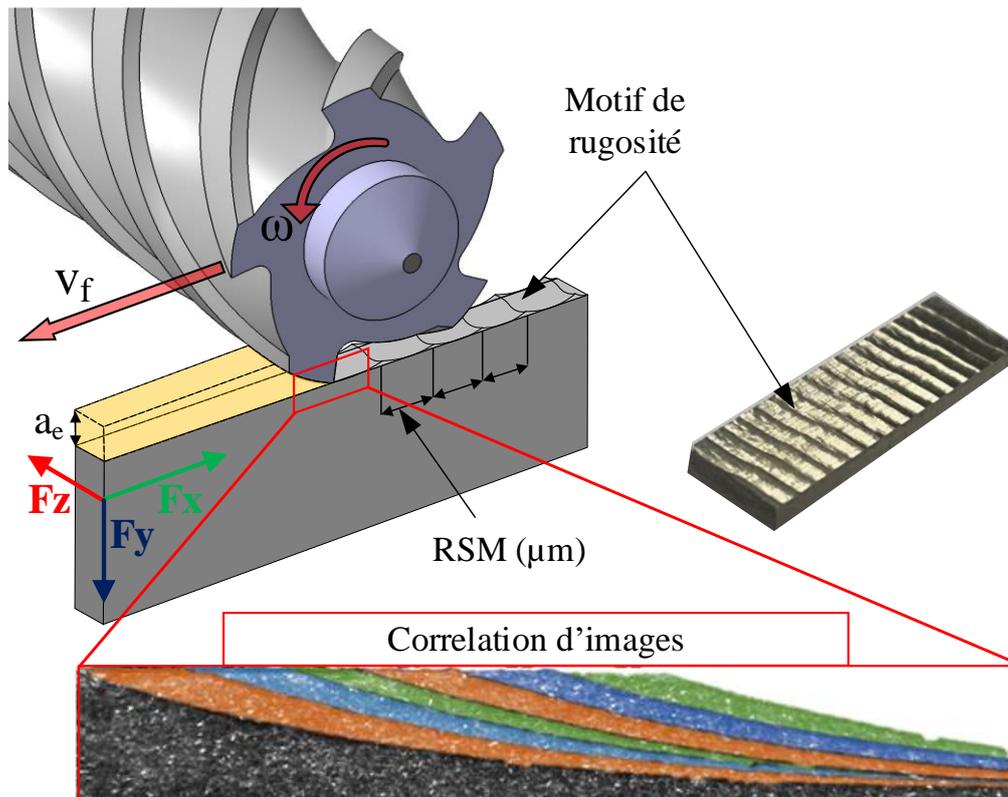
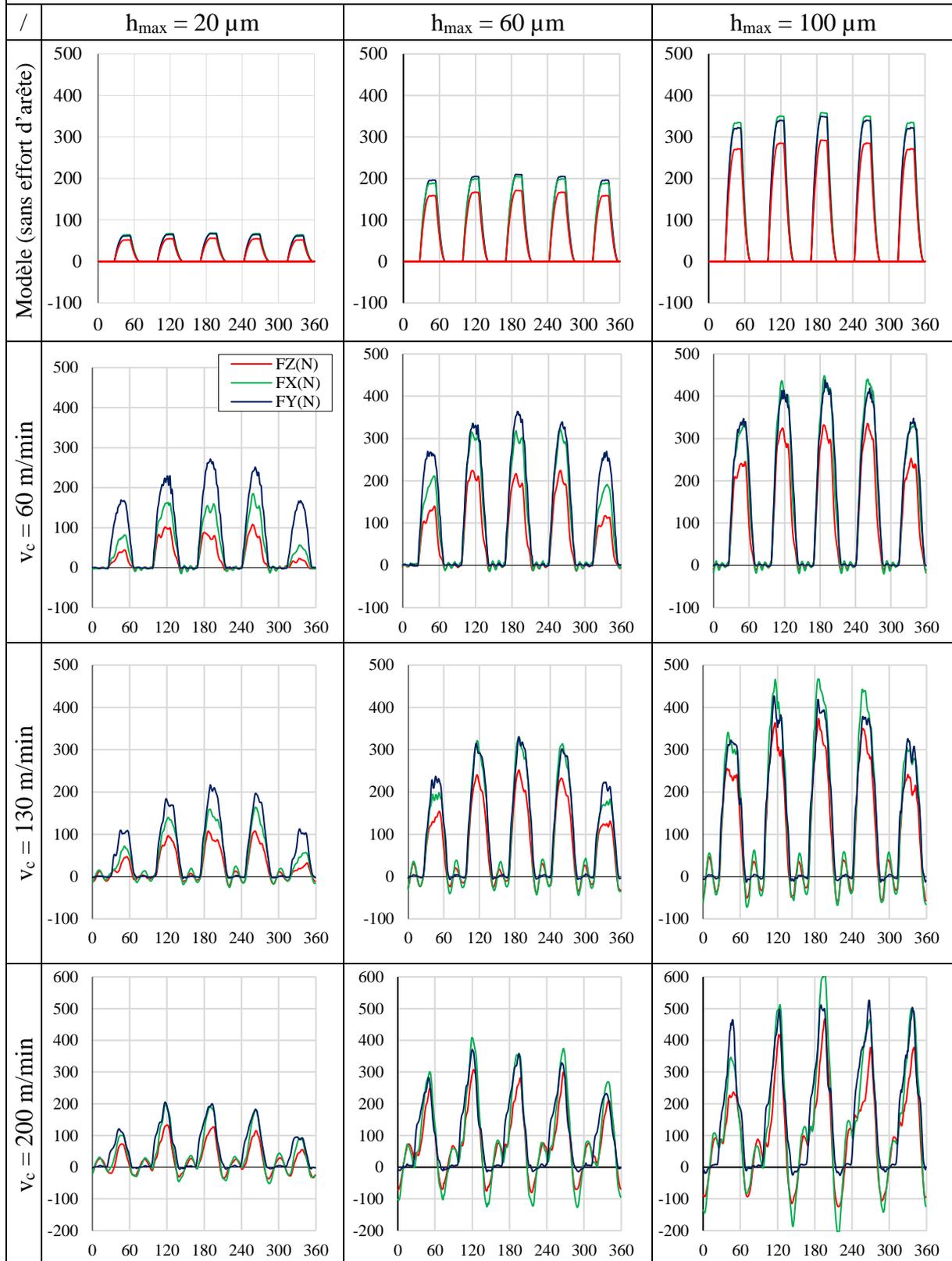


Figure 116. Schématisation du fraisage en roulant avec la direction et le sens des efforts appliqué par l'outil sur la pièce, motif de rugosité sur pièce et corrélation d'images de l'épaisseur de copeau coupée vraie

L'analyse des efforts du **Tableau 28** montre que, à cause du faux-rond, trois dents situées sur le secteur angulaire  $[100^\circ-300^\circ]$  coupent une épaisseur coupée plus importantes que les deux autres, située entre  $[315^\circ-75^\circ]$ . De plus, les efforts normaux à la surface finie, c'est-à-dire les efforts  $F_y$ , sont systématiquement plus importants que les efforts d'avance de l'outil pour les conditions d'épaisseur coupée inférieures à  $100 \mu m$ . Cela signifie que les efforts d'arêtes ne peuvent pas être négligés pour des conditions de finition, avec faible épaisseur de copeau.

Tableau 28. Résultats des efforts de coupe – En abscisse : Position angulaire (°) – En ordonnée : Force (N)



Pour la vitesse de coupe de 200 m/min, les effets dynamiques sont prépondérants. Les efforts augmentent en moyenne d'une centaine de Newton par rapport aux vitesses de coupe de 130 m/min et de 60 m/min. Ce phénomène est la conséquence de la vibration de l'outil autour

de sa position d'équilibre. Lors de l'usinage en avalant, la dent attaque au maximum de l'épaisseur copeau, ce qui a pour effet d'exciter le système outil/pièce. Ce phénomène d'excitation vibratoire peut donc être réduit par un mode d'usinage en opposition, ce qui aura pour conséquence de réduire les efforts de coupe.

### 3.3.6 Analyse de la topographie de surface

La topographie de surface de chaque échantillon a été mesurée avec un rugosimètre de contact SurfaceScan®. Afin de standardiser les mesures, celles-ci sont exécutées suivant la norme ISO 4287. La méthodologie ainsi que les résultats sont présentés en Annexe 1 (§ **Section 6**).

## 3.4 Conclusion générale du chapitre 3

Le Chapitre 3 a mis en avant deux études de la cinématique de l'usinage dans la configuration de contournage. La première étude de la section §3.2 a montré que la condition d'engagement radial  $a_e$  et d'avance à la dent  $f_z$  n'avait pas d'effet sur les contraintes résiduelles dans la limite des conditions utilisées et pour une configuration de contournage en coupe orthogonale avec un outil présentant une seule dent. En effet, bien que l'augmentation importante de la valeur de ces paramètres ait un effet prépondérant sur les efforts, et donc le chargement thermomécanique en début de coupe, les effets en fin de coupe (lorsque  $\theta \rightarrow 0^\circ$ ) ne sont pas assez discriminants pour avoir un effet significatif sur les contraintes résiduelles du Ti-6Al-4V. Il en résulte que l'étude du chargement thermomécanique peut être restreinte à un domaine angulaire plus faible que l'engagement maximal de l'outil.

Dans le cas d'un outil avec plusieurs dents, il y a systématiquement un phénomène de faux-rond qui produit une variation des paramètres d'engagement entre chaque passage de dent. La qualité de la surface finale est alors dépendante de la dent la plus excentrée, et plus généralement du battement radial total de chacune des dents. Pour quantifier ce phénomène, il est donc nécessaire de mesurer ce battement radial avant chaque essai, avec l'outil monté en broche et avec un cycle de chauffe de la machine pour réduire les jeux fonctionnels dans la broche et les axes.

Un dispositif de mesure d'efforts de type dynamomètre piézoélectrique est nécessaire pour établir les variations d'engagement d'outil, sur au moins une dizaine de tour de fraise, et ensuite tracer l'évolution de ces efforts en fonction de la position angulaire de l'outil. La mesure de la topographie de surface donne des indications précieuses de l'histoire de génération de la surface finie, notamment en révélant le passage des dents pour des conditions où l'avance à la dent est suffisamment importante. Ces mesures doivent obligatoirement être réalisées afin d'établir l'histoire du chargement thermomécanique vécue par la surface, avant d'en analyser les caractéristiques d'intégrité de surface, à savoir une éventuelle évolution métallurgique ou une modification des contraintes résiduelles.

Dans ce Chapitre 3, l'accent a été mis sur **la méthodologie à appliquer** pour établir les liens de causalité entre les paramètres opératoires, leur impact sur le cas de chargement thermomécanique et les conséquences résultantes sur l'intégrité de surface usinée. Dans le **Chapitre 4**, une étude quantitative de l'effet des paramètres opératoires en contournage sur l'évolution de l'intégrité de surface sera menée, en appliquant la méthodologie présentée dans ce Chapitre.

# CHAPITRE 4

## 4 Causalité entre chargement thermomécanique et intégrité des surfaces. Cas du contournage et du surfacage de finition

### *Introduction*

Les chapitres précédents ont permis de développer des outils numériques, analytiques et des méthodologies permettant d'établir la compréhension de l'impact des paramètres d'usinage sur, premièrement, le chargement thermomécanique à l'échelle locale, puis sur l'intégrité des surfaces à l'échelle globale. Ces outils ont été utilisés dans le cadre d'expérimentations « ponctuelles », afin de valider des points clés de compréhension des mécanismes de génération de chaleur ou de partition énergétique entre la pièce, le copeau et l'outil par exemple. Néanmoins, une étude complète est désormais nécessaire afin de rendre compte de données quantitatives de l'impact des paramètres d'usinage sur l'intégrité des surfaces. Il est possible de résumer ici les outils développés jusqu'à présent :

- **Chapitre 1** : Modèle éléments finis lagrangien réactualisé avec un chargement thermomécanique équivalent de type pression (MPa) et de type flux de chaleur ( $W/m^2$ ) afin de quantifier l'effet de la charge mécanique et de la charge thermique sur la génération de contraintes résiduelles et de déformation plastique ;
- **Chapitre 2** : Modèle analytique de partition des efforts de coupe dans les zones de cisaillement primaire, secondaire et tertiaire ;
- **Chapitre 2** : Modèle éléments finis lagrangien réactualisé purement mécanique de la formation du copeau pour la compréhension de l'impact de l'angle de coupe, du rayon d'acuité d'arête et de l'épaisseur de copeau non coupé sur la génération de contraintes résiduelles et la plastification en surface ;
- **Chapitre 2** : Modèle éléments finis eulérien pour la compréhension des températures de coupe et de la partition thermique entre le copeau, la pièce et l'arête de coupe ;
- **Chapitre 3** : Modèle analytique des températures et flux de chaleur en face de dépouille sur l'outil et sur la pièce ;
- **Chapitre 3** : Modèle analytique de discrétisation d'arête pour les opérations de contournage, afin de prédire, à partir des coefficients d'efforts spécifiques de coupe et d'arêtes, les efforts mesurés dans le repère outil et le repère pièce, et de déconvoluer les signaux dans le cas des outils ayant des angles d'hélice.

Dans ce chapitre, ces modèles peuvent être mis à profit dans un but descriptif et permettent d'expliquer, par exemple, l'évolution des profils de contraintes résiduelles ou l'évolution du chargement mécanique avec l'usure en dépouille pour la configuration de contournage. La méthodologie utilisée dans ce chapitre peut être résumée par l'organigramme de la **Figure 107**.

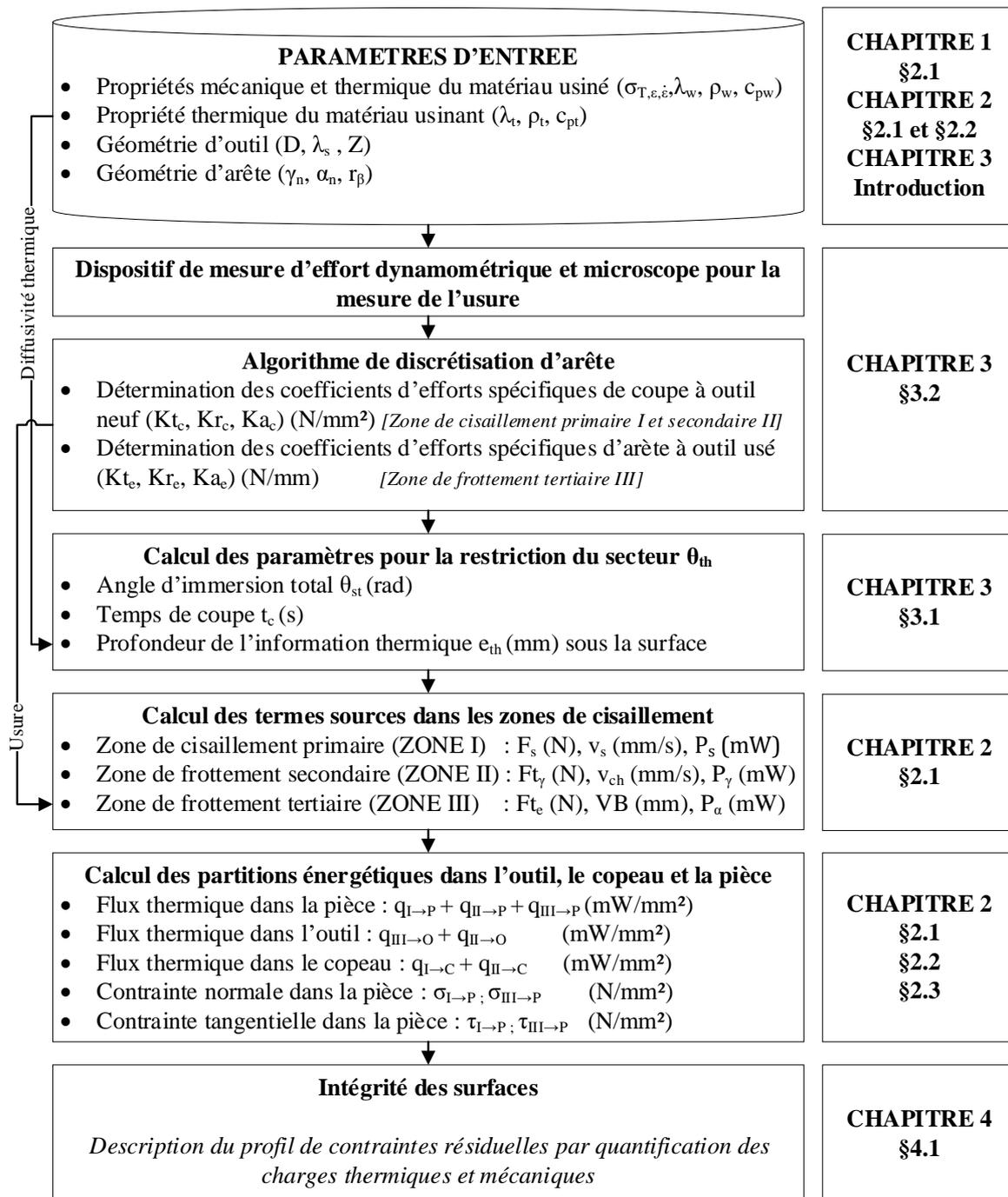


Figure 117. Organigramme de méthodologie de calcul des flux et des températures à l'interface frottante sur la face de dépouille

Dans la deuxième partie de ce chapitre, une ouverture à la configuration de l'opération de surfacage est présentée.

#### 4.1 Étude de la cinétique d'usure outil et de l'intégrité des surfaces en contournage

Le but de cette étude est de caractériser la cinétique d'usure d'outil en fonction d'une variété de conditions cinématique  $v_c$  (m/min),  $f_z$  (mm/rev-Z) et  $a_e$  (mm), ainsi que d'expliquer, au travers des outils développés aux chapitres précédents, les profils de contraintes résiduelles pour chaque condition. L'engagement axial de l'outil  $a_p$  (mm) est quant à lui fixé à 10 mm pour chaque condition. Cette engagement est choisi de sorte que la continuité de coupe soit inférieure à 1 pour chaque essai, c'est-à-dire pour que les dents de fraise travaillent une à une.

##### 4.1.1 Outil d'étude

L'outil d'étude est une fraise en carbure monobloc revêtu de diamètre 25 mm, disposant de 5 dents avec un espacement constant entre chaque dent et un angle d'hélice  $\lambda_s \approx 45^\circ$  à pas constant. La **Figure 118(a)** montre les caractéristiques de la géométrie de l'outil et la **Figure 118(b)** illustre la reconstruction en trois dimensions de la fraise d'étude, qui a été réalisée avec un dispositif de mesure par diffraction de franges. Cette technique permet de construire numériquement les plans caractéristiques de coupe  $Pr$ ,  $Ps$  et  $Pn$ , afin d'en mesurer les quantités de géométrie d'arête, à savoir, l'angle de coupe  $\gamma_n$ , l'angle de dépouille  $\alpha_n$  ainsi que l'angle d'hélice  $\lambda_s$ . Le rayon d'acuité d'arête de chaque dent est quant à lui mesuré par un microscope de reconstruction en trois dimensions Alicona. L'ensemble des caractéristiques de géométrie d'arête sont regroupées dans le **Tableau 29**.

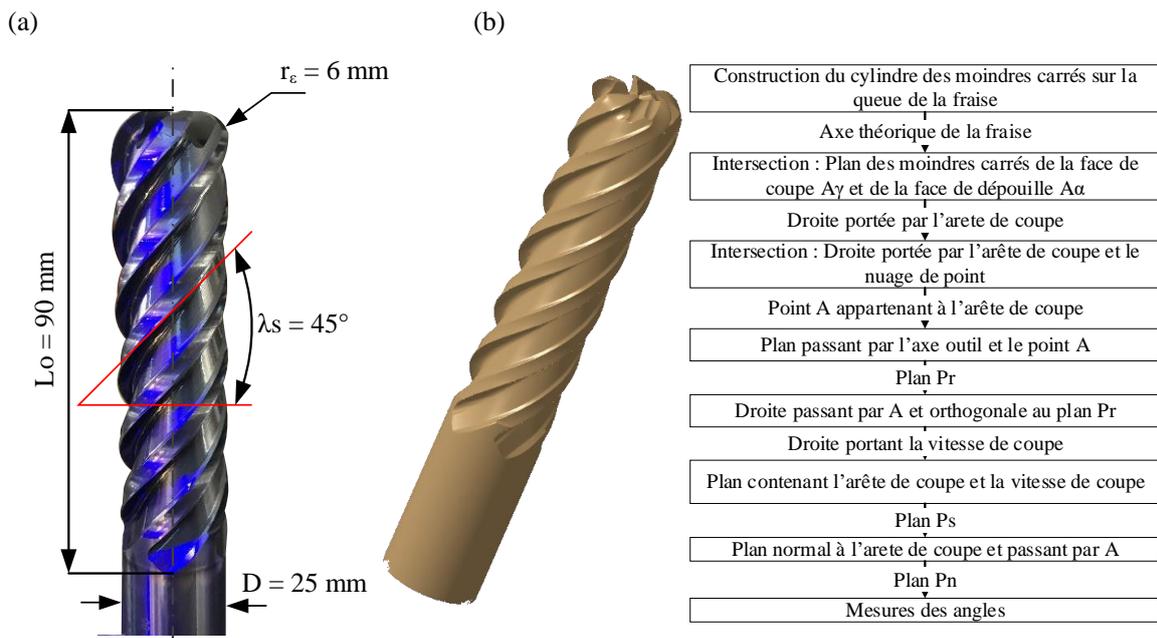


Figure 118. (a) Fraise d'étude et caractéristiques de la géométrie d'outil - (b) Fraise d'étude scannée par nuage de points et méthodologie de mesure des angles de coupe pour la géométrie d'arête

Angle de dépouille	Angle de taillant	Angle de coupe	Angle d'hélice	Rayon outil
$\alpha_n = 8.8^\circ$	$\beta_n = 73.4^\circ$	$\gamma_n = 7.8^\circ$	$\lambda_s = 44^\circ$	R = 12.50

#### 4.1.2 Montage d'étude et dispositifs de mesures d'efforts et de puissance à la broche

Le montage d'étude est décrit en **Figure 119(a)**. Il est composé d'une platine de fraisage Kistler 9255 pouvant supporter une charge maximale de 40 kN. La plaque d'étude est bridée dans un étau de serrage. Elle est mise en position de manière isostatique avec trois goupilles rectifiées et une cale rectifiée, comme le montre la **Figure 119(b)**. Le maintien en position est effectué par pinçage vertical pour pouvoir usiner la plaque dans une configuration de contournage et la fraise usine la plaque d'étude hors du rayon de bec  $r_\epsilon$  de l'outil.

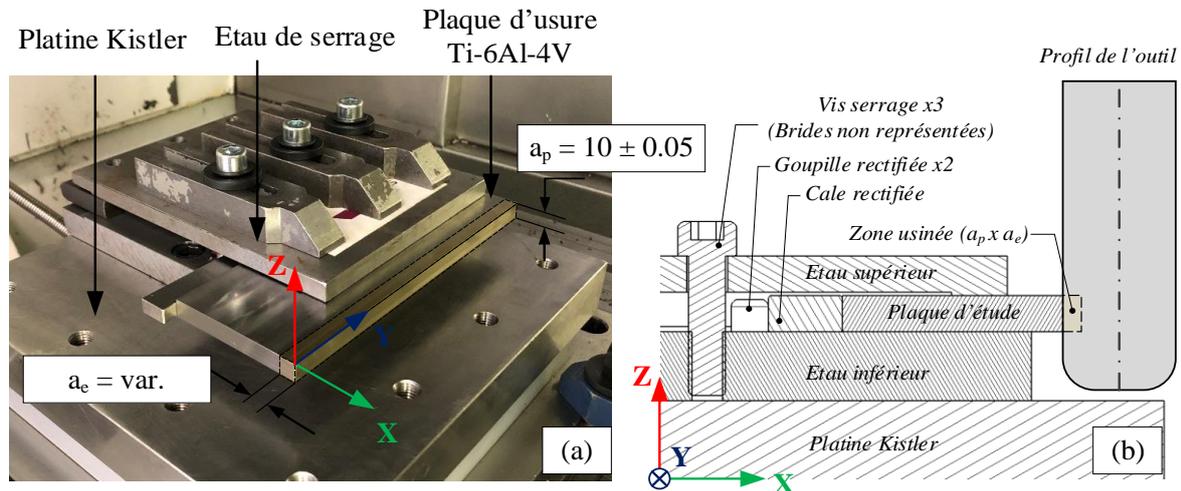


Figure 119. (a) Montage d'étude - (b) Coupe brisée dans le plan ZX - Principe de mise en position et maintien en position de la plaque d'étude

Un système de mesure de puissance à la broche, de type Artis® est installé sur le variateur de la machine à commande numérique pour suivre l'évolution de la puissance électrique à mesure que l'usure de l'outil évolue.

#### 4.1.3 Mesure de l'usure des outils

La mesure de l'usure en dépouille VB (mm) des outils est réalisée avec un microscope optique Keyence et un objectif de grossissement  $\times 200$ . Les cinq dents sont mesurées systématiquement toutes les 5 min à 10 min, en fonction des conditions de coupe utilisées et de la cinétique de l'usure. Dans la suite des travaux, c'est donc l'usure moyenne sur cinq dents qui sera présentée.

La méthodologie de la mesure de l'arête de coupe est montrée en **Figure 120(a)**. Les motifs d'usure, déterminées selon la norme ISO 3685, sont rappelées en **Figure 120(b)**. Ces travaux se focalisant sur la qualité des surfaces usinées, seule l'usure sur la face de dépouille sera mesurée, car elle intervient directement sur la surface finie, telle que le montre la **Figure 120(b)**. Il est à noter que l'usure en cratère KT peut également avoir une incidence sur les efforts de coupe, dans la mesure où elle modifie l'angle de coupe et donc la partition des efforts, comme montré dans le **Chapitre 2** à la **section 2.1**.

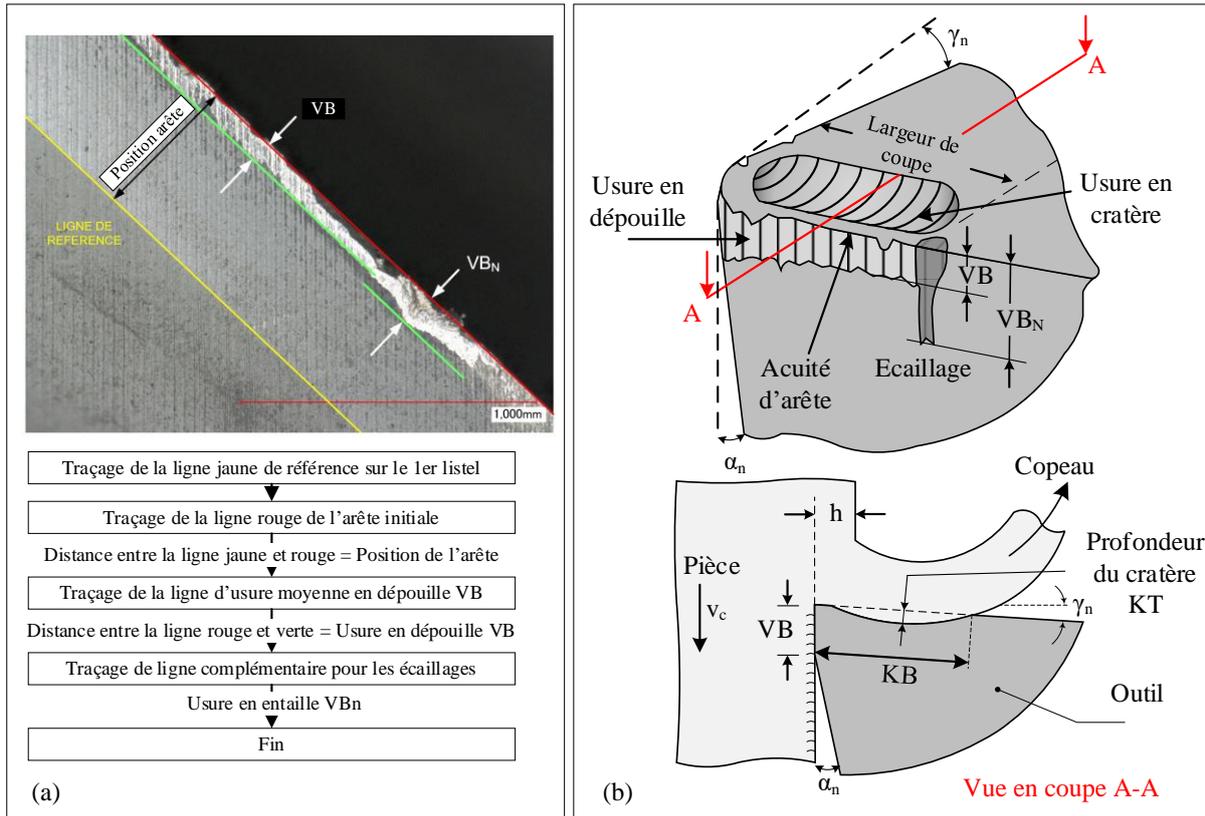


Figure 120. (a) Observation de la face de dépouille et méthodologie de mesure des motifs d'usure en dépouille - (b) Illustration des motifs d'usure – Vue dans le plan P<sub>n</sub> avec formation du copeau et frottement sur la face de dépouille

#### 4.1.4 Plan d'expériences et restriction du domaine physique d'étude

Le plan d'expériences est donné dans le **Tableau 30**. Il se compose de cinq conditions cinématiques, avec une vitesse de coupe  $v_c$  variant de 40 m/min à 250 m/min, d'une avance à la dent  $f_z$  variant de 0.04 mm/rev-Z à 0.20 mm/rev-Z et d'un engagement axial  $a_e$  variant de 0.18 mm à 1.00 mm. Les paramètres cinématiques calculés sont issues des calculs précédemment présentés dans le **Chapitre 3**, permettant de réduire l'investigation à un secteur angulaire où la température de coupe issue des zones de cisaillement primaire, secondaire et tertiaire devient effective sur de la surface usinée. Cette zone est ici schématisée par le secteur angulaire  $\theta_{th}$  en jaune sur la **Figure 121**. Dans la mesure où les efforts de coupe sont mesurés dans le repère de la pièce  $\mathcal{R}_{x,y,z}$ , il est possible de définir les efforts dans le repère outil  $\mathcal{R}_{t,r,a}$  par projection dans le secteur  $[\theta_{st} \rightarrow 0^\circ]$ , tel que :

$$\mathcal{R}_{t,r,a} \rightarrow \mathcal{R}_{x,y,z} : \begin{bmatrix} F_x \\ F_y \\ F_z \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -\sin \theta & -\cos \theta & 0 \\ +\cos \theta & -\sin \theta & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} F_t \\ F_r \\ F_a \end{bmatrix} \quad \text{Eq. 125}$$

$$\mathcal{R}_{x,y,z} \rightarrow \mathcal{R}_{t,r,a} : \begin{bmatrix} F_t \\ F_r \\ F_a \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -\sin \theta & +\cos \theta & 0 \\ -\cos \theta & -\sin \theta & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} F_x \\ F_y \\ F_z \end{bmatrix}$$

Il apparaît donc que lorsque les efforts radiaux  $F_r$  augmentent, les efforts mesurés  $F_y$  selon la direction  $\vec{y}$  diminuent, à cause du signe négatif du sinus de l'**Eq. 125**, ce qui peut paraître contre intuitif à première vue.

La loi de coupe utilisée dans la suite de l'étude est une loi de type affine, telle que décrite dans l'Eq. 126.

$$dFi = (Ki_c \cdot h + Kt_e) dz : \text{avec } i = t, r, a \quad \text{Eq. 126}$$

Tableau 30. Plan d'expériences – Paramètres cinématiques primaires et calculés											
CONDITIONS	Paramètres cinématiques primaires				Paramètres cinématiques calculés						
	$v_c$ (m/min)	$f_z$ (mm/rev-Z)	$a_e$ (mm)	$a_p$ (mm)	$\theta_{st}$ (°)	$L_c$ (mm)	$t_c$ (ms)	$\theta_{th}$ (°)	$h_{th}$ ( $\mu$ m)	$h_{max}$ (mm)	$h_a$ (mm)
A	160	0.20	1.00	10	23	5.13	1.93	6	24	78	39
C	40	0.20	1.00	10	23	5.13	7.70	9	32	78	39
E	160	0.20	0.20	10	10	2.34	8.77	5	20	36	17
F	250	0.04	1.00	10	23	5.05	1.21	6	4	16	8
H	250	0.20	0.18	10	10	2.22	5.34	5	18	34	16

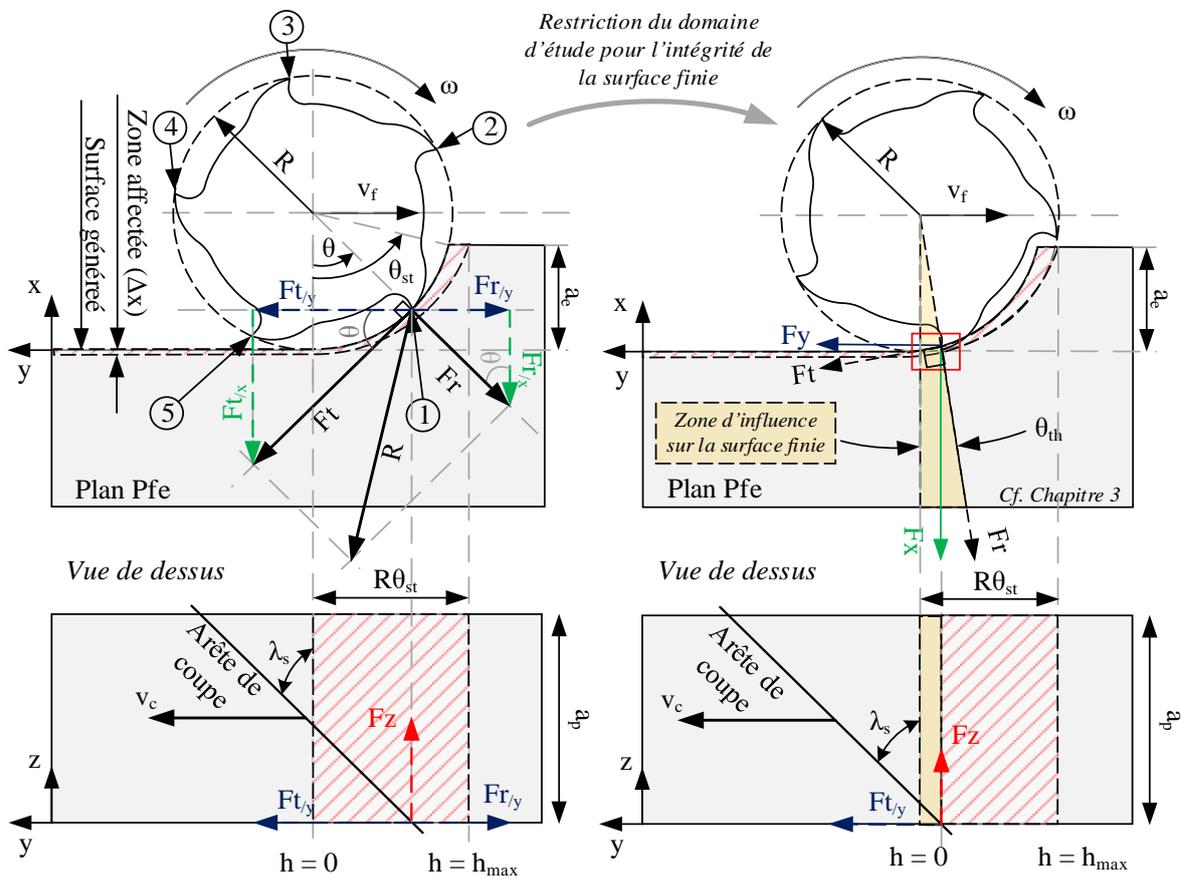


Figure 121. Représentation des efforts mesurés dans le plan (xy) – Restriction du domaine d'étude au secteur angulaire  $\theta_{th}$

#### 4.1.5 Influence de l'usure sur le chargement thermomécanique

La condition A est présentée en **Figure 122**. Trois cas sont étudiés, avec trois niveaux d'usures en dépouille distincts. La cinétique d'usure de l'outil pour la condition A est présentée en **Figure 122(a)**. L'usure maximale en dépouille VB, d'une valeur de 370  $\mu\text{m}$ , est atteinte pour un temps d'usinage ( $t_u$ ) de 11 min. Deux autres valeurs d'usure sont choisies, une usure de 120  $\mu\text{m}$  qui correspond à la fin du rodage de l'outil, et une usure de 210  $\mu\text{m}$  qui correspond à l'usure en fin de palier et donc au début de l'usure catastrophique.

La première étape consiste à mesurer les efforts dans le repère de la pièce grâce au dispositif expérimental présenté en **Figure 119**, pour les trois valeurs d'usure mentionnées précédemment. Chaque effort est donné selon la position angulaire de la broche, avec la procédure de filtrage de signaux présentée au **Chapitre 3**. Les résultats sont donnés en **Figure 122(b)(c)(d)**. La moyenne arithmétique des efforts est indiquée sous chacune des courbes, la **Figure 122(a)** étant la condition de référence de la condition A.

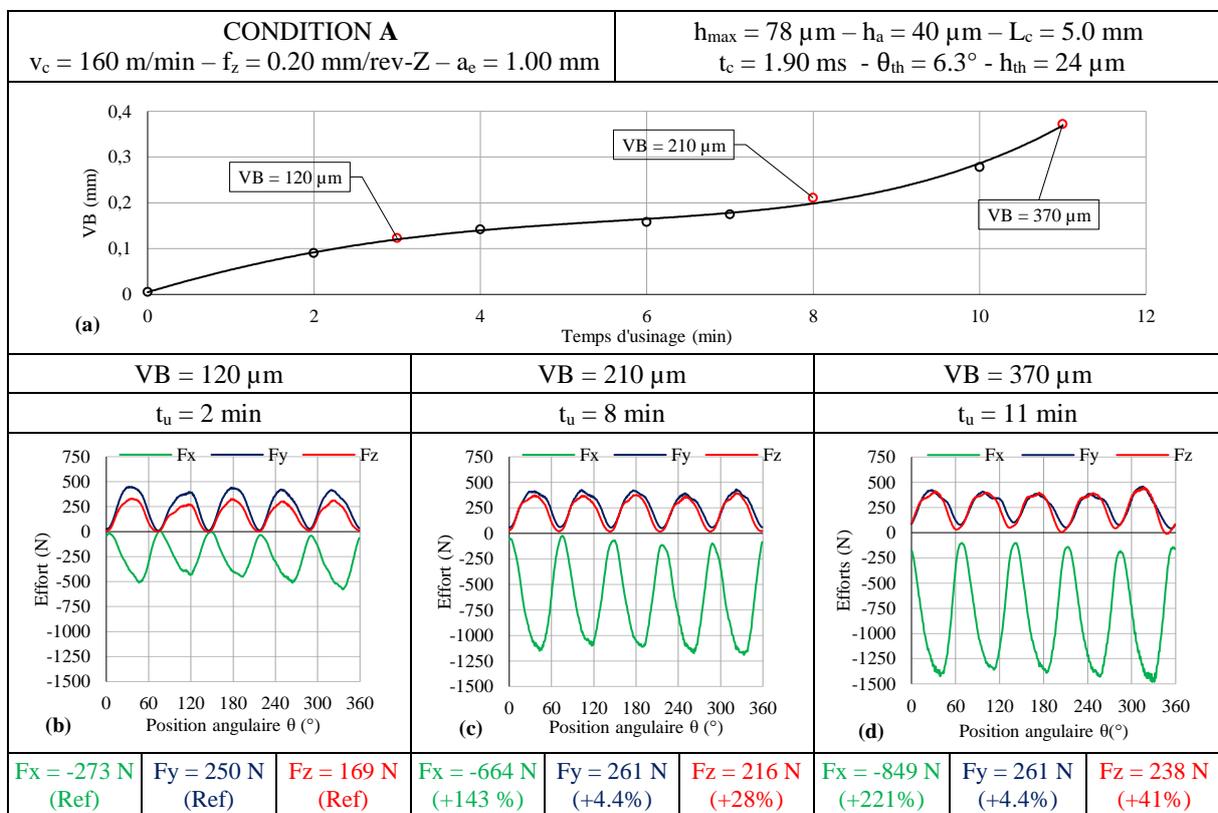


Figure 122. (a) Evolution de l'usure en dépouille avec le temps d'usinage – Evolution des efforts d'usinage selon la position angulaire de la fraise – (b) VB = 120  $\mu\text{m}$  – (c) VB = 210  $\mu\text{m}$  – (d) VB = 370  $\mu\text{m}$

L'augmentation de l'usure en dépouille se traduit par une augmentation des efforts normaux à la surface, tracés en vert, avec +143% pour une usure en dépouille évoluant de 120  $\mu\text{m}$  à 210  $\mu\text{m}$  (**Figure 122(c)**), et une augmentation de +221% pour une usure en dépouille allant de 120  $\mu\text{m}$  à 370  $\mu\text{m}$  (**Figure 122(d)**). L'augmentation des efforts normaux à la surface est due à l'augmentation du VB et du retour élastique de la matière usinée sur l'outil. Lorsque ces efforts augmentent, les signaux des efforts selon la direction d'avance,  $F_y$  tracés en bleu, tendent à diminuer, compte tenu de la configuration décrite en **Figure 121**.

La deuxième étape consiste à identifier les coefficients d'efforts spécifiques dans le repère outil, à l'aide du modèle de discrétisation d'arête présenté au **chapitre 3**. Les coefficients d'efforts

spécifiques de coupe sont pris égaux à  $Kt_c = 1700$  MPa,  $Kr_c = 400$  MPa et  $Ka_c = 1202$  MPa, d'après l'analyse des efforts pour l'outil neuf. Les coefficients d'efforts spécifiques d'arêtes sont ensuite ajustés pour minimiser les écarts entre les courbes expérimentales et les courbes calculées par le modèle, comme montré en **Figure 123(a)(b)(c)**. Leurs valeurs sont décrites sous chacune courbes de la

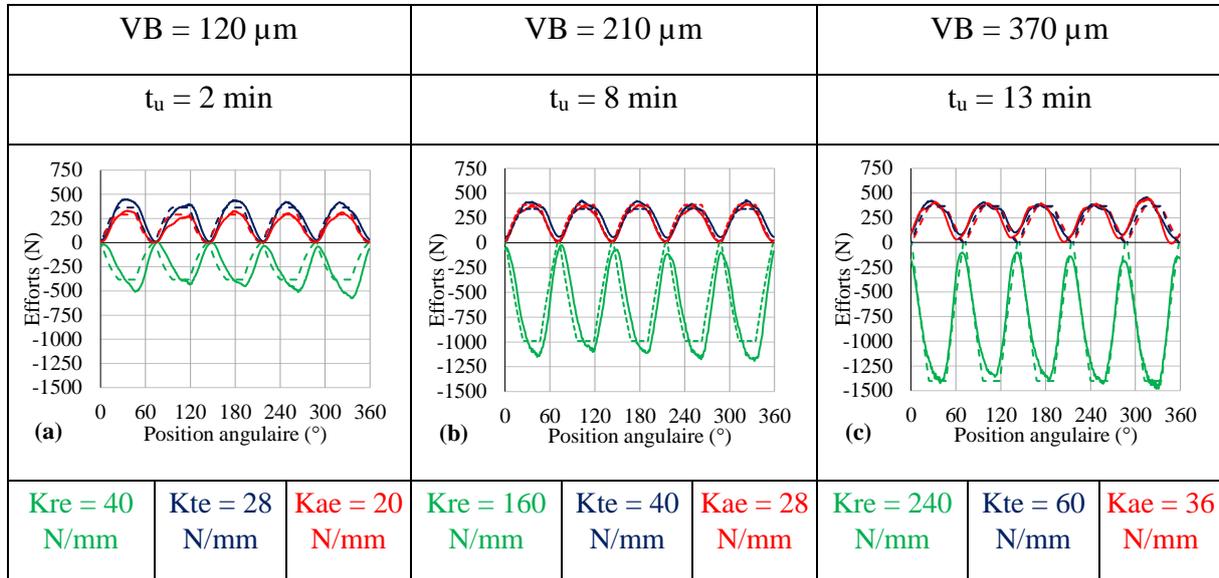


Figure 123. Comparaison des efforts expérimentaux (lignes continues) et calculés (traits pointillés) – (a) VB = 120  $\mu\text{m}$  – (b) VB = 210  $\mu\text{m}$  – (c) VB = 370  $\mu\text{m}$

Les courbes expérimentales sont tracées en ligne continue, et les efforts calculés en trait pointillé. L'identification montre que les coefficients d'efforts spécifiques d'arête augmentent tous avec l'usure en dépouille de l'outil. Leur évolution est quasiment linéaire en fonction du VB, comme montré en **Figure 124(a)**.

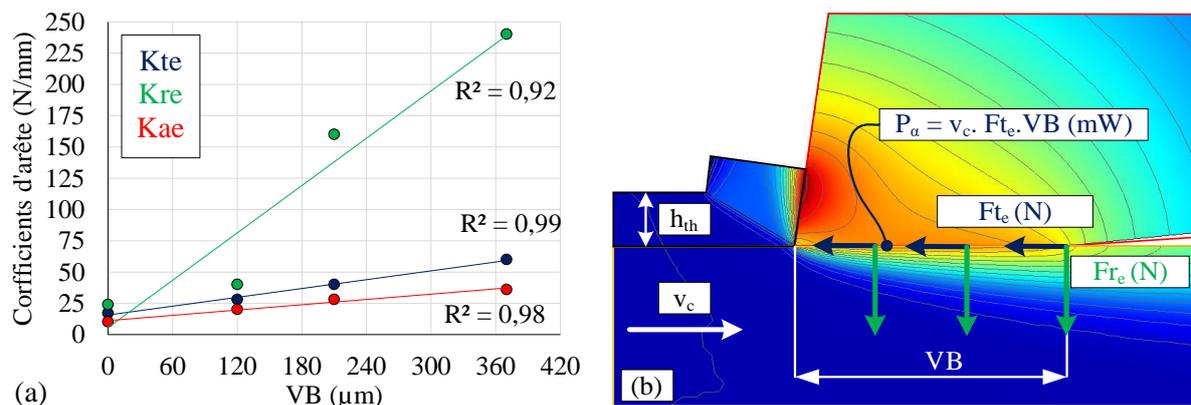


Figure 124. (a) Evolution des coefficients d'efforts spécifiques d'arêtes en fonction de VB – (b) Illustration des efforts d'arêtes en face de dépouille  $A_\alpha$

Les efforts normaux à la surface sont, dans la zone d'étude ( $\theta_{th} \rightarrow 0^\circ$ ), quasiment orthogonaux à la vitesse de coupe, c'est-à-dire qu'ils correspondent pratiquement aux efforts radiaux  $Fr_e$  (N). Ceci a pour conséquence que ces efforts n'interviennent presque pas dans l'augmentation du terme de source de chaleur de frottement en face de dépouille  $q_\alpha$  (mW/mm<sup>2</sup>). La puissance de frottement  $P_\alpha$  est calculée d'après l'**Eq. 127**. L'angle d'immersion  $\theta$  étant petit et la vitesse

d'avance étant faible, seuls les efforts orientés dans la direction de la vitesse de coupe  $v_c$  produisent le flux de frottement.

$$P_\alpha(\theta) \approx \eta Ft_e v_c \quad \text{Eq. 127}$$

L'augmentation de la puissance est relevée sur les signaux de puissance à la broche, de par la mesure de la puissance électrique mesurée par le système Artis® au variateur de la machine à commande numérique, comme montré en **Figure 125**. La puissance augmente de +29.8% pour une usure en dépouille allant de 120  $\mu\text{m}$  à 210  $\mu\text{m}$  et de +45% pour une usure variant de 120  $\mu\text{m}$  à 370  $\mu\text{m}$ .

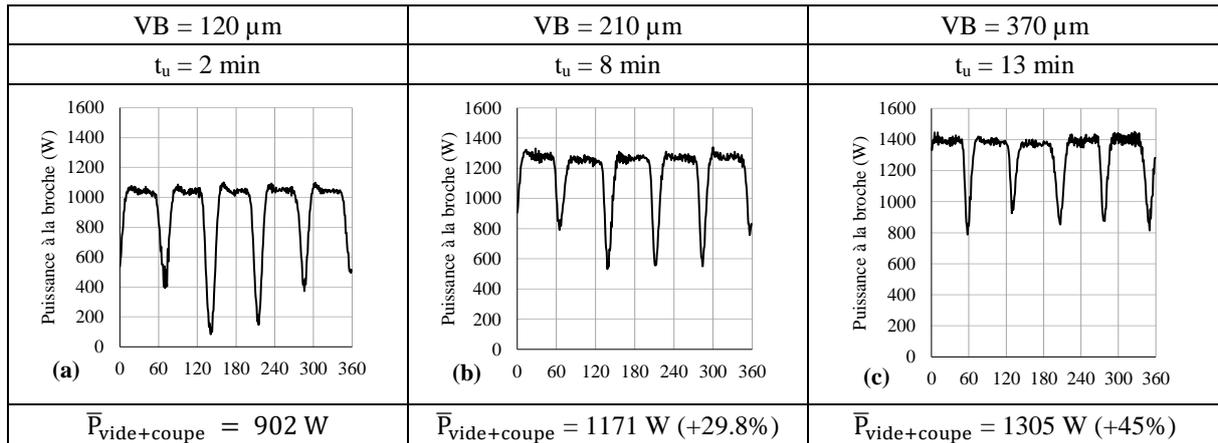


Figure 125. Comparaison des signaux de puissance moyennée sur une rotation de la broche (Puissance à vide + Puissance de coupe) en fonction de l'usure – (a) VB = 120  $\mu\text{m}$  – (b) VB = 210  $\mu\text{m}$  – (c) VB = 370  $\mu\text{m}$

Enfin, la puissance de frottement en zone de dépouille est intégrée dans le modèle éléments finis eulérien présenté dans le **Chapitre 2, section 2.3**. Le résultat, présenté dans la **Figure 126**, montre que le flux source augmente avec l'usure. Néanmoins, la surface d'application du flux augmente également. Le flux de frottement source est partitionné automatiquement entre la pièce et l'outil.

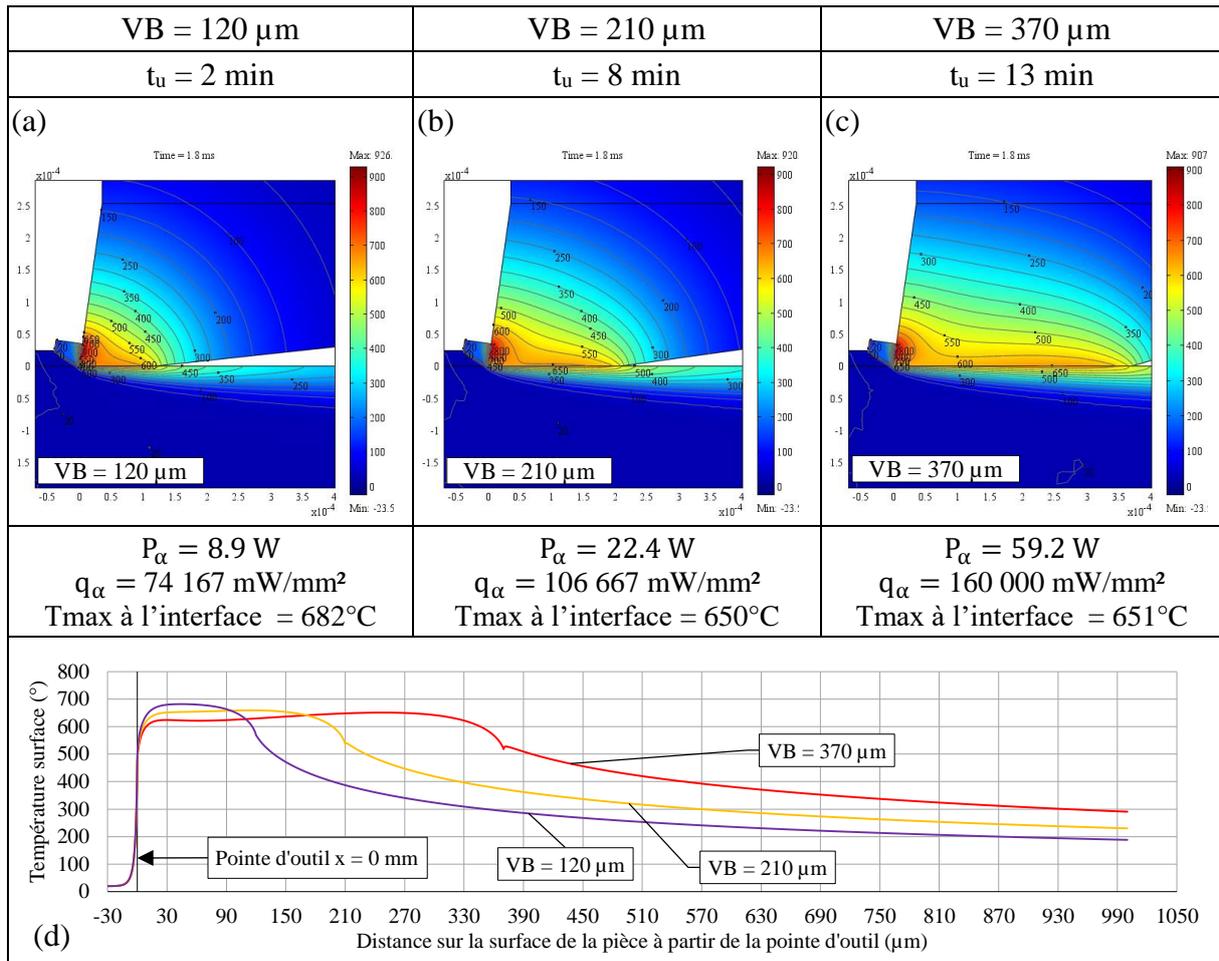


Figure 126.(a)-(b)&(c) Champ de température calculé d'après les mesures d'efforts de coupe – (d) Comparaison des températures sur la surface

L'outil en carbure ayant une effusivité thermique plus importante que le matériau usiné ( $E_{\text{carbure}}(20^\circ) \approx 17.000 \text{ J/K.m}^2.\text{s}^{1/2}$  contre  $E_{\text{TA6V}}(20^\circ) \approx 4.000 \text{ J/K.m}^2.\text{s}^{1/2}$ ), le carbure joue le rôle de pont thermique, et la partition du flux est pondérée des effusivités respectives des deux matériaux (moyenne barycentrique) et de la vitesse relative de l'outil par rapport à la pièce.

Il est à préciser que si :

- la vitesse relative est nulle entre les deux solides ;
- le régime thermique permanent est atteint ;
- le contact entre l'outil et la surface est parfait (résistance de constriction nulle),

alors le flux source en face de dépouille  $q_\alpha$  ( $\text{W/mm}^2$ ) est partitionné dans la pièce avec un flux  $q_{\alpha \rightarrow p}$  ( $\text{W/mm}^2$ ) et dans l'outil  $q_{\alpha \rightarrow o}$  ( $\text{W/mm}^2$ ) à partir de l'**Eq. 128**.

$$\left\{ \begin{array}{l} q_{\alpha} = q_{\alpha \rightarrow p} + q_{\alpha \rightarrow o} \\ E_o = \sqrt{\lambda_o \rho_o c_{p,o}} \text{ et } E_p = \sqrt{\lambda_p \rho_p c_{p,p}} \\ q_{\alpha \rightarrow p} = \frac{E_p}{E_p + E_o} q_{\alpha} \\ q_{\alpha \rightarrow o} = \frac{E_o}{E_p + E_o} q_{\alpha} \end{array} \right. \quad \text{Eq. 128}$$

Par application numérique, il est calculé que 81% du flux de frottement est absorbé dans l'outil, alors que 19% de ce flux source est emmagasiné par la pièce. Le choix de la nature du matériau de l'outil coupant est ici un paramètre crucial. L'**Eq. 128** permet une première approximation de la partition, mais ne peut, en toute rigueur, pas être utilisée dans cette application. Il est nécessaire d'utiliser la méthodologie décrite dans le **chapitre 3** pour un calcul correct de la partition des flux thermiques en face de dépouille.

La température maximale n'est donc significativement pas changée entre les trois niveaux d'usure, mais la température moyenne sur la surface augmente du fait de l'augmentation de la longueur de contact en dépouille (**Figure 126(a)**).

#### 4.1.6 Influence de la vitesse de coupe sur le chargement thermomécanique et les contraintes résiduelles

Afin de quantifier l'influence de la vitesse de coupe sur le chargement thermomécanique, il est ici utile de comparer les conditions A et C (**Tableau 30**), puisque seule la vitesse de coupe change entre les deux conditions, diminuant de  $v_c = 160$  m/min pour la condition A à  $v_c = 40$  m/min pour la condition C. La cinétique d'usure est présentée dans la **Figure 127(a)**. Comparée à la condition précédente (**Figure 122 (a)**), l'usure de l'outil n'atteint jamais la phase catastrophique, ce qui indique que la vitesse de coupe est un facteur significatif sur la tenue de l'arête.

Trois conditions d'usure sont choisies, la première à  $VB = 60 \mu\text{m}$ , correspondant à l'usure de début de palier, au bout de 11 min. La deuxième condition est choisie à  $VB = 80 \mu\text{m}$  pour un temps de 45 min d'usinage. Enfin, l'outil de la condition A, ayant une usure catastrophique de  $370 \mu\text{m}$  est utilisée ici avec les conditions cinématiques de la condition C.

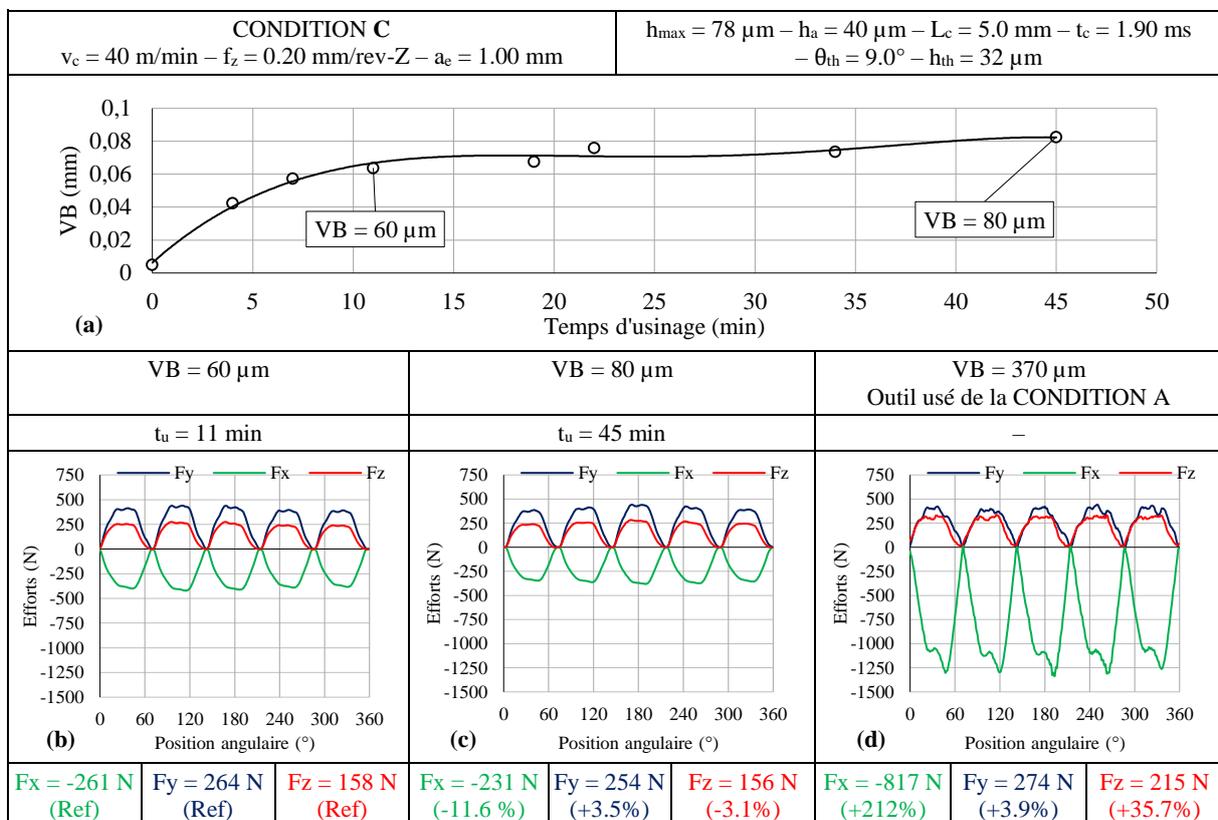


Figure 127. (a) Evolution de l'usure en dépouille en fonction du temps d'usinage – (b) Evolution des efforts selon la position angulaire – (b) VB = 60  $\mu\text{m}$  – (c) VB = 80  $\mu\text{m}$  – (d) VB = 370  $\mu\text{m}$

L'analyse du chargement mécanique indique qu'il n'y a pas de variation significative des efforts de coupe pour une usure allant de 60  $\mu\text{m}$  à 80  $\mu\text{m}$ , comme montré en **Figure 127(b)(c)**. A même valeur d'usure en dépouille, c'est-à-dire pour VB = 370  $\mu\text{m}$ , les conditions A et C peuvent être comparées en **Figure 128**. Le chargement mécanique est équivalent pour les conditions A et C, comme le montre les efforts tracés sur [0-360°] de la **Figure 128(a)(b)** avec moins de 10% de variation de chacun des efforts moyens sur une révolution d'outil. Les coefficients d'efforts spécifiques sont donc les mêmes dans les deux conditions. La diminution de la vitesse de coupe influe sur les zones de cisaillements primaire, secondaire et tertiaire, et diminue la charge thermique, comme le montre le comparatif des champs de températures des **Figure 128(c)(d)**.

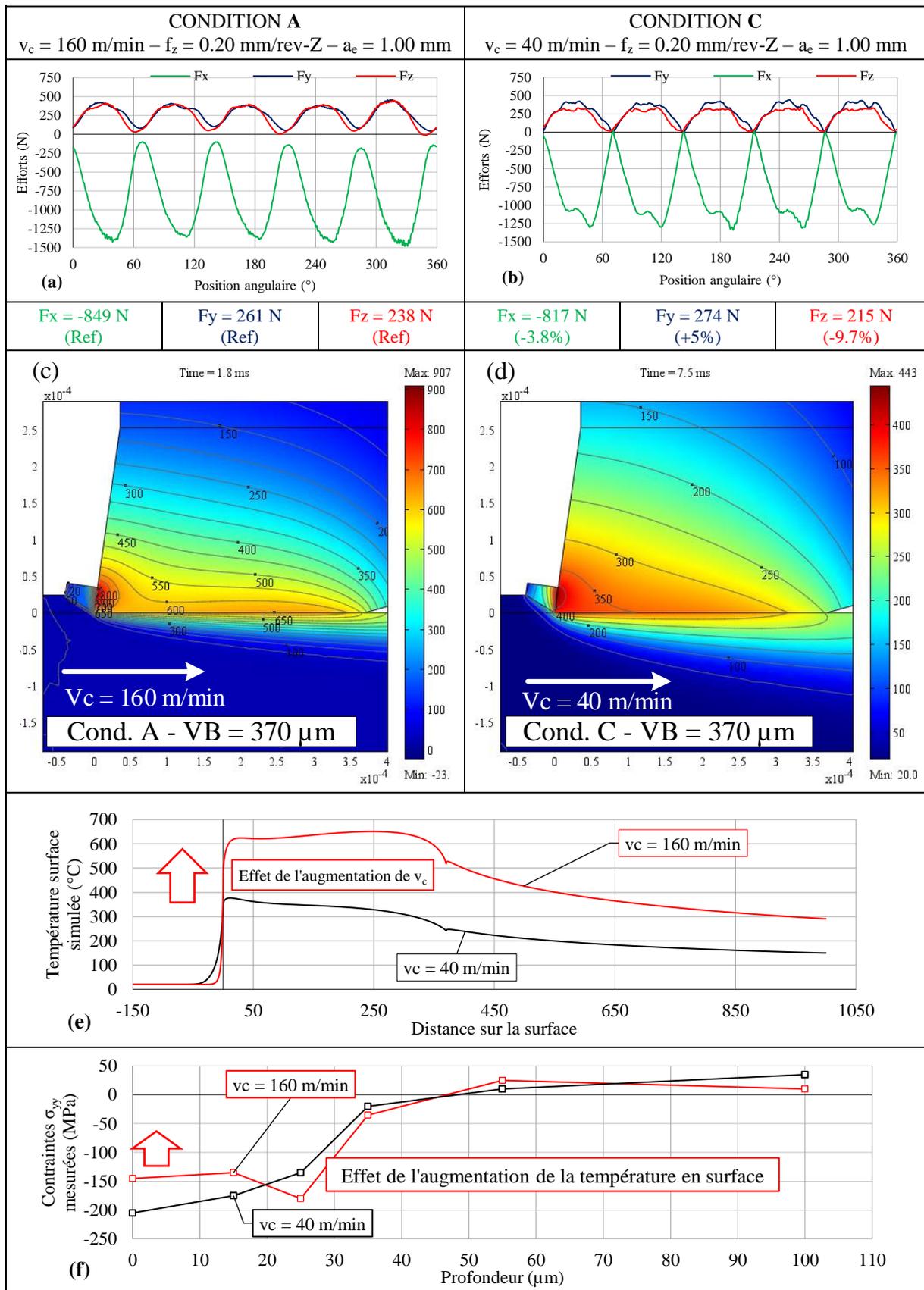


Figure 128. Efforts en fonction de la position angulaire (a)  $v_c = 160 \text{ m/min}$  – (b)  $v_c = 40 \text{ m/min}$  – Champ de température simulé (c)  $v_c = 160 \text{ m/min}$  – (d)  $v_c = 40 \text{ m/min}$  – (e) Température simulée sur la surface usinée – (f) Mesure expérimentales de contraintes résiduelles sous la surface usinée.

La **Figure 128(e)** montre la différence de température sur la surface entre les deux conditions., soit une température maximale de 650°C pour une vitesse de coupe de 160 m/min, et une température maximale de 388°C pour une vitesse de coupe de 40 m/min.

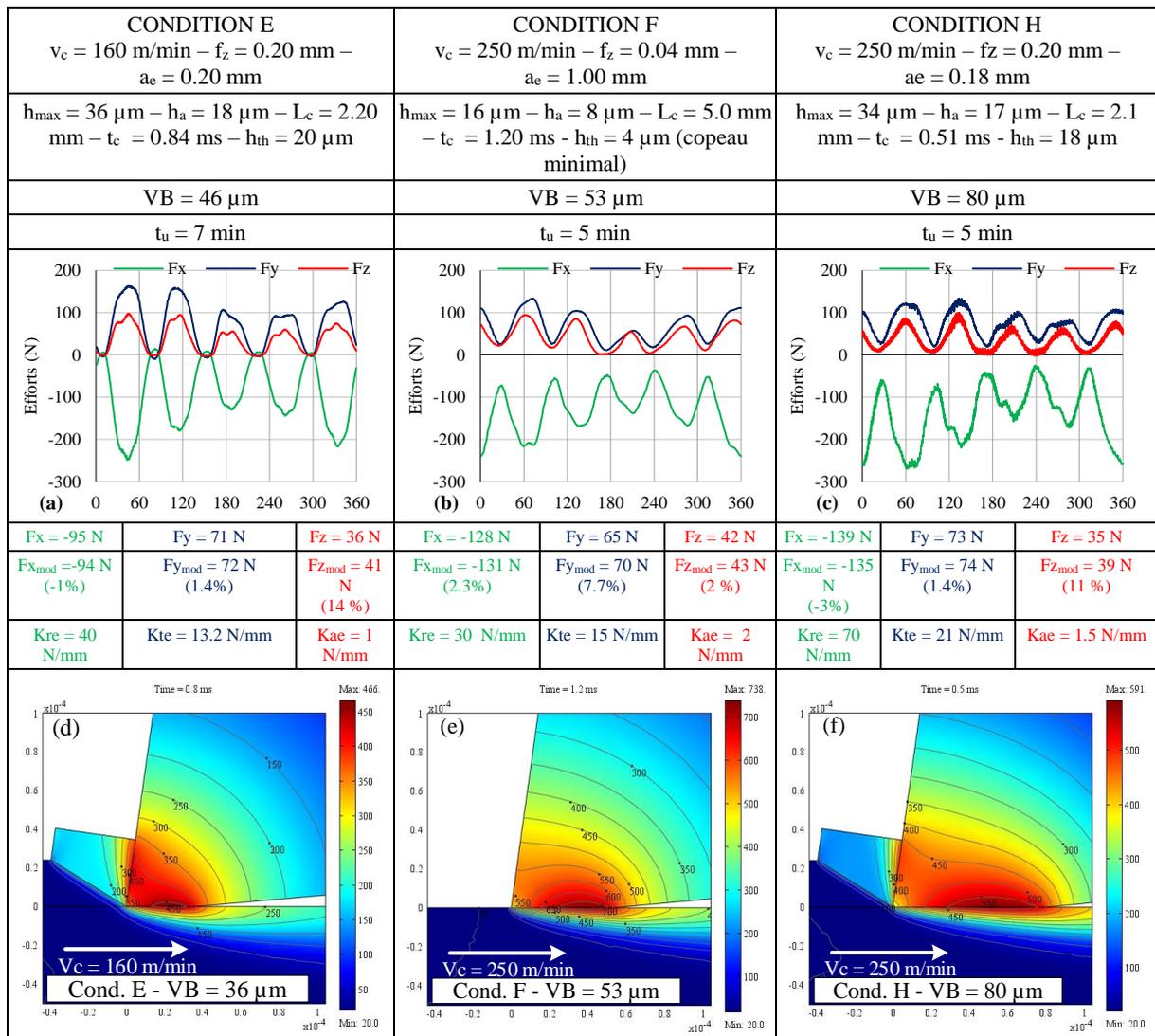
En moyenne, la condition C ( $v_c = 40$  m/min) indique une température diminuée de 230°C par rapport à la condition A ( $v_c = 160$  m/min) sur la surface générée. De ce fait, les contraintes résiduelles générées en surface, mesurées par méthode de DRX après usinage, sont moins importantes pour la condition A, avec une contrainte en surface de -205 MPa, que pour la condition C avec une contrainte de -145 MPa en surface, comme le montre la **Figure 128(f)**. Les efforts normaux à la surface étant important (- 849 N pour la condition A et - 817 N pour la condition C), le profil de contraintes rejoint la valeur de contrainte nulle à une profondeur comprise entre 40  $\mu\text{m}$  et 50  $\mu\text{m}$  sous la surface usinée.

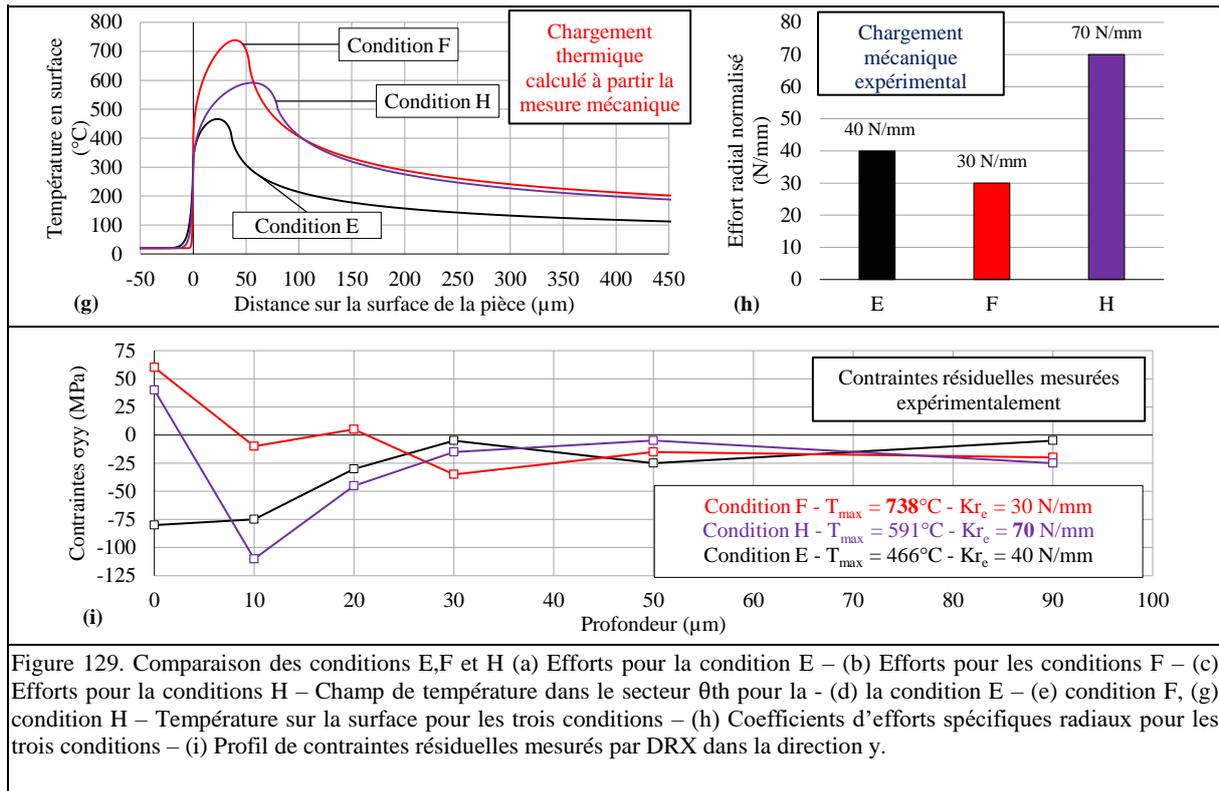
#### 4.1.7 Influence des paramètres cinématiques et de l'usure sur le chargement thermomécanique et les contraintes résiduelles

Les conditions E, F, H (**Tableau 30**) sont ici comparées entre-elles. Les coefficients d'efforts spécifiques d'arêtes sont identifiés et renseignés sous les **Figure 129(a)(b)(c)**.

Les efforts  $F_{x_{mod}}$ ,  $F_{y_{mod}}$  et  $F_{z_{mod}}$  sont les efforts renvoyés par le modèle de discrétisation d'arête. Ceux-ci sont injectés dans le modèle thermique afin d'identifier le champ de température entre l'outil et la surface usinée pour chaque condition dans les **Figure 129(c)(d)(e)**.

Il peut être observé que la **Figure 129(e)**, associée à la condition F, ne montre pas de copeau. En effet, dans la limite de la zone d'étude  $[\theta_{th} \rightarrow 0^\circ]$ , l'épaisseur de copeau devient inférieure au rayon d'acuité d'arête de l'outil du fait de la faible avance à la dent. Il n'y donc plus de contribution, sur le champ de température, des zones de cisaillement primaires et tertiaires pour la condition F. Néanmoins, c'est bien la condition qui génère la température la plus importante comparée aux conditions E et H, comme le montre la **Figure 129(g)**.





Dans la **Figure 129(h)**, le chargement mécanique normal à la surface est renseigné. L'analyse montre que la condition H est la condition dont les paramètres cinématiques induisent le plus d'efforts normaux sur la surface finie. Ainsi, il est possible, de par l'analyse thermique d'une part (**Figure 129(g)**) et de l'analyse mécanique de la **Figure 129(h)**, d'expliquer de manière physique les profils de contraintes résiduelles **Figure 129(i)**.

En effet, la condition dont le chargement thermique est le plus important ( $738^{\circ}\text{C}$ ) et dont le chargement mécanique est le moins important ( $Kr_e = 30 \text{ N/mm}$ ) est la condition F. C'est donc, d'après les conclusions du **Chapitre 1**, qui montrait que le profil de contraintes sous la surface était lié à la superposition du chargement thermique et mécanique, la condition induisant le plus de contraintes de traction dans la pièce, avec une contrainte en surface de  $+60 \text{ MPa}$ .

La condition H est la condition qui introduit le plus de contraintes de compression (pic de compression à  $-10 \mu\text{m}$ ), car c'est la condition dont le chargement mécanique normal à la surface est le plus important ( $Kr_e = 70 \text{ N/mm}$ ). Néanmoins, la température étant élevée ( $591^{\circ}\text{C}$ ), la surface est en traction ( $+40 \text{ MPa}$ ).

Enfin, la condition la plus favorable, est la condition E, avec une température en surface étant moins élevée que les deux autres conditions ( $466^{\circ}\text{C}$ ) et un effort normal à la surface modéré ( $Kr_e = 40 \text{ N/mm}$ ).

## Conclusion intermédiaire

Les résultats présentés dans la section 4.1 montrent qu'il est possible d'expliquer de manière descriptive, les tendances des profils de contraintes en connaissant :

- Les paramètres cinématiques ;
- La géométrie d'outil ;
- La géométrie d'arête de l'outil ;
- Les propriétés thermiques de l'outil et du matériau usiné.

En restreignant le domaine d'étude au secteur angulaire  $\theta_{th}$ , il est alors possible de lancer une analyse de coupe thermomécanique à l'échelle mésoscopique pour en calculer les champs de températures. Le monitoring en efforts et le modèle de discrétisation d'arête permet de déconvoluer les signaux et d'identifier les coefficients d'efforts spécifiques d'arêtes pour chaque configuration. Les profils sont décrits comme une superposition de l'effet mécanique et de l'effet thermique.

A partir de ces observations, il est donc important de comprendre que les paramètres clés dans la génération de contraintes résiduelles sont :

- L'intensité des efforts ;
- La direction et le sens des efforts.

Afin de maximiser les contraintes de compression et de minimiser la charge thermique, il est alors nécessaire de choisir des paramètres opératoires qui maximisent l'intensité des efforts normaux à la surface, les efforts radiaux  $F_r$  donc, puisque ceux-ci ont une direction orthogonale à la vitesse de coupe et ne produisent pas d'échauffement par frottement. Le choix des meilleures conditions opératoires relève donc de la résolution d'un problème d'optimisation.

Lorsque les conditions choisies n'offrent pas assez d'efforts radiaux, alors il est nécessaire de diminuer la vitesse de coupe.

Dans la section suivante (§4.2), la configuration de surfaçage est étudiée.

## 4.2 Etude du surfacage des alliages de Ti-6Al-4V et de l'endurance en fatigue

### 4.2.1 Topologie des volumes usinés en surfacage

A la différence de l'usinage en configuration de contournage, l'usinage dans la configuration de surfacage génère des surfaces par travail d'enveloppe ainsi que par travail de forme. Le profil de la surface, généré entre deux passages de dent, est donné par le tracé de la forme de la plaquette. Par conséquent, le profil de l'outil doit être parfaitement connu pour calculer les épaisseurs et sections coupées. Dans la plupart des cas, trois types de profil communs sont retrouvés :

- Les profils cylindriques : Avec un rayon de bec faible devant l'épaisseur de copeau et sans inclinaison d'arête ;
- Les profils coniques : Avec un angle d'inclinaison d'arête  $\kappa_r$  ( $^\circ$ ) ;
- Les profils toriques : Avec un rayon de bec  $r_\epsilon$  (mm) supérieur à l'engagement axial  $a_p$ .

La topologie de la surface générée ainsi que la direction des efforts dans le plan de référence Pr sont directement tributaires de la forme de la plaquette utilisée, comme montré en **Figure 130**.

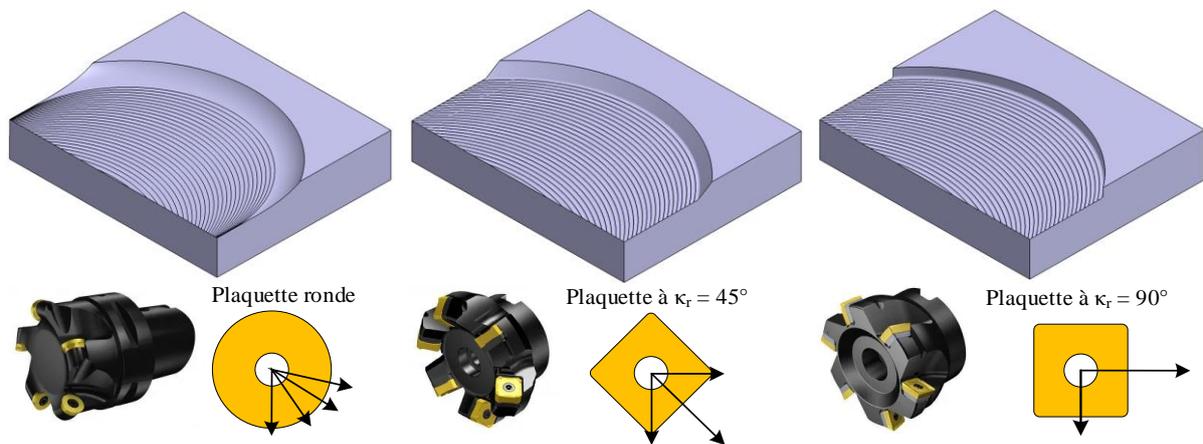


Figure 130. Topologie et orientation des efforts pour trois types de plaquettes (Source – Sandvik)

Il n'est alors plus possible de représenter le modèle dans le plan. Une modélisation en trois dimensions est nécessaire et un nouveau paramètre, noté  $\kappa_r$  doit être introduit. C'est l'angle de direction d'arête en travail et correspond, dans le système de l'outil en main, à l'angle entre le plan d'arête  $P_s$  et le plan de travail conventionnel  $P_f$ , mesuré dans le plan de référence  $P_r$ , comme le montre la **Figure 131**. Dans tous les cas, la plaquette présente un rayon de bec plus ou moins important. Dans la démarche de calcul des épaisseurs et sections coupées, c'est le cas d'un outil torique, avec un rayon de plaquette supérieur à l'engagement axial de l'outil  $a_p$  qui sera développé dans ces travaux, puisque ce type d'outil est le plus représentatif des opérations de surfacage en finition pour l'alliage Ti-6Al-4V dans le cas d'Airbus.

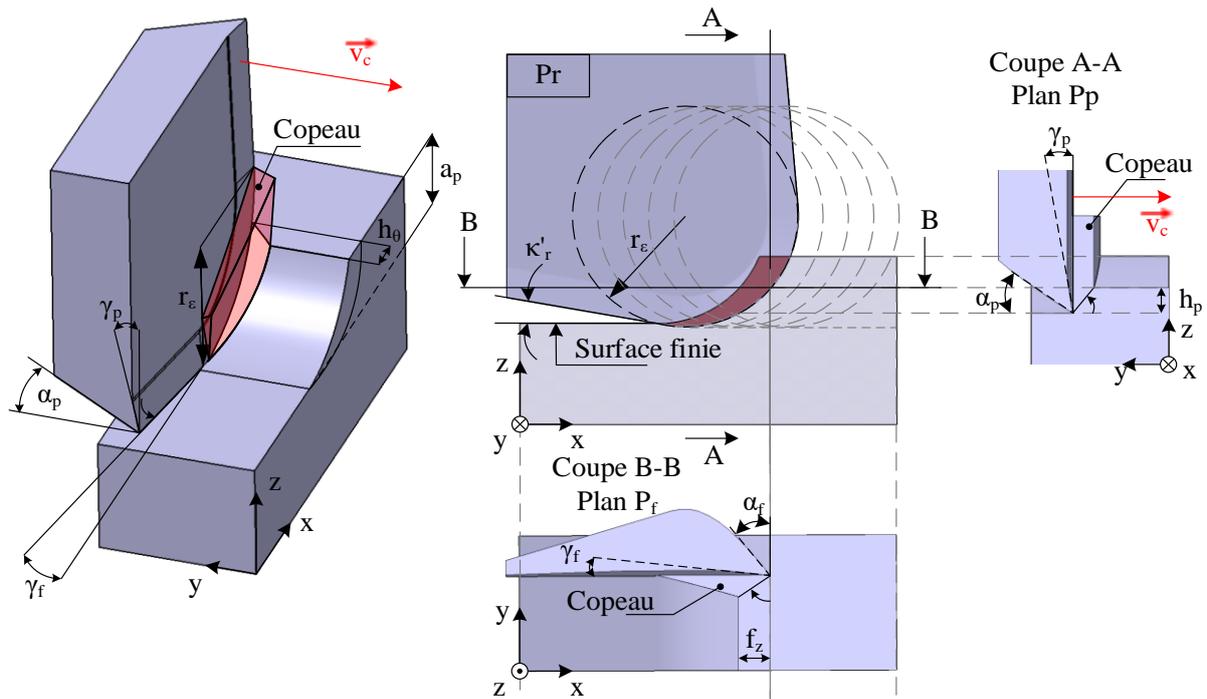


Figure 131. Cinématique du surfacage. Cas d'un outil torique

La topologie du copeau est un morceau de tore tel que le montre la **Figure 132**. La rotation autour de l'axe Z de l'outil est repérée par le paramètre angulaire  $\theta$ . Les zones du « copeau minimal » se trouvent donc, si l'engagement radial  $a_e$  est égal au diamètre effectif de l'outil, aux entrées et sorties de matière.

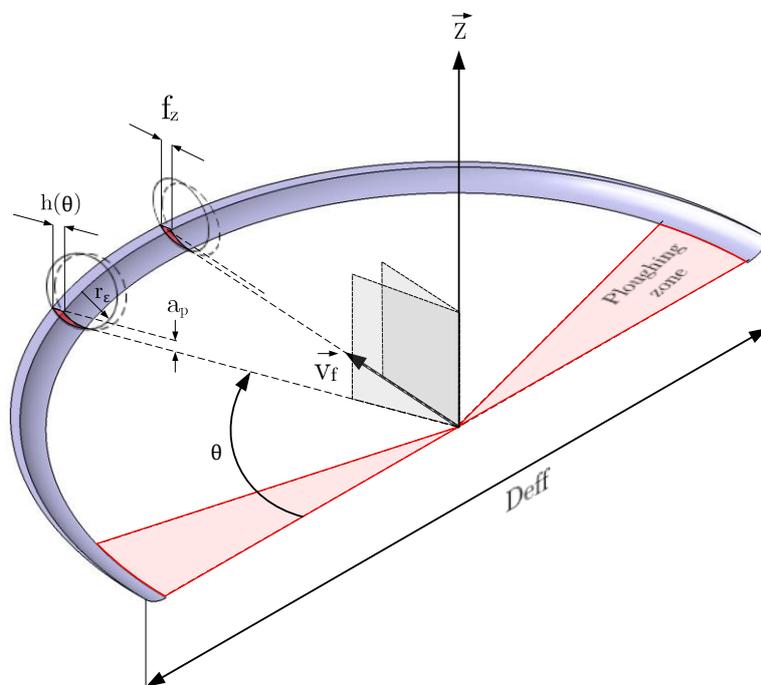


Figure 132. Génération du copeau en portion de tore

#### 4.2.2 Calcul de l'épaisseur de copeau et discrétisation de l'arête

Du fait de la géométrie circulaire de l'outil, l'épaisseur de copeau évolue d'une part suivant la rotation d'outil autour de son axe Z, d'où l'épaisseur de copeau notée  $h_\theta$ , et d'autre part en fonction de l'altitude Z, repérée par la rotation autour du cercle  $r_\epsilon$  et notée  $h_\psi$ , comme le montre la **Figure 133**.

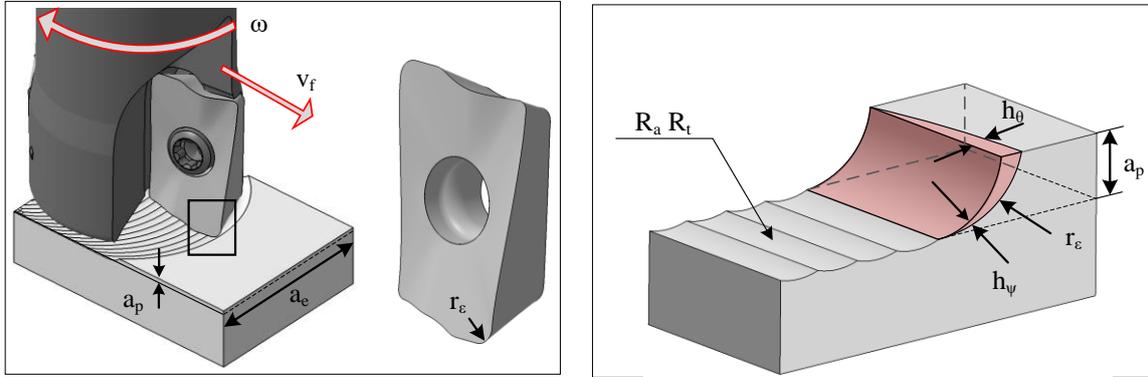


Figure 133. Cinématique du surfacage avec plaquette à rayon

L'angle d'entrée en matière dans le plan Pr est donné par l'**Eq. 129**, faisant intervenir le rayon de bec et l'engagement axial de l'outil.

$$\psi_{st} = \arccos\left(1 - \frac{a_p}{r_\epsilon}\right) \quad \text{Eq. 129}$$

En considérant un modèle de cercle, l'angle de sortie  $\psi_{ex}$  est donné par l'**Eq. 130**.

$$\psi_{ex} = \arcsin\left(-\frac{f_z}{2r_\epsilon}\right) \quad \text{Eq. 130}$$

La longueur de copeau suivant l'abscisse curviligne décrite par le paramètre  $\psi$  est notée  $L_{c,\psi}$  et est calculée avec l'**Eq. 131**.

$$L_{c,\psi} = r_\epsilon(\psi_{st} - \psi_{ex}) \quad \text{Eq. 131}$$

L'évolution de l'épaisseur de copeau en fonction du paramètre angulaire  $\theta$  est donc donné par l'**Eq. 132**, qui dépend de l'avance à la dent et du rayon effectif de l'outil  $R_{eff}$  décrit dans l'**Eq. 133**.

$$h_\theta(\theta, R, f_z) \approx R_{eff} + f_z \sin \theta - \sqrt{R^2 - (f_z \cos \theta)^2} \quad \text{Eq. 132}$$

$$R_{eff} = R - r_\epsilon + \sqrt{r_\epsilon^2 - (r_\epsilon - a_p)^2} \quad \text{Eq. 133}$$

L'illustration de la variation de l'épaisseur de copeau  $h_\theta$  est schématisée en **Figure 134**.



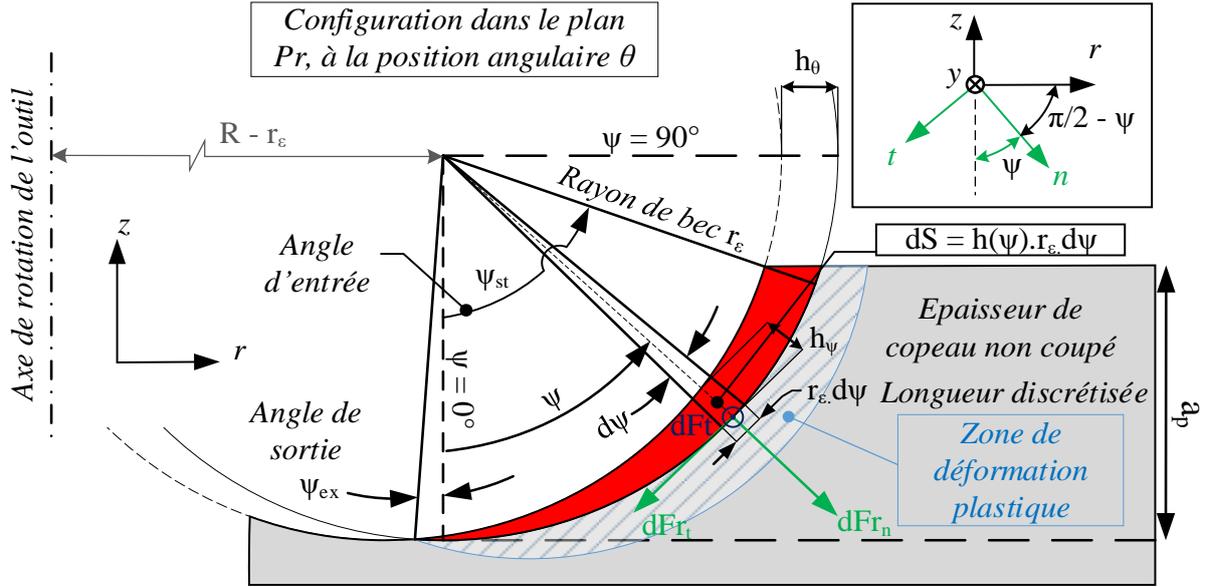


Figure 135. Evolution de l'épaisseur  $h_\psi$  dans le plan  $Pr$

La projection des efforts locaux dans le repère de l'outil, c'est-à-dire pour déterminer l'effort radial de l'outil sur la pièce  $F_r$  et l'effort axial de l'outil sur la pièce  $F_z$ , est déterminée grâce à l'Eq. 136.

$$\begin{cases} dF_r = dF_{r_n} \sin \psi - dF_{r_t} \cos \psi \\ dF_z = dF_{r_n} \cos \psi + dF_{r_t} \sin \psi \end{cases} \quad \text{Eq. 136}$$

### Loi de coupe empirique pour la discrétisation d'arête

La loi de coupe utilisée dans ce présent mémoire est une loi empirique prenant en compte cinq coefficients, comme décrit par (Toubhans et al., 2020).

$$\begin{cases} dF_{t,i} = (Kt_c \cdot h_i + Kt_e) r_\epsilon \cdot d\psi \\ dF_{r_n,i} = (Kr_{n,c} \cdot h_i + Kr_{n,e}) r_\epsilon \cdot d\psi \\ dF_{r_t,i} = (Kr_{t,c} \cdot h_i \cdot \eta_i) r_\epsilon \cdot d\psi \\ \eta_i = \psi_{cf} - \psi_i \\ \psi_{cf} = \frac{\int_{\psi_{ex}}^{\psi_{st}} \psi \cdot h_\psi d\psi}{\int_{\psi_{ex}}^{\psi_{st}} h_\psi d\psi} \end{cases} \quad \text{Eq. 137}$$

Avec :

- $\psi_{cf}$  (rad), un scalaire définissant le barycentre, ou position angulaire de l'épaisseur moyenne de copeau de la section coupée ;
- $\eta_i$  (rad), la distance entre la position angulaire  $\psi_i$  d'évaluation et le barycentre  $\psi_{cf}$  ;
- $r_\epsilon \cdot d\psi$  (mm), la longueur élémentaire ou longueur des éléments discrétisés.

Finalement, les efforts dans le repère tournant de l'outil sont calculés avec l'Eq. 138.

$$\left\{ \begin{array}{l} F_t = \sum_{i=1}^{N_\psi} dF_{t,i} \\ F_r = \sum_{i=1}^{N_\psi} dFr_{n,i} \sin \psi_i - dFr_{t,i} \cos \psi_i \\ F_z = \sum_{i=1}^{N_\psi} dFr_{n,i} \cos \psi_i + dFr_{t,i} \sin \psi_i \end{array} \right. \quad \text{Eq. 138}$$

Il peut être remarqué que l'effort de coupe  $F_t$  n'est pas lié aux efforts radiaux et normaux ( $F_r$  et  $F_z$ ), alors que ces derniers sont une combinaison des efforts élémentaires  $dFr_n$  et  $dFr_t$  dans le plan  $Pr$ . Cela signifie que la mesure du couple à la broche ou de la puissance consommée ne donne pas de renseignement sur les efforts  $F_r$  et  $F_z$ . Ce fait sera mis en évidence expérimentalement à la **section 4.2.3.3**.

### 4.2.3 Etude de la fatigue mécanique des surfaces en surfaçage

L'objectif de cette étude est de quantifier la limite d'endurance d'éprouvette de Ti-6Al-4V réalisée par procédé d'usinage en surfaçage. La tenue en fatigue est testée en flexion 4 points.

#### 4.2.3.1 Dispositif de flexion quatre points

Le dispositif de flexion 4 points est schématisé sur la **Figure 136(a)** et la section de l'éprouvette est schématisée en **Figure 136(b)**. Les dimensions des éprouvettes ont été mesurées avant chaque essai afin d'en déterminer le moment quadratique  $I_{Gy}$  ainsi que le centre de gravité. Les chanfreins de la surface étudiée mesurent 0.6 mm, et sont réalisés en fin d'usinage (i.e. post surfaçage). Ils permettent de retirer la bavure créée par le surfaçage de la surface d'étude. La zone de calibrée est donc située sur la face opposée aux rouleaux distants de 61 mm et exerçants un effort total  $F$  (N). Ce montage permet donc de générer une sollicitation en flexion pure dans cette zone.

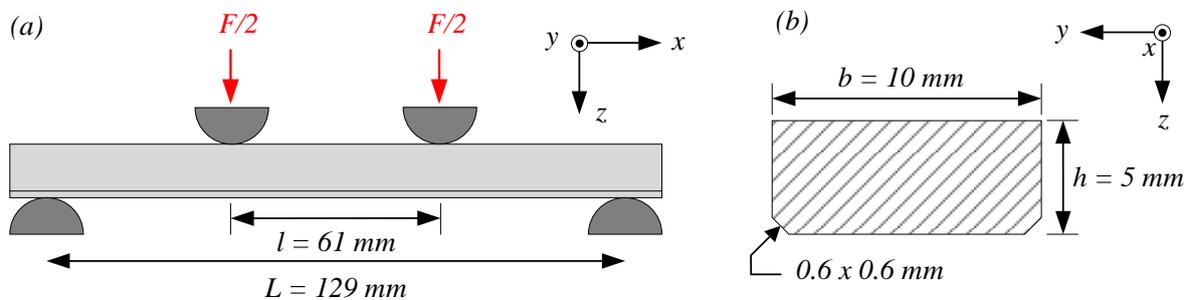
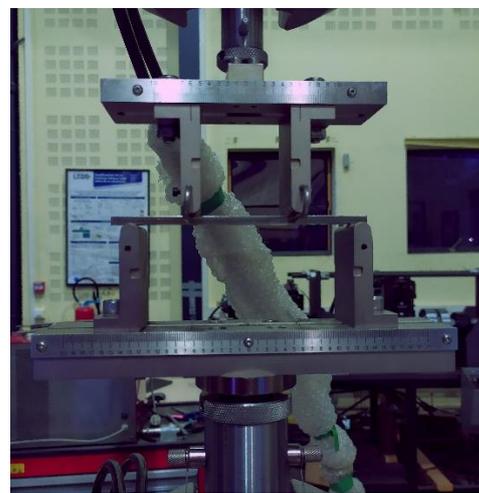


Figure 136. (a) Schéma de l'essai de flexion 4 points ; (b) section de l'éprouvette

La machine utilisée pour réaliser les essais est une machine de fatigue servo-hydraulique axial/torsion présentée en **Figure 137(a)**. Elle dispose d'un couple maximal de  $\pm 250 \text{ N.m}$  et d'un angle de rotation de  $270^\circ$ . L'effort axial maximal est de  $\pm 25 \text{ kN}$  avec une course de vérin de 50 mm. Le montage expérimental d'un essai est illustré en **Figure 137(b)**.



(a)



(b)

Figure 137. (a) Machine de fatigue ; (b) Dispositif de flexion 4 points

Tous les essais ont été réalisés à une fréquence de sollicitation de 7 Hz et avec un rapport de charge  $R = 0.1$ , afin que la surface d'étude soit toujours sollicitée en traction durant les essais.

Afin de comprendre la répartition des contraintes lors des essais de flexion quatre point, une simulation est mise en œuvre et présentée en **Figure 138**. La **Figure 138(a)** montre l'évolution en fonction du temps de l'effort axial  $F_z$  imposé par les rouleaux sur l'éprouvette. Dans cet exemple, la force maximale est de 3500 N et une réserve de charge de 350 N est maintenue, de par le ratio  $R = 0.1$ . La contrainte maximale est donc atteinte sur la surface d'étude de la **Figure 138(b)** et est toujours en traction.

La **Figure 138(c)** illustre la répartition des contraintes normales, suivant l'axe  $x$  donc, en fonction de l'épaisseur de l'éprouvette, la surface d'étude étant repérée par la valeur de 0 mm et la face opposée par la valeur de 5 mm, qui est en compression. Du fait du caractère elastoplastique du Ti-6Al-4V $\alpha\beta$ , dont on rappelle que la limite d'élasticité est de 880 MPa et la contrainte de début d'endommagement macroscopique de 950 MPa (Cf. **Chapitre 1**), la contrainte maximale en peau ne peut dépasser cette dernière valeur. A partir du moment où la contrainte de VonMises dépasse le seuil de 880 MPa, il y a plastification. Il en résulte une tangence dans la répartition des contraintes en peau, avec une valeur de contrainte maximale  $\sigma_{xx}$  de 907 MPa, comme montrée en **Figure 138 (c)**.

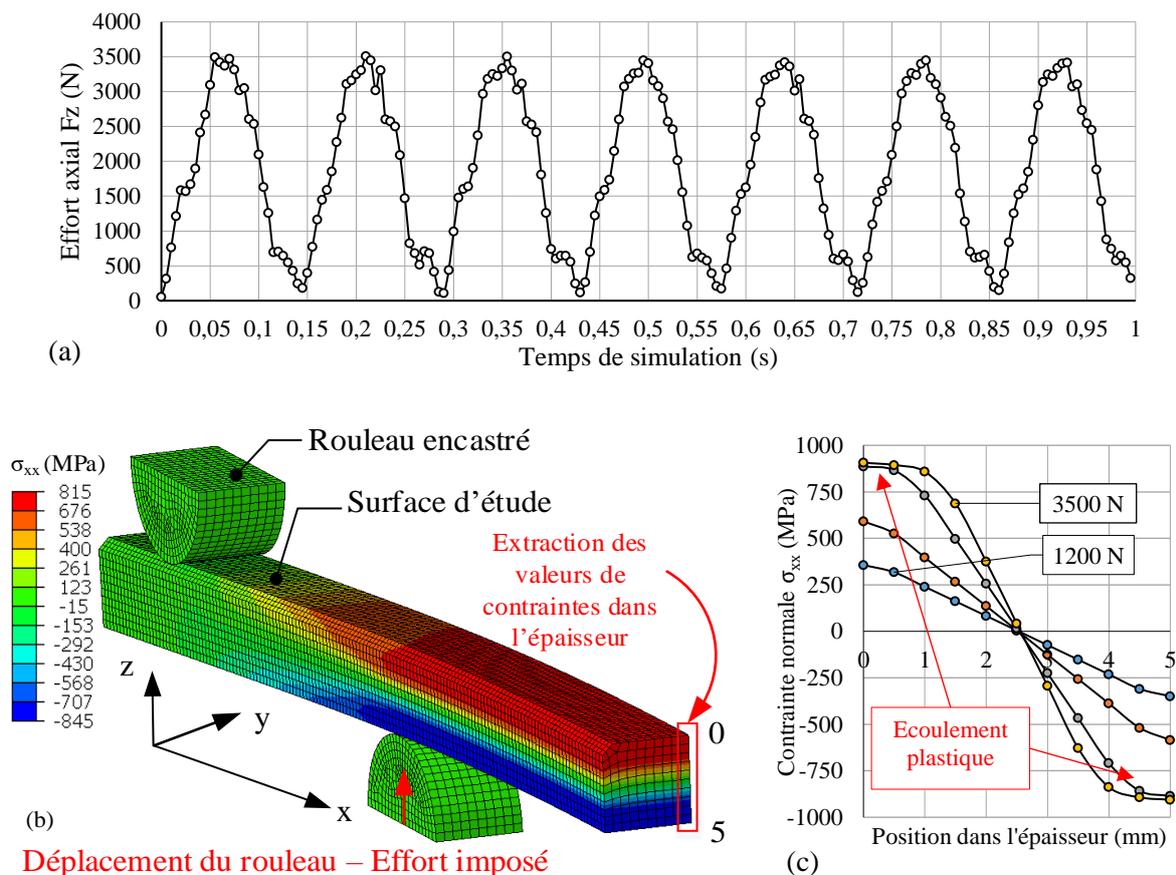


Figure 138. (a) Simulation de l'effort axial  $F_z$  imposé par les rouleaux sur l'éprouvette – (b) Schématisation de la simulation – (c) Répartition des contraintes normale  $\sigma_{xx}$  (MPa) dans l'épaisseur de l'éprouvette en fonction du chargement

Dans la suite de cette étude, les courbes « contraintes-nombre de cycles », où courbes de « Wöhler », afficheront des valeurs de contraintes supérieures à la contrainte de début d'endommagement macroscopique, ce qui n'a pas de sens physique, mais qui s'explique par le fait que la contrainte est calculée au travers d'un modèle purement élastique, et non élastoplastique comme présenté ci-dessus. Il est donc important de préciser que la manière dont la contrainte est calculée est un aspect crucial, car elle peut conduire à des résultats différents en fonction des méthodologies utilisées pour la calculer (modèle élastique, théorie des poutres, mesure par jauges de déformations, etc.).

#### 4.2.3.2 Plan d'expériences et réalisation des pistes d'essais

Plusieurs conditions de coupe sont testées afin d'évaluer l'impact des conditions de coupe sur l'endurance en fatigue de la surface usinée. L'outil utilisé est une fraise à plaquette R390 de diamètre 16 mm du fabricant Sandvik.

Les plaquettes utilisées sont des plaquettes R390-11 T3 08E KL H13A, avec la particularité d'être non revêtue. Leurs grandeurs géométriques, non fournies par le fabricant, ont été mesurées avec un microscope de reconstruction en trois dimensions Alicona, comme le montre la **Figure 139(a)**. En l'occurrence, elles ont un rayon de bec  $r_\epsilon = 0.8$  mm, un angle de coupe  $\gamma_n = 10^\circ$  et un angle de dépouille  $\alpha_n = 10^\circ$ . Le rayon d'acuité d'arête varie entre 15  $\mu\text{m}$  et 20  $\mu\text{m}$  pour l'ensemble des plaquettes utilisées pour les essais, soit une vingtaine de plaquettes.

L'outil est monté dans un capteur rotatif dynamométrique Kistler 9170A, comme le schématise la **Figure 139(b)**, dans une pince de précision ER32 de diamètre 16 mm. Le capteur rotatif est monté en broche avec un attachement HSK 63.

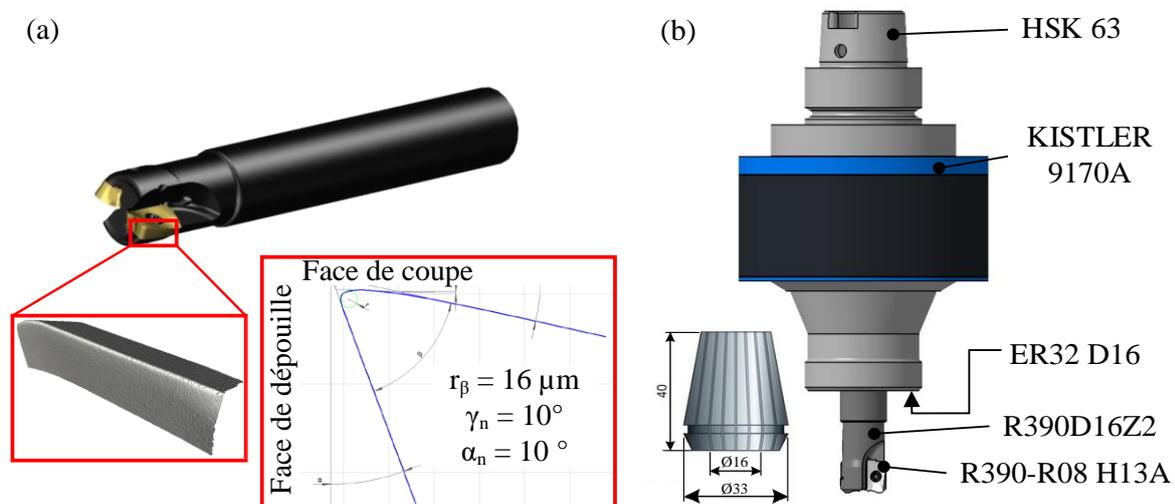


Figure 139. (a) Mesure de l'arête de coupe - (b) Outil assemblé et dispositif de mesure d'effort dynamométrique Kistler

Les conditions opératoires sont décrites dans le **Tableau 31**. Les conditions A et B ont des conditions cinématiques différentes en terme de vitesse de coupe ainsi que d'avance à la dent, mais ont en commun un dépinçage de  $0.36^\circ$  autour de l'axe Y, permettant de supprimer l'interférence de la dent arrière durant l'usinage, comme montré en **Figure 140(a)** pour la condition C et en **Figure 140(b)** pour la condition A. L'inconvénient du talonnage à l'arrière de l'outil, pour la condition C donc, est qu'il induit une zone de frottement supplémentaire qui génère de la chaleur par frottement, et que dans ce cas, les calories générées ne peuvent être

évacuées que dans l'outil et la pièce, faute d'épaisseur de copeau suffisante. Ce phénomène est largement détecté puisque les efforts normaux à la surface sont augmentés. Néanmoins, la direction des efforts étant orthogonale à la vitesse de coupe, la détection du talonnage à l'arrière de l'outil n'est pas mesurable avec la puissance à la broche.

Conditions	$v_c$ (m/min)	$f_z$ (mm/rev-Z)	$a_p$ (mm)	$a_e$ (mm)	Dépinçage (°)	Nombre d'essais
K	60	0.10	0.50	10	0.36°	15
L	100	0.25	0.50	10	0.36°	15
M	60	0.10	0.50	10	0°	25

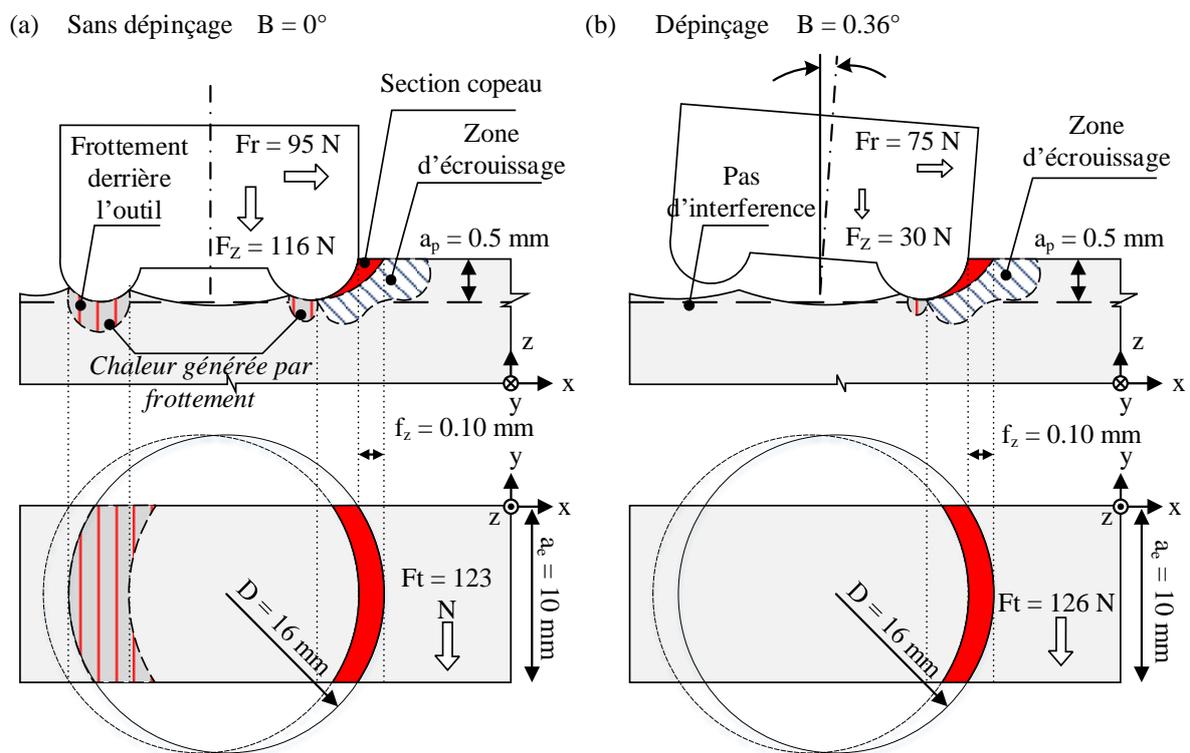


Figure 140. (a) Condition M – sans dépinçage ; (b) Condition K – avec dépinçage

### 4.2.3.3 Résultats du cas de chargement mécanique

Les efforts enregistrés par le capteur dynamométrique rotatif sont montrés dans les **Figures 141(a)(b)(c)**, avec une fréquence d'acquisition de 10 kHz. Dans ces figures, les efforts sont superposés sur une trentaine de révolutions et moyennés d'après la technique de filtrage présentée dans le **Chapitre 3**.

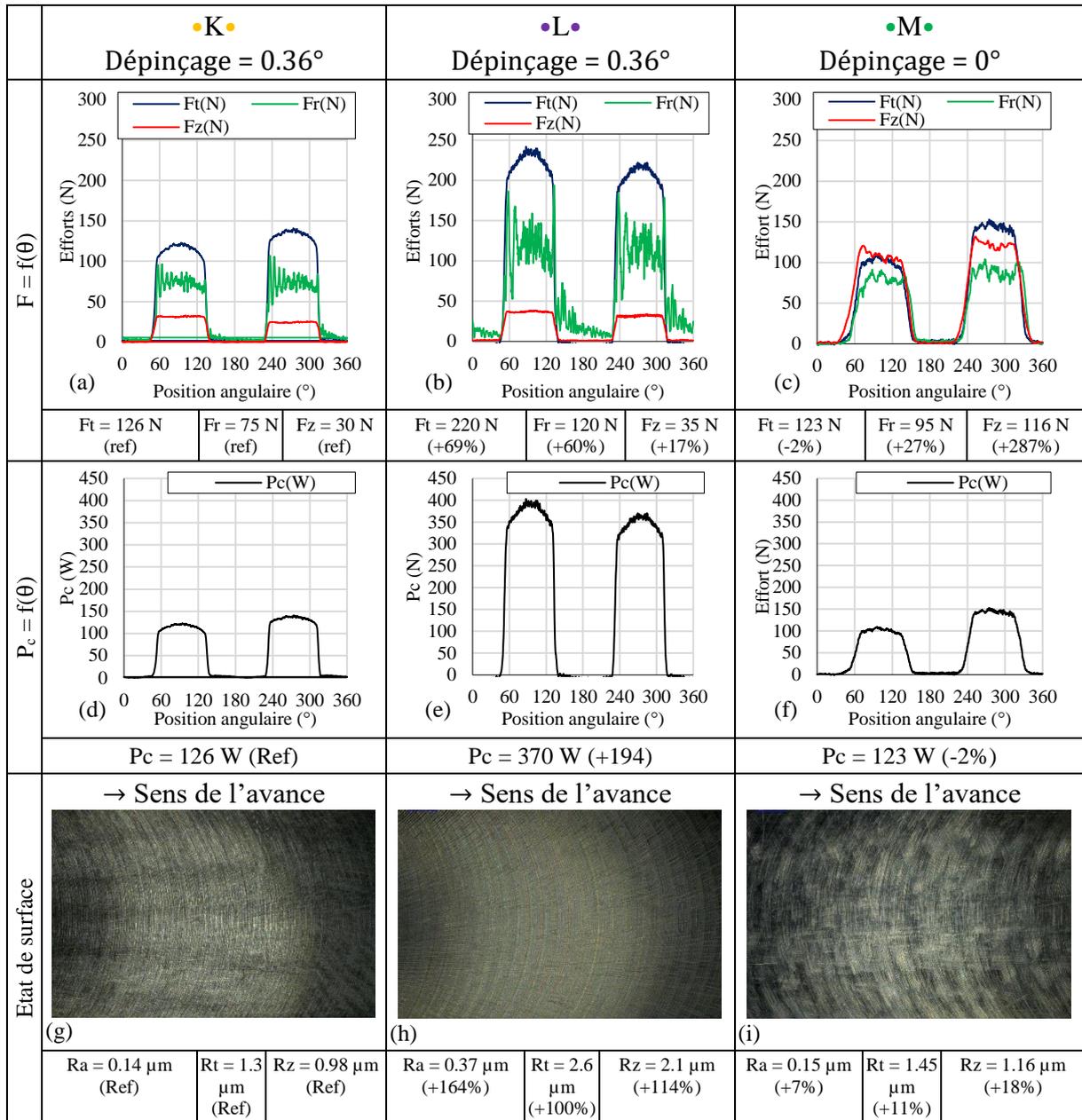


Figure 142. (a) (b) & (c) : Efforts de surfacage mesurés dans le repère outil – (d) (e) & (f) – Puissance de coupe mesurée  $P_c$  (W) – (g)(h)&(i) Photographie de la topographie de surface

En prenant pour référence la condition de coupe K, l'effort tangentiel moyen de coupe  $F_t$  est de 126 N, l'effort radial moyen  $F_r$  de 75 N et l'effort axial moyen normal à la surface  $F_z$  est d'environ 30 N. La puissance de coupe est ici le produit scalaire de l'effort de coupe et de la vitesse de coupe, soit 126 W pour la condition K. En comparaison, pour la condition M qui possède les mêmes paramètres cinématiques, l'effort normal à la surface  $F_z$  est augmenté de +287% à cause de l'effet de talonnage à l'arrière de l'outil. Néanmoins, les efforts  $F_z$  étant

orthogonaux à la vitesse de coupe, les efforts de coupe  $F_t$  sont inchangés (-2%), comme le montre le monitoring en puissance des **Figures 143(d)(f)**. Il en résulte cependant une augmentation des efforts radiaux  $F_r$  (+27%), due au frottement de l'arête de coupe sur la surface.

Pour la condition L, l'avance à la dent est augmentée de +150% (0.1 mm/rev-Z à 0.25 mm/rev-Z). Les efforts de coupe de la condition L n'augmentent pas proportionnellement à l'avance à la dent. En effet, les efforts tangentiels augmentent de +69%, les efforts radiaux augmentent  $F_r$  de +60% et l'effort normal à la surface  $F_z$  augmente de +17%. Ceci indique que les efforts normaux à la surface sont peu sensibles à l'augmentation de l'épaisseur de copeau, et donc de l'avance. Un point important est que pour cette condition L, la vitesse de coupe est augmentée de 67% (60 m/min à 100 m/min).

La topographie de surface est illustrée dans les **Figures 144(f)(g)(h)** en vue de dessus, les photographies étant prises avec un microscope Keyence. Dans ces figures, l'outil se déplace de gauche à droite. Les stries d'usinage montrent que pour les conditions K et L, l'outil ne travaille que sur la partie avant, contrairement à la condition sans dépinçage (condition M) où les stries d'usinage montrent que c'est l'arrière de l'outil qui donne la topographie finale de la surface.

Les mesures de rugosité sont effectuées longitudinalement et transversalement à la section, comme présenté en **Figure 145**. L'état de surface est ici principalement dépendant de l'avance à la dent  $f_z$  et du rayon de bec  $r_\epsilon$ .

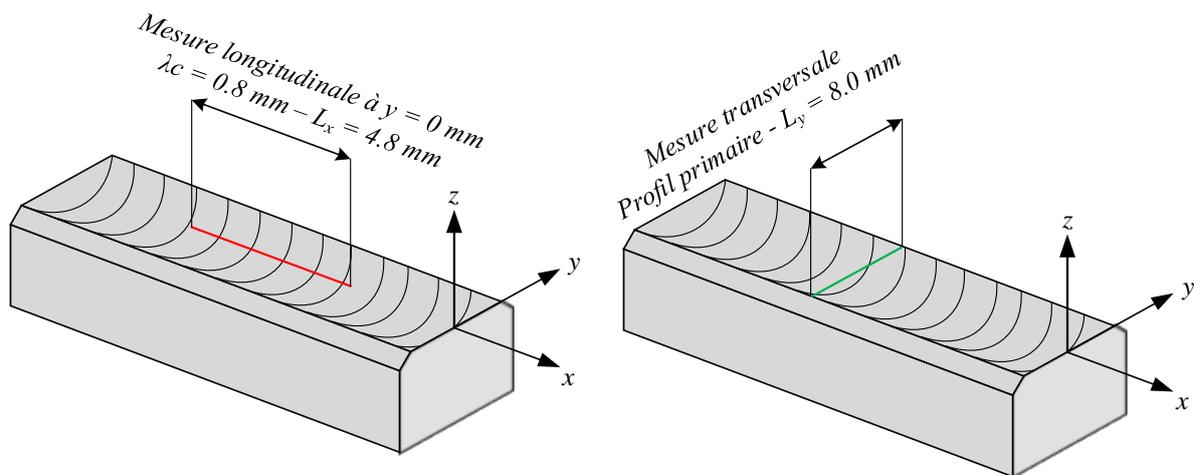
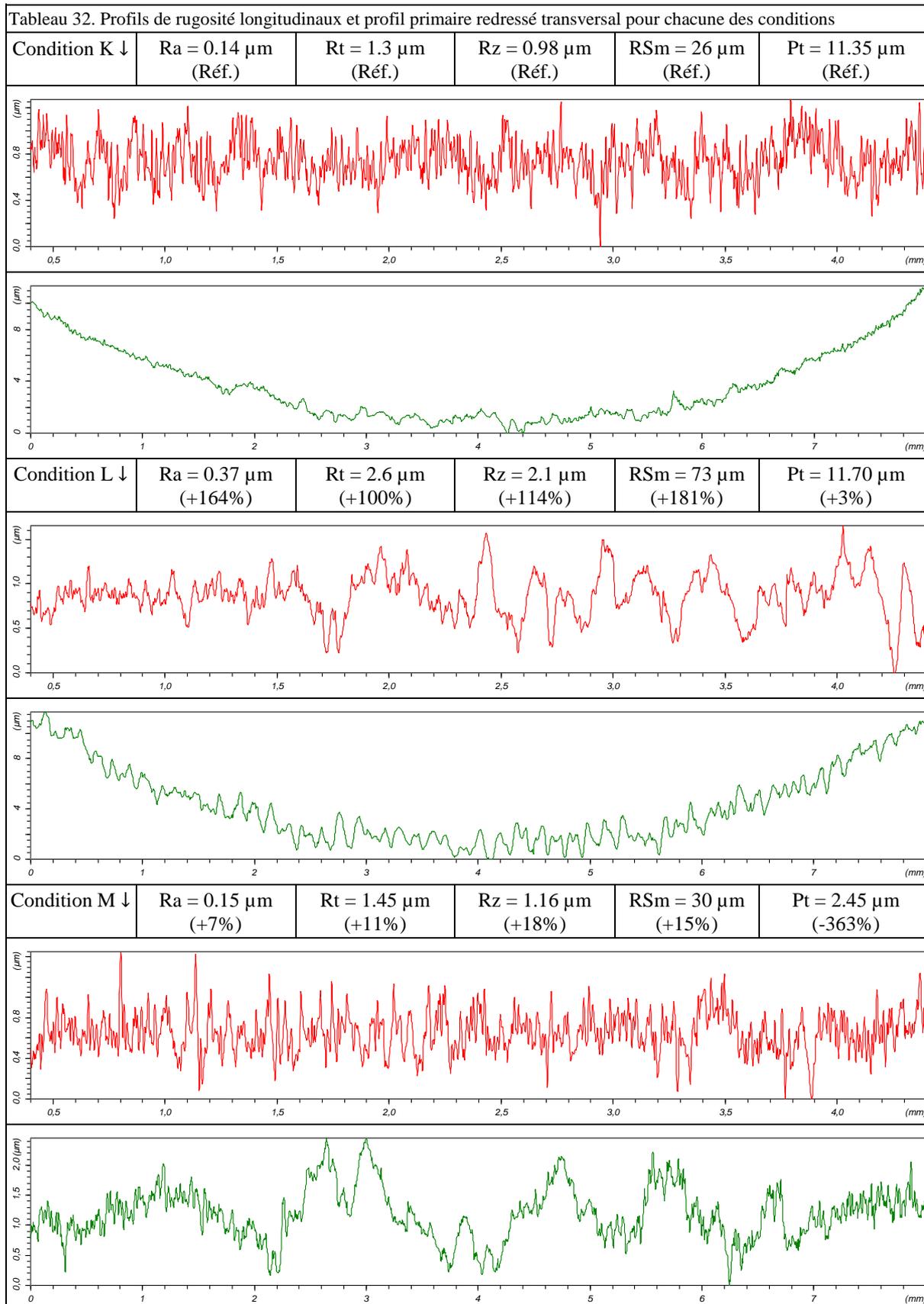


Figure 145. Illustration anamorphosée du sens de la mesure de rugosité dans le sens longitudinal et transversal

L'analyse des profils de rugosité longitudinaux et des profils primaires donnés dans le **Tableau 32** montre qu'il n'existe pas de différence significative de rugosité entre la condition K et M. Pour ces deux conditions, le dépinçage produit une erreur de tolérance de planéité de l'ordre de  $11 \mu\text{m}$  sur une distance de 8 mm. En effet, en dépinçant l'axe de révolution de l'outil, l'intersection entre la surface et le profil d'outil décrit une ellipse, correspondant à l'intersection d'un plan avec un cylindre incliné. Néanmoins, ce défaut de forme ajoute une profondeur axiale supplémentaire de  $11 \mu\text{m}$ , soit une augmentation de 2%, ce qui n'est pas significatif pour engendrer une augmentation d'effort de coupe. La condition L est la plus défavorable, puisque la rugosité arithmétique est augmentée de +164% par rapport à la condition K.



Enfin, les courbes de Wöhler donnent l'abattement en fatigue induit par les conditions K, L et M. Elles sont regroupées dans la **Figure 146**. La contrainte maximale à 100.000 cycles est prise

comme critère d'abattement en fatigue. Les courbes sont modélisées par une loi empirique de type puissance, comme décrit en **Eq. 139**.

$$\sigma = a \cdot N^b \quad \text{Eq. 139}$$

La condition K, tracé en jaune, est la condition induisant le maximum de résistance à la fatigue oligocyclique avec une limite d'endurance de 1053 MPa. La condition L, tracée en mauve, avec une avance et une vitesse de coupe augmentée, introduit un abattement en fatigue de 7% par rapport à la condition de référence. La condition M est la plus défavorable, avec un abattement en fatigue de 13% par rapport à la condition A.

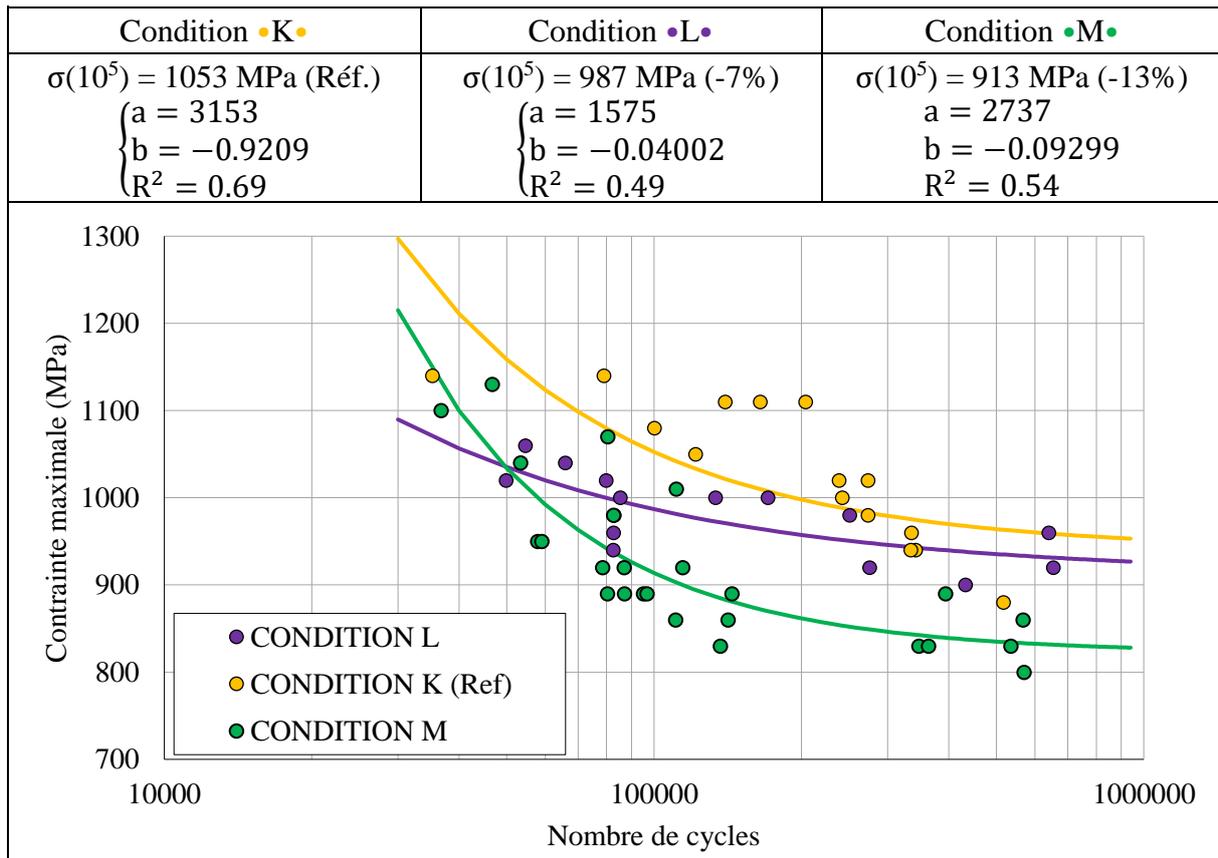


Figure 146. Comparaison des courbes de Wöhler pour les conditions K, L et M

Ici, il est rappelé que les conditions K et L ont les mêmes puissances de coupe, mais un comportement en fatigue différent. Il n'est donc pas possible d'établir un lien bijectif entre un signal de puissance de coupe mesuré et une limite d'endurance. Aussi, la rugosité est quasiment identique pour les conditions K et M, ce qui exclut l'effet de l'état de surface sur l'abattement en fatigue. En l'occurrence, l'unique différence est la signature mécanique induite par le dépinçage de l'axe de l'outil, qui provoque une interférence derrière l'outil. Pour la condition L, l'abattement en fatigue peut être dû à l'augmentation de la vitesse de coupe, générant plus de chaleur aux interfaces entre la surface et l'outil, ainsi que la dégradation de la rugosité par augmentation de l'avance à la dent.

Des mesures supplémentaires, notamment de contraintes résiduelles, doivent accompagner l'étude pour lever les indéterminations quant à l'effet des paramètres opératoires sur l'abattement en fatigue des surfaces.

### 4.3 Nouvelle méthodologie de mesure de contraintes résiduelles pour l'étude de l'intégrité des surfaces usinées

Le dispositif STREAM (residual **ST**ress measurement through **REl**axation **M**ethod) est un dispositif de mesure de profil de contraintes résiduelles par méthode de relaxation, c'est-à-dire que le profil de contrainte est calculé par mesure direct de la déformation de l'échantillon. Il a été développé par le M. Frédéric ROSSI, Mcf., à l'ATELIER ROSSI situé à Salornay (71250).

Contrairement à la mesure de contraintes par diffraction des rayons X conventionnelle, dont le principe est :

- de mesurer avec un détecteur, après bombardement de la surface par un faisceau de rayons X de longueur d'onde  $\lambda$ , l'inclinaison  $2\theta$  du faisceau incident (dont la valeur n'est pas unique, et le plus souvent représentée sous forme de diffractogramme) ;
- d'en déduire, avec, avec la loi de Bragg ( $2d \sin \theta = n \cdot \lambda$ ), la distance inter-réticulaire  $d$  correspondant à la plus courte distance entre deux plans d'une famille ;
- D'en déduire une contrainte élastique associée avec des lois de comportements dédiées.

La technique STREAM utilise la théorie des poutres avec une loi de comportement élastique, qui implique une relation linéaire entre la contrainte et la déformation.

#### 4.3.1 Dispositif expérimental

Cette technique est particulièrement intéressante pour des éprouvettes fines et élancées. Le montage du dispositif STREAM est schématisé en **Figure 147**. L'éprouvette est fixée dans un socle sur une extrémité et laissée libre de l'autre (en haut), avec une rallonge en aluminium ajoutée pour augmenter la longueur. Un capteur inductif de résolution inférieure à  $0.25 \mu\text{m}$  est utilisé pour mesurer le déplacement de l'éprouvette tout au long de l'essai. L'éprouvette est entièrement immergée dans une solution saline dont la concentration massique de NaCl est de 18%. Une plaque en acier inoxydable est déposée à environ 300 mm de l'éprouvette afin de jouer le rôle de cathode. Un générateur de courant continu délivre une intensité de 6A durant l'essai.

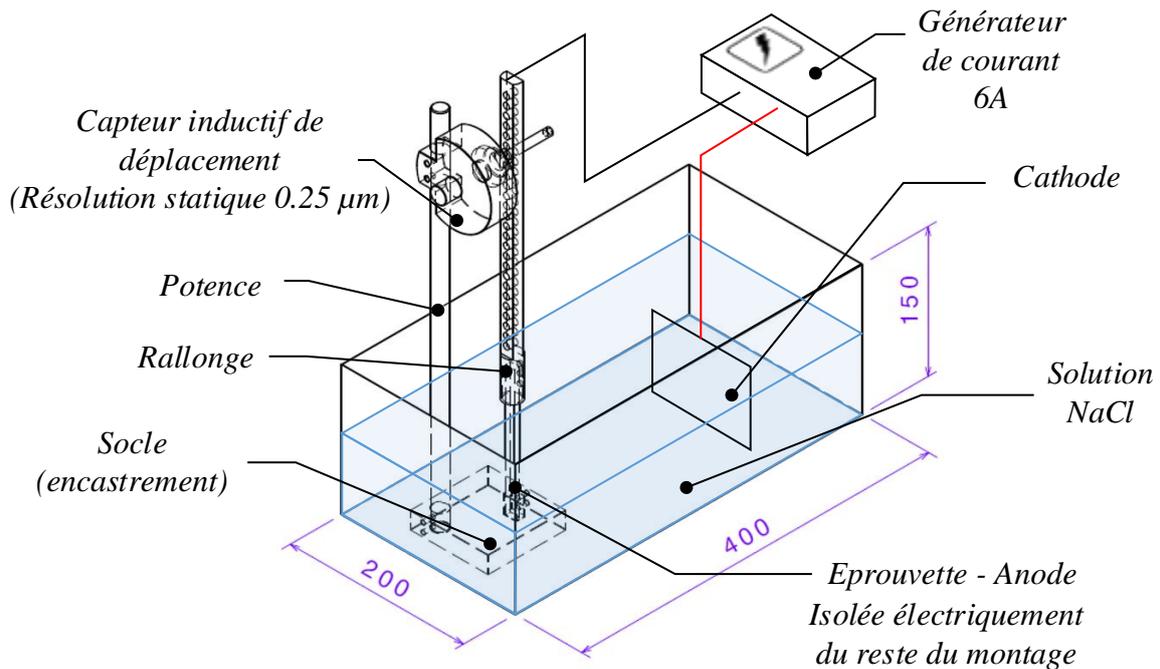


Figure 147. Montage du dispositif Stream (ATELIER ROSSI)

Lors du passage du courant, il se produit alors une attaque chimique de l'anode, donc de l'éprouvette, sur la face d'étude, comme le montre la **Figure 148(a)**.

Tout au long de l'attaque, l'éprouvette se déplace, du fait de l'enlèvement des couches successives sur la face d'étude, et la flèche est mesurée in-situ par le capteur inductif. Cette technique n'a jamais été utilisée auparavant dans la littérature, et permet d'augmenter considérablement la justesse et la répétabilité des mesures dans un temps réduit (inférieur à 45 min dans cette application). A noter qu'il n'est cependant pas possible d'arrêter, même brièvement, l'attaque électrolytique, sous peine de faire apparaître une couche de passivation sur la surface perturbant la mesure. Enfin, du fait de la géométrie de l'éprouvette, élançée suivant l'axe x, seule un profil de contrainte dans la direction x pourra être mesuré.

Les autres faces de l'éprouvette sont protégées par un revêtement de peinture permettant de les isoler électriquement, illustré en **Figure 148(b)**. La surface attaquée mesure 85 mm x 10 mm, comme exposé en **Figure 148(c)**, et la qualité de la surface obtenue dépend de la résistivité de

la solution chimique, de la distance entre l'anode et la cathode, ainsi que de la régulation en intensité.

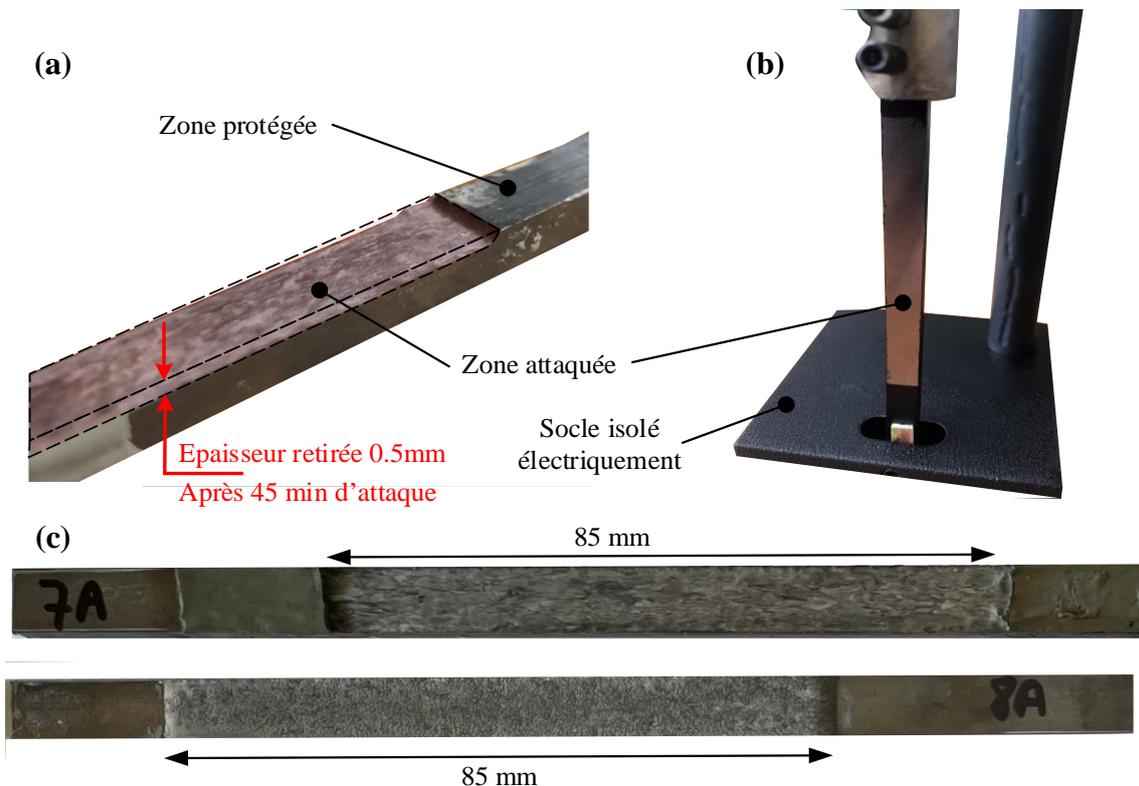


Figure 148. (a) Vue isométrique d'une éprouvette attaquée – (b) Eprouvette disposée verticalement dans le socle – (c) Vue de la face d'étude attaquée

#### 4.3.2 Modélisation de la déformation par relaxation

Le principe du calcul de la contrainte par mesure du déplacement de l'éprouvette nécessite d'établir une relation mathématique entre la contrainte et la déformation de l'éprouvette à chaque instant où une épaisseur de matière est retirée. Cette méthodologie est présentée en ANNEXE 2.

#### 4.3.3 Validation de la méthode analytique par méthode numérique

Afin de mettre en pratique le calcul analytique de la contrainte présenté en ANNEXE 2, il est possible de modéliser le phénomène de relaxation par enlèvement successif de couche avec une simulation numérique. Pour se faire, une simulation avec le solveur Abaqus est utilisée. L'éprouvette a une loi de comportement purement élastique ; elle est encastée sur 25 mm au point A puis un profil de contraintes est imposé dans l'épaisseur au STEP 0, comme montré en Figure 149.

STEP 0 : Etat initial

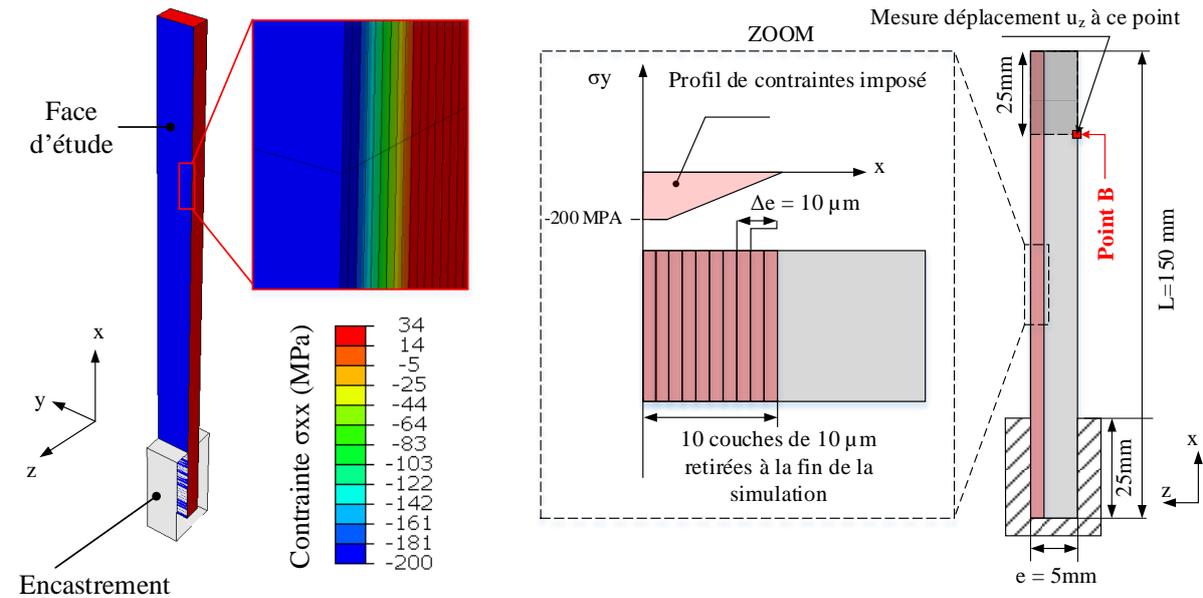


Figure 149. Schéma de principe de la simulation numérique

Au STEP 0 :

- Un profil de contrainte est imposé dans l'épaisseur sur 0.10 mm de profondeur, comme illustré dans la **Figure 150(a)**. Le profil a pour caractéristique une contrainte constante de - 200 MPa sur les premiers 0.020 mm, puis diminue linéairement jusqu'à 0.10 mm de profondeur où la contrainte  $\sigma_{xx}$  atteint la valeur de 0 MPa. Numériquement, l'éprouvette ne peut pas se déplacer, de la même manière que l'éprouvette ne peut pas se déplacer réellement puisque qu'elle se trouve bridée dans l'étau.

Au STEP 0' :

- Ce STEP correspond au débridage de l'éprouvette. A chaque étape du calcul, l'équation d'équilibre doit être vérifiée ( $\text{div } \bar{\sigma} = \bar{0}$ ), ce qui implique que l'éprouvette doit se déformer afin de satisfaire l'équation d'équilibre statique. Il en résulte une flèche de l'éprouvette de 0.106 mm (déformation post-usinage + débridage) et le profil de contraintes imposé au STEP 0 est modifié, comme montré en **Figure 150(b)**.

Un nouveau profil de contraintes après débridage est établi et est illustré en courbe grise de la **Figure 150(c)**, conjointement au profil de contraintes initial (STEP 0) en courbe rouge.

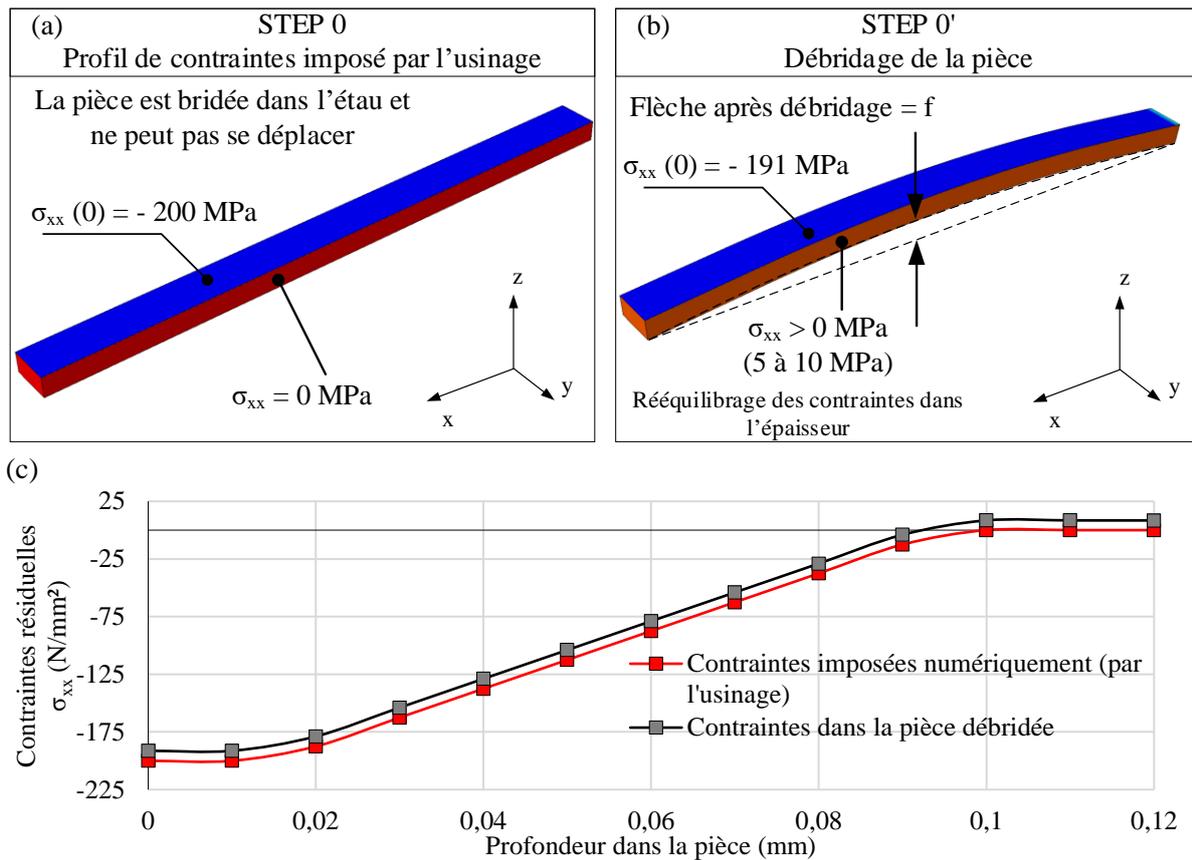


Figure 150. Profil de contraintes imposé dans la simulation

Pour les éprouvettes de faible section telles que celles utilisées dans ces travaux, les contraintes imposées par l'usinage ne sont donc pas les contraintes mesurées par méthode de la flèche. Il est nécessaire de prendre en compte la relaxation après débridage et le rééquilibrage des contraintes entre chaque enlèvement de matière. Ce phénomène de relaxation devient négligeable pour les éprouvettes de section importante, dont la mesure de contrainte par méthode DRX doit être privilégiée.

La **Figure 151(a)** montre l'évolution de la contrainte maximale en surface, ainsi que le déplacement du point B (la localisation du point B se trouve décrite en **Figure 149**), en fonction des STEP de la simulation. A chaque STEP, une épaisseur de 0.010 mm est retirée.

A mesure que des couches sont retirées, l'éprouvette se déplace dans le sens des Z positifs lorsque la couche retirée est en compression, comme le montre la **Figure 151(a)**. L'intensité du déplacement de l'éprouvette est modélisée avec des flèches et est l'image de la tangente à la courbe de déplacement de la **Figure 151(b)**.

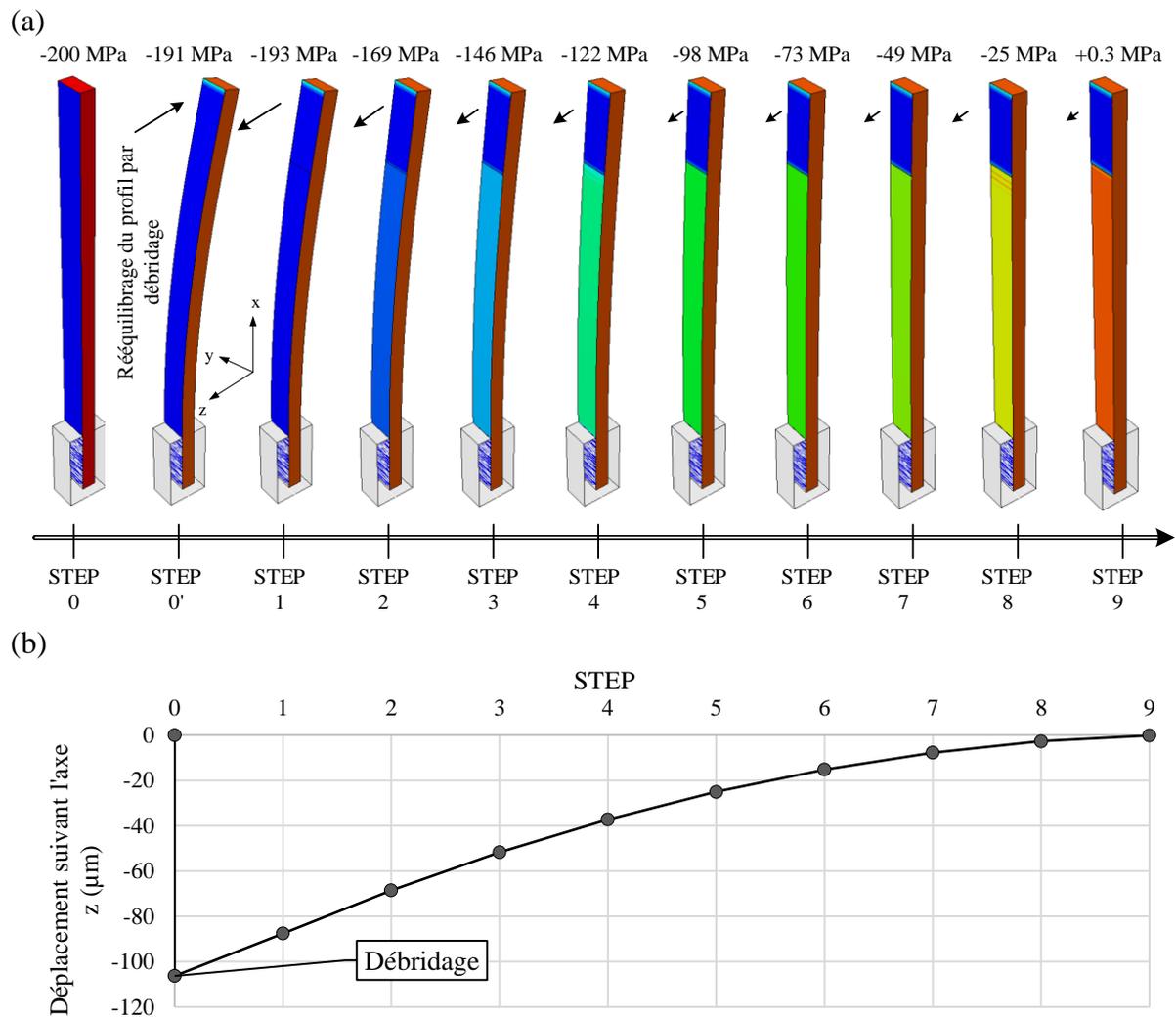


Figure 151. (a) Contraintes en surface des éprouvettes en fonction des STEP – (b) Déplacement du point B de l'éprouvette

Le calcul analytique de la contrainte est effectué avec l'Eq. 167 et avec  $L_{\text{ext}} = 0$  mm puisque la rallonge n'est pas modélisée. Dans cet exemple, les données numériques de déplacement sont utilisées pour le calcul analytique de la contrainte. La courbe analytique, la courbe de contrainte imposée en simulation et enfin la courbe simulée après débridage sont regroupées dans la **Figure 152**. La courbe analytique est quasiment superposée à la courbe numérique du profil de contraintes imposé, prouvant la robustesse de la méthode analytique. Celle-ci sera utilisée dans la section suivante dans un cas pratique expérimental.

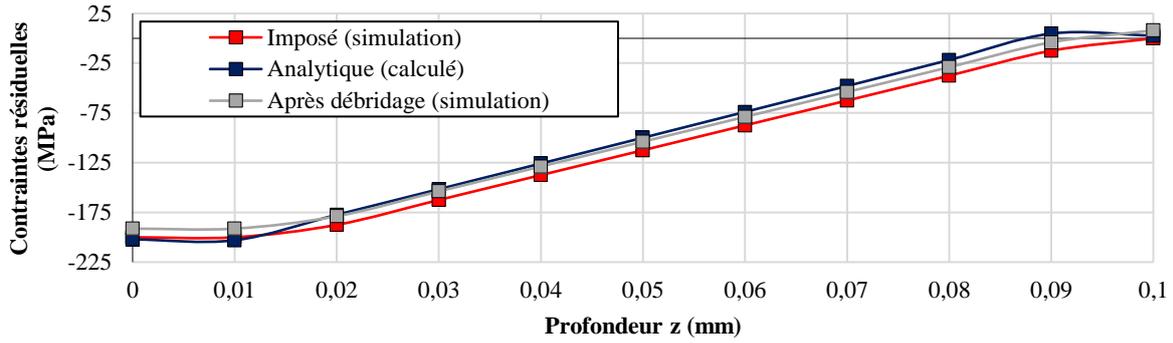


Figure 152. Superposition du profil de contraintes initial imposé en simulation (rouge) – Du profil de contraintes après débridage (gris) – Profil de contraintes calculé par méthode analytique (bleu)

#### 4.3.4 Influence de la vitesse de coupe et de l'avance à la dent sur l'état de surface et les contraintes résiduelles en surfacage

Le dispositif STREAM présenté dans la section précédente a été mis en application pour évaluer l'impact de la vitesse de coupe  $v_c$ , ainsi que de l'avance à la dent  $f_z$ , sur la génération de contraintes résiduelles d'éprouvettes de Ti-6Al-4V ( $\alpha$ - $\beta$ ) usinées en configuration de surfacage. Le plan complet d'expériences est résumé dans le **Tableau 33**. Trois niveaux d'avance à la dent et de vitesse de coupe ont été considérés. L'ensemble des essais est réalisé sans lubrification. La fraise utilisée est une fraise R390 D16 du fabricant Sandvik, avec deux plaquettes en carbure de grade H13A, non revêtues, comme présenté en **Figure 153**.



Figure 153. Configuration et paramètres opératoires utilisés pour l'usinage des éprouvettes en surfacage

L'épaisseur de copeau maximale est atteinte lorsque l'engagement angulaire  $\theta$  autour de l'axe Z est égal à  $\pi/2$ . Or, comme l'engagement axial (0.5 mm) est inférieur au rayon de bec (0.8 mm), sa valeur peut être approximée par la formule simplifiée de l'**Eq. 140**.

$$h_{\psi}^{\max} = 4f_z \sqrt{\frac{a_e}{D} \left(1 - \frac{a_e}{D}\right)} \sqrt{\frac{a_p}{D_p} \left(1 - \frac{a_p}{D_p}\right)} \quad \text{Eq. 140}$$

Avec  $D_p$  (mm) le diamètre du bec de la plaquette, égal à 1.6 mm, et  $D$  (mm) le diamètre de la fraise, égal à 16 mm. L'engagement radial  $a_e$  est pris égal à la valeur de la largeur de l'éprouvette, soit 9 mm.

Tableau 33. Plan d'expériences pour l'étude de la vitesse à la dent et de la vitesse de coupe sur l'état de surface et les contraintes résiduelles en surfacage du Ti-6Al-4V ( $\alpha$ - $\beta$ )					
Test N°	$v_c$ (m/min)	$f_z$ (mm/rev-Z)	$a_p$ (mm)	$h_{\psi}^{\max}$ (mm)	$a_e/D$ (%)
1	125	0.15	0.50	0.138	56
2	250	0.15	0.50	0.138	
3	375	0.15	0.50	0.138	
4	125	0.30	0.50	0.276	
5	250	0.30	0.50	0.276	
6	375	0.30	0.50	0.276	
7	125	0.45	0.50	0.414	
8	250	0.45	0.50	0.414	
9	375	0.45	0.50	0.414	

Les éprouvettes usinées sont, après usinage, mesurées avec un marbre rectifié présenté en **Figure 154** afin de quantifier leur défaut de planéité. La mesure s'effectue avec une colonne de mesure TESA micro-lite M600, qui a pour spécifications une erreur maximale tolérée de  $0.6 \mu\text{m}$  et une répétabilité  $2\sigma$  inférieure à  $1 \mu\text{m}$  sur arc. La force de palpage est de  $1.6 \pm 0.25 \text{ N}$ . Pour une poutre de hauteur  $z = 4 \text{ mm}$  et une largeur  $b = 9 \text{ mm}$ , la flèche maximale due à la force de palpage est d'environ  $26 \mu\text{m}$ .

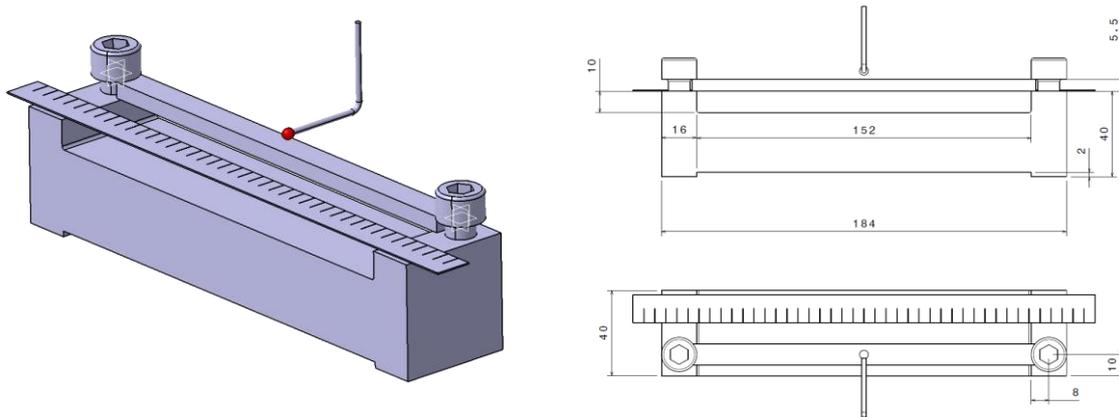


Figure 154. Marbre de mesure de déformation (défaut de planéité) post-surfacage

La **Figure 155** représente les défauts de planéité mesurés pour chaque éprouvette usinée. Les courbes en vert correspondent aux conditions usinées avec l'avance la plus faible, c'est-à-dire pour une avance à la dent  $f_z = 0.15 \text{ mm/rev-Z}$ . Les courbes jaunes correspondent quant à elles aux conditions usinées avec l'avance à la dent  $f_z = 0.30 \text{ mm/rev-Z}$ . Enfin, les courbes rouges correspondent aux conditions usinées avec l'avance à la dent la plus élevée, soit  $f_z = 0.45 \text{ mm/rev-Z}$ . Sans avoir à recourir à la mesure de contraintes résiduelles, la mesure de la déformée permet d'avoir rapidement une indication sur l'influence des paramètres opératoires sur la génération de contraintes dans l'éprouvette. Il apparaît ainsi que la vitesse d'avance à la dent est un paramètre significatif sur la génération de contraintes en sous surface usinée, tandis que la vitesse de coupe n'est pas un paramètre significatif ici.

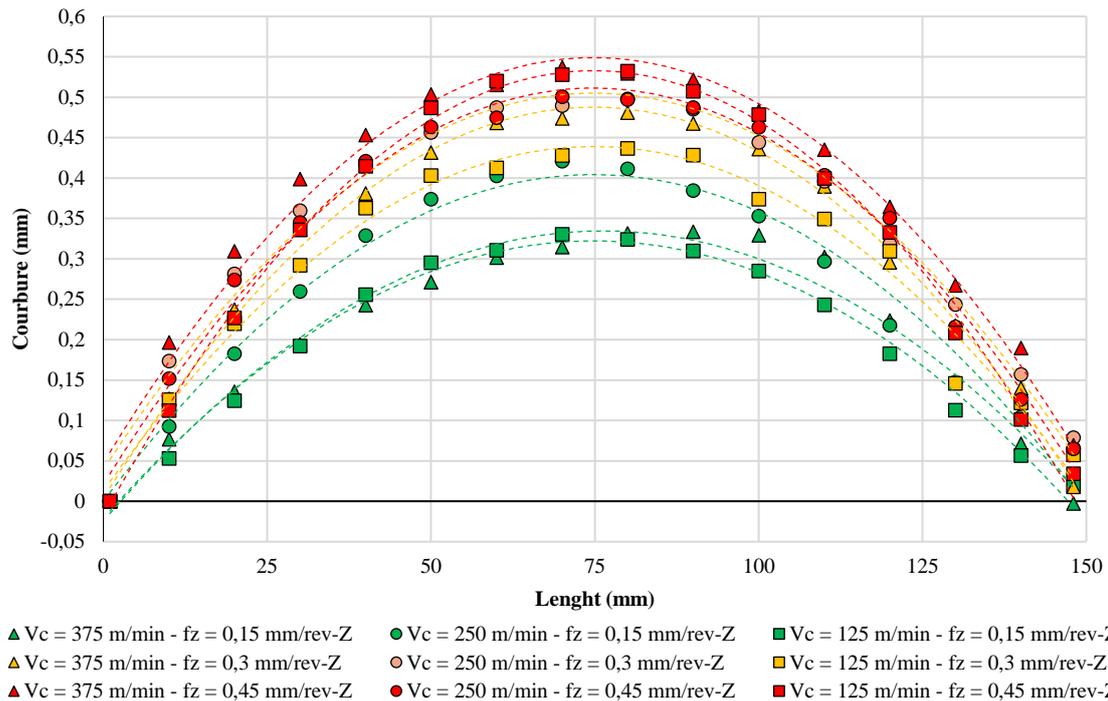


Figure 155. Etat déformé des éprouvettes après usinage

C'est donc les efforts d'usinage qui jouent un rôle prépondérant dans la déformation des pièces et donc des contraintes résiduelles. De plus, la déformation semble rejoindre un régime stationnaire (effet de seuil) en fonction de l'augmentation de l'avance. En effet, la **Figure 156** montre la surface de réponse de la déformation maximale en fonction des paramètres cinématiques ( $v_c$ ,  $f_z$ ). L'évolution est ainsi majoritairement pilotée par l'avance à la dent  $f_z$ . La surface réponse peut être approximée par une équation empirique de comme décrite dans l'**Eq. 141**.

$$f(f_z, v_c) = k \cdot (f_z)^m \cdot (v_c)^n \quad \text{Eq. 141}$$

Les coefficients de cette loi empirique, identifiés par méthode des moindres carrés, sont donnés dans le **Tableau 34**.

Tableau 34. Coefficients de la loi empirique décrivant la surface réponse de la déformation		
Coefficients	Valeurs	R <sup>2</sup>
k	0.55	0.87
m	0.33	
n	0.04	
<b>Réponse en déformation</b>	<b><math>f(f_z, v_c) = 0.55 \cdot (f_z)^{0.33} \cdot (v_c)^{0.04}</math></b>	

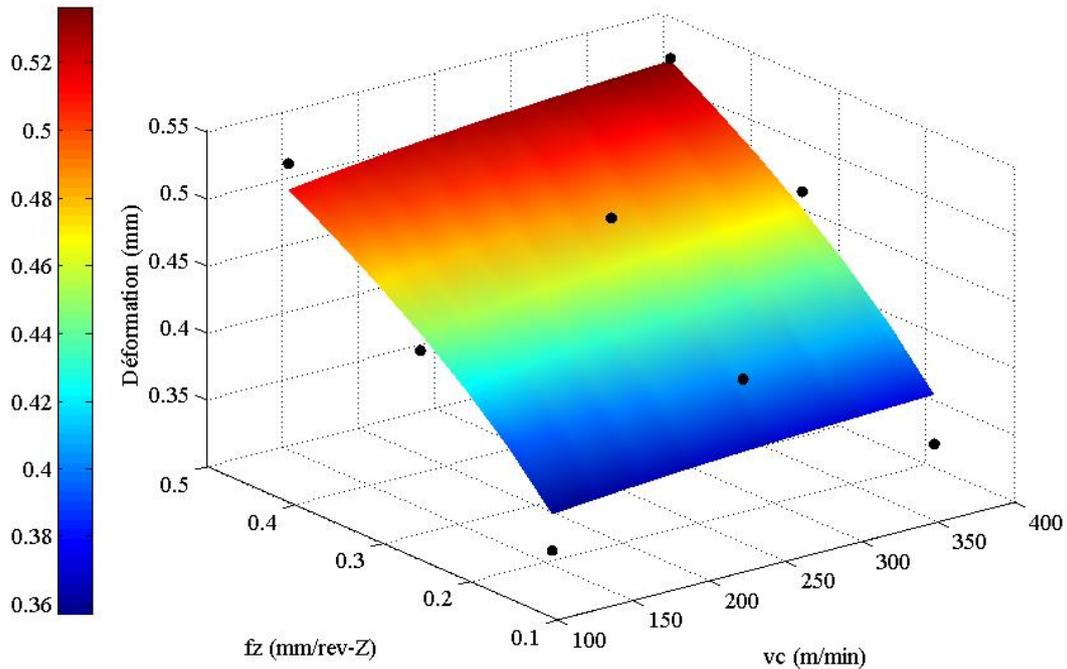


Figure 156. Surface réponse en déformation en fonction de l’avance à la dent et la vitesse de coupe

De la même manière, la surface réponse de la rugosité (Rz) peut être analysée statistiquement. Il a été choisi d’établir une surface réponse de type ellipsoïde, car la rugosité évolue théoriquement au carré de l’avance à la dent. L’équation empirique est donnée dans l’Eq. 142. Les **Figure 157(a)&(b)** montrent respectivement les coefficients d’influence et la surface réponse de la rugosité maximale moyennée Rz (exprimée en micromètre).

$$R_z = a_{00} + a_{10} \cdot v_c + a_{01} \cdot f_z + a_{20} \cdot v_c^2 + a_{11} v_c f_z + a_{02} \cdot f_z^2 \quad \text{Eq. 142}$$

Tableau 35. Coefficients de la surface réponse		
Coefficients	Valeurs	R <sup>2</sup>
a <sub>00</sub>	5.28	0.969
a <sub>10</sub>	-0.004	
a <sub>01</sub>	-22.56	
a <sub>20</sub>	2.56e-6	
a <sub>11</sub>	0.0104	
a <sub>02</sub>	49.78	
Réponse	$R_z \approx 5.3 - 22.5 \cdot f_z + 50 \cdot f_z^2$	

La vitesse de coupe n’a pratiquement aucune influence sur la rugosité Rz. L’analyse des coefficients, présentés dans le **Tableau 35**, montre que la rugosité évolue bien au carré de l’avance à la dent, également mis en évidence dans la **Figure 157(a)**.

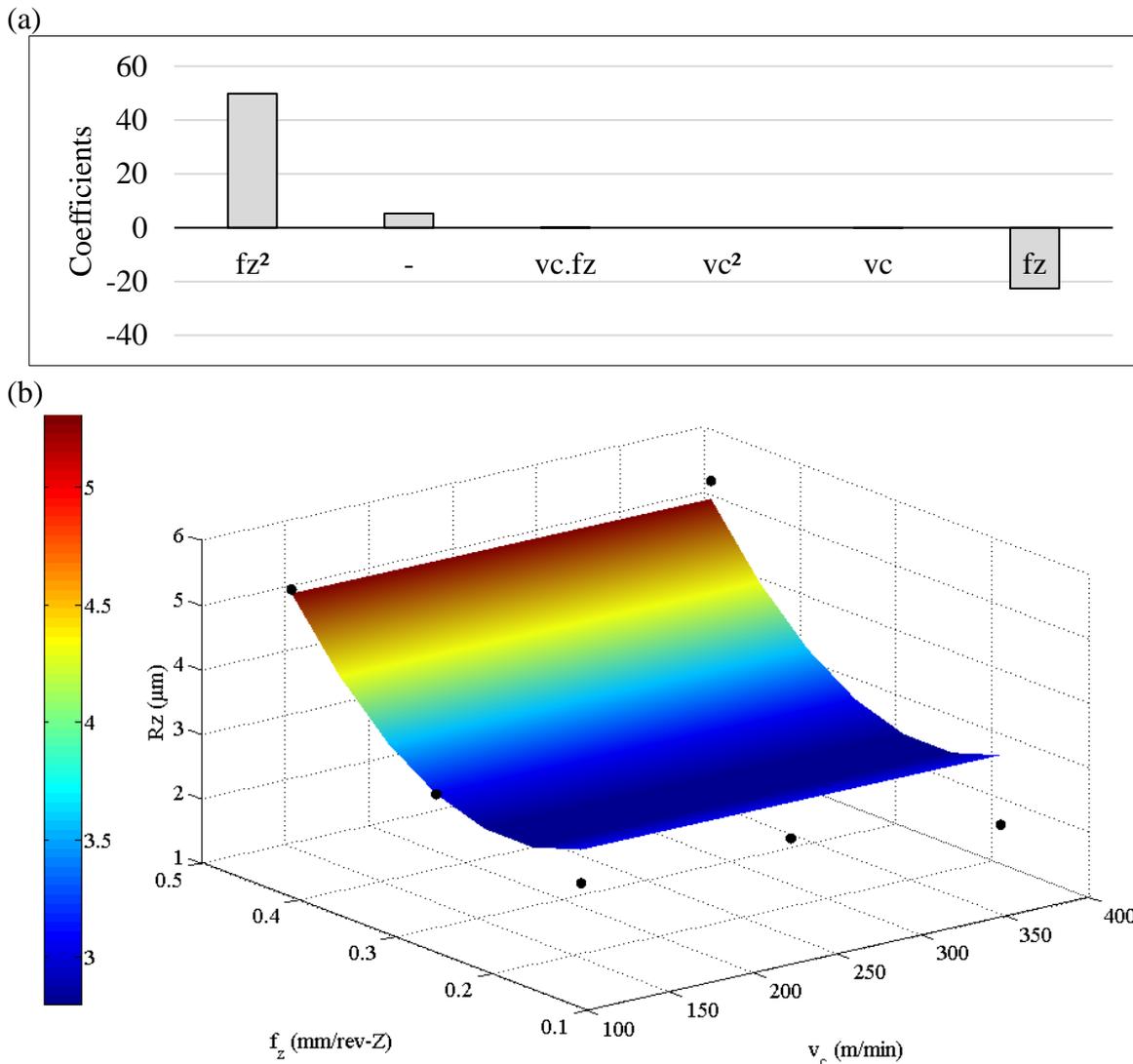


Figure 157. (a) Coefficients pour la loi empirique de rugosité  $R_z$  ( $\mu\text{m}$ ) (b) Surface réponse en fonction de la vitesse de coupe et de l'avance à la dent

Il y a donc compétition, en considérant la durée de vie en fatigue des surfaces, entre le critère de rugosité et le profil de contraintes résiduelles. En l'occurrence, tous deux augmentent avec l'avance à la dent.

Toutefois, pour connaître le profil de contraintes exact, une dernière analyse STREAM est ici réalisée. Les profils calculés avec les équations de l'annexe 2, de chacune des conditions (**Tableau 33**), sont regroupés sous forme de matrice dans le **Tableau 36**. L'effet de l'augmentation de l'avance à la dent  $f_z$  provoque systématiquement une augmentation de la profondeur affectée, dans la mesure où le profil de contraintes revient à une contrainte nulle pour des profondeurs plus importantes. L'augmentation de la vitesse de coupe a pour effet de diminuer la compression en surface pour les avances supérieures ou égales à 0.30 mm/rev-Z. Pour le cas de l'avance  $f_z = 0.15$  mm/rev-Z, l'augmentation de la vitesse de coupe ne semble pas induire de changements significatifs dans le profil de contraintes.

Tableau 36. Profils de contraintes résiduelles mesurés avec la méthode de relaxation STREAM

\	$f_z = 0.15 \text{ mm/rev-Z} \downarrow$	$f_z = 0.30 \text{ mm/rev-Z} \downarrow$	$f_z = 0.45 \text{ mm/rev-Z} \downarrow$
$v_c = 125 \text{ m/min} \downarrow$	<p><math>f_z = 0,15 \text{ mm/rev-Z}</math> <math>v_c = 125 \text{ m/min}</math></p>	<p><math>f_z = 0,30 \text{ mm/rev-Z}</math> <math>v_c = 125 \text{ m/min}</math></p>	<p><math>f_z = 0,45 \text{ mm/rev-Z}</math> <math>v_c = 125 \text{ m/min}</math></p>
$v_c = 250 \text{ m/min} \downarrow$	<p><math>f_z = 0,15 \text{ mm/rev-Z}</math> <math>v_c = 250 \text{ m/min}</math></p>	<p><math>f_z = 0,30 \text{ mm/rev-Z}</math> <math>v_c = 250 \text{ m/min}</math></p>	<p><math>f_z = 0,45 \text{ mm/rev-Z}</math> <math>v_c = 250 \text{ m/min}</math></p>
$v_c = 375 \text{ m/min} \downarrow$	<p><math>f_z = 0,15 \text{ mm/rev-Z}</math> <math>v_c = 375 \text{ m/min}</math></p>	<p><math>f_z = 0,30 \text{ mm/rev-Z}</math> <math>v_c = 375 \text{ m/min}</math></p>	<p><math>f_z = 0,45 \text{ mm/rev-Z}</math> <math>v_c = 375 \text{ m/min}</math></p>

#### 4.4 Conclusion générale du chapitre 4

Dans la **section 4.1** de ce chapitre, une méthodologie de calcul thermomécanique, couplée avec une méthode analytique de discrétisation d'arête, a été mise en œuvre afin de décrire l'évolution des profils de contraintes résiduelles en prenant en compte l'évolution du chargement mécanique avec l'usure en dépouille.

De manière générale, les contraintes résiduelles de compression sont recherchées pour augmenter la durée de vie en fatigue de la surface usinée. Il est alors nécessaire de choisir les conditions opératoires de géométrie d'arête, de géométrie d'outil et de conditions cinématiques qui maximisent les efforts orthogonaux à la vitesse de coupe.

Les analyses DRX montrent que l'augmentation des efforts normaux, notamment due à l'augmentation de l'usure en dépouille, n'engendre pas de contraintes résiduelles de traction, mais au contraire, augmente les profondeurs affectées mécaniquement en compression. D'un point de vue de la durée de vie en fatigue des surfaces, et d'après l'état de l'art du chapitre d'introduction de ce mémoire, l'augmentation de l'usure en dépouille est donc un phénomène avantageux. Néanmoins, l'augmentation de l'usure engendre une dégradation importante de l'état de surface (rugosité), qui rentre en compétition avec les contraintes résiduelles de compression.

Il est alors nécessaire, en perspective de ces travaux, d'effectuer des essais d'endurance en fatigue pour statuer si l'usure d'outil améliore ou détériore la durée de vie en fatigue des surfaces.

Dans la **section 4.2**, une méthodologie de discrétisation d'arête en surfacage pour les outils toriques est donnée. La cinématique du surfacage induit une différence significative sur l'orientation des efforts de coupe, par rapport à la configuration de contournage. Les efforts normaux à la surface semblent jouer un rôle prépondérant dans l'abattement en fatigue des surfaces. Aussi, il a été montré que le talonnage à l'arrière de l'outil est un facteur aggravant sur l'endurance en fatigue, tout comme l'augmentation des conditions cinématiques.

Une perspective intéressante est donc ici de tester différentes géométries de plaquettes (plaquette droites, plaquettes à 45°, etc.), afin de contrôler l'orientation des efforts et piloter l'intégrité de surface.

Enfin, dans la **section 4.3**, une nouvelle méthodologie de mesure de contraintes résiduelles, par méthode de relaxation, est présentée et appliquée. Cette technique est particulièrement utile puisqu'elle permet de mesurer un profil de contraintes dans l'épaisseur de l'échantillon :

- Sur une surface de 800 mm<sup>2</sup> au lieu de 28 mm<sup>2</sup> pour un spot de 4 mm en DRX ;
- Une mesure continue dans le temps, avec plus de 10 000 points de mesures par profil de contraintes ;
- Un cout extrêmement réduit par rapport aux techniques de DRX conventionnelles.

Afin d'illustrer le fonctionnement du système STREAM, un plan d'expériences complet a été mis en place pour évaluer l'impact des paramètres cinématiques sur les contraintes résiduelles. Les analyses montrent que l'augmentation de l'avance, induisant une augmentation des efforts normaux (§4.2.3), engendre des contraintes de compression plus importantes. La vitesse de coupe, quant à elle, a peu d'influence sur la génération de contraintes résiduelles dans la

configuration de surfacage, contrairement à la configuration de contournage, où une vitesse de coupe de 250 m/min suffisait à introduire des contraintes de traction. Il semble alors que la configuration de surfacage permet des vitesses de coupe plus importantes que pour les configurations de contournage. Ce fait est bien mis en évidence dans la **Figure 158**, où les conditions cinématiques de contournage et de surfacage sont superposées (valeurs normalisées). En configuration de surfacage, la vitesse de coupe est augmentée de + 60 % par rapport à la configuration de contournage. Les avances à la dent sont également augmentées de + 67 % dans la configuration de surfacage.

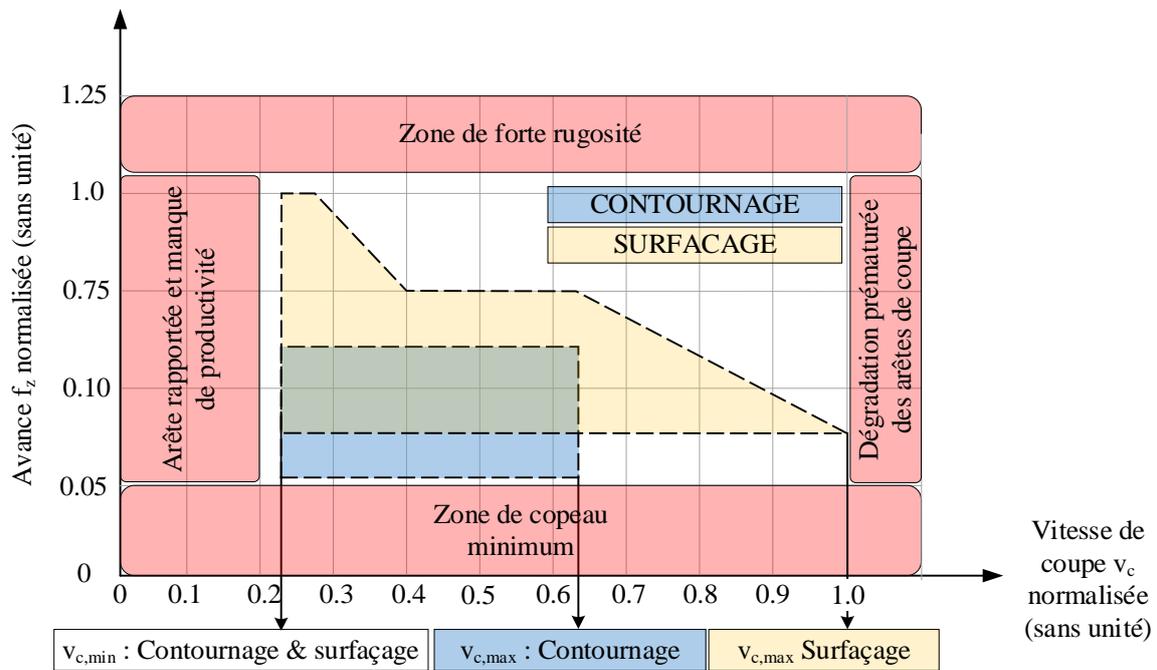


Figure 158. Comparaison des conditions cinématiques en surfacage et contournage classiquement recommandées

## 5 Conclusions générales et perspectives

Dans ce mémoire, l'étude de l'effet des paramètres opératoires lors du fraisage de finition sur l'intégrité de surface et la durée de vie en fatigue des surfaces a été abordée.

La méthodologie utilisée pour mener à bien ces investigations s'est axée sur la notion de **Process Signature** (Brinksmeier et al., 2018, 2014, 2011), qui rompt avec les méthodologies classiques de plans d'expériences. En effet, un des objectifs majeurs de ces recherches, est d'apporter une compréhension fine des mécanismes physiques mis en jeu durant le procédé de mise en forme par cisaillement de la matière. Cette démarche permet alors d'établir une notion importante, qui est la « transposabilité » des méthodes, des outils descriptifs et des outils prédictifs développés dans ce manuscrit, pour d'autres nuances de matériau, telles que des alliages d'aluminium, des alliages ferreux ou réfractaires.

### Effet du matériau et importance de l'étude de son comportement (Chapitre 1)

C'est donc logiquement que, dans la première partie de ce mémoire, il a été décidé d'entreprendre une étude ciblée sur les matériaux, leurs lois de comportement (§ **Section 1.2**) ainsi que leurs caractéristiques mécaniques (élasticité, écrouissage, endommagement, etc.), thermiques (conductivité, capacité thermique, etc.), et métallurgiques (ténacité) ; toutes ces propriétés gouvernant leur déformation (mise en forme) lorsqu'ils sont soumis à des sollicitations représentatives du procédé de mise en forme par cisaillement en copeau.

De par leurs caractéristiques thermomécaniques, leur mise en forme sera alors plus ou moins délicate. La capacité d'un matériau à être mis en forme par un procédé d'enlèvement de matière décrit la notion d'« usinabilité ». Pour s'en convaincre, plusieurs nuances de matériaux ont été usinées avec les mêmes conditions opératoires cinématiques, de géométrie d'arête et de géométrie d'outil, dont le protocole expérimental est décrit dans le **Chapitre 4 en section 4.1**. Un exemple est donné en **Figure 159(a) et (b)**, illustrant respectivement l'influence de la nature du matériau sur les efforts de coupe  $F_t$  la cinétique d'usure de l'outil respectivement. L'alliage Ti-6Al-4V (traité  $\beta$ ) a globalement les mêmes caractéristiques mécaniques et thermiques que le Ti-6Al-4V (traité  $\alpha$ - $\beta$ ), mais du fait de sa microstructure, sa ténacité est plus importante (**Figure 33 de la section 0**) et son usinabilité réduite.

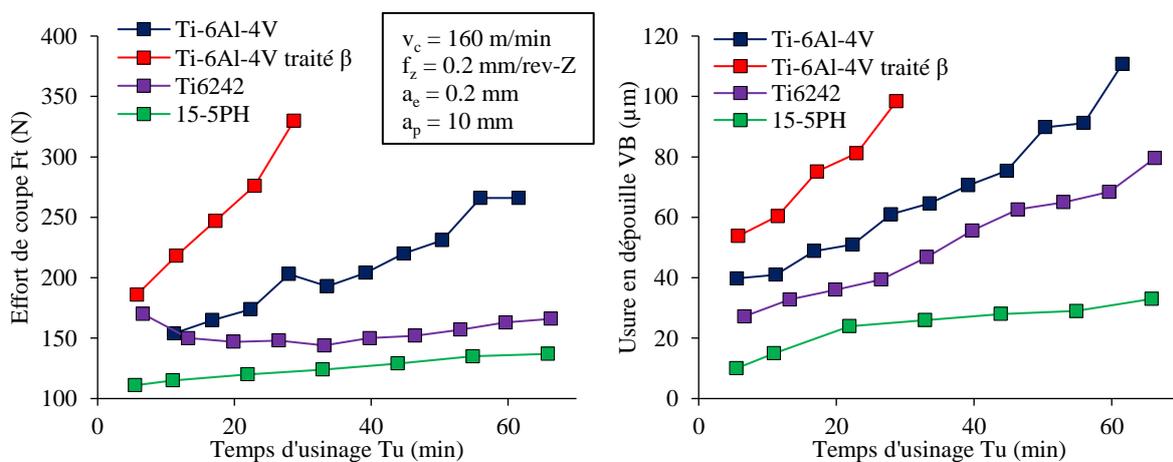


Figure 159. (a) Effet du matériau sur la grandeur "Effort de coupe" d'usinage - (b) Effet matériau sur la grandeur "Usure en dépouille" de l'outil

L'aspect « matériau » est donc primordial pour l'étude des cinétiques d'usure d'outil, l'usinabilité mais également pour l'intégrité des surfaces. Comme il a été rappelé dans le chapitre d'introduction, deux matériaux de nature différente ne verront pas leur intégrité de surface évoluer de la même manière après avoir été soumis à une même sollicitation thermomécanique. A titre d'exemple, la **Figure 160(a)** compare le profil de contraintes résiduelles générées par un usinage en contournage avec les mêmes conditions opératoires pour un alliage Ti-6Al-4V (traité  $\alpha\beta$ ) et un acier martensitique 15-5PH. Entre autres propriétés, ce dernier présente une diffusivité thermique d'environ  $5.5 \text{ mm}^2/\text{s}$  au lieu de  $3.0 \text{ mm}^2/\text{s}$  (-45%) pour un alliage Ti-6Al-4V (traité  $\alpha\beta$ ). Ce changement de propriété thermique est un aspect important dans la partition énergétique étudiée au **Chapitre 2** et au **Chapitre 3**. En effet, elle peut expliquer la différence des contraintes résiduelles induites lors du procédé, notamment le fait que les contraintes en surface soient en traction pour l'alliage 15-5PH et en compression pour l'alliage Ti-6Al-4V (contraintes de traction induites par une charge thermique excessive, illustrée dans la simulation de la **section 1.3.1**).

Ce phénomène est moins marqué pour des alliages de mêmes caractéristiques thermomécaniques, tels que l'alliage Ti-6Al-4V et l'alliage Ti-6242, comme montré en **Figure 160(b)**.

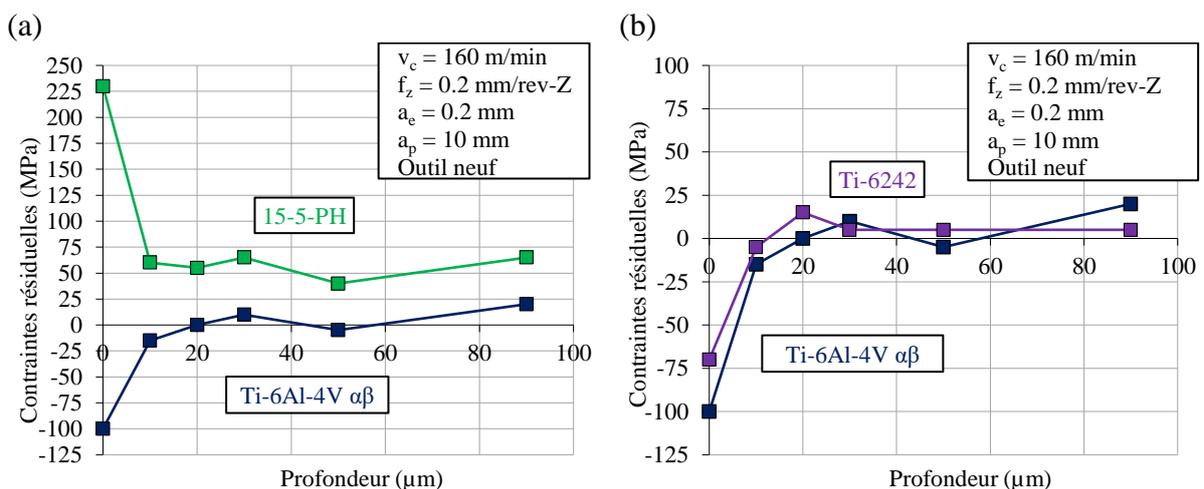


Figure 160. Effet du matériau sur l'évolution des contraintes résiduelles en surface et en profondeur – (a) Comparaison entre un acier martensitique 15-5PH et un alliage Ti-6Al-4V – (b) Comparaison entre un alliage Ti 6242 et un alliage Ti6-Al-4V

En perspective de cette étude matériaux du **Chapitre 1**, il est donc nécessaire d'établir la liste exhaustive de l'ensemble des propriétés d'élasticité, de plasticité et d'endommagement de chacun des matériaux étudiés, ainsi que leurs propriétés thermiques. Cette base de donnée servira alors de données d'entrée des simulations numériques et des modèles analytiques descriptifs ou prédictifs développés dans ce mémoire.

### **Effet des paramètres de géométrie d'arête d'outil et des paramètres $h$ et $v_c$ (Chapitre 2)**

Le **Chapitre 2** a levé des verrous scientifiques majeurs concernant l'étude mécanistique de la coupe, ainsi que des interactions entre l'arête de coupe et la matière. Dans cette configuration simplifiée qu'est la coupe orthogonale, il est alors possible d'effectuer des plans d'expériences ainsi que d'établir des modèles analytiques et numériques avec des paramètres d'entrée réduits.

Les deux paramètres cinématiques ( $v_c$ ,  $f_z$ ) sont alors réduits à l'épaisseur de « copeau non coupé »  $h$  et la vitesse de coupe  $v_c$ . Les paramètres de géométrie d'arête viennent ensuite s'ajouter aux paramètres cinématiques : les angles d'arête (angle de coupe  $\gamma$  et de dépouille  $\alpha$ ), le rayon d'acuité d'arête  $r_\beta$  et éventuellement l'usure en dépouille VB ou l'usure sur la face de coupe KB.

Bien que ce **Chapitre 2** n'inclue pas la cinématique du fraisage, il offre des conclusions importantes quant à l'identification du chargement thermomécanique instantané durant la coupe des métaux, ainsi que la partition des flux thermiques qui impactent directement la surface usinée (intégrité de surface) et l'usure de l'outil (usure en dépouille ou sur la face de coupe). Ces analyses présentent l'avantage d'être transposables à d'autres procédés de mise en forme par cisaillement de copeau, à savoir le tournage, le perçage ou encore le brochage.

Le **Tableau 37** donne un résumé de tendances des variations des grandeurs mesurables de l'usinage pendant la coupe orthogonale du Ti-6Al-4V. Ces tendances découlent de l'application des équations de la physique de la coupe regroupées dans les **sections 2.1 à 2.4** du mémoire.

Tableau 37. Tendance de la variation des grandeurs d'usinage en fonction des paramètres de la coupe orthogonale du Ti-6Al-4V

Augmentation de	Chargement dans les zones de cisaillement						Efforts globaux		Température sur la surface
	$P_s$ (W)	$P_\gamma$ (W)	$P_\alpha$ (W)	$q_s$ (W/m <sup>2</sup> )	$q_\gamma$ (W/m <sup>2</sup> )	$q_\alpha$ (W/m <sup>2</sup> )	$F_t$ (N)	$F_r$ (N)	$T$ (°C)
$v_c$	↑	↑	↑	→	↑	↑	→	→	↑↑↑
$h$	↑	↑	→	→	→	→	↑↑	↑	↑
$\gamma_n$	↓	→	-	↓	→	-	↓	↓	↓
$r_\beta$	-	-	↑	-	-	↑	↑	↑↑	↑
$\alpha_n$	-	-	↑	-	-	↑	↑	↑↑	↑

L'augmentation de la vitesse de coupe par exemple, induit systématiquement une augmentation des flux thermiques dans les zones de cisaillement primaire, secondaire et tertiaire, sans changement significatif des efforts de coupe du fait du caractère réfractaire (contrainte très peu sensible à la température) de l'alliage Ti-6Al-4V. Ceci conduit inéluctablement à une augmentation globale de la température dans la pièce (frottement en dépouille), induisant des contraintes résiduelles de traction (Cf. **Figure 129** pour des  $v_c = 250$  m/min) et une augmentation de la charge thermique sur la face de coupe (Cf. **Section 2.4.4** pour l'analyse thermique sur la face de coupe). La durée de vie des outils est alors considérablement réduite.

L'augmentation de l'épaisseur de copeau a pour effet d'augmenter les efforts tangentiels (de coupe) ainsi que des efforts radiaux (normaux à la surface). Du fait de l'augmentation des longueurs de contact sur la face de coupe et de l'augmentation de la longueur du plan de cisaillement, le flux thermique n'est cependant pas significativement augmenté. L'accroissement des efforts radiaux induit une augmentation de la pression normale sur la surface et par conséquent des contraintes de compression plus importantes sur la surface (§ **Section 2.2.1**), ce qui se révèle bénéfique pour la durée de vie en fatigue des pièces.

Enfin, les paramètres de géométrie d'arête sont considérés dans ce mémoire. Ils sont d'une importance tout aussi capitale pour l'usinabilité et l'intégrité des surfaces usinées. Pourtant, ils sont, de façon générale, moins considérés dans le choix des conditions opératoires par rapport aux paramètres purement cinématiques.

En l'occurrence l'augmentation de l'angle de coupe diminue les efforts de coupe  $F_t$  et les efforts radiaux  $F_r$ . L'effet bénéfique est que la charge thermique est globalement diminuée (Cf. **Figure 82**), mais à l'inverse, les efforts radiaux également. Aussi, des angles de coupe trop élevés ont pour effet de réduire la durée de vie de l'outil par diminution de sa robustesse (diminution de l'angle de taillant). Pour les alliages à faible usinabilité, un compromis est à envisager.

Enfin le rayon d'acuité d'arête est également considéré. Sa valeur doit être choisie avec précaution car son augmentation induit une augmentation des efforts de coupe  $F_t$ , qui de par leur direction colinéaire à la vitesse de coupe, augmente la charge thermique par frottement en face de dépouille, et donc sur la pièce. Ce phénomène contribue à augmenter les contraintes résiduelles de traction en surface. Réciproquement, les efforts radiaux augmentent également, et contribuent à l'augmentation de la contrainte normale induisant des contraintes de compression. Ces deux effets sont donc antagonistes et la résultante sur la surface s'en trouve modifiée, tout comme la durée de vie de l'outil. Comme le montre la **Figure 161(a)**, pour un outil avec un rayon d'acuité d'arête  $r_\beta = 15 \mu\text{m}$ , le taux d'accroissement de la cinétique d'usure est réduit par rapport à un rayon d'acuité d'arête  $r_\beta = 6 \mu\text{m}$  et permettra d'usiner plus longtemps un alliage Ti-6Al-4V. Néanmoins, comme expliqué plus haut, la température en surface sera augmentée (frottement en face de dépouille) et induira une augmentation des contraintes résiduelles (-100 MPa à +5 MPa) de traction en surface, comme illustré en **Figure 161(b)**. L'augmentation des efforts radiaux induit un décalage du profil de contraintes vers des profondeurs mécaniquement affectée plus importantes, et corrobore les simulations de la **section 2.2**.

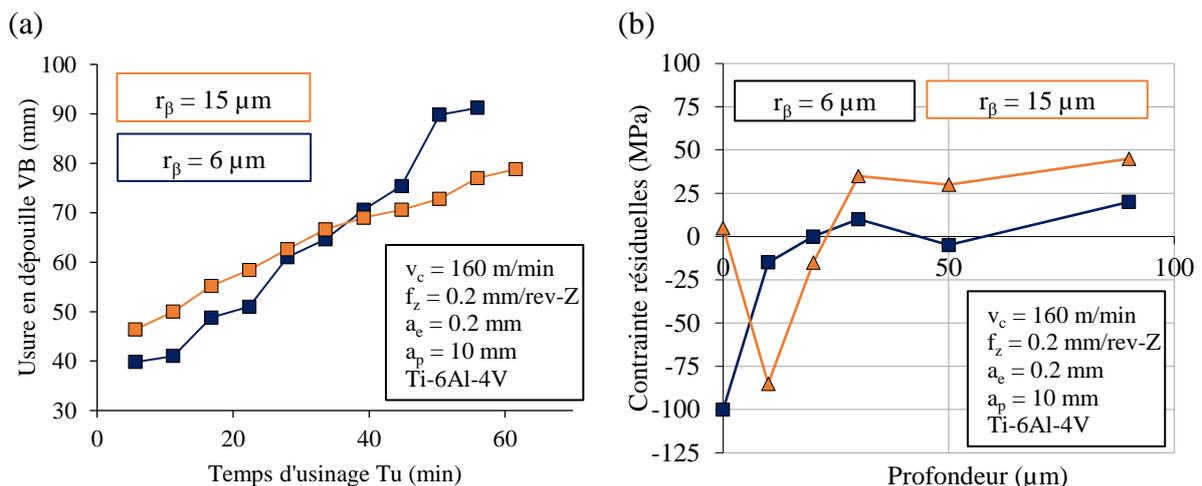


Figure 161. Effet du rayon d'acuité d'arête  $r_\beta$  pendant l'usinage d'un Ti-6Al-4V – (a) Comparaison de la cinétique d'usure en dépouille (b) Comparaison des contraintes résiduelles

Il est donc primordial, dans le choix des paramètres opératoires, de considérer à la fois les paramètres cinématiques de vitesse de coupe et d'épaisseur de copeau non coupé  $h$ , mais également les paramètres de géométrie d'arête puisqu'il a été démontré que ces derniers ont une influence significative sur le chargement thermomécanique et sur les contraintes résiduelles.

En perspective du **Chapitre 2**, des essais complémentaires, en coupe orthogonale, peuvent être envisagés pour choisir les conditions de géométrie d'arête optimales permettant de maximiser les débits copeaux et d'augmenter la productivité (débit copeau + augmentation des durées de vie d'outils) des procédés de fabrication, tout en veillant à l'intégrité des surfaces usinées. Aussi, les paramètres plus fins, tels que les revêtements, permettant de diminuer le frottement sur la face de coupe et de dépouille, ou d'autres nuances de matériaux usinant plus ou moins conducteur de chaleur pourront être testés.

### **Effet des paramètres cinématiques et du faux-rond sur l'intégrité de surface en contournage et des paramètres cinématiques en surfacage (Chapitres 3 & 4)**

En plus des principes étudiés au **Chapitre 2**, la cinématique du fraisage a été abordée dans le **Chapitre 3** et **4**, dans une configuration simple de coupe orthogonale à épaisseur de copeau variable premièrement, puis en utilisant une fraise représentative des opérations de finition. Plus complexe, cette dernière expérience a montré que l'applicabilité des principes développés au **Chapitre 2** pouvait être compromise si les défauts de rigidité et de faux-rond devenaient prépondérants. Ces paramètres supplémentaires peuvent être rencontrés dans les usines de production et doivent être pris en compte dans cette étude. Les phénomènes de faux-rond et de flexion d'outil induisent alors de l'overcut (l'épaisseur de copeau ciblée est dépassée) ou de l'undercut (l'épaisseur de copeau ciblée n'est pas atteinte), et la charge thermomécanique est plus difficilement quantifiable pour chaque passage de dent.

La solution réside donc dans l'encadrement (par prédiction ou mesure) de ces variations d'épaisseurs de copeau non coupé ; le monitoring fin des efforts de coupe pendant l'usinage peut être une solution robuste. Aussi, il a été démontré dans ce mémoire que les profils de contraintes résiduelles pouvaient être parfaitement décrits (Cf. **Figure 129**) en appliquant les principes du **Chapitre 2** dans un secteur angulaire d'influence  $\theta_{th}$  et  $\theta_{mec}$  (Cf. **Section 3.2.1** – Cf. **Figure 89**).

Bien que cette description corrobore l'exactitude de la démarche présentée dans ce mémoire, une perspective encore plus intéressante est de pouvoir prédire, avant l'usinage, l'état de surface et les contraintes résiduelles par des outils numériques et analytiques connaissant l'ensemble des conditions cinématiques, de géométrie d'outil et d'arête. Cette perspective nécessite alors l'élaboration d'algorithmes de discrétisation d'arête, comme celui présenté dans le **Chapitre 3** à la **section 3.3.2** pour le contournage, ainsi qu'à la **section 4.2.2** du **Chapitre 4** pour le surfacage. Ces algorithmes peuvent être appliqués conjointement à des solutions numériques permettant de calculer, à chaque instant du programme d'usinage, l'intersection entre le profil d'outil et la surface usinée. Ainsi, il est possible de prédire le chargement thermomécanique induit par l'usinage tout au long du parcours de l'outil et dans des conditions industrielles représentatives, via l'utilisation de logiciel type « NCSimul ».

Dans tous les cas, des paramètres procédés optimisés peuvent être établis, et il a été démontré que les paramètres maximisant les contraintes de compression et minimisant le chargement thermique sont les paramètres à choisir en priorité. Ainsi, la signature du procédé de fraisage doit se rapprocher le plus possible d'une signature de procédé purement mécanique tel que le galetage.

Enfin, des analyses de durée de vie en fatigue ont été présentées dans ce mémoire. Ces analyses ont été appliquées pour la configuration de surfacage seulement ; une perspective de ces travaux

sera de valider la démarche process signature pour la configuration de contournage. Des analyses complémentaires d'essais de fatigue sont nécessaire pour accéder au dernier bloc de la démarche process signature, comme résumé dans la **Figure 1** et **Figure 2** du chapitre d'introduction.

## 6 ANNEXE 1 – Méthodologie d'étude de la topographie de surface

La première étape d'analyse consiste à observer le profil primaire et le profil de rugosité de la surface générée, pour choisir le filtre de coupure  $\lambda_c$  et la longueur de base adéquate. La **Figure 162** montre le principe de mesure de topographie de surface avec le logigramme de choix du filtre de coupure, d'après la norme ISO 4287.

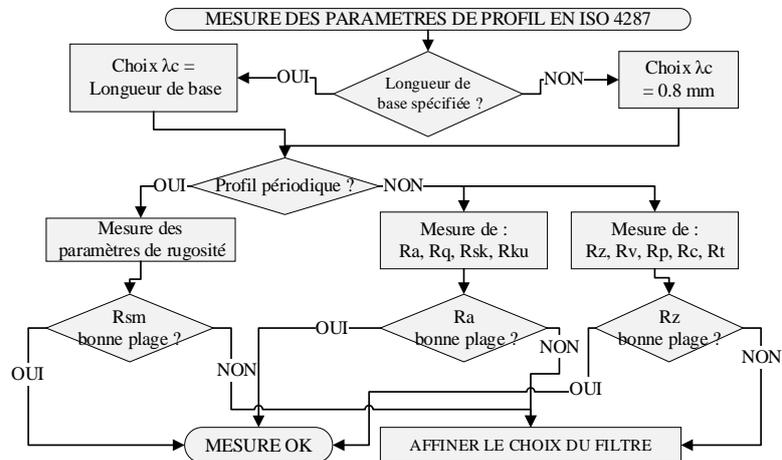
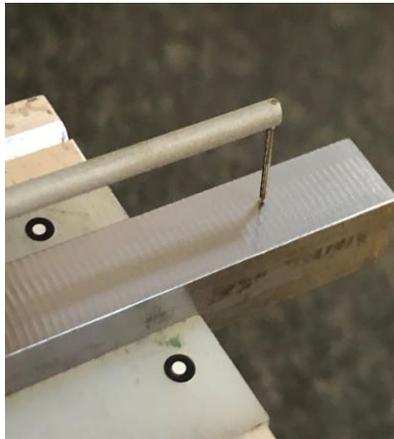


Figure 162. Illustration de la mesure de rugosité par contact et logigramme de choix de filtre de coupure d'après la norme ISO 4287

Par exemple, dans le cas d'une éprouvette usinée avec une avance à la dent  $f_z = 0.072$  mm/rev-dent, l'analyse de la distance moyenne du pic du profil primaire, appelée PSM (mm), montre que sa valeur moyenne n'est pas égale à l'avance par dent  $f_z$ . En effet, elle est systématiquement égale à l'avance par tour  $f$  (mm/rev), qui est calculée comme le produit de l'avance par dent et du nombre de dent  $Z$ , ici égal à 5.

La **Figure 163** montre l'évolution du profil primaire en courbe verte et l'évolution du profil de rugosité en courbe rouge, suite à l'usinage de l'éprouvette « ST7 » du **Tableau 27**, soit avec une avance  $f_z = 0.072$  mm/rev-dent. Le calcul du RSM (mm) et profil de rugosité montre que le motif est répété pour une distance approximativement égale à l'avance par tour  $f$ . Cette remarque est très importante puisqu'elle stipule que la topographie de surface est générée par une seule dent, au lieu des 5 dents de la fraise. En l'occurrence, c'est la dent la plus excentrée (faux-rond) qui génère cette topographie, dans ce cas d'étude la dent N°3 (Cf. **Tableau 26**), provoquant également les efforts de coupe les plus importants, comme montré dans les figures du **Tableau 28**.

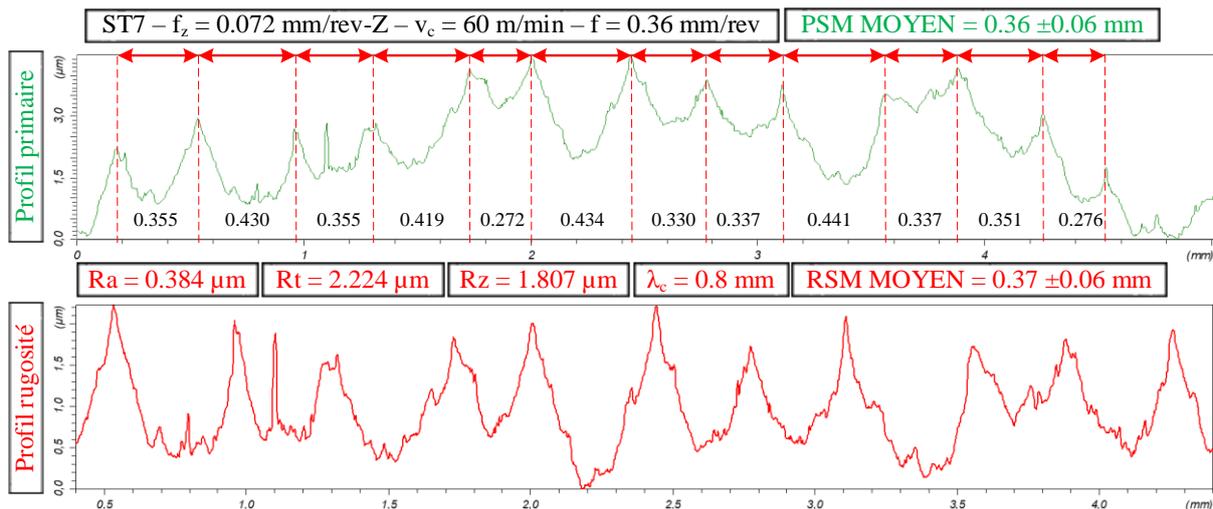


Figure 163. Profil primaire et profil de rugosité de l'éprouvette ST7

De même, pour les conditions avec une avance plus élevée  $f_z = 0.220$  mm/rev-dent, le PSM et RSM sont de nouveau retrouvés en multipliant l'avance par le nombre de dent, comme le montre la **Figure 164**.

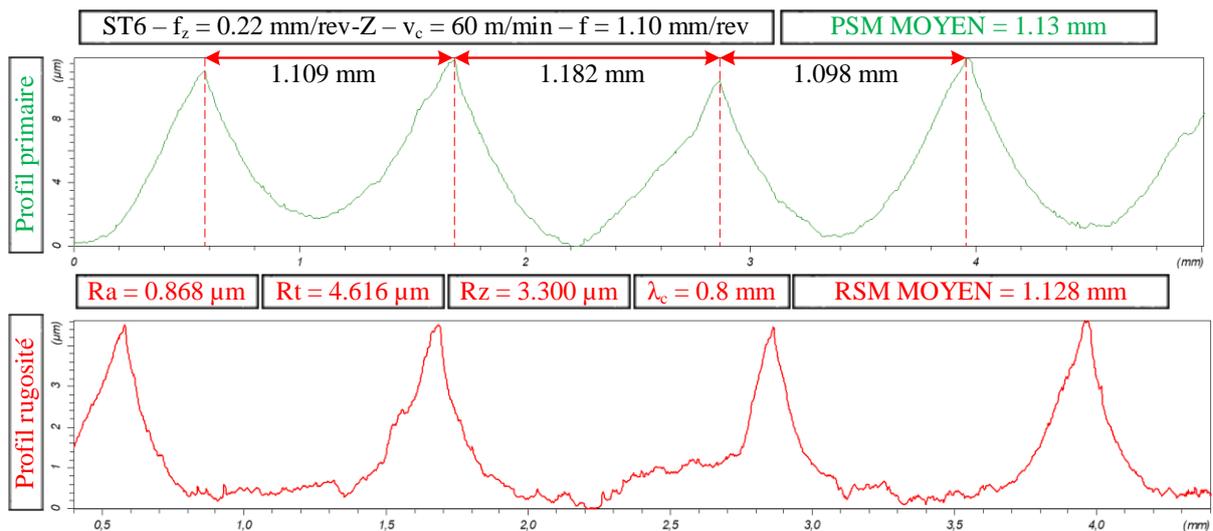


Figure 164. Profil primaire et profil de rugosité de l'éprouvette ST6

Dans le cas des très grandes avances  $f$ , le filtre de coupe doit être ajusté pour mesurer efficacement la topographie de surface. Pour un filtre  $\lambda_c = 2.5$  mm, les valeurs de profil primaire (PSM) et de rugosité (RSM) sont données en **Figure 165**, appliquées à un usinage avec une avance de  $f_z = 0.376$  mm/rev-dent (éprouvette « ST3 » du **Tableau 27**). Le PSM est encore proche de la valeur de l'avance par tour, mais il est ici possible de distinguer d'autres crêtes « noyées » dans les pics et vallées espacés du RSM, comme le montre la courbe du profil de rugosité. La dent la plus excentrée, notée Z3, est géométriquement la dent qui provoquera la vallée du profil. A partir de sa localisation, il est possible de retrouver le passage de chacune des dents sur le profil de rugosité.

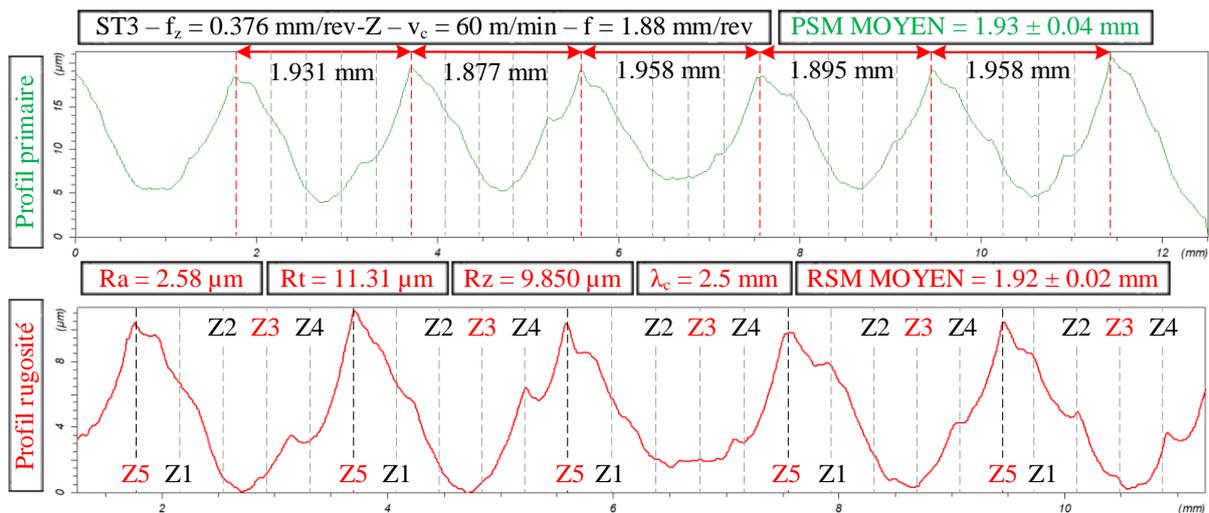


Figure 165. Profil primaire et profil de rugosité de l'éprouvette ST3 – Filtre 2.5 mm

En choisissant un filtre de 0.8 mm au lieu de 2.5 mm, les valeurs de rugosité sont radicalement différentes. Le filtre de 2.5 mm donne l'aspect global ou géométrique de la topographie de surface, alors qu'un filtre de 0.8 mm donnera une indication plus précise sur les défauts d'arrachement de matière. Le RSM calculé pour un filtre de 0.8 mm donne cette fois-ci la valeur de l'avance à la dent, comme le montre la **Figure 166**. La valeur de rugosité arithmétique (Ra) diminue de  $2.58 \mu\text{m}$  à  $0.56 \mu\text{m}$ , soit environ 4.5 fois moins qu'avec un filtre de 2.5 mm, ce qui fait, du choix du filtre uniquement, une source d'erreur importante. Il est donc nécessaire de toujours mentionner le choix du filtre et le RSM associé pour chaque mesure de topographie de surface.

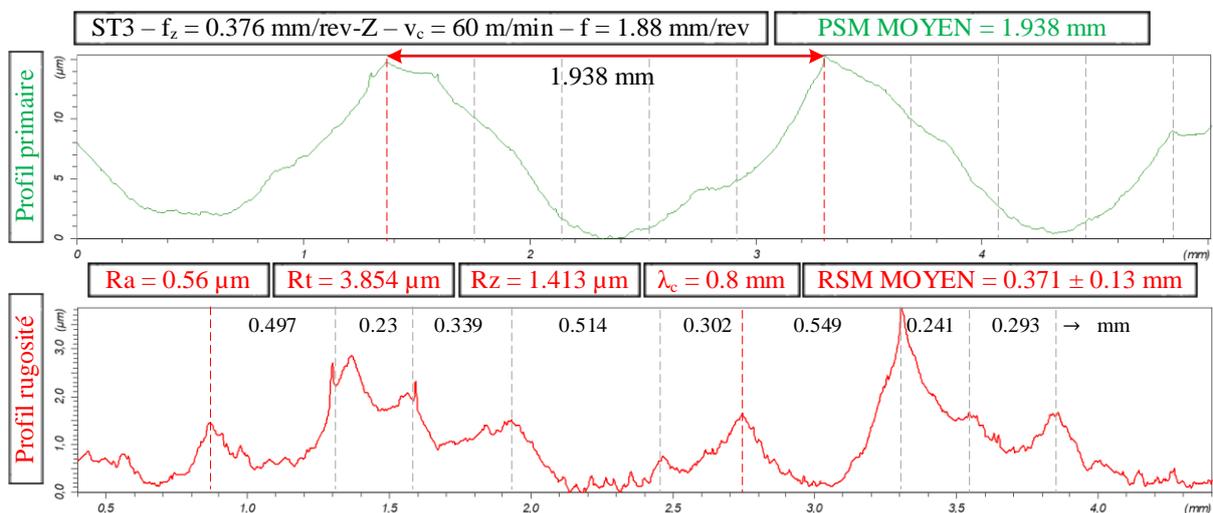


Figure 166. Profil primaire et profil de rugosité de l'éprouvette ST3 – Filtre 0.8 mm

## 7 ANNEXE 2 – Méthodologie de calcul analytique de la flèche de la méthode de relaxation STREAM

L'éprouvette, entre deux instants d'enlèvement de matière, passe d'un état initial (1) vers un état déformé (2). Le théorème de l'énergie cinétique stipule que la variation de l'énergie cinétique  $\Delta E_c$  est égale à la somme des travaux des efforts extérieurs  $W_{1-2}^{ext}$  et des travaux des efforts intérieurs  $W_{1-2}^{int}$ , comme défini dans l'Eq. 143 :

$$W_{1-2}^{ext} + W_{1-2}^{int} = E_{c2} - E_{c1} = \Delta E_c \quad \text{Eq. 143}$$

Le premier principe de la thermodynamique stipule que l'ensemble des travaux des actions extérieures ( $W_{1-2}^{ext}$  et  $Q_{1-2}^{ext}$  = quantité de chaleur échangée) est égal à la variation de l'énergie cinétique  $\Delta E_c$  ainsi que la variation de l'énergie interne  $\Delta U$  du système, de telle sorte que :

$$W_{1-2}^{ext} + Q_{1-2}^{ext} = \Delta E_c + \Delta U \quad \text{Eq. 144}$$

Pour l'analyse des contraintes résiduelles, les hypothèses (i) à (v) sont posées.

- (i) Les actions mécaniques sont appliquées progressivement de façon à ce que chaque état intermédiaire puisse être considéré comme un état statique. Les effets inertiels sont donc négligés et l'équation d'équilibre s'écrit  $\overrightarrow{\text{div}} \underline{\underline{\sigma}} = \vec{0}$  ;
- (ii) Le poids propre de l'éprouvette est négligé et ne travaille pas, puisque l'éprouvette est verticale ;
- (iii) L'hypothèse des petites déformations/petits déplacements est vérifiée ;
- (iv) Les aspects calorifiques sont négligés, il n'y a donc pas d'échange de chaleur ( $Q_{1-2}^{ext} = 0$ ) et pas de production interne de chaleur ;
- (v) Le système est parfaitement élastique isotrope ;

D'après l'hypothèse (iv), les Eq. 143 & Eq. 144 peuvent être réécrites dans le système de l'Eq. 145.

$$\begin{cases} W_{1-2}^{ext} + W_{1-2}^{int} = 0 \\ W_{1-2}^{ext} = \Delta U \end{cases} \quad \text{Eq. 145}$$

L'Eq. 145 montre que le travail des efforts extérieurs est égal au signe près au travail des efforts intérieurs, correspondant à l'énergie élastique emmagasinée par le système. Le travail des efforts extérieurs induit une variation de l'énergie interne du système. C'est une énergie interne de déformation élastique.

L'éprouvette de test est de géométrie rectangulaire, d'épaisseur  $e = 5$  mm, de largeur  $b = 10$  mm et de longueur  $L = 150$  mm. Entre deux instants  $t$  et  $t + \Delta t$ , une épaisseur  $\Delta e(t)$  est retirée sur l'ensemble de la face supérieure non protégée. L'ensemble de la poutre est encastree au point A, tel que le montre la Figure 167.

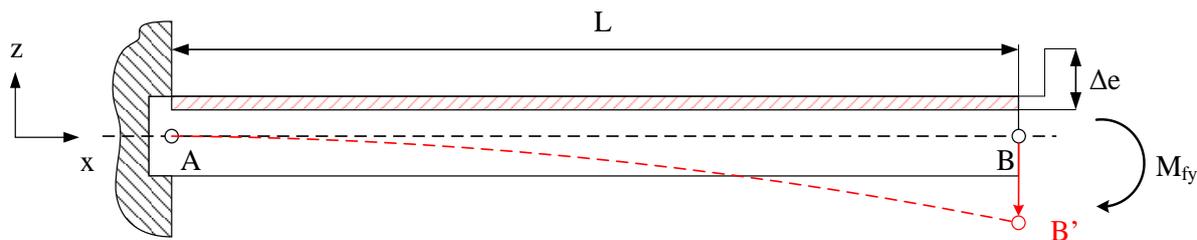


Figure 167. Schéma de principe Stream

Il existe une contrainte longitudinale homogène  $\sigma_x(e)$  dans l'épaisseur  $\Delta e$ . Il y a alors création d'un moment fléchissant  $M_{fy}$  autour de l'axe Y, pour satisfaire l'équation d'équilibre (hypothèse (i)), dont la valeur est définie dans l'Eq. 146.

$$M_{fy}(e) = \sigma_x(e) \cdot \Delta e \cdot b \cdot \left(\frac{e + \Delta e}{2}\right) \quad \text{Eq. 146}$$

Soit (1) le système dans sa configuration non déformée et (2) le système dans sa configuration déformée, comme montré en Figure 168.

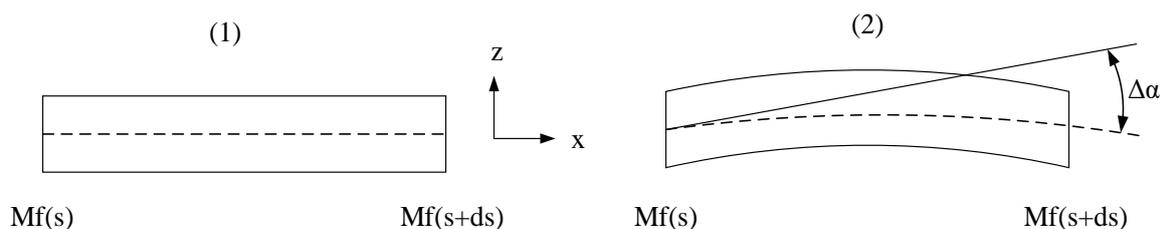
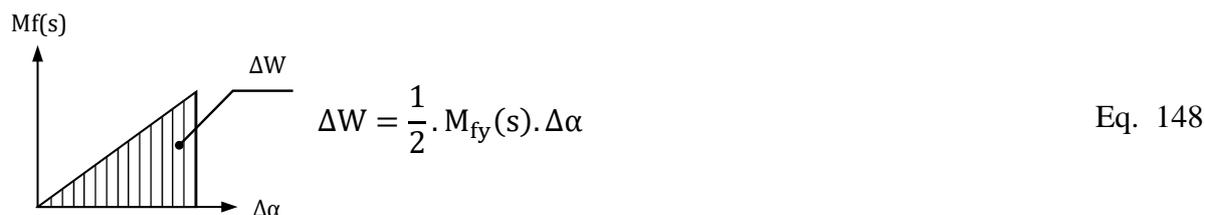


Figure 168. Configuration non déformée (1) et déformée (2)

La représentation conduit immédiatement à la loi de comportement de flexion décrite en Eq. 147.

$$\frac{1}{\mathcal{R}} = \frac{d\alpha}{ds} = \frac{M_{fy}(s)}{E \cdot I_{GZ}} \quad \text{Eq. 147}$$

Le système étant purement élastique isotrope, comme convenu dans l'hypothèse (v), le moment fléchissant évolue de façon linéaire avec la déformation  $\Delta\alpha$ . La variation du travail des efforts extérieurs est calculé avec l'Eq. 148.



En remarquant que  $\frac{d\alpha}{ds} \approx \frac{\Delta\alpha}{\Delta s}$ , alors le travail de déformation élastique par unité de longueur  $\frac{\Delta W}{\Delta s}$  (J/m) en flexion est défini en **Eq. 149** :

$$\frac{\Delta W}{\Delta s} = \frac{1}{2} \cdot \frac{M_{fy}^2(s)}{E \cdot I_{Gy}} \quad \text{Eq. 149}$$

L'énergie de déformation en flexion  $U_f$  (J) sur une longueur  $L$  est alors écrite dans l'**Eq. 150**.

$$U_f = \int_0^L \frac{1}{2} \cdot \frac{M_{fy}^2(s)}{E \cdot I_{Gy}} ds \quad \text{Eq. 150}$$

Le théorème de Castigliano stipule que l'énergie engendrée par une action mécanique  $F_i$  dans une direction  $x_i$  est le demi produit scalaire de l'action mécanique par son déplacement engendré  $q_i$ , tel que décrit en **Eq. 151**.

$$U = \frac{1}{2} F_i \cdot q_i \quad \text{Eq. 151}$$

Par calcul différentiel, le déplacement  $q_i$  engendré par l'action mécanique  $F_i$  se calcule d'après l'**Eq. 152**.

$$q_i = \frac{\partial U}{\partial F} \quad \text{Eq. 152}$$

Il est à noter que le déplacement  $q_i$  est un déplacement porté par une droite si l'action mécanique  $F_i$  est un glisseur, alors que  $q_i$  est une rotation si l'action mécanique  $F_i$  est un couple ou un moment.

Dans le cas de l'éprouvette STREAM, il n'existe pas de glisseur courbant l'éprouvette, puisque la déformation est engendrée par un moment fléchissant. Néanmoins, le théorème de la charge fictive permet d'utiliser le théorème de Castigliano en un point où il n'y a pas de force. Une charge artificielle  $F_{art}$  est introduite au point  $M$  où le déplacement doit être calculé. Le théorème de Castigliano dans le cas particulier où  $F_{art} = 0$  est donné en **Eq. 153**.

$$q_M = \left. \frac{\partial U(F_i, M_f, F_{art})}{\partial F_{art}} \right|_{F_{art}=0} \quad \text{Eq. 153}$$

Dans le cas de STREAM, il y a une évolution du moment fléchissant suivant l'axe  $x$ , illustrée en **Figure 169** ; son équation est décrite en **Eq. 154**.

$$M_{fy}(x) = -M_{fy} - F_{art}(L - x) \quad \text{Eq. 154}$$

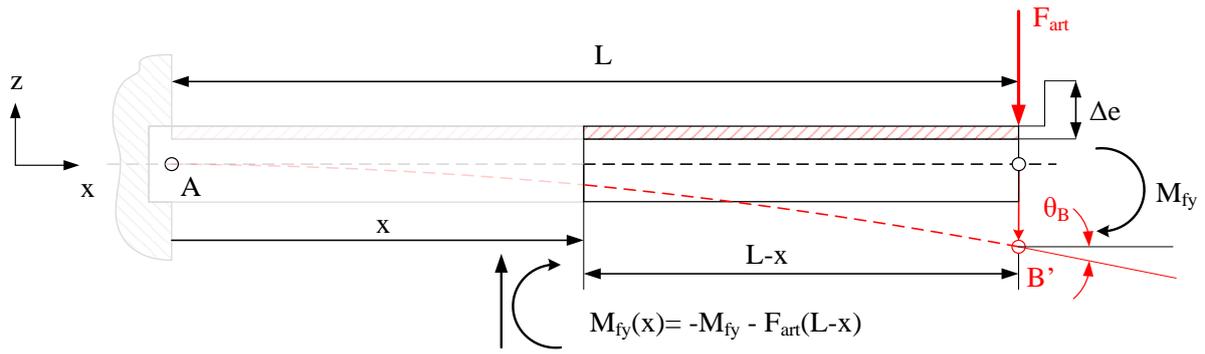


Figure 169. Coupe à droite de la poutre en flexion

L'application du théorème de Castigliano au point B donne la rotation  $\theta_B$  grâce à l'Eq. 155.

$$\theta_B = \frac{\partial U_f}{\partial M_f} = \frac{\partial}{\partial M_{fy}} \left( \int_0^L \frac{1}{2} \frac{M_{fy}^2(s)}{EI_{Gy}} ds \right) = \frac{1}{2EI_{Gy}} \frac{\partial}{\partial M_{fy}} \left( \int_0^L M_{fy}^2 ds \right) = \boxed{\frac{M_{fy}^2 L}{2EI_{Gy}}} \quad \text{Eq. 155}$$

L'application du théorème de la charge fictive dans l'Eq. 156 donne le déplacement  $BB'$ .

$$\begin{aligned} BB' &= \left. \frac{\partial U_f}{\partial F_{art}} \right|_{F_{art}=0} = \frac{1}{2EI_{Gy}} \frac{\partial}{\partial F_{art}} \left( \int_0^L (-M_{fy} - F_{art}(L-x))^2 dx \right)_{F_{art}=0} \\ &= \frac{1}{2EI_{Gy}} \left( \frac{2F_{art}L^3}{3} + L^2 M_{fy} \right)_{F_{art}=0} = \boxed{\frac{M_{fy} L^2}{2EI_{Gy}}} \end{aligned} \quad \text{Eq. 156}$$

Afin d'augmenter la sensibilité de la mesure de la flèche, une rallonge de longueur  $L_{ext}$  est ajoutée au dispositif à partir du point  $B'$ , comme montré en Figure 170.

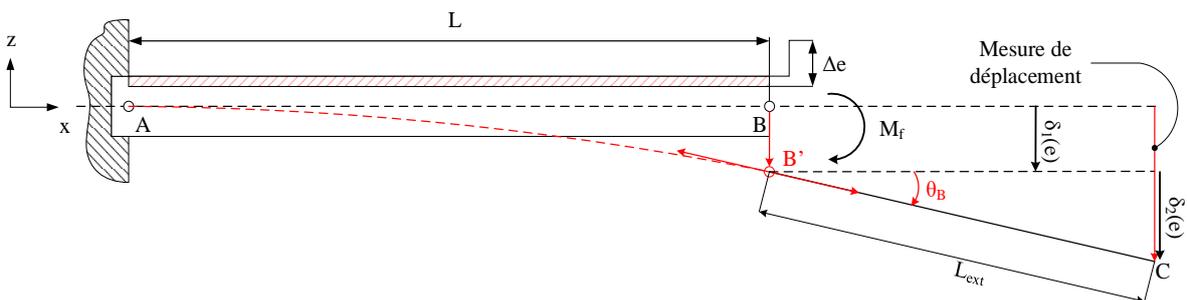


Figure 170. Configuration avec rallonge

Les distances  $\delta_1(e)$  et  $\delta_2(e)$  sont donc calculées avec les Eq. 157 et Eq. 158. Le déplacement final est calculé avec l'Eq. 159.

$$\delta_1(e) = BB' = \sigma(e) \cdot \frac{b \cdot \Delta e \cdot (e + \Delta e) \cdot L^2}{4 \cdot E \cdot \frac{b \cdot e^3}{12}} = \sigma(e) \frac{3 \cdot \Delta e \cdot (e + \Delta e) \cdot L^2}{E \cdot e^3} = A\sigma \quad \text{Eq. 157}$$

$$\delta_2(e) = B'C = L_{\text{ext}} \sin \theta_B = L_{\text{ext}} \sin \left[ \frac{\left( \sigma_x(e) \cdot \Delta e \cdot b \cdot \left( \frac{e + \Delta e}{2} \right)^2 \right) L}{2E \cdot \frac{b \cdot e^3}{12}} \right] \quad \text{Eq. 158}$$

$$= L_{\text{ext}} \sin \left[ \frac{3 b \cdot \Delta e^2 \cdot (e + \Delta e)^2 L}{2 \cdot E \cdot e^3} \cdot \sigma^2 \right] = L_{\text{ext}} \sin(B\sigma^2)$$

$$\delta(e) = BC = A\sigma + L_{\text{ext}} \sin(B\sigma^2) \approx A\sigma + L_{\text{ext}} B\sigma^2 \rightarrow \sigma^2 + \frac{A}{B \cdot L_{\text{ext}}} \sigma - \frac{\delta}{B \cdot L_{\text{ext}}} \approx 0 \quad \text{Eq. 159}$$

$$\rightarrow \sigma = \frac{-A + \sqrt{A^2 + 4BL_{\text{ext}}\delta}}{2BL_{\text{ext}}}$$

Une fois la première épaisseur  $\Delta e_1$  retirée, la poutre est soumise à un gradient de contraintes linéaire, tel qu'il existe une contrainte maximale  $\sigma_{\text{max}}$  en surface et une contrainte minimale de sur la face opposée  $\sigma_{\text{min}}$ , de façon symétrique, c'est-à-dire que  $\sigma_{\text{min}} = -\sigma_{\text{max}}$ . La répartition des contraintes est alors définie dans l'épaisseur  $z$  par une fonction linéaire s'annulant en  $y = 0$  mm, comme le montre la **Figure 171**.

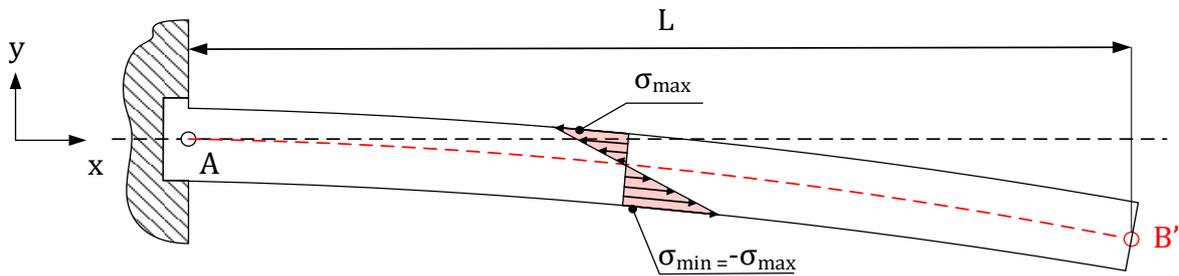


Figure 171. Répartition des contraintes dans l'épaisseur après enlèvement de la première couche

La répartition de la contrainte élastique dans l'épaisseur de l'éprouvette est recalculée à partir de l'**Eq. 160**.

$$\sigma(z) = \frac{2}{e} \sigma_{\text{max}} \cdot z \quad \text{Eq. 160}$$

Le moment fléchissant est calculé d'après la formule classique :

$$M_{fy} = - \int_{-\frac{e}{2}}^{\frac{e}{2}} z \cdot \sigma(z) dS = - \int_{-\frac{e}{2}}^{\frac{e}{2}} z \cdot \sigma(z) \cdot b \cdot dz = 2 \int_0^{\frac{e}{2}} z \cdot \sigma(z) \cdot b \cdot dz = \frac{4}{e} b \cdot \sigma_{\text{max}} [z^2]_0^{\frac{e}{2}} \quad \text{Eq. 161}$$

$$= \frac{1}{6} b \cdot e^2 \cdot \sigma_{\text{max}}$$

Sachant que le déplacement  $BB'$  est égal à  $\frac{M_{fy}L^2}{2EI_{Gy}}$ , calculé avec le théorème de la charge fictive à **Eq. 156**, alors la déflexion entraînée par le rééquilibrage des contraintes s'écrit en **Eq. 162**.

$$\delta_{B'} = M_f \frac{L^2}{2EI_{GZ}} = \frac{1}{6} b \cdot e^2 \cdot \sigma_{\max} \cdot \frac{L^2}{2EI_{GZ}} = \frac{1}{6} b \cdot e^2 \cdot \sigma_{\max} \cdot \frac{L^2}{2E \cdot \frac{b \cdot e^3}{12}} = \frac{\sigma_{\max} L^2}{E \cdot e} = A' \sigma_{\max} \quad \text{Eq. 162}$$

La rotation au point  $B'$  est égale à  $\frac{M_{fz}^2 L}{2EI_{Gz}}$ , calculée avec le théorème de Castigliano à l'équation **Eq. 155**. La rotation de rééquilibrage est alors donnée en **Eq. 163**.

$$\begin{aligned} \theta_{B'} &= M_f^2 \frac{L}{2EI_{Gz}} = \frac{1}{36} b^2 \cdot e^4 \cdot \sigma_{\max}^2 \cdot \frac{L}{2EI_{Gz}} = \frac{1}{36} b^2 \cdot e^4 \cdot \sigma_{\max}^2 \cdot \frac{L}{2E \cdot \frac{b \cdot e^3}{12}} = \frac{b \cdot e \cdot L}{E} \cdot \sigma_{\max}^2 \\ &= B' \sigma_{\max}^2 \end{aligned} \quad \text{Eq. 163}$$

Le déplacement total dû au rééquilibrage des contraintes  $\delta'$  s'exprime par l'**Eq. 164**.

$$\begin{aligned} \delta' &= \delta_{B'} + L_{\text{ext}} \sin \theta_{B'} \approx \delta_{B'} + L_{\text{ext}} \theta_{B'} \approx \sigma_{\max} \frac{L^2}{E \cdot e} + \frac{L_{\text{ext}} \cdot b \cdot e \cdot L}{E} \cdot \sigma_{\max}^2 \\ &\approx A' \sigma_{\max} + B' L_{\text{ext}} \sigma_{\max}^2 \end{aligned} \quad \text{Eq. 164}$$

La contrainte maximale est alors calculée depuis la mesure  $\delta'$  avec l'**Eq. 165**.

$$\sigma_{\max} \approx \frac{-A' + \sqrt{A'^2 + 4 \cdot B' \cdot L_{\text{ext}} \cdot \delta'}}{2 \cdot B' \cdot L_{\text{ext}}} \quad \text{Eq. 165}$$

Les coefficients  $A$ ,  $B$ ,  $A'$  et  $B'$  sont résumés dans l'**Eq. 166**.

$$A(e) = \frac{3 \cdot \Delta e \cdot (e + \Delta e) \cdot L^2}{E \cdot e^3}; B(e) = \frac{3 \cdot b \cdot \Delta e^2 \cdot (e + \Delta e)^2 L}{2 \cdot E \cdot e^3}; A'(e) = \frac{L^2}{E \cdot e}; B'(e) = \frac{b \cdot e \cdot L}{E} \quad \text{Eq. 166}$$

La contrainte présente dans la deuxième couche, une fois qu'elle aura été enlevée, est finalement calculée à partir de l'**Eq. 167**.

$$\sigma(e_2) = \sigma - \sigma' = \frac{-A(e_2) + \sqrt{A(e_2)^2 + 4B(e_2)L_{\text{ext}}\delta_2}}{2B(e_2)L_{\text{ext}}} - \frac{-A'(e_2) + \sqrt{A'(e_2)^2 + 4B'(e_2)L_{\text{ext}}\delta_1}}{2B'(e_2)L_{\text{ext}}} \quad \text{Eq. 167}$$

Dans la pratique, la flèche induite par le rééquilibrage des contraintes dans l'épaisseur de l'éprouvette est faible et de l'ordre de 10 à 13%.

## 8 Références bibliographiques

- Albrecht, P., 1960. New Developments in the Theory of the Metal-Cutting Process: Part I. The Ploughing Process in Metal Cutting. *Journal of Engineering for Industry* 82, 348–357. <https://doi.org/10.1115/1.3664242>
- Altintas, Y., 2000. *Manufacturing automation: metal cutting mechanics, machine tool vibrations, and CNC design*. Cambridge Univ. Press, Cambridge.
- Arola, D., Williams, C., 2002. Estimating the fatigue stress concentration factor of machined surfaces. *International Journal of Fatigue* 24, 923–930. [https://doi.org/10.1016/S0142-1123\(02\)00012-9](https://doi.org/10.1016/S0142-1123(02)00012-9)
- Attia, M.H., Cameron, A., Kops, L., 2002. Distortion in Thermal Field Around Inserted Thermocouples in Experimental Interfacial Studies, Part 4: End Effect. *Journal of Manufacturing Science and Engineering* 124, 135–145. <https://doi.org/10.1115/1.1419199>
- Ayed, Y., Germain, G., Ben Salem, W., Hamdi, H., 2014. Experimental and numerical study of laser-assisted machining of Ti6Al4V titanium alloy. *Finite Elements in Analysis and Design* 92, 72–79. <https://doi.org/10.1016/j.finel.2014.08.006>
- Bai, W., Sun, R., Roy, A., Silberschmidt, V.V., 2017. Improved analytical prediction of chip formation in orthogonal cutting of titanium alloy Ti6Al4V. *International Journal of Mechanical Sciences* 133, 357–367. <https://doi.org/10.1016/j.ijmecsci.2017.08.054>
- Barthelemy, B., 1980. NOTIONS PRATIQUES DE MECANIQUE DE LA RUPTURE.
- Basak, D., Overfelt, R.A., Wang, D., 2003. Measurement of Specific Heat Capacity and Electrical Resistivity of Industrial Alloys Using Pulse Heating Techniques. *International Journal of Thermophysics* 24, 1721–1733. <https://doi.org/10.1023/B:IJOT.0000004101.88449.86>
- Bayoumi, M.R., Abdellatif, A.K., 1995. Effect of surface finish on fatigue strength. *Engineering Fracture Mechanics* 51, 861–870. [https://doi.org/10.1016/0013-7944\(94\)00297-U](https://doi.org/10.1016/0013-7944(94)00297-U)
- Bergs, T., Abouridouane, M., Meurer, M., Peng, B., 2021. Digital image correlation analysis and modelling of the strain rate in metal cutting. *CIRP Annals* 70, 45–48. <https://doi.org/10.1016/j.cirp.2021.04.055>
- Besson, J., Devillers-Guerville, L., Pineau, A., 2000. Modeling of scatter and size effect in ductile fracture: application to thermal embrittlement of duplex stainless steels. *Engineering Fracture Mechanics* 22.
- Boivineau, M., Cagran, C., Doytier, D., Eyraud, V., Nadal, M.-H., Wilthan, B., Pottlacher, G., 2006. Thermophysical Properties of Solid and Liquid Ti-6Al-4V (TA6V) Alloy. *Int J Thermophys* 27, 507–529. <https://doi.org/10.1007/PL00021868>
- Boyce, B.L., Chen, X., Peters, J.O., Hutchinson, J.W., Ritchie, R.O., 2003. Mechanical relaxation of localized residual stresses associated with foreign object damage. *Materials Science and Engineering: A* 349, 48–58. [https://doi.org/10.1016/S0921-5093\(02\)00543-9](https://doi.org/10.1016/S0921-5093(02)00543-9)
- Brinksmeier, E., Gläbe, R., Klocke, F., Lucca, D.A., 2011. Process Signatures – an Alternative Approach to Predicting Functional Workpiece Properties. *Procedia Engineering* 19, 44–52. <https://doi.org/10.1016/j.proeng.2011.11.078>

- Brinksmeier, E., Klocke, F., Lucca, D.A., Sölter, J., Meyer, D., 2014. Process Signatures – A New Approach to Solve the Inverse Surface Integrity Problem in Machining Processes. *Procedia CIRP*, 2nd CIRP Conference on Surface Integrity (CSI) 13, 429–434. <https://doi.org/10.1016/j.procir.2014.04.073>
- Brinksmeier, E., Meyer, D., Heinzl, C., Lübben, T., Sölter, J., Langenhorst, L., Frerichs, F., Kämmler, J., Kohls, E., Kuschel, S., 2018. Process Signatures - The Missing Link to Predict Surface Integrity in Machining. *Procedia CIRP* 71, 3–10. <https://doi.org/10.1016/j.procir.2018.05.006>
- Brown, M., Crawford, P., M'Saoubi, R., Larsson, T., Wynne, B., Mantle, A., Ghadbeigi, H., 2019. Quantitative characterization of machining-induced white layers in Ti–6Al–4V. *Materials Science and Engineering: A* 764, 138220. <https://doi.org/10.1016/j.msea.2019.138220>
- Budak, E., Altintas, Y., Armarego, E.J.A., 1996. Prediction of Milling Force Coefficients From Orthogonal Cutting Data. *Journal of Manufacturing Science and Engineering* 118, 216–224. <https://doi.org/10.1115/1.2831014>
- Budak, E., Ozlu, E., 2008. Development of a thermomechanical cutting process model for machining process simulations. *CIRP Annals* 57, 97–100. <https://doi.org/10.1016/j.cirp.2008.03.008>
- Chaboche, J.L., 2008. A review of some plasticity and viscoplasticity constitutive theories. *International Journal of Plasticity* 24, 1642–1693. <https://doi.org/10.1016/j.ijplas.2008.03.009>
- Chaboche, J.L., 1991. On some modifications of kinematic hardening to improve the description of ratchetting effects. *International Journal of Plasticity* 7, 661–678. [https://doi.org/10.1016/0749-6419\(91\)90050-9](https://doi.org/10.1016/0749-6419(91)90050-9)
- Che-Haron, C.H., 2001. Tool life and surface integrity in turning titanium alloy. *Journal of Materials Processing Technology*, PART 1: CONTAINING PAPERS PRESENTED AT INTERNATIONAL CONFERENCE ON ADVANCES IN MATERIALS PROCESSING TECHNOLOGY 118, 231–237. [https://doi.org/10.1016/S0924-0136\(01\)00926-8](https://doi.org/10.1016/S0924-0136(01)00926-8)
- Che-Haron, C.H., Jawaid, A., 2005. The effect of machining on surface integrity of titanium alloy Ti–6% Al–4% V. *Journal of Materials Processing Technology* 166, 188–192. <https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2004.08.012>
- Cheng, W., Outeiro, J., Costes, J.-P., M'Saoubi, R., Karaoui, H., Astakhov, V., 2019. A constitutive model for Ti6Al4V considering the state of stress and strain rate effects. *Mechanics of Materials* 137, 103103. <https://doi.org/10.1016/j.mechmat.2019.103103>
- Childs, T. (Ed.), 2000. *Metal machining: theory and applications*. Arnold ; Wiley, London : New York.
- Childs, T.H.C., Arrazola, P.-J., Aristimuno, P., Garay, A., Sacristan, I., 2018. Ti6Al4V metal cutting chip formation experiments and modelling over a wide range of cutting speeds. *Journal of Materials Processing Technology* 255, 898–913. <https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2018.01.026>
- Cotterell, Matthew, Byrne, G., 2008. Characterisation of chip formation during orthogonal cutting of titanium alloy Ti–6Al–4V. *CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology, High Performance Cutting* 1, 81–85. <https://doi.org/10.1016/j.cirpj.2008.09.017>

- Cotterell, M., Byrne, G., 2008. Dynamics of chip formation during orthogonal cutting of titanium alloy Ti-6Al-4V. *CIRP Annals* 57, 93–96. <https://doi.org/10.1016/j.cirp.2008.03.007>
- Denkena, B., Biermann, D., 2014. Cutting edge geometries. *CIRP Annals* 63, 631–653. <https://doi.org/10.1016/j.cirp.2014.05.009>
- Dudzinski, D., Molinari, A., 1997. A modelling of cutting for viscoplastic materials. *International Journal of Mechanical Sciences* 39, 369–389. [https://doi.org/10.1016/S0020-7403\(96\)00043-4](https://doi.org/10.1016/S0020-7403(96)00043-4)
- Edkins, K.D., Rensburg, N.J. van, Laubscher, R.F., 2014. Evaluating the Subsurface Microstructure of Machined Ti-6Al-4V. *Procedia CIRP*, 2nd CIRP Conference on Surface Integrity (CSI) 13, 270–275. <https://doi.org/10.1016/j.procir.2014.04.046>
- Griffiths, B.J., 1987. Mechanisms of White Layer Generation With Reference to Machining and Deformation Processes. *J. Tribol.* 109, 525. <https://doi.org/10.1115/1.3261495>
- Grzesik, W., 2017. *Advanced machining processes of metallic materials: theory, modelling and applications*, Second edition. ed. Elsevier, Amsterdam Oxford Cambridge, MA.
- Hamm, I., Poulachon, G., Rossi, F., Biremaux, H., 2021. Innovative experimental measurements of cutting temperature and thermal partition during Ti-6Al-4V orthogonal cutting. *Procedia CIRP* 102, 281–286. <https://doi.org/10.1016/j.procir.2021.09.048>
- Herbert, C.R.J., Axinte, D.A., Hardy, M.C., Brown, P.D., 2011. Investigation into the Characteristics of White Layers Produced in a Nickel-Based Superalloy from Drilling Operations. *Procedia Engineering*, 1st CIRP Conference on Surface Integrity (CSI) 19, 138–143. <https://doi.org/10.1016/j.proeng.2011.11.092>
- Hillerborg, A., Modéer, M., Petersson, P.-E., 1976. Analysis of crack formation and crack growth in concrete by means of fracture mechanics and finite elements. *Cement and Concrete Research* 6, 773–781. [https://doi.org/10.1016/0008-8846\(76\)90007-7](https://doi.org/10.1016/0008-8846(76)90007-7)
- Huang, K., Yang, W., 2016. Analytical modeling of residual stress formation in workpiece material due to cutting. *International Journal of Mechanical Sciences* 114, 21–34. <https://doi.org/10.1016/j.ijmecsci.2016.04.018>
- Javidi, A., Rieger, U., Eichlseder, W., 2008. The effect of machining on the surface integrity and fatigue life. *International Journal of Fatigue* 30, 2050–2055. <https://doi.org/10.1016/j.ijfatigue.2008.01.005>
- Johnson, G.R., Cook, W.H., 1985. Fracture characteristics of three metals subjected to various strains, strain rates, temperatures and pressures. *Engineering Fracture Mechanics* 21, 31–48. [https://doi.org/10.1016/0013-7944\(85\)90052-9](https://doi.org/10.1016/0013-7944(85)90052-9)
- Kaschnitz, E., Reiter, P., McClure, J.L., 2002. Thermophysical Properties of Solid and Liquid 90Ti-6Al-4V in the Temperature Range from 1400 to 2300 K Measured by Millisecond and Microsecond Pulse-Heating Techniques. *International Journal of Thermophysics* 23, 267–275. <https://doi.org/10.1023/A:1013925715428>
- Kausch, H.-H., 2012. *Polymer Fracture*. Springer Science & Business Media.
- Klocke, F., 2011. *Manufacturing Processes 1: Cutting*, RWTH Edition. Springer Berlin Heidelberg, Berlin, Heidelberg. <https://doi.org/10.1007/978-3-642-11979-8>

- Komanduri, R., Hou, Z.B., 2000. Thermal modeling of the metal cutting process: Part I — Temperature rise distribution due to shear plane heat source. *International Journal of Mechanical Sciences* 42, 1715–1752. [https://doi.org/10.1016/S0020-7403\(99\)00070-3](https://doi.org/10.1016/S0020-7403(99)00070-3)
- la Monaca, A., Axinte, D.A., Liao, Z., M'Saoubi, R., Hardy, M.C., 2021. Towards understanding the thermal history of microstructural surface deformation when cutting a next generation powder metallurgy nickel-base superalloy. *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 168, 103765. <https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2021.103765>
- Lai, J., Huang, H., Busing, W., 2016. Effects of microstructure and surface roughness on the fatigue strength of high-strength steels. *Procedia Structural Integrity*, 21st European Conference on Fracture, ECF21, 20-24 June 2016, Catania, Italy 2, 1213–1220. <https://doi.org/10.1016/j.prostr.2016.06.155>
- Lazoglu, I., Ulutan, D., Alaca, B.E., Engin, S., Kaftanoglu, B., 2008. An enhanced analytical model for residual stress prediction in machining. *CIRP Annals* 57, 81–84. <https://doi.org/10.1016/j.cirp.2008.03.060>
- Le Biavant, K., Pommier, S., Prioul, C., 2002. Local texture and fatigue crack initiation in a Ti-6Al-4V titanium alloy: FATIGUE CRACK INITIATION IN Ti-6Al-4V TITANIUM ALLOY. *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures* 25, 527–545. <https://doi.org/10.1046/j.1460-2695.2002.00480.x>
- LEE, E.H., 1951. The Theory of Plasticity Applied to a Problem of Machining. *ASME J. Appl. Mech.* 18, 405.
- Lemaitre, J., Chaboche, J.-L., Benallal, A., 2009. *Mécanique des matériaux solides*. Dunod, Paris.
- Lemaitre, J., Dufailly, J., 1987. Damage measurements. *Engineering Fracture Mechanics* 28, 643–661. [https://doi.org/10.1016/0013-7944\(87\)90059-2](https://doi.org/10.1016/0013-7944(87)90059-2)
- Leopold, J., 2000. The Application of Visioplasticity in Predictive Modelling the Chip Flow, Tool Loading and Surface Integrity in Turning Operations. *MODELLING OF MACHINING OPERATIONS* 15.
- Lesuer, D.R., 2000. EXPERIMENTAL INVESTIGATIONS OF MATERIAL MODELS FOR TI-6Al-4V TITANIUM AND 2024-T3 ALUMINUM.
- Liang, X., Liu, Z., Wang, B., 2019. State-of-the-art of surface integrity induced by tool wear effects in machining process of titanium and nickel alloys: A review. *Measurement* 132, 150–181. <https://doi.org/10.1016/j.measurement.2018.09.045>
- Liang, X., Liu, Z., Wang, B., Hou, X., 2018. Modeling of plastic deformation induced by thermo-mechanical stresses considering tool flank wear in high-speed machining Ti-6Al-4V. *International Journal of Mechanical Sciences* 140, 1–12. <https://doi.org/10.1016/j.ijmecsci.2018.02.031>
- Mabrouki, T., Girardin, F., Asad, M., Rigal, J.-F., 2008. Numerical and experimental study of dry cutting for an aeronautic aluminium alloy (A2024-T351). *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 48, 1187–1197. <https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2008.03.013>
- Merchant, M.E., 1944. Basic mechanics of the cutting process. *Journal of Applied Mech* 11, 168–175.

- Milošević, N., Aleksić, I., 2012. Thermophysical properties of solid phase Ti-6Al-4V alloy over a wide temperature range. *International Journal of Materials Research* 103, 707–714. <https://doi.org/10.3139/146.110678>
- Mondelin, A., Valiorgue, F., Rech, J., Coret, M., Feulvarch, E., 2012. Hybrid model for the prediction of residual stresses induced by 15-5PH steel turning. *International Journal of Mechanical Sciences* 58, 69–85. <https://doi.org/10.1016/j.ijmecsci.2012.03.003>
- Moufki, A., Molinari, A., Dudzinski, D., 1998. Modelling of orthogonal cutting with a temperature dependent friction law. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids* 46, 2103–2138. [https://doi.org/10.1016/S0022-5096\(98\)00032-5](https://doi.org/10.1016/S0022-5096(98)00032-5)
- Moussaoui, K., Mousseigne, M., Senatore, J., Chieragatti, R., Lamesle, P., 2015. Influence of Milling on the Fatigue Lifetime of a Ti6Al4V Titanium Alloy. *Metals* 5, 1148–1162. <https://doi.org/10.3390/met5031148>
- Novovic, D., Aspinwall, D.K., Dewes, R.C., Bowen, P., Griffiths, B., 2016. The effect of surface and subsurface condition on the fatigue life of Ti-25V-15Cr-2Al-0.2C%wt alloy. *CIRP Annals* 65, 523–528. <https://doi.org/10.1016/j.cirp.2016.04.074>
- Novovic, D., Dewes, R.C., Aspinwall, D.K., Voice, W., Bowen, P., 2004. The effect of machined topography and integrity on fatigue life. *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 44, 125–134. <https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2003.10.018>
- Parisot, R., Forest, S., Pineau, A., Grillon, F., Demonet, X., Mategne, J.-M., 2004. Deformation and damage mechanisms of zinc coatings on hot-dip galvanized steel sheets: Part I. Deformation modes. *Metall and Mat Trans A* 35, 797–811. <https://doi.org/10.1007/s11661-004-0007-x>
- Poulachon, G., Albert, A., Schluraff, M., Jawahir, I.S., 2005. An experimental investigation of work material microstructure effects on white layer formation in PCBN hard turning. *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 45, 211–218. <https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2004.07.009>
- Ramberg, W., Osgood, W.R., 1943. Description of stress-strain curves by three parameters.
- Ramirez, C., 2017. ANR TITUS : Critères d'optimisation des alliages de TITane pour améliorer leur USinabilité. ENSAM, Cluny, France.
- Suraratchai, M., Limido, J., Mabru, C., Chieragatti, R., 2008. Modelling the influence of machined surface roughness on the fatigue life of aluminium alloy. *International Journal of Fatigue* 30, 2119–2126. <https://doi.org/10.1016/j.ijfatigue.2008.06.003>
- Taylor, D., Clancy, O.M., 1991. The Fatigue Performance of Machined Surfaces. *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures* 14, 329–336. <https://doi.org/10.1111/j.1460-2695.1991.tb00662.x>
- Taylor, G.I., 1938. Plastic strain in metals. *J. Inst. Metals* 62, 307–324.
- Thomas, M., Turner, S., Jackson, M., 2010. Microstructural damage during high-speed milling of titanium alloys. *Scripta Materialia* 62, 250–253. <https://doi.org/10.1016/j.scriptamat.2009.11.009>
- Toubhans, B., Fromentin, G., Viprey, F., Karaoui, H., Dorlin, T., 2020. Machinability of inconel 718 during turning: Cutting force model considering tool wear, influence on surface integrity. *Journal of Materials Processing Technology* 285, 116809. <https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2020.116809>

- Ulutan, D., Ozel, T., 2011. Machining induced surface integrity in titanium and nickel alloys: A review. *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 51, 250–280. <https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2010.11.003>
- Umbrello, D., Rotella, G., 2018. Fatigue life of machined Ti6Al4V alloy under different cooling conditions. *CIRP Annals* 67, 99–102. <https://doi.org/10.1016/j.cirp.2018.03.017>
- Usui, E., Takeyama, H., 1960. A Photoelastic Analysis of Machining Stresses. *Journal of Engineering for Industry* 82, 303–307. <https://doi.org/10.1115/1.3664233>
- Wyen, C.-F., Wegener, K., 2010. Influence of cutting edge radius on cutting forces in machining titanium. *CIRP Annals* 59, 93–96. <https://doi.org/10.1016/j.cirp.2010.03.056>
- Xu, X., Zhang, J., Liu, H., He, Y., Zhao, W., 2019. Grain refinement mechanism under high strain-rate deformation in machined surface during high speed machining Ti6Al4V. *Materials Science and Engineering: A* 752, 167–179. <https://doi.org/10.1016/j.msea.2019.03.011>
- Yao, C.-F., Tan, L., Ren, J.-X., Lin, Q., Liang, Y.-S., 2014. Surface Integrity and Fatigue Behavior for High-Speed Milling Ti–10V–2Fe–3Al Titanium Alloy. *J Fail. Anal. and Preven.* 14, 102–112. <https://doi.org/10.1007/s11668-013-9772-4>
- Ye, G.G., Chen, Y., Xue, S.F., Dai, L.H., 2014. Critical cutting speed for onset of serrated chip flow in high speed machining. *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 86, 18–33. <https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2014.06.006>
- Zhang, Y.C., Mabrouki, T., Nelias, D., Gong, Y.D., 2011. Chip formation in orthogonal cutting considering interface limiting shear stress and damage evolution based on fracture energy approach. *Finite Elements in Analysis and Design* 47, 850–863. <https://doi.org/10.1016/j.finel.2011.02.016>

**Ivan HAMM**

**Etude quantitative de l'effet des paramètres opératoires sur le chargement thermomécanique et l'intégrité de surface en fraisage de finition du Ti-6Al-4V**

**Résumé :**

Les structures aéronautiques, telles que les systèmes propulsifs, sont typiquement constituées de pièces métalliques dimensionnées pour supporter des chargements thermomécaniques importants. Il est alors indispensable de pouvoir garantir que la surface usinée possède l'ensemble des caractéristiques, notamment l'état de contrainte ou l'état métallurgique, qui lui permettront de remplir sa fonction sur une durée prédéfinie selon son dimensionnement.

Le présent travail a pour objectif d'analyser les paramètres d'usinage de l'opération de fraisage en finition de l'alliage de titane Ti-6Al-4V, dans le but de faire le lien inverse entre l'intégrité de surface et les paramètres du procédé de fabrication. Ces travaux se structurent autour de la notion de Process Signature, dont la démarche consiste dans un premier temps à quantifier la charge thermique et mécanique appliquée à la surface fabriquée en fonction des conditions du procédé. À partir de ces sollicitations, une modélisation thermomécanique permet de définir les champs de température et de déplacement de la matière de la surface générée. Des essais expérimentaux sont ensuite réalisés pour faire le lien entre cette charge thermomécanique et l'intégrité de surface obtenue (contraintes résiduelles, microstructure, état de surface.). C'est le principe même de la notion de Process Signature qui lie les chargements à l'intégrité de surface.

**Mots clés :** Process Signature ; Méthode inverse ; Intégrité de surface ; Chargement thermomécanique ; Ti-6Al-4V ; Fraisage finition

**Abstract :**

Aircraft structures, such as propulsion systems, are usually composed of metallic parts designed to tolerate high thermomechanical loads. It is essential to be able to ensure that the machined surface has all the characteristics, particularly the stress and metallurgical state, which will enable it to achieve its function over a predefined period according to its dimensions.

The objective of the present work is to analyze the machining parameters of the finish milling operation of the Ti-6Al-4V titanium alloy, with the aim of making the inverse link between the surface integrity and the manufacturing process parameters. This research is structured around the concept of Process Signature, whose approach consists in quantifying the thermal and mechanical load applied to the machined surface according to the process parameters. From these loadings, a thermomechanical modeling allows to define the temperature and displacement fields of the generated surface. Experimental tests are then carried out to establish the link between the thermomechanical loading case and the integrity of the surface obtained (residual stresses, microstructure, surface topography). This is the main purpose of the Process Signature concept, which links the loading case to the surface integrity.

**Keywords :** Process Signature ; Inverse method ; Surface integrity ; Thermomechanical loads ; Ti-6Al-4V ; Finish milling