



**HAL**  
open science

# Développement d'une méthodologie d'optimisation des conditions d'usinage : application au fraisage de l'alliage de titane TA6V

Floran Barelli

► **To cite this version:**

Floran Barelli. Développement d'une méthodologie d'optimisation des conditions d'usinage : application au fraisage de l'alliage de titane TA6V. Matériaux. Institut National Polytechnique de Toulouse - INPT, 2016. Français. NNT : 2016INPT0011 . tel-04235598

**HAL Id: tel-04235598**

**<https://theses.hal.science/tel-04235598v1>**

Submitted on 10 Oct 2023

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

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



Université  
de Toulouse

# THÈSE

En vue de l'obtention du

## DOCTORAT DE L'UNIVERSITÉ DE TOULOUSE

**Délivré par :**

Institut National Polytechnique de Toulouse (INP Toulouse)

**Discipline ou spécialité :**

Génie Mécanique, Mécanique des Matériaux

---

**Présentée et soutenue par :**

M. FLORAN BARELLI

le mardi 16 février 2016

**Titre :**

DEVELOPPEMENT D'UNE METHODOLOGIE D'OPTIMISATION DES  
CONDITIONS D'USINAGE, APPLICATION AU FRAISAGE DE L'ALLIAGE  
DE TITANE TA6V

---

**Ecole doctorale :**

Mécanique, Energétique, Génie civil, Procédés (MEGeP)

**Unité de recherche :**

Laboratoire de Génie de Productions de l'ENIT (E.N.I.T-L.G.P.)

**Directeur(s) de Thèse :**

M. GILLES DESSEIN

M. OLIVIER CAHUC

**Rapporteurs :**

M. BENOIT FURET, UNIVERSITE DE NANTES

M. GUILLAUME FROMENTIN, ENS ARTS METIERS PARIS

**Membre(s) du jury :**

M. WALTER RUBIO, UNIVERSITE TOULOUSE 3, Président

M. DIMITRI JACQUIN, UNIVERSITE BORDEAUX 1, Membre

M. GILLES DESSEIN, ECOLE NATIONALE D'INGENIEUR DE TARBES, Membre

M. OLIVIER CAHUC, UNIVERSITE BORDEAUX 1, Membre



À mes parents,  
Mon frère Julien,  
Ma famille,  
Antoine,  
Et bien évidemment  
à toi, Clémence.

*“Rien ne vaut la recherche lorsqu’on veut trouver quelque chose.”*

J. R. R. Tolkien

*Bilbo le Hobbit*

1988



---

# Remerciements

---

A l'issue de ces années de thèse, je souhaiterais adresser mes remerciements aux différentes personnes qui m'ont entouré et apporté leur soutien durant la réalisation de ce doctorat.

Aussi, je remercie en premier lieu mes directeurs de thèse M. Gilles DESSEIN, Professeur à l'ENI de Tarbes, ainsi que M. Olivier CAHUC, Professeur à l'Université de Bordeaux 1, pour avoir cru en moi, m'avoir guidé et permis de mener à terme l'ensemble de mes travaux de thèse.

Egalement, je voudrais remercier M. Philippe DARNIS, Professeur à l'Université de Bordeaux 1, M. Raynald LAHEURTE, Maître de Conférences à l'Université de Bordeaux 1 et M. Michel MOUSSEIGNE, Maître de Conférences à l'Université Paul Sabatier, d'avoir encadré mes travaux et de m'avoir aidé à approfondir mes recherches et à progresser dans ces dernières. Je souhaite que l'ensemble de ma direction et de mon encadrement trouve et croit en la sincérité de mon amitié à leur égard. Que nos futures conversations restent chaleureuses.

Je tenais de même à remercier M. Walter RUBIO, Professeur à l'Université de Paul Sabatier, pour avoir présidé le jury de ma thèse mais également pour m'avoir aidé à démarrer dans le milieu de l'usinage.

Mes remerciements s'adressent aussi à M. Benoit FURET, Professeur à l'Université de Nantes et M. Guillaume FROMENTIN, Maître de Conférences HDR à l'ENSAM de Cluny, pour m'avoir fait l'honneur de rapporter ma thèse, permis d'améliorer mon analyse et d'étoffer mes travaux.

J'exprime ma gratitude à M. Dimitri JACQUIN, Maître de Conférences à l'Université de Bordeaux 1 et M. Jean-Baptiste ROUFFET, Docteur Ingénieur au sein du groupe Airbus, pour avoir accepté d'examiner ma thèse et pour l'intérêt qu'ils y ont porté.

De plus, je me dois de remercier grandement M. Vincent WAGNER, Maître de Conférences à l'ENI de Tarbes, pour le temps, l'analyse, le soutien dont il a fait preuve au cours de ma thèse mais également pour son amitié.

Une thèse c'est aussi l'occasion de rencontrer de nombreuses personnes extraordinaires, allant d'amis doctorant à Maître de Conférences et à qui j'adresse mes sincères remerciements : Corentin, Karima, Farouk, Matthias, Guillaume V., Guillaume P., Quentin, Nassime, Paula, Christian, Simon, Ioav, Miguel, Julie, Laurence, Damien, Romain, Eric, Yannick, Kamel, Andrei, Guralp et Hélène. Je ne pourrai pas oublier les membres de la JCE, Lionel et Blandine et de mes groupes de musique Autoklave et Jellywatch : Malik, Julien, Andy, Simon, Guillaume et Gwen, tout comme Guigui, Anne Sophie, Loïc, Emma et l'expatriée Phaki.

Enfin, le résultat de ces travaux n'aurait pas été le même sans ma famille, mon frère Julien, mes parents, mon ami de toujours Antoine mais surtout sans toi Clémence. A vous tous, je ne saurais jamais vous remercier assez et vous dire à quel point vous avez compté, vous comptez et vous compterez dans ma vie.

---

# Table des matières

---

<b>Introduction générale</b>	<b>xii</b>
<b>1 Étude bibliographique</b>	<b>5</b>
1.1 Introduction . . . . .	6
1.2 Usinage de l'alliage de titane TA6V . . . . .	6
1.2.1 Microstructures de l'alliage de titane TA6V . . . . .	7
1.2.2 Mécanismes de formation du copeau . . . . .	9
1.2.3 Usinabilité des alliages de titane . . . . .	14
1.3 Contraintes résiduelles . . . . .	22
1.3.1 Moyens de mesure . . . . .	22
1.3.2 Modélisation des contraintes résiduelles . . . . .	25
1.4 Modélisation des actions thermomécaniques de la coupe . . . . .	26
1.4.1 Modélisation de la coupe en tournage . . . . .	26
1.4.2 Modélisation de la coupe en fraisage . . . . .	31
1.5 Conclusion . . . . .	34
<b>2 Usinabilité de l'alliage de titane TA6V</b>	<b>37</b>
2.1 Introduction . . . . .	38
2.2 Approche du Couple Outil Matière . . . . .	38
2.2.1 Dispositif expérimental . . . . .	39
2.2.2 Essais de qualification . . . . .	40

## TABLE DES MATIÈRES

---

2.2.3	Détermination de l'espace de fonctionnement des vitesses de coupe . . . . .	40
2.2.4	Détermination de la plage $h_{min} - h_{max}$ . . . . .	49
2.2.5	Détermination des données limites . . . . .	57
2.2.6	Conclusion intermédiaire . . . . .	60
2.3	Analyse des modes d'usure des outils coupants . . . . .	61
2.3.1	Usinage avec la fraise en carbure monobloc - TA6V $\alpha\beta$ non traité transus $\beta$ . . . . .	61
2.3.2	Usinage avec la fraise à plaquettes - TA6V $\alpha\beta$ traité transus $\beta$ . . . . .	70
2.3.3	Conclusion intermédiaire . . . . .	78
2.4	Morphologie des copeaux - essais de tournage . . . . .	79
2.4.1	Cas de l'usinage du TA6V $\alpha\beta$ non traité transus $\beta$ . . . . .	80
2.4.2	Cas de l'usinage du TA6V $\alpha\beta$ traité transus $\beta$ . . . . .	88
2.4.3	Conclusion intermédiaire . . . . .	99
2.5	Conclusion . . . . .	100
<b>3</b>	<b>Écoulement du copeau</b> . . . . .	<b>103</b>
3.1	Introduction . . . . .	104
3.2	Mesures des efforts et données géométriques . . . . .	105
3.2.1	Dispositif expérimental . . . . .	105
3.2.2	Observations des données géométriques obtenues par l'acquisition d'images . . . . .	108
3.3	Interprétation des longueurs de contact . . . . .	112
3.3.1	Exploitation des résultats issus de la modélisation . . . . .	114
3.3.2	Conclusion intermédiaire . . . . .	121
3.4	Cas de l'alliage de titane TA6V $\alpha\beta$ non traité transus $\beta$ . . . . .	122
3.4.1	Dispositif expérimental . . . . .	122
3.4.2	Données géométriques de la coupe . . . . .	123
3.4.3	Explications des longueurs de contact . . . . .	125
3.5	Conclusion . . . . .	130

---

<b>4</b>	<b>Modélisation et analyse des contraintes résiduelles</b>	<b>133</b>
4.1	Introduction . . . . .	134
4.2	Contraintes résiduelles mesurées . . . . .	134
4.3	Modélisation numérique des contraintes résiduelles . . . . .	136
4.3.1	Définition du chargement thermomécanique . . . . .	136
4.3.2	Chargement thermique . . . . .	141
4.3.3	Application et déplacement du chargement thermomécanique . . . . .	142
4.3.4	Résultats de la modélisation . . . . .	143
4.4	Influence du chargement thermomécanique sur les résultats . . . . .	148
4.4.1	Influence de l'effort $F_{c3}$ . . . . .	149
4.4.2	Influence de l'effort $F_{r3}$ . . . . .	150
4.4.3	Influence de la densité de flux de chaleur en zone de cisaillement primaire . . . . .	151
4.4.4	Influence de la densité de flux de chaleur en zone de cisaillement tertiaire . . . . .	152
4.4.5	Influence de la vitesse de déplacement du chargement thermoméca- nique . . . . .	153
4.5	Interprétation de l'influence des conditions de coupe et des géométries d'ou- til sur les contraintes résiduelles . . . . .	154
4.6	Conclusion . . . . .	155
	<b>Conclusion générale</b>	<b>157</b>
	<b>Annexe 1</b>	<b>171</b>
	<b>Annexe 2</b>	<b>178</b>
	<b>Annexe 3</b>	<b>187</b>
	<b>Annexe 4</b>	<b>193</b>
	<b>Annexe 5</b>	<b>196</b>
	<b>Annexe 6</b>	<b>202</b>



---

# Table des notations

---

Par ordre d'apparition

$V_c$	vitesse de coupe ( $m \cdot \text{min}^{-1}$ )
$f_z$	avance à la dent en fraisage ( $mm \cdot dt^{-1}$ )
$a_p$	profondeur de passe ( $mm$ )
$a_e$	engagement radial ( $mm$ )
$V_{c_{min}}$	vitesse de coupe minimum ( $m \cdot \text{min}^{-1}$ )
$h_{min}$ et $h_{max}$	épaisseurs de coupe minimale et maximale ( $mm$ )
$A_{D_{max}}$	section de coupe maximale ( $mm^2$ )
$F_x$ , $F_y$ , et $F_z$	composantes des efforts dans les axes de la platine ( $N$ )
$F_c$ , $F_r$ , et $F_z$	composantes colinéaire à la vitesse de coupe, à l'avance et composante axiale des efforts de coupe ( $N$ )
$F_s$	effort de cisaillement ( $N$ )
$V_b$	critère d'usure en dépouille ( $mm$ )
$F_s$	effort de cisaillement dans le plan primaire de cisaillement ( $N$ )
$\varphi_s$	angle de cisaillement ( $deg$ )
$t_{min}$ et $t_{max}$	épaisseurs de copeau minimale et maximale ( $mm$ )
$e_{bs}$	épaisseur de la bande de cisaillement secondaire ( $\mu m$ )
$L_c$	longueurs de contact outil-copeau ( $mm$ )
$b_{cf}$	largeur de chanfrein ( $mm$ )
$r_{avance}$	rapport entre l'avance et la largeur de chanfrein
$r_{Lc}$	rapport entre la longueur de contact et la largeur de chanfrein
$F_{cf-c}$ et $F_{cf-t}$	contributions aux efforts du chanfrein ( $N$ )
$F_{tc}$ et $F_{nc}$	efforts tangentiels et normaux à la face de coupe (cas avec zone morte) ( $N$ )

## Table des notations

---

$t_1$	épaisseur de coupe en coupe orthogonale ( $mm$ )
$t_2$	épaisseur de copeau en coupe orthogonale ( $mm$ )
$\alpha_0$	angle de coupe ( $deg$ )
$\alpha_1$	angle de chanfrein ( $deg$ )
$\gamma$	angle de dépouille ( $deg$ )
$V_s$	vitesse de cisaillement ( $m \cdot min^{-1}$ )
$V_{co}$	vitesse du copeau ( $m \cdot min^{-1}$ )
$w$	profondeur de coupe en coupe orthogonale ( $mm$ )
$\tau_{BO}$ et $\sigma_{BO}$	contraintes tangentielles et normales le long de la zone morte ( $MPa$ )
$\mu$	coefficient de frottement apparent de la face de coupe
$T_{AB}$ et $T_r$	température dans le plan de cisaillement primaire et température ambiante ( $^{\circ}C$ )
$\beta$	proportion de chaleur évacuée dans le copeau
$\rho$	masse volumique ( $kg/m^3$ )
$c$	chaleur spécifique ( $J/(kg^{\circ}C)$ )
$T_{int}$	température à l'interface outil-copeau ( $^{\circ}C$ )
$\Delta T_m$	élévation maximale de la température dans le copeau ( $^{\circ}C$ )
$\Delta T_c$	élévation moyenne de la température dans le copeau ( $^{\circ}C$ )
$R_T$	coefficient thermique
$F_{c1}$ et $F_{r1}$	efforts de coupe du chanfrein (cas sans zone morte) ( $N$ )
$F_{c2}$ et $F_{r2}$	efforts de coupe de la face de coupe (cas sans zone morte) ( $N$ )
$F_{c3}$ et $F_{r3}$	efforts de coupe de la dépouille (cas sans zone morte) ( $N$ )
$N_1$ et $F_1$	efforts normaux et tangentiels du chanfrein (cas sans zone morte) ( $N$ )
$N_2$ et $F_2$	efforts normaux et tangentiels de la face de coupe (cas sans zone morte) ( $N$ )
$N_3$ et $F_3$	efforts normaux et tangentiels de la dépouille (cas sans zone morte) ( $N$ )
$\mu_{cf}$	coefficient de frottement apparent du chanfrein (cas sans zone morte)
$\sigma_{xx}$	contraintes résiduelles circonférentielles ( $MPa$ )
$P_n(x)$	pressions normales de contact en dépouille (cas sans zone morte) ( $MPa$ )
$P_t(x)$	pressions tangentielles de contact en dépouille (cas sans zone morte) ( $MPa$ )
$S_{dep}$	surface de l'usure en dépouille ( $mm^2$ )
$l_{dep}$	longueur l'usure en dépouille ( $mm^2$ )

$\mu_{Fr_3}$	coefficient de frottement en dépouille (cas sans zone morte)
$Dens_{ZCP}$	densité de flux en ZCP (cas sans zone morte) ( $W \cdot mm^{-2}$ )
$Dens_{ZCT}$	densité de flux en ZCT (cas sans zone morte) ( $W \cdot mm^{-2}$ )
$\Lambda_2$	pourcentage d'énergie de déformation plastique dissipée en chaleur (cas sans zone morte)
$\Lambda_3$	coefficient de partage de chaleur entre la plaquette et la pièce (cas sans zone morte)
$F_{cZCP}$	effort de coupe dans la ZCP (cas sans zone morte) ( $N$ )



---

# Introduction générale

---

A l'initiative du projet FUI Titanium Machining and Simulation (TiMaS) se trouve la volonté de fédérer les spécialistes industriels et académiques régionaux de la mise en oeuvre des pièces à base de titane (nuance Ti-6Al-4V principalement). Ainsi sont réunis dans ce projet deux usineurs (Airbus Saint-Eloi et Figeac Aéro), un forgeron (Aubert & Duval), deux Petites et Moyennes Entreprises (Aurock et Impetus AFEA) et trois laboratoires universitaires (LGP Tarbes, I2M Bordeaux et ICA Toulouse). Ce regroupement a pour but de créer une synergie capable de proposer des solutions aux verrous technologiques inhérents à chaque étape de la production des pièces de structure aéronautique élaborées dans cet alliage, comme de mieux comprendre les interactions entre chaque procédé.

L'objectif du projet est ainsi de développer un outil d'analyse et d'optimisation des contraintes de fabrication des pièces de structure en alliage de titane (cadres de porte, nervures, longerons...) afin de diminuer le coût des opérations d'usinage et de parachèvement.

Le projet se divise ainsi en quatre axes d'étude :

- le premier concerne la caractérisation des lois de comportement des matériaux considérés pour le projet (à savoir un TA6V et un TA6V traité transus ) par l'établissement des lois rhéologiques des deux matériaux, la caractérisation des phénomènes thermomécaniques et de l'évolution de la microstructure des pièces issues de matriçage,
- le second, dans lequel s'insèrent les travaux de cette thèse, vise à définir les espaces de fonctionnement des paramètres de coupe et les stratégies optimales d'usinage des pièces,
- le troisième axe a pour objectif de modéliser les phénomènes physiques intervenant dans le processus de fabrication des pièces en s'appuyant sur les résultats des deux précédentes études,
- le dernier axe cherche à établir un outil permettant d'optimiser le processus de fabrication sous l'éclairage des résultats obtenus dans les trois autres axes de recherche et de l'appliquer sur un démonstrateur.

Le projet TiMaS est à l'initiative du démarrage de trois thèses, chacune répartie dans les 3 premiers axes d'étude et dans 3 laboratoires différents, permettant une collaboration étroite entre les acteurs universitaires et industriels.

Ainsi, concernant notre étude, les difficultés liées à la coupe de l'alliage de titane TA6V conduisent les industriels à s'intéresser à l'usinabilité de ce titane. Ces difficultés sont de plusieurs ordres, à savoir :

- des conditions de coupe employées généralement faibles, menant à des temps d'usinage élevés,
- des usures rapides des outils coupants conduisant à l'augmentation des coûts d'usinage,
- le choix des géométries d'outil optimales,
- la définition de stratégies d'usinage réduisant, à la fois les déformations de pièces et les temps d'usinage,
- l'impact du processus d'usinage sur la génération de contraintes résiduelles,

Afin de répondre au mieux aux attentes des industriels, nous avons décidé d'étudier l'usinabilité du TA6V appliquée à deux pièces industrielles qui sont une nervure de l'A320 (TA6V  $\alpha\beta$  non traité transus  $\beta$ ) et un longeron de l'A400M (TA6V  $\alpha\beta$  traité transus  $\beta$ ).

Vers une volonté de comprendre le processus de coupe pour ces titanes et vers la perspective d'apporter des gains en productivité, nous nous intéressons à trois axes majeurs :

- une caractérisation du comportement du matériau en usinage suivant la microstructure adoptée par ce dernier,
- une évaluation de l'influence des géométries d'outil, des conditions de coupe et de la microstructure du matériau sur les efforts de coupe et les mécanismes d'usure,
- une compréhension de l'impact de ces paramètres sur la génération des contraintes résiduelles.

L'objectif des travaux présentés est donc d'une part d'étudier l'usinabilité de ces deux matériaux associés aux outils coupants, employés par les industriels, qui permettent actuellement de les usiner. Ceci a pour but de répondre aux objectifs industriels de réduction des coûts de fabrication liés aux opérations d'usinage. D'autre part, afin de mieux comprendre le processus de coupe pour l'usinage de l'alliage de titane TA6V, nous étudierons également l'influence de l'état de la microstructure de la matière usinée sur la génération et la segmentation du copeau et les différences d'efforts de coupe obtenues pour ces deux états dans des conditions de coupe similaires.

Dans un deuxième temps, l'étude présentée dans cette thèse visera à comprendre l'influence des conditions de coupe et des géométries d'outil sur le frottement du copeau sur la face de coupe, et donc les mécanismes d'usure de la face de coupe. Cette étude sera faite pour les deux états de microstructures énoncés avec des outils à préparation

d'arête chanfreinée en coupe orthogonale. En effet, la coupe de l'alliage de titane TA6V avec des outils chanfreinés n'est encore que faiblement étudiée et nous tenterons alors d'identifier les phénomènes perturbateurs qu'ils peuvent générer sur la coupe, notamment par la présence de zone morte en pointe de l'outil. Enfin, en nous basant sur ces essais de coupe orthogonale, nous chercherons dans une troisième partie, l'influence des conditions de coupe et des préparations d'arête chanfreinée sur la génération des contraintes résiduelles, qui est un objectif majeur du projet TiMaS

Le mémoire s'organise autour de quatre chapitres.

Le premier chapitre vise à comprendre l'usinabilité des alliages de titane et plus particulièrement celle du TA6V. Ainsi nous nous intéresserons aux mécanismes de formation du copeau pour ces alliages et aux usures des outils coupants généralement constatées. Ensuite, nous chercherons à comprendre l'influence des conditions de coupe et des géométries d'outil sur l'intégrité de surface et plus particulièrement sur la génération des contraintes résiduelles. Une deuxième partie de ce chapitre dressera un bilan des modélisations de la coupe existantes et nous permettra de choisir les modélisations adaptées à la description des phénomènes de coupe pour notre étude.

Le deuxième chapitre répondra directement à un des objectifs du projet TiMaS, à savoir la détermination des espaces de fonctionnement des conditions de coupe pour deux outils dans leur matériau respectif. Nous nous appuierons sur la démarche expérimentale du couple outil-matière (COM) et sur l'analyse des énergies spécifiques de coupe et des modes de dégradation des outils, pour proposer des gains de productivité attendus. Ensuite, afin de comprendre l'impact du matériau usiné sur le processus de coupe, nous analyserons l'influence de la microstructure de l'alliage de titane TA6V sur les mécanismes de formation et de segmentation du copeau.

Dans le troisième chapitre, afin de préciser l'usure par diffusion, nous établirons les liens existants entre les conditions de coupe, les géométries d'outil et la microstructure du matériau sur l'écoulement du copeau sur la face de coupe des outils. Des essais de coupe orthogonale seront réalisés et à l'aide de l'acquisition de l'écoulement du copeau par caméras rapides, nous évaluerons l'impact de chacun des paramètres de la coupe sur les longueurs de contact outil-copeau au cours de l'usinage.

Enfin, dans le dernier chapitre, en nous basant sur les résultats expérimentaux du chapitre précédent, nous chercherons à comprendre l'influence des conditions de coupe et des géométries d'outil sur la génération des contraintes résiduelles. Nous établirons une modélisation numérique permettant de comprendre l'impact de chaque zone de la coupe et donc des paramètres de coupe sur l'évolution des contraintes résiduelles.

Les résultats obtenus permettront :

- d’observer les différences de comportement du matériau et des processus de cisaillement dans les zones de la coupe, en fonction de la microstructure du TA6V,
- d’identifier des efforts et des mécanismes d’usure des outils de fraisage, différents suivant leur géométrie et la microstructure du TA6V. L’étude de l’influence des conditions de coupe sur les énergies spécifiques et les durées de vie des outils permet de définir des conditions de coupes pour chaque couple outil-matière, allant vers une amélioration de la productivité et de la durée de vie des outils,
- de montrer que l’usure en diffusion est fortement dépendante de la nature du contact entre le copeau et la face de coupe. Ce contact est variable et cette variabilité est directement imposée par la microstructure du titane (suivant la stabilité des mécanismes de cisaillement du copeau qu’elle impose), les conditions de coupe et les géométries d’outil. Il est possible de réduire l’étendue de la zone usée par diffusion, par élévation de l’angle de coupe des outils, ainsi que par l’augmentation de la vitesse de coupe,
- de déterminer l’impact des conditions de coupe et de la géométrie des outils sur la nature du chargement thermomécanique appliqué sur la surface usinée, et donc sur l’évolution des contraintes résiduelles.

Enfin, une conclusion générale rappellera les principaux résultats de notre étude et permettra d’en exprimer les perspectives.

## CHAPITRE 1

---

# Étude bibliographique

---

### 1.1 Introduction

Les objectifs de la thèse sont d'une part de déterminer les domaines de fonctionnement des conditions de coupe pour deux outils de fraisage utilisés par les industriels, en rapport avec les critères d'usinabilité que sont les efforts de coupe et les usures. Ces outils présentant des géométries différentes et usinant chacun un matériau distinct (un TA6V  $\alpha\beta$  non traité transus  $\beta$  et un TA6V  $\alpha\beta$  traité transus  $\beta$ ), des différences de comportement sont attendues. D'autre part, nous cherchons à comprendre l'influence de la microstructure du matériau sur les mécanismes de formation du copeau. Ces mécanismes de formation ont un impact sur l'écoulement du copeau. Cet aspect sera analysé dans une étude comparative de l'influence des conditions de coupe et des géométries d'outil (outils chanfreinés) sur les longueurs de contact outil-copeau et les usures qu'elles occasionnent. Enfin, ces essais nous permettront aussi de déterminer l'influence des paramètres de coupe (géométrie d'outil et conditions de coupe) sur la génération des contraintes résiduelles.

En amont de ces travaux, nous étudions donc l'usinabilité des alliages de titane en commençant par une description des microstructures rencontrées pour le TA6V, puis nous nous intéressons aux mécanismes de formation du copeau et aux morphologies de ces derniers généralement observés dans l'étude de la coupe des alliages de titane. Nous présentons également les divers mécanismes d'usure des outils coupant constatés pour l'usinage de ces alliages. Toujours dans l'usinabilité du titane nous définissons l'influence des paramètres de coupe (conditions de coupe, géométrie de coupe) sur l'intégrité de la surface usinée, en portant une attention particulière aux contraintes résiduelles. Dans une deuxième partie de ce chapitre, nous dressons un rapide bilan des modélisations du processus de coupe existantes en tournage et en fraisage et des choix que nous faisons pour alimenter l'étude présentée dans cette thèse.

### 1.2 Usinage de l'alliage de titane TA6V

Le titane est le neuvième élément le plus abondant sur la terre et malgré le coût élevé de sa méthode d'extraction, sa consommation ne cesse d'augmenter dans le secteur de l'aéronautique (20% entre 2010 et 2016). L'alliage de titane Ti-6Al-4V, ou plus communément appelé TA6V, représente 50% des alliages de titane utilisés à ce jour et est donc un des alliages de titane le plus employé dans ce secteur [Leyens and Peters, 2003]. Ceci s'explique par le fait qu'il possède un rapport densité/module d'Young avantageux. De plus, son usinabilité est de plus en plus étudiée par la communauté scientifique

[Bouchnak, 2010][Arrazola et al., 2009][Calamaz, 2008][Moussaoui et al., 2015] et en fait donc un alliage de choix pour les applications industrielles relatives à la fabrication. Cet alliage est constitué de 6% d'aluminium, de 4% de vanadium et 90% de titane en composition nominale massique (*tab.* 1.1) et constitue l'alliage de notre étude.

Éléments	Al	V	O	N	Ti
Fraction massique (%)	5.5 à 6.75	3.5 à 4.5	max 0.2	max 0.05	base

TABLE 1.1 – Composition massique nominale des alliages TA6V [Castany, 2007]

### 1.2.1 Microstructures de l'alliage de titane TA6V

De manière générale, le titane et ses alliages sont constitués de deux phases allotropiques (faculté d'un corps à exister sous plusieurs formes cristallines ou moléculaires différentes) : la première est la phase  $\alpha$  de structure cristallographique hexagonale compacte et la seconde est la phase  $\beta$  de structure cubique centrée. Pour le titane pur, la phase  $\alpha$  est stable pour des températures inférieures à 882 °C. Quant à la phase  $\beta$ , celle-ci est stable pour des températures supérieures à 882 °C et inférieures à la température de fusion de 1670 °C. La température de transus entre ces deux phases possède une forte dépendance aux éléments d'addition. De ce fait, pour le TA6V, ce sont les éléments d'alliage  $\beta$ -tagènes constitués par le vanadium principalement, stabilisant la phase  $\beta$  à basse température, qui permettent à l'alliage de titane d'être biphasé  $\alpha/\beta$  à température ambiante. Les éléments  $\alpha$ -tagènes stabilisant la phase  $\alpha$ , principalement l'aluminium, auront pour effet d'élever la température de transus  $\alpha/\beta$  [Combres and Champin, 1995][Castany, 2007].

La microstructure de l'alliage de titane TA6V va fortement dépendre de la façon dont se déroule l'étape de recristallisation lors du procédé d'élaboration du matériau [Lütjering and Williams, 2003][Lütjering, 1998]. Si celle-ci est faite dans le domaine  $\beta$  et suivie par une trempe énergétique, la phase  $\beta$  va subir une transformation martensitique amenant à la formation d'une microstructure aiguillée (*fig.* 1.2.1a). Lorsque la vitesse de refroidissement diminue, le diamètre des aiguilles augmente pour finir par se transformer en lamelles d'épaisseur de plus en plus conséquente. La microstructure est alors dite lamellaire (*fig.* 1.2.1b).

Lorsque l'étape de recristallisation est effectuée dans le domaine  $\alpha/\beta$ , des nodules alpha primaires  $\alpha_p$  vont se former et se mêler aux grains  $\beta$ . Les éléments d'alliage vont alors se placer dans leurs lieux préférentiels : l'aluminium pour les nodules  $\alpha_p$  et le vanadium dans les grains  $\beta$ . C'est lors du refroidissement que les lamelles alpha secondaires  $\alpha_s$  vont se retrouver piégées dans les grains  $\beta$  et se cristalliser en leur sein [Castany, 2007].

## 1. Étude bibliographique

---

La microstructure ainsi créée est dite bimodale ou duplex (*fig. 1.2.1c*). Par traitement thermique, il est possible de briser ces lamelles et de les faire recristalliser en nodules sphériques. La microstructure obtenue est alors équiaxe (*fig. 1.2.1d*).

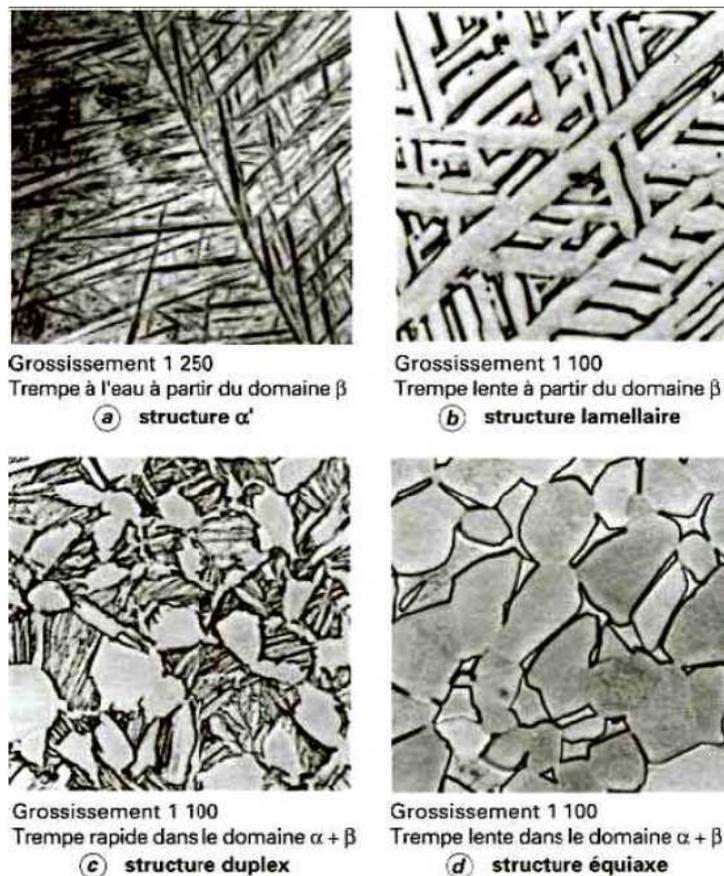


FIGURE 1.2.1 – Microstructures possibles pour l'alliage de titane TA6V [Combres and Champin, 1995]

Nous verrons dans les travaux présentés dans cette thèse que la microstructure de l'alliage de titane TA6V aura une influence sur les mécanismes de formation du copeau. Elle possède une influence non négligeable sur les phénomènes de cisaillement intervenant lors de la coupe. Hors ces mécanismes sont à l'origine des efforts de coupe et températures constatées lors de l'usinage et donc ont un impact sur les usures d'outil et la formation des contraintes résiduelles. Nous présentons dans la section suivante, les constatations faites dans la bibliographie sur la formation du copeau pour les alliages de titane.

## 1.2.2 Mécanismes de formation du copeau

### 1.2.2.1 Définition des zones de cisaillement

Le processus de coupe des métaux est caractérisé par trois zones appelées zones de cisaillement primaire, secondaire et tertiaire (*fig. 1.2.2*) [Bourdet, 1977]. Lors de la coupe, l'outil exerce des efforts de coupe importants au sein de la matière. Un copeau va alors se former par cisaillement de la matière sous l'action de la face de coupe dans la zone de cisaillement primaire.

La zone de cisaillement secondaire, située à l'interface outil-copeau, est le lieu de frottements importants entre la face de coupe et le copeau. Le frottement n'étant pas homogène, il est possible de subdiviser la zone de cisaillement secondaire en sous-zones. Une première correspond au frottement d'adhésion qui s'étend selon Doyle et al. [Doyle et al., 1979], du début de l'arête de coupe jusqu'à une longueur de deux à trois fois l'épaisseur coupée. La seconde zone est celle du frottement de glissement et constitue la fin du contact entre l'outil et le copeau. Barrow et al. [Barrow et al., 1982] expliquent l'existence de ces deux lieux de frottement par la distribution de la pression sur la face de coupe qui est décroissante à mesure que nous nous éloignons de la pointe de l'outil. Le frottement d'adhérence entre la face de coupe et le copeau va générer le cisaillement du copeau dans la zone de cisaillement secondaire.

La zone de cisaillement tertiaire n'est nommée comme telle que par convention puisque le cisaillement n'est pas le principal mécanisme qui la régit. Cette zone se situe au niveau de la face en dépouille de l'outil, au contact entre l'outil et la surface usinée et résulte du frottement entre la face de dépouille et la matière suite au passage de l'outil. En effet lorsque l'outil pénètre dans la matière, un mécanisme de labourage intervient (dont l'intensité est fonction des conditions de coupe et principalement de la préparation d'arête), conduisant la matière à s'écouler en partie dans la surface usinée (en plus de s'écouler dans le copeau). Rubenstein et al. [Rubenstein, 1990] considèrent qu'une fine couche est extrudée sous la face en dépouille de l'outil et que celle-ci retrouve sa valeur initiale par la suite. Elanayar et al. [Elanayar and Shin, 1944] eux considèrent que la fine couche n'est pas extrudée mais subit simplement une indentation élastique. D'autres études montrent que la matière est déformée plastiquement mais qu'un retour élastique existe [Abdelmoneim and Scrutton, 1974]. Le retour élastique est souvent considéré comme la cause de l'usure en dépouille [Ezugwu and Wang, 1997].

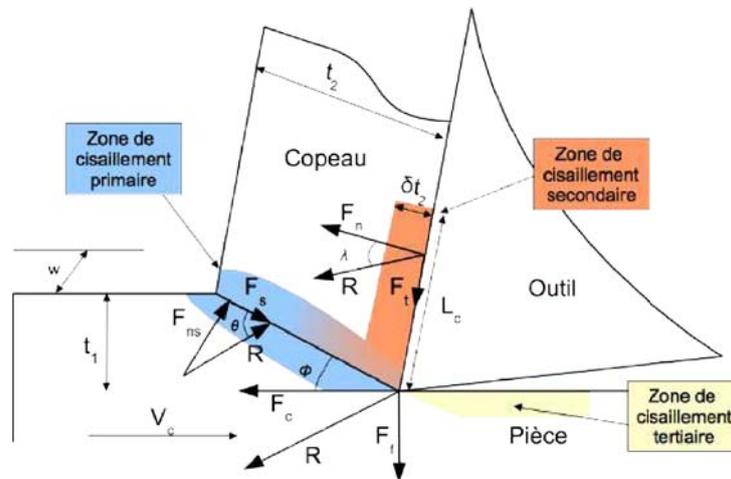


FIGURE 1.2.2 – Représentation des zones de cisaillement [Wagner, 2011]

### 1.2.2.2 Morphologie des copeaux

Dès la fin du XIX<sup>ème</sup> siècle, la formation du copeau a été étudiée [Mallock, 1881] [Taylor, 1907]. Depuis, plusieurs grandes familles de copeaux ont été définies [Ernst, 1938] [Recht, 1964][Burns and Davies, 2002][Wagner et al., 2012]. Ainsi nous pouvons distinguer :

- les copeaux continus, caractérisant la coupe stable : les déformations plastiques issues du cisaillement de la matière sont stables au cours de l'usinage (*fig. 1.2.3a*),
- les copeaux segmentés adoptant une forme quasi continue mais où des bandes de cisaillement d'épaisseurs variables commencent à apparaître et à prendre le pas sur le cisaillement continu de la matière (*fig. 1.2.3b* et *fig. 1.2.4a*). Les bandes de cisaillement interviennent lorsque l'adoucissement thermique en zone de cisaillement primaire devient prépondérant par rapport à l'écrouissage mécanique. Sous l'effet de l'adoucissement thermique, la résistance au cisaillement du plan est plus faible. Le plan cisailé en cours reste donc le plan le plus facile à cisailier et le cisaillement continue de s'intensifier jusqu'à un certain taux d'écrouissage pour passer ensuite à un autre plan [Komanduri and Hou, 2002],
- les copeaux festonnés où seuls les mécanismes de déformations discontinus (bandes de cisaillement) interviennent (*fig. 1.2.3c* et *fig. 1.2.4b*),
- les copeaux discontinus et fragmentés (*fig. 1.2.3d*) pour lesquels une rupture de chaque segment est observée (obtenus lorsque les sollicitations thermomécaniques sont suffisamment élevées pour rompre le matériau).

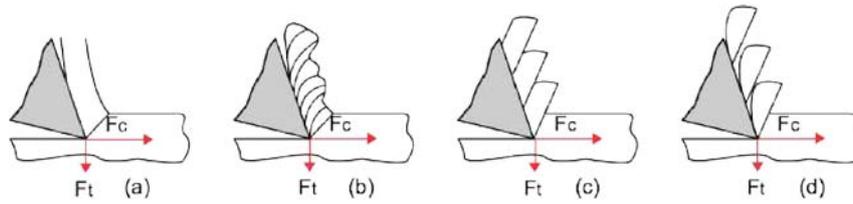
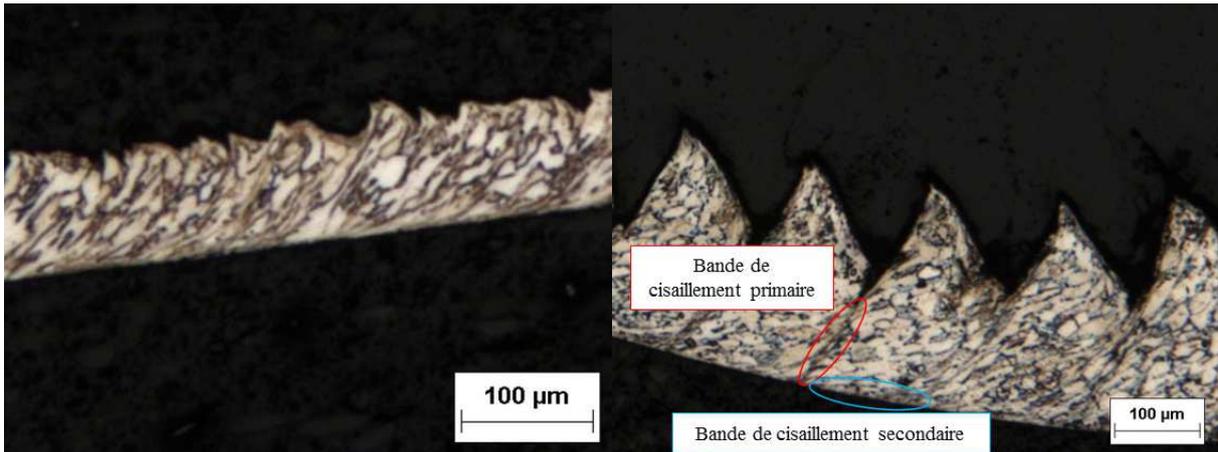


FIGURE 1.2.3 – Divers types de copeaux [Wagner et al., 2012]



(a) Copeau segmenté adoptant une forme continue

(b) Copeau festonné

FIGURE 1.2.4 – Quelques morphologies de copeau pour le TA6V

L'usinage des alliages de titane est généralement caractérisé par la formation de copeaux segmentés ou en dents de scie [Wagner et al., 2015][Bouchnak, 2010][Arrazola et al., 2009][Nouari et al., 2008] (*fig. 1.2.3c*). Barry et al. [Barry et al., 2001] montrent que la segmentation du copeau pour le TA6V intervient pour des conditions de coupe conventionnelles et que celle-ci se fait périodiquement (points noirs représentés sur la *fig. 1.2.5a*) pour toute avance supérieure à  $0,1 \text{ mm} \cdot \text{tr}^{-1}$  et que la segmentation tend à être périodique lorsque la vitesse de coupe augmente. Pour des avances inférieures à  $0,04 \text{ mm} \cdot \text{tr}^{-1}$ , la segmentation devient aperiodique (points blancs représentés sur la *fig. 1.2.5a*) et le copeau est segmenté avec une forme quasi continue.

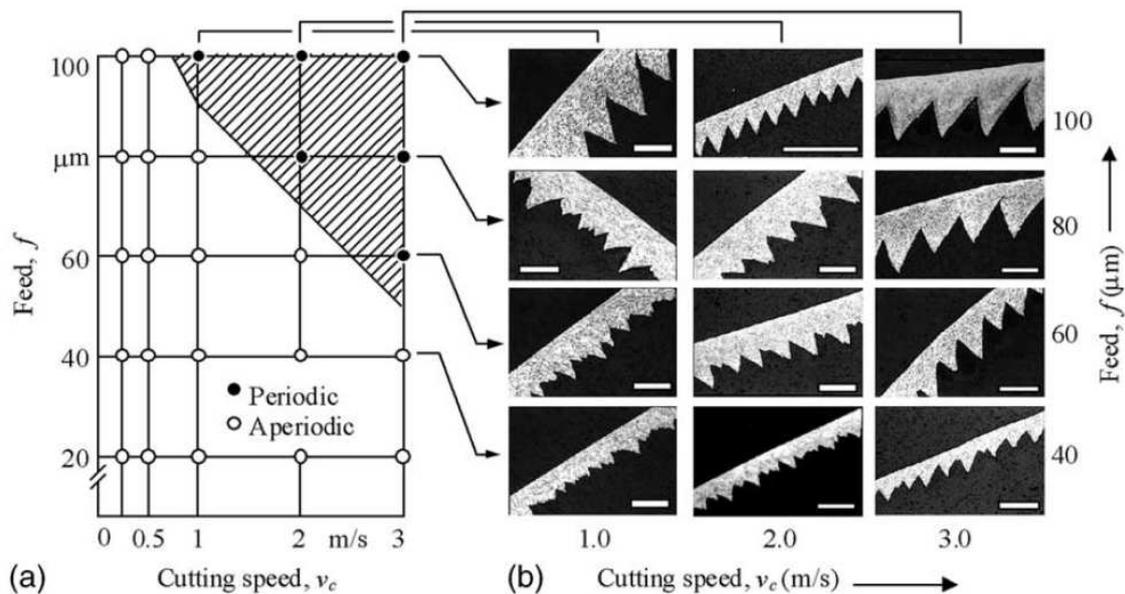


FIGURE 1.2.5 – Morphologie des copeaux en fonction de la vitesse de coupe et de l’avance - coupe orthogonale d’un TA6V [Barry et al., 2001]

Plusieurs théories sont exposées quant à l’origine de la segmentation du copeau. Shaw et Vyas [Shaw and Vyas, 1993][Shaw and Vyas, 1998] considèrent que la bande de cisaillement, prenant la forme d’une fissure, s’initie en surface de l’épaisseur non coupée de la matière pour ensuite se propager vers la pointe de l’outil jusqu’à ce que les pressions rencontrées par le front de fissure soient trop élevées. Une théorie opposée explique que la fissure se propage de l’extrémité intérieure de la zone de cisaillement primaire (vers la pointe de l’outil) pour ensuite s’étendre vers la surface non usinée [Turley and Doyle, 1982]. Hou et Komanduri [Hou and Komanduri, 1995], Astakhov [Astakhov, 2006], Manyindo et Oxley [Manyindo and Oxley, 1986] indiquent que l’initiation de la bande de cisaillement se fait au niveau de l’extrémité intérieure de la zone de cisaillement primaire et se propage vers la surface usinée sous la forme de cisaillements localisés plutôt que de fissures. Pour finir, Su et Liu [Su and Liu, 2013], considèrent que sous l’effet de l’indentation, une compression se crée en pointe de l’outil, accompagnée par une déformation plastique. Cette déformation génère un cisaillement localisé (*fig. 1.2.6b II*). Puis, la partie extérieure de l’épaisseur non coupée se courbe à cause de la compression de la matière. Les concentrations de contraintes au niveau de la courbure créée entraînent une déformation plastique formant un second cisaillement localisé (*fig. 1.2.6b III*). Les deux cisaillements progressent face à face pour former ensuite la bande de cisaillement. Avec le glissement de la bande de cisaillement, les contraintes de cisaillement au niveau de la surface usinée

passent de la compression à la tension, amorçant ainsi la fissuration de la bande (*fig.* 1.2.6d).

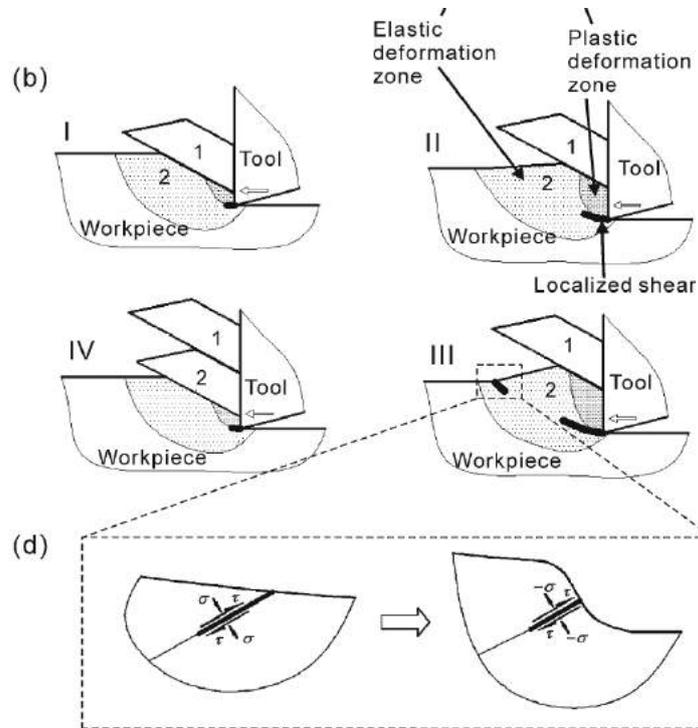


FIGURE 1.2.6 – Une formalisation d'un copeau festonné [Su and Liu, 2013]

La formation du copeau aura bien évidemment une influence sur les grandeurs physiques suivantes : les actions mécaniques, les températures et donc la qualité de la surface usinée. Par exemple Sun et al. [Sun et al., 2009] montrent que la segmentation du copeau conduit les efforts de coupe à être 1,18 fois plus élevés que pour un copeau continu dans l'usinage du TA6V et ce, quelque soit la profondeur de passe choisie. Concernant les températures et toujours pour l'usinage du TA6V, Komanduri et al. [Komanduri and Hou, 2002] expliquent que le frottement du copeau sur la face de coupe, ainsi que le cisaillement secondaire, agissent comme source de chaleur venant préchauffer la zone de cisaillement primaire pouvant conduire à une segmentation du copeau pour des valeurs de vitesse de coupe plus faibles que celles obtenues sans préchauffage.

A ces mécanismes de formation du copeau peuvent aussi s'ajouter des phénomènes perturbateurs de la coupe, c'est le cas de la formation d'arête rapportée ou plus généralement de la génération d'une zone morte en pointe de l'outil [Jacobson and Wallen, 1988]. Il est possible lors de l'usinage, qu'il existe un contact collant entre la matière et l'outil formant

une couche rapportée. Sous certaines conditions, cette couche rapportée peut grandir en arête rapportée qui va alors croître au cours de la coupe. Une partie de cette arête rapportée va ainsi s'écouler dans le copeau tandis que l'autre continuera d'adhérer à l'outil [Jaspers and Dautzenberg, 2002]. La génération et l'évacuation de cette zone morte va donc à la fois perturber les efforts liés à la coupe mais également altérer l'état de surface de la pièce usinée. De nombreuses études montrent que l'apparition de zone morte est très fréquente pour les usinages avec outils à préparation d'arête chanfreinée et que cette zone morte va alors agir comme la partie manquante de l'outil et en former la pointe [Movahhedy et al., 2002][Zhang et al., 1991][Hirao et al., 1982].

### 1.2.3 Usinabilité des alliages de titane

L'usinabilité d'un matériau définit son aptitude à subir une mise en forme par enlèvement de matière plus ou moins facile. Ainsi, l'usinabilité peut être caractérisée par plusieurs critères tels que les efforts de coupe, la puissance consommée par les opérations d'usinage et l'usure des outils (durée de vie). Ces critères mis en lien avec le taux d'enlèvement de matière permettent de déterminer les conditions de coupe, les choix d'outils, *etc.* tendant vers une augmentation de la productivité en rapport avec l'usinabilité du matériau. D'autres critères existent ayant un impact tout aussi significatif sur les coûts de production. L'intégrité de surface (rugosité, microdureté, contraintes résiduelles...) va avoir une influence importante sur la tenue mécanique des pièces et conditionne ainsi leur validité. Le respect des tolérances géométriques ou dimensionnelles permet de limiter les opérations de parachèvement. Enfin, la morphologie des copeaux influe sur leur recyclabilité. L'usinabilité d'un matériau est principalement liée aux actions thermomécaniques de la coupe lorsque l'outil usine la matière. Ces actions vont à la fois avoir une influence sur la déformation de la matière et donc la génération du copeau, mais également sur les mécanismes d'usure des outils coupants et l'état de la matière en surface après passage de l'outil.

Les alliages de titane sont réputés pour leur faible usinabilité [Siekman, 1955] [Machado and Wallbank, 1990]. L'origine de cette faible usinabilité est principalement attribuée :

- au caractère réfractaire du matériau. En effet, les alliages de titanés ont une faible conductivité et gardent une forte tenue mécanique à haute température. Cette caractéristique va à l'encontre de la génération de déformations plastiques suffisantes pour la formation du copeau [Ezugwu and Wang, 1997]. De plus, une majorité de la chaleur générée par la coupe est évacuée par l'outil [Konig, 1978],

- à des contraintes élevées proche de l'arête de coupe du fait de fortes températures (à cause des faibles épaisseurs de copeaux) et des faibles longueurs de contact entre l'outil et le copeau [Kirk, 1976][Subramanian et al., 1993][Weil, 1966],
- à des variations de composantes radiales et axiales des efforts conduisant à des phénomènes vibratoires [Ezugwu and Wang, 1997],
- à un module d'élasticité élevé amenant à une déflexion de la matière et un retour élastique important générant un phénomène de broutage et des usures importantes en face de dépouille des outils [Ezugwu and Wang, 1997],
- à une forte affinité chimique entre les matériaux constituant les outils et le titane pour des températures au dessus de 500°C [Ezugwu and Wang, 1997] et ce, pour une majorité des matériaux à outils [Machado and Wallbank, 1990]...

### 1.2.3.1 Usure des outils de coupe

Les efforts et températures de coupe élevés au niveau des différentes faces de l'outil conduisent donc à des usures relativement diversifiées :

- l'usure en dépouille due aux frottements de la surface coupée sur la surface en dépouille [Ezugwu and Wang, 1997],
- l'usure en cratère apparaissant sous la forme d'un petit cratère parallèle à l'arête de coupe principale et induite par la diffusion et l'adhésion [Ezugwu and Wang, 1997],
- l'usure en entaille pouvant être causée par l'augmentation de la dureté du matériau usiné ou par le passage d'une contrainte élevée à une contrainte quasi nulle sur l'arête de coupe (généralement constatée au niveau de la profondeur de passe maximale) [Ezugwu and Wang, 1997],
- l'écaillage généré par des chocs thermiques et mécaniques lors de l'entrée de la dent dans la matière [Ezugwu and Wang, 1997] [Nouari et al., 2008],
- l'usure par adhésion, généralement associée au mécanisme d'arête rapportée et résultant d'une jonction ou micro-soudure du matériau sur l'outil, du fait des fortes pressions et températures. Cette jonction se rompt généralement au niveau de la matière usinée, laissant alors une partie de matière adhérente sur la face de coupe [Nouari et al., 2008],
- l'usure par diffusion où les constituants de la matière usinée et de l'outil migrent de l'un vers l'autre (sous l'effet des fortes températures et pressions), affaiblissant ainsi l'outil [Nabhani, 2001] [Che-Haron, 2001],
- l'usure par abrasion dont l'origine provient du frottement de particules dures (carbure, nitrure ou oxyde) venant de la pièce sur les faces de l'outil,
- l'usure catastrophique résultante de ces différentes usures et déclarée lorsque la géométrie d'arête est trop fortement modifiée.

## 1. Étude bibliographique

Le caractère réfractaire du TA6V conduit à s'intéresser principalement aux usures générées par les fortes températures et pressions de contact, à savoir, la diffusion [Nabhani, 2001], l'abrasion ou encore l'usure en dépouille (*fig. 1.2.7*).

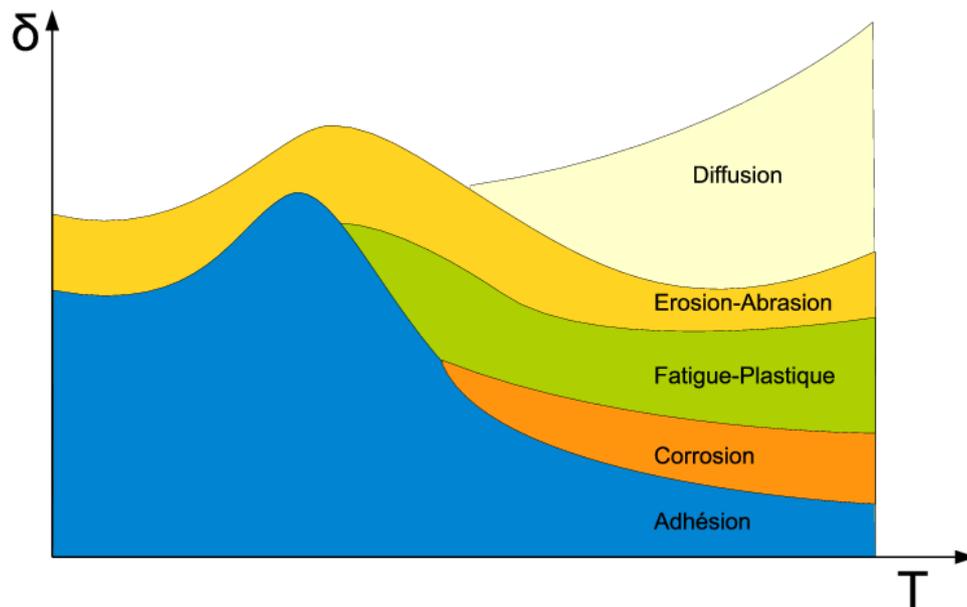


FIGURE 1.2.7 – Mécanismes d'usure en fonction de la température [Wagner, 2011]

Les outils généralement utilisés pour l'usinage des alliages de titane sont des outils en carbure de tungstène (WC) revêtus. En effet, au delà de températures de surface de 500°C, les atomes de titane diffusent dans l'outil et réagissent chimiquement avec le carbone de ce dernier pour former une couche de carbure de titane (TiC) se liant fortement avec l'outil et qui possède une forte résistance à la déformation et aux usures [Hartung and Kramer, 1982]. Pour des conditions de coupe générant de plus faibles températures (vitesses de coupe inférieures à  $45 \text{ m} \cdot \text{min}^{-1}$ ), les interactions chimiques entre l'outil et l'alliage de titane sont insignifiantes et les usures généralement constatées sont issues de l'abrasion [Dearnly and Grearson, 1986][Narutaki et al., 1983]. Cependant, dans le cas du perçage, Park et al. [Park et al., 2011] montrent que cette couche de carbure de titane s'enlève, au cours de la coupe, en retirant des particules d'outil sur la face de coupe, provoquant ainsi, une usure par abrasion.

L'ajout d'un revêtement sur les outils en carbure de tungstène a généralement pour but de créer une barrière thermique mais également de réduire les coefficients de frottement et donc les efforts de coupe. Il existe plusieurs méthodes de recouvrement (CVD, PVD

ou MTVVD) et de ces méthodes vont dépendre la résistance du lien entre le revêtement et le substrat. Ainsi, pour l'usinage des alliages de titane, les outils revêtus CVD multicouches (TiCN+Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>) présentent un taux d'usure en dépouille plus faible que les outils revêtus PVD simple couche (TiN) [Jawaid et al., 2000][Fitzsimmons and Sarin, 2001]. La même constatation est faite entre les outils revêtus PVD multicouche (TiN/TCN/TiN) et les outils revêtus PVD simple couche (TiN) [Ezugwu and Wang, 1997]. Cependant Ozel [Ozel and Altan, 2000] montre que le revêtement des outils en carbure de tungstène peut entraîner une augmentation des efforts et de la zone de contact outil-copeau favorisant l'usure. Nabhani [Nabhani, 2001] conclue qu'il n'est pas évident de définir le revêtement adéquat pour l'opération d'usinage envisagée (les performances d'un revêtement étant fortement dépendantes des températures et efforts appliqués sur l'outil) mais plus aisé de trouver les conditions de coupe adaptées à un couple matériau de coupe-matière usinée donné.

### 1.2.3.2 Intégrité de surface

L'intégrité de surface est l'ensemble des paramètres caractérisant une surface par rapport à une application donnée, il existe donc plusieurs domaines d'application et d'investigation :

- métallurgique (résistance à la corrosion, microstructure et son influence sur les propriétés thermiques et mécaniques),
- mécanique (résistance face aux chargements mécaniques, état de surface),
- thermique (conductivité et résistance thermique),
- tribologique en rapport aux problématiques de frottement et d'adhésion,
- spécificités optiques et cosmétiques,
- spécificités liées à l'écoulement fluide sur la surface telle que la couche limite.

Dans le cadre de ce projet, nous nous intéresserons spécifiquement à l'application mécanique et métallurgique de l'intégrité de surface. Ainsi plusieurs paramètres peuvent être observés : la rugosité (la rugosité totale  $R_t$  étant généralement celle observée pour son influence sur la tenue en fatigue des pièces [Brand et al., 1999]), la microstructure et les contraintes résiduelles. Les conditions de coupe et les géométries d'arête auront un impact majeur sur les sollicitations imposées à la surface par le biais des chargements thermiques et mécaniques.

La rugosité :

Ainsi concernant la rugosité, les études s'accordent à dire que la vitesse de coupe aura pour influence de l'améliorer, allant vers une diminution de la rugosité [Che-Haron and Jawaid, 2005]. Cette influence sur l'usinage du TA6V reste cependant

moins significative [Sun and Guo, 2009][Hughes et al., 2006] et essentiellement issue de l'absence de formation d'arête rapportée pour les vitesses de coupe élevées [Ramesh et al., 2008]. L'avance, tout comme l'usure de l'outil auront comme conséquence d'augmenter cette rugosité du fait de l'interférence géométrique entre l'outil et la surface [Che-Haron and Jawaid, 2005][Ramesh et al., 2008] [Ulutan and Ozel, 2011].

### La microstructure :

Sous l'effet des actions thermomécaniques de la coupe, une couche déformée plastiquement se crée sous la surface. Celle-ci peut se diviser en plusieurs parties. Ginting et al. [Ginting and Nouari, 2009] constatent ainsi, pour l'usinage d'un alliage de titane Ti-6242S, l'apparition d'une première couche allant jusqu'à  $50 \mu\text{m}$  pour laquelle la microdureté relevée est 8% inférieure à celle du brut (*fig. 1.2.8 zone 1*), une seconde couche allant jusqu'à  $200 \mu\text{m}$  ayant une microdureté 8% supérieure à celle du brut (*fig. 1.2.8 zone 2*) et enfin une couche s'étendant jusqu'à  $350 \mu\text{m}$  où la microdureté décroît jusqu'à atteindre celle du brut (*fig. 1.2.8 zone 3*). Ces changements de microdureté sont directement à imputer à la compétition entre l'adoucissement thermique et l'écrouissage mécanique. Ainsi, pour la première couche, l'adoucissement thermique est prédominant et les pressions appliquées sur la surface conduisent la microstructure et les grains à s'orienter suivant la direction de la vitesse d'avance. Sun et al. [Sun and Guo, 2009] constatent que, pour un fraisage en bout de l'alliage de titane TA6V, la microdureté diminue avec la croissance de la vitesse de coupe près de la surface usinée mais reste cependant largement supérieure à celle du matériau brut. A l'inverse, Che-Haron et al. [Che-Haron and Jawaid, 2005] observent une augmentation de la microdureté à  $5 \mu\text{m}$  avec la vitesse de coupe, l'usure de l'outil (du fait d'une plus grande zone de contact entre la pièce et l'outil) et l'avance (par augmentation des pressions exercées sur la surface). Dans tous les cas, une réduction importante de la phase  $\beta$  est obtenue avec une augmentation de la vitesse de coupe qui donne pour Thomas et al. [Thomas et al., 2010] l'explication de la réduction de la microdureté (la phase  $\beta$  étant considérée plus dure que la phase  $\alpha$  [Combres and Champin, 1995]).

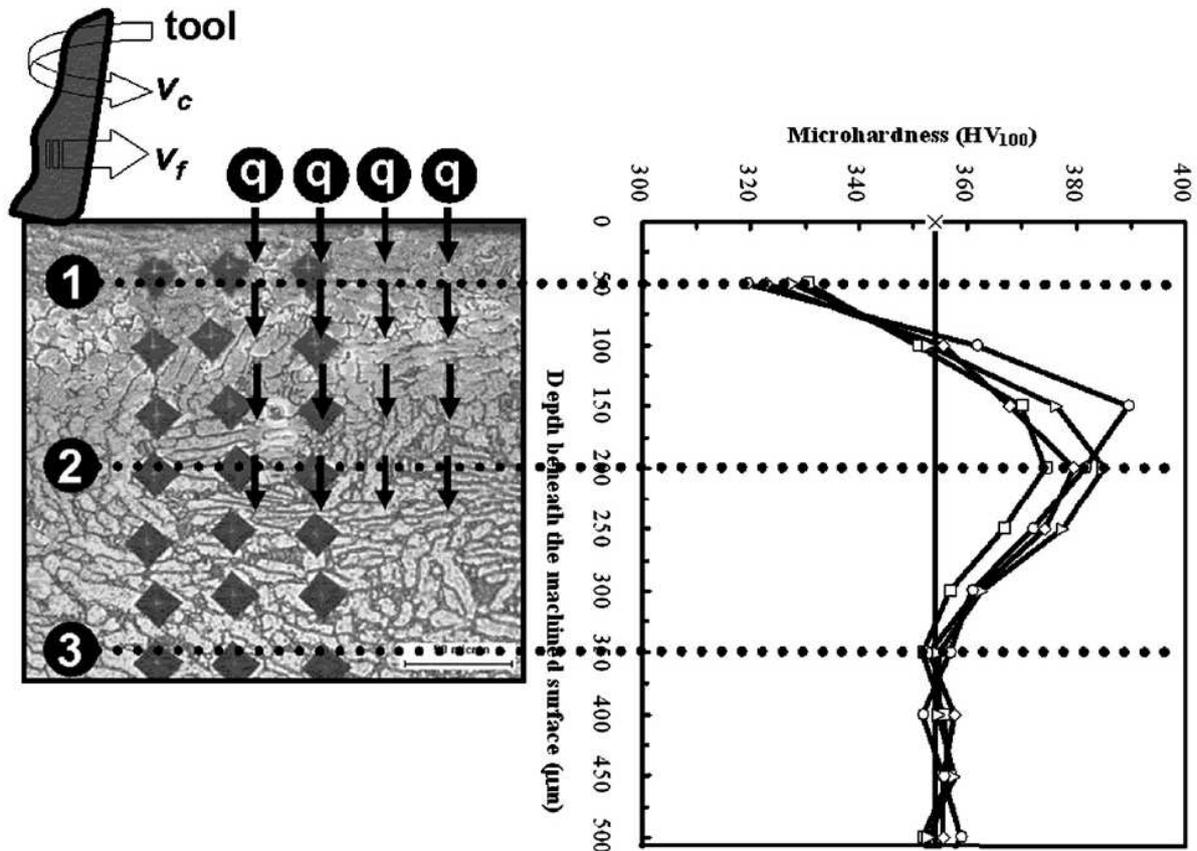


FIGURE 1.2.8 – Microdureté obtenue pour l’usinage d’un alliage de titane Ti-6242S[Ginting and Nouari, 2009]

Les contraintes résiduelles :

Sun et Guo [Sun and Guo, 2009] ont étudié les contraintes résiduelles obtenues (dans les directions d’avance  $\sigma_{11}$ , de coupe  $\sigma_{22}$  et également de cisaillement  $\sigma_{12}$ ) après fraisage en finition pour l’alliage de titane TA6V. Ils observent que les contraintes sont de compression (aucune spécificité sur la profondeur à laquelle les contraintes sont observées n’est donnée, mais celles-ci étant mesurées par la méthode de diffraction à rayon X, pour cet alliage les profondeurs sont aux alentours de  $20 \mu\text{m}$ ) pour les trois contraintes considérées. D’après leurs résultats, la vitesse de coupe, jusqu’à une vitesse de  $80 \text{ m} \cdot \text{min}^{-1}$  entraîne une augmentation des contraintes résiduelles  $\sigma_{11}$  en compression. Au delà, les contraintes résiduelles obtenues sont de grandeur moins élevée. Les auteurs expliquent ce phénomène par un couplage non linéaire entre la déformation mécanique et thermique. Pour des vitesses de coupe faibles, le phénomène prédominant est l’écroutissage mécanique tandis que pour des vitesses de coupe élevées, la thermique gagne en intensité et fait tendre les

## 1. Étude bibliographique

contraintes résiduelles vers la traction (*fig. 1.2.9*). Également, les contraintes résiduelles voient leurs valeurs en compression diminuer avec l'avance. Des résultats similaires sont obtenus par Braham Bouchnak mais pour des opérations de tournage [Bouchnak, 2010] réalisées sur un alliage de titane Ti5553.

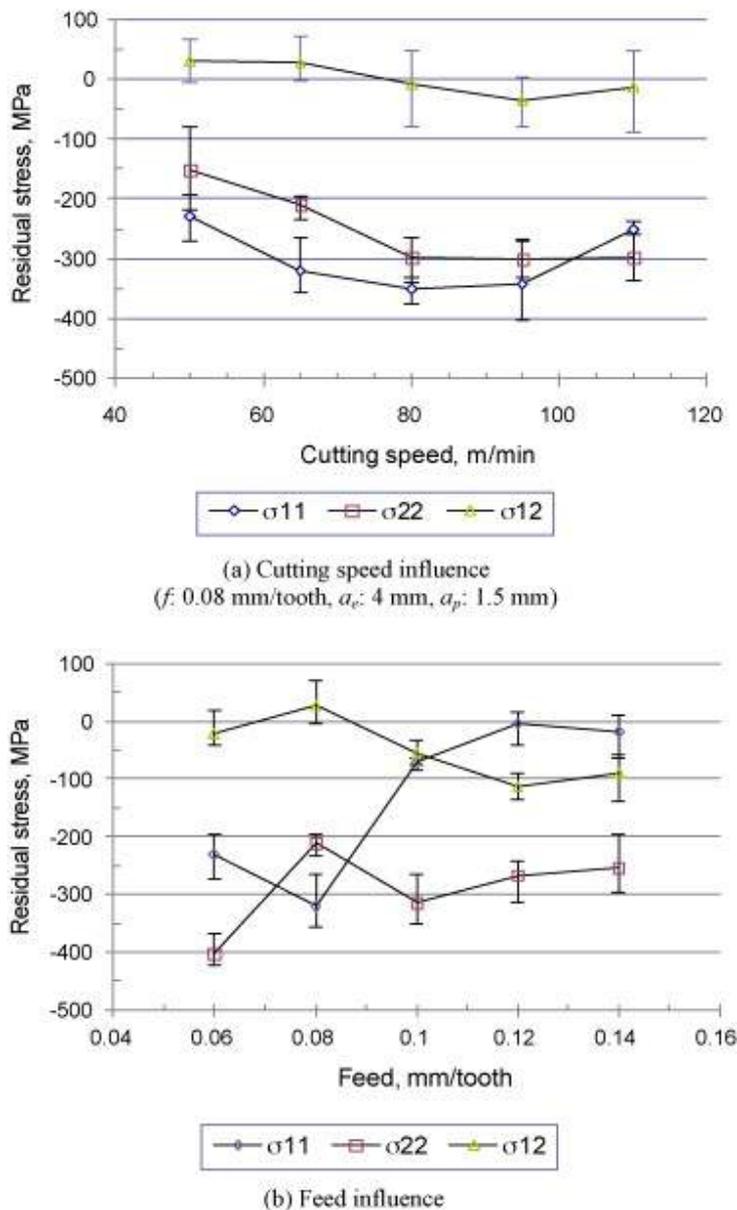


FIGURE 1.2.9 – Contraintes résiduelles obtenues pour le fraisage en finition d'un alliage de titane TA6V [Sun and Guo, 2009]

Chen et al. [Chen et al., 2004] montrent, pour des essais de coupe orthogonale du TA6V, que pour un outil non usé, les contraintes résiduelles sont de compression à la surface,

qu'elles augmentent toujours vers la compression en profondeur pour atteindre un pic de compression vers  $10\ \mu\text{m}$  et ensuite remonter vers l'état de contrainte originel de la pièce. Lorsque l'outil présente une usure en dépouille de  $0,2\ \text{mm}$ , les contraintes résiduelles en surface sont de traction puis passent par le même pic de compression pour ensuite remonter vers la traction et rester à des valeurs de contraintes en traction (*fig. 1.2.10*). Ils expliquent les contraintes en traction en surface par le fait que des températures plus élevées sont générées du fait de l'usure de l'outil (augmentation de la surface en contact entre l'outil et la matière).

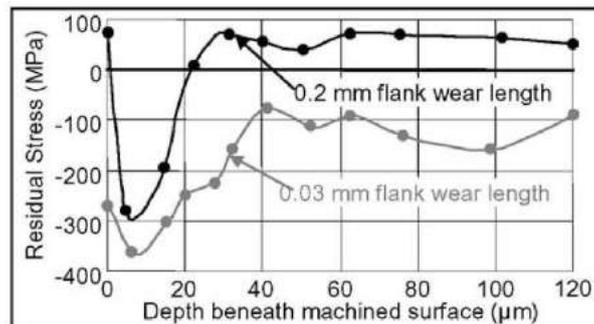


FIGURE 1.2.10 – Effet de l'usure en dépouille sur les contraintes résiduelles [Chen et al., 2004]

#### Bilan :

La vitesse de coupe tend à diminuer la rugosité de la surface usinée, à augmenter la microdureté du matériau et à faire évoluer les contraintes résiduelles vers la traction (du fait d'un adoucissement thermique plus intense). L'avance génère une rugosité et des microduretés plus importantes, ainsi que des contraintes résiduelles en compression plus faibles. Enfin l'usure des outils conduit à une élévation de la rugosité et de la microdureté, ainsi qu'à une évolution des contraintes résiduelles vers la traction (lorsqu'il s'agit d'une usure en dépouille).

#### 1.2.3.3 Intégrité de surface et tenue en fatigue

L'intérêt de connaître l'influence des paramètres de coupe sur l'intégrité de surface en termes mécaniques et métallurgiques réside dans le fait que cette intégrité aura un impact sur la tenue en fatigue des pièces lors de leur fonctionnement [Bissey-Breton et al., 2007] [Smith et al., 2007]. De nombreux auteurs s'accordent à dire que le paramètre le plus influent en terme de tenue à la fatigue est la rugosité. Suraratchai [Suraratchai, 2006]

pour une pièce en alliage d'aluminium 7010 indique que les contraintes résiduelles n'ont un effet sur la durée en fatigue que lorsque la rugosité est faible (c'est à dire lorsque les vitesses de coupe sont faibles aussi). Pour de fortes vitesses de coupe, les concentrations de contraintes locales  $K_t$  induites par la rugosité sont alors le paramètre prépondérant quant à la tenue en fatigue de la pièce. Geng et Xu [Geng and Xu, 2008] constatent également que la durée de vie des pièces en fatigue augmente lorsque la vitesse de coupe augmente (toujours pour les mêmes raisons). Cependant Sasahara [Sasahara, 2005], pour un acier C45, observe que la durée de vie en fatigue des pièces peut être améliorée par l'introduction de contraintes résiduelles radiales compressives et une dureté plus élevée en surface, fait possible par l'application d'une faible avance ou par usinage avec un petit rayon de bec ou une arête chanfreinée. Javidi et al. [Javidi et al., 2008] arrivent aux mêmes conclusions pour des essais de fatigue en flexion rotative du 34CrNiMo6. Pour finir, Alam [Alam, 1998] montre que la durée de vie en fatigue pour de l'acier A42 est améliorée lorsque l'épaisseur de la zone déformée plastiquement en couche augmente (en lien avec la taille des grains de cette couche).

Moussaoui [Moussaoui, 2013] indique que les paramètres géométriques (rugosité) et métallurgique (microdureté) n'ont que peu d'impact sur la durée de vie en fatigue des pièces d'alliage de titane TA6V. Les contraintes résiduelles sont les plus influentes. Ces contraintes, lorsqu'elles sont de compression conduisent vers une meilleure durée de vie en fatigue.

Un des objectifs définit dans cette thèse, en lien avec le projet TiMaS réside dans la détermination de l'influence des conditions de coupe et des géométries d'outil sur la génération des contraintes résiduelles. Nous présentons dans la section suivante les divers moyens de mesures permettant la détermination des contraintes résiduelles générées par l'usinage et également les modélisations existantes pour la prédiction de ces dernières.

## 1.3 Contraintes résiduelles

### 1.3.1 Moyens de mesure

Il existe plusieurs méthodes pour mesurer les contraintes résiduelles. Le choix de la méthode à employer dépend de plusieurs paramètres : le type de matériau étudié (métallique, ferromagnétique, isotrope, homogène...), la géométrie de la zone à étudier, la profondeur de mesure à étudier, la possibilité d'employer des méthodes destructives ou non, le coût et le temps mis en œuvre pour la mesure. Ainsi parmi les méthodes destructives il y a : la méthode du trou incrémental, la méthode de la flèche et parmi les non destructives :

la diffraction des rayons X, la diffraction de neutrons, le bruit Barkausen, les ultrasons et d'autres encore. Pour les contraintes résiduelles générées par l'usinage, les profondeurs affectées sont faibles (de 1 à 100  $\mu\text{m}$ ) [Laboratory, 2012] et les méthodes possibles sont représentées principalement par la diffraction des rayons X et la méthode du trou incrémentale. La méthode permettant d'observer les contraintes résiduelles aux profondeurs les plus faibles et minimisant la préparation des échantillons reste la diffraction par rayon X. Nous avons donc choisi d'utiliser cette méthode pour nos travaux.

### 1.3.1.1 Principe de la méthode par diffraction à rayons X

La mesure des contraintes de surface  $\sigma_{xx}$  se fait par le biais de la détermination des déformations de surface obtenues par analyse des déformations de la distance inter réticulaire  $d_{hkl}$  des plans cristallins de la couche considérée. Pour chaque essai, la tête d'émission des rayons X va réaliser plusieurs points de mesures à différents angles  $\beta$ . Les détecteurs D1 et D2 positionnés à l'angle  $\theta$  de diffraction de Bragg, obtenu par la loi de Bragg (eq. 1.3.1), vont mesurer le signal diffracté (fig. 1.3.1).

$$2 \cdot d_{hkl} \cdot \sin(\theta) = n \cdot \lambda \quad (1.3.1)$$

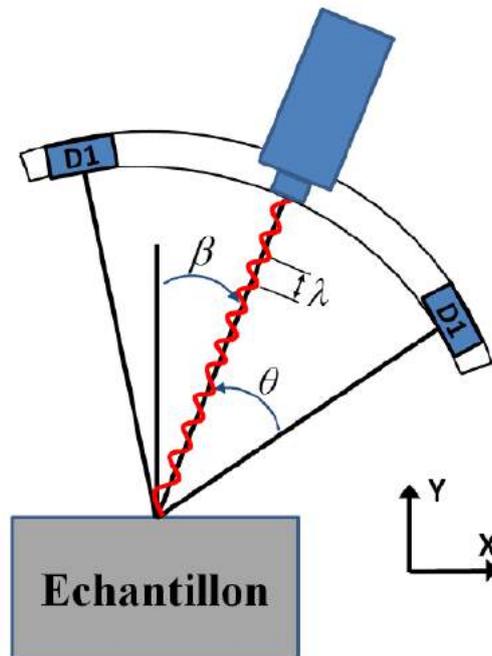


FIGURE 1.3.1 – Principe de mesure par diffraction à rayons X [Mondelin, 2012]

Avec  $n$  l'ordre de diffraction et  $\lambda$  la longueur d'onde du rayon choisi.

Pour chaque position  $\beta$ , l'acquisition est réalisée avec un nombre de coups et un temps d'acquisition dépendant du matériau et du type de diaphragme utilisés.

### 1.3.1.2 Calcul des contraintes $\sigma_{xx}$

Pour chaque mesure de pics diffractés, le point milieu de chaque pic  $\theta_m$  mesuré et l'écart entre le pic de référence (en  $\theta$ ) et le pic mesuré  $\Delta 2\theta$  sont déterminés (*fig. 1.3.2*). Ces données permettent l'obtention des déformations des plans inter réticulaires  $\epsilon_{dd}$  de la zone considérée :

$$\epsilon_{dd} = \frac{\Delta d_{hkl}}{d_{hkl}} = -\frac{\cotan(\theta) \cdot \Delta 2\theta}{2} \quad (1.3.2)$$

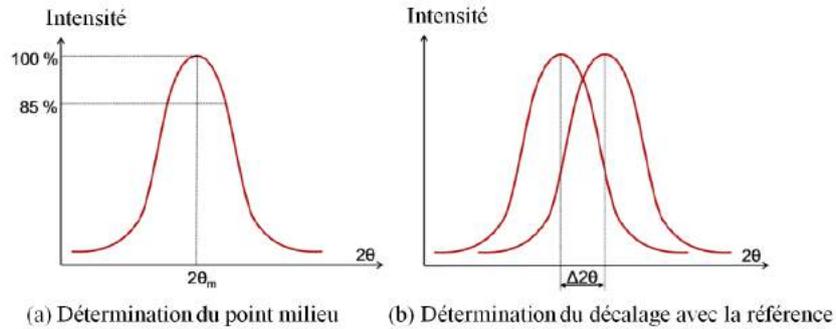


FIGURE 1.3.2 – Mesure des pics de diffractions [Mondelin, 2012]

La connaissance de cette déformation associée à la loi des  $\sin^2(\psi)$  et les lois de la mécanique des milieux continus nous donnent la contrainte de surface  $\sigma_{xx}$  :

$$\sigma_{xx} = -\frac{\cotan(\theta) \cdot \Delta 2\theta}{2 \cdot \sin^2(\psi)} \cdot A_{RX} \cdot \frac{\pi}{180} \quad (1.3.3)$$

avec  $A_{RX}$  une constante élastique radiocristallographique calculée à partir des caractéristiques mécaniques macroscopiques (module d'élasticité, coefficient de Poisson et facteur d'anisotropie radiocristallographique).

### 1.3.2 Modélisation des contraintes résiduelles

Il existe très peu de modélisations analytiques des contraintes résiduelles car, bien qu'ayant l'avantage de nécessiter des temps de calculs très courts, les hypothèses simplificatrices employées dans leur formulation limitent l'accès à l'obtention de résultats quantitatifs. Ainsi nous retiendrons spécifiquement la modélisation analytique pour la coupe orthogonale proposée par Ulutan [Ulutan et al., 2007] définissant trois sources de chaleur : la ZCP, la ZCS et la ZCT et basée sur la méthode des différences finies pour ce qui concerne la détermination de la température dans les différentes zones de la coupe. Le champ mécanique appliqué et représentatif de la coupe est obtenu par répartition des efforts de coupe en contraintes locales.

Quelques modélisations numériques des contraintes résiduelles existent. Deng et al. [Deng and Shet, 2003] tout comme Salio et al. [Salio et al., 2006] modélisent le processus de coupe avec enlèvement de matière en formulation lagrangienne. Les difficultés liées à ces modèles résident dans la détermination du critère de séparation de la matière autour du rayon d'arête et de l'implémentation de lois de frottement. Sasahara et al. [Sasahara et al., 2004] appliquent leur modèle au tournage et non plus à la coupe orthogonale. Ils réalisent une première simulation en coupe orthogonale (avec séparation du copeau) dans le plan contenant la direction de la vitesse de coupe et une deuxième simulation d'indentation du rayon de bec sur la surface usinée dans le plan contenant la direction de l'avance. Ainsi, la séparation d'un modèle 3D complexe en deux modèles 2D permet l'obtention de temps de calculs réduits.

Valliorgue [Valliorgue, 2008] aborde le sujet d'une manière différente et propose, dans un premier temps en coupe orthogonale, de simuler la génération des contraintes résiduelles sans considérer le processus de coupe mais en appliquant des chargements thermomécaniques sur la surface usinée. Il définit de ce fait deux sources thermiques : une en zone de cisaillement primaire générée par le travail plastique du cisaillement et une en zone de cisaillement tertiaire générée par le frottement de la face en dépouille sur la surface usinée. Il montre que les actions mécaniques sont principalement induites par les efforts normaux et tangentiels exercés en zone de cisaillement tertiaire. Il étend ensuite sa modélisation en 3D, simulant plusieurs passages de l'outil pour modéliser la génération de contraintes résiduelles pour des opérations de chariotage. Mondelin [Mondelin, 2012] applique la même démarche de modélisation tout en y ajoutant des lois de comportement prenant en compte la recristallisation dynamique.

Ces modélisations, par un découplage des actions thermiques et mécaniques, ne prennent généralement pas en compte la dissipation d'énergie par plastification en zones de cisaille-

ment. Cependant, c'est vers ces dernières que nous nous orienterons pour la détermination de l'effet des conditions de coupe et des géométries d'outil chanfreinées sur la génération des contraintes résiduelles. Ces modélisations présentent l'avantage d'être rapides d'exécution et de ne nécessiter l'identification que de quelques paramètres d'entrée (chargement mécanique en zone de dépouille, chargement thermique en ZCP et ZCT et obtention des coefficients de frottement). De plus, la formation du copeau et le processus de coupe seront observés expérimentalement par des essais de coupe orthogonale (chapitre 3), nous ne cherchons donc pas à modéliser le processus de coupe. Les résultats expérimentaux seront utilisés afin de déterminer les paramètres de la modélisation numérique. Ainsi, nous nous affranchissons des problèmes liés à la détermination des lois d'endommagement et du critère de séparation de la matière autour du chanfrein.

Un des objectifs de la thèse est de comprendre l'impact des conditions de coupe et géométries d'outil sur les critères d'usinabilité mentionnés précédemment. De ce fait, une première partie des travaux concernera le fraisage et s'orientera vers la démarche d'analyse du Couple Outil-Matière qui reste l'outil le mieux adapté pour répondre aux besoins du projet TiMaS, à savoir, la détermination des conditions de coupe stables et acceptables allant vers une augmentation de la productivité. Une deuxième étude s'intéressera au tournage où le but recherché est de déterminer l'influence des conditions de coupe, des géométries d'outil (préparations d'arête chanfreinées) et de la microstructure des alliages de titane TA6V sur les mécanismes de formation du copeau et l'impact de son écoulement sur l'usure des outils. La compréhension des paramètres thermiques et mécaniques régissant la coupe avec des outils à préparation d'arête chanfreinée est nécessaire pour une meilleure interprétation des résultats obtenus dans la seconde étude.

Aussi nous dresserons un rapide bilan des modélisations existantes en tournage et en fraisage et nous concentrerons sur les modèles permettant la description et la compréhension des actions thermomécaniques de la coupe dans cette section.

## 1.4 Modélisation des actions thermomécaniques de la coupe

### 1.4.1 Modélisation de la coupe en tournage

De manière générale, il est possible de déterminer trois types de modélisation : les modélisations mécanistiques, les modélisations analytiques et les modélisations numériques.

### 1.4.1.1 Les modélisations mécanistiques

Les modélisations mécanistiques s'appuient principalement sur la notion de coefficient spécifique de coupe  $K_c$ . Ce coefficient est une pression qui représente la force nécessaire pour détacher un millimètre carré de matière. Il établit ainsi le lien entre le matériau de l'outil, la matière usinée, la géométrie de l'outil et les conditions de coupe employées. Les efforts de coupe sont alors obtenus par le produit de ce coefficient par la section du copeau (les efforts étant considérés proportionnels à la section coupée). Les premiers travaux employant cette méthode sont ceux de Sabberwall [Sabberwall, 1961]. Plus tard, d'autres auteurs sont venu enrichir cette modélisation en y intégrant les conditions de coupe. Le coefficient  $K_c$  est alors une fonction de l'avance, de la vitesse de coupe et des engagements de l'outil [Reddy et al., 2001]. Également il est possible d'adapter cette modélisation à des géométries d'outil plus complexes intégrant les préparations d'arêtes [Ranganath et al., 2007] ou des géométries de coupe complexes [Bissey, 2005][Endres et al., 1995a] [Endres et al., 1995b].

Les limites de ces modélisations résident dans le fait qu'elle ne permettent pas de comprendre la physique et la thermique de la coupe (les contraintes générées sur l'outil, les températures des zones de cisaillement...) et qu'elles sont spécifiques à leur domaine de validation (matériau usiné, outil considéré, plage de conditions de coupe...).

### 1.4.1.2 Les modélisations numériques

Les méthodes numériques permettent l'étude du comportement non linéaire de la coupe pour des vitesses de déformation élevées faisant intervenir de grandes déformations de la matière, des conditions de contact complexes et des phénomènes thermiques importants. Elles sont donc parfaitement adaptées à la modélisation de la coupe et de l'ensemble des phénomènes thermomécaniques qui la régissent. La méthode des éléments finis permet également la modélisation 3D de la coupe et l'obtention de différentes valeurs internes intervenant lors de la coupe, telles que les champs de déformations, de contraintes, de températures, de diffusion thermique et de répartition des flux thermiques.

Il existe trois techniques numériques de maillage. La formulation Lagrangienne correspond à un maillage du système lié au point matériel auquel il est affecté qui est adapté pour la modélisation de phénomènes transitoire mais qui réagit mal face aux grandes déformations. La formulation Eulérienne propose un maillage sur un domaine spatial fixe au travers duquel la matière va s'écouler. Elle ne possède pas de problèmes de distorsion de maillage comme la formulation Lagrangienne mais ne s'applique qu'à l'étude de régime stationnaire et nécessite de connaître la géométrie initiale du copeau [Chalfoun et al., 2000].

## 1. Étude bibliographique

Enfin la formulation Arbitraire Lagrangienne Eulérienne ALE bénéficie des avantages des deux autres formulations et permet donc d'établir un maillage évolutif mais découplé du mouvement de la matière, faisant ainsi abstraction des problèmes relatifs aux grandes déformations. Cette formulation est la plus répandue dans les modélisations numériques [Joyot, 1994] [Pantale, 1996] (*fig. 1.4.1*).

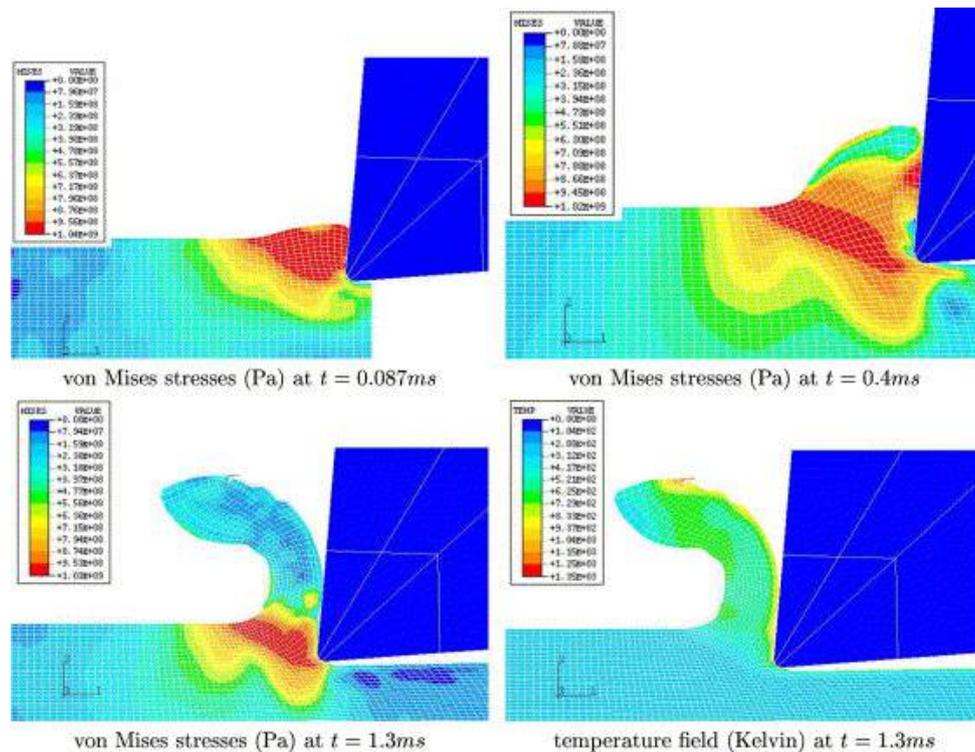


FIGURE 1.4.1 – Modélisation ALE de la formation du copeau [Pantale et al., 2004]

Les résultats des modélisations numériques sont cependant fortement dépendants de la loi d'écoulement choisie et des paramètres qui la régissent (généralement des lois de type Johnson Cook), des définitions des frottements entre l'outil et la matière et également des lois d'endommagement intégrées. Il peut alors s'avérer difficile, par le biais de ces modèles, d'obtenir une représentation fidèle à la réalité expérimentale de la formation du copeau et de sa segmentation [Calamaz et al., 2008]. Également, elles entraînent en général des longs temps de calculs. Aussi nous nous orienterons vers les modélisations analytiques.

### 1.4.1.3 Les modélisations analytiques

Les modèles analytiques ou semi-analytiques proposent de définir la coupe en se basant sur des relations issues de la physique, de la mécanique et de la science des matériaux.

Ils ont également l'avantage de fournir généralement des variables internes telles que les contraintes, les déformations et vitesses de déformation. Ainsi, contrairement aux modèles empiriques, il se détachent en partie de la détermination de coefficients spécifiques à l'emploi d'un outil ou d'un matériau de coupe.

Les premiers travaux reconnus de modélisation en coupe orthogonale furent initiés par Merchant [Merchant, 1944] qui propose un modèle géométrique en déformations planes (*fig. 1.4.2*). Elle fait l'hypothèse, entre autre, d'un plan de cisaillement séparant la matière brute du copeau, d'une géométrie d'outil parfaite et d'un matériau considéré comme parfaitement plastique. Le copeau est formé par glissement interne plan et ne possède pas de discontinuité de type festonnage (génération de bandes de cisaillement adiabatique). Par cette modélisation apparaît alors la première expression de la contrainte de cisaillement dans la zone de cisaillement primaire par de simples considérations géométriques de la coupe.

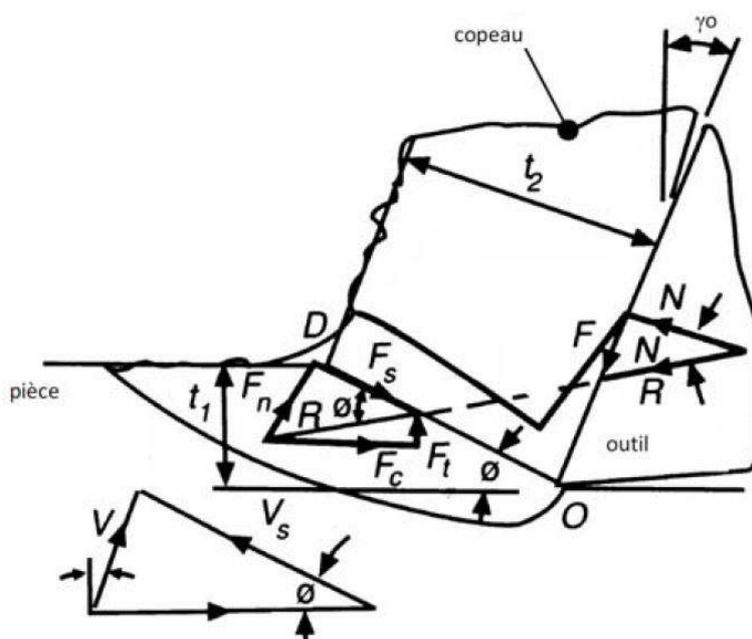


FIGURE 1.4.2 – Modélisation de Merchant [Merchant, 1944]

Il faut attendre la modélisation d'Albrecht [Albrecht, 1960] pour intégrer l'influence de la préparation d'arête, il constate un refoulement de la matière en pointe de l'outil pour des acuités d'arête non parfaites. Cette préparation d'arête aura pour influence de fournir un effort de poussée supplémentaire dirigé vers la pièce. Lee et Shaffer [Lee and Shaffer, 1951] propose une modélisation de la coupe introduisant les lignes de glissement. Les lignes de

glissement sont décrites comme des lignes légèrement courbées et parallèles à la vitesse d'écoulement du matériau. Ainsi, le cisaillement primaire n'est plus confiné à un plan mais dans une bande délimitée par deux plans. Basé sur la même méthode, Oxley [Oxley, 1989] considère la contrainte d'écoulement du matériau uniforme le long de la bande de cisaillement et fait l'hypothèse que la contrainte de cisaillement est égale à la contrainte d'écoulement dans la zone de cisaillement primaire. Il introduit alors une évaluation de la contrainte de cisaillement basée sur un écrouissage non linéaire, sensible aux déformations et aux températures (*fig. 1.4.3*). Cette modélisation permet ainsi de déterminer les contraintes exercées le long de l'outil de coupe (pour des outils sans préparation d'arête) et ce en fonction des températures générées par la coupe. Ces températures, élevées, pour l'usinage des alliages de titane, ont un impact significatif sur les efforts de coupe.

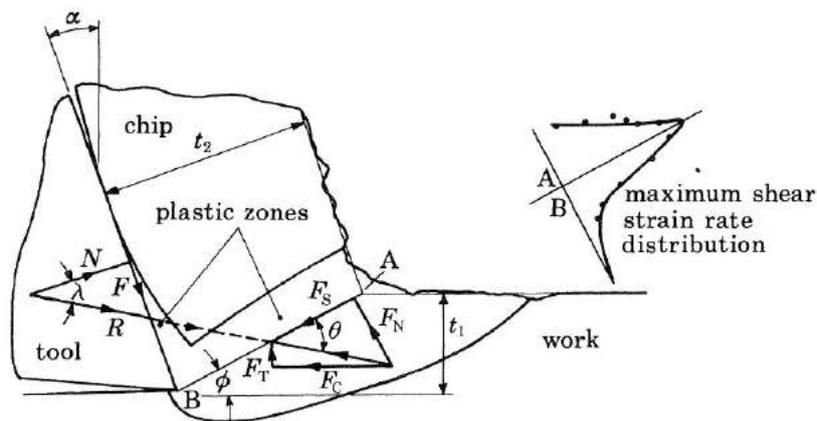


FIGURE 1.4.3 – Modélisation d'Oxley [Oxley and Hastings, 1977]

Boothroyd et Bailey [Boothroyd, 1963], utilisent une dépendance à la vitesse de déformation. Toujours dans la même démarche, Dudzinski et Molinari [Dudzinski and Molinari, 1997], ainsi que Moufki et al. [Moufki et al., 1998] basent leur modèle sur l'intégration de la déformation, du taux de déformation et de la température dans le calcul de la contrainte de cisaillement. Concernant les préparations d'arête, nous pourrions retenir les modélisations de Waldorf [Waldorf et al., 1997] s'appuyant sur les lignes de glissement pour définir l'effort de poussée exercé par un outil présentant une préparation d'arête rayonnée sur la matière. Quant à Fang et Dewhurst [Fang and Dewhurst, 2005], ils déterminent les forces exercées par l'outil et la contribution de chaque zone de contact lorsqu'une arête rapportée se crée en bout d'outil. Ces deux dernières modélisations ne prennent pas en compte une dépendance des contraintes aux déformations, taux de déformation ou températures de coupe. Ren et Altintas [Ren and Altintas, 2000] se sont intéressés à la modélisation,

toujours par méthode des lignes de glissement, de la coupe avec outils chanfreinés et la présence de zone morte en pointe de l'outil. Cette modélisation se base sur les travaux et hypothèses d'Oxley pour la détermination des contraintes et de la thermique en zone de cisaillement primaire. Également, Karpas et Özel [Karpas and Ozel, 2008] proposent une modélisation par lignes de glissement des efforts de coupe pour la coupe orthogonale avec outil chanfreiné et présence de zone morte mais en s'appuyant cette fois-ci sur la modélisation thermique de la coupe proposée par Komanduri et Hou [Komanduri and Hou, 2000]. Pour la caractérisation de la morphologie du copeau, de son écoulement sur l'outil et de son impact sur les usures constatées pour la coupe orthogonale avec plaquette chanfreinée (une partie des objectifs fixés pour cette thèse), nous nous intéresserons aux modélisations d'Oxley [Oxley, 1989] et de Ren et Altintas [Ren and Altintas, 2000] en utilisant une loi de comportement de type Johnson Cook (annexe 2) dépendante du taux de déformation et de la température. Ces modélisations analytiques présentent l'avantage d'être simples de mise en œuvre et donnent accès à une estimation des contraintes appliquées en pointe d'outil et les températures de la zone de cisaillement primaire (pour la première) ainsi qu'à la contribution aux efforts du chanfrein (et de la zone morte) et les températures dans la zone de chanfrein (pour la seconde). Ces modélisations seront présentées plus en détail dans le chapitre 3, chapitre traitant de l'influence des conditions de coupe et géométries d'outil chanfreinés sur les longueurs de contact face de coupe/copeau et sur l'usure des faces de coupe.

### 1.4.2 Modélisation de la coupe en fraisage

#### 1.4.2.1 Les modélisations mécaniques

Comme pour les modélisations mécaniques en tournage, la première étape pour le fraisage a été de déterminer un coefficient spécifique de coupe associé à un outil et un matériau. Ce coefficient spécifique de coupe est alors fonction des conditions de coupe telles que la vitesse de coupe, l'avance et les engagements de la fraise. C'est sur ce type de modélisation que la démarche expérimentale du Couple Outil-Matière (COM) [AFNOR, 1994] se base pour la détermination des conditions de coupes optimales garantissant une coupe stable et acceptable de l'outil dans la matière. Par la suite, les modèles mécaniques se basent sur une segmentation des arêtes de coupe de l'outil et évoluent vers la coupe oblique [Altintas and Budak, 1995]

[Engin and Altintas, 2001a][Engin and Altintas, 2001b] (*fig. 1.4.4*). Les efforts de coupe sont alors calculés pour chaque segment d'arête comme étant le produit du coefficient spécifique de coupe par la section coupée. La connaissance de la géométrie exacte de l'outil

et de la section coupée pour chaque segment d'arête selon leur position angulaire permet une détermination des efforts de coupe de l'ensemble de l'outil lors de sa rotation par sommation des efforts élémentaires.

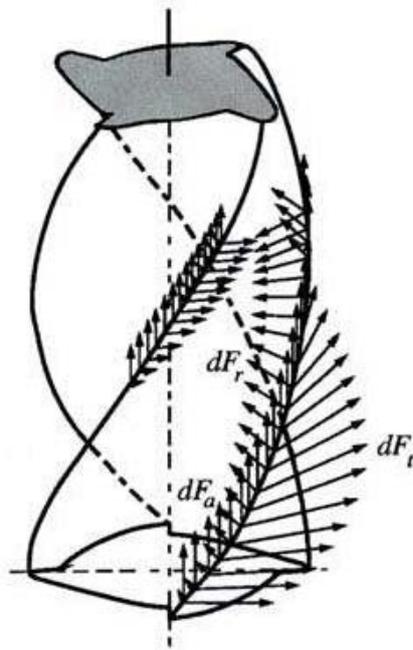


FIGURE 1.4.4 – Discrétisation de l'outil [Altintas and Budak, 1995]

### 1.4.2.2 Les méthodes analytiques

Le principe de ces méthodes repose souvent sur la segmentation d'arête. La différence avec les méthodes empiriques réside dans le fait que celles-ci s'appuient sur les modèles analytiques en coupe oblique pour l'expression des efforts de coupe de chaque segment d'arête. Ainsi ce type de modélisation permet la prise en compte de la contrainte d'écoulement du matériau [Lee and Altintas, 1996] [Junz-Wang and Zheng, 2002] et de la thermomécanique de la coupe (dépendance de la contrainte d'écoulement à la déformation, au taux de déformation et à la température) [Fontaine, 2004] [Wagner, 2011] et la contribution des préparations d'arête [Wagner, 2011] (*fig.* 1.4.5).

#### 1.4. Modélisation des actions thermomécaniques de la coupe

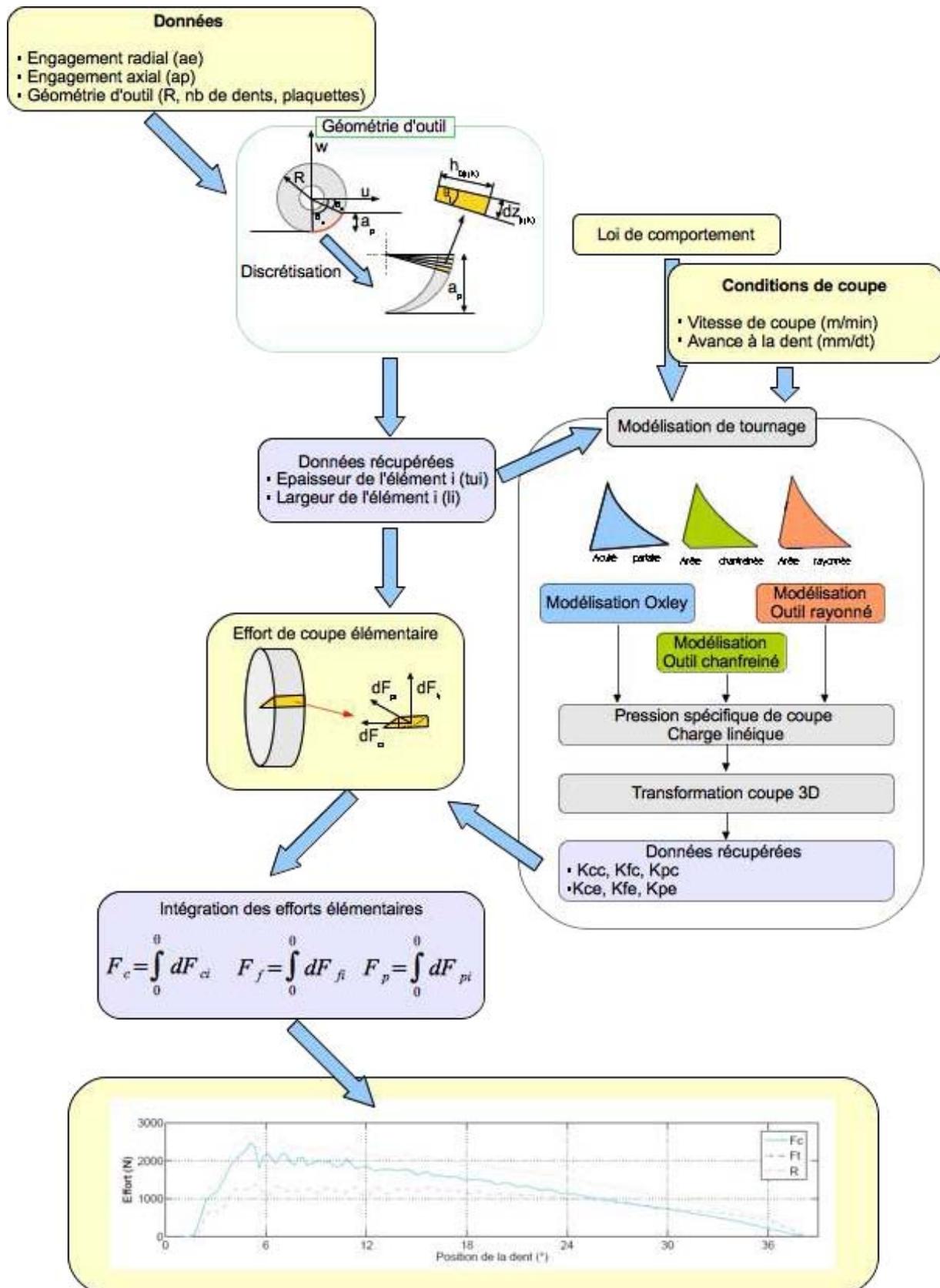


FIGURE 1.4.5 – Démarche de la modélisation analytique du fraisage [Wagner, 2011]

Yousfi et al. [Yousfi et al., 2015] proposent une autre approche en évaluant les gradients cinématiques le long de l'arête de coupe, en fonction de l'orientation de la plaquette et de sa position angulaire. Leur modélisation permet ainsi une évaluation plus fine des champs de contrainte autour de l'outil et des actions de la coupe.

### 1.4.2.3 Les méthodes numériques

Les méthodes numériques restent un atout majeur quant à la description du processus de coupe par fraisage. Elles permettent de récupérer à chaque instant, les contraintes exercées sur l'outil, les températures de contact et la topologie de la surface usinée [Maurel-Pantel et al., 2012] [Wu and Zhang, 2014]. Cependant, comme pour le tournage et les modèles analytiques (ou semi analytiques) comprenant une loi de comportement, les résultats des modélisations numériques sont fortement dépendants de cette loi. Également, elles nécessitent la définition des frottements entre l'outil et la matière et des lois d'endommagement intégrées. Ces données sont généralement obtenues par une identification expérimentale par méthode inverse. De plus, elles conduisent à de longs temps de calcul.

Notre choix est de pouvoir déterminer l'influence des conditions de coupes sur les efforts de coupe, les mécanismes d'usure des outils coupants définis dans le projet et leur durée de vie. La démarche la plus adaptée et rapide dans notre situation est donc de se baser sur une modélisation mécanistique de la coupe en fraisage et plus particulièrement de s'appuyer sur la démarche du COM nous permettant ainsi d'obtenir les plages de conditions de coupe garantissant un gain en productivité pour les partenaires industriels du projet TiMaS. Cette démarche est présentée en annexe 4.

## 1.5 Conclusion

L'état de l'art a montré que le TA6V pouvait exister sous des microstructures radicalement différentes. Ainsi, dans les travaux de cette thèse nous aurons à étudier une microstructure de type équiaxe (TA6V  $\alpha\beta$  non traité transus  $\beta$ ). L'autre microstructure à étudier sera une structure entièrement lamellaire (TA6V  $\alpha\beta$  traité transus  $\beta$ ). Nous pouvons penser que ces microstructures auront un impact sur la génération de bandes de cisaillement en zone de cisaillement primaire et donc sur la segmentation du copeau et les efforts de coupes constatés.

De même, la bibliographie étudiée a permis de mettre en évidence que les préparations d'arête chanfreinées auront un impact sur les usures des outils, notamment par la généra-

tion de zones mortes en pointe de l'outil modifiant les températures et les efforts de coupe et donc l'écoulement du copeau sur la face de coupe. Cette zone morte génère également des efforts de poussée vers la surface usinée pouvant engendrer de fortes déformations et donc une génération importante de contraintes résiduelles. Ces efforts de poussée ont aussi pour influence de générer un effet d'indentation qui entraîne un retour élastique de la matière sur la face en dépouille de l'outil. Hors, nous avons aussi pu constater que le mécanisme de génération de contraintes résiduelles est fortement dépendant de l'usure en dépouille de l'outil. Celle-ci entraîne une augmentation des surfaces de frottement et donc des températures générées. Ainsi, l'usure en dépouille tend les contraintes résiduelles à aller vers la traction.

Enfin la dernière partie de ce chapitre nous a permis de rappeler les modélisations du processus de coupe visant à comprendre les efforts de coupe, les mécanismes d'usure des outils et les contraintes résiduelles constatées pour l'usinage des métaux. De ce fait, nous avons choisi de nous orienter vers la démarche expérimentale du Couple outil matière pour l'analyse des efforts de coupe et des usures des fraises utilisées par Airbus Saint-Eloi et Figeac Aéro. Cette démarche permet de dégager les conditions de coupe garantissant une coupe stable et acceptable de l'outil dans la matière et également d'évaluer les gains en productivité potentiellement réalisables. Pour l'influence des géométries d'arête chanfreinée et des conditions de coupe sur l'écoulement du copeau sur la face de coupe, nous avons choisi d'utiliser la modélisation d'Oxley [Oxley, 1989] modifiée par Ren et Altintas [Ren and Altintas, 2000] donnant accès aux contraintes exercées par la zone morte sur l'outil de coupe et donc la contribution du chanfrein à la coupe en termes d'efforts et de températures. Enfin, pour la modélisation des contraintes résiduelles, nous nous orienterons vers des modèles numériques en coupe orthogonale, avec des chargements thermo-mécaniques équivalents sur la surface usinée. Les paramètres d'entrée de ces modèles sont restreints et relativement faciles d'obtention et ce type de modélisation permet également de s'affranchir des problématiques de modélisation de la séparation de la matière autour de la pointe de l'outil.



## CHAPITRE 2

---

# Usinabilité de l'alliage de titane TA6V

---

## 2.1 Introduction

Ce chapitre vise à étudier l'usinabilité de l'alliage de titane TA6V. Il fait directement écho à la thématique industrielle du projet TiMaS ayant pour objectif d'établir un espace de fonctionnement des conditions de coupes stables et acceptables des deux outils du projet dans leurs matières respectives, vers une amélioration de la productivité. Ainsi deux couples outil matière sont étudiés :

- le premier est constitué d'une fraise en carbure monobloc associée à un TA6V  $\alpha\beta$  non traité transus  $\beta$ ,
- le second est constitué d'une fraise à plaquettes associée à un TA6V  $\alpha\beta$  traité transus  $\beta$ .

Ainsi, en se basant sur la méthodologie du Couple Outil-Matière (COM présenté en annexe 4) [AFNOR, 1994], nous étudions l'influence des conditions de coupe (vitesse de coupe, avance et profondeur de passe) sur les pressions spécifiques de coupe. Cette étude permettra à la fois d'établir les espaces de fonctionnement des deux couples outil-matière mais également de voir émerger les différences de comportement entre ces deux couples (différences au niveau de la répartition des efforts et de leurs évolutions). Une fois ces espaces déterminés, ils sont ensuite bornés sur la base d'un critère d'usinabilité relatif à l'usure des outils coupants et leur durée de vie. Également, nous étudions les divergences entre les deux couples outil matière en termes de mécanismes d'usure.

Enfin, afin de se détacher des différences de comportement des outils dans leur matériau respectif, induites par leur géométrie de coupe, une étude en tournage avec outil identique, est menée dans le but d'évaluer l'impact des différences de structure des matériaux sur la morphologie des copeaux et ainsi entreprendre une meilleure compréhension de l'usinabilité de l'alliage de titane TA6V.

## 2.2 Approche du Couple Outil Matière

Les objectifs de cette partie sont de définir les paramètres de coupe en fonction du matériau selon les critères d'usinabilité, vers une augmentation de la productivité (temps copeau). Comme il est proposé dans la méthodologie du Couple Outil-Matière (COM) [AFNOR, 1994], cette démarche d'optimisation peut s'effectuer par la connaissance des efforts de coupe et plus particulièrement des pressions spécifiques de coupe. Pour rappel, cette dernière se déroule en cinq étapes majeures :

- des essais de qualification visant à déterminer un point de fonctionnement stable et acceptable de l'outil dans la matière, en termes de conditions de coupe (vitesse de

- coupe  $V_c$ , avance à la dent  $f_z$ , profondeur de passe  $a_p$  et engagement radial  $a_e$ ). Ces conditions de coupe peuvent correspondre à celles déjà employées par les industriels,
- la détermination du  $V_{cmin}$  qui permet l'obtention de la vitesse de coupe minimale autorisée pour le couple outil-matériau choisi pour l'étude,
  - la détermination de la plage de valeurs  $h_{min}$ -  $h_{max}$  pour laquelle les pressions spécifiques de coupe traduisent un bon compromis entre un gain en productivité et des efforts nécessaires à la coupe d'une section de  $1 \text{ mm}^2$  diminués,
  - la détermination des données limites, à savoir une limite haute de la section de coupe  $A_{Dmax}$ ,
  - la réalisation d'essais d'usure visant à caractériser les modes de dégradation des outils associés à leur matériau et l'influence des conditions de coupe sur ces modes.

### 2.2.1 Dispositif expérimental

La machine utilisée pour la caractérisation des couples outil matière pour la nervure 3 de l'A320 et le longeron inférieur de l'A400M est un centre d'usinage KX10 de Huron à 3 axes, à portique et table mobile. Les essais de fraisages sont réalisés avec lubrification. La détermination des efforts de coupe se fait à l'aide d'une platine de mesure d'efforts 9257B de marque Kistler. Les caractéristiques de la machine, ainsi que de la platine sont présentées en annexe 1. Pour chaque pièce étudiée dans le projet, existe un outil spécifique destiné à son usinage.

Nous indiquons les principales caractéristiques géométriques des outils coupants étudiés dans le tableau *tab. 2.1*. La fraise monobloc, ainsi que les plaquettes de la fraise à plaquettes sont en carbure de tungstène.

Fraise monobloc						
Diamètre	Rayon de bec	Angle de coupe	Angle de dépouille	Préparation d'arête rayonnée	Angle d'hélice	Revêtue
20 mm	4 mm	15°	7°	21 $\mu\text{m}$	50°	TiAlN
Fraise à plaquettes rapportées						
Diamètre	Rayon de bec	Angle de coupe	Angle de dépouille	Préparation d'arête chanfreinée	Angle d'inclinaison	Revêtue
50 mm	6 mm	20°	15°	0.12 mm	9°	TiAlN

TABLE 2.1 – Géométrie des outils coupants

### 2.2.2 Essais de qualification

Du fait de leur utilisation en contexte industriel, nous considérons que les conditions de coupe utilisées par les entreprises partenaires du projet, pour leurs outils sont stables et acceptables et donc choisies comme référence (essai de qualification) pour les études des COM. Ces conditions sont affichées dans le tableau *tab. 2.2*.

	$V_c$ (m · min <sup>-1</sup> )	$f_z$ (mm · dt <sup>-1</sup> )	$a_p$ (mm)	$a_e$ (mm)
Fraise en carbure monobloc	50	0.07	5	20
Fraise à plaquettes	50	0.12	5	20

TABLE 2.2 – Conditions de coupe de référence

### 2.2.3 Détermination de l'espace de fonctionnement des vitesses de coupe

#### 2.2.3.1 Usinage avec la fraise en carbure monobloc - TA6V $\alpha\beta$ non traité transus $\beta$

Les efforts obtenus étant exprimés dans le repère de la platine ( $F_x$ ,  $F_y$  et  $F_z$ ), un changement de repère est effectué afin de déterminer les efforts de coupe  $F_c$  et  $F_r$  respectivement perpendiculaires et radiaux à l'outil lors de sa rotation (annexe 6).

La fraise en carbure monobloc possédant quatre dents espacées de 90° et travaillant en pleine matière ( $a_e$  = diamètre de la fraise), les efforts relevés sont généralement issus de la coupe de deux dents en prise dans la matière. L'hypothèse est faite qu'une seule dent est en prise lorsque la dent concernée est à une position angulaire de  $\theta = 90^\circ$ . Dans cette configuration, les efforts exercés sur la dent correspondent aux efforts les plus élevés qu'elle puisse subir (épaisseur de coupe maximale). Pour la suite des essais, les données  $F_c$  et  $F_r$  présentées seront celles relevées pour cette position angulaire de 90° et explicitées en annexe 6.

Pour ces essais, une avance de 0.07 mm · dt<sup>-1</sup>, une profondeur de passe de 5 mm et un engagement radial de 20 mm (pleine fraise) sont utilisés. Ces conditions correspondent aux conditions de coupe de référence (qualification). La vitesse de coupe varie dans une plage de 15 m · min<sup>-1</sup> à 80 m · min<sup>-1</sup> (plage d'utilisation classique des industriels pour le fraisage du TA6V) et des rainurages sur une distance de 45 mm sont réalisés. Pour chaque

essai, la pression spécifique de coupe est calculée. Les résultats en termes de pressions spécifiques de coupe sont présentés sur la figure *fig.* 2.2.1.

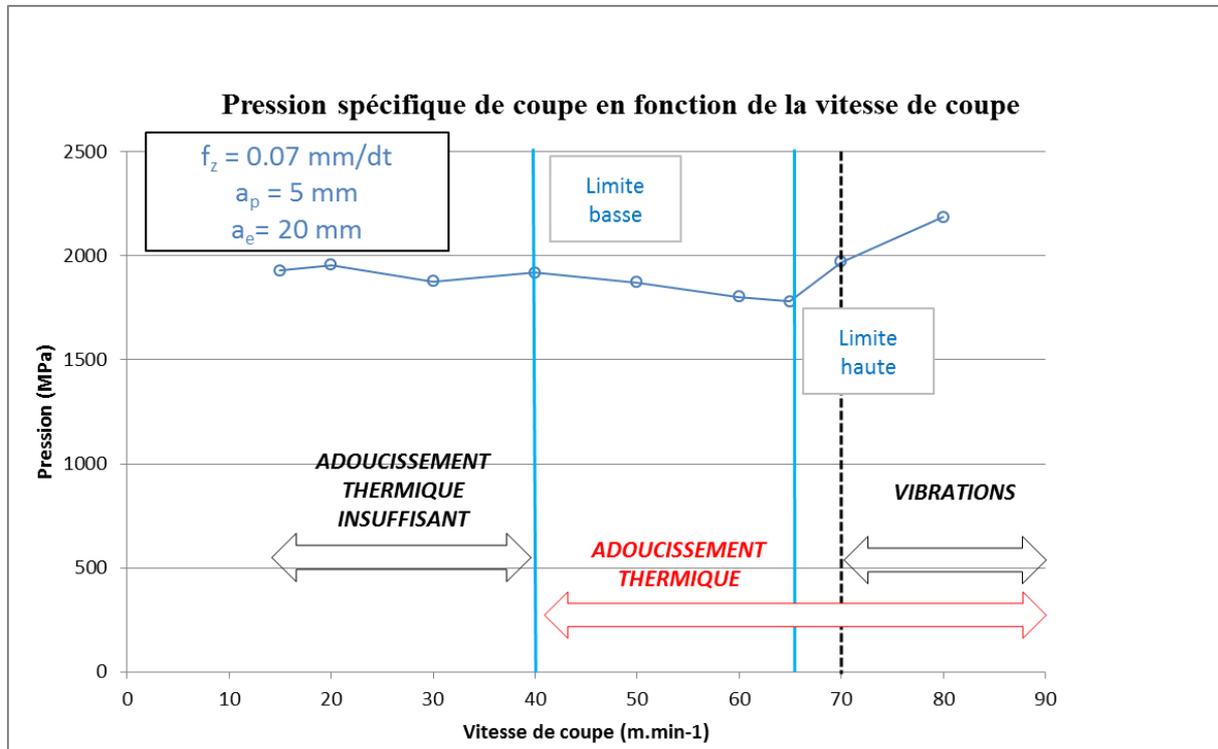


FIGURE 2.2.1 – Pression spécifique de coupe  $K_c$  en fonction de la vitesse de coupe pour la fraise en carbure monobloc - TA6V  $\alpha\beta$  non traité transus  $\beta$

La pression spécifique de coupe est relativement stable pour des vitesses de coupe faibles (entre  $15 \text{ m} \cdot \text{min}^{-1}$  et  $30 \text{ m} \cdot \text{min}^{-1}$ ) et amorce une décroissance à partir de la vitesse de coupe de  $40 \text{ m} \cdot \text{min}^{-1}$ . Pour des vitesses inférieures, l'adoucissement thermique du matériau (du fait des faibles énergies transmises par la coupe dans la matière) est insuffisant pour faciliter le processus de coupe [Poulachon et al., 2001].

Au dessus de  $40 \text{ m} \cdot \text{min}^{-1}$ , la pression spécifique de coupe décroît jusqu'à atteindre sa valeur minimale pour une vitesse de coupe de  $65 \text{ m} \cdot \text{min}^{-1}$ . Cette dernière vitesse garantit un bon état de surface et n'engendre qu'une légère usure en dépouille de l'outil. Des résultats similaires en termes d'état de surface et d'usure sont obtenus jusqu'à la vitesse de coupe de  $70 \text{ m} \cdot \text{min}^{-1}$ .

A partir de cette valeur, les pressions spécifiques de coupe augmentent fortement et opèrent ainsi un changement de pente. Enfin, au delà de  $70 \text{ m} \cdot \text{min}^{-1}$ , apparaît une dégradation de l'état de la surface usinée due à des vibrations de l'outil lors de l'usinage. Cette augmentation est accompagnée par une usure en entaille sur une des dents de l'outil. Celle-ci est à imputer aux chocs successifs de la dent dans la matière générés par la vibration de l'outil.

La plage de fonctionnement des vitesses de coupe correspond à la zone de décroissance de la pression spécifique de coupe :

- la vitesse de coupe de  $40 \text{ m} \cdot \text{min}^{-1}$  est considérée comme étant la limite basse des vitesses de coupe garantissant des conditions de coupe stables et acceptables de l'outil dans la matière. Cette vitesse initie la décroissance de la pression spécifique et correspond à la valeur pour laquelle l'adoucissement thermique est suffisant pour faciliter la coupe,
- la vitesse de coupe de  $65 \text{ m} \cdot \text{min}^{-1}$  est identifiée comme étant la limite haute de la vitesse de coupe. Pour cette vitesse, la pression spécifique est la plus faible (point de changement de pente de la courbe) et au delà cette dernière augmente fortement et des phénomènes vibratoires apparaissent entraînant une usure accélérée de l'outil.

Concernant l'influence de la vitesse de coupe sur l'évolution des efforts, une légère décroissance est constatée pour les composantes normales à la dent et radiales jusqu'à la vitesse de coupe de  $65 \text{ m} \cdot \text{min}^{-1}$  où ces efforts augmentent légèrement par la suite (*fig. 2.2.2*). La décroissance évoquée précédemment est également liée à l'adoucissement thermique qui réduit la contrainte nécessaire au cisaillement de la matière en zone primaire, tandis que la croissance est induite par les phénomènes vibratoires constatés. Les efforts de coupe axiaux sont négatifs pour tous les cas et leur valeur absolue augmente linéairement avec la vitesse de coupe. Cet effet est principalement lié à l'angle d'hélice de la fraise. Les efforts radiaux  $F_r$  sont moins élevés que les efforts de coupe normaux à la dent qui usine ( $F_c$ ) dans chacun des cas observés. Cependant, la vitesse de coupe ne semble avoir que peu d'influence sur les écarts constatés entre ces deux composantes. En effet, le rapport  $F_c/F_r$  reste relativement constant autour de la valeur de 1.8.

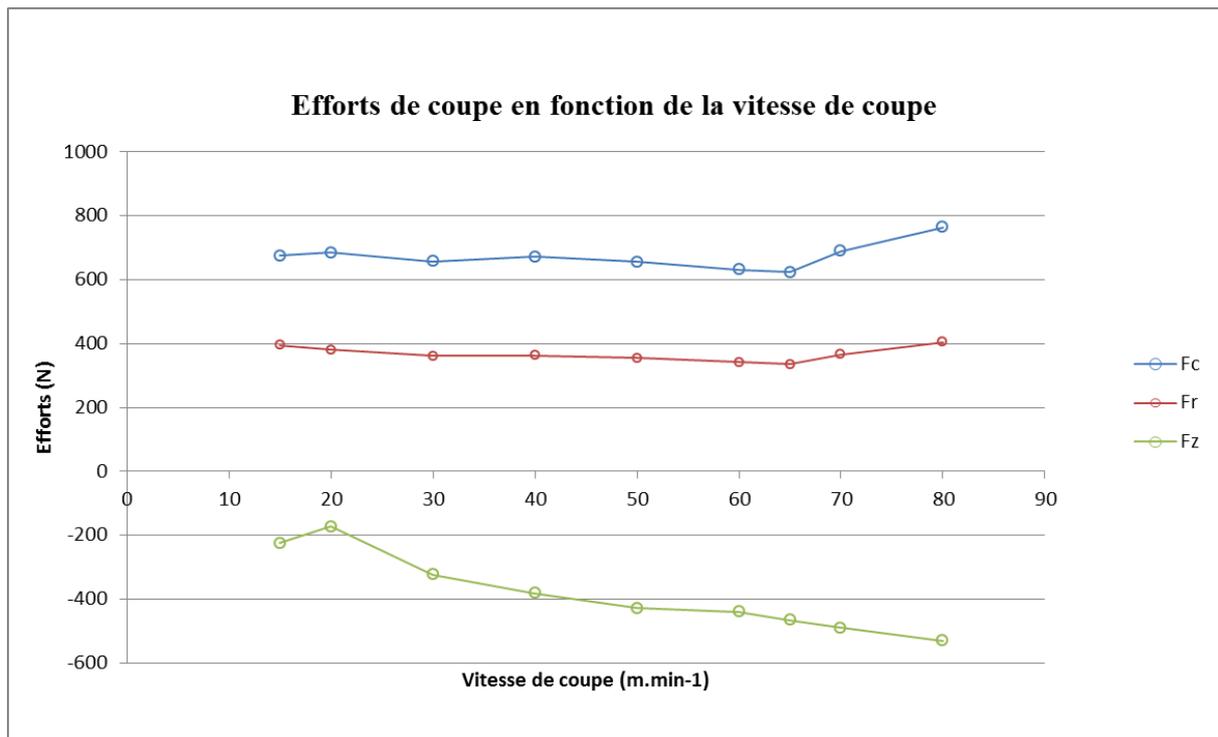


FIGURE 2.2.2 – Efforts  $F_c$ ,  $F_r$  et  $F_z$  en fonction de la vitesse de coupe pour la fraise en carbure monobloc - TA6V  $\alpha\beta$  non traité transus  $\beta$

### 2.2.3.2 Gains potentiels en productivité

La méthodologie du COM permet d'étudier l'espace de fonctionnement des conditions de coupe stables de l'outil dans la matière et de déterminer quels sont les gains potentiels en productivité. Ainsi, le choix d'une vitesse de coupe de  $65 \text{ m} \cdot \text{min}^{-1}$  (limite haute de l'espace de fonctionnement des vitesses de coupe) permet, par rapport aux conditions de coupe utilisées par les industriels, d'augmenter le débit copeau de 30%.

### 2.2.3.3 Usinage avec la fraise à plaquettes - TA6V $\alpha\beta$ traité transus $\beta$

Pour les essais avec la fraise à plaquettes rapportées, une seule plaquette est montée sur l'outil afin de faciliter l'identification des efforts dans le repère de l'outil. Pour ces essais, une profondeur de passe de 5 mm et un engagement radial de 20 mm sont choisis (conditions de référence des industriels). Nous réalisons des épaulements, en avalant, (conditions d'utilisation de l'industriel) de 10 mm, longueur suffisante pour obtenir des évolutions d'efforts stables dans chaque cas. De ce fait, les efforts maximaux sont obtenus lors du premier contact entre la plaquette et la matière à usinée, c'est à dire pour une position angulaire de  $101^\circ$ . C'est pour cette position angulaire que les efforts  $F_c$ ,  $F_r$  et

## 2. Usinabilité de l'alliage de titane TA6V

$F_z$  sont calculés. La démarche d'obtention de ces efforts est plus amplement spécifiée en annexe 6.

Pour ces essais, nous faisons varier la vitesse de coupe de  $20 \text{ m} \cdot \text{min}^{-1}$  à  $150 \text{ m} \cdot \text{min}^{-1}$  (qui comme pour la fraise monobloc, sont des conditions d'emploi classiques pour le fraisage du TA6V) pour une avance fixe de  $0.12 \text{ mm} \cdot \text{dt}^{-1}$  (condition de référence). Les résultats obtenus en termes de pressions spécifique de coupe sont présentés figure *fig. 2.2.3*.

La pression spécifique de coupe décroît avec la vitesse jusqu'à atteindre sa valeur minimale pour une vitesse de coupe de  $70 \text{ m} \cdot \text{min}^{-1}$ . A partir de cette vitesse, l'adoucissement thermique est suffisant pour faciliter au mieux la coupe du matériau.

Au delà, une augmentation de la pression est constatée, celle-ci vient ensuite se stabiliser à des valeurs plus élevées à partir d'une vitesse de  $110 \text{ m} \cdot \text{min}^{-1}$ . Cette augmentation, puis stabilisation, est due à un changement de mécanisme de cisaillement primaire. En effet, une augmentation de la vitesse de coupe a pour effet de rendre la génération de bandes de cisaillement adiabatique (en ZCP) et donc la segmentation du copeau périodique (contre une segmentation apériodique pour des vitesses de coupe faibles) [Barry et al., 2001].

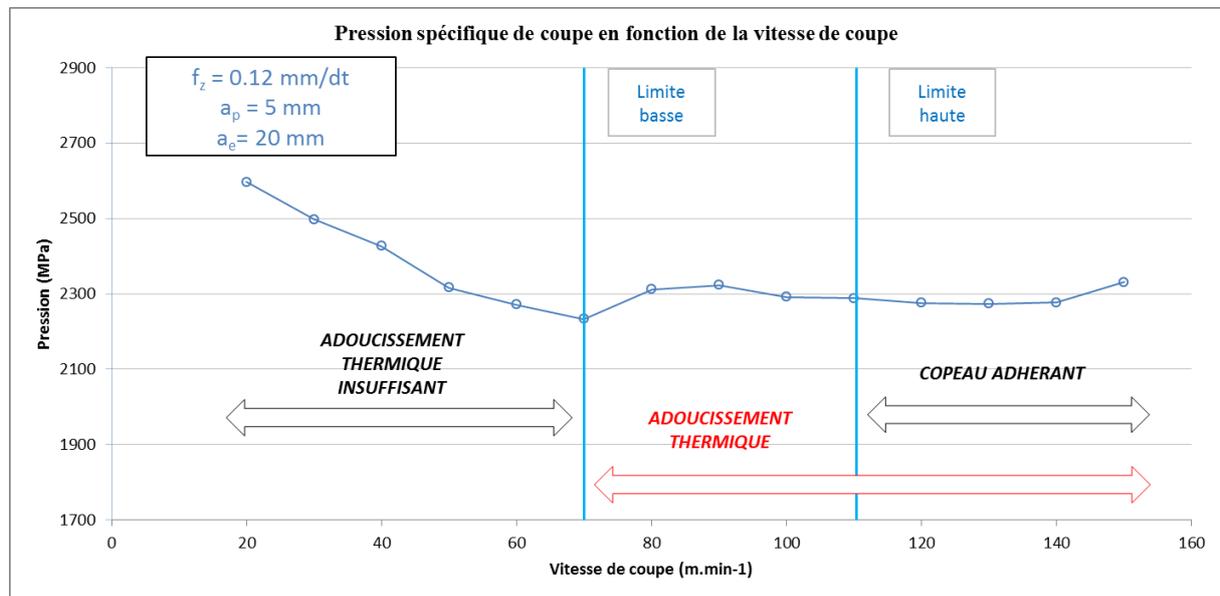


FIGURE 2.2.3 – Pression spécifique de coupe  $K_c$  en fonction de la vitesse de coupe pour la fraise à plaquettes - TA6V  $\alpha\beta$  traité transus  $\beta$

De telles constatations n'ont pu être faites pour la fraise monobloc, car la segmentation du TA6V  $\alpha\beta$  est moins sensible à la vitesse de coupe que celle du TA6V  $\beta$  (ceci est montré

par les observations de morphologies de copeau faites en fin de chapitre). Enfin, à partir d'une vitesse de coupe  $120 \text{ m} \cdot \text{min}^{-1}$ , le copeau commence à adhérer sur la face de coupe, témoignage de températures élevées. Celles-ci sont principalement dues à l'augmentation de la vitesse de coupe.

Ainsi, contrairement à l'autre couple outil-matière, nous avons une évolution plus classique (au sens de la méthodologie de Couple Outil-Matière) de la pression spécifique de coupe avec la présence d'un point d'inflexion pour une vitesse de coupe de  $70 \text{ m} \cdot \text{min}^{-1}$ . La plage de fonctionnement de la vitesse de coupe est ainsi définie comme telle :

- la limite basse de la vitesse de coupe est choisie à  $70 \text{ m} \cdot \text{min}^{-1}$ , vitesse pour laquelle nous avons le point d'inflexion de la courbe de la pression spécifique de coupe et à partir de laquelle l'adoucissement thermique est suffisant pour abaisser la contrainte nécessaire au cisaillement de la matière et donc réduire l'énergie nécessaire à la coupe,
- la limite haute de la vitesse de coupe est choisie à  $110 \text{ m} \cdot \text{min}^{-1}$ , au delà de cette valeur une adhérence du copeau sur la face de coupe apparaît et peut engendrer des perturbations de la coupe [Jacobson and Wallen, 1988].

Les efforts de coupe pour ce couple outil matière sont largement plus élevés que ceux obtenus pour la fraise monobloc. La préparation d'arête chanfreinée de l'outil est de largeur dix fois supérieure au rayon d'acuité de la fraise monobloc, hors une diminution de l'acuité d'arête conduit à une élévation des contraintes en pointe de l'outil et donc des efforts [Karpat and Ozel, 2006a] [Karpat and Ozel, 2006b].

Concernant l'évolution des efforts, nous observons une décroissance importante des efforts  $F_c$ ,  $F_r$  et  $F_z$  jusqu'à la vitesse de coupe de  $70 \text{ m} \cdot \text{min}^{-1}$ , vitesse à partir de laquelle l'adoucissement thermique a un effet majeur et abaisse suffisamment les contraintes nécessaires au cisaillement de la matière. L'élévation de l'effort  $F_c$  pour une vitesse de coupe de  $80 \text{ m} \cdot \text{min}^{-1}$  (ayant entraîné l'élévation de la pression spécifique de coupe), n'est pas reproduite pour les efforts  $F_r$  et  $F_z$  qui se stabilisent à partir de cette vitesse. Les efforts de cisaillement  $F_s$  étant principalement portés par les efforts  $F_c$  [Merchant, 1944], l'élévation d'efforts due au changement de mécanisme de cisaillement (périodicité et stabilité de la segmentation) est plus marquée pour cette dernière composante. Dans tous les cas, les efforts normaux à la plaquette  $F_c$  restent plus élevés que les efforts radiaux  $F_r$  (*fig.* 2.2.4).

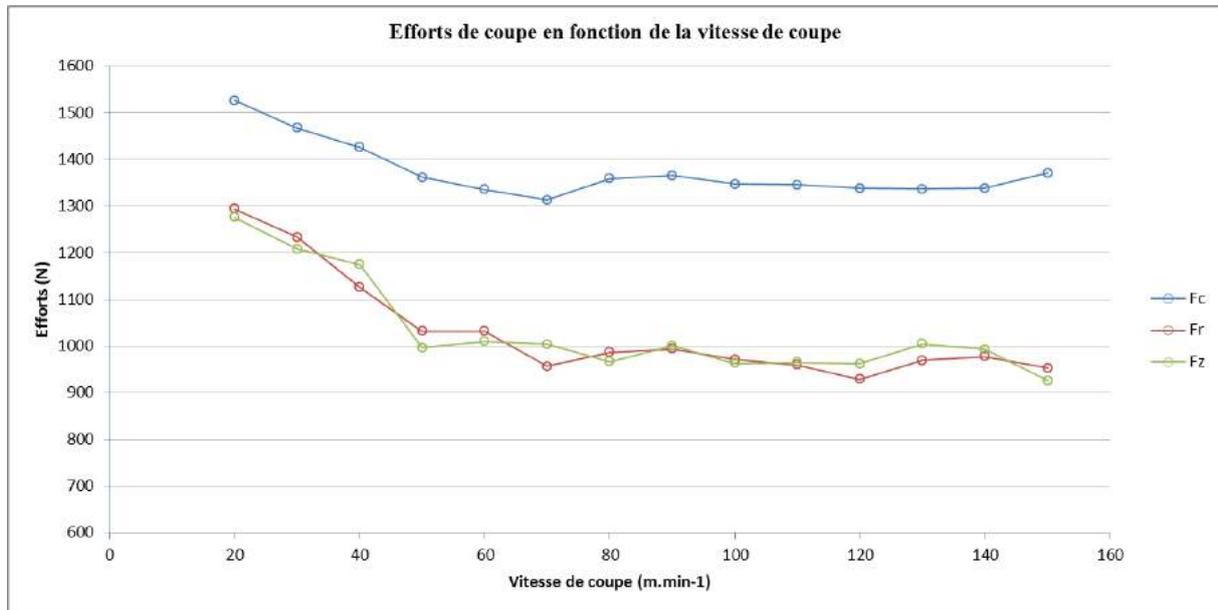


FIGURE 2.2.4 – Efforts  $F_c$ ,  $F_r$  et  $F_z$  en fonction de la vitesse de coupe pour la fraise à plaquettes - TA6V  $\alpha\beta$  traité transus  $\beta$

Pour finir, les efforts  $F_r$  et  $F_z$  sont pratiquement similaires. La plus petite arête en prise dans la matière se situe sous le rayon de bec de la plaquette. De ce fait dans cette zone, la préparation d'arête est supérieure à l'épaisseur coupée. Cette configuration de coupe génère des efforts tangentiels élevés orientés vers le corps de l'outil (axe vertical et efforts positifs). Dans la partie haute du rayon de bec, l'épaisseur coupée est maximale et conduit à l'obtention d'efforts dans la direction radiale de l'outil. Nous supposons que nous avons dans cette configuration d'engagement ( $a_p = 5$  mm) deux phénomènes distincts qui produisent la même quantité d'efforts dans deux directions différentes (axiales et radiales).

Le rapport  $F_c/F_r$ , témoignant de l'orientation de la résultante des efforts, augmente avec la vitesse de coupe pour des vitesses comprises entre  $20 \text{ m} \cdot \text{min}^{-1}$  et  $70 \text{ m} \cdot \text{min}^{-1}$  et se stabilise aux alentours de la vitesse de coupe de  $70 \text{ m} \cdot \text{min}^{-1}$  (*fig.* 2.2.5) avec la fin de la segmentation aperiodique. La vitesse de coupe a donc pour effet de faire tendre la résultante des efforts vers la direction colinéaire à la vitesse de coupe réduisant ainsi les risques de flexion de l'outil et donc d'une dégradation de l'état de surface [Wagner, 2011].

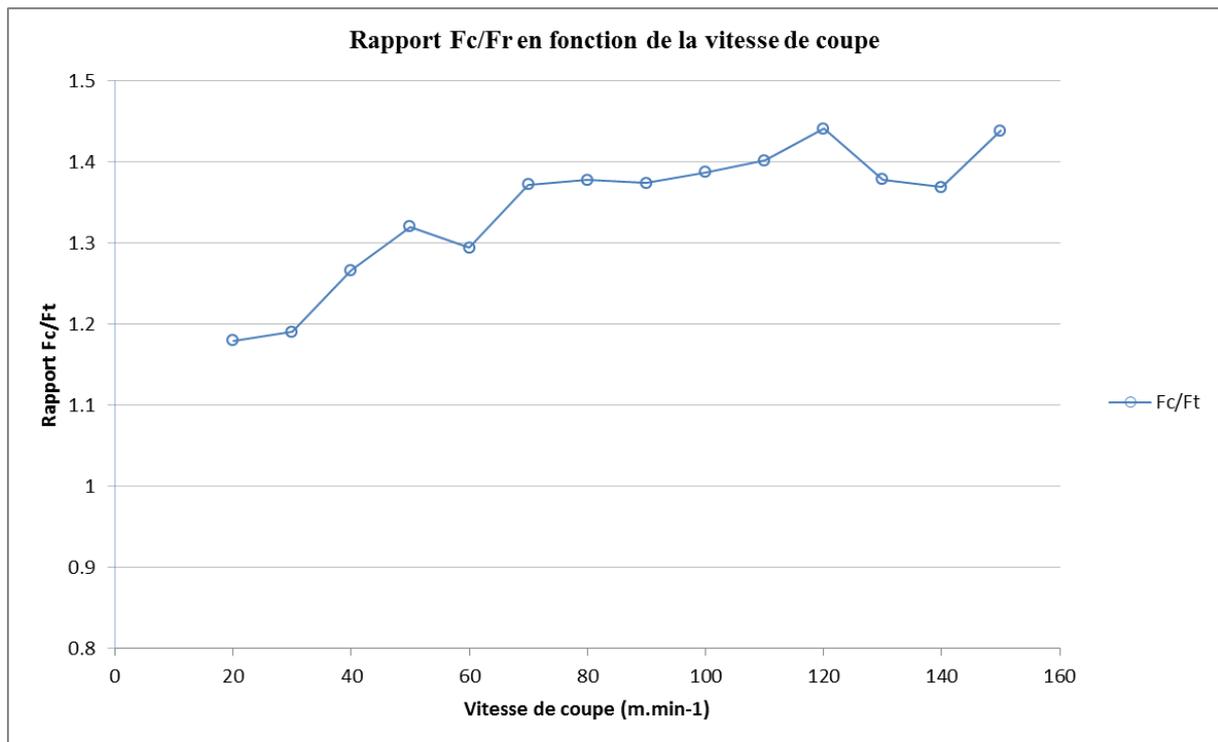


FIGURE 2.2.5 – Rapport  $F_c/F_r$  en fonction de la vitesse de coupe pour la fraise à plaquettes - TA6V  $\alpha\beta$  traité transus  $\beta$

Les valeurs obtenues pour ce rapport sont inférieures à celles obtenues pour l'autre couple outil-matière car l'acuité d'arête plus faible conduit à l'obtention d'un effet d'indentation global plus important et donc une augmentation de la composante radiale des efforts.

Pour finir, si nous nous intéressons plus précisément à l'évolution du rapport  $F_c/F_r$  au cours de la rotation de la plaquette dans la matière, nous constatons que le rapport est supérieur à 1 ( $F_c > F_r$ ) jusqu'à un angle de rotation proche de  $155^\circ$  pour tous les cas étudiés. Au delà de cet angle, la préparation d'arête devient supérieure ou égale à l'épaisseur de coupe instantanée (situation de copeau mini),  $F_r$  devient prépondérant ( $F_c/F_r < 1$ ) et change la direction de la résultante. La majeure partie de l'engagement de la plaquette se faisant avec une résultante des efforts dans la direction de la vitesse de coupe, aucune vibration due à la flexion de l'outil n'a été observée.

#### 2.2.3.4 Gains potentiels en productivité

L'étude de l'espace de fonctionnement des vitesses de coupe de ce couple outil-matière a permis de montrer qu'il est possible d'utiliser cinq vitesses de coupe supérieures à celle

## 2. Usinabilité de l'alliage de titane TA6V

---

utilisée par l'industriel garantissant une coupe stable et acceptable de l'outil dans la matière. Les gains potentiels en terme de débit copeau obtenus par l'utilisation de ces cinq vitesses sont présentés dans le tableau *tab. 2.3*.

Le gain potentiel maximal est ainsi obtenu pour la vitesse de coupe de  $110 \text{ m} \cdot \text{min}^{-1}$  avec une augmentation de 120% du débit copeau. Cependant, le choix de considérer une telle vitesse comme optimale doit être confronté à la durée de vie de l'outil obtenue pour ces conditions de coupe.

Vitesse de coupe ( $\text{m} \cdot \text{min}^{-1}$ )	Avance ( $\text{mm} \cdot \text{dt}^{-1}$ )	Gain en débit copeau (%)
70	0.12	40
80	0.12	60
90	0.12	80
100	0.12	100
110	0.12	120

TABLE 2.3 – Gains en débit copeau potentiels pour les vitesses de coupe définies par l'espace de fonctionnement - cas de la fraise à plaquettes

## 2.2.4 Détermination de la plage $h_{min}$ - $h_{max}$

### 2.2.4.1 Usinage avec la fraise en carbure monobloc - TA6V $\alpha\beta$ non traité transus $\beta$

Pour ces essais, les conditions de coupe suivantes sont donc choisies ; une vitesse de coupe de  $65 \text{ m} \cdot \text{min}^{-1}$ , une profondeur de passe de 5 mm et un engagement radial de 20 mm (pleine fraise). Nous faisons varier la vitesse d'avance, dans une plage de  $0.04 \text{ mm} \cdot \text{dt}^{-1}$  à  $0.25 \text{ mm} \cdot \text{dt}^{-1}$  (plage de valeurs utilisée par les industriels pour l'usinage du TA6V). Pour chacun des essais, les efforts de coupe et les pressions spécifiques de coupe sont calculés. La figure *fig. 2.2.6* présente l'évolution de la pression spécifique de coupe en fonction de l'épaisseur de coupe obtenue durant ces essais.

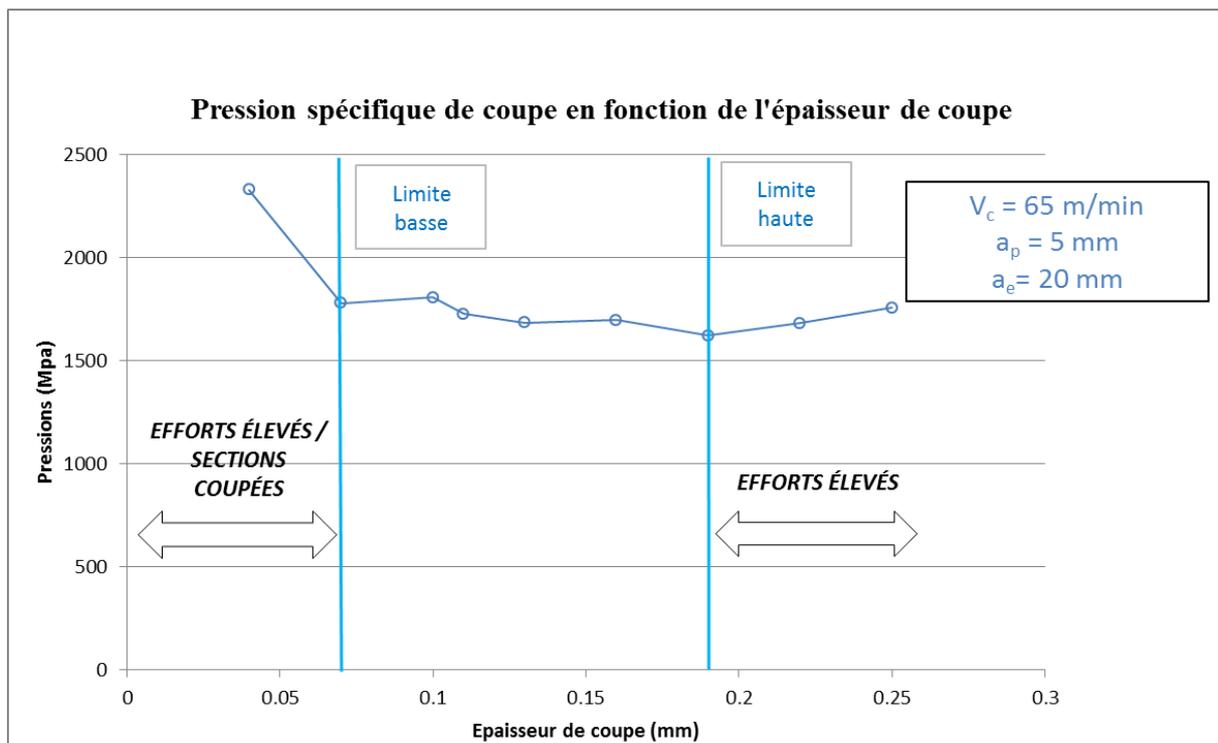


FIGURE 2.2.6 – Pression spécifique de coupe  $K_c$  en fonction de l'épaisseur de coupe pour la fraise en carbure monobloc - TA6V  $\alpha\beta$  non traité transus  $\beta$

Une diminution importante de la pression spécifique est obtenue entre une épaisseur de coupe de 0.04 mm et de 0.07 mm. La valeur élevée de la pression à  $h = 0.04 \text{ mm}$  montre que les efforts nécessaires pour couper un  $\text{mm}^2$  de section sont trop importants. Ce résultat est

lié à une avance trop faible et est considéré comme représentatif des évolutions des pressions pour des épaisseurs de coupe inférieures. A partir de 0.07 mm et ce jusqu'à 0.19 mm, une faible diminution de la pression spécifique de coupe est obtenue lorsque l'épaisseur de coupe augmente avec un léger point d'inflexion observable pour une épaisseur de 0.11 mm. Au delà de cette valeur, la pression spécifique de coupe augmente légèrement avec l'épaisseur de coupe à cause d'efforts  $F_c$  élevés (fig. 2.2.7). Enfin, pour une épaisseur de 0.25 mm, une usure en entaille sur l'outil a été constatée.

Ainsi nous définissons l'espace de fonctionnement suivant :

- la limite basse de l'épaisseur de coupe est de 0.07 mm, pour des valeurs inférieures la pression spécifique de coupe est élevée, montrant ainsi que les avances sont trop faibles pour une solution industrielle avantageuse,
- la limite haute de l'épaisseur de coupe est de 0.19 mm, au delà, la pression spécifique amorce une croissance due à des efforts qui deviennent trop importants par rapport à la section à couper. Cette augmentation peut conduire à terme à une usure plus rapide de l'outil (fait confirmé par les essais d'usure présentés par la suite).

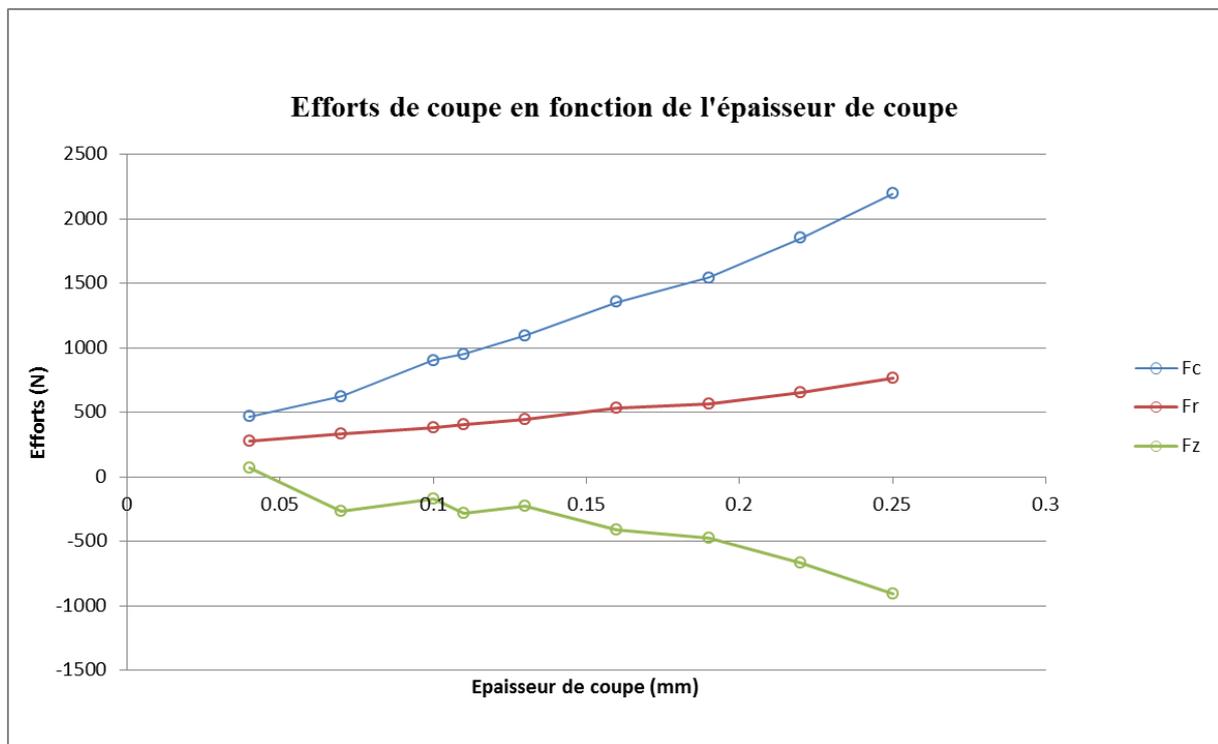


FIGURE 2.2.7 – Efforts  $F_c$ ,  $F_r$  et  $F_z$  en fonction de l'épaisseur de coupe pour la fraise en carbure monobloc - TA6V  $\alpha\beta$  non traité transus  $\beta$

Les trois composantes d'effort croissent linéairement avec l'épaisseur de coupe. Ceci est un résultat classique de l'usinage [Bouchnak, 2010] [Sabberwall, 1961]. Les efforts  $F_c$  sont toujours plus élevés et montrent une plus forte dépendance à l'épaisseur de coupe que les efforts  $F_r$  (croissance plus importante des efforts  $F_c$  par rapport aux efforts  $F_r$ ). Ainsi, une forte modification de la direction de la résultante des efforts est constatée lorsque l'épaisseur de coupe augmente, conduisant à une réduction de la prépondérance des efforts radiaux (*fig. 2.2.8*).

Contrairement à l'étude de l'espace de fonctionnement de la vitesse de coupe, la dépendance plus élevée de l'effort  $F_c$  à l'épaisseur de coupe par rapport à  $F_r$  amène le rapport  $F_c/F_r$  à évoluer de manière quasi linéaire avec l'épaisseur de coupe. L'épaisseur de coupe étant toujours supérieure à la préparation d'arête, ce rapport est toujours supérieur à 1. Ainsi, la direction de la résultante des efforts tend à se rapprocher de plus en plus de la direction de la vitesse de coupe lorsque l'épaisseur de coupe (ou l'avance) augmente.

Cela ne veut pas dire pour autant, qu'une augmentation de l'avance ne générera jamais de flexion de l'outil. Avec la croissance des efforts, il peut apparaître une usure plus rapide des outils et donc une modification de la géométrie d'arête (tendant vers une acuité d'arête plus grossière) menant à une augmentation de la prépondérance des efforts  $F_r$  sur  $F_c$  (fait confirmé par les essais d'usure).

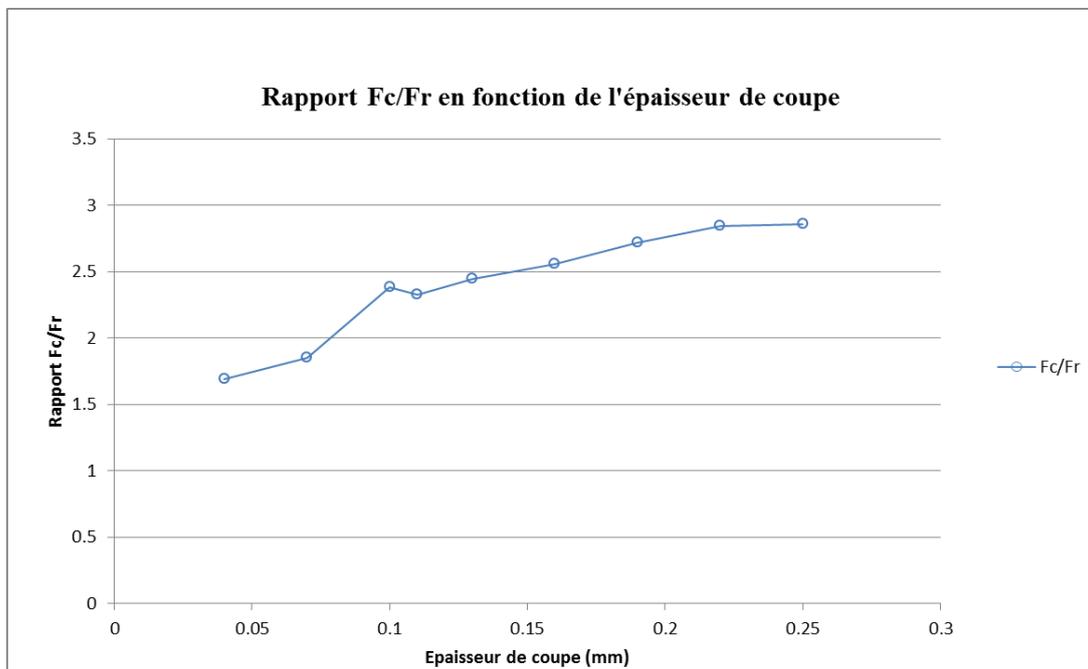


FIGURE 2.2.8 – Rapport  $F_c/F_r$  en fonction de l'épaisseur de coupe pour la fraise en carbure monobloc - TA6V  $\alpha\beta$  non traité transus  $\beta$

### 2.2.4.2 Gains potentiels en productivité

Une augmentation de l'avance génère une élévation significative du débit copeau. L'étude de l'espace de fonctionnement de l'avance pour ce couple outil-matière a montré qu'il est possible d'aller bien au delà de la valeur d'avance choisie par l'industriel. Nous répertorions dans le tableau *tab. 2.4* les gains potentiels en débit copeau réalisables (à une vitesse de coupe de  $65 \text{ m} \cdot \text{min}^{-1}$ ) par rapport aux conditions de coupe prises par l'industriel.

Logiquement, le gain maximal potentiel est obtenu pour l'avance de  $0.19 \text{ mm} \cdot \text{dt}^{-1}$  permettant une augmentation de 252% du débit copeau. Cependant, le choix d'une telle avance n'est pas forcément optimal, tout dépend de la durée de vie de l'outil sous ces conditions.

Vitesse de coupe ( $\text{m} \cdot \text{min}^{-1}$ )	Avance ( $\text{mm} \cdot \text{dt}^{-1}$ )	Gain en débit copeau (%)
65	0.07	30
65	0.10	85
65	0.11	104
65	0.13	141
65	0.16	197
65	0.19	252

TABLE 2.4 – Gains en débit copeau potentiels pour les avances définies par l'espace de fonctionnement - cas de la fraise en carbure monobloc

### 2.2.4.3 Usinage avec la fraise à plaquettes - TA6V $\alpha\beta$ traité transus $\beta$

Pour ces essais une vitesse de coupe de  $70 \text{ m} \cdot \text{min}^{-1}$ , une profondeur de passe de 5 mm et un engagement radial de 20 mm sont pris. Nous faisons varier l'avance de  $0.06 \text{ mm} \cdot \text{dt}^{-1}$  à  $0.39 \text{ mm} \cdot \text{dt}^{-1}$  (plage d'utilisation des industriels pour l'usinage du TA6V) et réalisons des épaulements de 10 mm (longueur permettant d'atteindre le régime stable des efforts de coupe). Comme précédemment, une seule plaquette est montée sur l'outil. Les résultats obtenus pour les pressions spécifiques de coupe en fonction de l'épaisseur de coupe sont présentés dans la figure *fig. 2.2.9*.

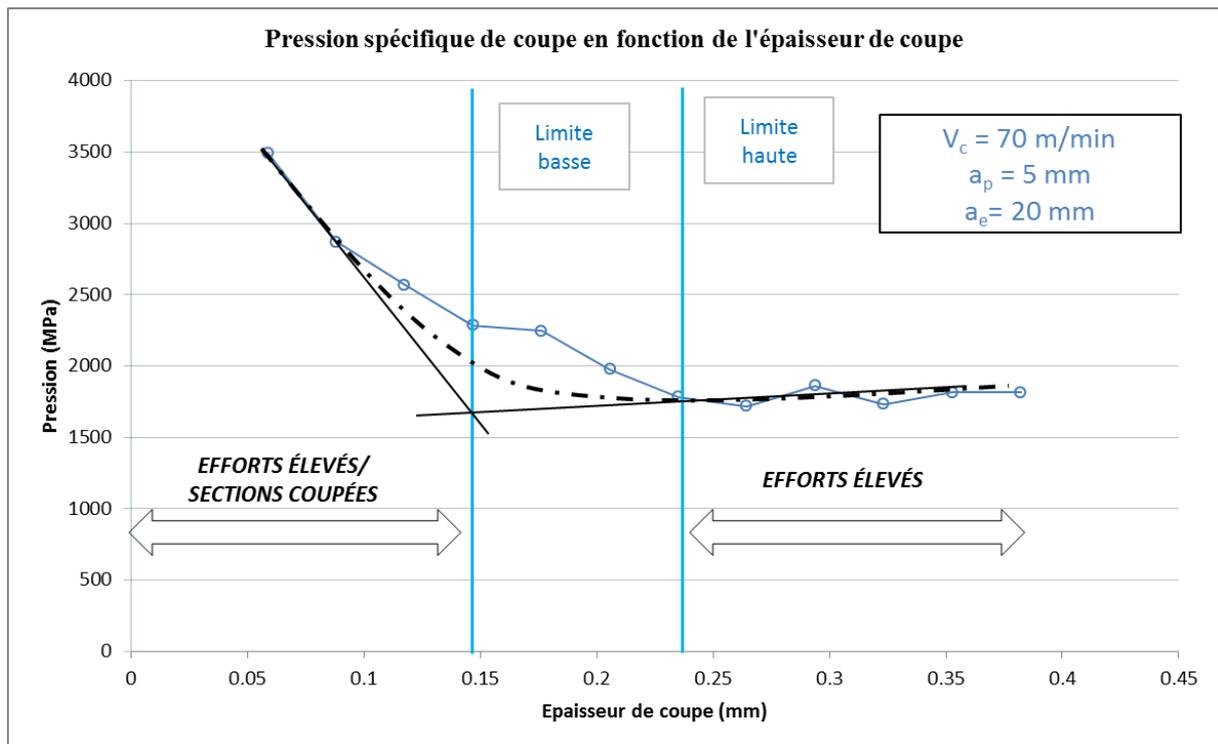


FIGURE 2.2.9 – Pression spécifique de coupe  $K_c$  en fonction de l'épaisseur de coupe pour la fraise à plaquettes - TA6V  $\alpha\beta$  traité transus  $\beta$

Un changement de pente de la courbe de la pression spécifique s'opère autour de l'épaisseur de coupe de 0.15 mm. Contrairement au cas de la fraise monobloc, nous avons là le comportement classique décrit dans la démarche du COM (courbe avec point d'inflexion). Ainsi, nous observons une décroissance de la pression spécifique de coupe jusqu'à une épaisseur de 0.26 mm montrant que la croissance des efforts  $F_c$  reste acceptable par rapport au gain en débit copeau apporté par l'augmentation de l'avance. Au delà de cette valeur, la pression croît légèrement indiquant que les efforts  $F_c$  nécessaires à la coupe d'un  $\text{mm}^2$  de section tendent à devenir trop élevés (*fig. 2.2.10*). Également, cette élévation importante des efforts peut conduire à une usure plus rapide de l'outil (fait constaté par les essais d'usure).

De ce fait, nous définissons l'espace de fonctionnement suivant :

- l'épaisseur de coupe minimale est choisie pour 0.15 mm et correspond au point d'inflexion de la courbe de la pression spécifique de coupe,
- la limite haute de l'épaisseur de coupe est de 0.26 mm, point minimal de la pression spécifique de coupe. Au delà, les efforts  $F_c$  nécessaires à la coupe tendent à augmenter et être très élevés par rapport à la section maximale coupée. Ces fortes valeurs d'effort

peuvent amener à une usure accélérée de l'outil.

L'évolution des efforts de coupe en fonction de l'épaisseur de coupe se traduit par un accroissement linéaire de la composante normale  $F_c$  et des efforts radiaux à la plaquette  $F_r$  et axiaux  $F_z$  relativement stables. La composante  $F_c$  est donc fortement dépendante de l'épaisseur coupée mais contrairement au cas de la fraise monobloc, les composantes  $F_r$  et  $F_z$  n'ont pas cette dépendance. Les efforts d'indentation induits par la préparation d'arête élevée de l'outil sont prédominant par rapport à l'effet de l'avance.

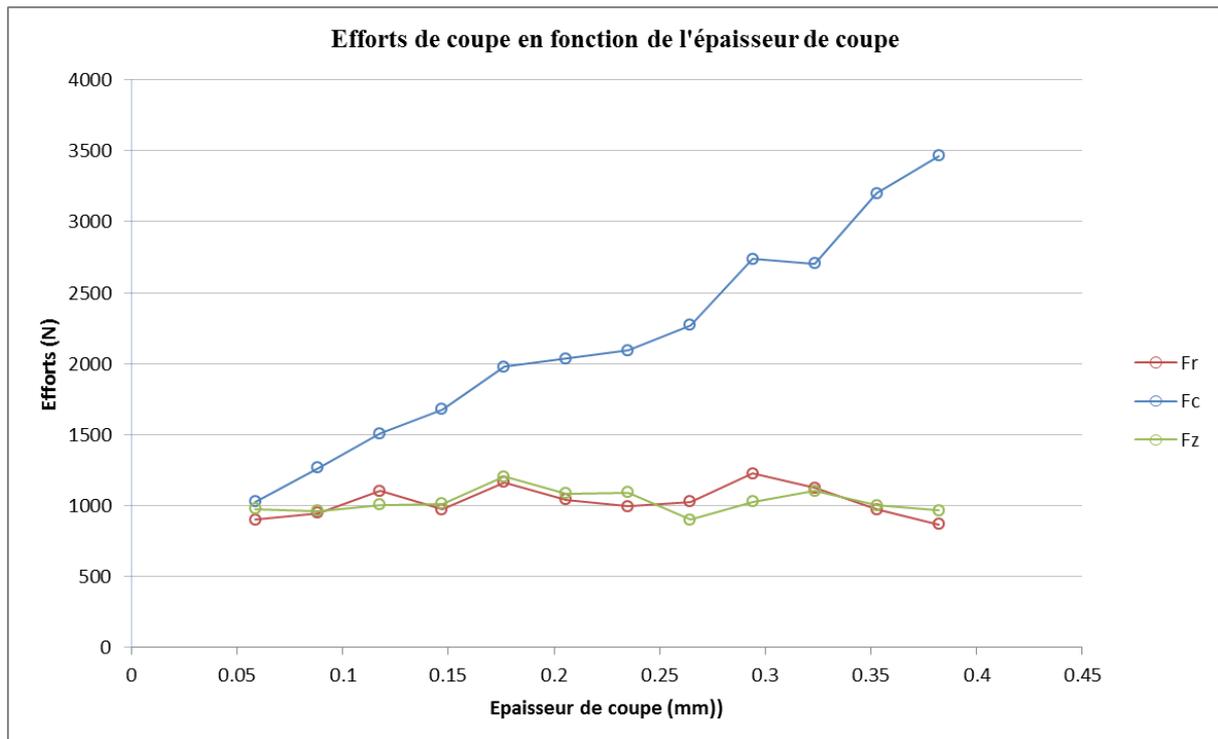


FIGURE 2.2.10 – Efforts  $F_c$ ,  $F_r$  et  $F_z$  en fonction de l'épaisseur de coupe pour la fraise à plaquettes - TA6V  $\alpha\beta$  traité transus  $\beta$

De ce fait, la direction de la résultante des efforts tend de plus en plus vers la direction de la vitesse de coupe à mesure que l'épaisseur de coupe augmente. Ceci s'observe par une augmentation relativement linéaire du rapport  $F_c/F_r$  (fig. 2.2.11). Ce rapport tend vers 1 pour de faibles épaisseurs de coupe, montrant ainsi une tendance à évoluer vers une prédominance des efforts  $F_r$  sur  $F_c$  lorsque l'épaisseur de coupe est proche de la valeur de la préparation d'arête (situation de copeau mini). Enfin, les efforts  $F_c$  augmentant fortement et les efforts  $F_r$  continuant de rester stables pour des épaisseurs de coupe supérieures à 0.34 mm, une croissance importante des efforts  $F_c/F_r$  est observée pour ces valeurs.

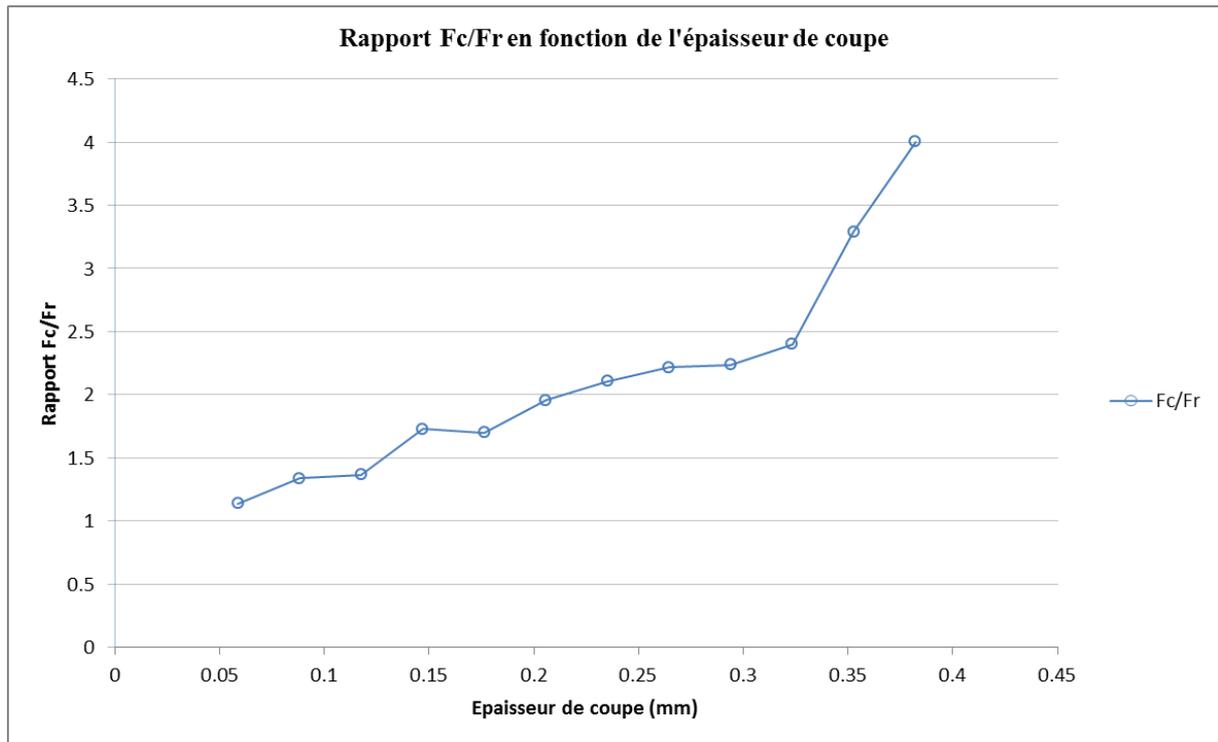


FIGURE 2.2.11 – Rapport  $F_c/F_r$  en fonction de l'épaisseur de coupe pour la fraise à plaquettes - TA6V  $\alpha\beta$  traité transus  $\beta$

Une analyse de la position angulaire  $\theta_l$  à partir de laquelle les efforts  $F_r$  deviennent supérieurs aux efforts  $F_c$  au cours de la rotation de la dent (voir annexe 6), montre qu'une augmentation de l'avance tend à ce que cette transition intervienne plus tardivement (lors de la rotation). En effet, l'épaisseur de coupe étant plus élevée, les phénomènes d'augmentation de l'effort  $F_r$  liés à la configuration du copeau mini interviennent pour des positions angulaires plus tardives (proche de la sortie de la dent de la matière). Ainsi, pour des épaisseurs de copeau comprises entre 0.29 mm et 0.38 mm, l'épaisseur de copeau est pratiquement toujours supérieure à la valeur de la préparation d'arête et l'outil ne travaille que très peu en flexion (*fig. 2.2.12*). Comme précédemment, choisir une avance importante n'exclue pas la possibilité de voir apparaître des phénomènes perturbateurs (flexion, vibration). En effet, les efforts étant élevés pour de grandes avances, une usure rapide de l'outil qui va alors modifier la préparation d'arête et donc le rapport  $F_c/F_r$  peut se déclarer.

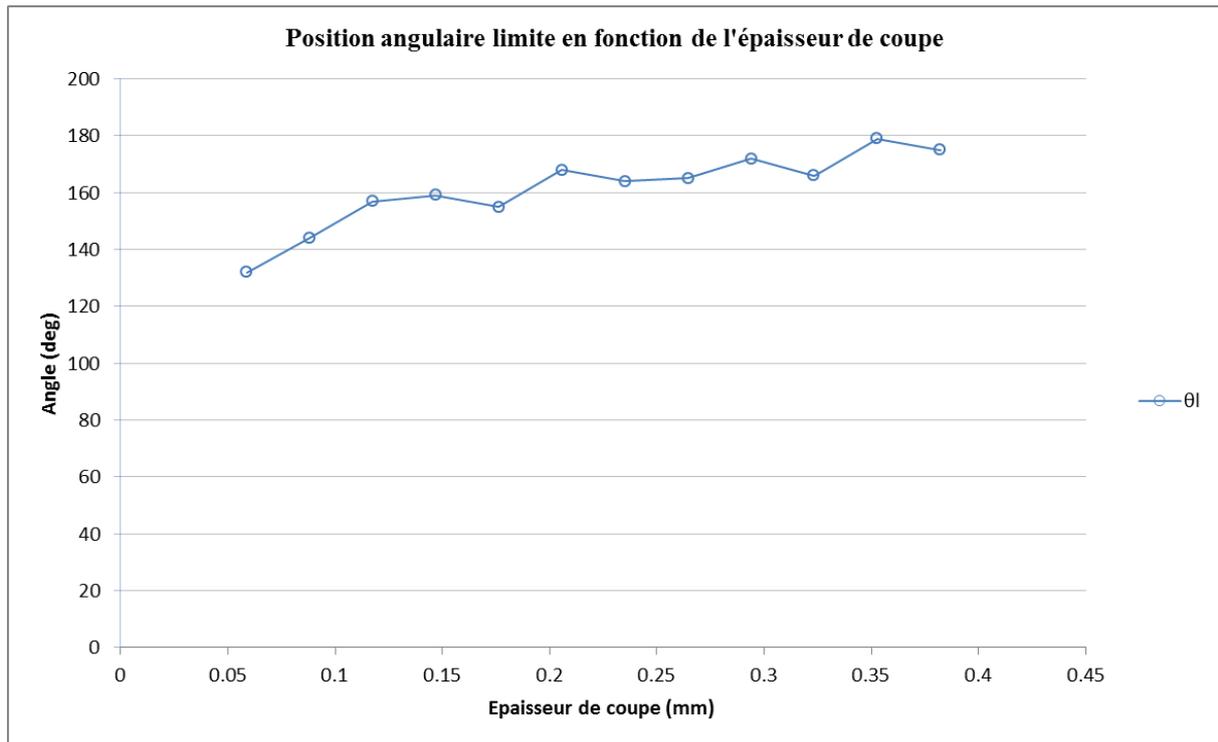


FIGURE 2.2.12 – Position angulaire limite  $\theta_l$  fonction de l'épaisseur de coupe pour la fraise à plaquettes - TA6V  $\alpha\beta$  traité transus  $\beta$

### 2.2.4.4 Gains potentiels en productivité

L'étude de l'espace de fonctionnement de l'avance pour ce couple outil-matière a montré qu'il est possible de dépasser la valeur d'avance choisie par l'industriel et ce, en garantissant une coupe stable et acceptable de l'outil dans la matière. Nous répertorions dans le tableau *tab. 2.5* les gains potentiels en débit copeau réalisables (à une vitesse de coupe de  $70 \text{ m} \cdot \text{min}^{-1}$ ) par rapport aux conditions de coupe prises par l'industriel.

Logiquement, le gain maximal potentiel est obtenu pour l'avance de  $0.27 \text{ mm} \cdot \text{dt}^{-1}$  permettant une augmentation de 215% du débit copeau. Cependant, le choix d'une telle avance n'est pas forcément optimal, tout dépend de la durée de vie de l'outil sous ces conditions.

Vitesse de coupe ( $\text{m} \cdot \text{min}^{-1}$ )	Avance ( $\text{mm} \cdot \text{dt}^{-1}$ )	Gain en débit copeau (%)
70	0.15	75
70	0.18	110
70	0.21	145
70	0.24	180
70	0.25	191
70	0.27	215

TABLE 2.5 – Gains en débit copeau potentiels pour les avances définies par l'espace de fonctionnement - cas de la fraise à plaquettes

## 2.2.5 Détermination des données limites

### 2.2.5.1 Usinage avec la fraise en carbure monobloc - TA6V $\alpha\beta$ non traité transus $\beta$

Pour cette partie, comme conditions de coupe sont choisies : une vitesse de coupe de  $65 \text{ m} \cdot \text{min}^{-1}$  (limite haute des vitesses de coupe), une avance de  $0.11 \text{ mm} \cdot \text{dt}^{-1}$  (point d'inflexion) et un engagement radial de 20 mm (pleine fraise). Nous faisons varier la profondeur de passe de 5 mm à 13 mm par pas de 2 mm et réalisons des rainurages sur des longueurs de 45 mm. La courbe d'évolution de la pression spécifique de coupe en fonction de la profondeur de passe ne permet pas de repérer un changement important de pente et n'est donc pas une information suffisante pour établir la profondeur de passe maximale (*fig. 2.2.13*). Suite aux essais, nous constatons que de forts phénomènes vibratoires interviennent pour les profondeurs de passe supérieures ou égales à 9 mm. Les états de surface sont fortement dégradés et l'usure en dépouille des outils est importante (supérieure au critère d'usure en dépouille  $V_b$  de 0.2 mm). Aussi nous définissons une profondeur de passe maximale de 7 mm, en lien avec la rigidité du système usinant.

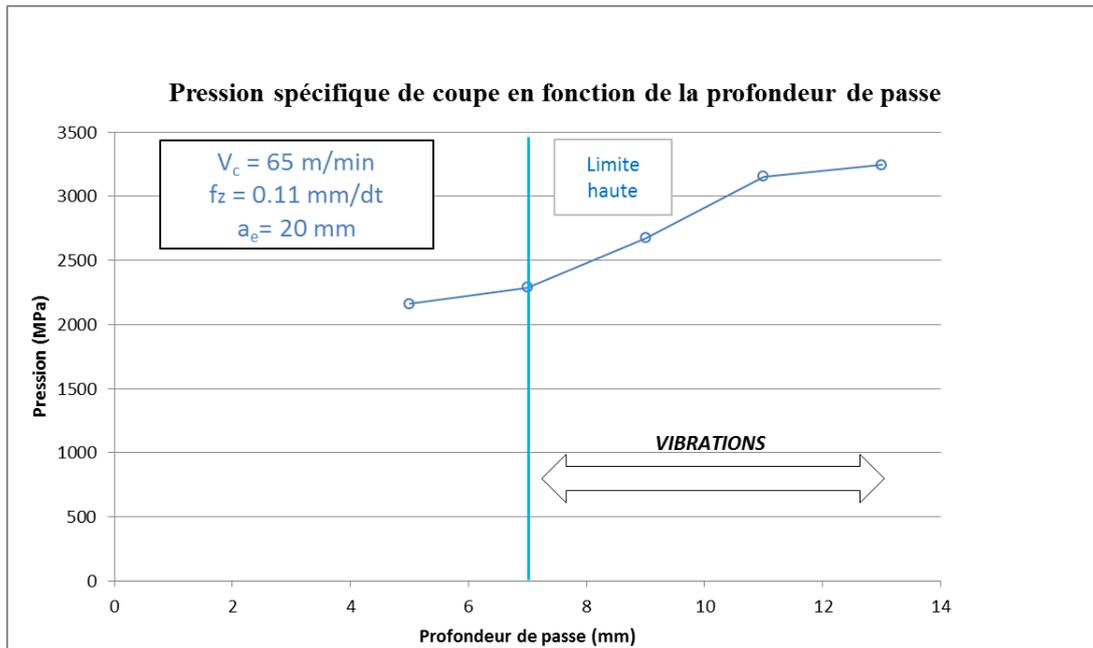


FIGURE 2.2.13 – Pression spécifique de coupe  $K_c$  en fonction de la profondeur de passe pour la fraise en carbure monobloc - TA6V  $\alpha\beta$  non traité transus  $\beta$

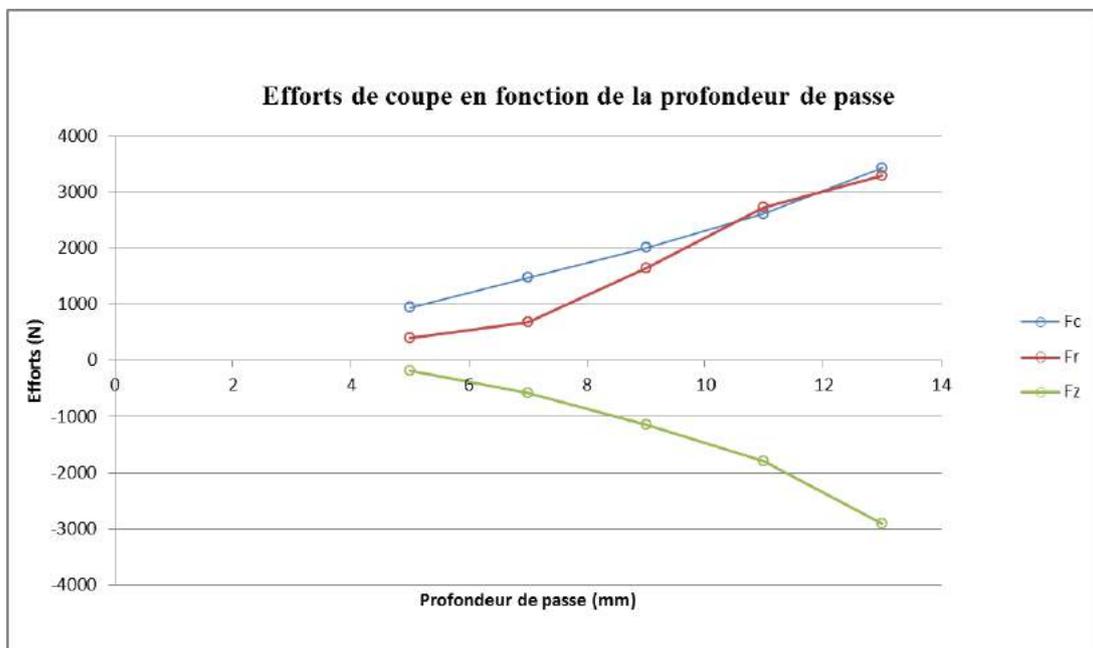


FIGURE 2.2.14 – Efforts  $F_c$ ,  $F_r$  et  $F_z$  en fonction de la profondeur de passe pour la fraise en carbure monobloc - TA6V  $\alpha\beta$  non traité transus  $\beta$

Les efforts normaux  $F_c$  et axiaux  $F_z$  évoluent de manière quasi linéaire avec la profondeur de passe. En effet, les efforts de coupe sont fonction de la section coupée [Sabberwall, 1961]. Les efforts radiaux à la dent  $F_r$  montrent une faible évolution entre les profondeurs de passe de 5 mm et 7 mm et croissent ensuite, linéairement avec une pente supérieure à celle des efforts normaux (*fig. 2.2.14*).

Ainsi, à partir de la profondeur de passe de 9 mm, le rapport  $F_c/F_r$  devient proche de 1. 2.2.15. La direction de la résultante des efforts tend de plus en plus à s'orienter vers la direction de l'avance, pouvant mener à terme à une flexion de l'outil (lorsque une modification importante de la préparation d'arête induite par l'usure apparaît). Ceci est à mettre en corrélation avec les phénomènes vibratoires constatés, généralement liés à une flexion de l'outil.

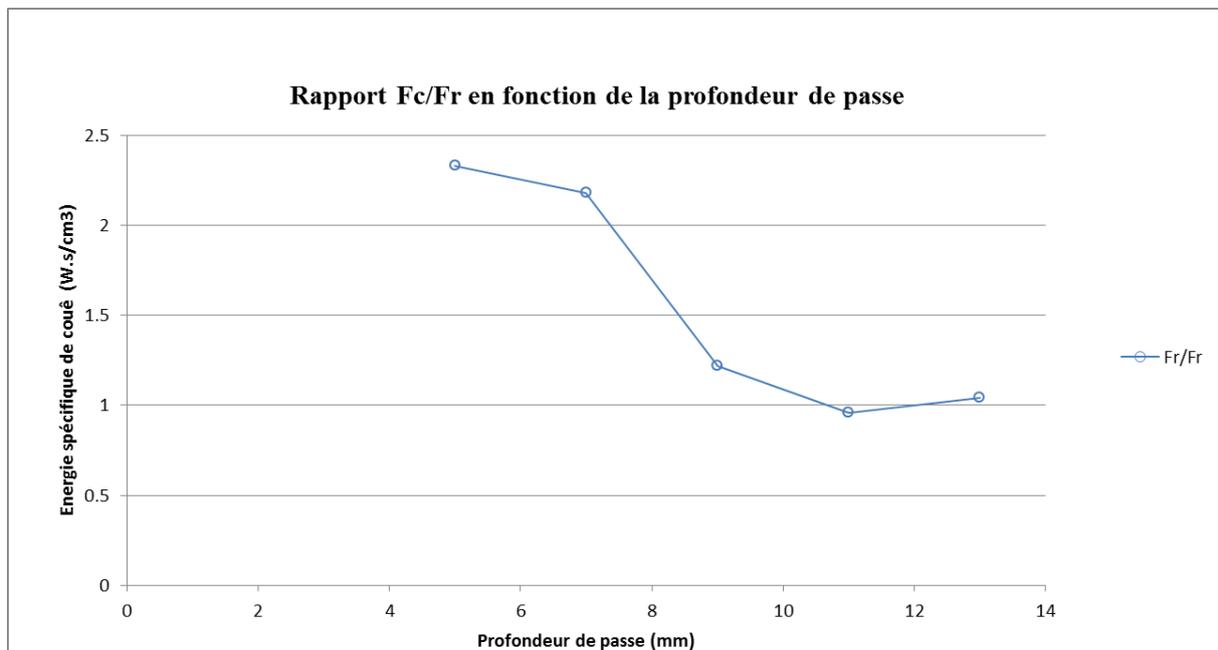


FIGURE 2.2.15 – Rapport  $F_c/F_r$  en fonction de la profondeur de passe pour la fraise en carbure monobloc - TA6V  $\alpha\beta$  non traité transus  $\beta$

### 2.2.5.2 Gains potentiels en productivité

Le choix d'une profondeur de passe de 7 mm permet, tout en restant dans des conditions de coupe stables et acceptables de l'outil dans la matière, d'obtenir un gain potentiel de 186% par rapport aux conditions de coupe choisies par l'industriel.

### 2.2.5.3 Usinage avec la fraise à plaquettes - TA6V $\alpha\beta$ traité transus $\beta$

Pour ces essais, une première profondeur de passe de 6 mm a été testée avec une vitesse de coupe  $70 \text{ m} \cdot \text{min}^{-1}$  (pression spécifique minimale pour les vitesses de coupe) et une avance à la dent de  $0.15 \text{ mm} \cdot \text{dt}^{-1}$  (point d'inflexion), cependant, une usure catastrophique de la plaquette a été constatée dès les premiers millimètres usinés. L'élévation d'efforts liés à une augmentation de la section de coupe produit des chocs d'entrée de la dent dans la matière (mécanisme d'usure pour ce couple outil-matière) plus importants, générant ainsi une usure plus prononcée, voire catastrophique, de l'outil.

La profondeur de passe maximale pour ce couple outil-matière est donc de 5 mm.

### 2.2.6 Conclusion intermédiaire

Ainsi, entre les deux couples outil-matière, les mêmes tendances d'évolution d'efforts  $F_c$  sont constatées (réduction par adoucissement thermique et dépendance linéaire avec l'avance). Les différences majeures apparaissent au niveau des efforts axiaux  $F_z$  et radiaux  $F_r$ . Pour la fraise à plaquettes, les efforts radiaux sont fortement imposés par la largeur importante de la préparation d'arête chanfreinée, conduisant à des effets d'indentation élevés. Cet effet n'est pas retrouvé pour le cas de la fraise en carbure monobloc, celle-ci possédant une préparation d'arête rayonnée plus fine. L'effort axial est, pour la fraise à plaquettes, issu de la configuration de copeau mini obtenue sous le rayon de bec tandis que pour la fraise en carbure, il est imposé par la forte valeur de l'angle d'hélice de cette dernière ( $50^\circ$ ). De ces différences de comportement sont attendus des mécanismes d'usure variés entre les deux outils au sein de leur espace de fonctionnement respectif.

Enfin, d'un point de vue de la productivité, les études réalisées ont permis de montrer qu'il était possible d'augmenter le débit copeau de 252% pour la fraise en carbure monobloc et de 215% pour la fraise à plaquettes par rapport aux conditions de coupe utilisées par les industriels (tout en restant dans une configuration de coupe stable et acceptable des outils dans la matière). Cependant ces gains en débit copeau doivent être confirmés en fonction des durées de vie d'outils obtenues à ces conditions de coupe.

## 2.3 Analyse des modes d'usure des outils coupants

### 2.3.1 Usinage avec la fraise en carbure monobloc - TA6V $\alpha\beta$ non traité transus $\beta$

#### 2.3.1.1 Caractérisation de l'usure de l'outil

Pour la caractérisation du couple outil matière : fraise en carbure monobloc, TA6V  $\alpha\beta$  non traité, nous avons effectué des rainurages pleine matière établis aux conditions de coupe présentées dans le tableau *tab. 2.6*. Le choix des conditions de coupe est directement issu des observations faites lors des essais suivant la méthodologie du COM. Ainsi, la vitesse de coupe choisie est la vitesse dite optimale tandis que l'avance prise est celle pour laquelle un changement de pente de la courbe d'évolution de la pression spécifique de coupe en fonction de l'épaisseur de coupe a été repéré.

$V_c$ (m · min <sup>-1</sup> )	$f_z$ (mm · dt <sup>-1</sup> )	$A_e$ (mm)	$A_p$ (mm)
65	0.11	20	5

TABLE 2.6 – Conditions de coupe pour l'analyse des modes d'usure de la fraise en carbure monobloc

Afin de caractériser l'évolution de l'usure de l'outil pour ces conditions de coupe, l'étude de la progression des trois composantes des efforts de coupe en fonction de la distance usinée ainsi que l'observation des modes d'usure sont effectuées. Les images d'usure sont réalisées à l'aide d'une caméra DinoXLite et du logiciel Dinocapture.

De 0 à 1520 mm usinés, une phase de rodage est observable. Durant ces premiers millimètres usinés (5% de la longueur totale usinée), le copeau va venir frotter contre la face de coupe et enlever le revêtement de cette dernière le long de la zone de contact [Wagner, 2011]. Rapidement, ce même frottement va venir arracher le substrat. La présence de stries orientées dans le sens de l'écoulement du copeau confirme qu'il s'agit d'un phénomène abrasif lié au passage du copeau sur la face de coupe (*fig. 2.3.1*).

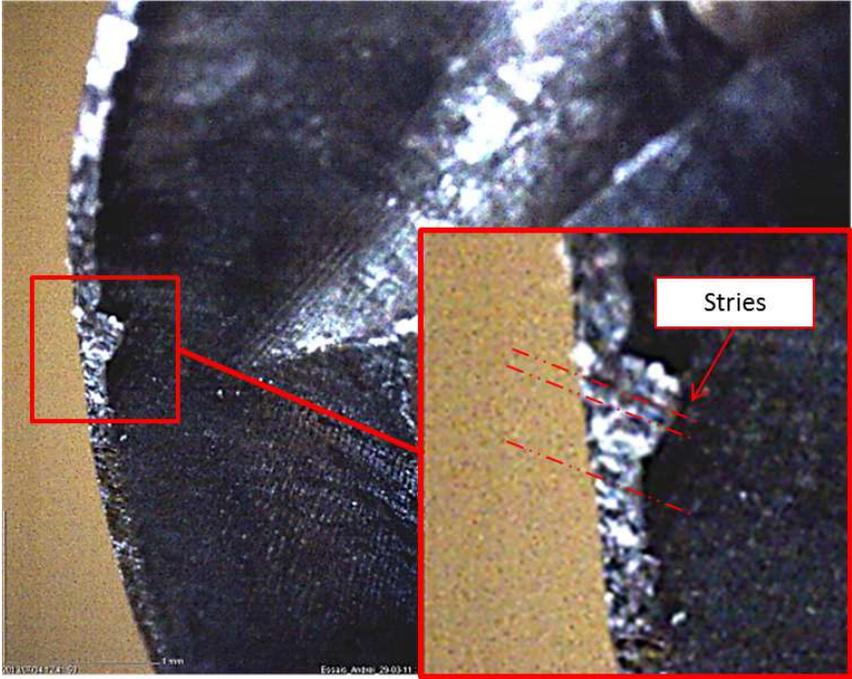


FIGURE 2.3.1 – Processus d’usure pour la fraise en carbure monobloc

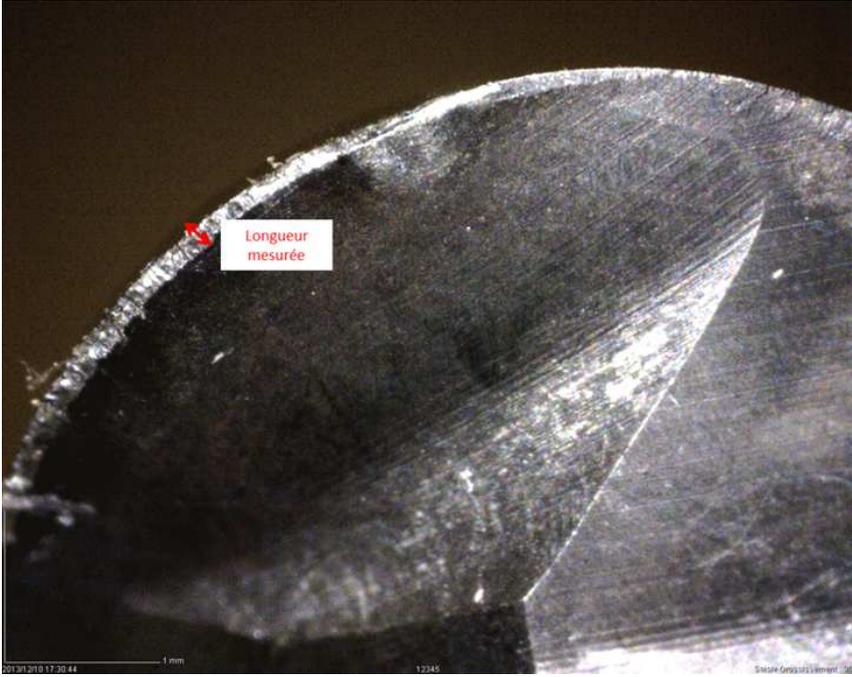


FIGURE 2.3.2 – Mesure de la largeur de la bande d’arrachement

La croissance de ces arrachements est rapide jusqu'à la fin de la phase de rodage. Ces arrachements recouvrent une bande sur l'arête de coupe et l'évolution de la largeur de cette dernière est mesurée au cours des essais d'usure (*fig. 2.3.2*).

Le tableau *tab. 2.7* regroupe les résultats obtenus en termes d'évolution de la largeur moyenne de la bande d'arrachement suivant la distance usinée. Si la largeur évolue fortement durant la phase qualifiée de rodage, celle-ci se stabilise dès cette phase terminée et n'évolue que très faiblement.

Longueur usinée (mm)	Largeur de la bande d'arrachements (mm)
680	0.21
1020	0.231
1240	0.241
1520	0.254
4950	0.255
16200	0.255
28350	0.256

TABLE 2.7 – Evolution de la largeur de la bande d'arrachements suivant la distance usinée

L'évolution des arrachements se fait alors sans une zone localisée sur l'arête de coupe (*fig. 2.3.3*). Cette phase correspond à l'usure normale de l'outil. L'étude de la croissance de la largeur de la bande d'arrachement sur la face de coupe n'apporte pas d'information suffisante pour juger de la durée de vie de l'outil. Il faut alors s'orienter vers d'autres critères.

L'usure en dépouille se caractérise par la présence de bandes striées et brillantes sensiblement perpendiculaires à l'arête de coupe principale. Elle est provoquée par le frottement de la surface coupée sur la face en dépouille et est caractérisée par le critère  $V_b$ .

2. Usinabilité de l'alliage de titane TA6V

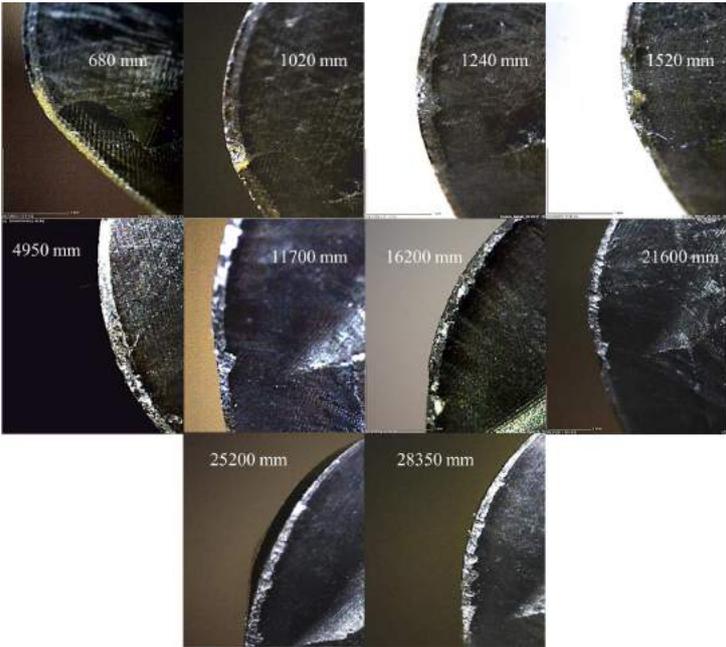


FIGURE 2.3.3 – Croissance de l'usure en face de coupe (processus abrasif) - caractérisation de l'usure de la fraise en carbure monobloc

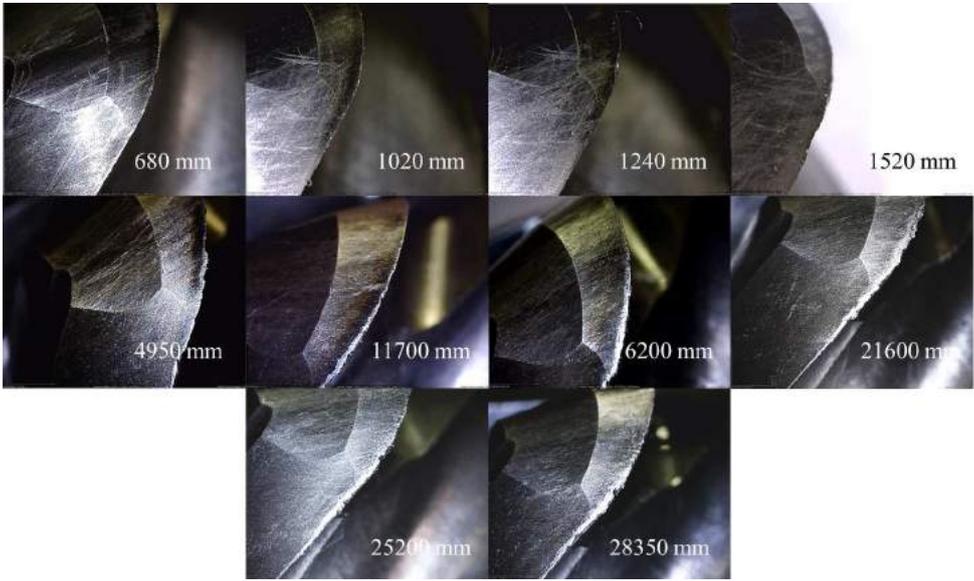


FIGURE 2.3.4 – Évolution de l'usure en dépouille - caractérisation de l'usure de la fraise en carbure monobloc

Ainsi, cette usure en dépouille évolue lentement avec la distance usinée au cours de la phase de rodage. Puis celle-ci progresse plus rapidement pour atteindre finalement l'usure en dépouille limite de 0.2 mm pour une longueur de 28350 mm (*fig. 2.3.4 et tab. 2.8*). A ce stade, l'outil est déclaré en fin de vie. Nous constatons également une forte modification de l'arête au niveau de la zone en dépouille. Son acuité est altérée à la fois par le processus d'usure abrasif en face de coupe mais également par la progression de l'usure en dépouille.

Longueur usinée (mm)	Largeur de l'usure en dépouille (mm)
680	0.055
1020	0.057
1240	0.060
1520	0.062
4950	0.068
16200	0.107
28350	0.202

TABLE 2.8 – Évolution de l'usure en dépouille suivant la distance usinée

L'observation des efforts de coupe aboutit au même résultat. En effet, il est possible d'identifier la phase de rodage de l'outil, la courbe d'évolution des efforts radiaux à la dent  $F_r$  connaît une élévation importante de 0 à 1520 mm usinés. Cette élévation importante est en relation avec la croissance rapide d'arrachements sur la face de coupe. Ces arrachements viennent altérer la géométrie de coupe, réduire l'acuité d'arête, amplifiant ainsi les phénomènes d'indentation et donc la valeur des efforts  $F_r$  (et plus faiblement  $F_c$ ). L'augmentation des efforts d'indentation va provoquer un retour élastique plus important de la matière en face de dépouille et donc un accroissement de l'usure en dépouille. Le frottement de la matière en dépouille va à son tour modifier l'acuité d'arête (mais de façon moins importante que l'abrasion de la face de coupe) et mener également à une élévation des efforts radiaux (*fig. 2.3.5*).

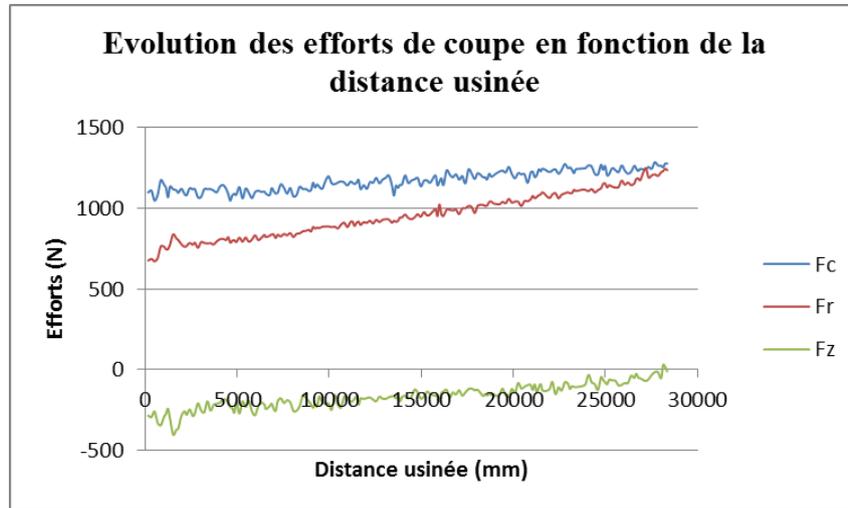


FIGURE 2.3.5 – Efforts  $F_c$ ,  $F_r$  et  $F_z$  en fonction de la distance usinée - caractérisation de l'usure de la fraise en carbure monobloc

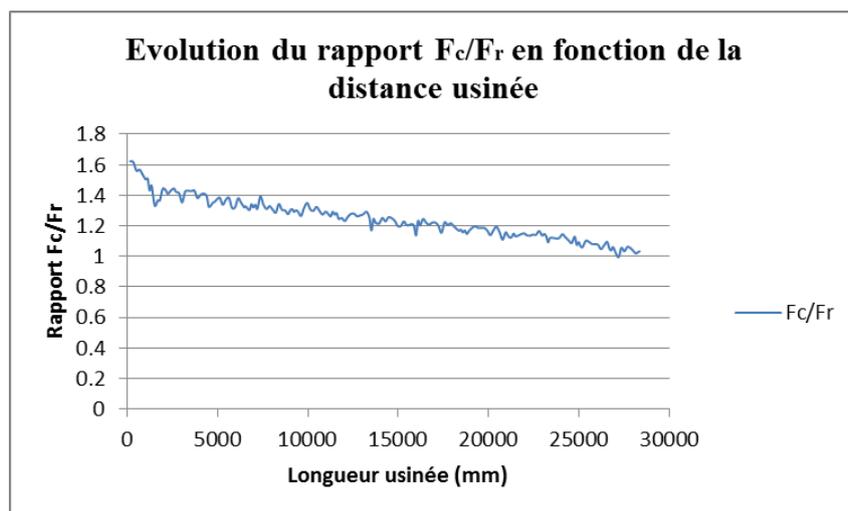


FIGURE 2.3.6 – Rapport  $F_c/F_r$  en fonction de la distance usinée - caractérisation de l'usure de la fraise en carbure monobloc

Ainsi, après la phase de rodage, la pente de la courbe d'évolution des efforts  $F_r$  diminue (les mécanismes d'usure en dépouille modifiant l'arête de coupe de façon moins importante que les arrachements). De ce fait, durant l'usure normale les efforts radiaux tendent vers les efforts normaux à la dent  $F_c$  qui évoluent plus lentement. Aussi, le rapport  $F_c/F_r$  est proche de 1 en fin de vie de l'outil (*fig. 2.3.6*).

Une augmentation de la longueur usinée produirait une diminution de ce rapport et donc conduirait la direction de la résultante des efforts à tendre vers la direction de l'avance. Un tel changement entraînerait une flexion de l'outil et donc potentiellement une vibration de ce dernier.

Le critère d'usure en dépouille, tout comme l'évolution des efforts de coupe sont donc de bons indicateurs de l'évolution de la dégradation de l'outil pour ce couple outil matière et sont étroitement liés. Ainsi, la mesure d'efforts permet pour un industriel qui possède les capteurs adaptés sur son centre d'usinage (mesure des puissances de coupe ou efforts) de contrôler l'évolution de l'usure de l'outil au cours de l'usinage (sans pour autant analyser l'usure en dépouille de l'outil), dans une perspective de surveillance.

### 2.3.1.2 Influence des paramètres de coupe sur les mécanismes d'usure de la fraise en carbure monobloc

La durée de vie de l'outil a été évaluée pour les conditions de coupe définissant les limites de l'espace de fonctionnement (vitesses de coupe et avance) de ce couple outil-matière. Cette étude a pour but d'évaluer l'influence des conditions sur la durée de vie des outils et donc d'évaluer la performance de tel choix de conditions de coupe sur les gains potentiels en productivité. Quatre conditions de coupe, qui sont répertoriées dans le tableau *tab. 2.9*, ont donc été testées.

N° essai	$V_c$ (m · min <sup>-1</sup> )	$f_z$ (mm · dt <sup>-1</sup> )	$A_p$ (mm)
1	40	0.07	5
2	40	0.19	5
3	65	0.07	5
4	65	0.19	5

TABLE 2.9 – Conditions de coupe étudiées pour les essais d'usure - cas de la fraise en carbure monobloc

Afin d'estimer la durée de vie des outils, nous nous sommes basés sur le critère d'usure  $V_b$  (usure en dépouille), où la fraise est considérée comme en fin de vie lorsque la valeur

## 2. Usinabilité de l'alliage de titane TA6V

de  $V_b$  est supérieure ou égale à 0.2 mm. Ce critère, comme il a été vu précédemment, est suffisant pour détecter l'évolution de la dégradation de l'outil. Durant chaque essai, des mesures de puissance de la broche ont été réalisées. La figure *fig. 2.3.7* présente les résultats obtenus, pour chaque condition de coupe, en termes de durée de vie de l'outil évaluée et d'usure constatée lorsque l'outil a atteint sa fin de vie. La figure *fig. 2.3.8* présente l'évolution des efforts de coupe en fonction de la distance usinée pour chaque condition de coupe.

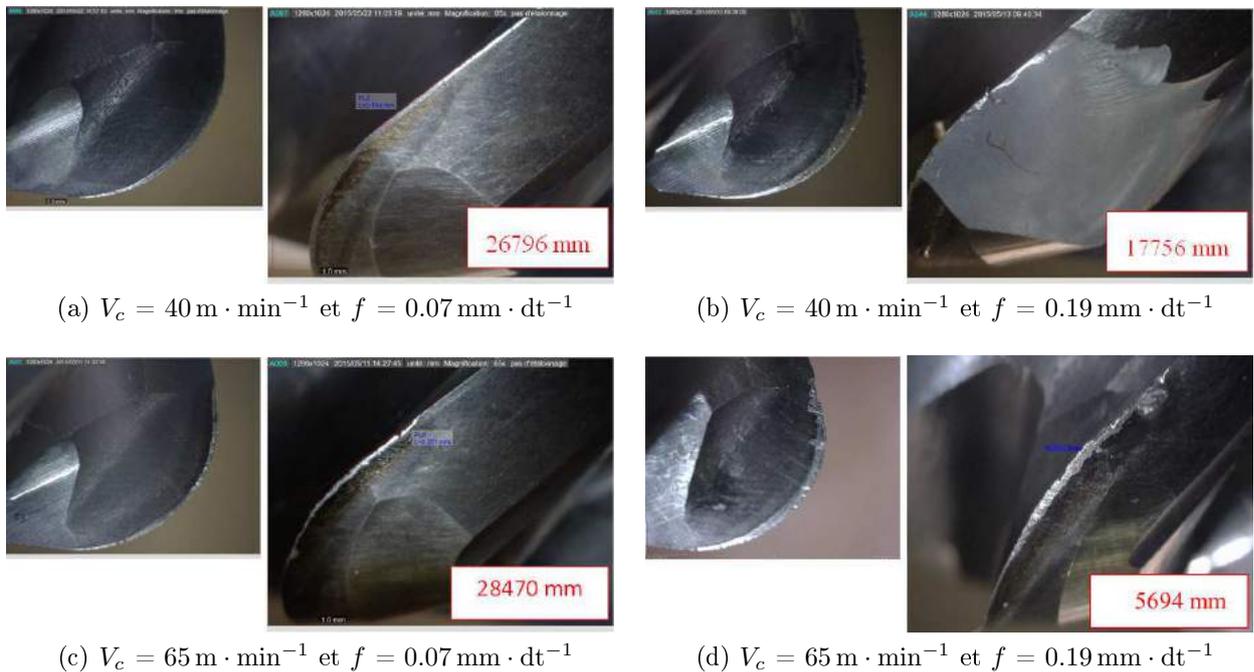


FIGURE 2.3.7 – Évolution des usures et durée de vie des outils pour les conditions de coupe réalisées - cas de la fraise en carbure monobloc

Mise à part pour la condition de coupe  $V_c = 40 \text{ m} \cdot \text{min}^{-1}$  et  $f = 0.19 \text{ mm} \cdot \text{dt}^{-1}$  où l'outil présente une usure catastrophique (dent cassée) au bout de 17756 mm d'usinage, pour les autres conditions, nous constatons les mêmes modes de dégradation de l'outil avec naissance et croissance d'arrachements le long de l'arête de coupe et croissance de l'usure en dépouille  $V_b$ .

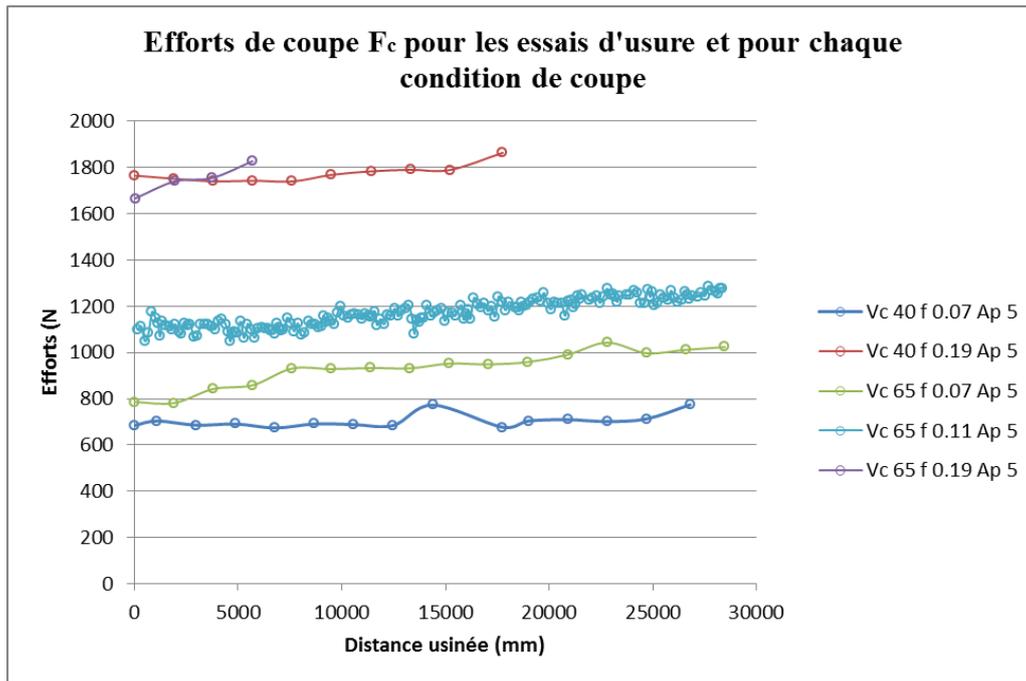


FIGURE 2.3.8 – Efforts de coupe  $F_c$  en fonction de la distance usinée pour les essais d'usure - cas de la fraise en carbure monobloc

Pour la condition de coupe  $V_c = 65 \text{ m} \cdot \text{min}^{-1}$  et  $f = 0.19 \text{ mm} \cdot \text{dt}^{-1}$ , la durée de vie obtenue est de 5694 mm. Ainsi, ces conditions de coupe ne permettent pas de dépasser la durée de vie de l'outil donnée par les industriels pour leurs conditions de coupe (26750 mm).

Pour des avances plus faibles, cette durée de vie de 26750 mm est dépassée ( $[V_c = 65 \text{ m} \cdot \text{min}^{-1}$  et  $f = 0.07 \text{ mm} \cdot \text{dt}^{-1}]$ ,  $[V_c = 65 \text{ m} \cdot \text{min}^{-1}$  et  $f = 0.11 \text{ mm} \cdot \text{dt}^{-1}]$  et  $[V_c = 40 \text{ m} \cdot \text{min}^{-1}$  et  $f = 0.07 \text{ mm} \cdot \text{dt}^{-1}]$ ). A avance équivalente de  $0.07 \text{ mm} \cdot \text{dt}^{-1}$ , une durée de vie inférieure est obtenue pour la vitesse de  $40 \text{ m} \cdot \text{min}^{-1}$  par rapport à la vitesse de  $65 \text{ m} \cdot \text{min}^{-1}$ . Ceci rejoint les résultats de l'étude de l'espace de fonctionnement des vitesses de coupe : l'adoucissement thermique du matériau augmente avec la vitesse de coupe [Poulachon et al., 2001]. De ce fait, la plastification de la zone indentée par la préparation d'arête est moins importante pour des vitesses de coupe élevées [Ginting and Nouari, 2009]. Ainsi, l'étendue de la zone du retour élastique est plus faible [Rubenstein, 1990] et l'usure en dépouille moins élevée.

Enfin, la durée de vie maximale est obtenue pour les conditions de coupe suivantes :  $[V_c = 65 \text{ m} \cdot \text{min}^{-1}$  et  $f = 0.11 \text{ mm} \cdot \text{dt}^{-1}]$ . Le choix de conditions de coupe appartenant à l'espace de fonctionnement garantit donc dans l'ensemble une bonne durée de vie de l'outil

et limite l'apparition d'usures catastrophiques. Le paramètre ayant le plus d'impact sur la réduction de la durée de vie (et donc la croissance de l'usure en dépouille) est l'avance. Les efforts de coupe générés par les hautes valeurs d'avance de l'espace de fonctionnement entraînent une croissance de l'usure en dépouille plus rapide due à une plastification plus importante de la surface usinée et donc un retour élastique plus élevé.

### 2.3.1.3 Gains potentiels en productivité

Ainsi, en se fixant comme critère qu'à la condition de coupe choisie, la durée de vie de l'outil doit excéder celle obtenue pour les conditions de coupe employées par l'industriel, un jeu de conditions avantageux pour l'industriel serait :  $V_c = 65 \text{ m} \cdot \text{min}^{-1}$  et  $f = 0.11 \text{ mm} \cdot \text{dt}^{-1}$ . Ces conditions de coupe permettent une augmentation de 104% du débit copeau par rapport aux conditions initiales.

## 2.3.2 Usinage avec la fraise à plaquettes - TA6V $\alpha\beta$ traité transus $\beta$

### 2.3.2.1 Caractérisation de l'usure de l'outil

Pour la caractérisation du couple outil matière : fraise à plaquettes, TA6V  $\alpha\beta$  traité transus  $\beta$ , des épaulements aux conditions de coupe présentées dans le tableau *tab. 2.10* ont été effectués. Le choix des conditions de coupe est directement issu des observations faites lors des essais suivant la méthodologie du COM. Ainsi, la vitesse de coupe choisie est la vitesse dite optimale tandis que l'avance prise est celle la plus élevée comprise dans le domaine  $h_{min} - h_{max}$ , avance pour laquelle la pression spécifique de coupe était minimale. Enfin, une seule plaquette est montée sur l'outil afin d'en simplifier l'analyse.

$V_c$ ( $\text{m} \cdot \text{min}^{-1}$ )	$f$ ( $\text{mm} \cdot \text{dt}^{-1}$ )	$A_e$ (mm)	$A_p$ (mm)
70	0.25	20	5

TABLE 2.10 – Conditions de coupe pour l'analyse des modes d'usure de la fraise à plaquettes

Comme précédemment l'analyse du mode d'usure de la fraise à plaquettes porte également sur l'évolution des efforts de coupe et l'observation des usures sur la face de coupe et la face

en dépouille. La phase de rodage constatée lors de l'étude de l'outil en carbure monobloc n'est pas observable pour la fraise à plaquettes en termes d'efforts de coupe (fig. 2.3.9).

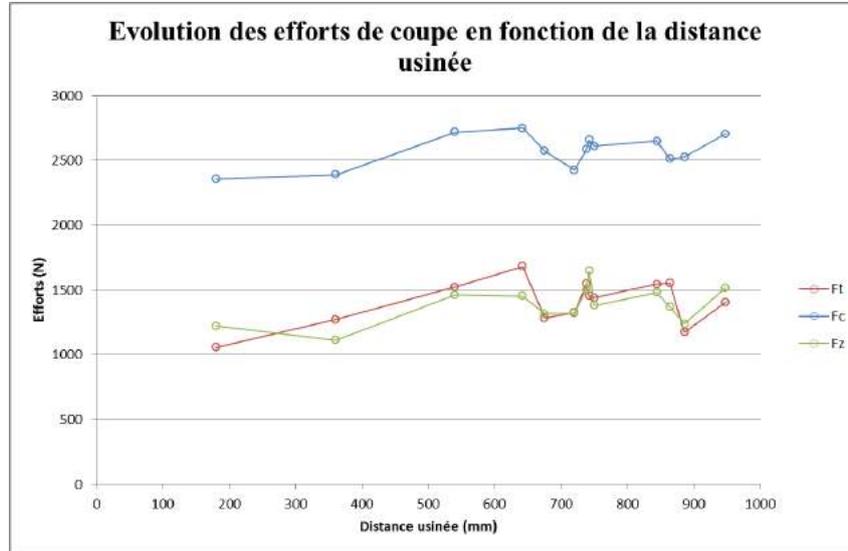


FIGURE 2.3.9 – Efforts  $F_c$ ,  $F_r$  et  $F_z$  en fonction de la distance usinée - caractérisation de l'usure de la fraise à plaquettes

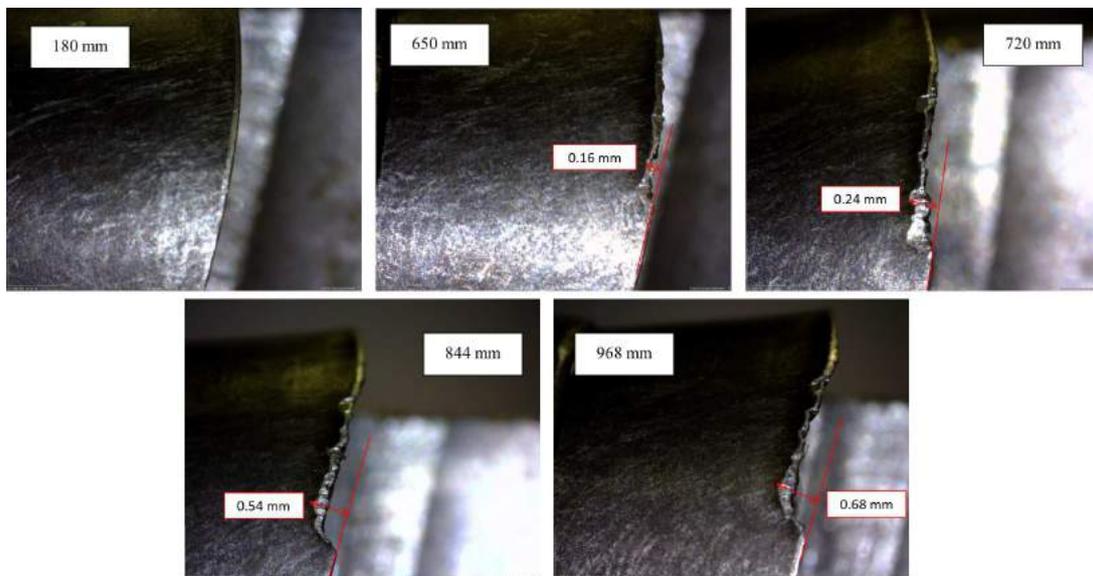


FIGURE 2.3.10 – Evolution de l'usure en dépouille - caractérisation de l'usure de la fraise à plaquettes au niveau de la profondeur de passe

Une évolution linéaire et croissante de la composante radiale des efforts peut être observée de 0 à 650 mm usinés, cette phase correspond à la phase d'usure normale, caractérisée par un mode d'usure qui est celui de l'usure en dépouille (*fig. 2.3.10*).

La diminution du rapport  $F_c/F_r$  indique une modification de la géométrie de coupe allant vers une baisse de l'acuité d'arête. L'acuité d'arête étant plus grossière, l'indentation de la matière est plus importante et les efforts  $F_r$  gagnent en intensité par rapport aux efforts  $F_c$  (*fig. 2.3.11*).

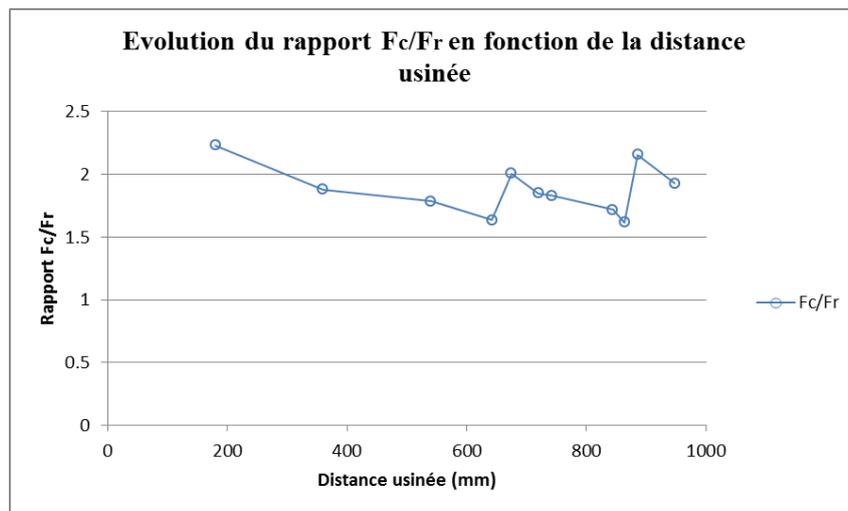


FIGURE 2.3.11 – Rapport  $F_c/F_r$  en fonction de la distance usinée - caractérisation de l'usure de la fraise à plaquettes

Le premier écaillage commence à apparaître à partir de 650 mm. Sa hauteur, établie entre l'arête de coupe et l'extrémité de l'écaillage (*fig. 2.3.12*) est de 0,53 mm. Cet écaillage provoque une modification déjà significative de la géométrie de l'arête de coupe. Sur la face de dépouille, un effondrement d'arête provoqué par l'écaillage en face de coupe apparaît. A 720 mm, un deuxième écaillage, plus important vient recouvrir le précédent. La géométrie de l'arête de coupe est alors fortement modifiée. L'apparition de ces écaillages est visible sur les courbes d'efforts, elle précède systématiquement un pic d'efforts (*fig. 2.3.9*). Après chaque écaillage, le rapport  $F_c/F_r$  augmente avant de diminuer à nouveau. Cette progression particulière laisse penser que la formation de l'écaille rend temporairement l'acuité d'arête plus fine, l'écaille venant tronquer en partie la préparation d'arête chanfreinée. L'arête étant fragilisée, elle se casse par la suite et le rapport  $F_c/F_r$  diminue à nouveau.

Ainsi des écaillages successifs apparaissent pour des distances usinées de 720 mm, 844 mm et 968 mm. Chacun de ces écaillages génère un effondrement d'arête de plus en plus

important visible sur la face en dépouille de la plaquette (fig. 2.3.10). L'effondrement d'arête ayant débuté dès le premier écaillage, l'outil est considéré en fin de vie pour la distance de 650 mm.

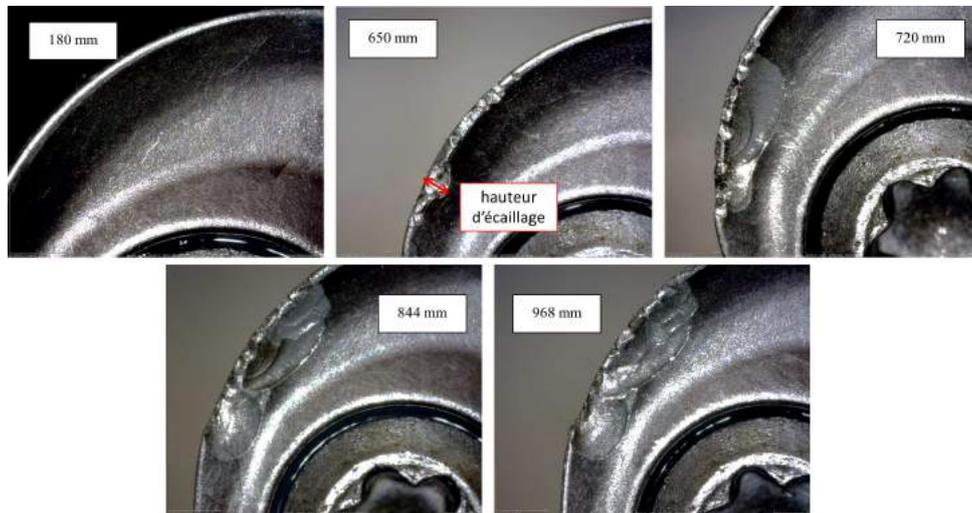


FIGURE 2.3.12 – Croissance des écaillages - caractérisation de l'usure de la fraise à plaquettes

L'usure par écaillage de la face de coupe peut être mise en relation avec le choc de l'entrée de la plaquette dans la matière. Ceci est observable sur les courbes représentant les efforts de coupe, en fonction de la position angulaire (fig. 2.3.13). En effet, sur ce signal des oscillations d'efforts, pouvant être caractéristiques de l'amortissement du choc, sont constatées lors de l'entrée de la plaquette dans la matière.

Afin de confirmer cette hypothèse, l'entrée de la plaquette dans la matière a été modélisée à l'aide du logiciel CATIA (fig. 2.3.14). Le point d'entrée se situe dans la moitié supérieure du rayon de tore de la plaquette (vers le corps d'outil). Le contact s'étend ensuite sur l'arête, de chaque côté de ce point, atteignant d'abord le point situé à l'altitude de la profondeur de passe ( $A_p = 5$  mm) avant de se terminer sur la limite inférieure du rayon de tore (vers la surface usinée). Les zones de contact sont modélisées en rouge sur la figure fig. 2.3.14.

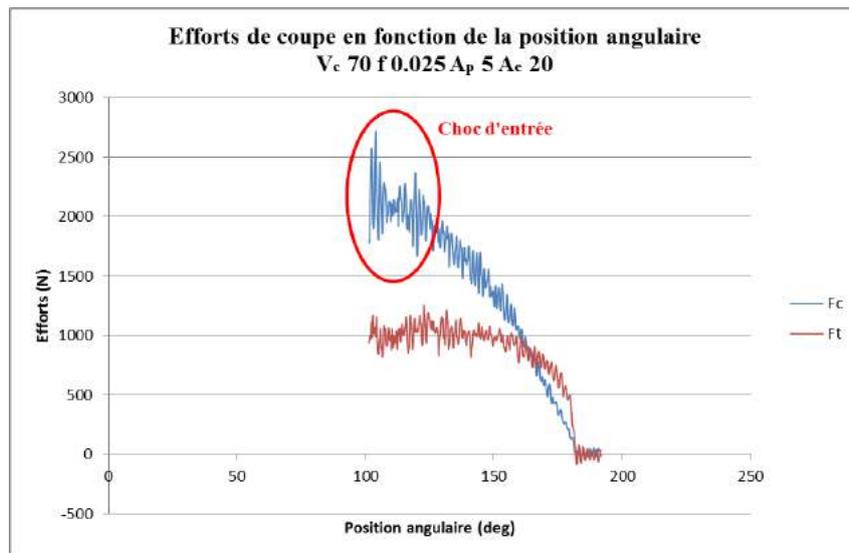


FIGURE 2.3.13 – Efforts  $F_c$  et  $F_r$  en fonction de la position angulaire - choc d'entrée de la dent dans la matière

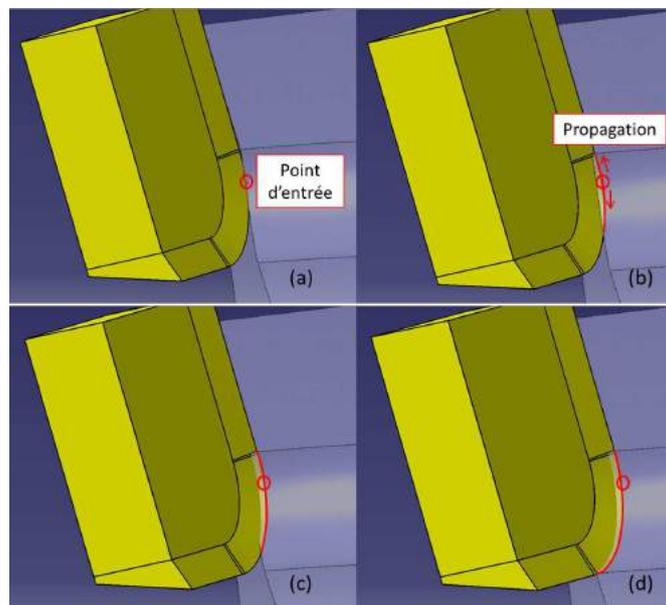


FIGURE 2.3.14 – Progression de l'entrée de la plaquette dans la matière - ordre chronologique de (a) à (c)

Une visualisation de l'intersection entre la matière et l'arête à la position angulaire d'entrée de la plaquette dans la matière, permet d'évaluer la hauteur du point de contact à 3,34 mm (*fig. 2.3.15*). Une observation de la position du centre de la première écaille sur la plaquette usée, montre que l'écaillage s'initie à une hauteur de 3,63 mm (*fig. 2.3.15*). Cela vient donc confirmer l'hypothèse d'une usure liée au choc subi par la plaquette lors de son entrée dans la matière.

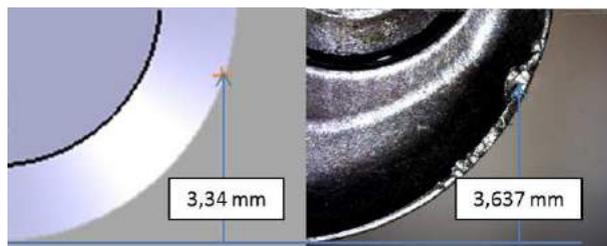


FIGURE 2.3.15 – Hauteur du point d'entrée de la plaquette dans la matière

La caractérisation de l'usure de l'outil pour ce couple outil matière peut donc reposer efficacement sur l'observation des efforts de coupe comme sur le repérage d'écaillages sur la face de coupe de la plaquette. Comme pour le cas de la fraise en carbure monobloc, la surveillance de l'usure de l'outil par le biais des données d'effort est suffisante.

### 2.3.2.2 Influence des paramètres de coupe sur les mécanismes d'usure de la fraise à plaquettes

Différents essais d'usure à des conditions de coupe appartenant à l'espace de fonctionnement du couple outil matière ont été effectués afin d'évaluer l'impact des paramètres de coupe sur les mécanismes d'usure de l'outil. L'ensemble des conditions choisies est présenté dans le tableau *tab. 2.11*.

Les conditions prises pour les essais sont les mêmes que pour l'essai de caractérisation de l'usure de la plaquette. Il s'agit d'épaulements en avalant de largeur 20 mm. Les longueurs d'usinage pour chaque passe sont en moyenne de 50 mm.

N° essai	$V_c$ (m · min <sup>-1</sup> )	$f$ (mm · dt <sup>-1</sup> )	$A_p$ (mm)
1	70	0.15	5
2	70	0.27	5
3	110	0.15	5
4	110	0.27	5
5	70	0.25	5
6	90	0.27	5
7	100	0.27	5

TABLE 2.11 – Conditions de coupe étudiées pour les essais d'usure - cas de la fraise à plaquettes

A la suite de ces essais, nous constatons que chacun des outils (associé à leurs conditions de coupe respectives) présente le même mécanisme d'usure, caractérisé par la génération et la croissance d'écaillages le long de la face de coupe de l'outil. L'ensemble des images des faces de coupe (après constatation de fin de vie de l'outil) pour chaque condition de coupe est exposé figure *fig. 2.3.16*. La figure *fig. 2.3.17* présente les efforts de coupe  $F_c$ , mesurés au fil des longueurs usinées, pour chaque condition des essais d'usure.

Les cercles rouges représentés sur les courbes d'efforts  $F_c$  de la figure *fig. 2.3.17* indiquent la distance à partir de laquelle l'écaillage critique est survenu. Cet écaillage critique est établi pour une hauteur d'écaillage  $h_e$  supérieure à 0.53 mm (hauteur de l'écaillage critique constatée pour la caractérisation de l'usure). Cette hauteur est la hauteur maximale entre l'arête de coupe et l'extrémité de l'écaillage. Pour faciliter la compréhension, elle est représentée par un segment rouge sur chacune des images (sauf pour les cas où l'arête est effondrée ou la plaquette cassée). La distance ainsi obtenue est celle utilisée pour définir la durée de vie de l'outil.

Ces essais montrent que seul le jeu de conditions de coupe  $V_c = 70$  m · min<sup>-1</sup> et  $f = 0.15$  mm · dt<sup>-1</sup> permet de dépasser la durée de vie de 221 mm de l'outil dans les conditions de coupe choisies par les industriels et utilisées pour l'essai de qualification. De ces essais, est constaté que la vitesse de coupe a un impact limité, comparé à l'avance à la dent, sur la durée de vie de l'outil. En effet les conditions de coupe  $V_c = 70$  m · min<sup>-1</sup> et  $f = 0.27$  mm · dt<sup>-1</sup>,  $V_c = 90$  m · min<sup>-1</sup> et  $f = 0.27$  mm · dt<sup>-1</sup> et  $V_c = 100$  m · min<sup>-1</sup> et  $f = 0.27$  mm · dt<sup>-1</sup> présentent sensiblement les mêmes durées de vie.

### 2.3. Analyse des modes d'usure des outils coupants

La vitesse de coupe semble jouer un rôle important dans la largeur des écaillages critiques (augmentant avec cette dernière). L'augmentation de la température au niveau de la plaquette lorsque la fréquence des chocs augmente génère une fragilisation de cette dernière. L'avance aura plus tendance à avoir une influence sur la distance usinée avant apparition de cet écaillage critique (celle-ci diminue avec l'avance). L'accélération de l'usure lorsque l'avance augmente est due à la forte augmentation d'efforts que celle-ci provoque. De ce fait, l'intensité du choc d'entrée de la plaquette dans la matière est plus élevée.

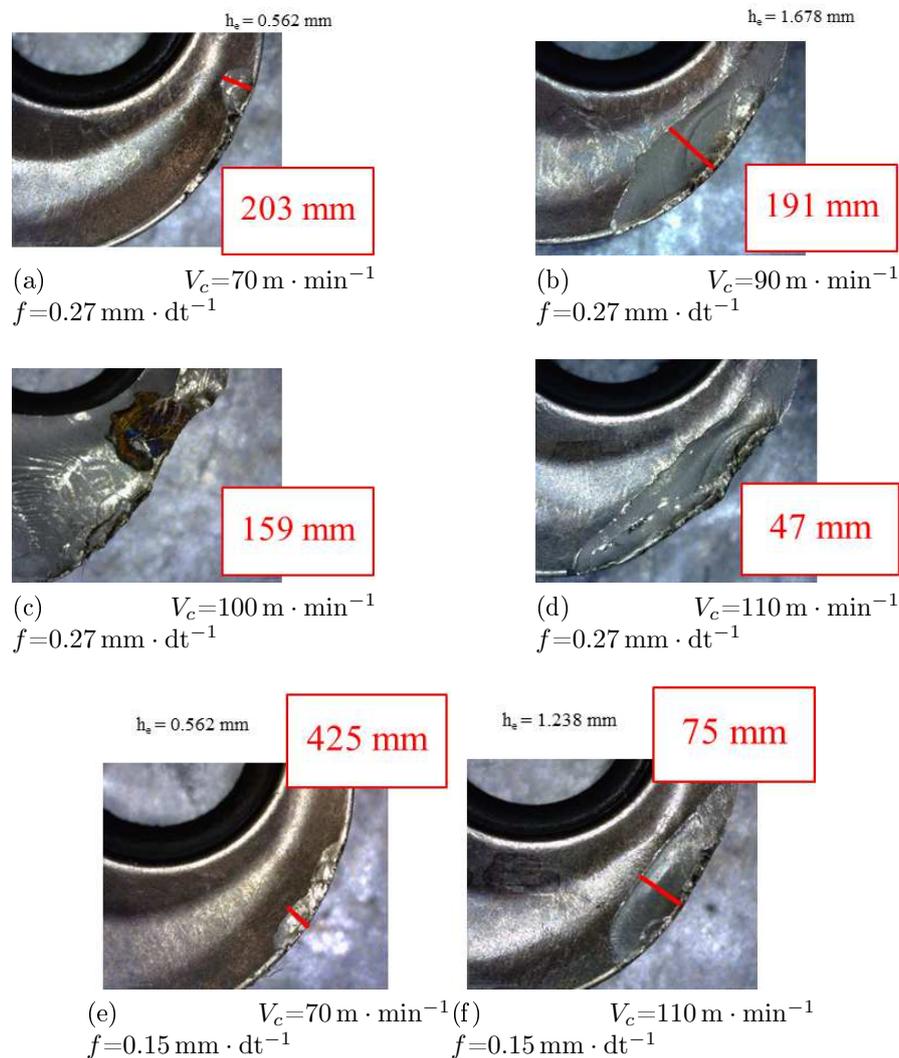


FIGURE 2.3.16 – Evolution des usures et durée de vie des outils pour les conditions de coupe réalisées - cas de la fraise à plaquettes

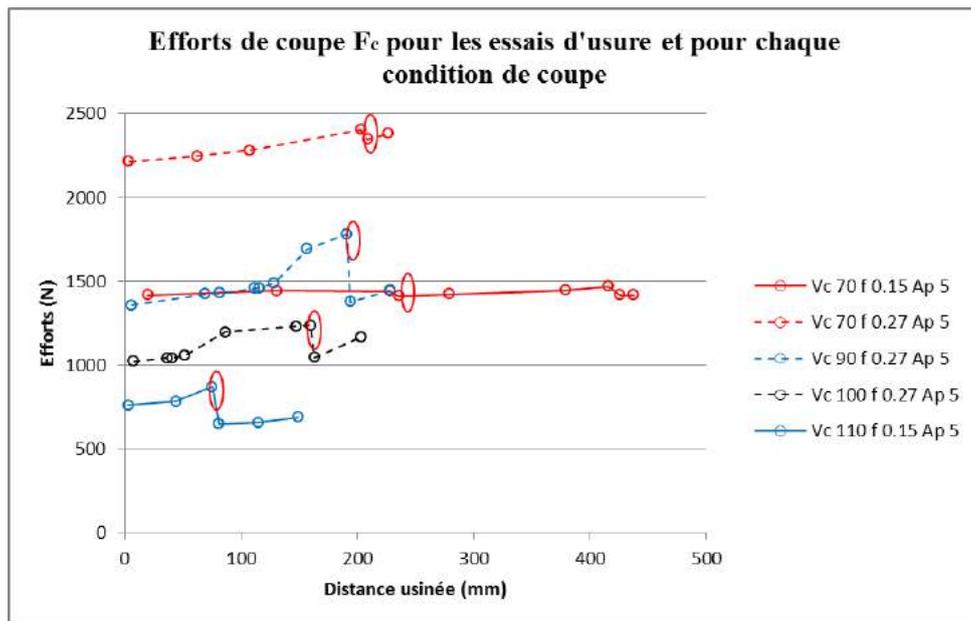


FIGURE 2.3.17 – Efforts de coupe  $F_c$  en fonction de la distance usinée pour les essais d'usure - cas de la fraise à plaquettes

### 2.3.2.3 Gains potentiels en productivité

Ainsi, en se fixant comme critère qu'à la condition de coupe choisie, la durée de vie de l'outil doit excéder celle obtenue pour les conditions de coupe employées par l'industriel, un jeu de conditions avantageux pour l'industriel serait :  $V_c = 70 \text{ m} \cdot \text{min}^{-1}$  et  $f = 0.15 \text{ mm} \cdot \text{dt}^{-1}$ . Ces conditions de coupe permettent une augmentation de 75% du débit copeau par rapport aux conditions initiales.

### 2.3.3 Conclusion intermédiaire

Les essais d'usure ont montré deux mécanismes d'usure fondamentalement différents entre les deux couples outil-matière. Ainsi, la fraise en carbure monobloc subit une usure directement induite par l'écoulement du copeau sur ses faces de coupe et le frottement des surfaces usinées sur les faces en dépouille. La vitesse de coupe a pour influence d'augmenter la durée de vie de l'outil par l'adoucissement thermique de la matière provoquant une diminution de la profondeur plastifiée sous l'effet de l'indentation et donc une baisse du retour élastique de la matière et de l'usure en dépouille. L'avance produit une évolution inverse par une augmentation des efforts de coupe et génère ainsi une indentation plus importante de la matière.

L'usure de la fraise à plaquettes est causée par les chocs lors de la pénétration de la

plaquette dans la matière, conduisant à l'écaillage de la face de coupe. La vitesse de coupe a pour effet d'augmenter la fréquence de ces chocs et de fragiliser la plaquette par production de chaleur. L'avance contrôle l'intensité du choc : une augmentation de cette dernière produit une augmentation des efforts de coupe.

Pour les deux outils, il a été possible de déterminer un jeu de conditions de coupe permettant à la fois un gain en débit copeau et un dépassement de la durée de vie des outils pour les conditions de coupe utilisées par les industriels. Ainsi, les conditions  $V_c = 65 \text{ m} \cdot \text{min}^{-1}$  et  $f = 0.11 \text{ mm} \cdot \text{dt}^{-1}$  pour la fraise en carbure monobloc permettent une augmentation de 104% du débit copeau et les conditions  $V_c = 70 \text{ m} \cdot \text{min}^{-1}$  et  $f = 0.15 \text{ mm} \cdot \text{dt}^{-1}$  un gain de 75% du débit copeau.

## 2.4 Morphologie des copeaux - essais de tournage

Les essais de fraisage pour les deux couples outil matière ont permis de voir l'influence des conditions de coupe sur les efforts de coupe et donc de définir un espace de fonctionnement stable et acceptable pour les deux outils associés à leur matériaux respectifs. Cet espace de fonctionnement a également été exploré sur la base d'un autre critère d'usinabilité reposant sur les mécanismes d'usures des outils et leur durée de vie dans ces espaces de fonctionnement. Ainsi des comportements distincts entre les deux couples outil matière ont pu être mis en évidence. Ces différences de comportement sont à imputer à la fois à la différence des matériaux usinés (effet sensible sur la valeur des efforts de coupe  $F_c$ ) comme celle des géométries d'outil (effet sur les efforts radiaux et axiaux, ainsi que sur les mécanismes d'usure). Afin de déterminer de façon plus précise l'usinabilité de ces deux matériaux, des essais de tournage ont été menés sur ces derniers avec un outil identique. Les plaquettes de tournage utilisée sont des plaquettes CCMX 12 04 08 revêtues TiN et possédant un angle de coupe de  $20^\circ$  et une préparation d'arête chanfreinée de largeur 0.02 mm. Cette plaquette est choisie car elle possède un angle de coupe standard pour les outils usinant le titane et une faible préparation d'arête (réduisant ainsi les phénomènes liés à l'indentation). Pour ces essais, une configuration de coupe orthogonale est choisie. Ces essais sont réalisés sans lubrification. Les conditions de coupe choisies respectent les espaces de fonctionnement définis précédemment pour les divers couples outil-matière (*tab. 2.12*). Pour chaque condition de coupe explorée, les efforts de coupe ont été relevés à l'aide d'une platine de mesure d'efforts Kistler 9129A et les copeaux ont été observés à l'aide d'un microscope optique. Les copeaux ont été au préalable enrobés, polis puis ont subi une attaque Kroll afin de révéler leur microstructure.

N° essai	$V_c$ (m · min <sup>-1</sup> )	$f$ (mm · tr <sup>-1</sup> )
1	40	0.07
2	50	0.07
3	65	0.07
4	65	0.10
5	65	0.13
6	65	0.16
7	65	0.19

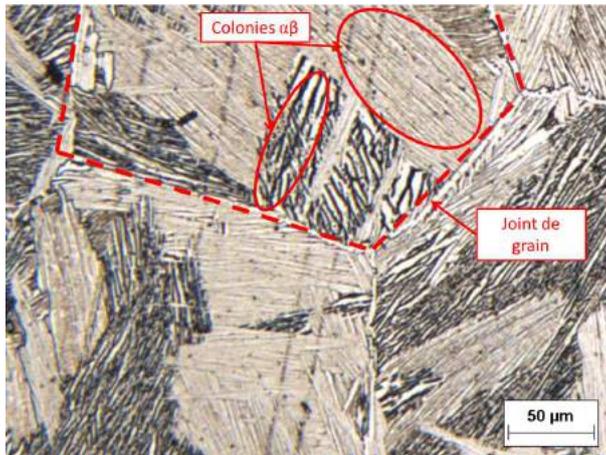
TABLE 2.12 – Conditions de coupe pour l'étude de la morphologie des copeaux

Bien qu'ayant la même composition chimique, les deux TA6V étudiés présentent des structures cristallographiques différentes. Ces différences résultent de l'ajout d'une phase de mise en solution dans le domaine  $\beta$  entre la phase de forgeage et de revenu pour le TA6V traité transus  $\beta$ . Ainsi, le TA6V  $\alpha\beta$  non traité transus  $\beta$  présente une structure équiaxe conséquence d'une trempe rapide dans le domaine  $\alpha + \beta$  suivi d'un traitement thermique permettant la recristallisation des lamelles  $\alpha$  en nodules sphériques. Le TA6V traité transus  $\beta$ , obtenu par trempe lente à partir du domaine  $\beta$ , affiche, quant à lui, une structure totalement lamellaire. Ainsi ce dernier possède de nombreuses colonies  $\alpha/\beta$  d'orientations diverses, composées de lamelles  $\alpha$  séparées par de la phase  $\beta$  résiduelle. De ces différences de structure vont s'effectuer, à conditions de coupe identiques, des mécanismes de cisaillement différents pour les deux matériaux. Ces deux structures sont présentées figure *fig. 2.4.1*.

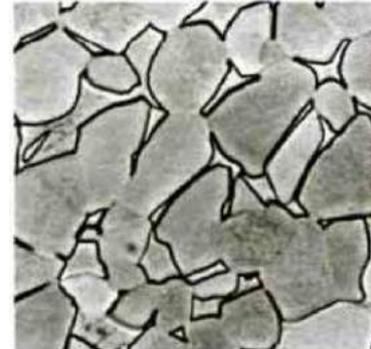
### 2.4.1 Cas de l'usinage du TA6V $\alpha\beta$ non traité transus $\beta$

Les efforts de coupe  $F_c$  et  $F_r$  restent relativement constants lorsque la vitesse de coupe augmente dans la plage de vitesses étudiées (*fig. 2.4.2*). Lorsque l'avance augmente, l'effort  $F_c$  évolue linéairement avec cette dernière, tandis que l'effort  $F_r$  reste stable. Ces évolutions sont en harmonie avec celles constatées pour le fraisage. Pour cet outil et ce matériau, à une avance de 0.07 mm · tr<sup>-1</sup>, les efforts  $F_r$  sont plus élevés que les efforts  $F_c$ . Pour ce matériau, l'indentation reste le phénomène majeur lorsque l'avance est de l'ordre de grandeur de la préparation d'arête.

La connaissance des efforts de coupe et des angles de cisaillement  $\varphi_s$ , mesurés sur les



(a) Structure totalement lamellaire

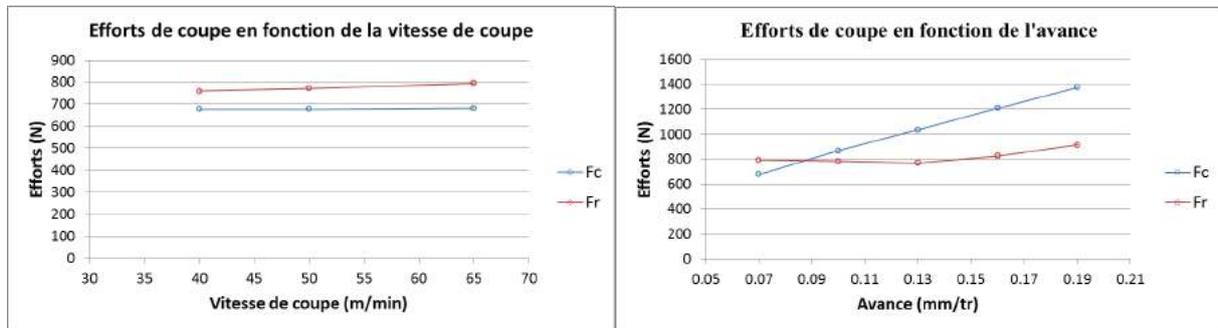


(b) Structure équiaxe [Combres and Champin, 1995]

FIGURE 2.4.1 – Microstructures des TA6V étudiés

micrographies des copeaux, permettent d'évaluer les efforts de cisaillement  $F_s$  dans la zone primaire de cisaillement [Merchant, 1944].

$$F_s = F_c \cdot \cos(\varphi_s) - F_r \cdot \sin(\varphi_s) \quad (2.4.1)$$



(a) Influence de la vitesse de coupe

(b) Influence de l'avance

FIGURE 2.4.2 – Efforts de coupe en fonction de la vitesse de coupe et de l'avance - cas du TA6V  $\alpha\beta$  non traité transus  $\beta$

### 2.4.1.1 Influence de la vitesse de coupe sur la morphologie du copeau

Pour les deux premières vitesses de coupe explorées à une avance  $f = 0.07 \text{ mm} \cdot \text{tr}^{-1}$ , le cisaillement primaire apparaît majoritairement comme continu. En effet sur les figures *fig. 2.4.3*, *fig. 2.4.4*, la totalité des phases sont cisailées dans la même direction et le copeau ne segmente pas pour la vitesse de coupe la plus faible (légère discontinuité du copeau).

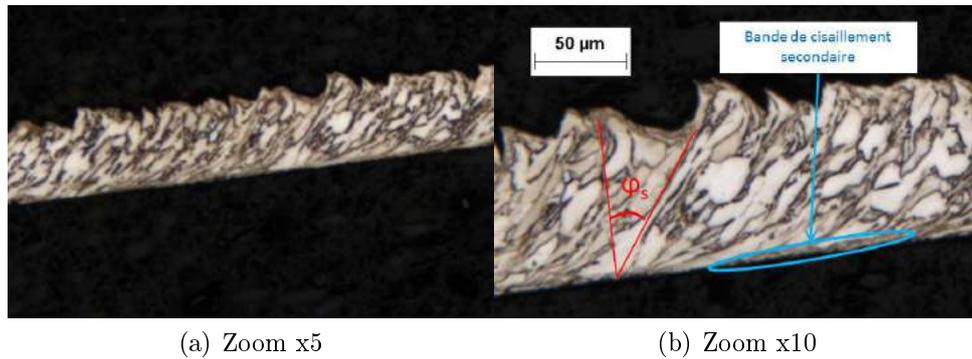


FIGURE 2.4.3 – Morphologie du copeau pour  $V_c = 40 \text{ m} \cdot \text{min}^{-1}$  et  $f = 0.07 \text{ mm} \cdot \text{tr}^{-1}$ - cas du TA6V  $\alpha\beta$  non traité transus  $\beta$

L'effort de cisaillement  $F_s$  plus élevé (deux fois supérieur) pour la vitesse de coupe de  $50 \text{ m} \cdot \text{min}^{-1}$  que pour  $40 \text{ m} \cdot \text{min}^{-1}$  (*tab. 2.13*) intensifie le travail plastique (majoritairement converti en chaleur [Shi et al., 2002]) et génère un adoucissement thermique supérieur qui peut être à l'origine de la génération de quelques bandes de cisaillement adiabatique et donc le début de la segmentation du copeau.

$V_c(\text{m} \cdot \text{min}^{-1})$	$f(\text{mm} \cdot \text{tr}^{-1})$	$\varphi_s(\text{deg})$	$t_{max}(\mu\text{m})$	$t_{min}(\mu\text{m})$	$t_{max} - t_{min}(\mu\text{m})$	$e_{bs}(\mu\text{m})$	$F_s(\text{N})$
40	0.07	39	95	80	15	3.7	49
50	0.07	35	92	58	34	3.9	112
65	0.07	34	95	65	30	5.4	120

TABLE 2.13 – Évolution de de l'angle de cisaillement, de l'effort de cisaillement, des hauteurs maximales et minimales des copeaux et de la largeur de la bande de cisaillement secondaire avec l'avance - cas du TA6V  $\alpha\beta$  non traité transus  $\beta$

La matière entre ces bandes de cisaillement est encore faiblement orientée dans le sens du cisaillement. En effet, l'angle de cisaillement ne variant que très peu entre ces deux conditions (*tab.* 2.13), une augmentation significative des efforts de cisaillement conduit donc à une production plus importante d'énergie (majoritairement convertie en chaleur) dans la zone de cisaillement primaire. Pour une vitesse de coupe de  $65 \text{ m} \cdot \text{min}^{-1}$ , la légère augmentation de l'effort de cisaillement (*tab.* 2.13) est suffisante pour amener le cisaillement à s'effectuer principalement par mécanisme de génération de bandes de cisaillement adiabatique (l'angle de cisaillement n'ayant que très peu varié) et la périodicité de l'apparition de ces bandes diminue [Barry et al., 2001]. Cependant, il est toujours possible de voir quelques zones où le cisaillement est encore continu (*fig.* 2.4.6).

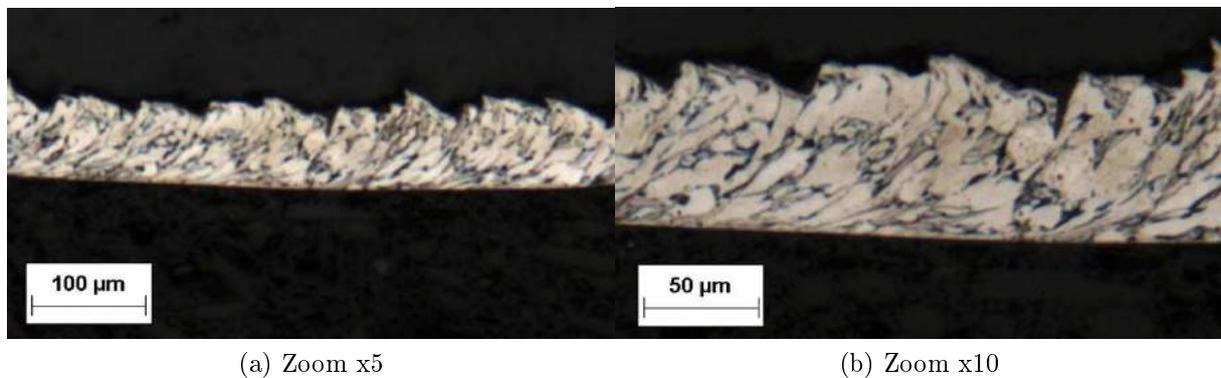


FIGURE 2.4.4 – Morphologie du copeau pour  $V_c = 50 \text{ m} \cdot \text{min}^{-1}$  et  $f = 0.07 \text{ mm} \cdot \text{tr}^{-1}$  - cas du TA6V  $\alpha\beta$  non traité transus  $\beta$

La hauteur maximale du copeau (mesurée entre la base du copeau et le plus haut segment) ne varie pratiquement pas pour toutes les vitesses de coupe (*tab.* 2.13). Cependant, la hauteur minimale du copeau subit une forte diminution entre les vitesses de coupe de  $40 \text{ m} \cdot \text{min}^{-1}$  et de  $50 \text{ m} \cdot \text{min}^{-1}$ . Avec l'apparition des bandes de cisaillement adiabatique pour cette dernière vitesse, s'amorce la formation de segments dans le copeau [Komanduri and Hou, 2000]. La hauteur minimale du copeau va alors dépendre à la fois de la déformation du segment imposée par la fréquence des mécanismes de formation de bandes de cisaillement adiabatique et également de l'intensité de la fissuration du segment généré par la compression de la surface non usinée [Su and Liu, 2013]. Ainsi entre un copeau quasi continu et un copeau qui se segmente, la hauteur minimale diminue. Entre deux copeaux segmentés, celle-ci va augmenter lorsque la périodicité de segmentation est plus faible (si les mécanismes de à l'origine de la fissuration sont identiques, c.a.d. dans notre cas, des efforts  $F_c$  et  $F_r$  variant très peu). La figure *fig.* 2.4.5 présente le phénomène

en question. Le point A, initialement situé à l'intersection entre le copeau et la matière non coupée (a) va se déplacer lorsque l'outil avance et que le copeau se segmente : (b) et (c). Quand la périodicité de la segmentation du copeau diminue (c), la hauteur minimale du copeau  $t_{min3}$  est supérieure à la hauteur de copeau  $t_{min2}$  obtenue pour une périodicité plus grande (b). Ainsi, la hauteur minimale du copeau augmente pour une vitesse de coupe de  $65 \text{ m} \cdot \text{min}^{-1}$  (tab. 2.13).

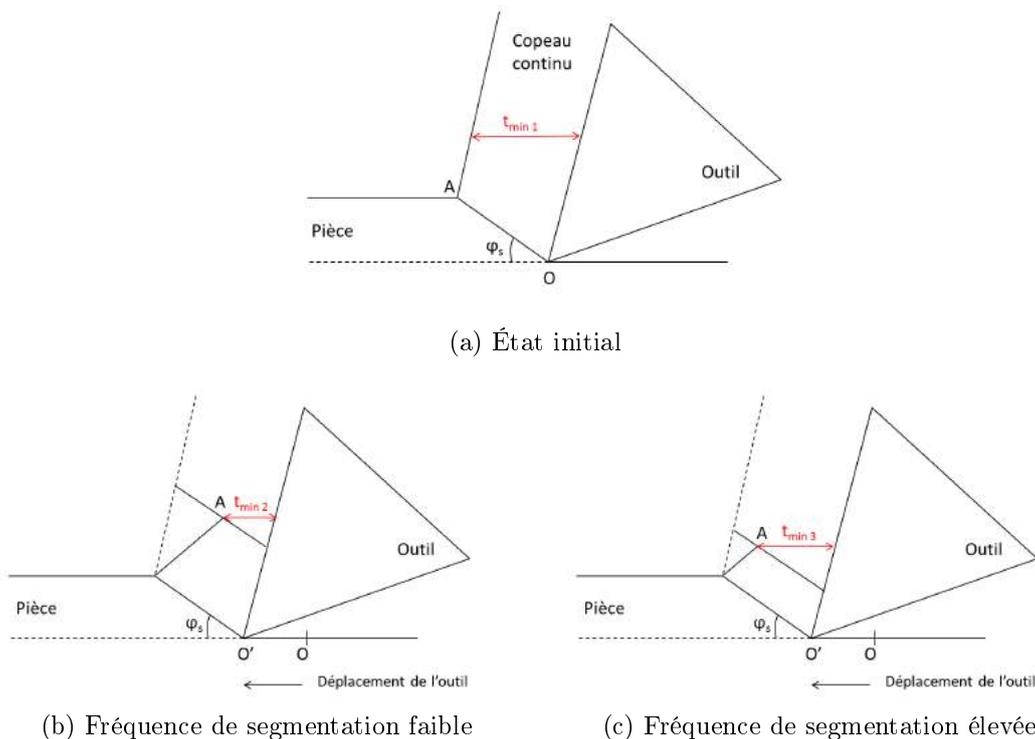


FIGURE 2.4.5 – Influence de la périodicité de la segmentation du copeau sur sa hauteur minimale

Enfin, concernant le cisaillement de la zone secondaire, celui-ci est de plus en plus important à mesure que la vitesse de coupe augmente, en effet l'épaisseur de la bande de cisaillement secondaire  $e_{bs}$  augmente avec la vitesse de coupe (tab. 2.13). L'augmentation de la vitesse de glissement du copeau avec la vitesse de coupe génère un gradient de vitesse plus intense dans le copeau qui passe d'une vitesse nulle à son interface avec l'outil (zone plastifiée) à la vitesse de glissement du copeau dans l'épaisseur du copeau (à l'interface de la zone solide) [Laheurte, 2004]. L'épaisseur du copeau affectée par ce gradient de vitesse augmente avec la vitesse de glissement et correspond à l'épaisseur de la bande de cisaillement secondaire.

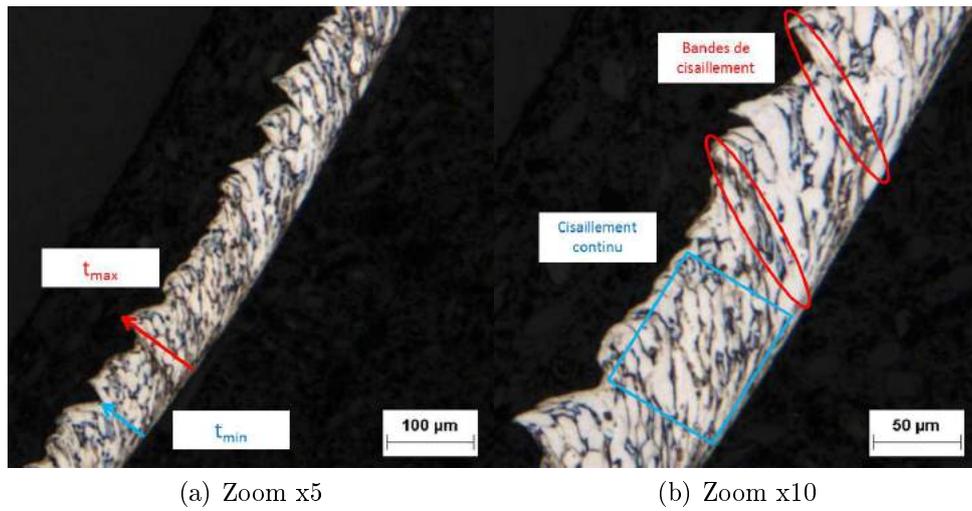


FIGURE 2.4.6 – Morphologie du copeau pour  $V_c = 65 \text{ m} \cdot \text{min}^{-1}$  et  $f = 0.07 \text{ mm} \cdot \text{tr}^{-1}$ - cas du TA6V  $\alpha\beta$  non traité transus  $\beta$

#### 2.4.1.2 Influence de l'avance

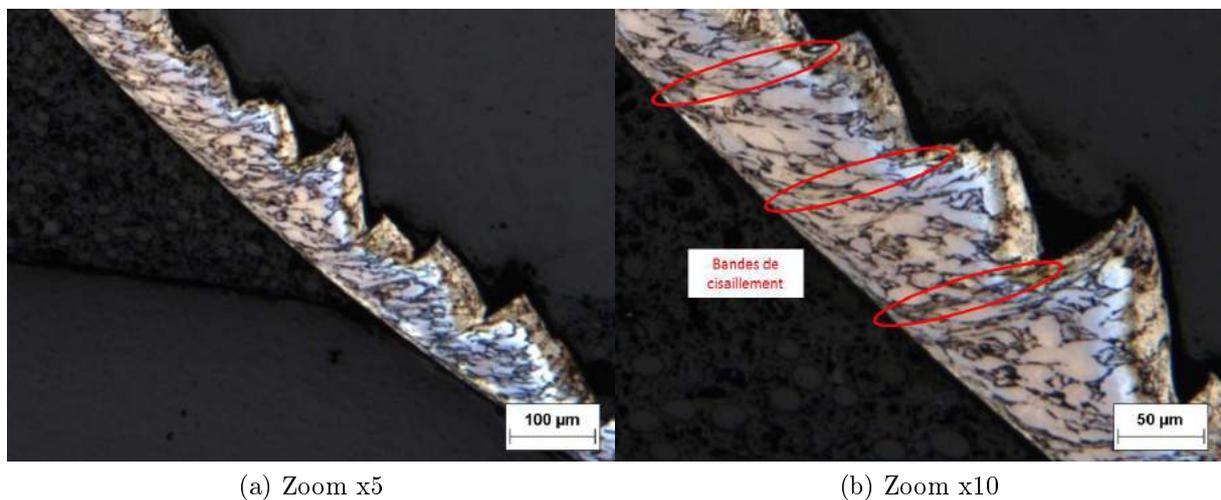


FIGURE 2.4.7 – Morphologie du copeau pour  $V_c = 65 \text{ m} \cdot \text{min}^{-1}$  et  $f = 0.10 \text{ mm} \cdot \text{tr}^{-1}$ - cas du TA6V  $\alpha\beta$  non traité transus  $\beta$

A partir d'une avance de  $0.10 \text{ mm} \cdot \text{tr}^{-1}$ , le cisaillement continu disparaît pour laisser place à un cisaillement qui s'effectue uniquement par bandes de cisaillement adiabatique

[Barry et al., 2001]. Le copeau est ainsi entièrement festonné mais de manière encore irrégulière et ce jusqu'à une avance de  $0.13 \text{ mm} \cdot \text{tr}^{-1}$  (*fig. 2.4.7* et *fig. 2.4.8*).

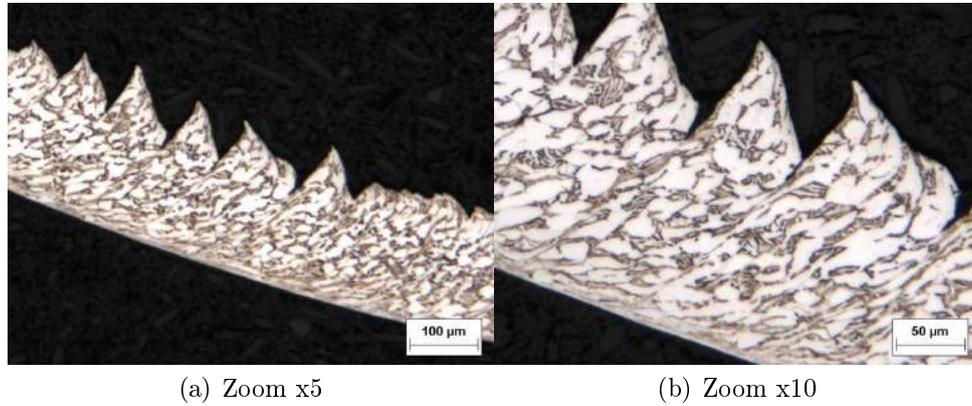


FIGURE 2.4.8 – Morphologie du copeau pour  $V_c = 65 \text{ m} \cdot \text{min}^{-1}$  et  $f = 0.13 \text{ mm} \cdot \text{tr}^{-1}$ - cas du TA6V  $\alpha\beta$  non traité transus  $\beta$

Pour les avances de  $0.16 \text{ mm} \cdot \text{tr}^{-1}$  et  $0.19 \text{ mm} \cdot \text{tr}^{-1}$ , ce cisaillement et donc la segmentation du copeau s'effectuent de façon régulière et stable (*fig. 2.4.9* et *fig. 2.4.10*). L'angle de cisaillement restant relativement stable lorsque l'avance augmente et les efforts de cisaillement augmentant avec cette dernière, l'énergie dissipée en chaleur devient donc plus importante (*tab. 2.14*).

$V_c(\text{m} \cdot \text{min}^{-1})$	$f(\text{mm} \cdot \text{tr}^{-1})$	$\varphi_s(\text{deg})$	$t_{max}(\mu\text{m})$	$t_{min}(\mu\text{m})$	$t_{max} - t_{min}(\mu\text{m})$	$e_{bs}(\mu\text{m})$	$F_s(\text{N})$
65	0.07	34	95	65	30	5.4	120
65	0.10	31	145	83	62	7	342
65	0.13	31	227	137	90	8.2	491
65	0.16	32	247	84	163	8.4	568
65	0.19	32	263	107	156	9.2	682

TABLE 2.14 – Évolution de de l'angle de cisaillement, de l'effort de cisaillement, des hauteurs maximales et minimales des copeaux et de la largeur de la bande de cisaillement secondaire avec l'avance - cas du TA6V  $\alpha\beta$  non traité transus  $\beta$

De ce fait, l'adoucissement thermique est donc plus élevé et la génération de bandes de cisaillement plus stable. De même, dès une avance de  $0.13 \text{ mm} \cdot \text{tr}^{-1}$ , des fissurations au niveau des bandes de cisaillement adiabatique apparaissent. La profondeur de ces dernières

augmente de manière quasiment linéaire avec l'avance pour venir se stabiliser entre les avances de  $0.16 \text{ mm} \cdot \text{tr}^{-1}$  et  $0.19 \text{ mm} \cdot \text{tr}^{-1}$ . Leur mesure est faite par la différence entre la hauteur maximale  $t_{max}$  du copeau et la hauteur minimale  $t_{min}$  de ce dernier (*tab. 2.14*).

Cette fissuration intervient lorsque la contrainte à la rupture au cisaillement est dépassée dans les bandes et, est donc directement liée avec l'évolution croissante des efforts de cisaillement avec l'avance.

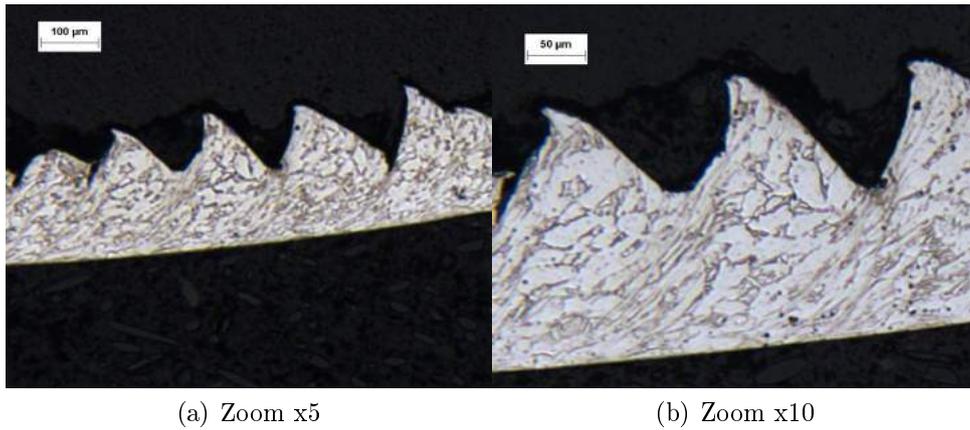


FIGURE 2.4.9 – Morphologie du copeau pour  $V_c = 65 \text{ m} \cdot \text{min}^{-1}$  et  $f = 0.16 \text{ mm} \cdot \text{tr}^{-1}$ - cas du TA6V  $\alpha\beta$  non traité transus  $\beta$

Enfin, l'épaisseur de la bande de cisaillement secondaire évolue également de manière quasiment linéaire avec l'avance (*tab. 2.14*). L'effort de coupe augmente avec l'avance, la contrainte normale exercée sur la face de coupe dans la zone de contact est donc plus élevée et affecte plus profondément l'épaisseur du copeau (en partant de l'interface). Le gradient de vitesse en est modifié avec un passage de la vitesse nulle à la vitesse de glissement plus tardif dans l'épaisseur du copeau. Ainsi, l'épaisseur de la bande de cisaillement secondaire est plus importante.

L'évolution de la largeur de la bande de cisaillement adiabatique primaire n'a pas été étudiée car son épaisseur très fine, pour toutes les conditions de coupe exceptée pour l'avance maximale, ne permet pas une mesure précise de cette dernière.

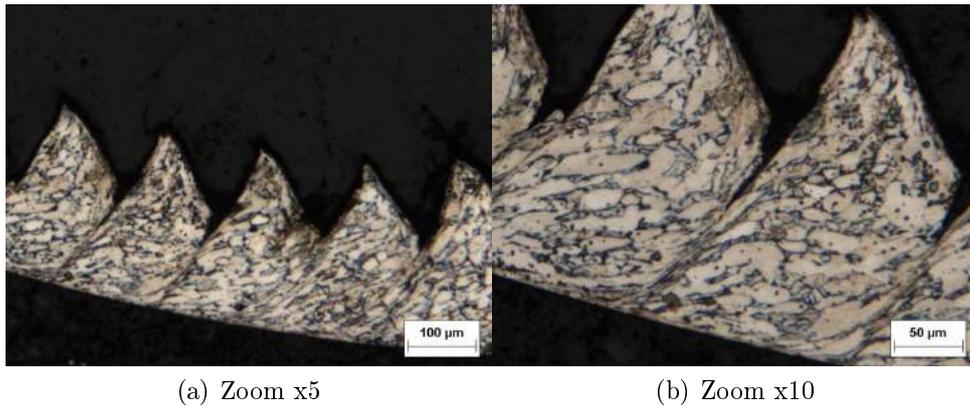


FIGURE 2.4.10 – Morphologie du copeau pour  $V_c = 65 \text{ m} \cdot \text{min}^{-1}$  et  $f = 0.19 \text{ mm} \cdot \text{tr}^{-1}$  - cas du TA6V  $\alpha\beta$  non traité transus  $\beta$

### 2.4.2 Cas de l'usinage du TA6V $\alpha\beta$ traité transus $\beta$

L'évolution des efforts de coupe suit la même tendance que pour le TA6V  $\alpha\beta$  non traité transus  $\beta$  (*fig.* 2.4.11). En effet, comme précédemment, les efforts de coupe restent relativement stables lorsque la vitesse de coupe évolue dans la plage de valeur étudiée et les efforts  $F_c$  augmentent linéairement avec l'avance tandis que les efforts  $F_r$  n'évoluent que très peu. Cependant, cette fois-ci les efforts  $F_r$  sont toujours inférieurs aux efforts  $F_c$ . Ce titane ayant une densité de phase  $\beta$  plus importante que pour la structure bimodale et la phase  $\beta$  étant plus dure que la phase  $\alpha$  [Combres and Champin, 1995], la plastification de la surface usinée est moindre et l'effet d'indentation est moins significatif pour ces usinages.

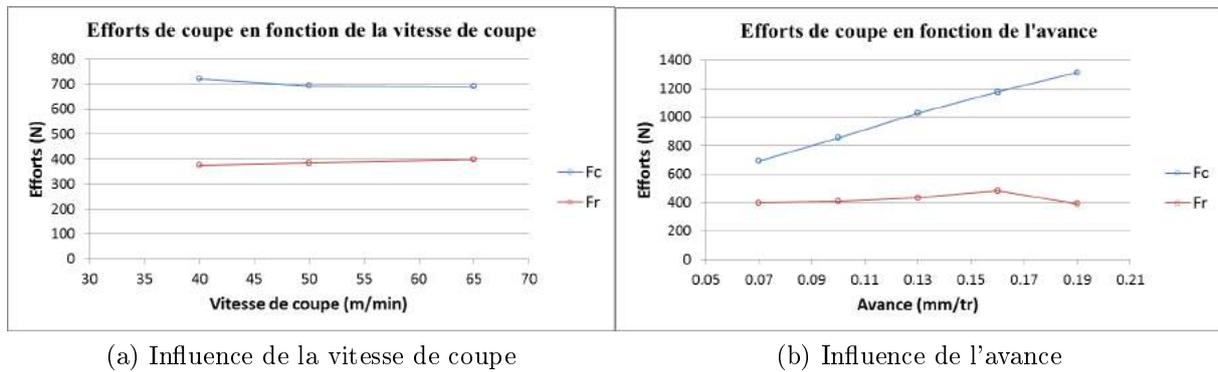


FIGURE 2.4.11 – Efforts de coupe en fonction de la vitesse de coupe et de l'avance - cas du TA6V  $\alpha\beta$  non traité transus  $\beta$

Concernant les mécanismes de cisaillement régissant la formation du copeau, plusieurs phénomènes sont à observer. En effet, le matériau étant principalement composé de colonies lamellaires  $\alpha/\beta$  pouvant adopter de nombreuses orientations différentes, le cisaillement sera entièrement conditionné par ces orientations de colonies. La figure *fig.* 2.4.12 présente la variété de cisaillements observables au sein d'un même copeau.

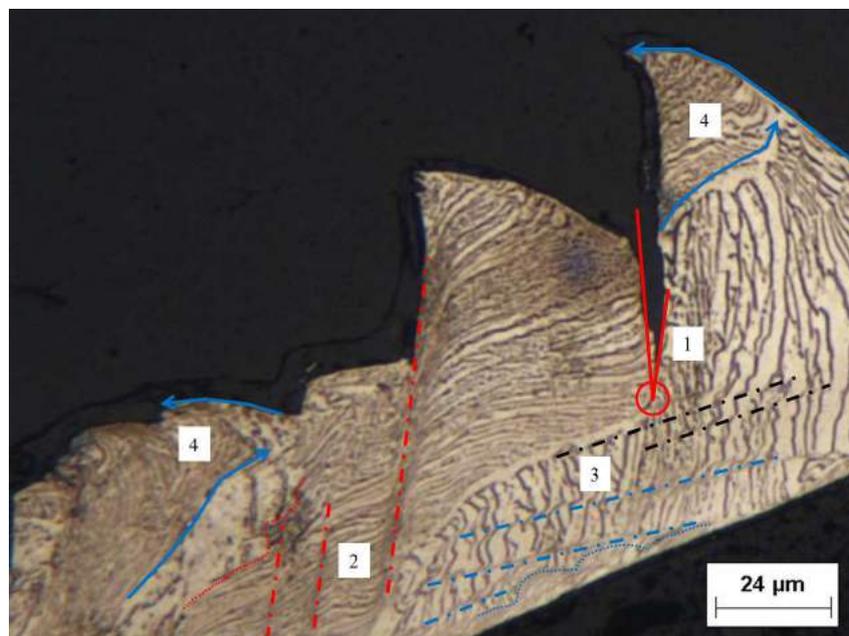


FIGURE 2.4.12 – Mécanismes de cisaillement divers au sein du copeau - cas du TA6V  $\alpha\beta$  traité transus  $\beta$

Quatre configurations majeures peuvent être distinguées :

- La configuration 1 (*fig. 2.4.13*) montre que, même à de faibles vitesses de coupe ou avance (l'image étant tirée d'une micrographie de copeau effectuée à la condition  $V_c = 40 \text{ m} \cdot \text{min}^{-1}$  et  $f = 0.07 \text{ mm} \cdot \text{tr}^{-1}$ ), l'apparition de fissures sur une bande de cisaillement adiabatique est possible. De ce fait, si celle-ci peut entièrement être due à des efforts de cisaillement élevés, comme il a été constaté précédemment, elle peut aussi être provoquée par l'accumulation de contrainte au niveau de l'interface entre deux colonies lamellaires fortement désorientée entre elles (cercle rouge sur la figure *fig. 2.4.13*). Cette accumulation est induite par le fait que les dislocations se transmettent difficilement entre deux colonies désorientées, à cause de la différence d'orientation trop importante de leurs vecteurs de Burgers [Castany, 2007], et viennent donc s'amasser sur ces frontières.

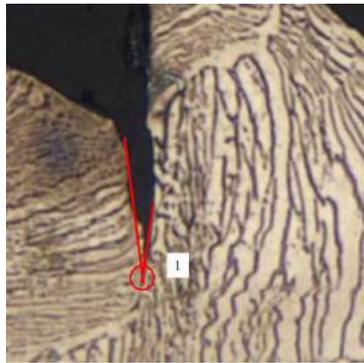


FIGURE 2.4.13 – Configuration 1

- La configuration 2 (*fig. 2.4.14*) expose le fait que les bandes de cisaillement adiabatique apparaîtront de manière privilégiée lorsque la colonie lamellaire est transverse à la direction de cisaillement. Si les interfaces  $\alpha/\beta$  ne sont pas un frein en soi à la propagation des dislocations, un gradient de contraintes existe entre les différentes lamelles  $\beta$  allant vers une augmentation de la contrainte lorsque l'on se rapproche de l'interface. Ainsi, la déformation nécessaire pour cisailier les interfaces est plus importante que celle nécessaire au cisaillement des lamelles  $\alpha$  comprises entre ces interfaces. La largeur de ces bandes de cisaillement adiabatique ne sera pas étudiée car elle dépend fortement de l'orientation de la colonie.

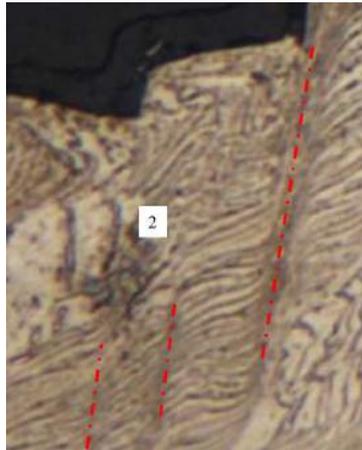


FIGURE 2.4.14 – Configuration 2

- La configuration 3 (*fig. 2.4.15*) indique que les colonies relativement colinéaires à la direction du cisaillement principal (celui de la zone de cisaillement primaire) peuvent être cisailées de manière transverse. Ce cisaillement est imposé par le mouvement entre les diverses colonies l'encadrant. Ainsi sur la figure *fig. 2.4.15*, il est possible d'observer deux directions de cisaillement, une colinéaire au joint de grain supérieur à la colonie (en noir) et une colinéaire à l'interface entre la colonie observée et la bande de cisaillement secondaire (pointillés bleus). Il est à noter, que pour la suite, la valeur de la largeur de la bande de cisaillement secondaire ne peut être évaluée, celle-ci variant énormément au sein d'un même copeau, dépendant de l'orientation initiale de la colonie subissant ce cisaillement.

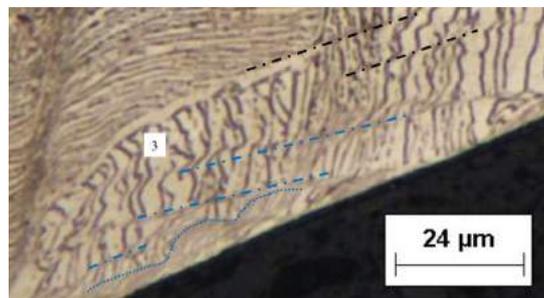


FIGURE 2.4.15 – Configuration 3

- Enfin, la configuration 4 (*fig. 2.4.16*) indique qu'un cisaillement continu des colonies s'effectue proche des bords libres du copeau, celui-ci suivant le mouvement imposé entre

cette extrémité et l'interface de colonie la plus proche. Ainsi, sous cet effet, des bandes de cisaillement adiabatique apparaissent également sur les bords libres du copeau.

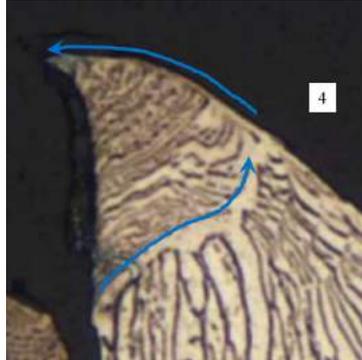


FIGURE 2.4.16 – Configuration 4

#### 2.4.2.1 Influence de la vitesse de coupe

Pour une vitesse de coupe de  $40 \text{ m} \cdot \text{min}^{-1}$ , seules quelques bandes de cisaillement adiabatique de faible épaisseur apparaissent et ce uniquement dans des épaisseurs de copeau où les colonies lamellaires sont orientées transversalement au cisaillement primaire. Dans le reste du copeau, le cisaillement est continu excepté pour les nodules  $\alpha$  de structure proche de ceux observés pour l'autre titane qui ne subissent pas de déformation majeure. Il en résulte un copeau disparate présentant des épaisseurs homogènes dans les zones de cisaillement continu et une segmentation dans les zones de cisaillement adiabatique (*fig. 2.4.17*)

Pour une vitesse de coupe de  $50 \text{ m} \cdot \text{min}^{-1}$ , des bandes de cisaillement adiabatique plus larges que précédemment apparaissent, elles sont en partie liées à une augmentation des efforts de cisaillement (*tab. 2.15*) et une orientation légèrement différente des colonies transverses au cisaillement (*fig. 2.4.18a*).

$V_c$ ( $\text{m} \cdot \text{min}^{-1}$ )	$f$ ( $\text{mm} \cdot \text{tr}^{-1}$ )	$\varphi_s$ (deg)	$t_{max}$ ( $\mu\text{m}$ )	$t_{min}$ ( $\mu\text{m}$ )	$t_{max} - t_{min}$ ( $\mu\text{m}$ )	$F_s$ (N)
40	0.07	33	97	46	51	400
50	0.07	32	109	50	59	385
65	0.07	30	99	40	59	400

TABLE 2.15 – Évolution de l'angle de cisaillement, de l'effort de cisaillement et des hauteurs maximales et minimales des copeaux - cas du TA6V  $\alpha\beta$  traité transus  $\beta$

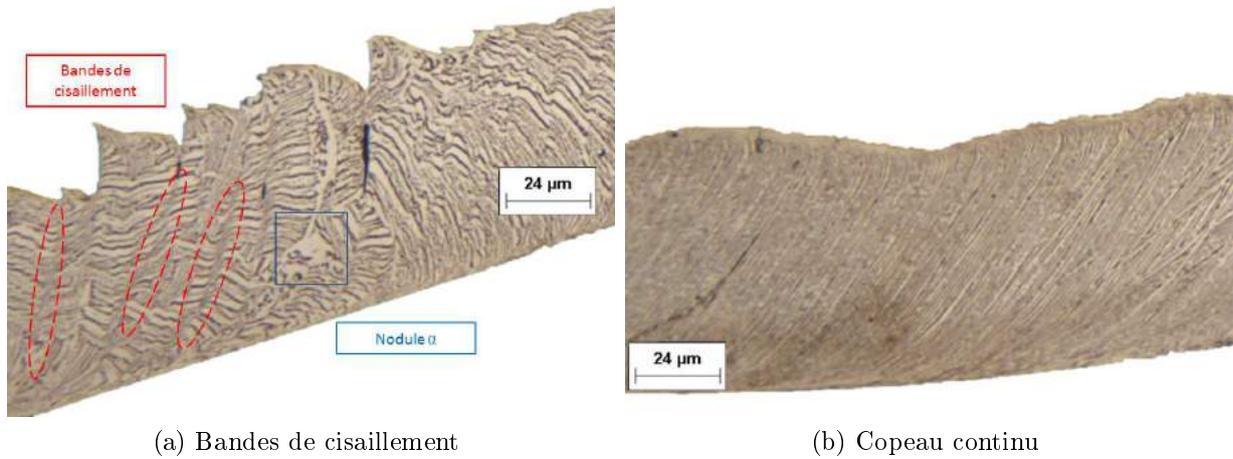


FIGURE 2.4.17 – Morphologie du copeau pour  $V_c = 40 \text{ m} \cdot \text{min}^{-1}$  et  $f = 0.07 \text{ mm} \cdot \text{tr}^{-1}$  - cas du TA6V  $\alpha\beta$  traité transus  $\beta$

Nous constatons également que ces bandes de cisaillement, plus fines apparaissent lorsque qu'une colonie transverse est entourée de colonies sensiblement colinéaires au cisaillement. Ces colonies transverses imposent des mécanismes de cisaillement adiabatique sur l'ensemble de l'épaisseur et donc une segmentation du copeau. Cette segmentation s'accompagne de fissuration de la bande de cisaillement du fait de la concentration de contrainte accumulée aux interfaces des colonies (*fig. 2.4.18b*).

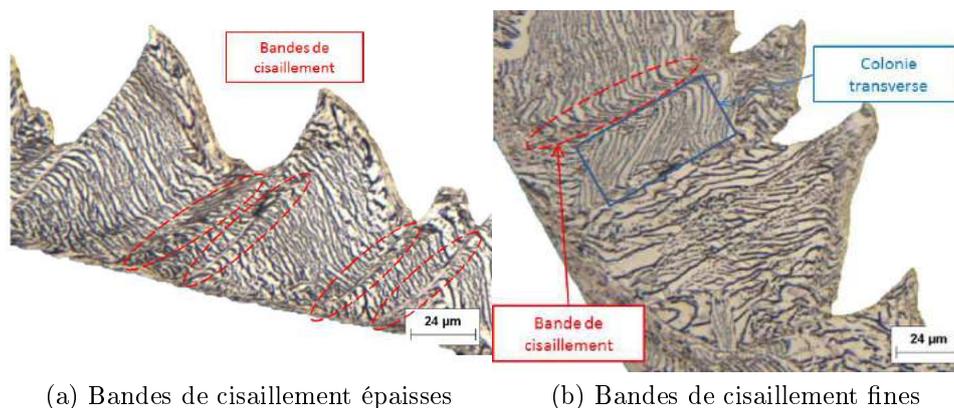
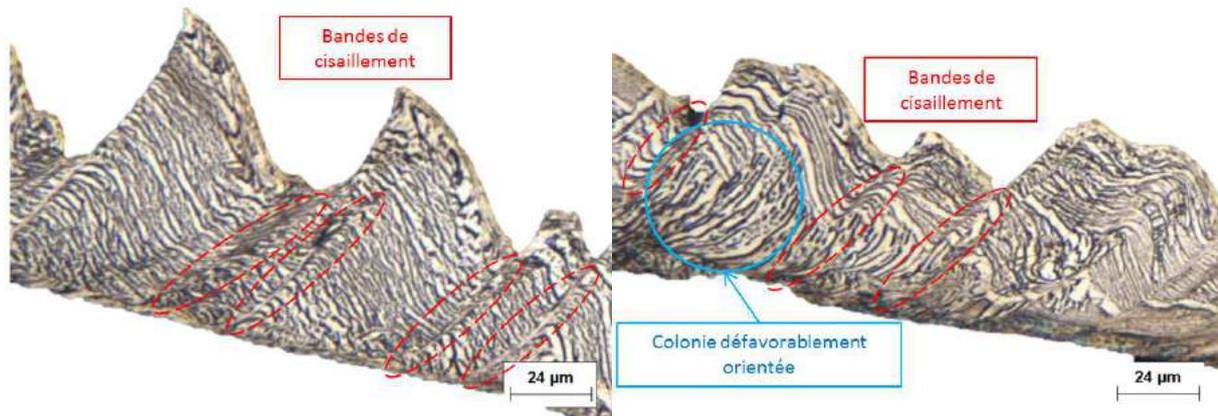


FIGURE 2.4.18 – Bandes de cisaillement pour  $V_c = 50 \text{ m} \cdot \text{min}^{-1}$  et  $f = 0.07 \text{ mm} \cdot \text{tr}^{-1}$  - cas du TA6V  $\alpha\beta$  traité transus  $\beta$

Lorsqu'une colonie colinéaire au cisaillement occupe toute l'épaisseur du copeau, le cisaillement adiabatique et la segmentation du copeau n'apparaissent toujours pas. Il en résulte un copeau adoptant une morphologie similaire à la condition de coupe précédente avec cependant une segmentation plus prononcée accompagnée de fissurations (*fig. 2.4.19*).



FIGURE 2.4.19 – Copeau continu pour  $V_c = 50 \text{ m} \cdot \text{min}^{-1}$  et  $f = 0.07 \text{ mm} \cdot \text{tr}^{-1}$ - cas du TA6V  $\alpha\beta$  traité transus  $\beta$



(a) Bandes de cisaillement

(b) Colonie transversale

FIGURE 2.4.20 – Morphologie du copeau pour  $V_c = 65 \text{ m} \cdot \text{min}^{-1}$  et  $f = 0.07 \text{ mm} \cdot \text{tr}^{-1}$ - cas du TA6V  $\alpha\beta$  traité transus  $\beta$

Pour une vitesse de coupe de  $65 \text{ m} \cdot \text{min}^{-1}$ , les mécanismes de cisaillement restent très similaires à ceux d'une vitesse de coupe de  $50 \text{ m} \cdot \text{min}^{-1}$ , si ce n'est que les bandes de cisaillement adiabatique sont plus fines malgré une augmentation des efforts de cisaillement (*tab. 2.15*). Contrairement aux précédentes conditions de coupe, les bandes de cisaillement adiabatique apparaissent même lorsque la colonie transversale au cisaillement les initiant n'est pas en prédominance dans l'épaisseur du copeau (*fig. 2.4.20*).

Il n'y a que peu d'évolution de l'angle de cisaillement et des hauteurs minimales et maximales des copeaux pour cette plage de variation de la vitesse de coupe (*tab. 2.15*).

### 2.4.2.2 Influence de l'avance

Du fait de l'augmentation de l'avance de  $0.07 \text{ mm} \cdot \text{tr}^{-1}$  à  $0.10 \text{ mm} \cdot \text{tr}^{-1}$ , l'épaisseur coupée devient de l'ordre de la taille moyenne des colonies lamellaires dans ce matériau. La probabilité de devoir cisailier plusieurs colonies sur une même épaisseur augmente donc. Le copeau présenté *fig. 2.4.21a* traduit bien la complexité des mécanismes de cisaillement pouvant se manifester dans ce matériau. En effet, sur l'échantillon sélectionné, le peu de colonies favorablement orientées pour l'apparition de bandes de cisaillement (colonies transverses au cisaillement), la présence importante de nodules  $\alpha$  et de colonies lamellaires colinéaires au cisaillement entraînent la formation d'un copeau irrégulièrement segmenté avec de fortes concentrations de contraintes et donc des fissurations et des profils segmentés imposés par la taille des nodules. Ici, les efforts de cisaillement ne sont pas encore suffisants pour conduire à la formation de bandes de cisaillement régulières dans le copeau.

Néanmoins l'observation des segments majoritairement constitués de colonies transverses montrent une augmentation de la profondeur des fissures le long des bandes de cisaillements adiabatique (*tab. 2.16* et *fig. 2.4.21b*).

$V_c$ ( $\text{m} \cdot \text{min}^{-1}$ )	$f$ ( $\text{mm} \cdot \text{tr}^{-1}$ )	$\varphi_s$ (deg)	$t_{max}$ ( $\mu\text{m}$ )	$t_{min}$ ( $\mu\text{m}$ )	$t_{max} - t_{min}$ ( $\mu\text{m}$ )	$F_s$ (N)
65	0.07	30	99	40	59	400
65	0.10	22	82	15	67	640
65	0.13	28	134	47	87	704
65	0.16	30	219	35	184	770
65	0.19	20	208	16	192	1100

TABLE 2.16 – Évolution de l'angle de cisaillement, de l'effort de cisaillement et des hauteurs maximales et minimales des copeaux - cas du TA6V  $\alpha\beta$  traité transus  $\beta$

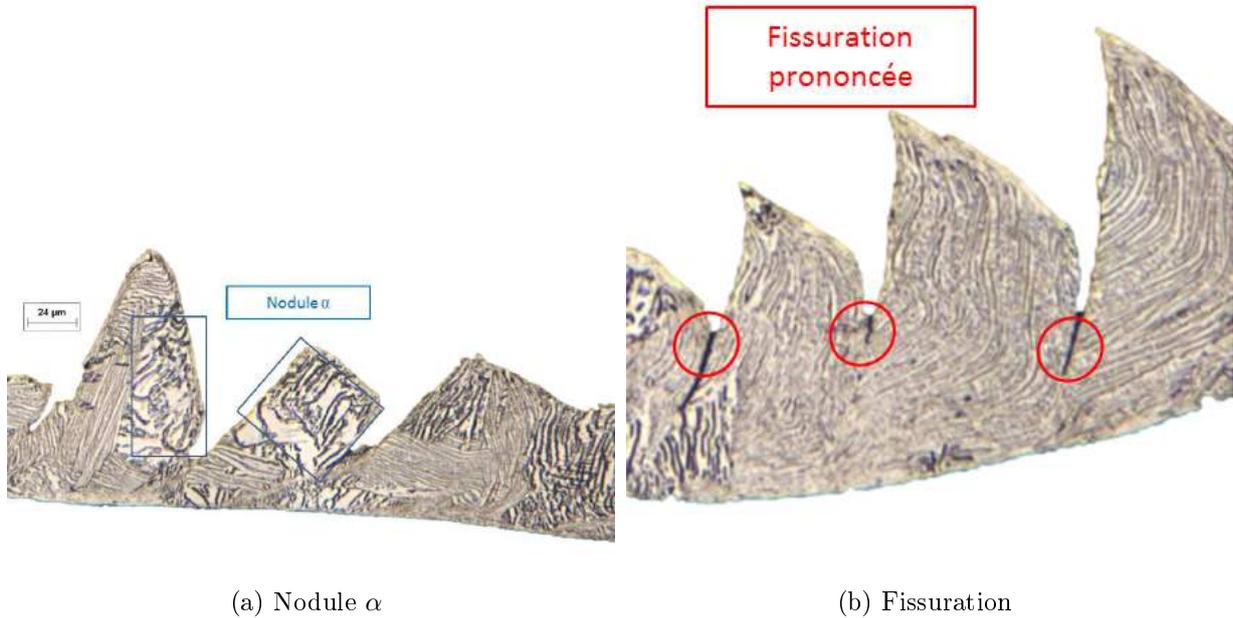


FIGURE 2.4.21 – Morphologie du copeau pour  $V_c = 65 \text{ m} \cdot \text{min}^{-1}$  et  $f = 0.10 \text{ mm} \cdot \text{tr}^{-1}$  - cas du TA6V  $\alpha\beta$  traité transus  $\beta$

L'avance de  $0.13 \text{ mm} \cdot \text{tr}^{-1}$  marque l'apparition de bandes de cisaillement adiabatique même dans les colonies défavorablement orientées (*fig. 2.4.22*).

La hauteur de fissuration se fait toujours plus importante du fait de l'augmentation des efforts de cisaillement et de la présence de nombreuses colonies défavorablement orientées entre elles sur une même épaisseur (à cause de l'augmentation de l'épaisseur coupée). La présence d'un nodule  $\alpha$  de taille imposante entraîne une réduction de la largeur de la bande de cisaillement et donc de la segmentation dans la colonie transverse au cisaillement, située sur sa surface supérieure (*fig. 2.4.23*). Le copeau obtenu dans sa globalité présente une segmentation plus régulière.

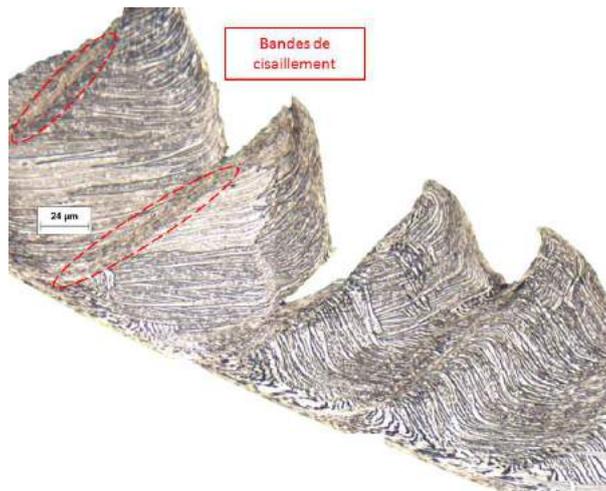


FIGURE 2.4.22 – Bandes de cisaillement pour  $V_c = 65 \text{ m} \cdot \text{min}^{-1}$  et  $f = 0.13 \text{ mm} \cdot \text{tr}^{-1}$  - cas du TA6V  $\alpha\beta$  traité transus  $\beta$

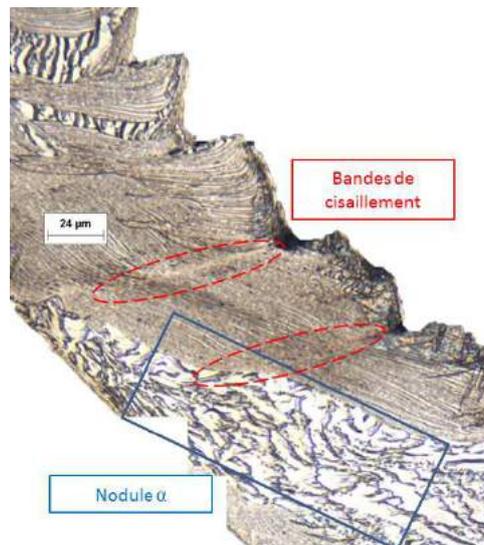


FIGURE 2.4.23 – Influence des nodules  $\alpha$  pour  $V_c = 65 \text{ m} \cdot \text{min}^{-1}$  et  $f = 0.13 \text{ mm} \cdot \text{tr}^{-1}$  - cas du TA6V  $\alpha\beta$  traité transus  $\beta$

Pour une avance de  $0.16 \text{ mm} \cdot \text{tr}^{-1}$ , l'augmentation des efforts de cisaillement apporte une régularité dans la formation des bandes de cisaillement adiabatique et donc dans la segmentation du copeau (*fig. 2.4.24*). La fissuration des segments se fait toujours plus importante à cause de cette augmentation d'efforts et de la présence croissante d'interfaces entre colonies sur une même épaisseur coupée (*tab. 2.16*).



FIGURE 2.4.24 – Morphologie du copeau pour  $V_c = 65 \text{ m} \cdot \text{min}^{-1}$  et  $f = 0.16 \text{ mm} \cdot \text{tr}^{-1}$  - cas du TA6V  $\alpha\beta$  traité transus  $\beta$

Le copeau obtenu pour une avance de  $0.19 \text{ mm} \cdot \text{tr}^{-1}$  est relativement similaire à celui obtenu pour une avance de  $0.16 \text{ mm} \cdot \text{tr}^{-1}$  dans sa morphologie (*fig. 2.4.25*). Comme précédemment l'apparition de bandes de cisaillement adiabatique et la segmentation du copeau sont régulières. Nous arrivons à une phase de stabilisation du processus de cisaillement qui se traduit également par une stabilisation de la hauteur de fissure, n'ayant varié que très peu entre les deux conditions d'avance, malgré une augmentation des efforts de cisaillement (*tab. 2.16*).

Enfin, concernant l'évolution de l'angle de cisaillement en fonction de l'avance, celle-ci reste chaotique du fait de la variété possible d'empilements de colonies lamellaires fortement désorientées entre elles (*tab. 2.16*).



FIGURE 2.4.25 – Morphologie du copeau pour  $V_c = 65 \text{ m} \cdot \text{min}^{-1}$  et  $f = 0.19 \text{ mm} \cdot \text{tr}^{-1}$  - cas du TA6V  $\alpha\beta$  traité transus  $\beta$

### 2.4.3 Conclusion intermédiaire

Les différences de structure entre les deux matériaux étudiés entraînent des mécanismes de cisaillement très différents. Ainsi le TA6V  $\alpha\beta$  non traité transus  $\beta$ , possédant une structure équiaxe, est caractérisé par un cisaillement continu allant vers un cisaillement par bandes de cisaillement adiabatique à mesure que la vitesse de coupe augmente. Une augmentation de l'avance aura pour influence d'amener une segmentation plus régulière du copeau avec une fissuration plus importante des segments par simple augmentation des efforts de cisaillement. Le TA6V  $\alpha\beta$  traité transus  $\beta$ , quant à lui, présente dès les plus faibles vitesses de coupe, une segmentation du copeau du fait de l'orientation de ses colonies lamellaires qui, lorsqu'elles sont transverses au cisaillement génèrent des bandes de cisaillement adiabatique. Les multiples orientations de ces colonies entraînent une irrégularité du copeau et de sa segmentation et une fissuration précoce des segments à cause de la présence de concentrations de contraintes aux interfaces entre colonies. Le cisaillement adiabatique et la fissuration ne deviennent réguliers que lorsque l'avance et donc les efforts de cisaillement sont suffisamment élevés pour les générer en dépit de l'orientation des colonies. Ces différences de comportement vont avoir un impact sur les longueurs de contact outil-copeau et les mécanismes d'usure des outils coupants en général, du fait de la présence plus ou moins stable de la segmentation du copeau. Cet aspect fait l'objet du chapitre suivant.

## 2.5 Conclusion

L'étude des espaces de fonctionnement des conditions de coupe stables et acceptables des deux outils ; la fraise en carbure monobloc et la fraise à plaquettes, dans leur matière respective, un TA6V  $\alpha\beta$  non traité transus  $\beta$  et un TA6V  $\alpha\beta$  traité transus  $\beta$  a permis de constater deux comportements distincts principalement dûs aux caractéristiques géométriques des outils. La préparation d'arête chanfreinée de la fraise à plaquettes génère des efforts de coupe élevés par effet d'indentation qui prennent d'autant plus d'importance au niveau des efforts radiaux. La fraise en carbure monobloc, possédant une acuité d'arête plus fine, montre un comportement classique de l'usinage des alliages de titane avec une forte dépendance des efforts de coupe à l'épaisseur de coupe.

Également, les deux outils sont soumis à des mécanismes d'usure différents. L'usure de la fraise en carbure est caractérisée par l'abrasion. Le frottement du copeau sur la face de coupe de l'outil génère des arrachements de matière qui viennent altérer la géométrie d'arête de l'outil. Sous cette modification, des phénomènes d'indentation plus importants apparaissent, entraînant un retour élastique de la matière en dépouille et l'initiation d'une usure en dépouille plus forte. Ensuite, l'usure de l'outil se fait principalement par ce mode de dégradation. L'usure de la fraise à plaquettes est causée par les chocs d'entrée de la plaquette dans la matière, conduisant à un écaillage de la face de coupe.

Les essais d'usure pour diverses conditions de coupe appartenant aux espaces de fonctionnement respectifs des couples outil-matière ont permis de déterminer les conditions de coupe menant à un gain en débit copeau et en durée de vie des outils par rapport aux conditions de coupe utilisées par les industriels. Ainsi, les conditions  $V_c = 65 \text{ m} \cdot \text{min}^{-1}$  et  $f = 0.11 \text{ mm} \cdot \text{dt}^{-1}$  pour la fraise en carbure monobloc permettent une augmentation de 104% du débit copeau et les conditions  $V_c = 70 \text{ m} \cdot \text{min}^{-1}$  et  $f = 0.15 \text{ mm} \cdot \text{dt}^{-1}$  pour la fraise à plaquettes conduisent à un gain de 75% du débit copeau.

Enfin, les essais de tournage portés pour les deux matériaux, à conditions de coupe et outil identiques, ont permis de déceler d'importantes différences de morphologie de copeau. Le TA6V  $\alpha\beta$  non traité transus  $\beta$  (structure équiaxe) est caractérisé par un cisaillement primaire continu qui tend vers un cisaillement par bandes de cisaillement adiabatique lorsque la vitesse de coupe augmente. Cependant, la génération de bandes de cisaillement adiabatique et leur fréquence d'apparition semblent plus régies par l'avance. Le TA6V  $\alpha\beta$  traité transus  $\beta$  (structure lamellaire) présente des bandes de cisaillement adiabatique même pour des vitesses de coupe faibles. Ce cisaillement intervient de façon privilégiée dans les colonies lamellaires transverses au cisaillement. Les successions d'orientations multiples des colonies lamellaires au sein du matériau entraînent une segmentation dis-

continue et des fissurations par concentration de contraintes aux interfaces des colonies. La segmentation devient plus régulière lorsque l'avance augmente.

Les différences de comportement de ces deux matériaux aura une influence non négligeable sur la nature du contact existant entre le copeau et la face de coupe. En effet, le cisaillement généré en zone de cisaillement secondaire est régulier et s'intensifie avec la vitesse de coupe et l'avance pour le TA6V  $\alpha\beta$  non traité transus  $\beta$ , tandis que pour le TA6V  $\alpha\beta$  traité transus  $\beta$ , il est irrégulier et dépend fortement de l'orientation initiale des colonies lamellaires à cette interface. Les différences d'écoulement du copeau entre ces deux matériaux vont générer des longueurs de contact outil-copeau et des usures différentes des faces de coupe. Cet aspect fait l'objet du chapitre suivant.



## CHAPITRE 3

---

# Influence des géométries d'outils et des conditions de coupe sur l'écoulement du copeau

---

## 3.1 Introduction

L'un des axes de maîtrise de l'usinage de l'alliage de titane TA6V $\alpha\beta$  réside dans les mécanismes d'usure et la durée de vie des outils coupants. En raison des propriétés thermiques et de la forte résistance mécanique de cet alliage, les mécanismes d'usure de la face de coupe des outils se font principalement par diffusion [Nabhani, 2001] [Nouari et al., 2008]. Les fortes pressions et températures au contact entre le copeau et la face de coupe entraînent une migration des constituants de la matière usinée et des outils coupants l'un vers l'autre. La maîtrise et la réduction des usures par diffusion nécessitent la détermination des paramètres de coupe et géométries d'outils optimaux (il est également possible d'agir sur les revêtements). Étant donné que l'usure par diffusion résulte principalement des actions thermomécaniques induites par le contact entre le copeau et la face de coupe, l'analyse des longueurs de contact reste un des indicateur à privilégier pour permettre la compréhension de ces mécanismes d'usure.

Lors de la pénétration de l'outil dans la matière, un cisaillement intense se crée en pointe de l'outil menant à la formation du copeau. Ce copeau va venir s'écouler sur la face de coupe, occasionnant un contact particulier entre la matière à usiner et l'outil. Ce contact est généralement divisé en deux parties : une partie collante et une partie glissante [Zorev, 1963]. L'intensité de l'usure par diffusion va différer entre ces deux parties, l'intensité des pressions normales et des températures n'étant pas les mêmes. De ce fait, les conditions de coupe tout comme la géométrie d'outil vont avoir un impact sur les températures générées à la fois par les zones de cisaillement et de friction. Ces températures vont altérer les propriétés mécaniques du matériau usiné et générer des phénomènes spécifiques en pointe d'outil ayant une influence directe sur la nature du contact entre le copeau et la face de coupe. Ainsi, lors de l'usinage avec des outils présentant une arête chanfreinée, il est courant de voir apparaître la formation d'une zone morte en pointe de l'outil. Cette zone morte, pour les cas étudiés dans ce chapitre, vient compléter la pointe de l'outil et modifie à la fois les efforts de coupe mais également l'écoulement du copeau sur la face de coupe. Cette génération de zone morte aura un impact sur les longueurs de contact observées et donc sur les zones affectées par la diffusion en face de coupe.

Afin de déterminer l'influence des conditions de coupe et de la géométrie des outils sur les longueurs de contact et sur l'usure de la face de coupe des outils, une procédure expérimentale spécifique a été mise en place. Celle-ci associe la mesure des efforts de coupe avec l'acquisition par caméra rapide d'images de la formation du copeau. De ce fait, les images obtenues permettent pour chaque condition de coupe et géométrie d'outil, l'obtention des longueurs de contact outil-copeau ainsi que des angles de cisaillement à chaque

instant du processus de coupe (dans la limite de la fréquence d'acquisition de la caméra). Ensuite, l'utilisation du modèle analytique de Ren [Ren and Altintas, 2000] permet, par la connaissance des données d'efforts et géométriques, une estimation des élévations de températures en zone de cisaillement secondaire, de la contribution aux efforts du chanfrein et des coefficients de frottement apparents. Ces paramètres auront un impact sur la courbure du copeau et donc sur les longueurs de contacts observées. Contrairement aux longueurs de contact prédites par les diverses modélisations existantes [Poletika, 1969] [Kato et al., 1972] [Oxley, 1989], la visualisation par caméra rapide permet de constater que ces longueurs ne sont pas statiques au cours de l'usinage.

Cette étude est effectuée pour deux TA6V : un  $\alpha\beta$  et un traité transus  $\beta$  qui sont les deux matériaux étudiés dans le cadre du projet TiMaS. Comme il a été vu dans le chapitre 2, ces deux matériaux connaissent des mécanismes de formation du copeau différents.

## 3.2 Mesures des données géométriques de la formation du copeau et des efforts de coupe

### 3.2.1 Dispositif expérimental

Pour ces essais, le centre de tournage Genymab 900 a été utilisé (annexe 1). La coupe orthogonale est adoptée afin de se placer dans des conditions de coupe simples et généralisables. Ces essais sont réalisés sans lubrification (pour ne pas gêner l'acquisition d'images de la coupe). Ainsi, des opérations de dressage de tubes minces ont été effectuées dans le but de permettre l'acquisition d'images au cours du processus d'usinage. Les tubes ont une épaisseur de 1 mm, permettant de se ramener à des résultats unitaires. La première étude porte sur l'alliage de titane TA6V  $\alpha\beta$  traité transus  $\beta$ . Afin de comprendre l'influence des géométries d'outils ainsi que des conditions de coupe sur les mécanismes de formation du copeau, plusieurs plaquettes chanfreinées présentant des angles de coupe et des largeurs de chanfrein différentes ont été conçues et étudiées (*fig. 3.2.1, tab. 3.1*). Ces plaquettes sont en carbure de tungstène non revêtu. Pour chacune de ces plaquettes, un jeu de conditions de coupe est exploré (*tab. 3.2*) avec une variation des vitesses de coupe comprises dans les espaces de fonctionnement et des avances visant à évaluer l'impact du rapport entre la largeur de chanfrein et l'épaisseur coupée ( $r_{avance}$ ) sur l'écoulement du copeau (neuf essais sont réalisés pour chaque plaquette).

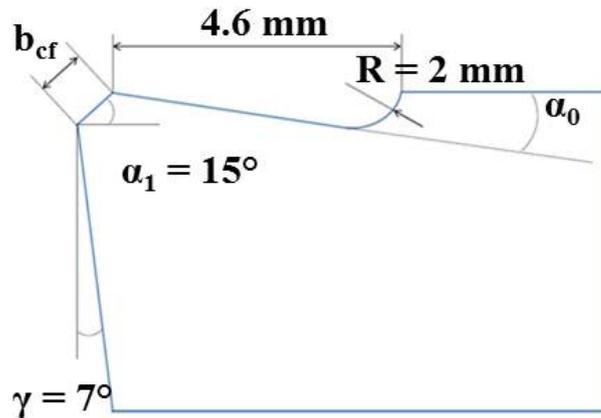


FIGURE 3.2.1 – Plaquettes chanfreinées

Outil	Angle de coupe $\alpha_0$ (deg)	Largeur de chanfrein $b_{cf}$ (mm)	Angle de chanfrein $\alpha_1$ (deg)
1	0	0.139	15
2	0	0.197	15
3	10	0.093	15
4	10	0.136	15
5	20	0.087	15
6	20	0.168	15

TABLE 3.1 – Géométries de plaquettes

Les mesures d'efforts au cours des usinages sont faites à l'aide d'une platine dynamométrique Kistler 9129A (annexe 1), d'un amplificateur Kistler 5019A et du logiciel d'exploitation DynoWare. La platine, disposée sous l'outil de tournage, permet de mesurer les efforts de la coupe ( $F_c$  et  $F_r$ , *fig.* 3.2.2).

Les observations de l'écoulement du copeau au cours de l'usinage sont faites à l'aide d'une caméra rapide Photron Fastcam SA1 dont les caractéristiques d'acquisition sont présentées en annexe 1. Pour les essais, une fréquence d'acquisition de  $3000 \text{ images} \cdot \text{s}^{-1}$  est choisie. Celle-ci permet de faire les observations en résolution maximale ( $1024 \times 1024 \text{ pixels}^2$ ) et de bénéficier d'un temps d'acquisition de 1.82s. Pour ces essais, deux projecteurs à lumière froide ont été utilisés afin de limiter l'influence de la température générée par l'éclairage sur la zone de coupe. Enfin des bagues ont été ajoutées entre la cellule et l'objectif de

Essai	Vitesse de coupe $V_c$ ( $\text{m} \cdot \text{min}^{-1}$ )	Rapport avance/largeur de chanfrein $r_{avance}$
1	50	0.5
2	50	1
3	50	2
4	65	0.5
5	65	1
6	65	2
7	80	0.5
8	80	1
9	80	2

TABLE 3.2 – Conditions de coupe

zoom x100 afin d'éloigner le plus possible la caméra de la pièce tout en gardant l'objectif le plus proche de la zone de coupe. La résolution alors obtenue est de  $5 \mu\text{m}$ . L'ensemble du dispositif expérimental (acquisition d'images et d'efforts) est présenté *fig. 3.2.2*.

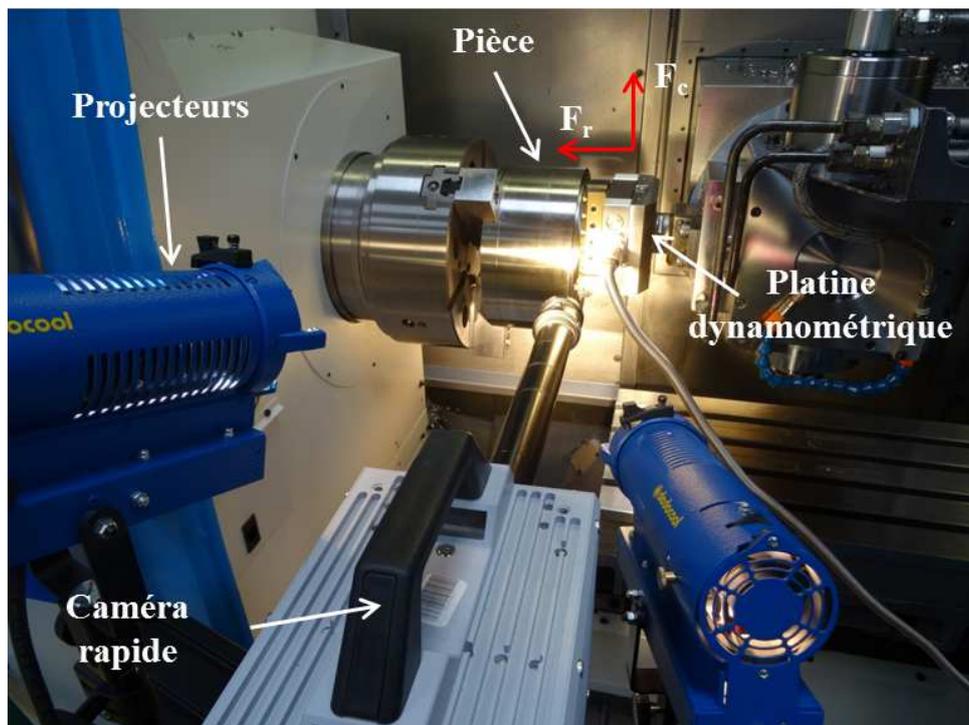


FIGURE 3.2.2 – Dispositif expérimental

Pour chaque outil et condition de coupe, une série de 5000 images est obtenue. Dans une volonté de réduire le temps d'exploitation des données, tout en gardant une famille suffi-

samment représentative, 100 images représentatives des phénomènes de coupe observés (et situées en conditions de coupe stables) sont sélectionnées et analysées pour chaque essai. Devant la quantité importante d'images à étudier et afin de limiter les erreurs de mesure, une procédure de traitement des images et d'automatisation de la mesure des longueurs de contacts a été développée. Cette procédure se déroule en deux étapes : un pré-traitement des images permettant de faciliter l'analyse et l'élaboration d'un algorithme identifiant et mesurant les longueurs de contact pour chaque image. Ces deux étapes sont présentées en annexe 3.

## 3.2.2 Observations des données géométriques obtenues par l'acquisition d'images

### 3.2.2.1 Longueurs de contact

La figure *fig. 3.2.4* présente les résultats obtenus en termes de rapports  $r_{Lc}$  entre les longueurs de contact et les largeurs de chanfreins ( $r_{Lc} = L_c/b_{cf}$ ) pour les conditions de coupe et plaquettes à angle de coupe de  $10^\circ$ . Les résultats obtenus pour les autres plaquettes sont présentés en annexe 5. Les résultats sont affichés sous forme d'évolution du rapport  $r_{Lc}$  plutôt que celle de la longueur de contact afin de pouvoir comparer les valeurs entre les différents outils possédant des largeurs de chanfrein différentes.

Devant le grand nombre de valeurs obtenues, pour chaque condition de coupe et géométrie d'outil, une étude statistique a été réalisée (sur 100 valeurs par configuration). Ainsi les résultats sont présentés sous forme de boîte à moustache [McGill et al., 1978]. Cette représentation permet de mettre en valeur la répartition des données et ainsi de voir apparaître les valeurs privilégiées prises par les longueurs de contact. Sur ces boîtes à moustache (*fig. 3.2.3*) sont représentés le 5<sup>ème</sup> centile (l'extrémité basse du segment), le premier quartile (la partie basse de la boîte), la médiane (le trait dans la boîte), le 3<sup>ème</sup> quartile (la partie haute de la boîte) et le 95<sup>ème</sup> centile (l'extrémité du segment).

La valeur médiane coupant l'ensemble des valeurs obtenues en moitiés égales est un indicateur de la tendance générale de l'évolution des rapports  $r_{Lc}$ . Les valeurs comprises dans la boîte à moustaches, c.a.d. 50% des valeurs mesurées, vont quant à elles donner une estimation de la variabilité des longueurs de contact prises par le copeau. Enfin, la zone située entre le troisième quartile et le 95<sup>ème</sup> centile démontre si les longueurs de contact outil-copeau peuvent prendre régulièrement des valeurs extrêmes ou non, respectivement si la zone est grande ou non.

La tendance générale des longueurs de contact observée augmente de manière quasi linéaire avec l'avance. Une élévation de la vitesse de coupe, tout comme de l'angle de coupe (à largeur de chanfrein équivalente), aura pour conséquence de réduire légèrement les longueurs de contact mais a un impact moins significatif que l'avance.

Une élévation de la largeur de chanfrein augmente les longueurs de contacts mais son influence sur les  $r_{Lc}$  (rapport entre les longueurs de contact et la largeur de chanfrein) n'est pas absolue. Aucune extrapolation ne peut être effectuée sur son impact sur les valeurs médianes. Les évolutions des tendances pour ce paramètre relèvent de cas isolés.

Seule l'avance a une influence majeure sur la variabilité des longueurs de contact et les valeurs extrêmes observées : l'instabilité des longueurs de contact augmente avec l'avance.

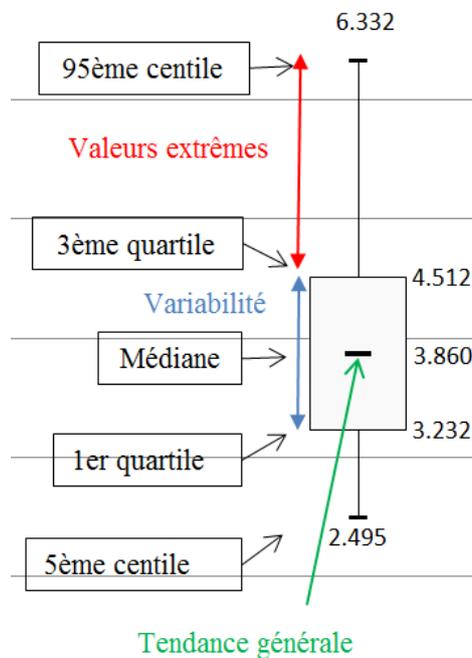
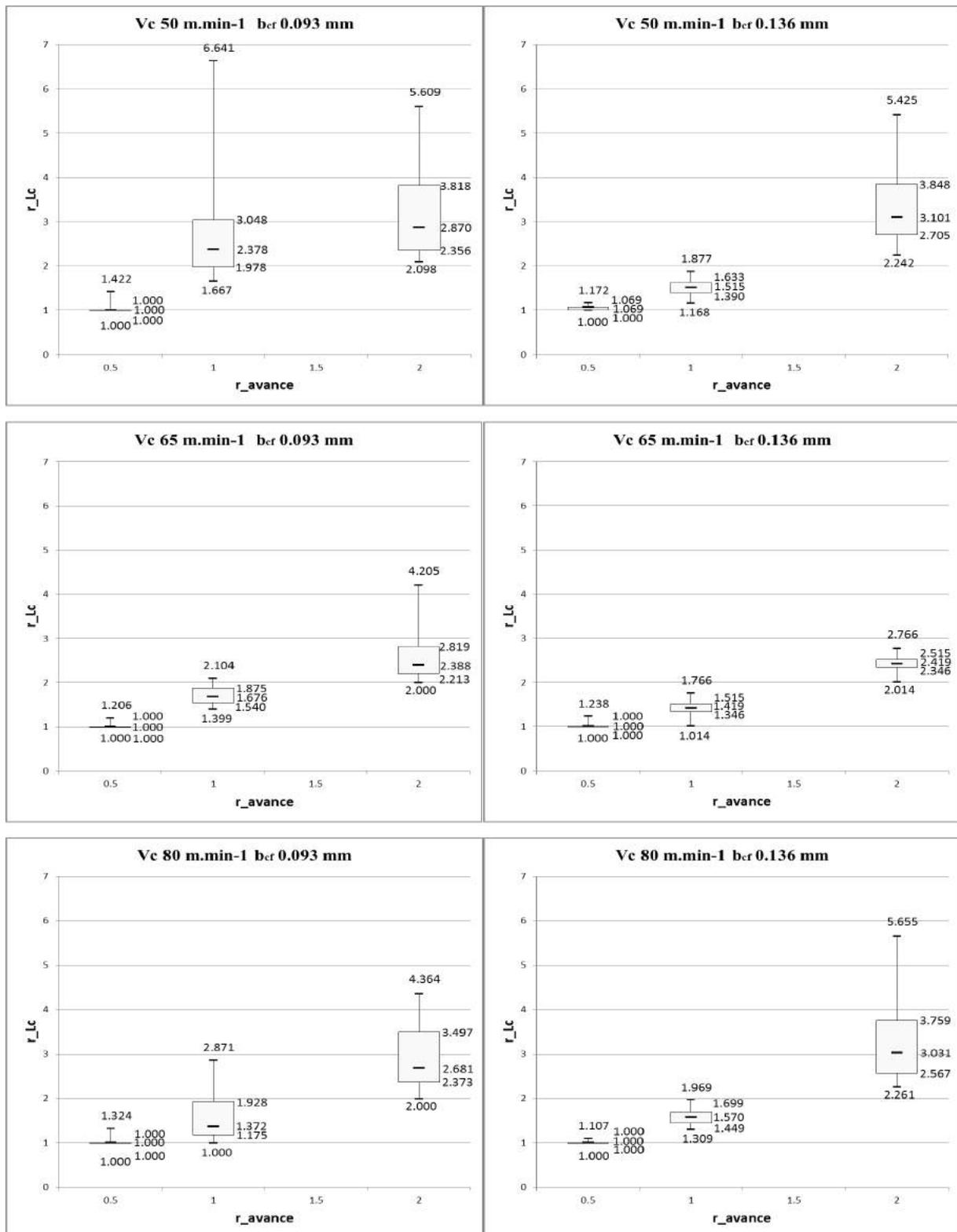


FIGURE 3.2.3 – Boîte à moustaches

### 3. Écoulement du copeau



(a) Largeur de chanfrein de 0.093 mm

(b) Largeur de chanfrein de 0.136 mm

FIGURE 3.2.4 – Longueurs de contact outil-copeau comparées à la largeur de chanfrein, en fonction de la vitesse de coupe et du rapport  $r_{avance}$  : angle de coupe de  $10^\circ$

### 3.2.2.2 Angles de cisaillement

Les images de la coupe permettent également de mesurer les angles de cisaillement à chaque instant de l'usinage. Ces angles de cisaillement sont également variables au cours de l'usinage du fait des mécanismes segmentation du copeau. Ainsi, les valeurs utilisés résultent de moyennes réalisées sur 100 images pour chaque configuration. Les résultats obtenus sont en accord avec les angles de cisaillement calculés à partir des épaisseurs de copeau par les relations de Merchant [Merchant, 1944].

Dans chacun des usinages observés (excepté pour une avance égale à la moitié de la largeur de chanfrein), il a été possible de voir apparaître la formation d'une zone morte en bout du chanfrein, venant ainsi compléter l'arête manquante (cercle rouge sur la figure *fig. 3.2.5*). Cette zone morte apparait lorsqu'il devient plus difficile de cisailier l'interface entre l'outil et la matière (contact adhérent entre l'outil et la matière) que de cisailier la matière elle-même [Jacobson and Wallen, 1988]. Une explication à cette génération de zone morte provient du fait que le cisaillement à l'interface outil-copeau n'est pas favorisé par la diversité d'orientation des colonies lamellaires qui se succèdent à cette interface. La modification de la géométrie d'arête de coupe va alors avoir une influence sur les angles de cisaillement obtenus et donc sur les efforts et les températures en zone de cisaillement primaire.



FIGURE 3.2.5 – Zone morte observée lors des usinages

### 3.3 Interprétation des longueurs de contact

L'explication des longueurs de contact est en partie basée sur l'analyse des grandeurs physiques au niveau de l'arête de coupe. En s'appuyant sur le modèle analytique des mécanismes de coupe pour les outils chanfreinés, développé par Ren [Ren and Altintas, 2000], il est possible d'obtenir une estimation des températures dans la zone de cisaillement secondaire, ainsi que les coefficients de frottement apparents de la face de coupe. L'intérêt de l'utilisation du modèle de Ren réside dans l'obtention de la contribution aux efforts du chanfrein ( $F_{cf-c}$  et  $F_{cf-t}$ ). En effet, la connaissance de ces efforts, va permettre d'identifier les efforts tangentiels  $F_{tc}$  et normaux  $F_{nc}$  le long de la face de coupe.

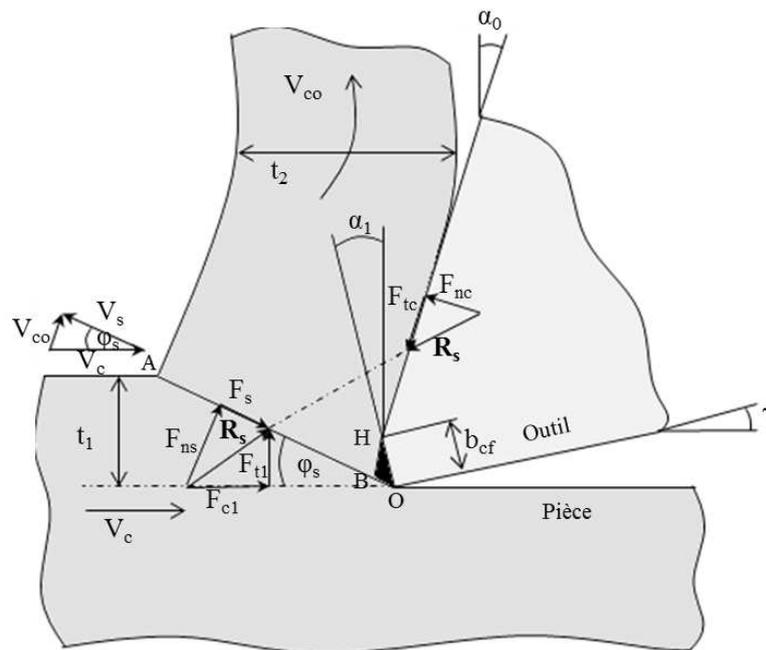


FIGURE 3.3.1 – Géométrie de coupe du modèle de Ren [Ren and Altintas, 2000]

Le modèle est dérivé du modèle des lignes de glissement proposé par Hastings [Hastings et al., 1980] pour les outils à acuité d'arête parfaite. Il considère qu'une partie de la matière d'épaisseur  $t_1$  s'écoule à travers la zone de cisaillement primaire de déformation (AB) et se sépare autour d'un point de stagnation de la matière B situé en bordure de la zone morte. Une partie de la matière s'écoule dans le copeau d'épaisseur  $t_2$

et le reste sous la face en dépouille de l'outil. La géométrie de l'outil est définie par un angle de chanfrein  $\alpha_1$  et une largeur de chanfrein  $b_{cf}$ . L'hypothèse est faite que la surface allant de la pointe de la face de coupe H jusqu'au point de stagnation B a un angle égal à l'angle de coupe  $\alpha_0$ . De même la surface se propageant du point de stagnation B à la pointe de la face en dépouille a un angle égal à l'angle de cisaillement  $\varphi_s$ . Enfin, les vitesses de coupe, de cisaillement primaire et de copeau sont respectivement nommées  $V_c$ ,  $V_s$  et  $V_{co}$ . La géométrie générale du modèle est donnée *fig. 3.3.1*.

Les efforts générés par le chanfrein sont donnés par l'équation 3.3.1.

$$\begin{cases} F_{cf-c} = (\tau_{BO} \cdot \cos(\varphi_s) + \sigma_{BO} \cdot \sin(\varphi_s)) \cdot \frac{b_{cf} \cdot \sin(\alpha_1) \cdot w}{\cos(\varphi_s)} \\ F_{cf-t} = (\sigma_{BO} \cdot \cos(\varphi_s) - \tau_{BO} \cdot \sin(\varphi_s)) \cdot \frac{b_{cf} \cdot \sin(\alpha_1) \cdot w}{\cos(\varphi_s)} \end{cases} \quad (3.3.1)$$

$w$  représente la profondeur de coupe et  $\tau_{BO}$  et  $\sigma_{BO}$  sont les contraintes tangentielles et normales développées le long de l'interface BO de la zone morte. Le calcul de ces contraintes est présenté en annexe 2. Ainsi, il est possible de déterminer les forces tangentielles et normales le long de la face de coupe par l'équation 3.3.2.

$$\begin{cases} F_{tc} = (F_r - F_{cf-t}) \cdot \cos(\alpha_0) + (F_c - F_{cf-c}) \cdot \sin(\alpha_0) \\ F_{nc} = (F_c - F_{cf-c}) \cdot \cos(\alpha_0) - (F_t - F_{cf-t}) \cdot \sin(\alpha_0) \end{cases} \quad (3.3.2)$$

Le coefficient de frottement apparent est quant à lui donné par l'équation 3.3.3.

$$\mu = \frac{F_{tc}}{F_{nc}} \quad (3.3.3)$$

Enfin, grâce à la formulation proposée par Oxley[Oxley, 1989], il est possible de donner l'élévation de température moyenne dans la zone de cisaillement primaire, par la formulation 3.3.4.

$$T_{AB} = T_r + \frac{(1 - \beta) \cdot F_s \cdot \cos(\alpha_0)}{\rho \cdot c \cdot w \cdot t_1 \cdot \cos(\varphi_s - \alpha_0)} \quad (3.3.4)$$

où  $F_s$ ,  $T_r$ ,  $\rho$  et  $c$  sont respectivement l'effort de cisaillement dans la ZCP, la température initiale, la masse volumique et la chaleur spécifique du matériau.  $\beta$  est un coefficient de partage dont les précisions sont données en annexe 2, tout comme celles du calcul des différents termes de cette modélisation.

### 3.3.1 Exploitation des résultats issus de la modélisation

L'évaluation de la courbure du copeau est un élément fondamental quant à la compréhension des longueurs de contact obtenues. Lorsque cette dernière diminue, la zone de contact collant et donc les longueurs de contacts augmentent [Oraby and Alaskari, 2011].

La courbure du copeau dépend du gradient de contraintes au sein du copeau. Ce gradient est majoritairement induit par le gradient de températures existant entre la zone de cisaillement secondaire et le bord libre du copeau. Une élévation de ce gradient de températures mène à une augmentation de la courbure du copeau [Ning et al., 2011]. Deux paramètres majeurs influent sur ce gradient :

- le différentiel de températures entre l'interface outil-copeau et le bord libre du copeau. A épaisseur de copeau constante, une augmentation de ce différentiel conduit à une augmentation du gradient de températures (*fig. 3.3.2a*),
- l'épaisseur du copeau. A différentiel de températures équivalent, une augmentation de l'épaisseur du copeau amène à une diminution du gradient de températures (*fig. 3.3.2b*).

La surface libre du copeau est généralement assimilée à une frontière adiabatique [Komanduri and Hou, 2000], aussi la température de cisaillement  $T_{AB}$  donne une estimation des températures obtenues à la surface du copeau.

L'estimation de la température à l'interface outil-copeau est déterminée à l'aide de la modélisation d'Oxley [Oxley, 1989] que nous avons simplifiée. Celle-ci ne prend pas en compte le terme lié à largeur de bande de cisaillement secondaire (cette dernière étant faible pour ces conditions de coupe : chapitre 2), ni le rapport  $t_2/L_c$  (évolution linéaire entre les deux composantes). Cette température  $T_{int}$  est donnée par :

$$T_{int} = T_{AB} + 0.9 \cdot \Delta T_m \quad (3.3.5)$$

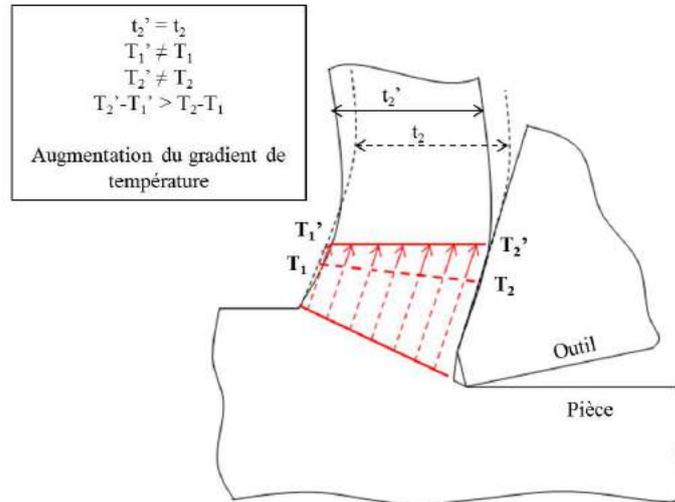
avec  $\Delta T_m$  est l'élévation maximale de la température dans le copeau. Son expression simplifiée est la suivante :

$$\Delta T_m = \exp(0.06 + 0.5 \cdot \log(R_T)) \cdot \Delta T_c \quad (3.3.6)$$

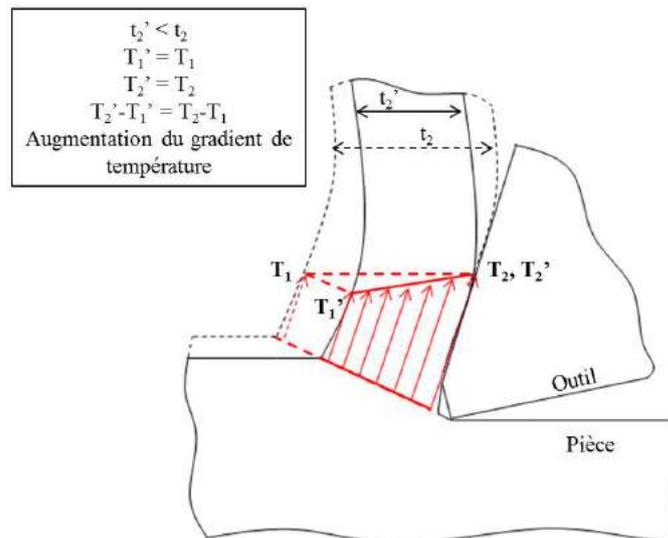
où  $R_T$  est un coefficient thermique sans dimension (dont l'expression est donnée en annexe 2) et  $\Delta T_c$  l'élévation moyenne de la température dans le copeau (annexe 2).

Ainsi, l'étude de l'évolution de  $\Delta T_m$  (représentative du différentiel de températures) comparée à celle de l'épaisseur du copeau  $t_2$  permet une estimation sommaire de l'évolution

du gradient de températures au sein du copeau et donc de la courbure du copeau.



(a) Influence de l'augmentation du différentiel de températures



(b) Influence de l'épaisseur du copeau

FIGURE 3.3.2 – Évolution du gradient de températures au sein du copeau

Ces estimations seront également corrélées avec l'évolution du coefficient de frottement apparent qui est lié à la courbure du copeau. Une baisse de ce coefficient équivaut à une diminution de la courbure du copeau [Friedman and Lenz, 1970].

#### 3.3.1.1 Explication de l'évolution de la tendance des longueurs de contact

Les résultats obtenus pour les températures  $\Delta T_m$ , les épaisseurs de copeau  $t_2$  et les coefficients de frottement apparents  $\mu$ , dans le cas des plaquettes à angle de coupe de  $10^\circ$ , sont donnés figure *fig. 3.3.3*. Les résultats obtenus pour les autres plaquettes sont donnés en annexe 5.

Pour une avance égale à la moitié de la largeur de chanfrein ( $r_{avance} = 0.5$ ), l'élévation de la température maximale au sein du copeau  $\Delta T_m$  est faible, tout comme les épaisseurs de copeau. Ainsi, le gradient de températures dans le copeau est peu élevé tout comme la courbure du copeau. Ceci se confirme par les valeurs des coefficients de frottement apparents qui sont minimales. De ce fait, le copeau va recouvrir la totalité du chanfrein (car il n'y a pas de zone morte pour cette avance) et les valeurs de longueurs de contact obtenues sont proches de la largeur de chanfrein ( $r_{Lc}=1$ ).

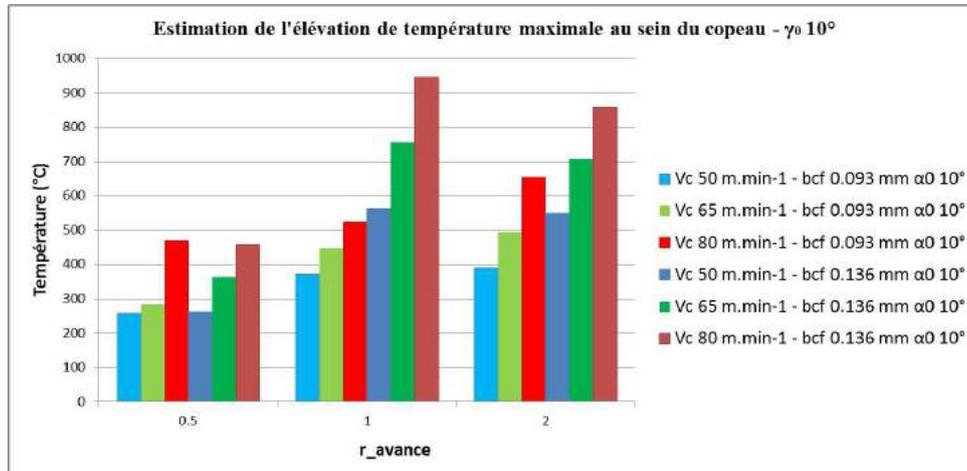
Lorsque l'avance est égale à la largeur de chanfrein ( $r_{avance} = 1$ ), l'épaisseur du copeau augmente légèrement. Cependant, la température  $\Delta T_m$  connaît une forte croissance, conduisant à un différentiel de températures plus élevé. Ainsi, le gradient de températures obtenu est plus important et la courbure du copeau va augmenter (élévation du coefficient de frottement apparent). De ce fait, les longueurs de contact avoisinent la largeur de chanfrein.

Enfin, pour une avance égale à deux fois la largeur de chanfrein ( $r_{avance} = 2$ ), la température  $\Delta T_m$  n'évolue que très peu par rapport au cas précédent. Par contre, l'épaisseur de copeau augmente fortement, amenant à une réduction du gradient de températures et donc de la courbure du copeau (diminution du coefficient de frottement apparent). Ainsi, les longueurs de contact augmentent fortement.

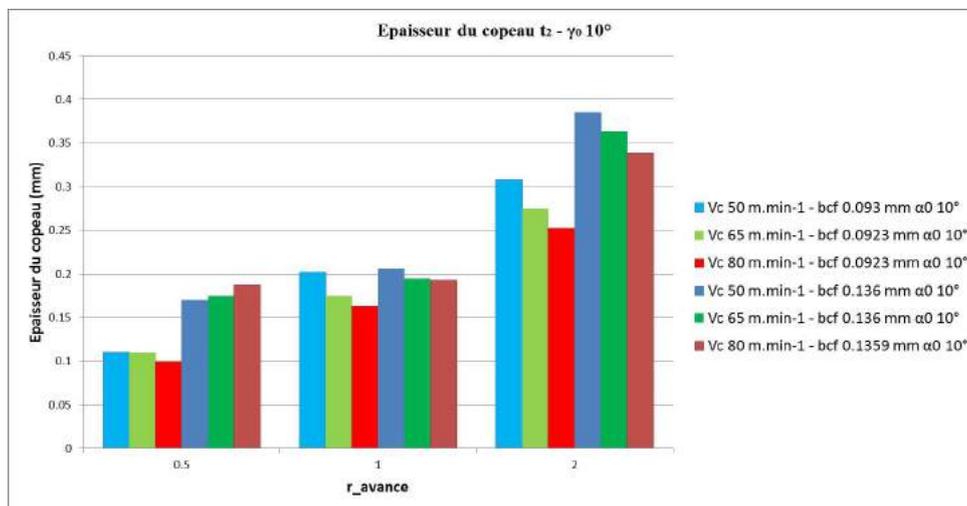
La vitesse de coupe, ainsi que l'angle de coupe, lorsqu'ils augmentent, engendrent une augmentation de  $\Delta T_m$  et une légère diminution des épaisseurs de copeau. Ainsi, le différentiel de températures obtenu dans l'épaisseur du copeau est plus élevé et entraîne une courbure du copeau plus importante. De ce fait une réduction des longueurs de contact est constatée.

Enfin, mis à part quelques cas isolés, la largeur de chanfrein semble n'avoir qu'une faible influence sur les coefficients de frottement apparents calculés.

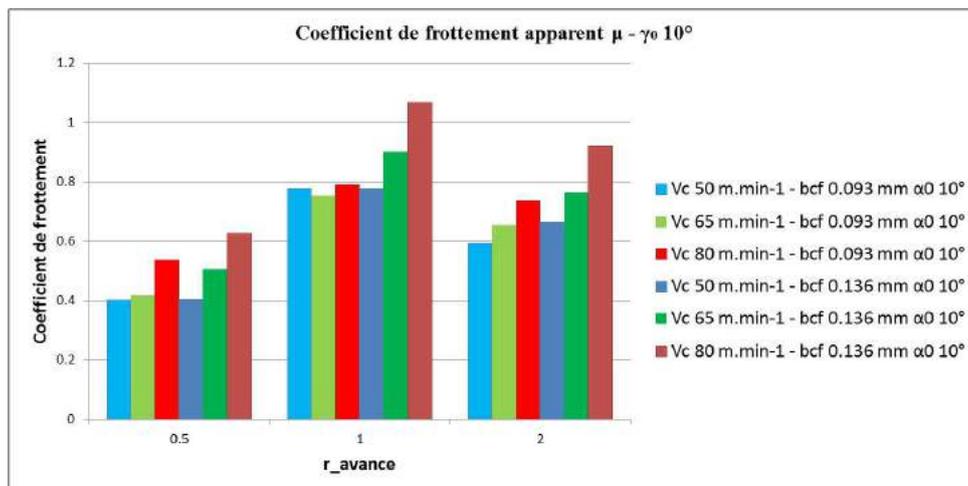
### 3.3. Interprétation des longueurs de contact



(a) Estimation de la température  $\Delta T_m$



(b) Épaisseur du copeau  $t_2$



(c) Coefficient de frottement apparent

FIGURE 3.3.3 – Températures  $\Delta T_m$ , épaisseurs du copeau et coefficients de frottement apparents en fonction de la vitesse de coupe et du rapport  $r_{avance}$  : angle de coupe de  $10^\circ$

#### 3.3.1.2 Explication de la variabilité des longueurs de contact

La courbure du copeau va conduire ce dernier à adopter une forme de spirale et à entrer en contact avec la matière non usinée. Comme la figure *fig. 3.3.4* le montre, le copeau présentera alors des longueurs de contact plus importantes durant une faible période, le temps que celui-ci rompe sous une élévation importante de contraintes locales et que le cycle se réinitialise. Ces augmentations spontanées de longueur de contact vont entraîner les variabilités observées pour ces dernières. De même, elles sont à l'origine des valeurs extrêmes prises par ces longueurs.

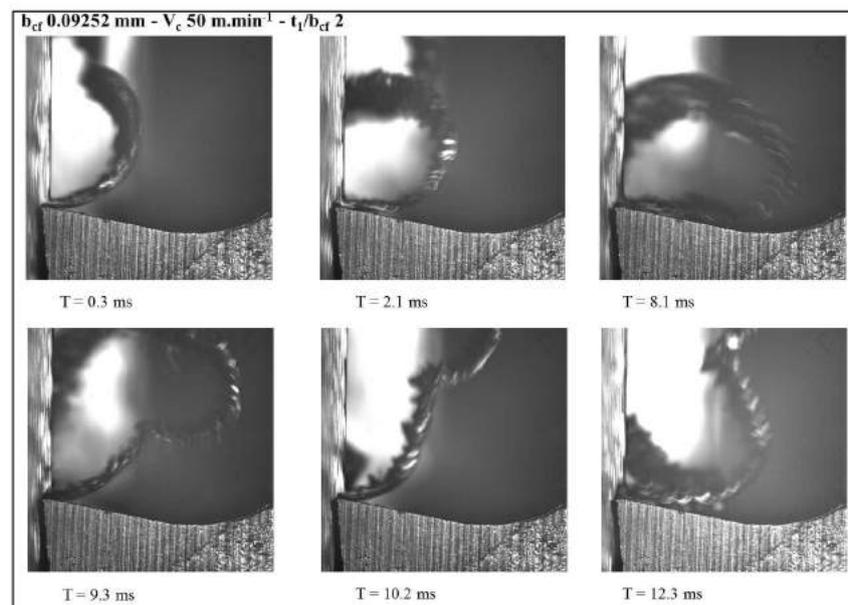


FIGURE 3.3.4 – Formation du copeau et rupture -  $b_{cf} = 0.093 \text{ mm}$ ,  $\alpha_0 = 20^\circ$   $V_c = 50 \text{ m} \cdot \text{min}^{-1}$  et  $r_{avance} = 2$

Cette variabilité trouve aussi sa source dans l'instabilité des mécanismes de cisaillement en zone de cisaillement secondaire induite par les orientations aléatoires des colonies lamellaires (plus ou moins favorables au cisaillement) se trouvant proches du contact dans le copeau. Également, elle est impactée par les mécanismes de cisaillement adiabatique amenant des modifications locales des efforts de coupe et des températures de cisaillement primaire. Ces instabilités vont générer des modifications locales des températures à l'interface outil-copeau et donc des longueurs de contact.

Si cette variabilité est marquée pour toutes les géométries et conditions de coupe (exceptés les ratios de 0.5), le rapport avance/largeur de chanfrein a l'influence la plus représentative sur cette dernière. Comme le témoignent les coefficients de frottement apparents, la courbure du copeau est amoindrie lors du passage de  $r_{Lc} = 1$  à  $r_{Lc} = 2$ . Cette diminution est à l'origine de l'augmentation constatée de la variabilité pour un ratio de 2.

Concernant les valeurs extrêmes prises par les longueurs de contact, l'origine est plus à placer dans l'épaisseur du copeau qui lui insuffle une rigidité plus ou moins importante et donc une capacité à avoir plus ou moins de longs contacts avant la rupture.

### 3.3.1.3 Influence de la variabilité des longueurs de contact sur l'usure des plaquettes

Du fait du comportement général des longueurs de contact et de leur variabilité, l'outil subit des interactions de contact différentes le long de la face de coupe. Des analyses faites par EDX permettent d'identifier ces différents contacts. Les outils présentés sont ceux possédant un angle de coupe de  $10^\circ$ , des largeurs de chanfrein  $b_{cf} = 0.093$  mm et  $b_{cf} = 0.136$  mm. Les conditions de coupe observées sont une vitesse de coupe de  $80 \text{ m} \cdot \text{min}^{-1}$  et un ratio  $r_{avance} = 2$  (*fig. 3.3.5*). Dans les deux cas, trois zones sont observables. La première zone ne présente que peu de dépôt de titane (en rouge et provenant de la matière usinée, les plaquettes étant constituées de carbure de tungstène non revêtu) et s'étend sur toute la largeur de chanfrein. Le contact est différent dans cette partie, le copeau s'écoulant principalement sur la zone morte considérée comme stagnante, la cinétique de l'écoulement de la matière sur le chanfrein est réduite [Movahhedy et al., 2002].

La seconde zone présentant un dépôt de titane dense s'étend jusqu'à une longueur proche du troisième quartile du rapport  $r_{Lc}$ . Elle englobe donc les valeurs courantes prises par les longueurs de contact tout comme l'aspect variable de ces longueurs. La forte présence de titane dans cette zone traduit des pressions et températures élevées exercées par le copeau sur l'outil.

La troisième zone présente un dépôt de titane plus faible et s'étend jusqu'aux longueurs de contact maximales observées (95<sup>ème</sup> centile). Dans cette zone, les pressions et températures exercées par le copeau sont donc moins importantes comme le montre le faible recouvrement des stries de la plaquette par le titane. Ces pressions et températures sont faibles car dans la zone extrême des longueurs de contact, les contacts entre l'outil et le copeau sont moins fréquents et dictés par la pression imposée par le contact entre le copeau et la matière non coupée.

### 3. Écoulement du copeau

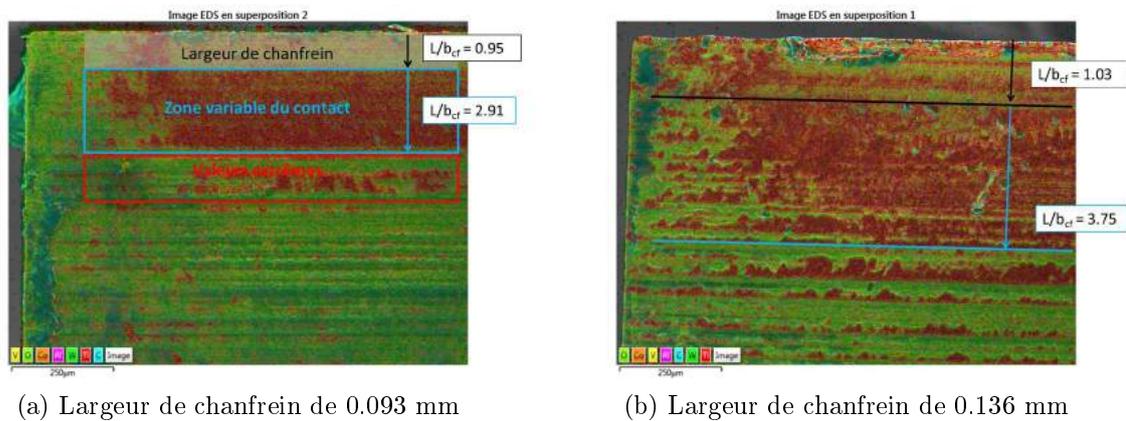


FIGURE 3.3.5 – Analyses EDX des outils coupants : angle de coupe de  $10^\circ$ , vitesse de coupe de  $80 \text{ m} \cdot \text{min}^{-1}$  et  $r_{avance} = 2$

Ainsi, il semble que les zones de contact communément observées sur la face de coupe (contact collant suivi d'un contact glissant [Zorev, 1963]) résultent en fait de la proportion du temps d'usinage pendant laquelle le copeau va venir frotter sur les zones en question et appliquer de fortes pressions et températures locales (supérieures à la température de diffusion du titane de  $800^\circ$  à l'interface outil-copeau, menant à une usure par diffusion *fig.* 3.3.6). En effet, pendant 75% du temps (troisième quartile) le copeau va venir s'écouler sur la surface comprise entre l'arête de coupe et la limite de la seconde zone, générant ainsi une diffusion de ses constituants plus régulière et donc plus dense. Au delà de cette limite, le contact va venir s'effectuer sur cette surface seulement 25% du temps, conduisant à un dépôt moins régulier de la matière et donc plus faible.

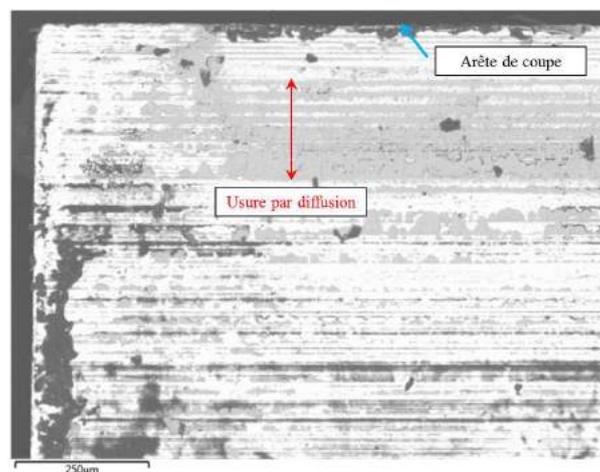


FIGURE 3.3.6 – Usure par diffusion

### 3.3.2 Conclusion intermédiaire

Les longueurs de contact observées au cours de l'usinage ne sont pas stables, leur évolution est caractérisée par une tendance générale autour de laquelle une certaine variabilité des longueurs de contact est observée. Nous avons pu constater que la tendance générale des longueurs de contact est induite par l'avance, les valeurs  $r_{Lc}$  augmentant linéairement avec cette dernière. Cette croissance est liée à la courbure du copeau (dont une diminution entraînera des longueurs de contact plus importantes) qui elle-même est fonction de l'intensité du gradient de températures existant entre la surface du copeau en contact avec l'outil et celle qui est libre. Ce différentiel est à la fois modifié par la température de cisaillement primaire, les efforts normaux appliqués sur la face de l'outil et l'épaisseur du copeau. Une augmentation de la vitesse de coupe et de l'angle de coupe aura pour effet l'obtention d'une courbure plus importante et donc une réduction des longueurs de contact.

Les variabilités observées des longueurs de contact sont d'une part la conséquence de mécanismes de cisaillement secondaire irréguliers à l'interface outil-copeau (induits par une forte diversité d'orientation des colonies lamellaires du TA6V  $\alpha\beta$  traité transus  $\beta$ ) et de la segmentation du copeau mais sont également liées à la courbure du copeau. Lorsque celle-ci est faible, le contact entre le copeau et la surface non usinée générera des longueurs de contact plus grandes et ces dernières pourront potentiellement avoir des valeurs extrêmes plus élevées.

Cette variabilité des longueurs de contact a une influence sur l'intensité de la diffusion des constituants du copeau sur la face de coupe de l'outil. Ainsi, une diffusion plus intense est obtenue dans la zone où la majeure partie des longueurs de contact est observée au cours de l'usinage et diminue dans la zone adjacente correspondant aux valeurs extrêmes des longueurs de contact. Cette diminution est due à la moins grande proportion de temps d'usinage pendant laquelle le copeau vient frotter sur cette partie.

Une solution permettant de limiter l'étendue de l'usure en diffusion consiste à augmenter la vitesse de coupe et l'angle de coupe. Cette configuration conduit à des longueurs de contact plus faibles et une variabilité de ces longueurs inférieure.

Dans la section suivante, nous porterons une étude similaire sur le TA6V  $\alpha\beta$  non traité transus  $\beta$  afin de déterminer l'influence de la microstructure du matériau sur l'écoulement du copeau.

### 3.4 Cas de l'alliage de titane TA6V $\alpha\beta$ non traité transus $\beta$

#### 3.4.1 Dispositif expérimental

Les essais précédemment effectués ont été répétés pour le TA6V  $\alpha\beta$  non traité transus  $\beta$ . Le dispositif expérimental reste identique à celui exposé précédemment, les géométries d'outil et conditions de coupes sont changées (*tab. 3.3* et *tab. 3.4*), ainsi que la profondeur de passe qui est égale à 5 mm (pour disposer d'une surface suffisamment grande pour la mesure de contraintes résiduelles présentées dans le chapitre suivant). L'influence de la largeur de chanfrein n'est plus observée dans cette étude. Nous avons vu dans l'étude précédente que celle-ci n'avait pas d'influence prévisible sur les ratios  $r_{Lc}$  (rapport entre les longueurs de contact et la largeur de chanfrein). Les essais se focalisent sur l'impact de la vitesse de coupe, de l'angle de coupe et de  $r_{avance}$  pour les valeurs 1 et 2 ( $r_{avance} = 0.5$  relevant du cas particulier).

Outil	Angle de coupe $\alpha_0$ (deg)	Largeur de chanfrein $b_{cf}$ (mm)	Angle de chanfrein $\alpha_1$ (deg)
1	10	0.096	15
2	20	0.082	15

TABLE 3.3 – Géométries de plaquettes

Essai	Vitesse de coupe $V_c$ ( $\text{m} \cdot \text{min}^{-1}$ )	Rapport $r_{avance}$
1	50	1
2	50	2
3	80	1
4	50	1
5	50	2
6	80	1

TABLE 3.4 – Conditions de coupe

### 3.4.2 Données géométriques de la coupe

#### 3.4.2.1 Longueurs de contact

Les résultats obtenus en termes de rapports  $r_{Lc}$  sont présentés dans les figures *fig. 3.4.1* et *fig. 3.4.2*.

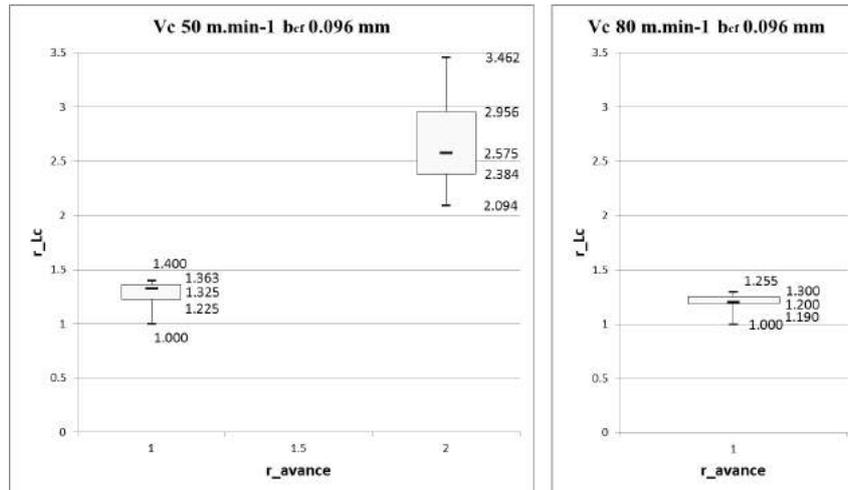


FIGURE 3.4.1 – Longueurs de contact outil-copeau comparées à la largeur de chanfrein, en fonction de la vitesse de coupe et du rapport  $r_{avance}$  : angle de coupe de  $10^\circ$

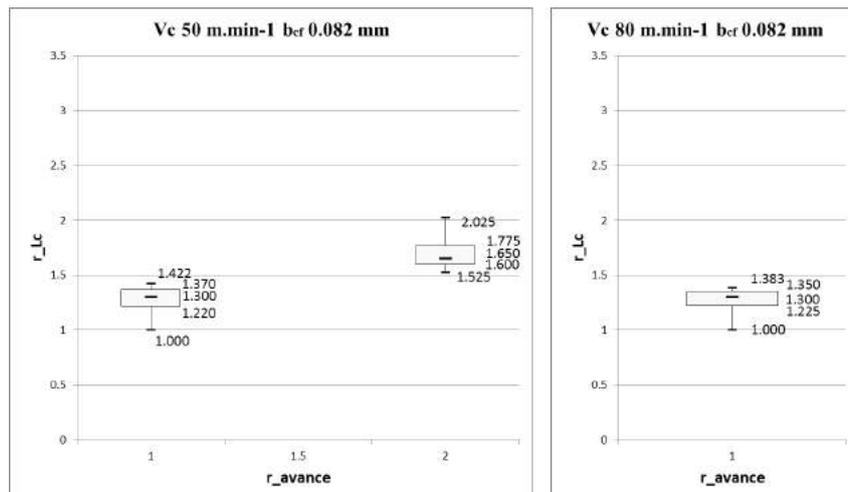


FIGURE 3.4.2 – Longueurs de contact outil-copeau comparées à la largeur de chanfrein, en fonction de la vitesse de coupe et du rapport  $r_{avance}$  : angle de coupe de  $20^\circ$

### 3. Écoulement du copeau

---

Les résultats montrent la même tendance d'évolution des longueurs de contact en fonction de l'avance que pour l'alliage de titane précédent, avec cependant des valeurs obtenues plus faibles. Comme précédemment la variabilité et les valeurs extrêmes les plus importantes de ces longueurs de contact sont obtenues pour des avances égales à deux fois la largeur de préparation d'arête.

Pour les avances égales à la largeur de chanfrein, les longueurs de contact sont très stables et tendent vers les largeurs de chanfrein. Le copeau est fortement guidé par la préparation d'arête conduisant ce dernier à couvrir la totalité du chanfrein et à s'écouler parallèlement à la direction du chanfrein. Ceci est en partie dû au fait, que pour ces usinages, aucune génération de zone morte n'a été constatée en pointe de l'outil (l'absence de colonies lamellaires facilitant le cisaillement de l'interface outil matière).

Une augmentation de l'angle de coupe, tout comme de la vitesse de coupe, a tendance, quant à elle, à réduire les valeurs des longueurs de contact, tout comme la variabilité du copeau et les valeurs extrêmes prises par ces longueurs.

De manière générale, les valeurs obtenues ainsi que la variabilité des longueurs de contact obtenue sont moindres que celles de l'étude précédente. Ceci s'explique par des mécanismes de cisaillement secondaire plus stables ainsi que l'absence de segmentation du copeau (*fig. 3.4.3*). En effet les copeaux obtenus sont continus (avec de légères bandes de cisaillement apériodiques) du fait d'une moins grande sensibilité de la segmentation de ce titane aux vitesses de coupe et à l'avance que le titane de l'étude précédente (chapitre 2).

#### **3.4.2.2 Angles de cisaillement**

Les copeaux n'étant pas segmentés et adoptant ainsi des géométries stables au cours des usinages, les angles de cisaillement ont pu être estimés à l'aide des épaisseurs de copeau d'après la relation développée par Merchant [Merchant, 1944]. La mesure de l'épaisseur du copeau à l'aide d'un micromètre reste plus rapide que la mesure des angles de cisaillement par observation des images acquises par caméra rapide.

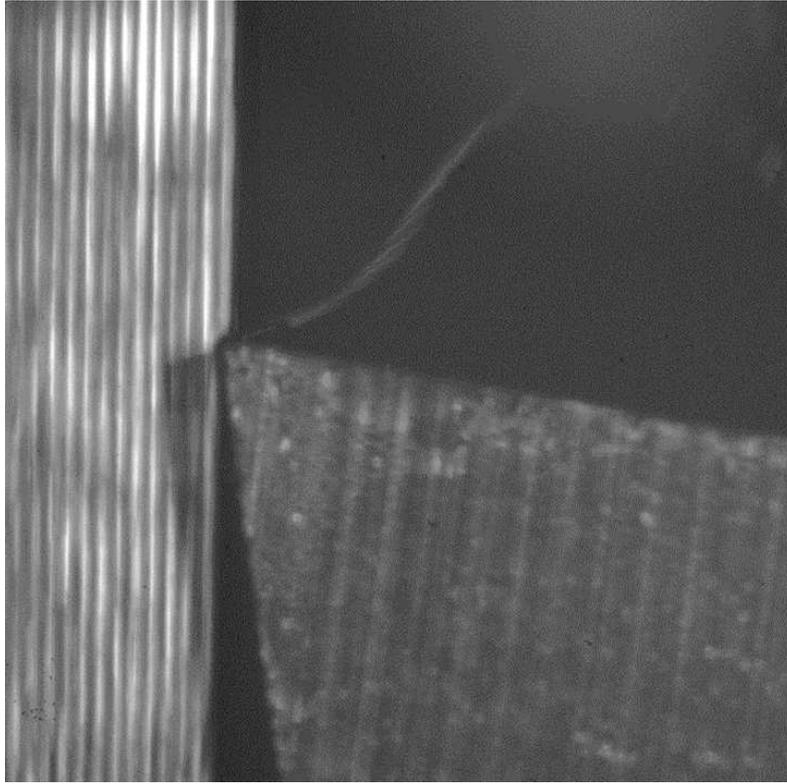


FIGURE 3.4.3 – Copeau continu

### 3.4.3 Explications des longueurs de contact

Le modèle de Ren [Ren and Altintas, 2000] utilisé précédemment n'étant valable que pour les cas où une zone morte se crée en pointe de l'outil, une autre procédure est utilisée dans cette section pour déterminer les coefficients de frottement apparents. En effet, il n'y a pas eu génération de zone morte pour ce titane. La modélisation est basée sur celle d'Oxley [Oxley, 1989] qui considère un équilibre entre les pressions hydrostatiques à la pointe de l'outil et à la racine du copeau (*fig. 3.4.4*).

Cette dernière permet une estimation des efforts normaux et tangentiels appliqués sur le chanfrein (respectivement  $N_1$  et  $F_1$ ) et de ceux imposés sur la face de coupe (respectivement  $N_2$  et  $F_2$ ). Ces derniers efforts n'interviennent que lorsque l'avance est égale à deux fois la largeur du chanfrein. En effet, dans les autres cas, seul le chanfrein usine.

Les efforts de coupe  $F_c$  et  $F_r$  sont la somme des contributions des efforts de coupe de chaque zone : le chanfrein ( $F_{c1}$  et  $F_{r1}$ ), la face de coupe ( $F_{c2}$  et  $F_{r2}$ ) et la face en dépouille ( $F_{c3}$  et  $F_{r3}$ ).

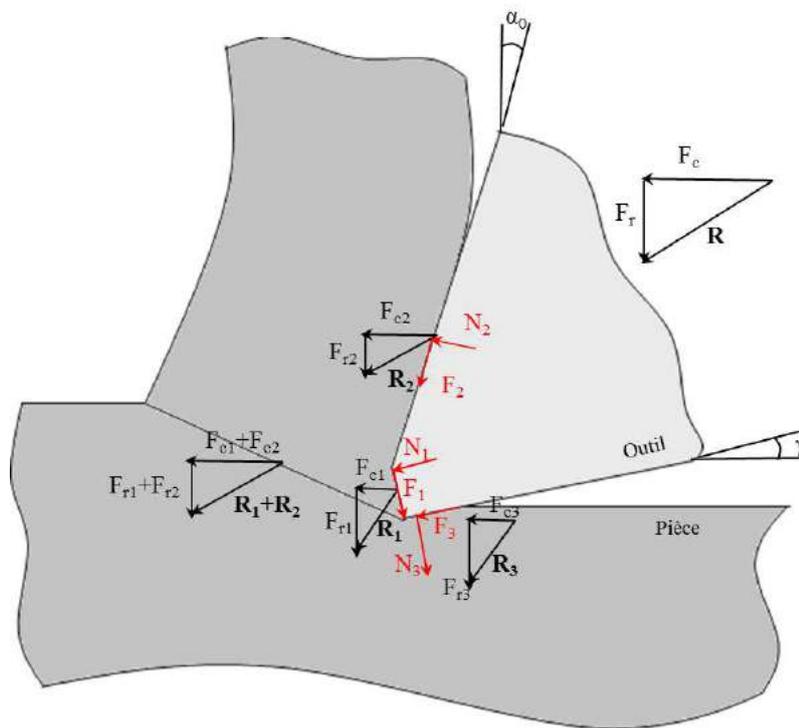


FIGURE 3.4.4 – Modélisation de la coupe

$$F_c = F_{c1} + F_{c2} + F_{c3} \quad (3.4.1)$$

$$F_r = F_{r1} + F_{r2} + F_{r3} \quad (3.4.2)$$

Des relations géométriques de la coupe pour chacune des zones (*fig.* 3.4.4), nous pouvons écrire pour la zone du chanfrein :

$$F_{c1} = N_1 \cdot \cos(\alpha_1) + F_1 \cdot \sin(\alpha_1) \quad (3.4.3)$$

$$F_{r1} = F_1 \cdot \cos(\alpha_1) - N_1 \cdot \sin(\alpha_1). \quad (3.4.4)$$

Pour la face de coupe :

$$F_{c2} = N_2 \cdot \cos(\alpha_0) - F_2 \cdot \sin(\alpha_0) \quad (3.4.5)$$

$$F_{r2} = N_2 \cdot \sin(\alpha_0) + F_2 \cdot \cos(\alpha_0). \quad (3.4.6)$$

Enfin, le coefficient de frottement apparent  $\mu$  sur la face de coupe est donné par :

$$\mu = \frac{F_2}{N_2}. \quad (3.4.7)$$

Celui du chanfrein ( $\mu_{cf}$ ) est obtenu par l'équation 3.4.8 :

$$\mu_{cf} = \frac{F_1}{N_1}. \quad (3.4.8)$$

### 3.4.3.1 Exploitation des résultats de la modélisation

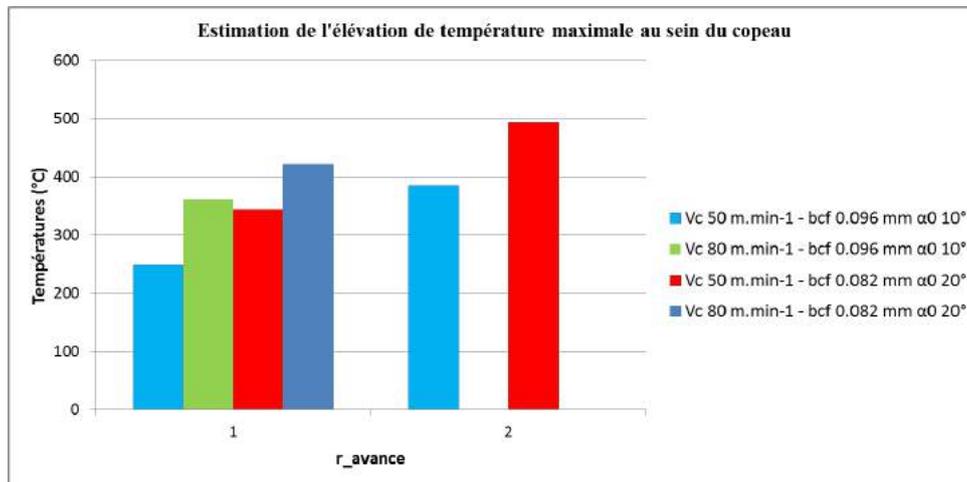
Comme pour l'étude du TA6V  $\alpha\beta$  traité transus  $\beta$ , l'analyse repose sur l'évaluation des gradients de température au sein du copeau pour déterminer les évolutions des courbures du copeau et des longueurs de contact. Cette évaluation est faite sur les mêmes hypothèses que précédemment.

Les résultats obtenus en termes de températures  $\Delta T_m$ , d'épaisseurs de copeau  $t_2$  et des coefficients de frottement apparents sont donnés figure *fig.* 3.4.5.

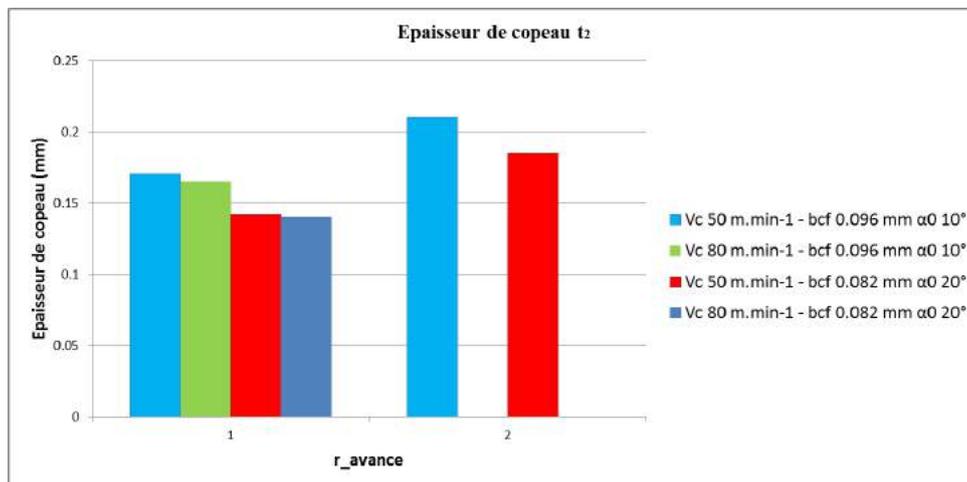
Lorsque  $r_{avance}$  augmente de 1 à 2, une partie de l'écoulement du copeau se fait alors sur le chanfrein et l'autre sur la face de coupe. Nous nous intéressons à celui effectué sur la face de coupe.

Avec cette élévation de l'avance, la température maximale au sein du copeau  $\Delta T_m$  augmente tout comme l'épaisseur du copeau. L'observation du coefficient de frottement apparent de la face de coupe, indiquant une diminution de la courbure du copeau, permet de déterminer que l'augmentation de l'épaisseur du copeau conduit à un gradient de températures plus faible. De ce fait, les longueurs de contact observées sont plus grandes et leur variabilité également.

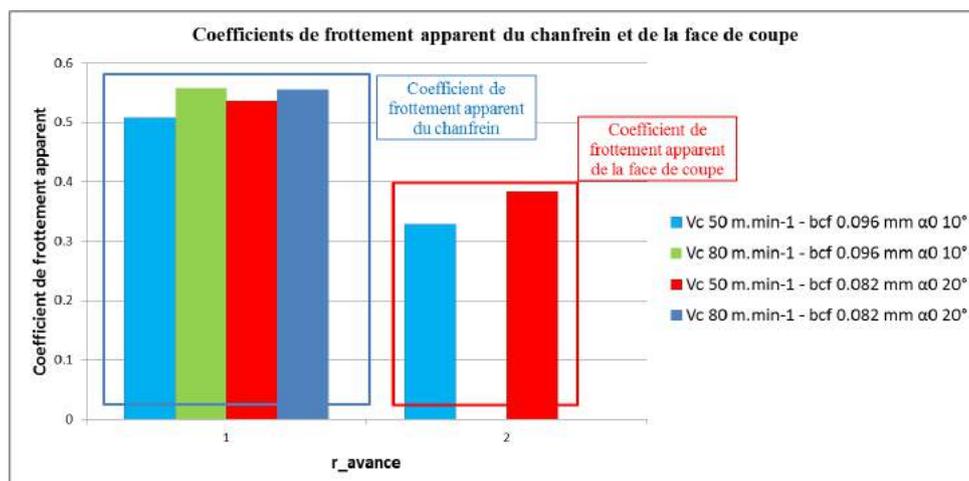
### 3. Écoulement du copeau



(a) Estimation de la température  $\Delta T_m$



(b) Épaisseur du copeau  $t_2$



(c) Coefficient de frottement apparent

FIGURE 3.4.5 – Températures  $\Delta T_m$ , épaisseurs du copeau et coefficients de frottement apparents en fonction de la vitesse de coupe et du rapport  $r_{avance}$  - cas du TA6V  $\alpha\beta$  non traité transus  $\beta$

Lorsque la vitesse de coupe ou l'angle de coupe augmentent, il en va de même pour  $\Delta T_m$ . Quant aux épaisseurs de copeau, ces dernières diminuent. Ainsi, le gradient de températures au sein du copeau est plus important et induit une élévation de la courbure du copeau (augmentation des coefficients de frottement). Les longueurs de contact obtenues et leur variabilité sont donc plus faibles.

### 3.4.3.2 Influence des longueurs de contact sur l'usure des plaquettes

Des analyses EDX ont été effectuées afin de voir l'influence des longueurs de contact relevées sur l'usure en face de coupe des outils. Les images obtenues sont présentées figures *fig. 3.4.6* et *fig. 3.4.7*.

Contrairement à l'étude précédente, la faible variabilité des longueurs de contact entraîne la génération d'une seule zone de dépôt de titane, marquée sur les faces de coupe. Les valeurs extrêmes des longueurs de contact étant très faibles, la quasi totalité du temps l'écoulement du copeau se fait dans une zone restreinte. Cette hypothèse est confirmée par le cas de la plaquette d'angle de coupe de  $10^\circ$ , pour  $r_{avance} = 1$ , où la variabilité plus importante des longueurs est accompagnée de l'apparition de valeurs extrêmes plus hautes et d'une seconde zone de dépôt moins dense sur la face de coupe.

Ainsi la hauteur de la zone de dépôt de titane dense (et donc la longueur de l'usure en diffusion, les températures de diffusion du titane étant dépassées à l'interface outil-copeau) est située aux limites hautes de la zone de variabilité des longueurs de contact.

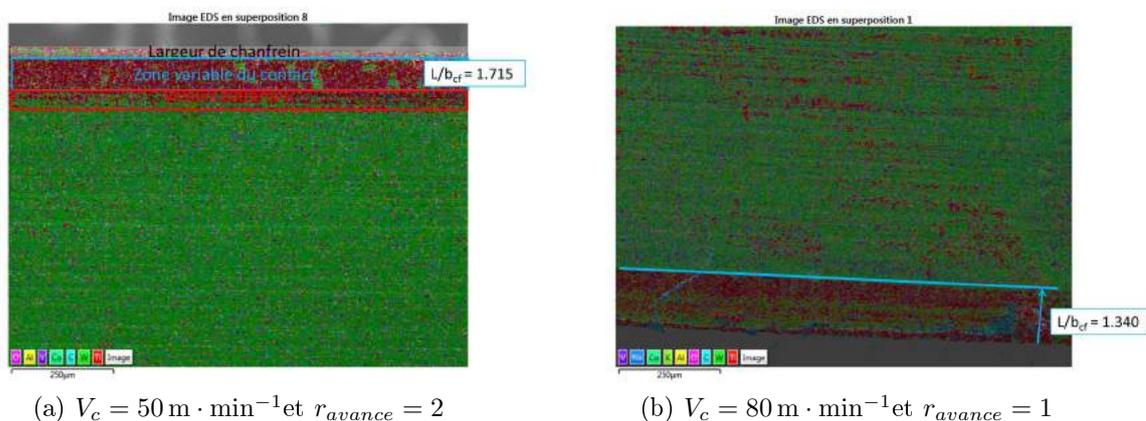


FIGURE 3.4.6 – Images EDX de la face de coupe de la plaquette à angle de coupe de  $20^\circ$  et largeur de chanfrein de 0.082 mm

### 3. Écoulement du copeau

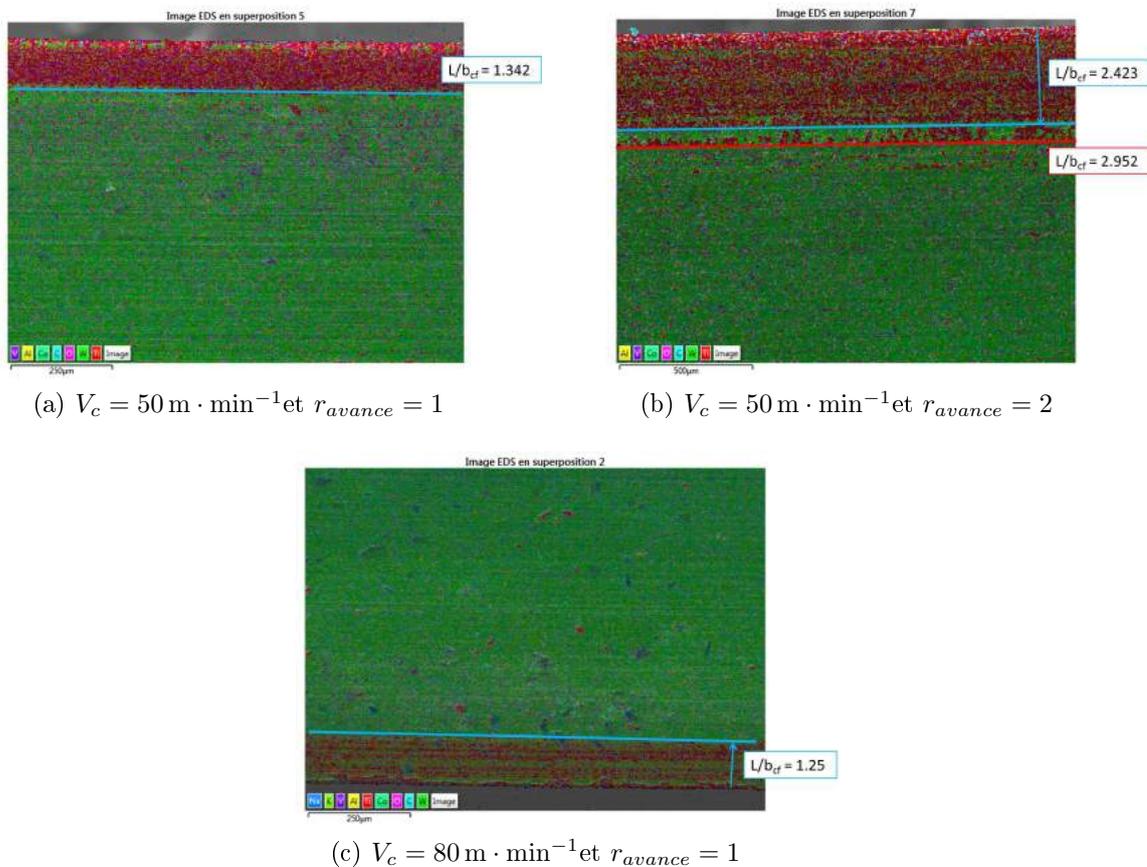


FIGURE 3.4.7 – Images EDX de la face de coupe de la plaquette à angle de coupe de  $10^\circ$  et largeur de chanfrein de 0.096 mm

### 3.5 Conclusion

Les essais réalisés couplant la mesure d'efforts et l'acquisition d'images de l'écoulement du copeau par caméras rapides ont permis d'étudier l'influence des conditions de coupe et des géométries d'outils sur les longueurs de contact outil-copeau et sur les mécanismes d'usure des plaquettes qui en découlent.

L'analyse du cas du TA6V  $\alpha\beta$  traité transus  $\beta$  a montré que les longueurs de contacts observées ne sont pas stables au cours de l'usinage du fait de mécanismes de cisaillement secondaire irréguliers causés par l'orientation des colonies lamellaires à l'interface outil-copeau. Cette variabilité est aussi la conséquence de la courbure du copeau, lorsque celle-ci est faible les contacts générés sont plus longs avant la rupture du copeau causée par son interaction avec la surface non coupée. Cette courbure est la conséquence d'un gradient

de températures existant entre le bord libre du copeau et la surface en contact avec la face de coupe. L'avance va générer des courbures plus faibles. Une augmentation de la vitesse de coupe ou de l'angle de coupe va engendrer des courbures plus élevées et donc une diminution des longueurs de contact. La largeur de chanfrein augmente bien les longueurs de contact mais n'a pas d'influence significative sur le ratio  $r_{Lc}$ .

Cette variabilité des contacts se répercute sur l'usure en diffusion des outils coupant : lorsque celle-ci est grande, la capacité du copeau à avoir des longueurs de contacts extrêmes avec la face de coupe va engendrer la génération de deux zones de diffusion sur les plaquettes. La première, ayant un dépôt dense de titane correspond à la zone où la majorité des longueurs de contact s'effectuent. Cette partie de la plaquette voit plus régulièrement l'application de températures et de pressions élevées. La seconde zone est caractérisée par un dépôt moins élevé de titane, résultant d'une moins forte fréquence d'apparition de longueurs de contact dans cette zone et donc l'application moins régulière au cours du temps de pressions et de températures.

Les essais réalisés sur le TA6V  $\alpha\beta$  non traité transus  $\beta$  ont montré que la variabilité des longueurs de contact est moindre (les mécanismes de cisaillement secondaires étant plus stables) conduisant à des longueurs de contact plus faibles que pour l'autre matériau. Ainsi, pour ce matériau, la courbure du copeau a un impact plus important sur la diminution de la variabilité de ces contacts. Comme précédemment, l'avance génère des longueurs de contact plus élevées par une faible courbure du copeau. La vitesse de coupe et l'angle de coupe auront tendance à diminuer cette courbure et donc les longueurs de contacts (ainsi que leur variabilité).

Du fait d'une moins grande variabilité, les plaquettes ne présentent qu'une seule zone d'usure en diffusion : l'application des températures et pressions élevées étant plus régulière et restreinte dans une faible zone.

Un moyen de réduire l'étendue de la zone usée par diffusion consiste en l'augmentation des vitesses de coupe et de l'angle de coupe. En effet, ces deux paramètres tendent à rendre les longueurs de contact et leur variabilité plus faibles.

L'influence des géométries de coupe et des conditions de coupe sur les longueurs de contact outil-copeau obtenues et leur variabilité, a un impact sur les efforts de coupe et les températures générées dans les zone de cisaillement. Le chapitre suivant se base sur les essais réalisés dans ce chapitre pour le cas du TA6V  $\alpha\beta$  non traité transus  $\beta$  afin de déterminer l'impact des paramètres de la coupe sur la génération des contraintes résiduelles au sein de la surface usinée.



## CHAPITRE 4

---

# Modélisation et analyse des contraintes résiduelles

---

## 4.1 Introduction

Les contraintes résiduelles ont un impact non négligeable sur la durée de vie en fatigue des pièces d'alliage de titane TA6V [Moussaoui, 2013]. L'état de contrainte résiduel dans la matière est donc un facteur important permettant de prédire le bon fonctionnement d'une pièce. L'influence de l'usinage sur la génération des contraintes résiduelles est un des objectifs du projet TiMaS.

Le but de ce chapitre est donc de déterminer, l'impact des conditions de coupe (avance et vitesse de coupe) et de la géométrie d'outil (ici, l'angle de coupe) sur le profil des contraintes résiduelles après opérations de coupe orthogonale. L'analyse se base sur la mesure des contraintes résiduelles effectuée sur les pièces suite aux essais de coupe orthogonale réalisés pour le cas du TA6V  $\alpha\beta$  non traité transus  $\beta$  et présentés dans le chapitre précédent. Les contraintes résiduelles du second titane n'ont pu être mesurées car sa microstructure possède une texture trop importante (moins homogène) et une quantité importante de phases  $\beta$ .

Afin de comprendre l'influence des divers paramètres de coupe sur les contraintes résiduelles obtenues, une modélisation numérique de prédiction des contraintes résiduelles à couplage thermomécanique faible a donc été mise en place.

## 4.2 Contraintes résiduelles mesurées

Des mesures de contraintes résiduelles ont été effectuées pour chacun des usinages (présentés dans le tableau *tab.* 4.1) à l'aide de la méthode par diffractométrie à rayon X.

Essai	Angle de coupe (deg)	Vitesse de coupe ( $\text{m} \cdot \text{min}^{-1}$ )	Rapport $r_{avance}$
1	10	50	1
2	10	50	2
3	10	80	1
4	20	50	1
5	20	50	2
6	20	80	1

TABLE 4.1 – Conditions de coupe et géométries des outils pour les essais de coupe orthogonale

Ces mesures sont réalisées à l'aide d'un goniomètre SET-X. Un tube de vanadium a été utilisé et le pic étudié est le plan  $\{103\}$  de la phase  $\alpha$  [Moussaoui, 2013]. Le traitement des pics et le calcul des contraintes à partir des déplacements des pics est réalisé à l'aide du logiciel STRESSDIFF. Sous cette configuration, seule la contrainte résiduelle circonférentielle  $\sigma_{xx}$  est mesurée et ce, pour une profondeur de  $20\ \mu\text{m}$ . La figure *fig.* 4.2.1 montre les valeurs de contraintes résiduelles expérimentales obtenues.

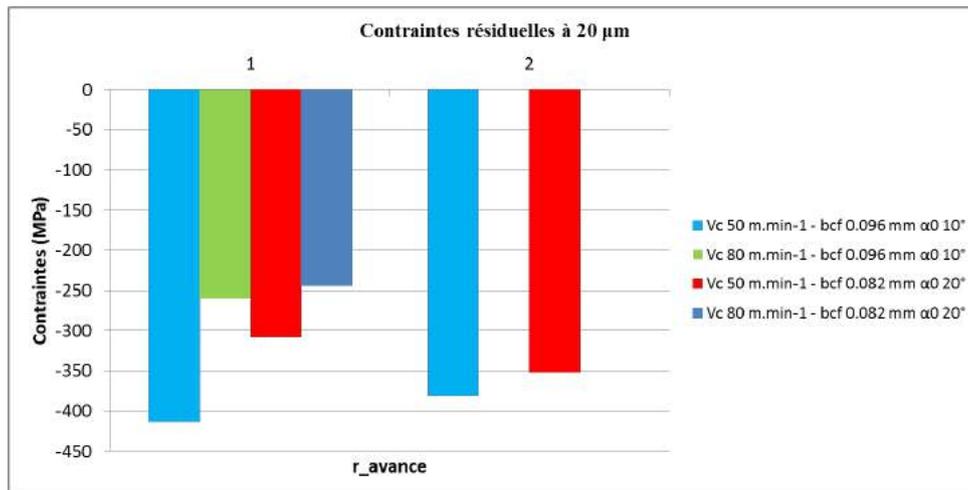


FIGURE 4.2.1 – Contraintes résiduelles obtenues pour chaque essai

De ces résultats, nous constatons que la vitesse de coupe a pour effet de diminuer la valeur de la contrainte de compression ce qui est en accord avec les observations faites par d'autres auteurs [Bouchnak, 2010]. Le rapport  $r_{avance}$  entraîne des contraintes résiduelles de compression plus faibles pour la plaquette ayant un angle de coupe de  $10^\circ$ , tandis que des contraintes de compression plus élevées sont obtenues pour la plaquette ayant un angle de coupe de  $20^\circ$ . Enfin, une augmentation de l'angle de coupe mène à une diminution des contraintes de compression.

Le but recherché par les industriels étant d'avoir des contraintes de compression élevées (afin d'augmenter la durée de vie des pièces en fatigue), il semble plus avantageux de s'orienter vers les conditions de coupe suivantes : une vitesse de coupe de  $50\ \text{m} \cdot \text{min}^{-1}$ , une avance de deux fois la largeur du chanfrein et un angle de coupe de  $10^\circ$ . Ces conditions permettent l'obtention d'importantes contraintes de compression et un débit copeau plus important que pour des conditions similaires avec une avance égale à la largeur de chanfrein.

Afin de comprendre l'origine de ces évolutions, nous avons mis en place une modélisation numérique permettant de voir l'influence des paramètres thermomécaniques de la coupe sur l'évolution des contraintes résiduelles.

### 4.3 Modélisation numérique des contraintes résiduelles

La modélisation numérique établie est une modélisation à couplage thermomécanique faible qui repose sur l'application de chargements thermomécaniques équivalents, issus du processus de coupe, directement sur la surface usinée. Elle permet ainsi de s'affranchir de la modélisation de la formation du copeau qui nécessite la détermination des lois d'endommagement du matériau mais également du critère de séparation de la matière. De plus, les temps de calculs pour cette modélisation sont relativement faibles (4h en moyenne).

Une première étape de la modélisation consiste en l'identification des chargements thermomécaniques et de la contribution de chaque zone de la coupe (primaire, secondaire et tertiaire) à ces derniers.

#### 4.3.1 Définition du chargement thermomécanique

Valliorgue [Valliorgue, 2008] montre par une étude comparative avec une modélisation ALE du processus de coupe (avec formation du copeau) que la majeure partie des chargements mécaniques appliqués sur la surface usinée résulte de l'action mécanique résultant du contact entre la surface en dépouille et la surface usinée. Il explique ceci par le fait que la majeure partie de la matière cisailée en zone de cisaillement primaire contribue à la formation du copeau. Ainsi, les précontraintes induites par ce cisaillement sur la surface qui deviendra la surface usinée sont négligées. Concernant la thermique de la coupe, les températures générées par la ZCP et évacuées dans la pièce auront un impact sur les propriétés mécaniques de la matière s'écoulant en zone de cisaillement tertiaire. Aussi, il convient de tenir compte de l'aspect thermique de la ZCP sur le processus de génération des contraintes résiduelles. Cependant, la plus grande partie des sollicitations thermiques est générée par la ZCT (*fig. 4.3.1*).

Pour la mise en place de la modélisation, il est donc nécessaire de déterminer les chargements thermiques de la zone de cisaillement primaire et tertiaire et le chargement mécanique imposé par la zone tertiaire de la coupe (zone en dépouille).

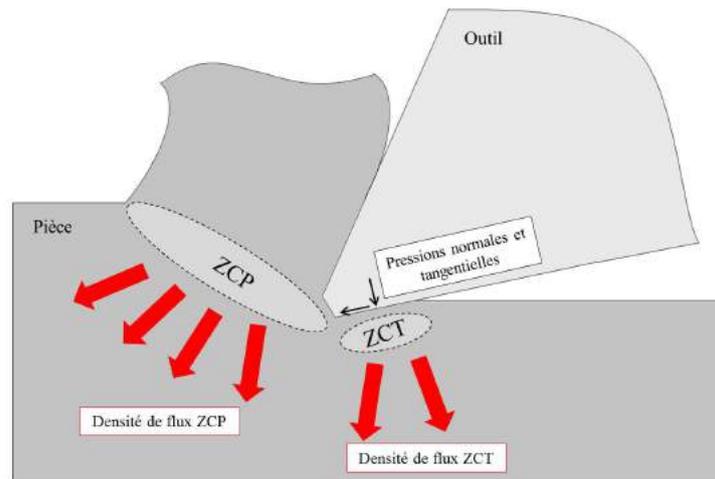


FIGURE 4.3.1 – Répartition du chargement thermomécanique sur la surface usinée

#### 4.3.1.1 Chargement mécanique

L'action mécanique de la dépouille sur la surface usinée est assimilée à une opération de rayage [Valliorgue, 2008] [Mondelin, 2012]. En effet, celle-ci découle principalement du frottement entre la surface en dépouille et la surface usinée, et de la pénétration de l'outil dans la matière. Afin de définir le profil des pressions normales et tangentielles imposées par l'outil sur la matière, nous considérons que le retour élastique de la matière sur la dépouille est la conséquence d'un mécanisme d'indentation plastique de l'outil [Abdelmoneim and Scrutton, 1974]. Nous simulons donc, à l'aide d'une modélisation numérique statique, des opérations d'indentation de la matière imposées par la pénétration de l'outil sur la surface et ce pour chaque condition de coupe et géométrie d'outil (*fig.* 4.3.2).

La longueur d'usure en dépouille a été mesurée sur chaque plaquette après les essais expérimentaux de coupe orthogonale (*tab.* 4.2). Pour chaque configuration, ces usures en dépouille sont constatées dès les premiers millimètres usinés. Concernant la modélisation, nous faisons donc pénétrer l'outil dans la matière, de telle sorte à obtenir un retour élastique s'effectuant au niveau de ces longueurs d'usure en dépouille.

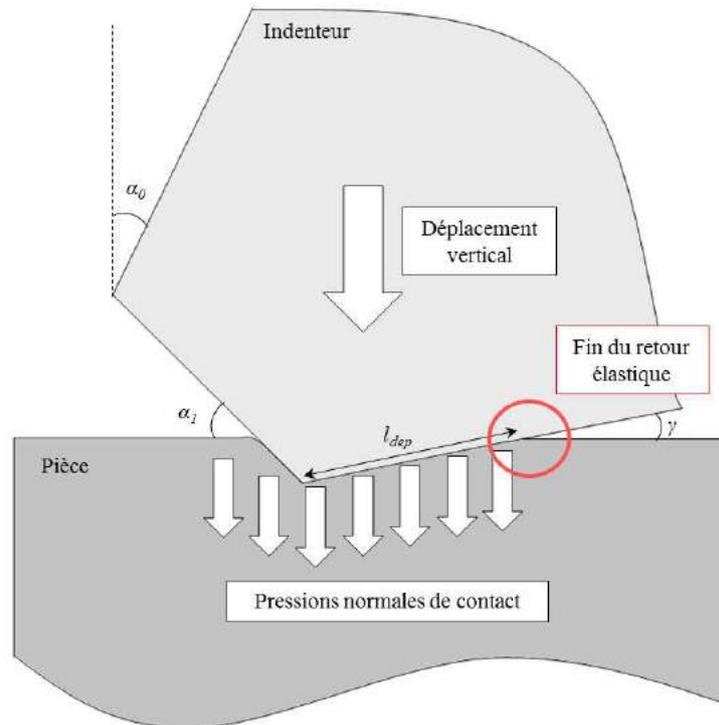


FIGURE 4.3.2 – Géométrie du modèle d'indentation

Essai	Angle de coupe (deg)	Vitesse de coupe ( $\text{m} \cdot \text{min}^{-1}$ )	Rapport $r_{avance}$	Longueur en dépouille $l_{dep}$ (mm)
1	10	50	1	0.37
2	10	50	2	0.34
3	10	80	1	0.23
4	20	50	1	0.28
5	20	50	2	0.31
6	20	80	1	0.22

TABLE 4.2 – Longueurs des usures en dépouille mesurées après les essais de coupe

La matière étant refoulée au niveau du chanfrein, le profil des pressions normales de contact  $P_n(x)$  au niveau de la longueur d'usure en dépouille obtenu est caractérisé par une zone de compression élevée (au niveau de la jonction entre le chanfrein et la face en dépouille) suivi d'une décroissance linéaire de la pression jusqu'à la fin du retour élastique (*fig. 4.3.3*). Cette zone de compression provient des fortes déformations plastiques issues de l'indentation. Nous prenons comme hypothèse simplificatrice que cette évolution des

pressions normales correspond à celle imposée par la face en dépouille sur la surface usinée lors de la coupe.

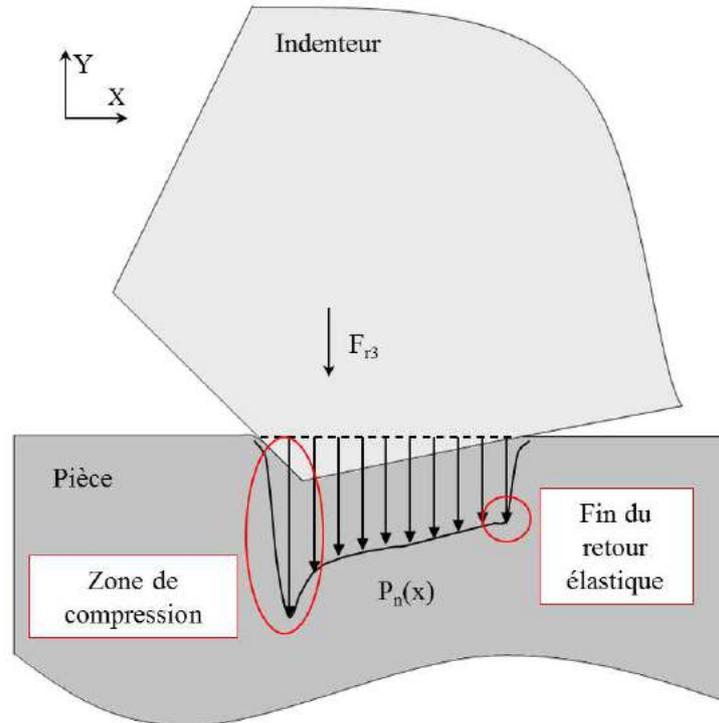


FIGURE 4.3.3 – Profil des pressions normales de contact en dépouille

Ce profil est identiquement obtenu pour chacun des essais avec des variations au niveau de la valeur du pic de compression. Les pressions normales de contact  $P_n(x)$  sont directement liées à la force dans la direction d'avance de la zone tertiaire  $F_{r3}$  par intégration de ces dernières le long de la surface usée en dépouille  $S_{dep}$  (équation eq. 4.3.1).

$$F_{r3} = \int P_n(x) \cdot dS. \quad (4.3.1)$$

La difficulté existante dans la détermination du profil des pressions tangentielles  $P_t(x)$  à exercer sur la surface usinée, réside dans l'identification du coefficient de frottement au niveau de la zone en dépouille. Pour cette étude, nous choisissons de prendre un coefficient de frottement constant  $\mu_{F_{r3}}$  (ne dépendant pas de la vitesse de glissement entre l'outil et la surface usinée) entre les matériaux au niveau de la face en dépouille (*fig.* 4.3.4), égal au coefficient de frottement du chanfrein  $\mu_{cf}$  déterminé au chapitre précédent.

L'impact de cette hypothèse sur les résultats de la modélisation est évalué dans la section suivante.

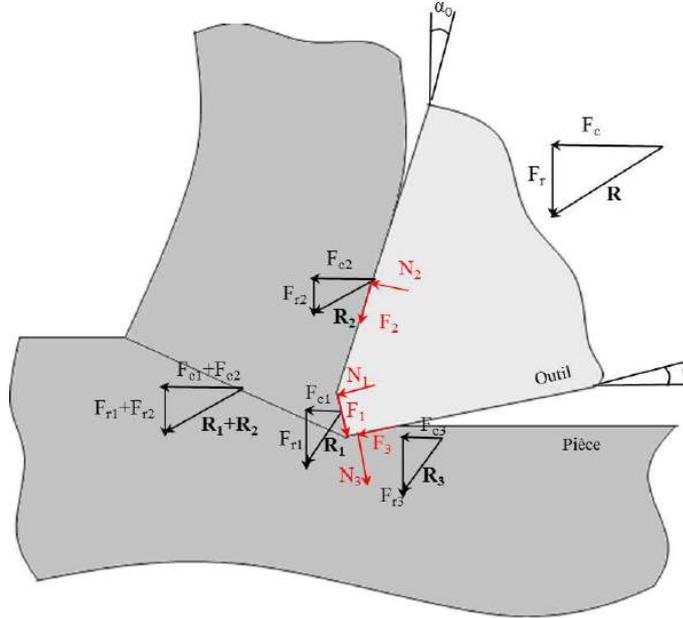


FIGURE 4.3.4 – Géométrie de la coupe

Ainsi grâce aux relations géométriques au niveau de la face en dépouille (présentée figure *fig.* 4.3.4), il est possible d'établir les relations suivantes (équation *eq.* 4.3.3) :

$$F_{r3} = N_3 \cdot \cos(\gamma) + F_3 \cdot \sin(\gamma), \quad (4.3.2)$$

$$F_{c3} = F_3 \cdot \cos(\gamma) - N_3 \cdot \sin(\gamma), \quad (4.3.3)$$

avec  $\gamma$  l'angle de dépouille de la plaquette. Les efforts normaux  $N_3$  et tangentiels  $F_3$  à la face de coupe sont liées par :

$$F_3 = \mu_{cf} \cdot N_3. \quad (4.3.4)$$

L'équation reliant l'effort  $F_{c3}$  à  $F_{r3}$  est donnée par :

$$\mu_{F_{r3}} = \frac{F_{r3}}{F_{c3}}. \quad (4.3.5)$$

De ce fait les pressions tangentielles  $P_t(x)$  sont obtenues par la relation suivante :

$$P_t(x) = \mu_{F_{r3}} \cdot P_n(x) \quad (4.3.6)$$

Le tableau *tab.* 4.3 résume les valeurs des coefficients de frottement  $\mu_{F_{r3}}$  , ainsi que les efforts  $F_{c3}$  et  $F_{r3}$  obtenus pour chaque essai à partir de la modélisation analytique et de la simulation.

Essai	Angle de coupe (deg)	Vitesse de coupe (m · min <sup>-1</sup> )	Rapport <i>r<sub>avance</sub></i>	$\mu_{F_{t3}}$	$F_{c3}$	$F_{r3}$
1	10	50	1	2.13	99	211
2	10	50	2	2.11	100	211
3	10	80	1	2.10	67	141
4	20	50	1	2.10	83	175
5	20	50	2	2.12	91	193
6	20	80	1	2.12	66	140

TABLE 4.3 – Caractéristiques du chargement mécanique en dépouille pour chaque essai - données obtenues à l'aide des modélisations

### 4.3.2 Chargement thermique

Deux zones de chargement thermique sont à définir pour cette modélisation. La première se situe dans la zone tertiaire de la coupe et est issue du frottement de la face en dépouille sur la surface usinée. Ce chargement est supposé homogène et la dépendance à la force colinéaire à l'avance n'est pas considérée. Seule l'action de la force colinéaire à la vitesse de coupe couplée à la vitesse de glissement (ici assimilable à la vitesse de coupe, l'angle de dépouille étant relativement faible : 7°) est à l'origine de la chaleur dissipée dans la pièce. Pour une simplification de la modélisation, le travail plastique du cisaillement tertiaire n'est pas considéré. La densité de flux (en W · mm<sup>-2</sup>) peut alors s'écrire [Valliorgue, 2008] [Komanduri and Hou, 2000] :

$$Dens_{ZCT} = \frac{F_{c3} \cdot V_c \cdot \Lambda_3}{b \cdot l_{dep} \cdot 60} \quad (4.3.7)$$

avec  $b$  l'épaisseur de coupe (ici égale à 5 mm) et  $\Lambda_3$  le coefficient de partage de chaleur entre la plaquette et la pièce [Ramanath and Shaw, 1988], dont le calcul est spécifié en annexe 2.

Concernant la zone de cisaillement primaire, la densité de flux de chaleur est générée par le travail plastique de la zone de cisaillement primaire dont une majeure partie est transformée en chaleur. Une partie de cette chaleur s'évacue ensuite dans le copeau, tandis que l'autre se dissipe dans la pièce. Le flux est considéré homogène et peut être exprimée par [Valliorgue, 2008] [Mondelin, 2012] :

$$Dens_{ZCP} = \frac{F_{cZCP} \cdot V_c \cdot \beta \cdot \Lambda_2}{b \cdot t_2 \cdot 60} \quad (4.3.8)$$

avec  $\beta$  le pourcentage de chaleur absorbé par la pièce et  $\Lambda_2$  le pourcentage d'énergie de déformation plastique dissipée en chaleur, généralement considéré à 0,85 [Shi et al., 2002]. Ce coefficient est pris constant dans cette étude afin de simplifier la modélisation. L'effort de coupe dans la zone de cisaillement primaire  $F_{cZCP}$  est obtenu par l'équation eq. 4.3.9.

$$F_{cZCP} = F_c - F_{c3}. \quad (4.3.9)$$

### 4.3.3 Application et déplacement du chargement thermomécanique

Les propriétés mécaniques du matériau s'appuient sur la même évolution de l'écroutissage que celle présentée pour la modélisation de l'indentation. Les propriétés thermiques (chaleur spécifique, conductivité thermique et dilatation) sont thermo-dépendantes (les valeurs sont présentées en annexe 2). Les chargements thermiques et mécaniques définis précédemment sont ensuite appliqués sur la surface usinée et déplacés sur cette surface à une vitesse égale à la vitesse de coupe (*fig.* 4.3.5). La composante mécanique du chargement va venir déformer la surface usinée (qui va alors épouser la forme du chanfrein et de la dépouille) du fait des fortes pressions appliquées. De ce fait, le chargement thermique en ZCT va venir s'appliquer dans les directions normales à la surface déformée. La pièce en question est une pièce de géométrie plane (modélisation 2D) de 1 mm de hauteur sur 2 mm de largeur (*fig.* 4.3.5).

Plusieurs conditions aux limites sont à appliquer. Les premières sont de type mécaniques et sont constituées d'un encastrement des surfaces latérales et de la surface inférieure de la pièce (*fig. 4.3.5*). Concernant la thermique, la pièce est imposée à la température ambiante dans son état initial et une convection forcée, issue de la rotation de la pièce lors de l'usinage, est appliquée sur la surface supérieure à l'exception de la surface de chargement (*fig. 4.3.5*). Une fois le chargement thermomécanique entièrement appliqué et déplacé, la convection s'étend sur la surface de chargement pour simuler le refroidissement de la pièce jusqu'à atteindre la température ambiante.

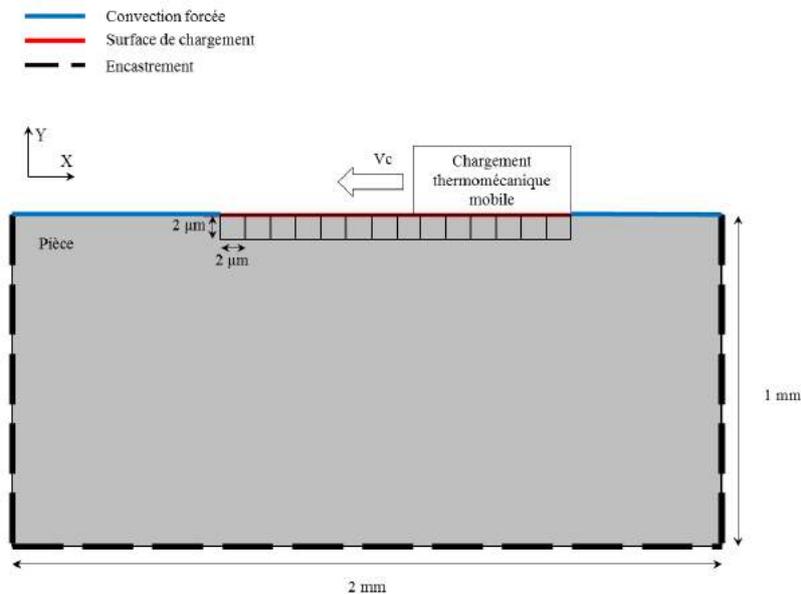


FIGURE 4.3.5 – Application des chargements

Pour le maillage de la pièce (réalisés sur le logiciel Abaqus), des éléments CPS4RT (des éléments quadrilatéraux linéaires à 4 nœuds couplant la température et les déplacements) sont utilisés. La largeur des mailles est de  $2 \mu\text{m}$  sur la surface de chargement pour permettre une discrétisation et donc une précision suffisante du chargement appliqué (celui-ci étant de l'ordre de la vingtaine de  $\mu\text{m}$  en dépouille). Une hauteur de maille de  $2 \mu\text{m}$  est également choisie afin de retransmettre au mieux les gradients de contraintes observables sous la surface usinée (*fig. 4.3.5*).

#### 4.3.4 Résultats de la modélisation

Le profil des contraintes résiduelles pour chaque essai est obtenu par extraction des contraintes  $\sigma_{xx}$  le long de la profondeur, au milieu de la surface déformée et après re-

froidissement de la pièce (*fig. 4.3.6*).

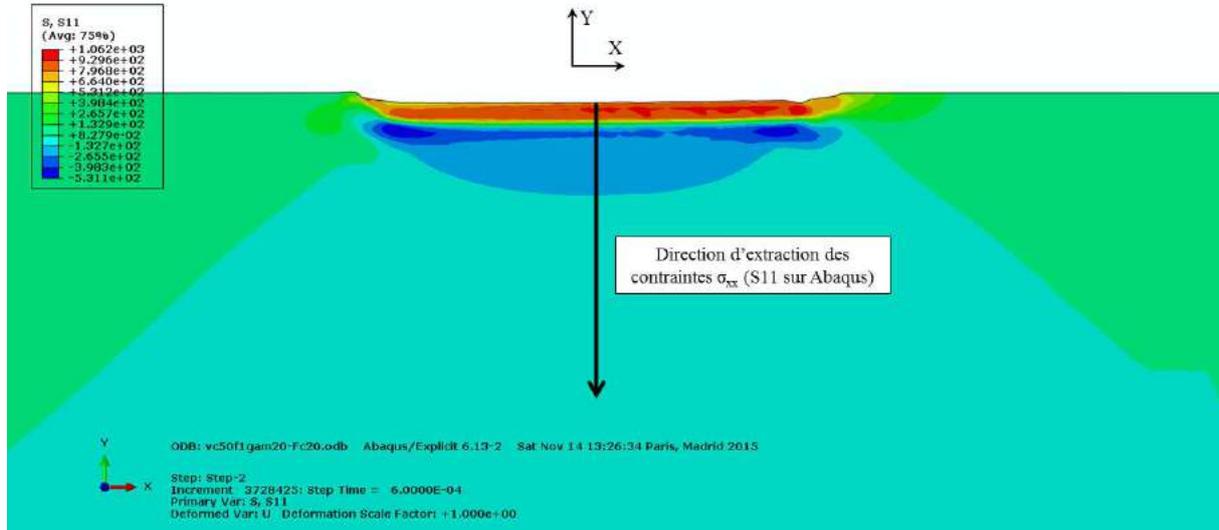
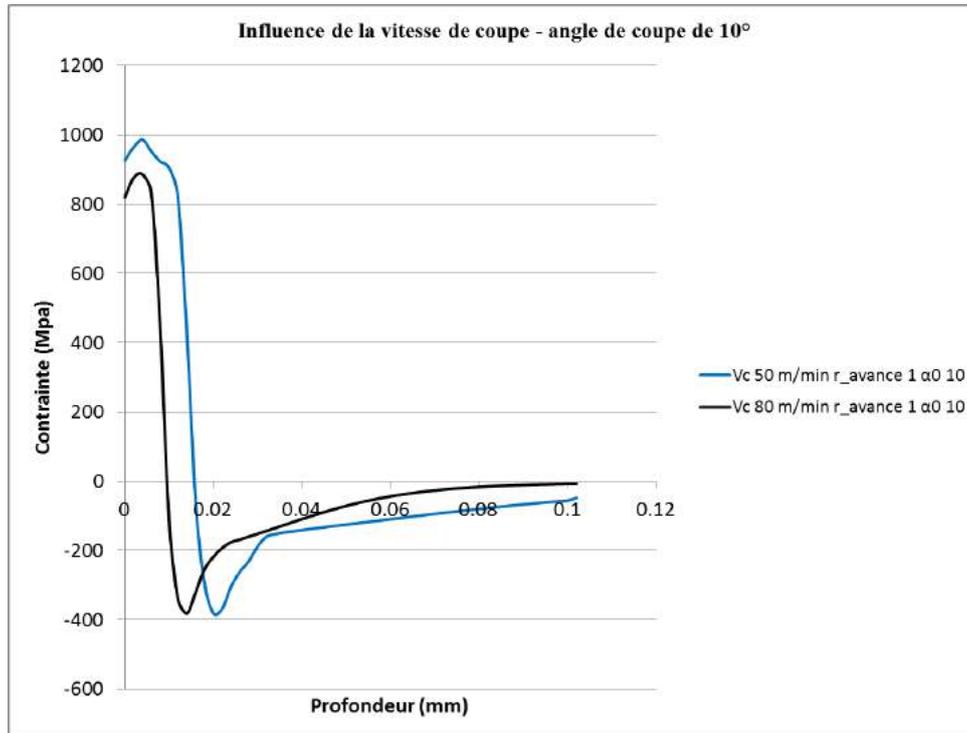


FIGURE 4.3.6 – Configuration d'extraction du profil des contraintes résiduelles

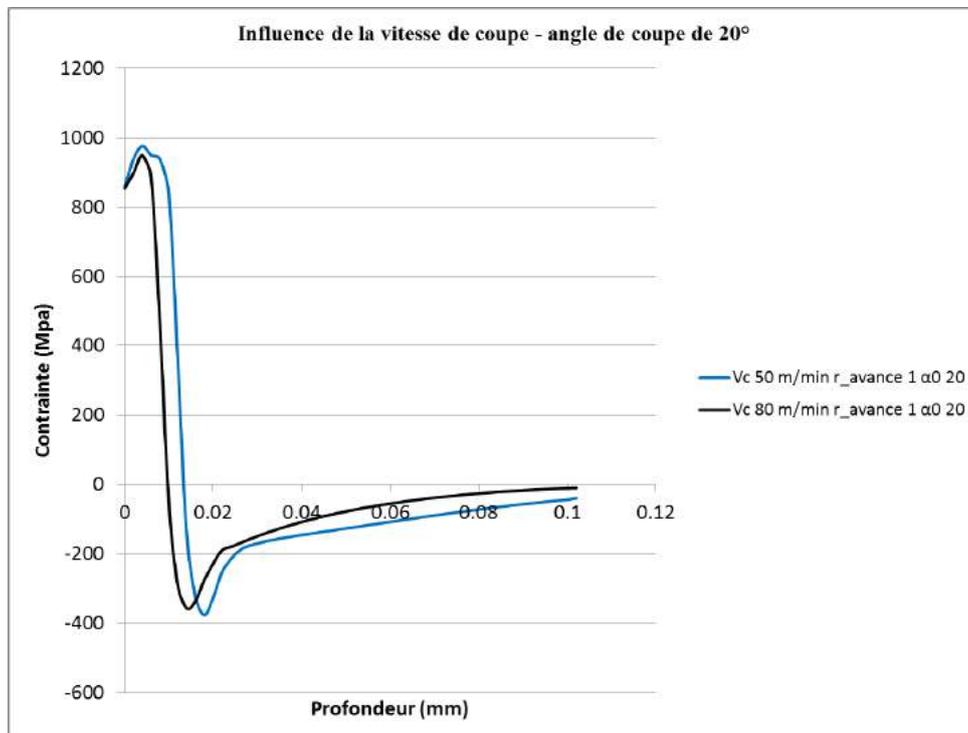
Nous présentons les résultats obtenus pour chaque condition de coupe et géométrie de plaquette figures *fig. 4.3.7*, *fig. 4.3.8* et *fig. 4.3.9*.

Dans tous les cas nous observons le même type de profil. En surface, les contraintes résiduelles sont de traction. En effet, le chargement mécanique déformant la pièce lors de son passage, crée une zone de compression en pointe de la ZCT qui vient tirer la matière suivant l'axe X. A l'opposé, le retour élastique de la matière vient également tirer la matière dans l'autre sens. Le tout génère des contraintes de traction dans la première couche de la surface usinée. Pour conserver l'équilibre de la pièce, des contraintes de compressions apparaissent en profondeur (aux environs de  $20 \mu\text{m}$ ) pour finalement tendre à nouveau vers la traction à mesure que la profondeur augmente.

Les valeurs importantes des contraintes de traction s'expliquent par une faible sensibilité de la loi de comportement aux températures ainsi que par les hypothèses prises pour la modélisation des pressions de contact en surface de dépouille.

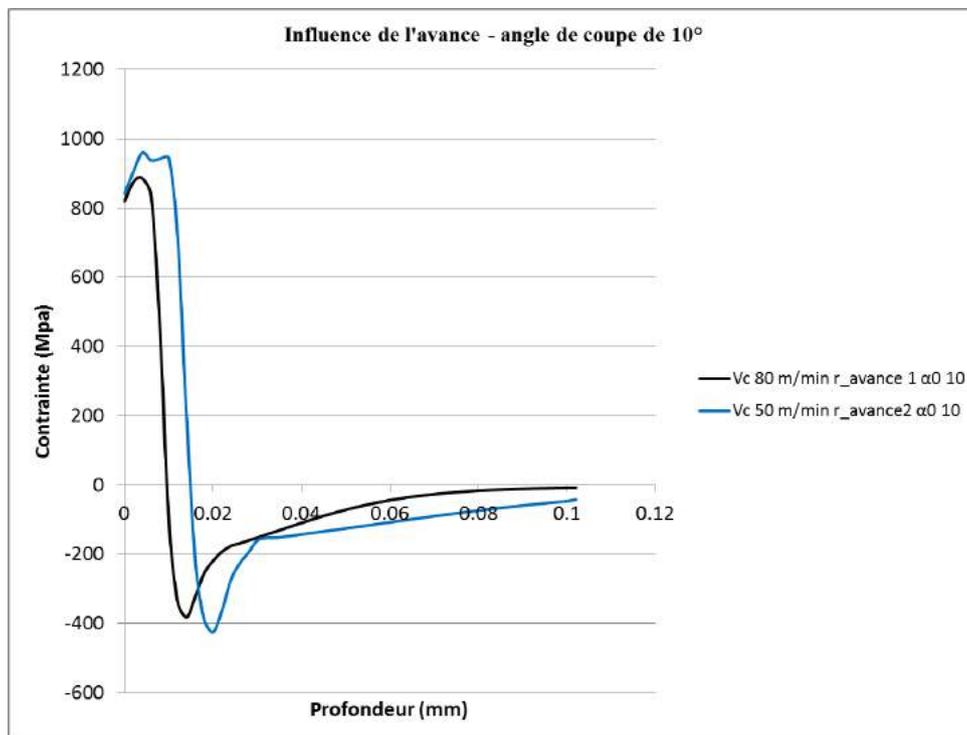


(a) Angle de coupe de 10°

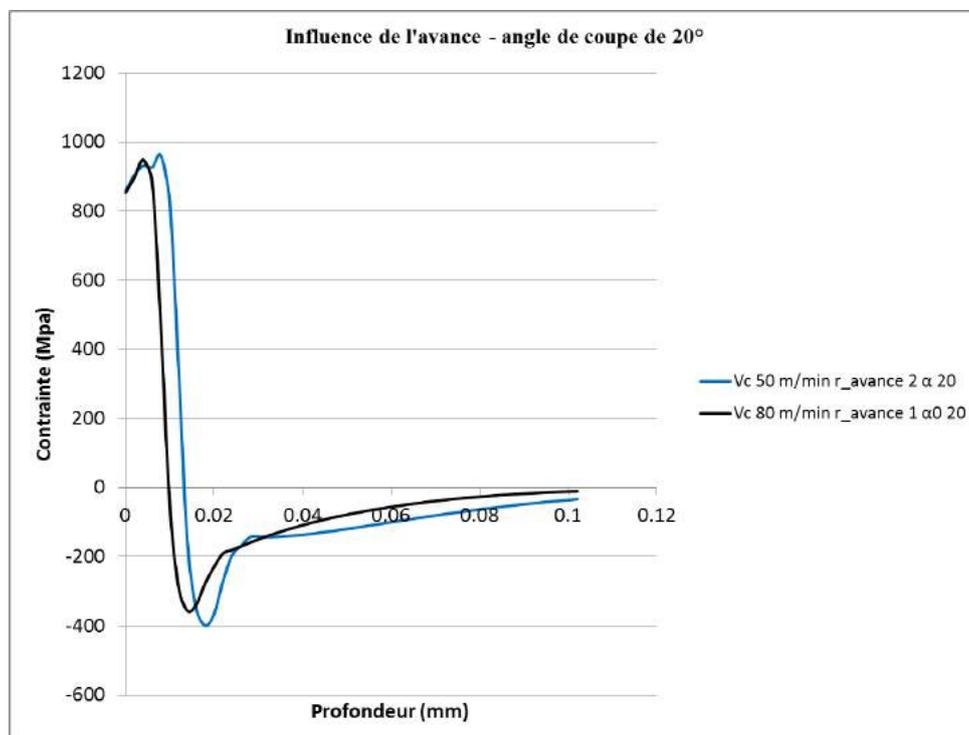


(b) Angle de coupe de 20°

FIGURE 4.3.7 – Influence de la vitesse de coupe sur le profil des contraintes résiduelles modélisées



(a) Angle de coupe de 10°



(b) Angle de coupe de 20°

FIGURE 4.3.8 – Influence de l'avance sur le profil des contraintes résiduelles modélisées

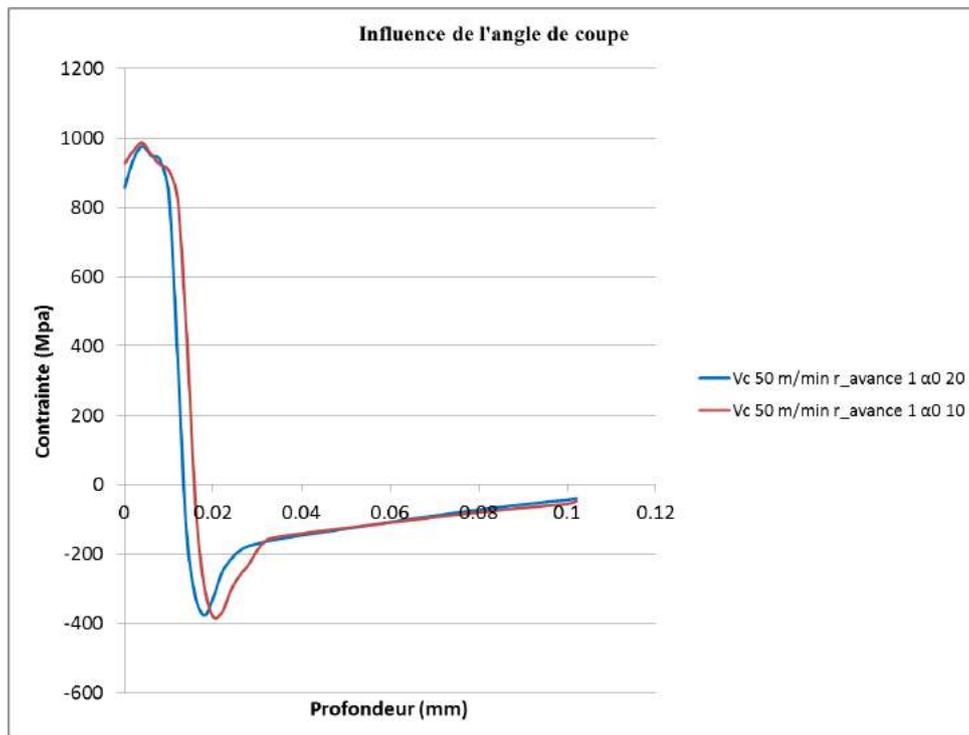


FIGURE 4.3.9 – Influence de l'angle de coupe sur le profil des contraintes résiduelles modélisées

Pour les deux plaquettes étudiées (deux angles de coupe), il est possible d'observer qu'une augmentation de la vitesse de coupe de  $50 \text{ m} \cdot \text{min}^{-1}$  à  $80 \text{ m} \cdot \text{min}^{-1}$  a pour effet de diminuer les contraintes résiduelles obtenues en peau, la valeur de la profondeur affectée et enfin plus faiblement la contrainte de compression maximale (*fig. 4.3.7*).

Une augmentation de l'avance d'un rapport de 1 à 2, conduit à une très faible diminution de la contrainte résiduelle en peau, une augmentation de la contrainte résiduelle maximale de compression et une légère diminution de la profondeur affectée par les contraintes résiduelles (*fig. 4.3.8*).

Enfin une augmentation de l'angle de coupe de  $10^\circ$  à  $20^\circ$  a pour effet de réduire la contrainte résiduelle maximale obtenue en compression et la profondeur affectée par les contraintes (*fig. 4.3.9*).

Une comparaison avec les résultats obtenus par la mesure des contraintes résiduelles dans les pièce des essais expérimentaux montre que la modélisation permet une bonne prédiction des contraintes résiduelles obtenues en profondeur.

Essai	$\sigma_{xx}$ expérimentale (MPa)	$\sigma_{xx}$ numérique (MPa)	% erreur entre la valeur numérique et expérimentale
1	-413	-380	7%
2	-381	-425	11%
3	-260	-219	15%
4	-308	-327	6%
5	-352	-365	3%
6	-244	-229	6%

TABLE 4.4 – Comparatif des contraintes résiduelles issues de la modélisation à une profondeur de  $20\ \mu\text{m}$  et des mesures expérimentales

La compétition entre les phénomènes d'adoucissement thermique et l'écroûissage étant difficile à quantifier, nous réalisons une étude de l'influence des différentes zone du chargement thermomécanique de la modélisation sur l'évolution des contraintes résiduelles. Cette analyse permettra une interprétation des résultats de modélisation obtenus pour nos essais.

#### 4.4 Influence du chargement thermomécanique sur les résultats

De manière générale, le chargement thermomécanique appliqué sur la surface est piloté par cinq paramètres qui sont les pressions de contact normales et tangentielles en zone de dépouille, la densité de flux de chaleur en zone de dépouille, la densité de flux de chaleur en zone de cisaillement primaire et enfin la vitesse de déplacement de ces différents chargements thermiques et mécaniques. Chacun de ces paramètres aura une influence sur les profils de contraintes résiduelles circonférentielles  $\sigma_{xx}$  obtenus sous la surface usinée. Le tableau *tab.* 4.5 présente les valeurs et évolutions obtenues pour ces paramètres en fonction des données issues des conditions de coupe et des géométries d'outil pour les essais expérimentaux.

Des calculs faits à partir des données expérimentales, nous constatons que pour les deux géométries d'outil, une augmentation de la vitesse de coupe de  $50\ \text{m} \cdot \text{min}^{-1}$  à  $80\ \text{m} \cdot \text{min}^{-1}$  entraîne une réduction comprise entre 20% et 30% des efforts  $F_{r3}$  et  $F_{c3}$ , une augmentation de 30% de la densité de flux de chaleur en zone de cisaillement primaire (causée par la diminution de l'épaisseur du copeau) et une augmentation comprise entre 70% et 80% de la densité de flux en zone de cisaillement tertiaire (à cause de la diminution de la longueur de contact en dépouille).

#### 4.4. Influence du chargement thermomécanique sur les résultats

Essai	$Dens_{ZCP}$ ( $W \cdot mm^{-2}$ )	$Dens_{ZCT}$ ( $W \cdot mm^{-2}$ )	$F_{r3}$ (N)	$F_{c3}$ (N)	% augmentation $Dens_{ZCP}$	% augmentation $Dens_{ZCT}$	% augmentation $F_{c3}$	% augmentation $F_{c3}$
1	61	280	99	211	/	/	/	/
2	24	303	100	211	- 60%	+ 8%	+ 1%	0%
3	80	519	67	141	+ 30%	+ 85%	- 32%	- 33%
4	84	309	83	175	/	/	/	/
5	20	307	91	193	- 70%	0 %	+ 9%	+ 10%
6	109	527	66	140	- 29%	+ 70%	- 20%	- 20%

TABLE 4.5 – Valeurs et évolutions des paramètres de la modélisation suivant les conditions de coupe et géométries d’outil

Une augmentation de l’avance conduit à une forte diminution de la densité de flux de la zone de cisaillement primaire (une diminution proche de 70%) pour les deux géométries d’outil, du fait de l’augmentation de l’épaisseur du copeau, et une faible augmentation des efforts  $F_{r3}$  et  $F_{c3}$  pour la plaquette ayant un angle de coupe de  $20^\circ$ . L’effet de l’évolution de ces paramètres sur le profil des contraintes résiduelles a donc été étudié. Des augmentations ou des diminutions des diverses composantes du chargement thermomécanique sont appliquées. Ces variations de chargement sont choisies de telle sorte à être représentatives de celles observées pour les essais. Chaque variation de paramètre est comparée avec le profil de contraintes résiduelles obtenu pour une vitesse de coupe de  $50 \text{ m} \cdot \text{min}^{-1}$ , un rapport  $r_{avance}$  de 1 et un angle de coupe de  $20^\circ$ .

##### 4.4.1 Influence de l’effort $F_{c3}$

Une augmentation de 20% de l’effort  $F_{c3}$  par rapport à l’essai de référence est appliquée. Cette augmentation ne provoque pas d’effet majeur sur le profil des contraintes résiduelles (contrainte en surface, contrainte de compression et profondeur affectée *fig.* 4.4.1). Ceci s’explique par le fait que les efforts  $F_{c3}$  étant relativement faibles pour tous nos essais, une augmentation de 20% ne génère qu’une élévation de 10 N de cette valeur. L’influence de la valeur du coefficient de frottement en dépouille est donc négligeable en ce qui concerne son effet sur les contraintes par le biais des efforts de frottement.

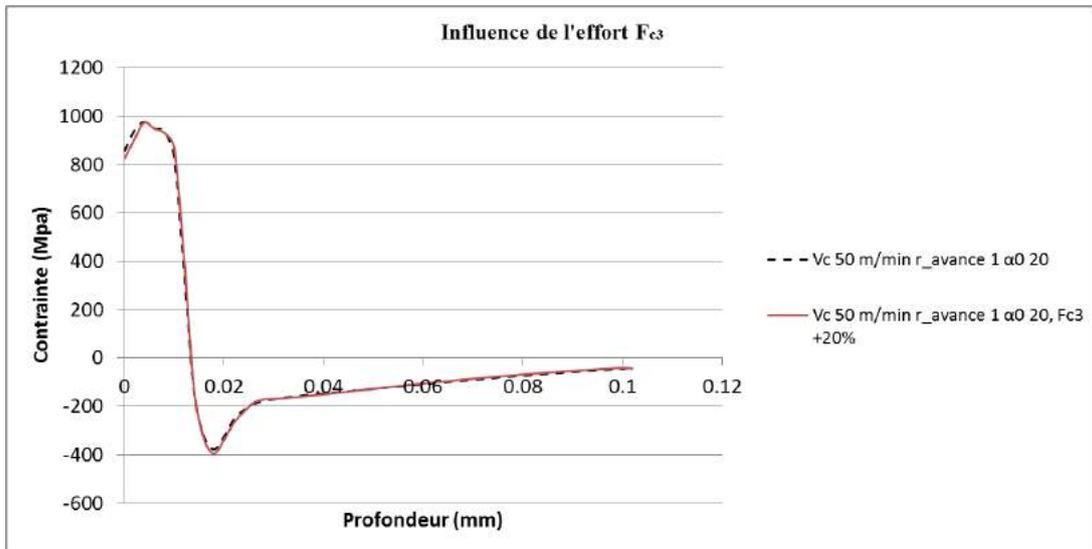


FIGURE 4.4.1 – Influence de l'effort  $F_{c3}$  sur le profil des contraintes résiduelles

#### 4.4.2 Influence de l'effort $F_{r3}$

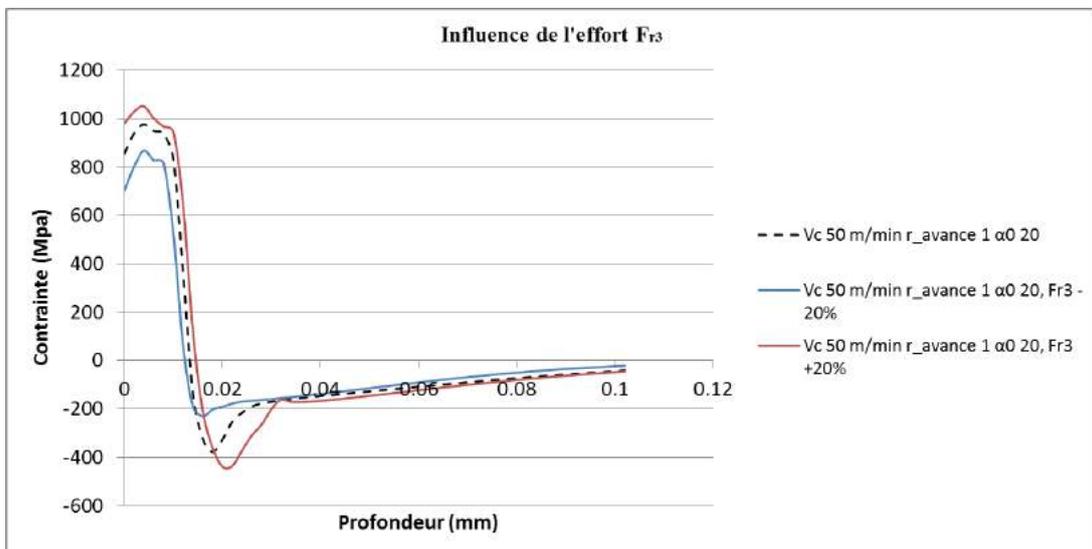


FIGURE 4.4.2 – Influence de l'effort  $F_{r3}$  sur le profil des contraintes résiduelles

L'effort  $F_{r3}$  étant un paramètre pilotant majoritairement la modélisation (influe sur l'effort  $F_{c3}$  et donc les densités de flux de chaleur en zones primaire et tertiaire de cisaillement),

son influence est étudiée autant en terme d'augmentation que de diminution (dans le but de s'assurer que la même tendance est obtenue pour les deux cas possibles). Ainsi une augmentation et diminution de 20% ont été étudiées. Nous constatons qu'une augmentation de cet effort engendre une élévation des contraintes résiduelles en peau, au niveau du pic de compression et également une élévation de la profondeur affectée (ces évolutions sont inversement constatées pour une diminution de l'effort). Les déformations en surface étant plus importantes lorsque la pression exercée augmente (celle-ci se déplaçant et étirant donc la matière), le retour élastique de la matière s'intensifie, amenant à des contraintes de traction plus importantes en surface. Par équilibrage de l'état de contrainte de la pièce, les contraintes de compression et la profondeur affectée vont augmenter (*fig. 4.4.2*).

#### 4.4.3 Influence de la densité de flux de chaleur en zone de cisaillement primaire

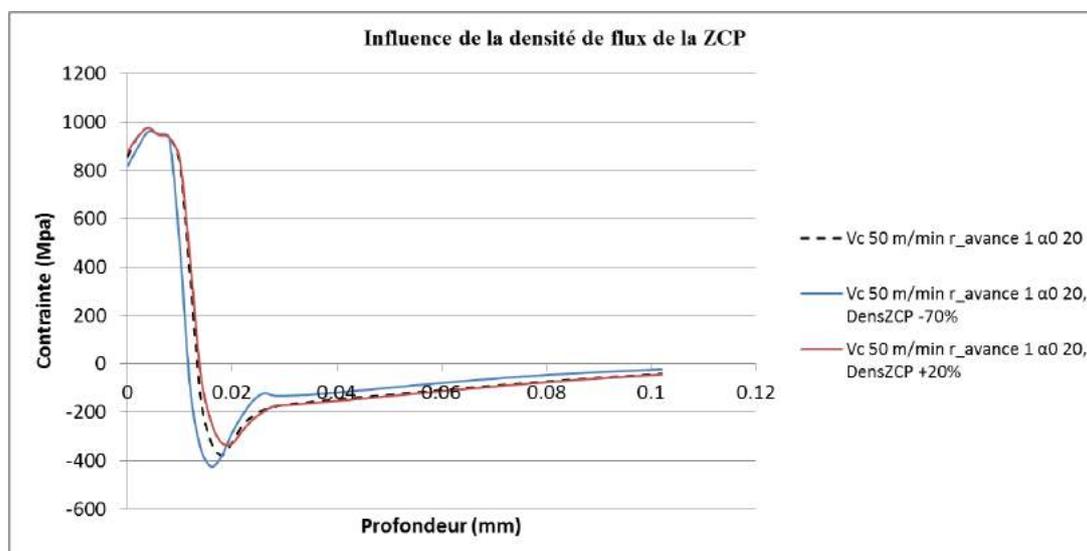


FIGURE 4.4.3 – Influence de la densité de flux en ZCP sur le profil des contraintes résiduelles

Une augmentation de 20% est appliquée à la densité de flux de chaleur de la zone de cisaillement primaire par rapport à l'essai de référence. Une telle augmentation n'a que peu d'influence sur les contraintes en peau mais diminue les valeurs de compression et augmente la profondeur affectée. Une diminution de 70% de cette densité est également

étudiée car représentative des diminutions constatées lors du passage d'un ratio  $r_{avance}$  de 1 à 2 pour nos essais. Ce cas montre une tendance inversement proportionnelle à la précédente (*fig. 4.4.3*).

Ces évolutions s'expliquent par des températures générées en surface, dues à la densité de flux en zone de cisaillement primaire, devenant négligeables comparées aux températures fournies par le flux en ZCT en cette même surface. Ainsi, l'adoucissement thermique créé en surface résulte principalement du flux en ZCT.

Le flux en ZCP aura pour influence de préchauffer la matière à cœur avant le passage du chargement mécanique. En effet, la largeur de la surface d'application de la densité de flux en ZCP est élevée au regard des autres surfaces de chargement. Par conséquent, l'application du flux ZCP en aval du passage du chargement mécanique semble alors suffisant pour palier à la faible conductivité thermique du matériau et élever les températures en profondeur. Ainsi, un adoucissement thermique se crée même en profondeur entraînant une réduction des contraintes de compression et une augmentation de la profondeur affectée.

#### 4.4.4 Influence de la densité de flux de chaleur en zone de cisaillement tertiaire

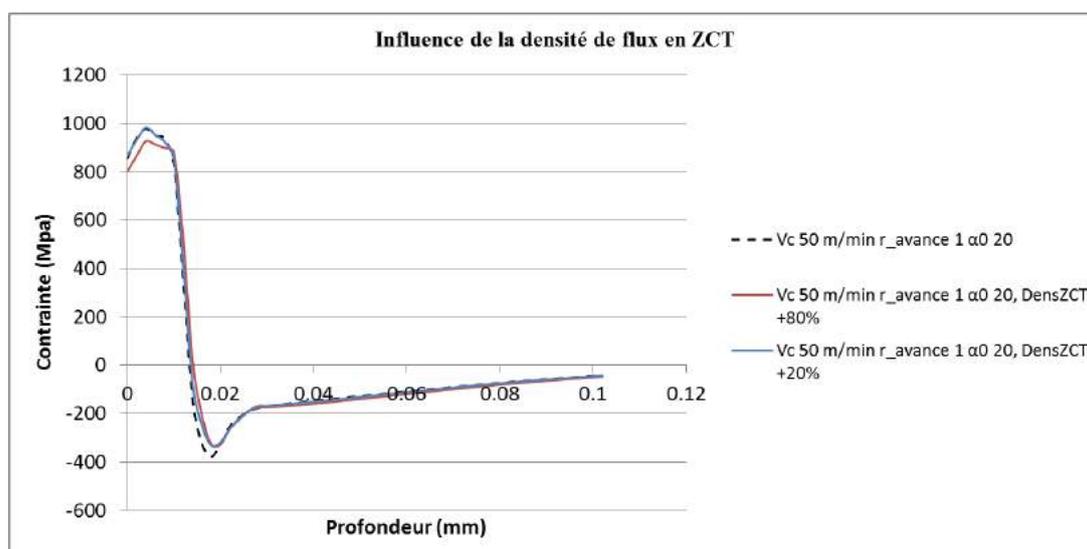


FIGURE 4.4.4 – Influence de la densité de flux en ZCT sur le profil des contraintes résiduelles

Des augmentations de 20% et de 80% de la densité de flux en zone de cisaillement tertiaire (représentative de l'effet de l'augmentation de la vitesse de coupe) sont appliquées. Similairement à l'effet de la densité de flux en zone de cisaillement primaire, ces augmentations induisent une profondeur affectée plus faible et une atténuation de la contrainte de compression maximale.

Nous pouvons noter que peu de différences sont constatées dans la zone de compression entre les deux cas testés. Cependant, une augmentation de 80% de la densité de flux permet d'obtenir une réduction plus importante des contraintes résiduelles en surface (*fig. 4.4.4*).

Comme précédemment, la densité de flux en ZCT prédomine et entraîne une augmentation significative des températures en surface. Ainsi, une élévation de cette densité conduit à un adoucissement thermique plus important en surface et donc à une réduction des contraintes résiduelles.

Cependant, le chargement thermique de la ZCT est appliqué simultanément au chargement mécanique. Par conséquent, à cause de la faible conductivité du matériau, les températures générées par la ZCT n'ont pas le temps de se transmettre efficacement en profondeur avant que la matière soit écrouie. C'est pourquoi peu de différences sont observées sur les contraintes résiduelles de compression et sur la profondeur affectée lorsque la densité de flux en ZCT passe d'une augmentation de 20% à 70%.

#### 4.4.5 Influence de la vitesse de déplacement du chargement thermomécanique

Une vitesse de déplacement du chargement thermomécanique de  $80 \text{ m} \cdot \text{min}^{-1}$  est cette fois-ci choisie (sans modification des intensités de chargement thermique et mécanique). Une telle variation induit des contraintes résiduelles en peau plus élevées tout comme une augmentation de la contrainte résiduelle maximale en compression. Ceci peut s'expliquer par une élévation des vitesses de déformation provoquant un écrouissage plus important de notre matériau. Par équilibrage des contraintes dans la pièce, la contrainte résiduelle en compression va augmenter (*fig. 4.4.5*).

Le tableau *tab. 4.6* présente un résumé des influences des différents paramètres de la modélisation sur le profil des contraintes résiduelles. Les plus représentent une augmentation, les moins une diminution et les zéros une absence d'effet des paramètres.

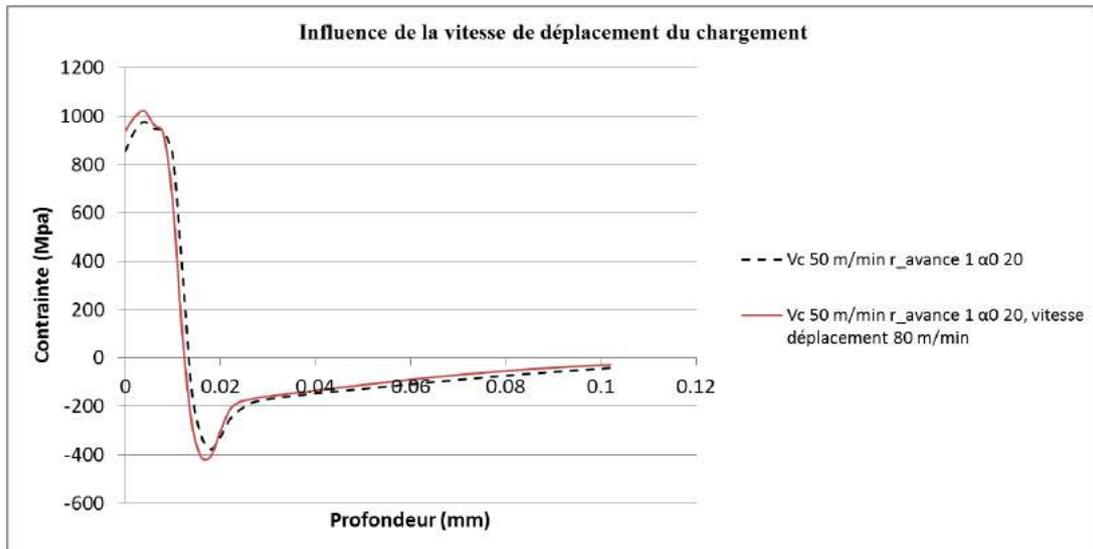


FIGURE 4.4.5 – Influence de la vitesse de déplacement du chargement sur le profil des contraintes résiduelles

	Contrainte en peau	Contrainte de compression maximale	Profondeur affectée
$Dens_{ZCP} +$	0	- 13%	+ 7%
$Dens_{ZCT} +$	- 5%	- 12%	+ 7%
$F_{c3} +$	0	0	0
$F_{r3} +$	+ 7%	+ 21%	+ 23%
Vitesse de déplacement de la charge +	+ 4%	+ 35%	- 7%

TABLE 4.6 – Récapitulatif de l’effet des paramètres de la modélisation sur les profils de contraintes résiduelles circonférentielles

## 4.5 Interprétation de l’influence des conditions de coupe et des géométries d’outil sur les contraintes résiduelles

Nous avons vu qu’une élévation de la vitesse de coupe provoquait une diminution des contraintes résiduelles obtenues à la surface, de la valeur de la contrainte de compression maximale et de la profondeur affectée.

L’analyse de l’influence des chargements thermomécaniques sur le profil des contraintes

résiduelles permet de conclure que la diminution de la contrainte résiduelle en surface est la conséquence :

- d’une diminution des efforts appliqués,
- d’une augmentation de la densité de flux en ZCT. Celle-ci génère un adoucissement thermique de la surface, abaissant les contraintes.

La diminution de la profondeur affectée est à attribuer à la diminution des efforts d’avance  $F_{r3}$ .

Enfin, la faible modification de la contrainte de compression maximale est due à une compétition entre :

- l’effet de la vitesse de déplacement du chargement (et donc de la vitesse de déformation) qui tend à faire augmenter ces contraintes vers la compression,
- la densité de flux thermique en ZCP ainsi que la diminution de  $F_{r3}$  qui tendent ces contraintes à aller vers la traction.

Une augmentation de l’avance conduit à une très faible diminution de la contrainte résiduelle en peau, une augmentation de la contrainte résiduelle maximale de compression et une légère diminution de la profondeur affectée par les contraintes résiduelles. La faible diminution de la contrainte résiduelle en peau est à attribuer à la légère augmentation de la densité de flux en ZCT, tandis que l’augmentation de la profondeur affectée et de la contrainte maximale de compression sont la conséquence de l’augmentation de l’effort  $F_{r3}$ .

Enfin la réduction de la contrainte résiduelle maximale obtenue en compression et de la profondeur affectée par les contraintes obtenues lorsque l’angle de coupe augmente provient essentiellement de la diminution de l’effort  $F_{r3}$ .

## 4.6 Conclusion

Dans ce chapitre nous nous sommes appuyés sur les mesures d’efforts obtenues lors des essais de coupe orthogonale pour alimenter une modélisation numérique visant à comprendre l’impact des conditions de coupe et des géométries d’outil sur la génération des contraintes résiduelles de surface. La modélisation, par son couplage thermomécanique faible, permet d’identifier les paramètres influents dans le processus de génération de contraintes résiduelles.

Ces paramètres et leurs effets une fois identifiés ont permis de comprendre l’impact que peuvent avoir les vitesses de coupe, l’avance et l’angle de coupe sur la génération des contraintes résiduelles. Ainsi, une augmentation de l’avance induit une diminution des

contraintes résiduelles en peau et de la profondeur affectée mais également une augmentation des contraintes en compression. Cette évolution est la conséquence de l'augmentation de l'effort d'avance  $F_{r3}$ . La vitesse de coupe  $a$ , quant à elle, pour effet de diminuer légèrement l'ensemble des contraintes résiduelles et la profondeur affectée de par une compétition entre la diminution des efforts en zone de dépouille, l'augmentation de la vitesse de déplacement du chargement et l'élévation de la densité de flux en zone de cisaillement tertiaire. Enfin, une augmentation de l'angle de coupe, ayant pour effet de diminuer les efforts en zone de cisaillement tertiaire, conduit à une réduction de la contrainte de compression maximale et de la profondeur affectée par les contraintes.

De ces analyses, un jeu de conditions de coupe permet un bon compromis entre la génération de contraintes résiduelles de compression plus élevées et un débit copeau acceptable. Il s'agit des conditions regroupant une avance de deux fois la largeur de chanfrein, une vitesse de coupe de  $50 \text{ m} \cdot \text{min}^{-1}$  et un angle de coupe de  $10^\circ$ .

La comparaison des résultats de la modélisation avec les mesures expérimentales de contraintes résiduelles a permis d'établir la pertinence du modèle dans la prédiction des contraintes résiduelles de compression sous la surface usinée.

---

## Conclusion générale

---

Les travaux de cette thèse initiés par le projet TiMaS s'inscrivent dans le cadre de la compréhension de l'usinabilité de l'alliage de titane TA6V. Les objectifs industriels étaient :

- d'une part de définir une plage de fonctionnement des conditions de coupe de deux outils coupants de fraisage, associés chacun à une variante de microstructure différente du TA6V ; une microstructure bimodale et une microstructure lamellaire,
- d'autre part de déterminer l'influence des conditions de coupe et des géométries d'outil sur la formation de contraintes résiduelles au sein du matériau.

Également, dans une recherche d'une meilleure compréhension des phénomènes régissant la coupe de ces matériaux, nous nous sommes intéressés à :

- l'influence de la microstructure de l'alliage de titane TA6V sur les mécanismes de formation et de segmentation du copeau,
- l'impact des conditions de coupe, des géométries d'outil et de la microstructure sur l'écoulement du copeau et les conséquences de cet écoulement sur l'usure des outils.

L'étude bibliographique effectuée a permis d'établir à la fois l'influence des géométries d'outil et des conditions de coupe sur la génération des contraintes résiduelles et la durée de vie des pièces en fatigue. La seconde partie de cette étude a permis de déterminer les modélisations de la coupe les plus adaptées pour répondre aux objectifs du projet. La démarche expérimentale du couple outil-matière aide à la détermination des espaces de fonctionnement des fraises utilisées par les industriels dans leur matière respective. Également, nous nous sommes intéressés aux modélisations analytiques de coupe orthogonale permettant l'obtention des contraintes exercées sur l'outil et une estimation de la thermique de la coupe. L'utilisation de cette modélisation analytique en tournage conduisant à une meilleure compréhension des phénomènes liés au processus de coupe. Enfin, nous avons déterminé la modélisation numérique la plus adaptée à l'évaluation de l'influence des conditions de coupe, par le biais des chargements thermomécaniques, sur la génération des contraintes résiduelles.

Le chapitre 2 s'est porté sur l'analyse des énergies spécifiques de coupes, des efforts de coupes et des mécanismes d'usure des outils coupants afin de déterminer les espaces de fonctionnement des fraises. L'étude a permis de déceler des comportements différents des deux outils principalement liés à leur géométrie mais également en partie au matériau qu'ils usinent. Ainsi la préparation d'arête chanfreinée de la fraise à plaquettes conduit à l'obtention d'efforts de coupe plus élevés qu'avec la fraise en carbure monobloc. Les différences de comportement se sont également retrouvées dans les mécanismes d'usure des outils coupants, avec une usure prépondérante par écaillage, du fait des chocs thermiques et mécaniques intervenant lors de l'entrée de la dent dans la matière pour la fraise à plaquettes. La fraise en carbure s'use dans un premier temps par abrasion sur la face de coupe. Cette abrasion génère une modification de l'arête de coupe conduisant à des phénomènes d'indentation plus élevés et donc un retour élastique de la matière plus important conduisant à une usure en dépouille. Cette étude a permis de proposer des conditions de coupe pour chacune des fraises allant vers un gain en productivité (en termes de débits copeaux) et permettant d'aller au delà de la durée de vie de ces outils, obtenue aux conditions de coupe employées par les industriels. Une seconde partie s'est intéressée aux mécanismes de formation de bandes de cisaillement adiabatique et de segmentation du copeau pour la microstructure bimodale et celle lamellaire. Les observations effectuées au microscope optique ont montré que le TA6V  $\alpha\beta$  non traité transus  $\beta$  est caractérisé par un cisaillement primaire continu qui tend vers un cisaillement par bandes de cisaillement adiabatique à mesure que la vitesse de coupe augmente. L'influence majeure sur l'apparition des bandes de cisaillement pour ce matériau s'est révélé être l'avance. Pour le TA6V  $\alpha\beta$  traité transus  $\beta$ , les bandes de cisaillement apparaissent même pour de faibles vitesses de coupe. Celles-ci sont fortement dépendantes de l'orientation des colonies lamellaires, il en résulte alors un cisaillement primaire discontinu qui se stabilise pour les hautes avances et un cisaillement secondaire irrégulier.

Le chapitre 3 visait à étudier l'influence de ces deux matériaux, des conditions de coupe ainsi que des géométries d'outil sur l'écoulement du copeau en face de coupe et les mécanismes d'usure. Des essais de coupe orthogonale ont été effectués afin de pouvoir observer l'écoulement du copeau au cours de l'usinage par caméras rapides. Les images obtenues ont permis de déterminer l'influence des paramètres de coupe sur les longueurs de contact outil-copeau au cours de l'usinage. Ainsi pour le cas du TA6V  $\alpha\beta$  traité transus  $\beta$ , les longueurs de contacts obtenues présentent une forte variabilité au sein d'une même condition d'essai. Cette variabilité est en partie due aux mécanismes de la zone de cisaillement secondaire qui sont instables. Elle est également induite par la courbure du copeau. L'utilisation de modélisation analytique de la coupe a permis d'évaluer les phénomènes thermiques en

jeu lors de la formation du copeau et ainsi d'estimer l'évolution des gradients de température au sein du copeau. De ce fait, nous avons pu conclure que les longueurs de contact, ainsi que leur variabilité augmentent avec l'avance en partie à cause du faible gradient de température existant dans le copeau, conduisant à une courbure du copeau plus faible. La vitesse de coupe ainsi que l'angle de coupe ont l'effet inverse. Des résultats similaires ont été obtenus pour le TA6V  $\alpha\beta$  non traité transus  $\beta$ . Cependant, du fait de mécanismes de cisaillement moins irréguliers à l'interface outil-copeau et l'absence de génération de zone morte en pointe d'outil, la variabilité des longueurs de contact est moindre. Nous avons montré que cette variabilité avait une conséquence sur les mécanismes d'usure en diffusion de l'outil et sur l'étendue de la zone usée par diffusion. Avec l'augmentation de la variabilité des contacts, nous avons vu apparaître la naissance de deux zones où le titane avait diffusé : une avec un dépôt de titane dense et une seconde la succédant avec dépôt de titane plus faible.

Le chapitre 4, à partir des essais de coupe orthogonale, a permis d'établir l'influence des conditions de coupe et des géométries de coupe sur les mécanismes de génération des contraintes résiduelles. En nous basant sur une modélisation à couplage thermomécanique faible, dont le principe réside dans l'application de chargements thermomécaniques équivalents sur la surface usinée, nous avons pu déterminer que l'avance entraîne une diminution des contraintes résiduelles en peau, de la profondeur affectée et une augmentation de la contrainte maximale de compression. Nous avons pu constater que cette évolution est fortement générée par l'augmentation de l'effort d'avance en zone de dépouille des outils. La vitesse de coupe entraîne une diminution légère de l'ensemble des contraintes résiduelles et de la profondeur affectée par compétition entre l'augmentation des températures en zone de cisaillement tertiaire, l'augmentation des vitesses de déformation et la diminution de l'effort d'avance en dépouille. Enfin, une augmentation de l'angle de coupe entraîne une diminution des efforts en zone de cisaillement tertiaire et donc une réduction de la contrainte de compression maximale et de la profondeur affectée par les contraintes.

De cette étude, plusieurs axes d'optimisation se dégagent :

- l'étude des espaces de fonctionnement pour les fraises employées par les industrielles a conduit à la détermination de conditions de coupe plus avantageuses en termes de débit copeau et de durées de vie. Dans la suite du projet, ces conditions de coupe seront testées sur des démonstrateurs industriels avant validation et intégration dans leurs gammes d'usinage. Un autre axe visant à une amélioration de la productivité, serait d'étudier l'influence des aides à la coupe (assistance laser, lubrification haute pression) sur les efforts de coupe, les mécanismes d'usure et la durée de vie des outils coupants. Également, la démarche du couple outil-matière pourrait être portée sur d'autres outils

- utilisés dans la gamme de fabrication des industriels,
- l’analyse de la morphologie des copeaux a permis de comprendre les phénomènes de formation du copeau pour deux matériaux encore faiblement étudiés dans la littérature. Afin de mieux interpréter, les contraintes mécaniques et thermiques exercées par le copeau sur les outils coupants, une étude des gradients de plasticité au sein du copeau (par mesure de microdureté) et des déformations de la microstructure (par EBSD) doit être envisagée,
  - couplée à l’étude de la morphologie des copeaux, l’analyse de l’influence des conditions de coupe ainsi que des géométries d’outil conduit à une meilleure compréhension des mécanismes d’usure par diffusion des outils coupants. La diffusion est l’une des usures les plus généralement constatée pour la coupe du TA6V. Ainsi, l’impact du rapport entre l’avance et la préparation d’arête sur cette diffusion peut mener à une meilleure analyse des usures des fraises employées par les industriels. En effet, pour le fraisage, la section de coupe est variable le long des faces de coupe et conduit donc à avoir des rapports entre épaisseur coupée et préparation d’arête menant à des usures locales, par diffusion, plus ou moins importantes. Une perspective serait d’étendre cette analyse à d’autres géométries d’arête et d’autres conditions de coupe afin que celles-ci correspondent au mieux aux géométries et conditions de coupe locales retrouvées sur les faces de coupe des outils de fraisage. Également, l’analyse devrait comprendre une étude comparative entre les usures par diffusion constatées en coupe orthogonale et en fraisage, à géométries de coupe et vitesses de coupe équivalentes,
  - concernant l’influence des conditions de coupe et géométries de coupe sur les contraintes résiduelles, une amélioration de la modélisation est à envisager. Celle-ci porterait sur une meilleure définition des coefficients de partage entre les diverses zones de coupe, une identification plus fine du frottement entre la face en dépouille et la surface usinée et une étude de l’influence de la loi de comportement du matériau sur l’évolution des contraintes résiduelles. Aussi, une caractérisation expérimentale du profil des contraintes résiduelles au sein du matériau est à effectuer, afin de permettre une meilleure corrélation entre les valeurs expérimentales et numériques. Également, afin de se rapprocher du contexte industriel, la modélisation devra évoluer vers le tournage puis vers le fraisage. De plus, une perspective envisagée est de déterminer l’impact des conditions de coupe, des usures en dépouille et des géométries d’arête sur les contraintes résiduelles en fraisage (en s’appuyant sur les résultats de la modélisation) et d’analyser l’influence de ces contraintes résiduelles et des stratégies d’usinage sur les déformations des pièces après usinage.

---

# Bibliographie

---

- [Abdelmoneim and Scrutton, 1974] Abdelmoneim, M. and Scrutton, E. (1974). Tool edge roundness and stable build-up formation in finish machining. *ASME Journal of Engineering for Industry*, 96 :1258–1267.
- [AFNOR, 1994] AFNOR (1994). Couple outil-matière : Domaine de fonctionnement des outils coupants. (NF E 66-520).
- [Alam, 1998] Alam, A. (1998). *Influence de gammes de tournage sur l'état de surface et la fatigue en endurance d'un acier de construction*. PhD thesis, Université Paul Sabatier de Toulouse.
- [Albrecht, 1960] Albrecht, P. (1960). New developments in the theory of metal cutting process. *Eng. Ind.*, 82 :348–358.
- [Altintas and Budak, 1995] Altintas, Y. and Budak, E. (1995). Analytical prediction of stability lobes in milling. *Annals of the CIRP*, 44 :357–362.
- [Arrazola et al., 2009] Arrazola, P., Garay, A., Iriarte, L., Armendia, M., Marya, S., and Maître, F. L. (2009). Machinability of titanium alloys (ti6al4v and ti5553). *Journal of Materials Processing Technology*, 209(5) :2223 – 2230.
- [Astakahov, 2006] Astakahov (2006). *Tribology of metal cutting*. Elsevier.
- [Barrow et al., 1982] Barrow, G., Graham, W., Kurmoto, T., and Leong, Y. (1982). Determination of rake face stress distribution in orthogonal machining. *International Journal of Machine Tool Design and Research*, 22 :78–85.
- [Barry et al., 2001] Barry, J., Byrne, G., and Lennon, D. (2001). Observations on chip formation and acoustic emission in machining ti-6al-4v alloy. *International Journal of machine Tool & Manufacture*, 41 :1055–1070.
- [Bissey, 2005] Bissey, S. (2005). *Developpement d'un modele d'efforts de coupe applicable a des familles d'outils : cas du fraisage des aciers traites thermiquement*. PhD thesis, ENSAM Cluny.

- [Bissey-Breton et al., 2007] Bissey-Breton, S., Gravier, J., Vignal, V., and Mary, N. (2007). Impact des conditions d’usinage sur la zone du matériau affectée par le procédé. *Mécaniques et Industries*, 8 :193–197.
- [Boothroyd, 1963] Boothroyd, G. (1963). Temperatures in orthogonal metal cutting. *Institution oh the Mechanical engineers, G.I. London*, pages 789–802.
- [Bouchnak, 2010] Bouchnak, T. B. (2010). *Etude du comportement en sollicitations extrêmes et de l’usinabilité d’un nouvel alliage de titane aéronautique : le Ti5553*. PhD thesis, ParisTech Arts et Métiers.
- [Bourdet, 1977] Bourdet, P. (1977). *La coupe des métaux*. polycopié CODEGEM.
- [Brand et al., 1999] Brand, A., Flavenot, J., Gregoire, R., and Tournier, C. (1999). *Données techniques sur la fatigue*. CETIM.
- [Burns and Davies, 2002] Burns, T. and Davies, M. (2002). On repeated adiabatic shear band formation during high-speed machining. *International Journal of Plasticity*, 18(4) :487–506.
- [Calamaz, 2008] Calamaz, M. (2008). *Approche expérimentale et numérique de l’usinage à sec de l’alliage aéronautique TA6V*. PhD thesis, Université Bordeaux 1.
- [Calamaz et al., 2008] Calamaz, M., Coupard, D., and Girod, F. (2008). A new material model for 2d numerical simulation of serrated chip formation when machining titanium alloy ti-6al-4v. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 49(3-4) :275–288.
- [Castany, 2007] Castany, P. (2007). *Etude des micromécanismes de formation d’un alliage Ti-6Al-4V par déformation MET in situ, influence d’un traitement de surface*. PhD thesis, Université de Toulouse.
- [Chalfoun et al., 2000] Chalfoun, J., Younés, R., Alayli, Y., and Wagstaff, P. (2000). Approche eulerienne de la coupe orthogonale 2d des métaux.
- [Che-Haron, 2001] Che-Haron, C. (2001). Tool life and surface integrity in turning titanium alloy. *Journal of Materials Processing Technology*, 118 :231–237.
- [Che-Haron and Jawaid, 2005] Che-Haron, C. and Jawaid, A. (2005). The effect of machining on surface integrity of titanium alloy ti-6al-4v. *Journal of Materials Processing Technology*, 166(2) :188 – 192.
- [Chen et al., 2004] Chen, L., El-Wardany, T., and Harris, W. (2004). Modelling the effects of flank wear land and chip formation on residual stresses. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 53(1) :95–98.
- [Combres and Champin, 1995] Combres, Y. and Champin, B. (1995). *Traitement thermique des aalliage de titane*. Techniques de l’ingénieur M557.

- [Dearnly and Grearson, 1986] Dearnly, P. and Grearson, A. (1986). Evaluation of principal wear mechanisms of cemented carbide and ceramics used for machining titanium alloy imo 318. *Material Science and Technology*, 2 :47–58.
- [Deng and Shet, 2003] Deng, X. and Shet, C. (2003). Residual stresses and strains in orthogonal cutting. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 43 :573–587.
- [Doyle et al., 1979] Doyle, E., Horne, J., and Tabor, D. (1979). Frictional interactions between chip and rake face in continuous chip formation. *Proceedings of the Royal Society of London. Series A. Mathematical and Physical Sciences*, 366 :173–183.
- [Dudzinski and Molinari, 1997] Dudzinski, D. and Molinari, A. (1997). A modelling of cutting for viscoplastic materials. 39 :369–389.
- [Elanayar and Shin, 1944] Elanayar, V. and Shin, Y. (1944). Modeling of tool forces for worn tools : flank wear effects. *Materials Issues in Machining-II and The Physics of Machining Processes-II*, pages 341–361.
- [Endres et al., 1995a] Endres, W., DeVor, R., and Kapoor, S. (1995a). A dual-mechanism approach to the prediction of machining forces, part 1 : Model development. *Journal of Engineering for Industry*, 117(4) :526–533.
- [Endres et al., 1995b] Endres, W., DeVor, R., and Kapoor, S. (1995b). A dual-mechanism approach to the prediction of machining forces, part 2 : Calibration and validation. *Journal of Engineering for Industry*, 117(4) :534–541.
- [Engin and Altintas, 2001a] Engin, S. and Altintas, Y. (2001a). Mechanics and dynamics of general milling cutters. part i : helical end mills. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, 41 :2195–2212.
- [Engin and Altintas, 2001b] Engin, S. and Altintas, Y. (2001b). Mechanics and dynamics of general milling cutters. part ii : inserted cutters. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, 41 :2213–2231.
- [Ernst, 1938] Ernst, H. (1938). Physics of metal cutting. in machining of metals. *American society for Metals*, pages 1–34.
- [Ezugwu and Wang, 1997] Ezugwu, E. and Wang, Z. (1997). Titanium alloys and their machinability - a review. *Journal of Mat*, 68 :262–274.
- [Fang and Dewhurst, 2005] Fang, N. and Dewhurst, P. (2005). Slip-line modeling of built-up edge formation in machining. *International Journal of Mechanical Sciences*, 47(7) :1079 – 1098.
- [Fitzsimmons and Sarin, 2001] Fitzsimmons, M. and Sarin, V. (2001). Development of cvd wc-co coatings. *Surface and Coatings Technology*, 137 :158–163.

- [Fontaine, 2004] Fontaine, M. (2004). *Modélisation thermomecanique du fraisage de forme et validation experimentale*. PhD thesis, Université de Metz.
- [Friedman and Lenz, 1970] Friedman, M. and Lenz, E. (1970). Investigation of tool-chip contact length in metal cutting. *International Journal of Machine Tool Design and Research*, 10 :401–416.
- [Geng and Xu, 2008] Geng, G. and Xu, J. (2008). Surface integrity and fatigue property of a high speed milled titanium alloy. *Advanced Materials Research*, 53-54(305-310).
- [Ginting and Nouari, 2009] Ginting, A. and Nouari, M. (2009). Surface integrity of dry-machined titanium alloys. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 49(3-4) :325–332.
- [Hartung and Kramer, 1982] Hartung, P. and Kramer, B. (1982). Tool wear in titanium machining. *CIRP Annals*, 1 :75–80.
- [Hastings et al., 1980] Hastings, W., Mathew, P., and Oxley, P. (1980). A machining theory for predicting chip geometry, cutting forces, etc. from work material properties and cutting conditions. *Proceeding of the Royal Society of London A*, 371 :569–587.
- [Hirao et al., 1982] Hirao, M., Tlustý, R., Sowerby, R., and Chandra, G. (1982). Chip formation with chamfered tools. *ASME Journal of Industry*, 104 :339–342.
- [Hou and Komanduri, 1995] Hou, Z. and Komanduri, R. (1995). On a thermomechanical model of shear instability in machining. *CIRP Annals*, 44(1) :69–73.
- [Hughes et al., 2006] Hughes, J., Sharman, A., and Ridgway, K. (2006). The effect of cutting tool material and edge geometry on tool life and workpiece surface integrity. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, part B : Journal of Engineering Manufacture*, 220(2) :93–107.
- [Jacobson and Wallen, 1988] Jacobson, S. and Wallen, P. (1988). A new classification system for dead zone in metal cutting. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 28(4) :529–538.
- [Jaspers and Dautzenberg, 2002] Jaspers, S. and Dautzenberg, J. (2002). Material behaviour in metal cutting : strains, strain rates and temperatures in chip formation. *Journal of Materials Processing technology*, 121 :123–135.
- [Javidi et al., 2008] Javidi, A., Rieger, U., and Eichseder, W. (2008). The effect of machining on the surface integrity and fatigue life. *International Journal of Fatigue*, 30(10-11) :2050–2055.
- [Jawaid et al., 2000] Jawaid, A., Sharif, S., and Koksai, S. (2000). Evaluation of wear mechanisms of coated carbide tools when face milling titanium alloy. *Journal of Materials Processing Technology*, 99 :266–274.

- 
- [Joyot, 1994] Joyot, P. (1994). *Modélisation numérique et expérimentale de l'enlèvement de matière, Application à la coupe orthogonale*. PhD thesis, Université de Bordeaux 1.
- [Junz-Wang and Zheng, 2002] Junz-Wang, J. and Zheng, C. (2002). An analytical force model with shearing and ploughing mechanisms for end milling. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 42 :761–771.
- [Karpap and Ozel, 2006a] Karpap, Y. and Ozel, T. (2006a). Predictive analytical and thermal modeling of orthogonal cutting process-part i : Predictions of tool forces, stresses, and temperature distributions. *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, 128(2) :435–444.
- [Karpap and Ozel, 2006b] Karpap, Y. and Ozel, T. (2006b). Predictive analytical and thermal modeling of orthogonal cutting process-part ii : Effect of tool flank wear on tool forces, stresses, and temperature distributions. *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, 128(2) :445–453.
- [Karpap and Ozel, 2008] Karpap, Y. and Ozel, T. (2008). Analytical and thermal modeling of high-speed machining with chamfered tools. *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, 130(1).
- [Kato et al., 1972] Kato, S., Yamaguchi, K., and Yamada, M. (1972). Stress distribution at the interace between tool and chip in machining. *Ame*, 94 :683–689.
- [Kirk, 1976] Kirk, D. (1976). Tools and dies for industry. *Proc. Conf., Met. Soc., London*, 7 :77–98.
- [Komanduri and Hou, 2000] Komanduri, R. and Hou, Z. (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(9) :1715–1752.
- [Komanduri and Hou, 2002] Komanduri, R. and Hou, Z. (2002). On thermoplastic shear instability in the machining of a titanium alloy (ti-6al-4v). *Metallurgical and Materials Transactions A*, 33(9) :2995–3010.
- [Konig, 1978] Konig, W. (1978). Applied research on the machinability of titanium and its alloys. *Proceedings of the 47th Meeting of AGARD Structural and Materials Panel, Florence, Italy*, pages 1–10.
- [Laboratory, 2012] Laboratory, L. (2012). Slitting : Comparison with other residual stress measurement methods.
- [Laheurte, 2004] Laheurte, R. (2004). *Application de la théorie du second gradient à la coupe des matériaux*. PhD thesis, Université Bordeaux 1.
- [Lee and Shaffer, 1951] Lee, E. and Shaffer, W. (1951). The theory of plasticity applied to the problem of machining. *American Society of Mechanical Engineers*, 18 :405–413.

- [Lee and Altintas, 1996] Lee, P. and Altintas, Y. (1996). Prediction of ball-end milling forces from orthogonal cutting data. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 36(9) :1059–1072.
- [Leyens and Peters, 2003] Leyens, C. and Peters, M. (2003). *Titanium and Titanium Alloys*. Wiley-VCH.
- [Lütjering, 1998] Lütjering, G. (1998). *Materials Science and Engineering A*, 243 :32.
- [Lütjering and Williams, 2003] Lütjering, G. and Williams, J. (2003). *Titanium*. Springer.
- [Machado and Wallbank, 1990] Machado, A. and Wallbank, J. (1990). Machining of titanium and its alloys - a review. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B : Journal of Engineering Manufacture*, 204(12) :53–60.
- [Mallock, 1881] Mallock, A. (1881). The acting of cutting metals. *Proceedings of the Royal Society of London*, 33 :127–139.
- [Manyindo and Oxley, 1986] Manyindo, B. and Oxley, P. (1986). Modeling the catastrophic shear type of chip when machining stainless steel. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers*, 200 :349–358.
- [Maurel-Pantel et al., 2012] Maurel-Pantel, A., Fontaine, M., Thibaud, S., and Gelin, J. (2012). 3d fem simulations of shoulder milling operations on a 304 l stainless steel. *Simulation Modelling Practice and Theory*, 22 :13–27.
- [McGill et al., 1978] McGill, R., Tukey, J., and Larsen, W. (1978). Variations of box plots. *The American Statistician*, 32(1) :12–16.
- [Merchant, 1944] Merchant, M. (1944). Basic mechanics of the metal cutting process. *Journal of applied Mechanics*, 11 :168–175.
- [Mondelin, 2012] Mondelin, A. (2012). *Modélisation de l'intégrité des surface usinées. Application au cas du tournage finition de l'acier inoxydable 15-5PH*. PhD thesis, Ecole Centrale de Lyon.
- [Moufki et al., 1998] Moufki, A., Molinari, A., and Dudzinski, D. (1998). Modelling of orthogonal cutting with a temperature dependent friction law. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 46(10) :2103–2138.
- [Moussaoui, 2013] Moussaoui, K. (2013). *Influence de l'usinage sur la durée de vie en fatigue de pièces aéronautiques en alliage de titane*. PhD thesis, Université Toulouse 3 Paul Sabatier.
- [Moussaoui et al., 2015] Moussaoui, K., Mousseigne, M., Senatore, J., Chieragatti, R., and Lamesle, P. (2015). Influence of milling on the fatigue lifetime of a ti6al4v titanium alloy. *Metals*, 5 :1148–1162.

- [Movahhedy et al., 2002] Movahhedy, M., Altintas, Y., and Gadala, M. (2002). Numerical analysis of metal cutting with chamfered and blunt tools. *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, 124(2) :178–188.
- [Nabhani, 2001] Nabhani, F. (2001). Wear mechanisms of ultra-hard cutting tools materials. *Journal of Materials Processing Technology*, 115(3) :402–412.
- [Narutaki et al., 1983] Narutaki, N., Murakoshi, A., and Motonishi, S. (1983). Study on machining titanium alloys. *CIRP Annals*, 32(1) :65–69.
- [Ning et al., 2011] Ning, Y., Rahman, M., and Wong, Y. (2011). Investigation of chip formation in high speed end milling. *Journal of Materials Processing technology*, 113 :360–367.
- [Nouari et al., 2008] Nouari, M., Calamaz, M., and Girot, F. (2008). Mécanismes d’usure des outils coupants en usinage a sec de l’alliage de titane aéronautique ti-6al-4v. *Comptes rendus. Mécanique*, 336 :772–781.
- [Oraby and Alaskari, 2011] Oraby, S. and Alaskari, A. (2011). Mathematical modeling experimental approach of the friction on the tool-chip interface of multicoated carbide turning inserts. *International Journal of Mechanical, Aerospace, Industrial, Mechatronic and Manufacturing Engineering*, 5(3).
- [Oxley, 1989] Oxley, P. (1989). Mechanics of machining : an analytical approach to assessing machinability. *Ellis Horwood Limited(UK), 1989,*, page 242.
- [Oxley and Hastings, 1977] Oxley, P. and Hastings, W. (1977). Predicting the strain rate in the zone of intense shear in which the chip is formed in machining from dynamic flow stress properties of the work material and the cutting conditions. *Proceedings of the Royal Society of London. Series A. Mathematical and Physical Sciences*, 356(1686) :395–410.
- [Ozel and Altan, 2000] Ozel, T. and Altan, T. (2000). Determination of workpiece flow stress and friction at the chip-tool contact for high-speed cutting. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 40(1) :133–152.
- [Pantale, 1996] Pantale, O. (1996). *Modélisation et simulation tridimensionnelles de la coupe des métaux*. PhD thesis, Université de Bordeaux 1.
- [Pantale et al., 2004] Pantale, O., Bacaria, J., Dalverny, O., Rakotomalala, R., and Caperaa, S. (2004). 2d and 3d numerical models of metal cutting with damage effects. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, 193(39-41) :4383–4399.
- [Park et al., 2011] Park, K., Beal, A., Kim, D., Kwon, P., and Lantrip, J. (2011). Tool wear in drilling of composite/titanium stacks using carbide and polycrystalline diamond tools. *Wear*, 271 :2826–2835.

- [Poletika, 1969] Poletika, M. (1969). Contact loads on tool faces. *Machinostromie*.
- [Poulachon et al., 2001] Poulachon, G., Dessoly, M., Calvez, C. L., Lebrun, J., Prunet, V., and Jawahir, I. (2001). An investigation of the influence of sulphide inclusions on tool-wear in high speed milling of tool steels. *Wear*, 250 :334–343.
- [Ramanath and Shaw, 1988] Ramanath, S. and Shaw, M. (1988). Surface temperatures in grinding. *Journal of Engineering for industry*, 110 :15–18.
- [Ramesh et al., 2008] Ramesh, S., Karunamoorthy, L., and Palnikumar, K. (2008). Fuzzy and analysis of machining parameters in machining titanium alloy. *Materials and manufacturing Processes*, 23(4) :439.
- [Ranganath et al., 2007] Ranganath, S., Campbell, A., and Gorkiewicz, D. (2007). A model to calibrate and predict forces in machining with honed cutting tools or inserts. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 47(5) :820–840. Tehran International Congress on Manufacturing Engineering (TICME2005), Tehran International Congress on Manufacturing Engineering (TICME2005).
- [Recht, 1964] Recht, R. (1964). Catastrophic thermoplastic shear. *ASME 31*, pages 189–193.
- [Reddy et al., 2001] Reddy, R., DeVor, R., and Kapoor, S. (2001). A mechanistic force model for combined axial-radial contour turning. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 41(11) :1551–1572.
- [Ren and Altintas, 2000] Ren, H. and Altintas, Y. (2000). Mechanics of machining with chamfered tools. *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, 122(4) :650–659.
- [Rubenstein, 1990] Rubenstein, C. (1990). The edge force component in oblique cutting. *Int. Journal Machine Tools and Mfr*, 30 :141–149.
- [Sabberwall, 1961] Sabberwall, A. (1961). Chip section and cutting force model during the milling operation. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 10.
- [Salio et al., 2006] Salio, M., Berrutti, T., and Poli, G. D. (2006). Prediction of residual stresses distribution after turning in turbine disks. 48 :976–984.
- [Sasahara, 2005] Sasahara, H. (2005). The effect on fatigue life of residual stress and surface hardness resulting from different cutting conditions of 0.45 *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 45(2) :131–136.
- [Sasahara et al., 2004] Sasahara, H., Obikawa, T., and Shirakashi, T. (2004). Prediction model of surface residual stress within a machined surface by combining two orthogonal models. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 44 :815–822.

- 
- [Seo et al., 2005] Seo, S., Min, O., and Yang, H. (2005). Constitutive equation for ti-6al-4v at high temperatures measured using shpb technique. *International Journal of Impact Engineering*, 31(6) :735–754.
- [Shaw and Vyas, 1993] Shaw, M. and Vyas, A. (1993). Chip formation in the machining of hardened steel. *CIRP Annals*, 42(1) :29–33.
- [Shaw and Vyas, 1998] Shaw, M. and Vyas, A. (1998). The mechanisms of chip formation with hard turning steel. *CIRP Annals*, 47(1) :77–82.
- [Shi et al., 2002] Shi, G., Deng, X., and Shet, C. (2002). A finite element study of the effect of friction in orthogonal metal cutting. *Finite Elements in Analysis and Design*, 38 :863–883.
- [Siekman, 1955] Siekman, H. (1955). How to machine titanium. *Tool Engineer*, pages 78–82.
- [Smith et al., 2007] Smith, S., Melkote, S., Lara-Curzio, E., Watkins, T., Allard, L., and Riester, L. (2007). Effect of surface integrity of hard turned aisi 52100 steel on fatigue performance. *Material Science Engineering A*, 459 :337–346.
- [Su and Liu, 2013] Su, G. and Liu, Z. (2013). Analytical and experimental study on formation of concentrated shear band of saw tooth chip in high-speed machining. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 65 :1735–1740.
- [Subramanian et al., 1993] Subramanian, S., Ingle, S., and Kay, D. (1993). Design of coatings to minimize tool crater wear. *Surf Coat. Tech.*, 61 :293–299.
- [Sun and Guo, 2009] Sun, J. and Guo, Y. (2009). A comprehensive experimental study on surface integrity by end milling ti-6al-4v. *Journal of Materials Processing Technology*, 209(8) :4036–4042.
- [Sun et al., 2009] Sun, S., Brandt, M., and Dargusch, M. (2009). Characteristics of cutting forces and chip formation in machining of titanium alloys. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, 49 :561–568.
- [Suraratchai, 2006] Suraratchai, M. (2006). *Influence de l'état de surface sur la tenue en fatigue de l'alliage d'aluminium 7010*. PhD thesis, Université Toulouse III - Paul Sabatier.
- [Taylor, 1907] Taylor, F. (1907). On the art of cutting metals. *ASME* 28, pages 121–163.
- [Thomas et al., 2010] Thomas, M., Turner, S., and Jackson, M. (2010). Microstructural damage during high-speed milling of titanium alloys. *Scripta Materialia*, 65(5) :250–253.
- [Turley and Doyle, 1982] Turley, D. and Doyle, E. (1982). Calculation of shear strains in formation in titanium. *Materials Science and Engineering*, 55 :45–48.

- [Ulutan et al., 2007] Ulutan, D., Alaca, B., and Lazoglu, I. (2007). Analytical modelling of residual stresses in machining. *Journal of Materials Processing Technology*, 183 :77–87.
- [Ulutan and Ozel, 2011] Ulutan, D. and Ozel, T. (2011). Machining induced surface integrity in titanium and nickel alloys : a review. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 51(3) :250–280.
- [Valliorgue, 2008] Valliorgue, F. (2008). *Simulation des process de génération de contraintes résiduelles en tournage du 316L. Nouvelle approche numérique et expérimentale*. PhD thesis, Ecole Nationale Supérieure des Mines de Saint-Etienne.
- [Wagner, 2011] Wagner, V. (2011). *Amélioration de la productivité en usinage d'un titane réfractaire : le Ti5553*. PhD thesis, Université de Toulouse.
- [Wagner et al., 2015] Wagner, V., Baili, M., and Desein, G. (2015). The relationship between the cutting speed, tool wear, and chip formation during ti-5553 dry cutting. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 76 :893–912.
- [Wagner et al., 2012] Wagner, V., Vissio, A., Chanal, H., and Duc, E. (2012). Etude de la relation entre les conditions de coupe et la morphologie des copeau en fraisage de l'aluminium 2050. In *MUGV*. MUGV 2012.
- [Waldorf et al., 1997] Waldorf, D., DeVor, R., and Kapoor, S. (1997). A slip line field for ploughing during orthogonal cutting. *Int. J. Mach. Tools Manuf*, 6-1 :121–128.
- [Weil, 1966] Weil, R. (1966). Les phénomènes d'usure au contact du copeau et de l'outil : formation de couche de diffusion à la surface des outils en carbures métalliques. *Revue Française de Mécanique*, 18-19 :63–72.
- [Wu and Zhang, 2014] Wu, H. and Zhang, S. (2014). 3d fem simulation of milling process for titanium alloy ti6al4v. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 71 :1319–1326.
- [Yousfi et al., 2015] Yousfi, W., Darnis, P., Cahuc, O., Laheurte, R., and Calamaz, M. (2015). 3d modeling of strain field and strain rate in the cutting area : application to milling. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, pages 1–12.
- [Zhang et al., 1991] Zhang, H., Liu, P., and Hu, R. (1991). A three zone model and solution of shear angle in orthogonal machining. *Wear*, 122 :650–659.
- [Zorev, 1963] Zorev, N. (1963). Inter-relationship between shear processes occurring along tool face and shear plane in metal cutting. *ASME, New York*, pages 42–49.

---

# Annexe 1

---

Cette annexe expose les caractéristiques des différents dispositifs utilisés pour nos expériences. Ainsi nous présenterons :

- La machine utilisée pour les essais de fraisage (Huron KX10)
- La machine utilisée pour les essais de tournage (Genymab 900 Somab)
- La platine de mesure d'efforts en fraisage (Kistler 9257B)
- La platine de mesure d'efforts en tournage (Kistler 9129A)
- Les caractéristiques de la caméra rapide (Photron Fastcam SA1)

## Caractéristiques des dispositifs utilisés pour les essais de fraisage

### Fraiseuse

Pour les essais de fraisage montrés dans le chapitre 2, nous avons utilisé un centre d'usinage KX10 de Huron à 3 axes, à portique et table mobile (figure 4.6.1).



FIGURE 4.6.1 – Centre d'usinage Huron KX10

Le tableau *tab. 4.7* présente les principales caractéristiques du centre d'usinage utilisé.

Huron KX10	
Caractéristiques géométriques	
Course de l'axe X (chariot sur portique)	1000 mm
Course de l'axe Y (table mobile)	700 mm
Course de l'axe Z ( porte broche)	550 mm
Surface utile de la table	1250 x 700 mm <sup>2</sup>
Charge maximale admissible de la table	1500 kg
Caractéristiques de la broche	
Electrobroche	GMN
Gamme de vitesse de rotation	100 à 24000 tr/min
Puissance maximale	20 kW
Type d'attachement	HSK 63 A
Caractéristiques des déplacements	
Avance rapide X Y	30 000 mm/min
Avance rapide Z	18 000 mm/min
Avance travail	1 à 10 000 mm/min
Accélération maximale	5 m/s <sup>2</sup>
Précisions sur les axes selon norme VDI/DGQ 3441	
Incertitude	7 $\mu$ m
Répétabilité	5 $\mu$ m
Caractéristiques de la commande numérique	
Modèle	Simens 840 D
Interpolation	ISO, Spline et Polynomiale
Caractéristiques de l'arrosage	
Lubrification classique	3 bar — 30 l/min Soufflage d'air 6 bar
Micropulvérisation périphérique	6 bar
Lubrification haute pression centre outil	80 bar

TABLE 4.7 – Caractéristiques du centre d'usinage

## Platine de mesure d'efforts

La platine de mesure d'efforts utilisée pour le fraisage est une platine dynamométrique 9257B trois composantes de chez Kistler (*fig. 4.6.2*). Ses principales caractéristiques sont présentées *tab. 4.8*.



FIGURE 4.6.2 – Platine de mesure d'efforts 9257B

Platine 9257B	
Plage de mesure $F_x, F_y, F_z$	$\pm 5\text{kN}$
Sensibilité $F_x, F_y$	10 mV/N
Sensibilité $F_z$	5 mV/N
Fréquence propre $f_{nx}, f_{ny}$	2 kHz
Fréquence propre $f_{nz}$	3,5 kHz
Plage de température de service	0 / 60°C
Dimensions	170x100x60 mm <sup>3</sup>
Protection selon EN60529	IP67
Masse	7,4 kg

TABLE 4.8 – Caractéristiques de la platine de mesure d'efforts

## Caractéristiques des dispositifs utilisés pour les essais de tournage

### Tour

Pour les essais de tournage montrés dans le chapitre 2 et de coupe orthogonale montrés dans le chapitre 3, nous avons utilisé un centre de tournage fraisage Genymab 900 de chez Somab (*fig. 4.6.3*).



FIGURE 4.6.3 – Centre de tournage fraisage Genymab 900

Les principales caractéristiques de ce centre de tournage fraisage sont exposées dans le tableau *tab. 4.9*.

Genymab 900	
Caractéristiques géométriques	
Course de l'axe X (vertical)	600 mm
Course de l'axe Y (transversal)	700 mm
Course de l'axe Z (longitudinal)	900 mm
Diamètre du mandrin	250 mm
Caractéristiques de la broche	
Vitesse de broche maximale	2000 tr/min
Puissance maximale	22 / 36 kW
Couple maximal	1230 Nm
Caractéristiques de la commande numérique	
Modèle	Siemens 840D Solution Line
Interpolation	ISO, Spline et Polynomiale
Caractéristiques de l'arrosage	
Lubrification classique	7 / 50 bar
Lubrification haute pression centre outil	350 bar

TABLE 4.9 – Caractéristiques du centre d'usinage

## Platine de mesure d'efforts

La platine de mesure d'efforts utilisée pour le fraisage est une platine dynamométrique 9129A trois composantes de chez Kistler (*fig. 4.6.4*). Ses principales caractéristiques sont présentées *tab. 4.8*.



FIGURE 4.6.4 – Platine de mesure d'efforts 9129A

Platine 9129A	
Plage de mesure $F_x, F_y, F_z$	$\pm 10\text{kN}$
Sensibilité $F_x, F_z$	$-8 \text{ pC/N}$
Sensibilité $F_y$	$-4.1 \text{ pC/N}$
Fréquence propre $f_{nx}, f_{nz}$	$3,5 \text{ kHz}$
Fréquence propre $f_{ny}$	$4,5 \text{ kHz}$
Plage de température de service	$0 / 60^\circ\text{C}$
Dimensions	$150 \times 107 \times 32 \text{ mm}^3$
Protection selon EN60529	IP67
Masse	$5,2 \text{ kg}$

TABLE 4.10 – Caractéristiques de la platine de mesure d'efforts

## Caméra rapide

La caméra rapide utilisée pour la mesure des longueurs de contact et angles de cisaillement des essais de coupe orthogonale (chapitre 3) est une caméra Fastcam SA1 de chez Photron (*fig. 4.6.5*). Ses caractéristiques sont exposées dans le tableau *tab. 4.11*.



FIGURE 4.6.5 – Caméra rapide Fastcam SA1

Dimensions et poids	160x153x242.5 mm <sup>3</sup> ;5.9 kg
Plage de températures admissibles	0 °C/40 °C
Fréquence d'acquisition de 1000 images · s <sup>-1</sup> (min)	
Résolution	1024x1024 pixels <sup>2</sup>
Temps d'acquisition	5.46 s
Fréquence d'acquisition de 3000 images · s <sup>-1</sup>	
Résolution	1024x1024 pixels <sup>2</sup>
Temps d'acquisition	1.82 s
Fréquence d'acquisition de 5000 images · s <sup>-1</sup>	
Résolution	1024x1024 pixels <sup>2</sup>
Temps d'acquisition	1.09 s
Fréquence d'acquisition de 675000 images · s <sup>-1</sup>	
Résolution	64x16 pixels <sup>2</sup>
Temps d'acquisition	8.28 s

TABLE 4.11 – Caractéristiques de la caméra rapide Photron SA1



---

## Annexe 2

---

Cette annexe apporte les précisions sur le calcul de certains termes exposés dans la thèse et présente également les paramètres des lois d'évolution employées. Ainsi seront exposés :

- la modélisation de Ren et Altintas [Ren and Altintas, 2000] (chapitre 3),
- l'utilisation faite de la modélisation d'Oxley [Oxley, 1989] (chapitre 3),
- les paramètres utilisés pour la loi de Johnson-Cook (chapitres 3 et 4),
- les propriétés thermiques du TA6V employées
- le calcul du coefficient de partage  $\beta$  (chapitres 3 et 4),
- le calcul du coefficient de partage de chaleur  $\Lambda_3$  entre la plaquette et la matière usinée (chapitre 4).

### Modélisation de Ren

Nous présentons plus en détails les calculs permettant l'obtention des différents efforts et températures obtenus dans le chapitre 3 (coupe avec zone morte en pointe de l'outil). Les données d'entrée de la modélisation sont les efforts  $F_c$ ,  $F_r$  et l'angle de cisaillement  $\varphi_s$ .

#### Les actions mécaniques du chanfrein

La géométrie de la coupe est présentée figure *fig.* 4.6.6.

Les efforts générés par le chanfrein sont donnés par l'équation 4.6.1.

$$\begin{cases} F_{cf-c} = (\tau_{BO} \cdot \cos(\varphi_s) + \sigma_{BO} \cdot \sin(\varphi_s)) \cdot \frac{b_{cf} \cdot \sin(\alpha_1) \cdot w}{\cos(\varphi_s)} \\ F_{cf-t} = (\sigma_{BO} \cdot \cos(\varphi_s) - \tau_{BO} \cdot \sin(\varphi_s)) \cdot \frac{b_{cf} \cdot \sin(\alpha_1) \cdot w}{\cos(\varphi_s)} \end{cases} \quad (4.6.1)$$

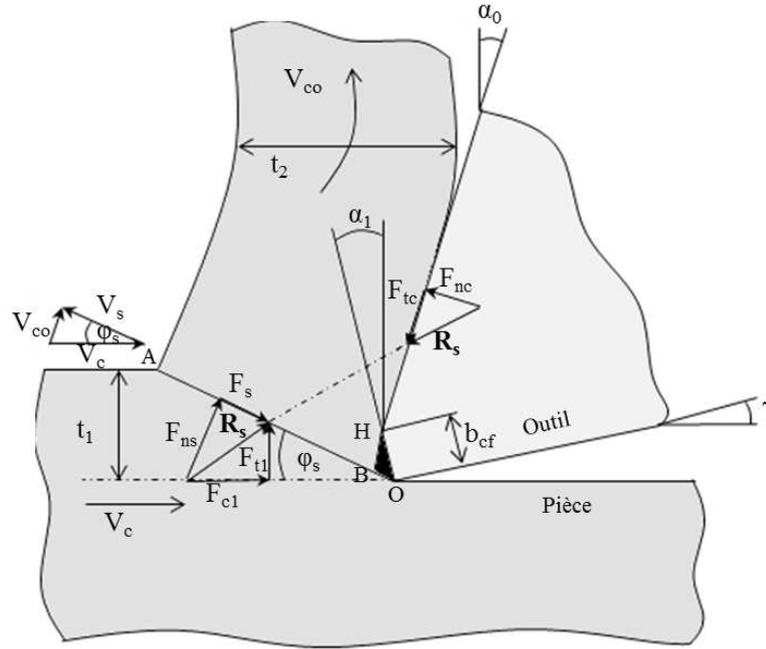


FIGURE 4.6.6 – Géométrie de coupe du modèle de Ren[Ren and Altintas, 2000]

$w$  représente la profondeur de coupe et  $\tau_{BO}$  et  $\sigma_{BO}$  sont les contraintes tangentielles et normales développées le long de l'interface BO de la zone morte. Ces contraintes sont données par les équations 4.6.2 et 4.6.3.

$$\begin{cases} \sigma_{BO} = k_{cf} \cdot \left(1 + \frac{3 \cdot \pi}{2} - \sin(2 \cdot \varphi_s)\right) \\ \tau_{BO} = k_{cf} \cdot \cos(2 \cdot \varphi_s) \end{cases} \quad (4.6.2)$$

$$k_{cf} = \frac{\sigma_{cf}}{\sqrt{3}} \quad (4.6.3)$$

$\sigma_{cf}$  représente la contrainte d'écoulement du matériau au niveau de la zone du chanfrein. Cette contrainte est donc calculée grâce à la loi de plasticité employée : la loi de Johnson-Cook. La formulation choisie (eq. 4.6.4) intègre une dépendance à la déformation, au taux de déformation et à la température.

$$\sigma_{cf} = [A + B\epsilon_{cf}^n][1 + C \log\left(\frac{\dot{\epsilon}_{cf}}{\dot{\epsilon}_0}\right)][1 - \left(\frac{T_{cf} - T_r}{T_f - T_r}\right)^m] \quad (4.6.4)$$

avec  $\epsilon_{cf}$ ,  $\dot{\epsilon}_{cf}$  et  $T_{cf}$  la déformation plastique, la vitesse de déformation plastique et la température au niveau de la zone de chanfrein.  $A$  représente la limite élastique du matériau,  $B$

et  $n$  les paramètres d'érouissage liés à la déformation,  $C$  le paramètre d'érouissage lié à la sensibilité de la contrainte au taux de déformation,  $m$  le paramètre d'érouissage lié à la sensibilité de la contrainte à la température.  $T_r$  et  $T_f$  sont respectivement la température ambiante et la température de fusion du matériau.

La déformation  $\epsilon_{cf}$  et la vitesse de déformation  $\dot{\epsilon}_{cf}$  sont calculées à partir de la relation géométrique des lignes de glissement :

$$\epsilon_{cf} = \frac{\tan(\varphi_s)}{1 + \tan(\varphi_s)} \quad (4.6.5)$$

$$\dot{\epsilon}_{cf} = \frac{\epsilon_{cf} \cdot V_c}{b_{cf} \sin(\alpha_1)}. \quad (4.6.6)$$

Avec  $b_{cf}$  la largeur du chanfrein et  $\alpha_1$  l'angle de chanfrein. La température  $T_{cf}$  est donnée par la relation suivante :

$$T_{cf} = T_{AB} + \frac{E_{cf}}{\rho c} \quad (4.6.7)$$

avec  $\rho$  et  $c$  la densité et la chaleur spécifique du matériau, et  $T_{AB}$  l'élévation de température moyenne dans la zone de cisaillement primaire.  $E_{cf}$  est l'énergie consommée par le chanfrein chanfrein et elle est obtenue par le calcul suivant :

$$E_{cf} = E_i + E_f = \sigma_{cf} \epsilon_{cf} + \frac{\sigma_{cf} \cos(2\varphi_s)}{\sqrt{3} \cos^2(\varphi_s) \cdot (1 + \tan(\varphi_s))} \quad (4.6.8)$$

où  $E_i$  est l'énergie plastique et  $E_f$  l'énergie de frottement.

Grâce à la formulation proposée par Oxley[Oxley, 1989], il est possible de donner la température globale dans la zone de cisaillement primaire, par la formulation 4.6.9.

$$T_{AB} = T_r + \frac{(1 - \beta) \cdot F_s \cdot \cos(\alpha_0)}{\rho \cdot c \cdot w \cdot t_1 \cdot \cos(\varphi_s - \alpha_0)} \quad (4.6.9)$$

$\beta$  représente la proportion de chaleur générée par le cisaillement primaire et évacuée dans la pièce.

Les efforts de cisaillement  $F_s$  sont donnés par l'équation obtenue d'après les travaux de Merchant[Merchant, 1944] eq.4.6.10.

$$F_s = (F_c - F_{cf-c}) \cdot \cos(\varphi_s) - (F_r - F_{cf-t}) \cdot \sin(\varphi_s) \quad (4.6.10)$$

Ainsi, il est possible de déterminer les forces tangentielles et normales le long de la face de coupe par l'équation 4.6.11.

$$\begin{cases} F_{tc} = (F_r - F_{cf-t}) \cdot \cos(\alpha_0) + (F_c - F_{cf-c}) \cdot \sin(\alpha_0) \\ F_{nc} = (F_c - F_{cf-c}) \cdot \cos(\alpha_0) - (F_t - F_{cf-t}) \cdot \sin(\alpha_0) \end{cases} \quad (4.6.11)$$

## Estimation de la température à l'interface outil-copeau

Nous rappelons l'équation permettant l'estimation de la température à l'interface outil-copeau  $T_{int}$  :

$$T_{int} = T_{AB} + 0.9 \cdot \Delta T_m. \quad (4.6.12)$$

$\Delta T_m$  représente l'élévation de température maximale au sein du copeau. Cette dernière est calculée par la modélisation simplifiée que nous avons proposée à partir des travaux d'Oxley [Oxley, 1989] *eq.* 4.6.13.

$$\Delta T_m = \exp(0.06 + 0.5 \cdot \log(R_T)) \cdot \Delta T_c \quad (4.6.13)$$

$\Delta T_c$  correspond à la température moyenne du copeau. Son calcul se fait par la relation suivante :

$$\Delta T_c = \frac{F_{tc} \cdot \sin(\varphi_s)}{\rho \cdot c \cdot w \cdot t_1 \cdot \cos(\varphi_s - \alpha_0)}. \quad (4.6.14)$$

## Modélisation d'Oxley

Nous présentons plus en détails le calcul de l'effort normal au chanfrein  $N_1$ , présenté dans le chapitre 3 (coupe sans zone morte).

En se basant sur la modélisation d'Oxley [Oxley, 1989], il est possible d'évaluer les contraintes exercées par la zone de chanfrein et de déterminer ensuite l'action de la face de coupe (d'angle  $\alpha_0$ ). La modélisation de la coupe est présentée *fig.* 4.6.7. La loi de comportement utilisée est celle de Johnson Cook. Ainsi le modèle d'Oxley donne les expressions

des pressions hydrostatiques  $p_A$  et  $p_B$  respectivement exercées aux points A et B de la zone de cisaillement primaire 4.6.154.6.164.6.17.

$$p_B = k_{AB} \cdot \left[ 1 + 2 \cdot \left( \frac{\pi}{4} - \varphi_s \right) \right] \quad (4.6.15)$$

$$p_A = \frac{2 \cdot F_{ns} \cdot \sin(\varphi_s)}{t_1 \cdot w} - p_B \quad (4.6.16)$$

$$k_{AB} = \frac{\sigma_{AB}}{\sqrt{3}} \quad (4.6.17)$$

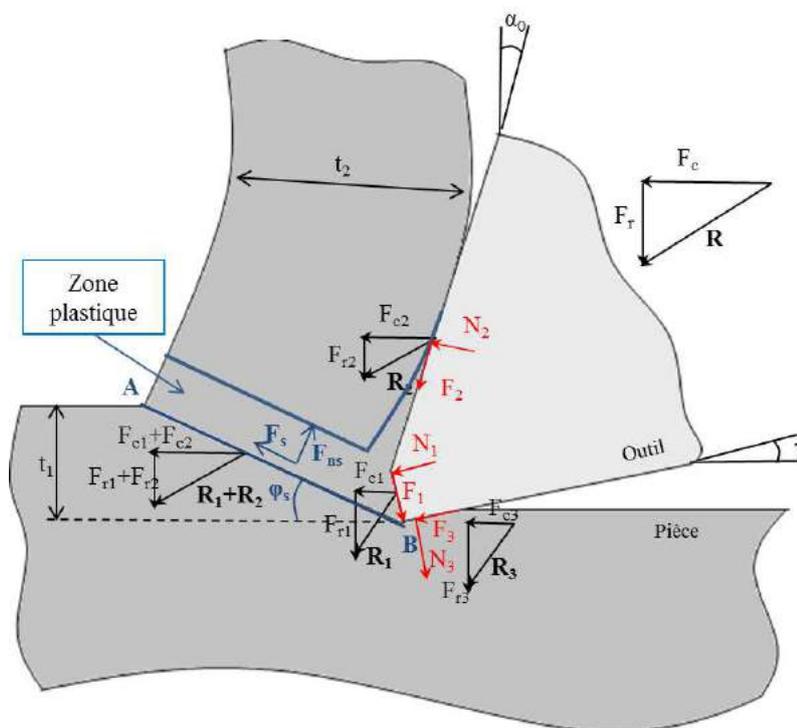


FIGURE 4.6.7 – Modélisation de la coupe

Avec  $\sigma_{AB}$  la contrainte d'écoulement du matériau dans la zone de cisaillement primaire et  $F_{ns}$  l'effort normal à l'effort de cisaillement  $F_s$ .

Enfin la contrainte normale exercée sur le chanfrein est donnée par l'équation 4.6.18.

$$\sigma_N = p_A + 2 \cdot k_{AB} \cdot (\varphi_s - \alpha_1) \quad (4.6.18)$$

Elle est reliée à l'effort  $N_1$  par la relation suivante :

$$\sigma_N = \frac{N_1}{b_{cf} \cdot w} \quad (4.6.19)$$

Avec  $b_{cf}$  la largeur du chanfrein.

## Paramètres de la loi de Johnson-Cook et propriétés thermiques

### Paramètres de la loi de Johnson-Cook

Nous décrivons ici les valeurs utilisées pour la loi de Johnson-Cook employée dans notre étude. Ces valeurs sont celles définies par Seo et al. [Seo et al., 2005] pour un TA6V (*tab.* 4.12). Les paramètres choisis sont identiques pour les deux TA6V étudiés.

$A$ (MPa)	$B$ (MPa)	$n$	$C$	$m$	$T_m$ (°C)	$\dot{\epsilon}_0$
997.9	653.1	0.45	0.0198	0.7	1668	1

TABLE 4.12 – Paramètres de la loi de Johnson-Cook pour un TA6V [Seo et al., 2005]

### Propriétés thermiques du TA6V

Les valeurs des propriétés thermiques du TA6V et leur thermo-dépendance linéaire sont celles définies par Wagner [Wagner, 2011] (*tab.* 4.13)

Chaleur spécifique	
$c$ ( $\text{J} \cdot \text{kg}^{-1} \cdot ^\circ\text{C}^{-1}$ )	température ( $^\circ\text{C}$ )
7	20
14	700
Conductivité thermique	
$K$ ( $\text{W} \cdot \text{m}^{-1} \cdot ^\circ\text{C}^{-1}$ )	température ( $^\circ\text{C}$ )
570	100
675	600
Coefficient de dilatation	
$\alpha$ ( $\text{m} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{C}$ )	température ( $^\circ\text{C}$ )
$9E - 06$	20
$1.125E - 05$	1000

TABLE 4.13 – Propriétés thermiques thermo-dépendantes [Wagner, 2011]

## Calcul des coefficients de partage

### Coefficient de partage $\beta$

Le coefficient  $\beta$  correspond à la proportion de chaleur, générée par le cisaillement primaire, évacuée dans la pièce. Il est obtenu à partir de la relation empirique proposée par Boothroyd [Boothroyd, 1963] (eq. 4.6.20).

$$\begin{aligned} \beta &= 0,5 - 0,35 \log(R_t \tan(\phi)) \quad \text{si } 0,04 < R_t \tan(\phi) < 10 \\ \beta &= 0,3 - 0,15 \log(R_t \tan(\phi)) \quad \text{si } R_t \tan(\phi) > 10 \end{aligned} \quad (4.6.20)$$

avec

$$R_t = \frac{\rho c V_c t_1}{K} \quad (4.6.21)$$

$R_t$  est un nombre thermique sans dimension,  $\rho$  la densité,  $K$  la conductivité thermique du matériau et  $c$  la chaleur spécifique du matériau.

### Coefficient de partage $\Lambda_3$

Le coefficient  $\Lambda_3$  correspond à la proportion de chaleur, générée par le frottement en face de dépouille, évacuée dans la pièce. Il est obtenu par la relation proposée par Ramanath

et Shaw [Ramanath and Shaw, 1988] (eq. 4.6.22).

$$\Lambda_3 = \frac{1}{1 + \sqrt{(K\rho c)_O/(K\rho c)_P}} \quad (4.6.22)$$

Les indices  $O$  et  $P$  se réfèrent à l'outil et la pièce.

---

## Annexe 3

---

Cette annexe présente la démarche effectuée pour le traitement des images des essais de coupe orthogonale avec acquisition des images de la coupe par caméra rapide. Elle se divise en deux parties :

- pré-traitement des images,
- traitement des images avec Matlab.

### Pré-traitement des images

Les images obtenues suite à l'acquisition par caméras rapides sont en niveaux de gris. Suivant l'éclairage mis en place lors de l'essai en question, les images brutes présentent plus ou moins de contraste et nécessitent donc une harmonisation et une mise en valeur des zones caractéristiques de la coupe (la pointe de l'outil, l'arête de coupe et le copeau) pour une meilleure exploitation. Le pré-traitement des images est effectué à l'aide du logiciel Image J.

La première étape consiste en l'application d'un calque blanc sur l'ensemble de l'outil. Les valeurs de niveaux de gris sont artificiellement imposées à 255 (blanc). Dans cette étape, il est aussi nécessaire de faire ressortir l'arête de coupe en appliquant un calque noir (niveau de gris 0) le long de l'arête sur quelques pixels de hauteur. Ensuite un calque noir est appliqué sur toute la zone située avant la face de dépouille et délimitée en hauteur par la pointe de l'outil.

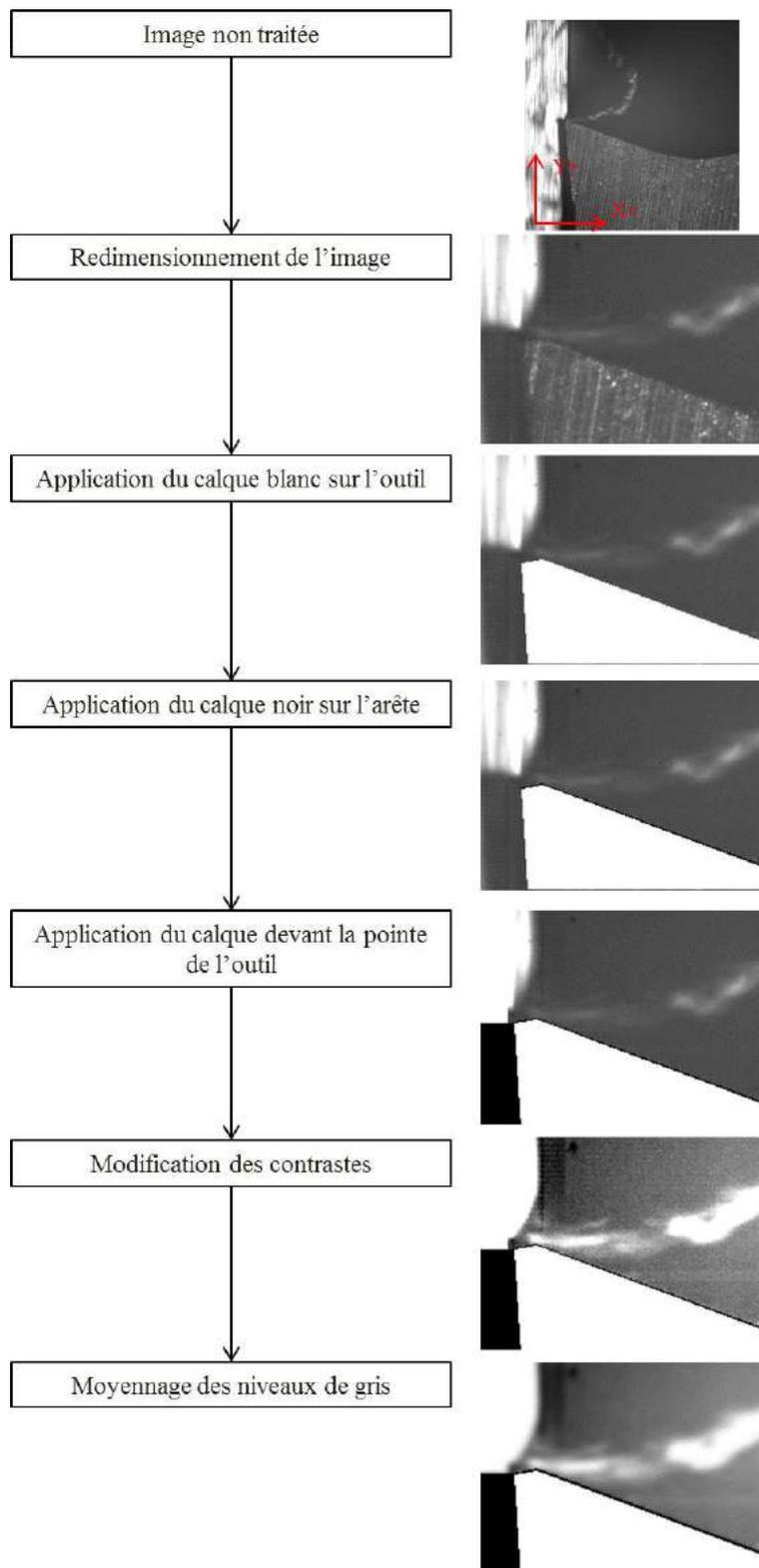


FIGURE 4.6.8 – Étapes du pré-traitement des images

Par la suite, un second calque, blanc cette fois-ci, est appliqué au dessus de ce dernier calque. L'étape suivante vise à augmenter les contrastes. Pour finir, un moyennage des valeurs de niveau de gris sur un rayon de trois pixels est appliqué sur chaque pixel n'appartenant pas aux calques. Ceci a pour but d'éliminer les grandes variations de niveaux de gris généralement causées par le bruit et compliquant l'automatisation de l'analyse par l'algorithme. L'ensemble de ces étapes est présenté *fig. 4.6.8*.

## Traitement des images avec Matlab

La première étape de l'algorithme de traitement et d'analyse des images est de localiser la pointe de l'outil. En partant de  $X = 0$  et  $Y = 0$  (coin inférieur gauche de l'image), l'algorithme recherche le dernier pixel de coordonnées  $(X = 0; Y +)$  ayant pour niveau de gris la valeur 0 (noir). La coordonnée  $Y$  retenue (correspondant à la hauteur de la pointe de l'outil) est nommée  $Y_1$ . A partir de là, l'algorithme recherche le dernier pixel de coordonnées  $(X_+; Y = Y_1)$  ayant pour niveau de gris la valeur 0. La coordonnée en  $X$  retenue est nommée  $X_1$  et de ce fait, le pixel de coordonnées  $(X_1; Y_1)$  correspond à la pointe de notre outil (*fig. 4.6.9*).

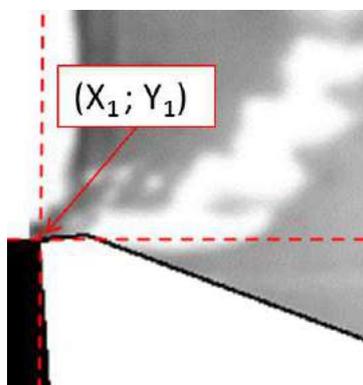


FIGURE 4.6.9 – Identification de la pointe de l'outil

A partir des coordonnées  $(X_1; Y_1)$ , colonne par colonne et en partant de  $Y = 0$ , l'algorithme cherche les derniers pixels de coordonnées  $(X > X_1; Y_+)$  ayant des niveaux de gris de valeur égale à 255 (blanc). Toutes les coordonnées de l'arête sont récupérées dans une matrice  $M_1$  (*fig. 4.6.10*).

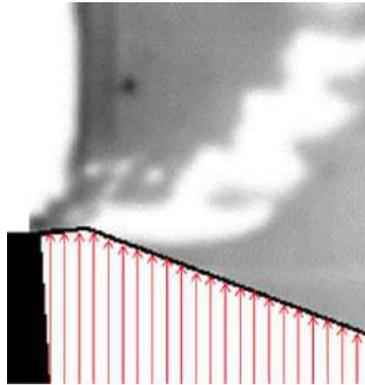


FIGURE 4.6.10 – Identification de l'arête de coupe

Ensuite, le copeau étant un des éléments réfléchissant le plus la lumière dans l'image, il est aisé de déterminer une valeur seuil de niveau de gris délimitant la surface inférieure du copeau de l'arrière plan. Cette valeur est spécifique à chaque série d'images. L'algorithme impose de façon artificielle que tous les niveaux de gris inférieurs à cette valeur seuil soient égaux à 0 (*fig. 4.6.11*).



FIGURE 4.6.11 – Modification du niveau de gris

A partir des points appartenant à l'arête, l'algorithme recherche colonne par colonne, dans le sens des  $Y$  positifs, le dernier pixel ayant un niveau de gris de 0. Ces pixels appartiennent alors à la surface inférieure du copeau. L'ensemble de ces points est rassemblé dans une matrice  $M_2$  (*fig. 4.6.12*).

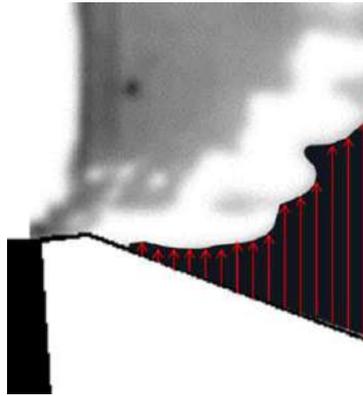


FIGURE 4.6.12 – Identification de la surface inférieure du copeau

Du fait des quelques pixels noirs créés artificiellement autour de l'arête, l'algorithme doit translater, suivant  $Y$ , la courbe représentative des points appartenant à la surface inférieure du copeau afin de la ramener en contact avec l'arête de coupe. Une nouvelle matrice  $M_3$  recueillant ces points est ainsi créée. Les matrices  $M_3$  et  $M_1$  sont ensuite comparées afin de déterminer le dernier point du copeau en contact avec l'arête de coupe, *i.e.*, le dernier point tel que  $M_3(i, j) - M_1(i, j) = 0$ . A partir de là, l'algorithme calcule la longueur de contact outil-copeau pour chaque image (*fig.* 4.6.13).

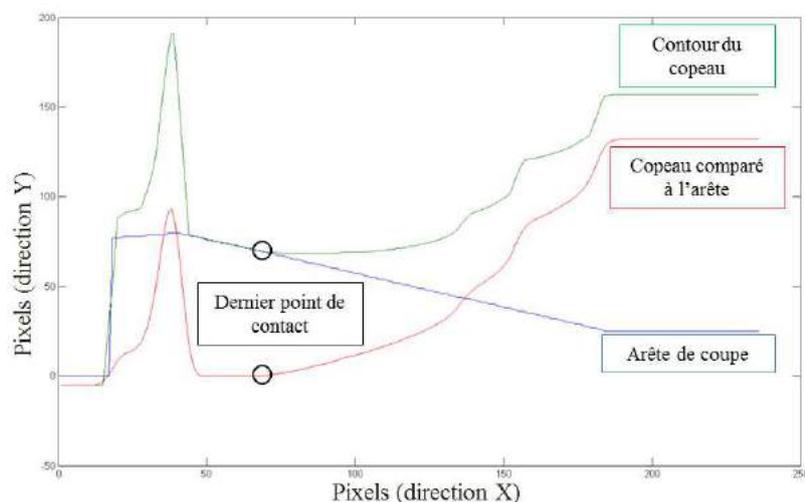


FIGURE 4.6.13 – Calcul des longueurs de contact

Les étapes du traitement d'images avec Matlab sont présentées *fig.* 4.6.14.

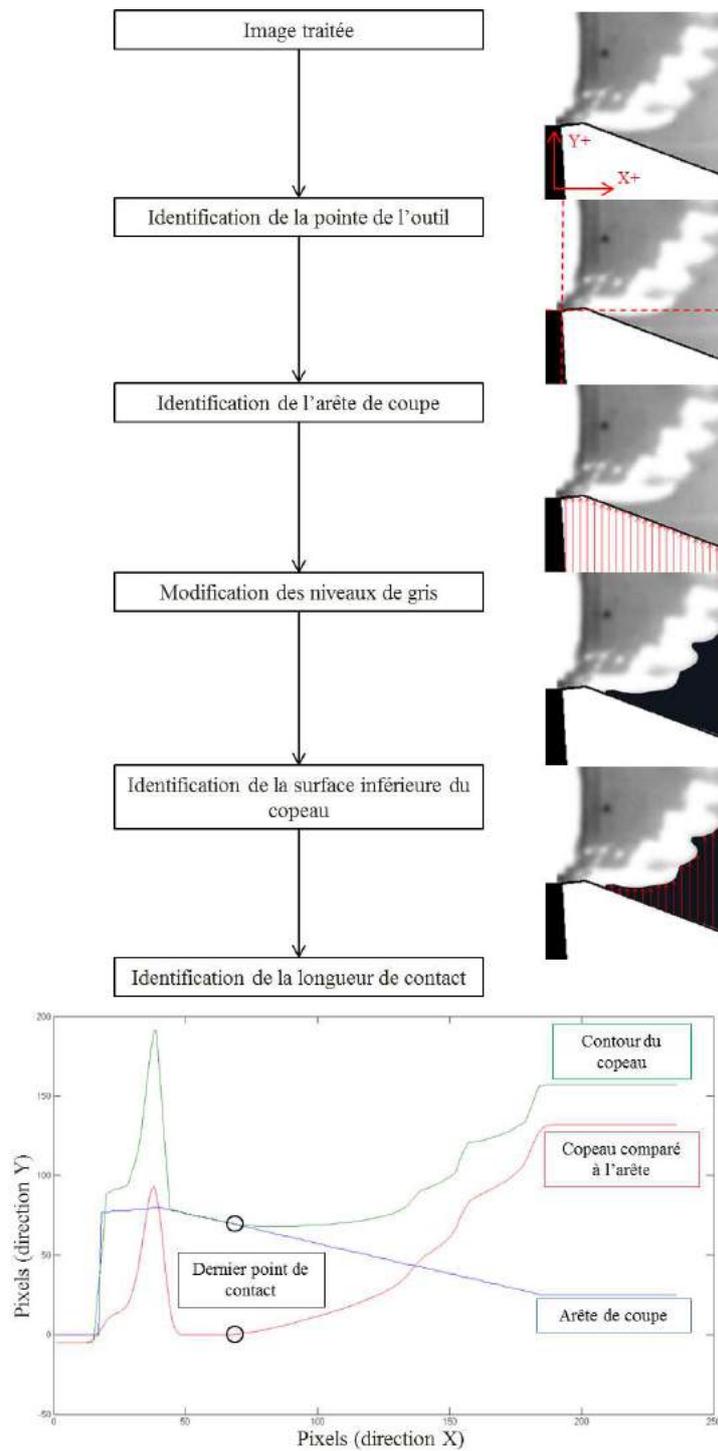


FIGURE 4.6.14 – Étapes du traitement des images avec Matlab

---

## Annexe 4

---

Cette annexe présente la démarche expérimentale du Couple Outil-Matière telle qu'elle est décrite dans la norme NF E 66-520 [AFNOR, 1994].

Le COM est une démarche expérimentale permettant d'établir, pour un outil et une matière, l'ensemble des paramètres définissant le fonctionnement de l'outil dans la matière considérée. La norme NF E 66-520 [AFNOR, 1994] préconise l'ensemble des démarches suivantes. La première étape consiste à déterminer un point de fonctionnement stable et acceptable de l'outil dans la matière, en termes de conditions de coupe (vitesse de coupe  $V_c$ , avance à la dent  $f_z$ , profondeur de passe  $a_p$  et engagement radial  $a_e$ ). Elle a pour but de vérifier la compatibilité de l'outil avec le matériau choisi et de formuler un point de référence pour la campagne d'essais qui suivra. Plusieurs critères permettent de déterminer qu'un point de fonctionnement est stable et acceptable. Le point sera jugé acceptable si la couleur et la forme des copeaux sont stables et répétitives, si l'outil ne présente pas d'usure catastrophique et si le niveau d'énergie spécifique, la durée de vie de l'outil et l'état de surfaces sont compatibles avec les objectifs d'utilisation de l'outil et du matériau. Enfin, le point sera dit stable si une faible variation en amplitude des conditions de coupe permet d'obtenir à nouveau un point de fonctionnement acceptable. Les conditions de coupe industrielles pour les outils et les matières étudiées inspireront celles choisies pour nos points de fonctionnement.

La seconde étape permet de déterminer la vitesse de coupe minimale autorisée pour le couple outil-matériau étudié. En fraisage, ce choix de vitesse de coupe est établi par observation de l'évolution de l'énergie spécifique de coupe  $W_c$  ou du coefficient spécifique de coupe  $K_c$  en fonction de la vitesse de coupe. Les conditions de coupe, autres que la vitesse de coupe, sont fixées à celles du point de fonctionnement. Les énergies  $W_c$  sont évaluées par le biais de mesures de puissance ( $P_c$ ) ou d'effort ( $F_c$ ) de coupe grâce aux relations suivantes :

$$K_c = \frac{F_c}{h \cdot a_p} \quad (4.6.23)$$

$$W_c = \frac{P_c}{Q} \quad (4.6.24)$$

$$P_c = F_c \cdot V_c \quad (4.6.25)$$

avec  $F_c$  l'effort de coupe colinéaire à la vitesse de coupe,  $A_D$  la section de coupe,  $P_c$  la puissance de coupe et  $Q$  le débit copeau. L'aspect général de la courbe traçant la pression spécifique de coupe en fonction de la vitesse de coupe est donné figure *fig.* 4.6.15 (dans le cas de matériaux de type acier ou aluminium). Pour les alliages de titane, les courbes généralement obtenues ne permettent pas d'observer un point d'inflexion. Les limites  $V_{cmin}$  et  $V_{cmax}$  sont une appréciation de l'évolution de la courbe.

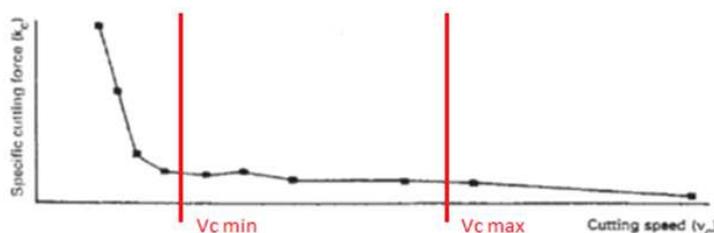


FIGURE 4.6.15 – Plage de fonctionnement pour la vitesse de coupe [AFNOR, 1994]

La vitesse de coupe minimale est généralement observable au point de changement de pente de la courbe. Nous pourrions penser que les vitesses de coupe les plus intéressantes sont les vitesses de coupe les plus élevées car le coefficient spécifique de coupe  $y$  est le plus faible. Cependant pour ces vitesses, les températures de coupe sont très élevées et les flux de chaleur importants transmis à l'outil entraînent son usure prématurée.

Ensuite, la méthodologie COM propose de déterminer les limites hautes et basses d'épaisseur de coupe ( $h_{min} - h_{max}$ ). Pour cela, une série d'essai est effectuée, faisant varier l'épaisseur de coupe (la valeur au point de fonctionnement doit être incluse dans les essais) pour une profondeur de passe et un engagement axial égaux à ceux utilisés pour le point de fonctionnement et pour une vitesse de coupe comprise dans la plage de fonctionnement  $[V_{cmin} ; V_{cmax}]$ . L'épaisseur de coupe est reliée à la profondeur de passe, l'engagement axial et l'avance par dent  $f_z$ .

De façon similaire au traitement de la vitesse de coupe, la plage de fonctionnement de l'épaisseur de coupe est déterminée par recherche du point de changement de pente sur la courbe traçant l'énergie spécifique de coupe  $W_c$  en fonction de  $h$ . S'en suit une phase de détermination des données limites qui consiste à rechercher une limite haute de la section de coupe  $A_{Dmax}$  et du débit copeaux  $Q_{max}$ . Une série d'essais faisant évoluer  $a_p$  et  $a_e$  est réalisée pour une vitesse de coupe et une section de copeau comprises dans leur plage de fonctionnement. En fraisage, la relation donnant la section de coupe est :

$$A_D = a_e \cdot a_p \quad (4.6.26)$$

Les essais se terminent lorsqu'un mode de dégradation catastrophique de l'outil est atteint ou lorsqu'un phénomène perturbateur non imputable à la machine intervient. La valeur de section de coupe alors relevée sera, en prenant une marge de sécurité, la limite haute  $A_{Dmax}$ .

Les essais de détermination du  $Q_{max}$  se font aux conditions de coupe utilisées pour  $A_{Dmax}$ . Il faut alors faire augmenter régulièrement  $h$  jusqu'à  $h_{max}$  et s'arrêter dès lors qu'un mode de dégradation catastrophique de l'outil est atteint ou lorsqu'un phénomène perturbateur non imputable à la machine intervient. Alors comme précédemment le débit de copeaux relevé correspond (en prenant une marge de sécurité) à la limite haute du débit.

Enfin, l'étude du COM est complétée par des essais d'usure. La norme NF E 66-520-6 [AFNOR, 1994] préconise de réaliser au minimum huit essais d'usure en prenant soin de sélectionner des conditions de coupe appartenant aux plages de fonctionnement déterminées précédemment. Pour chaque point ( $a_p$ ,  $a_e$ ,  $f_z$  et  $V_c$ ), les essais doivent se poursuivre jusqu'à obtention de la durée de vie limite de l'outil observable suivant différents critères (mode d'usure en dépouille, augmentation de la puissance de coupe, augmentation des efforts de coupe, détérioration de l'état de surface ...).



---

## Annexe 5

---

Cette annexe introduit les résultats obtenus pour l'analyse faite dans le chapitre 3. Ainsi, nous présentons, pour le cas du TA6V  $\alpha\beta$  traité  $\beta$ , les valeurs non exposées des :

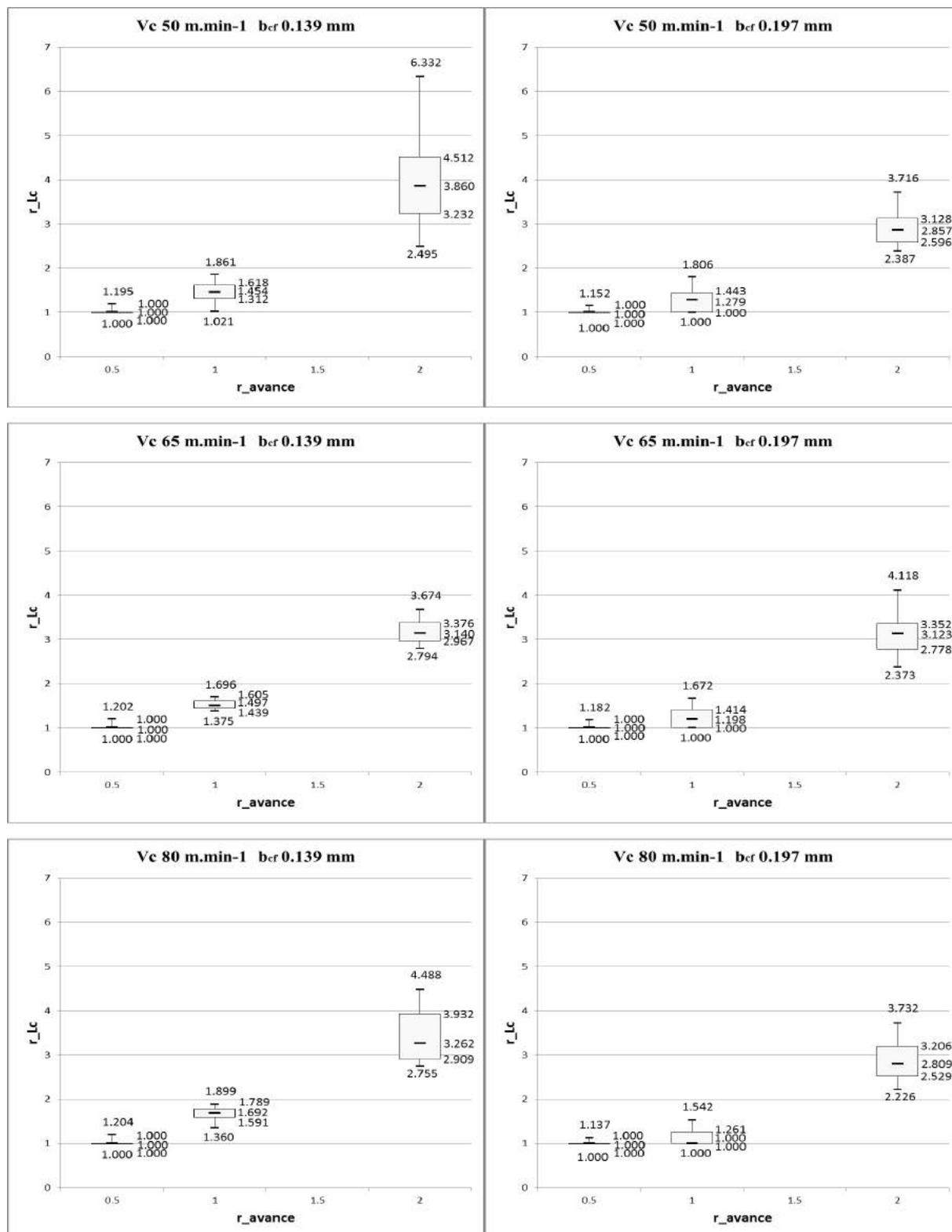
- longueurs de contacts,
- coefficients de frottement apparent, des épaisseurs de copeau et des élévations de température maximale dans le copeau.

### Longueurs de contact

Nous présentons, figures *fig. 4.6.16* et *fig. 4.6.17*, respectivement les longueurs de contact obtenues pour les plaquettes à angle de coupe de  $0^\circ$  et de  $20^\circ$ .

### Données permettant l'estimation du gradient de températures au sein du copeau

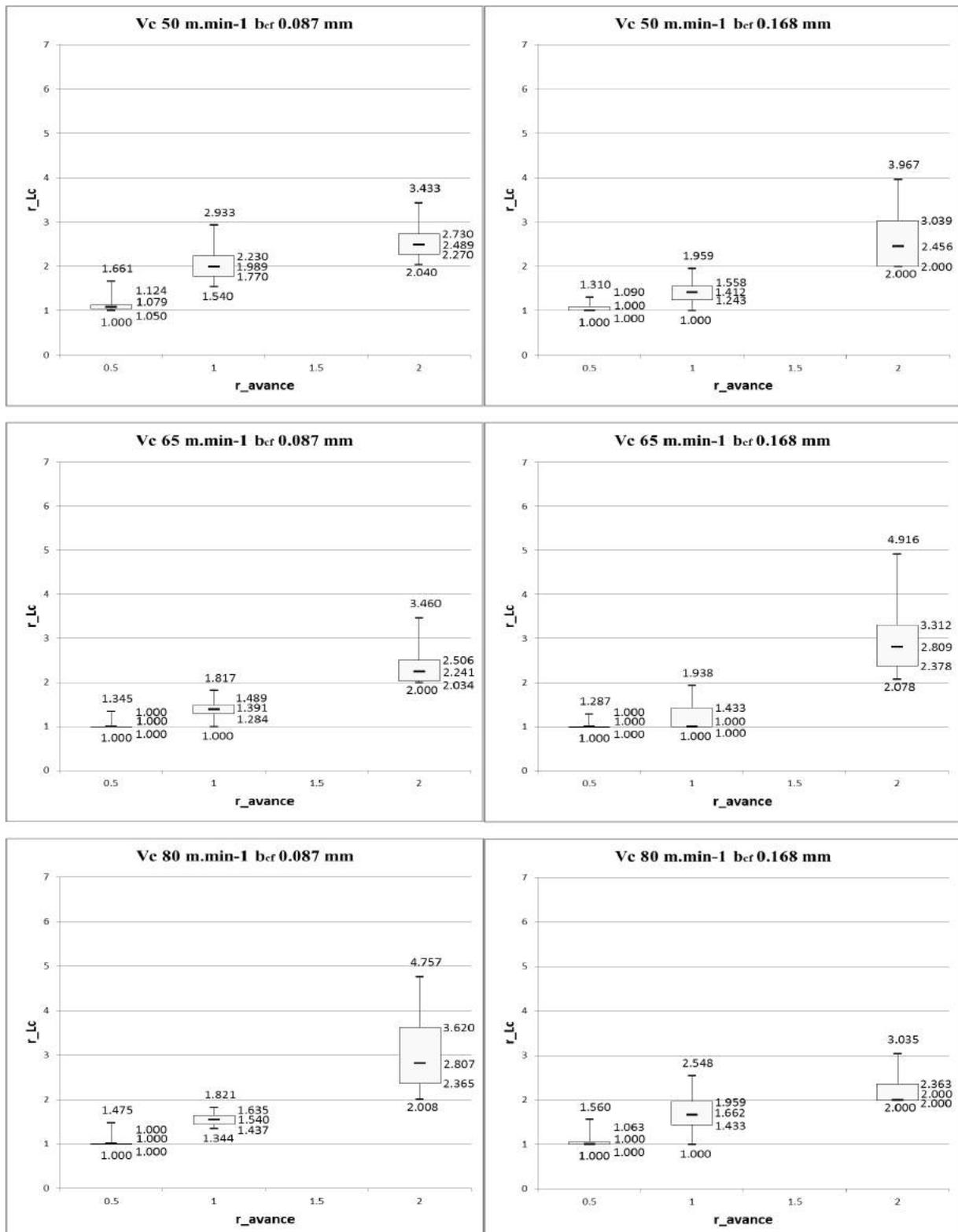
Les épaisseurs de copeau, les élévations de températures maximale dans le copeau et les coefficients de frottement apparent, sont exposés dans les figures *fig. 4.6.18* pour les plaquettes à angle de coupe de  $0^\circ$  et *fig. 4.6.19* pour celles à angle de coupe de  $20^\circ$ .



(a) Largeur de chanfrein de 0.139 mm

(b) Largeur de chanfrein de 0.197 mm

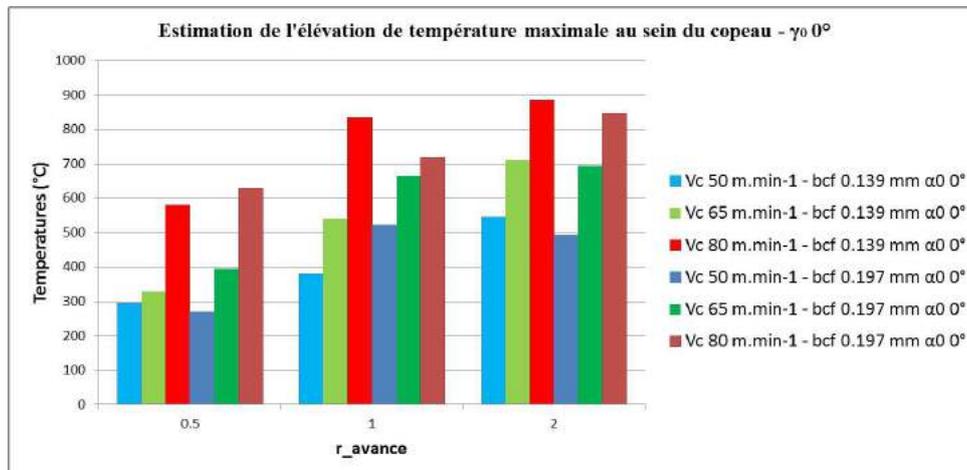
FIGURE 4.6.16 – Longueurs de contact outil-copeau comparées à la largeur de chanfrein, en fonction de la vitesse de coupe et du rapport  $r_{avance}$  : angle de coupe de  $0^\circ$



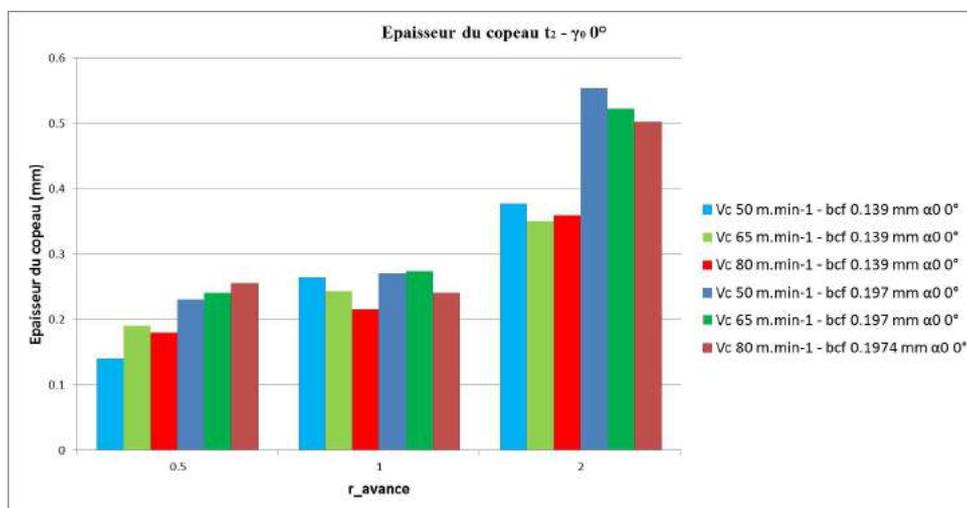
(a) Largeur de chanfrein de 0.087 mm

(b) Largeur de chanfrein de 0.168 mm

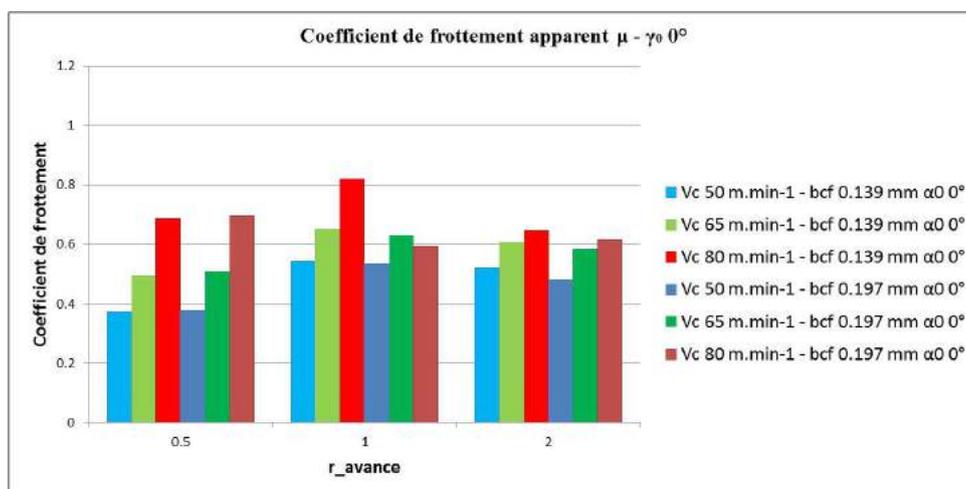
FIGURE 4.6.17 – Longueurs de contact outil-copeau comparées à la largeur de chanfrein, en fonction de la vitesse de coupe et du rapport  $r_{avance}$  : angle de coupe de  $20^\circ$



(a) Estimation de la température  $\Delta T_m$

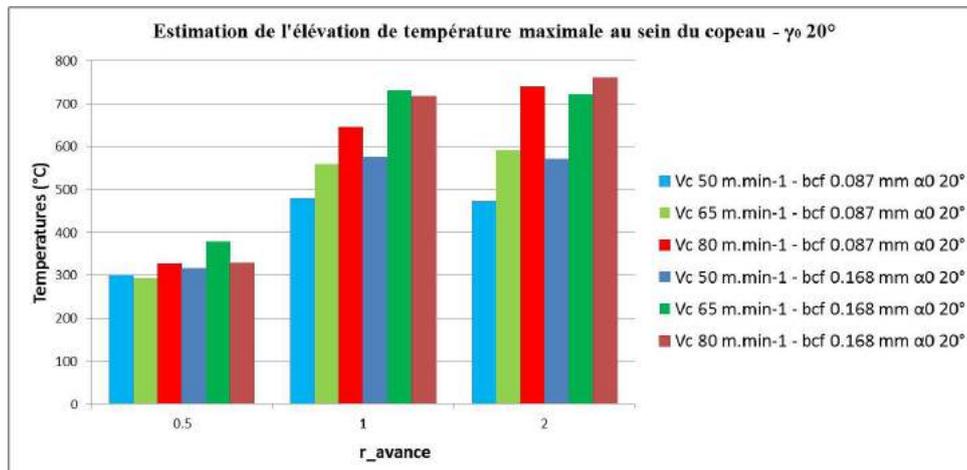
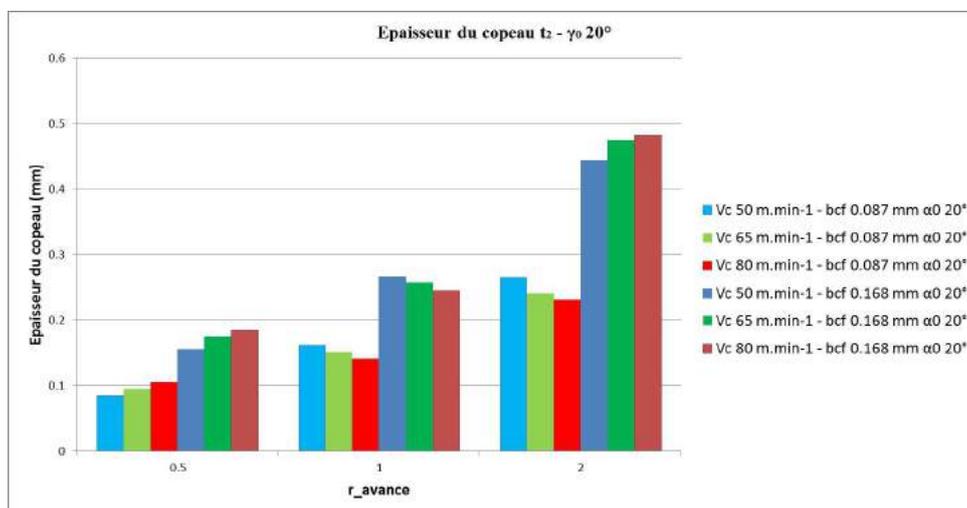
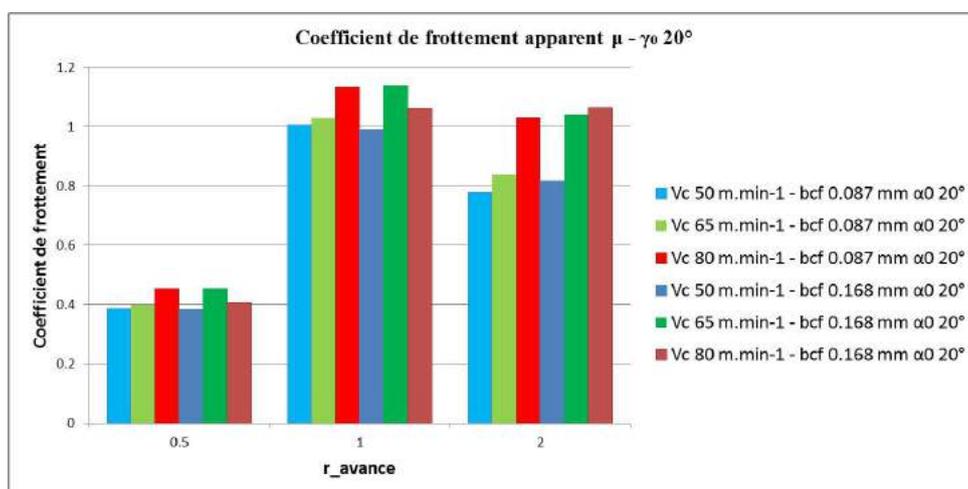


(b) Épaisseur du copeau  $t_2$



(c) Coefficient de frottement apparent

FIGURE 4.6.18 – Températures  $\Delta T_m$ , épaisseurs du copeau et coefficients de frottement apparents en fonction de la vitesse de coupe et du rapport  $r_{avance}$  : angle de coupe de  $0^\circ$

(a) Estimation de la température  $\Delta T_m$ (b) Épaisseur du copeau  $t_2$ 

(c) Coefficient de frottement apparent

FIGURE 4.6.19 – Températures  $\Delta T_m$ , épaisseurs du copeau et coefficients de frottement apparents en fonction de la vitesse de coupe et du rapport  $r_{avance}$  : angle de coupe de  $20^\circ$



---

## Annexe 6

---

Cette annexe a pour but d'expliquer la démarche d'obtention des efforts  $F_c$  et  $F_r$ , présentés pour chacune des fraises (la fraise à plaquettes ainsi que la fraise en carbure monobloc), dans le chapitre 2.

### Modélisation des efforts de coupe

$F_c$  et  $F_r$  sont respectivement les efforts colinéaires à la vitesse de coupe et à l'avance. Les valeurs montrées dans le chapitre 2 correspondent aux valeurs de ces efforts pour une dent (et ce pour les deux fraises) et lorsque l'épaisseur coupée est maximale (dans les configurations d'engagement choisies).

### Usinage avec la fraise à plaquettes

Ainsi, pour la fraise à plaquette, du fait d'un décalage du centre outil de 5 mm par rapport à la paroi usinée (épaulement de 20 mm et diamètre d'outil de 50 mm), l'épaisseur de coupe maximale est obtenue lors de l'entrée de l'outil dans la matière, *i.e.* pour une position angulaire  $\theta$  de  $101^\circ$ . Le paramétrage de la coupe, ainsi que les efforts de coupe projetés sur la dent ( $F_c$  et  $F_r$ ) et ceux mesurés par la platine  $F_x$  et  $F_y$  sont présentés dans la figure *fig.* 4.6.20.

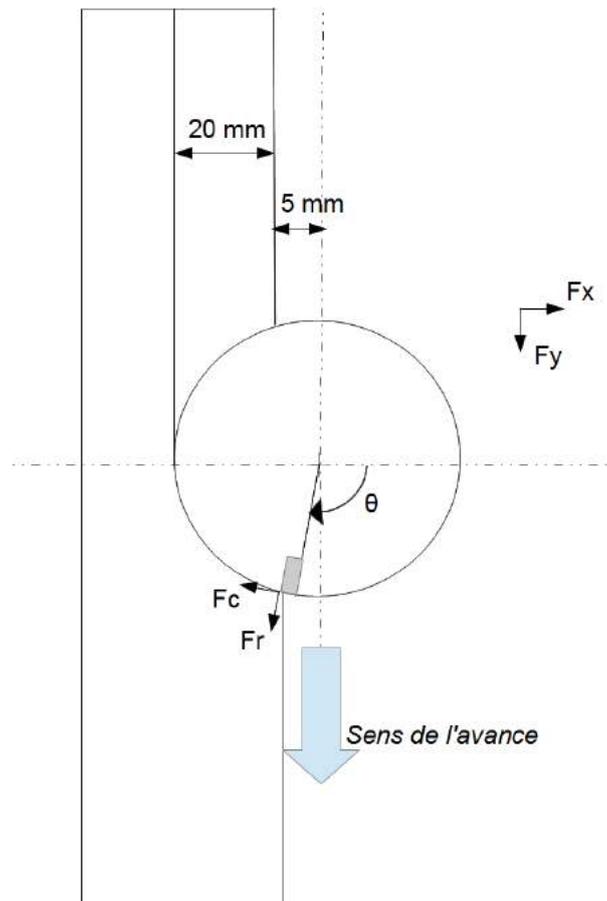


FIGURE 4.6.20 – Paramétrage de la coupe pour l’usinage avec la fraise à plaquettes

Ainsi, il est possible d’identifier sur les courbes d’efforts  $F_x$  et  $F_y$  (*fig.* 4.6.21), issues des mesures faites avec la platine dynamométrique, la position angulaire  $\theta = 101^\circ$  donnant l’effort maximal pour  $F_x$  (et l’effort positif maximal  $F_y$ ).

De plus, de cette géométrie d’usinage, nous pouvons établir les relations suivantes :

$$F_c = -F_x \cdot \sin(\theta) + F_y \cdot \cos(\theta) \quad (4.6.27)$$

$$F_r = F_x \cdot \cos(\theta) + F_y \cdot \sin(\theta). \quad (4.6.28)$$

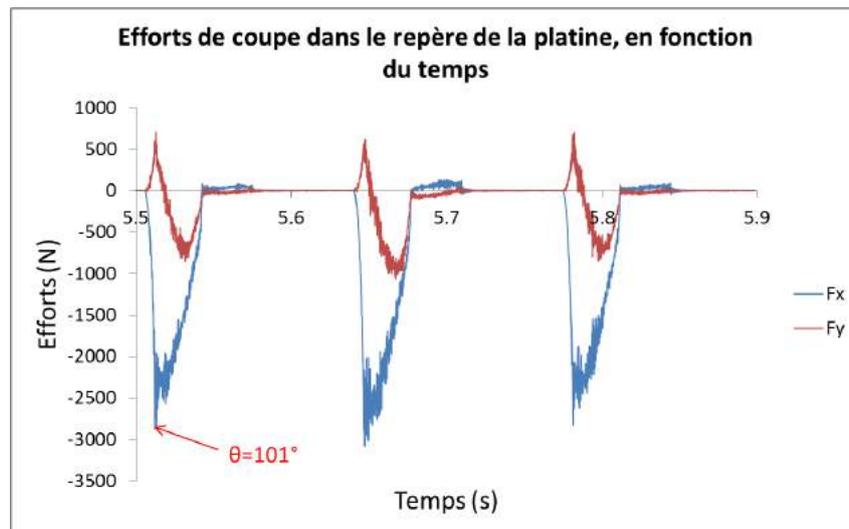


FIGURE 4.6.21 – Efforts de coupe  $F_x$  et  $F_y$  en fonction du temps - cas de la fraise à plaquettes

Les efforts  $F_c$  et  $F_r$  (à épaisseurs de coupe maximales) sont donc évalués à différents instants de l'usinage, puis moyennés pour chaque condition de coupe (*fig.* 4.6.22). Les valeurs présentées dans le chapitre 2 sont ces valeurs moyennées.

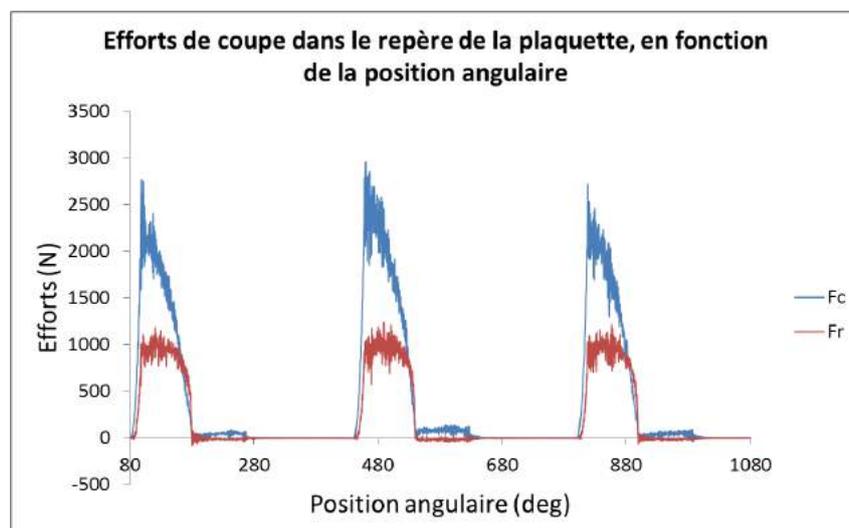


FIGURE 4.6.22 – Efforts de coupe  $F_c$  et  $F_r$  en fonction de la position angulaire de la dent - cas de la fraise à plaquettes

Également, la représentation des efforts  $F_c$  et  $F_r$  en fonction de la position angulaire permet de déterminer la position angulaire limite  $\theta_l$  à partir de laquelle l'effort  $F_r$  devient supérieur à l'effort  $F_c$  (fig. 4.6.23). Comme pour les efforts, cette position angulaire limite est évaluée pour plusieurs instants de l'usinage et moyennée pour chaque condition de coupe.

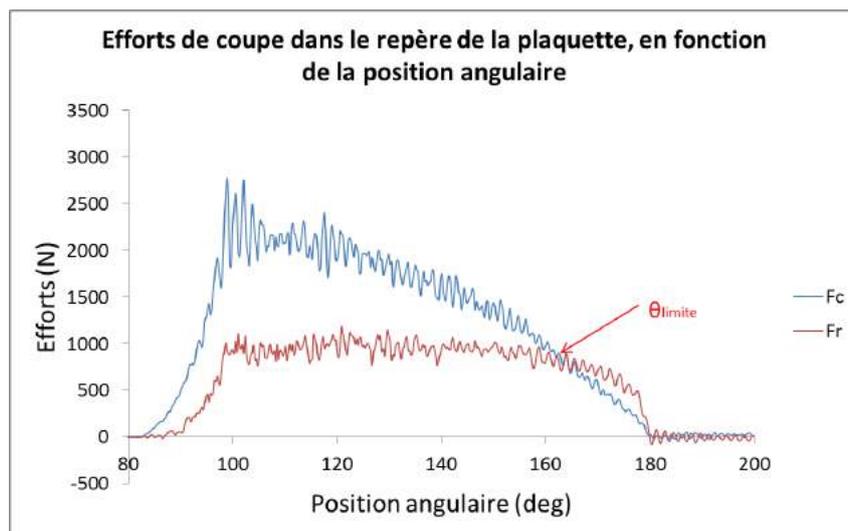


FIGURE 4.6.23 – Correspondance entre les efforts dans le repère de la platine et dans le repère de la dent

## Usinage avec la fraise en carbure monobloc

Pour le cas de la fraise en carbure monobloc, l'opération d'usinage effectuée étant un rainurage pleine matière, l'épaisseur de coupe maximale pour une dent est obtenue lorsque celle-ci possède une position angulaire de  $90^\circ$ . Nous considérons que pour cette position angulaire, seule la dent observée est en prise dans la matière. Le reste du temps, le total de dents usinant simultanément est de 2. Ainsi, nous ne prenons pas en compte la contribution de l'angle d'hélice, qui peut conduire à ce que pour une position angulaire de  $90^\circ$  pour la dent observée, les deux dents adjacentes (une précédente et une suivante) soient également partiellement immergées dans la matière.

Dans ce cas, la mise en place d'une modélisation a pour but de localiser la position angulaire de  $90^\circ$  sur les courbes des efforts  $F_x$  et  $F_y$  (obtenus à l'aide de la platine), pour la  $i^{\text{ème}}$  dent observée (qui sera la dent de référence,  $i$  étant un entier compris entre 1 et 4). Ces efforts sont ensuite projetés dans le repère de cette dent afin d'obtenir les efforts

expérimentaux  $F_{c_{i-exp}}$  et  $F_{r_{i-exp}}$  à épaisseur de coupe maximale. Enfin, ces efforts expérimentaux sont obtenus pour chaque dent et moyennés entre eux pour plusieurs instants de l'usinage. Ces moyennes correspondent aux valeurs  $F_c$  et  $F_r$  présentées dans le chapitre 2.

Dans un premier temps, les efforts de coupe de chaque dent :  $F_{c_{i-mod}}$  et  $F_{r_{i-mod}}$  sont modélisés en fonction des positions angulaires des dents (eq. 4.6.29 et eq. 4.6.30).

$$F_{c_{i-mod}} = K_c \cdot h \cdot \sin(\theta_i) \cdot a_p, \quad (4.6.29)$$

$$F_{r_{i-mod}} = K_r \cdot F_{c_{i-mod}}. \quad (4.6.30)$$

Avec  $K_c$  et  $K_r$  des coefficients spécifiques de coupe dont les valeurs prises sont dans les ordres de grandeur des valeurs employées pour l'usinage des alliages de titane.  $h$  représente l'épaisseur de coupe étudiée et  $\theta_i$  la position angulaire de la  $i_{ème}$  dent.

Ainsi, suivant la position angulaire de la dent de référence, la contribution aux efforts totaux modélisés  $F_{c_{tot-mod}}$  et  $F_{r_{tot-mod}}$  (efforts de la fraise dans les sens de la vitesse de coupe et de l'avance, à la position angulaire de la dent de référence) de chaque dent varie (fig. 4.6.24).

Le calcul des efforts totaux, en prenant la première dent comme référence et pour une révolution complète de l'outil, est donné dans les équations eq.4.6.31 à eq. 4.6.34.

Pour  $0 \leq \theta < \pi/2$  :

$$\begin{pmatrix} F_{c_{tot-mod}} = F_{c_{1-mod}} + F_{r_{4-mod}} \\ F_{r_{tot-mod}} = F_{r_{1-mod}} - F_{c_{4-mod}} \end{pmatrix}. \quad (4.6.31)$$

Pour  $\pi/2 \leq \theta < \pi$  :

$$\begin{pmatrix} F_{c_{tot-mod}} = F_{c_{1-mod}} - F_{r_{2-mod}} \\ F_{r_{tot-mod}} = F_{r_{1-mod}} - F_{c_{2-mod}} \end{pmatrix}. \quad (4.6.32)$$

Pour  $\pi \leq \theta < 3\pi/2$  :

$$\begin{pmatrix} F_{c_{tot-mod}} = -F_{c_{3-mod}} - F_{r_{2-mod}} \\ F_{r_{tot-mod}} = -F_{r_{3-mod}} - F_{c_{2-mod}} \end{pmatrix}. \quad (4.6.33)$$

Pour  $3\pi/2 \leq \theta < 2\pi$  :

$$\begin{pmatrix} F_{c_{tot-mod}} = -F_{c_{3-mod}} + F_{r_{4-mod}} \\ F_{r_{tot-mod}} = -F_{r_{3-mod}} - F_{c_{4-mod}} \end{pmatrix}. \quad (4.6.34)$$

De ce fait, il est possible en projetant ces efforts totaux dans le repère de la platine, d'obtenir les efforts modélisés  $F_{x-mod}$  et  $F_{y-mod}$  en fonction de la position angulaire de la dent de référence (eq. 4.6.35 et eq. 4.6.36), de synchroniser les efforts expérimentaux  $F_x$  et  $F_y$  avec ces derniers et donc d'obtenir les efforts  $F_{c_i-exp}$  et  $F_{r_i-exp}$  pour la position angulaire de  $90^\circ$ .

$$F_{x-mod} = F_{c_{tot-mod}} \cdot \sin(\theta) - F_{r_{tot-mod}} \cdot \cos(\theta) \quad (4.6.35)$$

$$F_{y-mod} = -F_{c_{tot-mod}} \cdot \cos(\theta) - F_{r_{tot-mod}} \cdot \sin(\theta) \quad (4.6.36)$$

Un décalage de  $90^\circ$  permet l'obtention de ces mêmes efforts pour la dent suivante et donc par démarche identique l'obtention de ces efforts pour toutes les dents à épaisseur de coupe maximale (fig. 4.6.25).

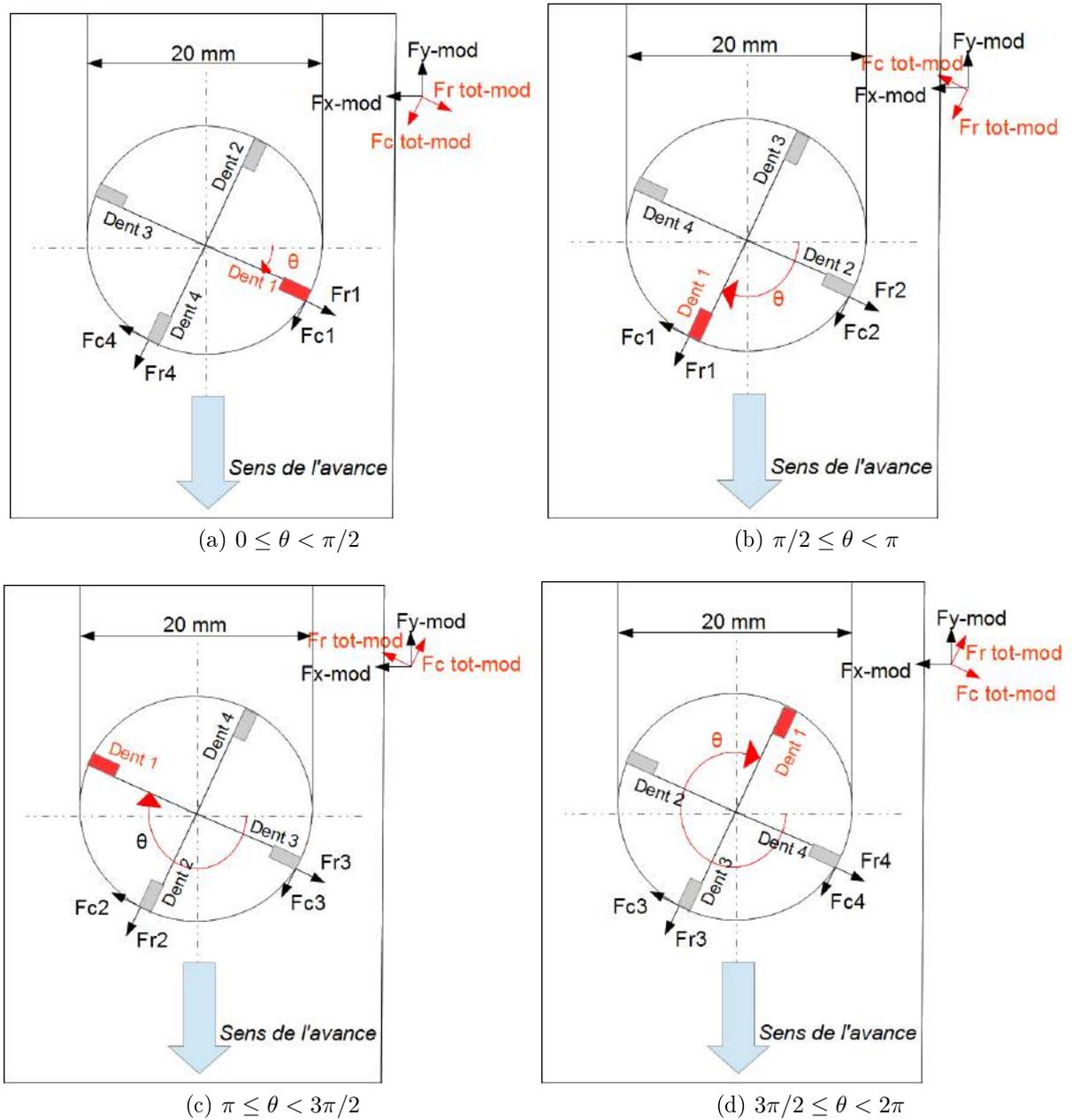


FIGURE 4.6.24 – Paramétrage de la coupe pour l’usinage avec la fraise en carbure mono-bloc

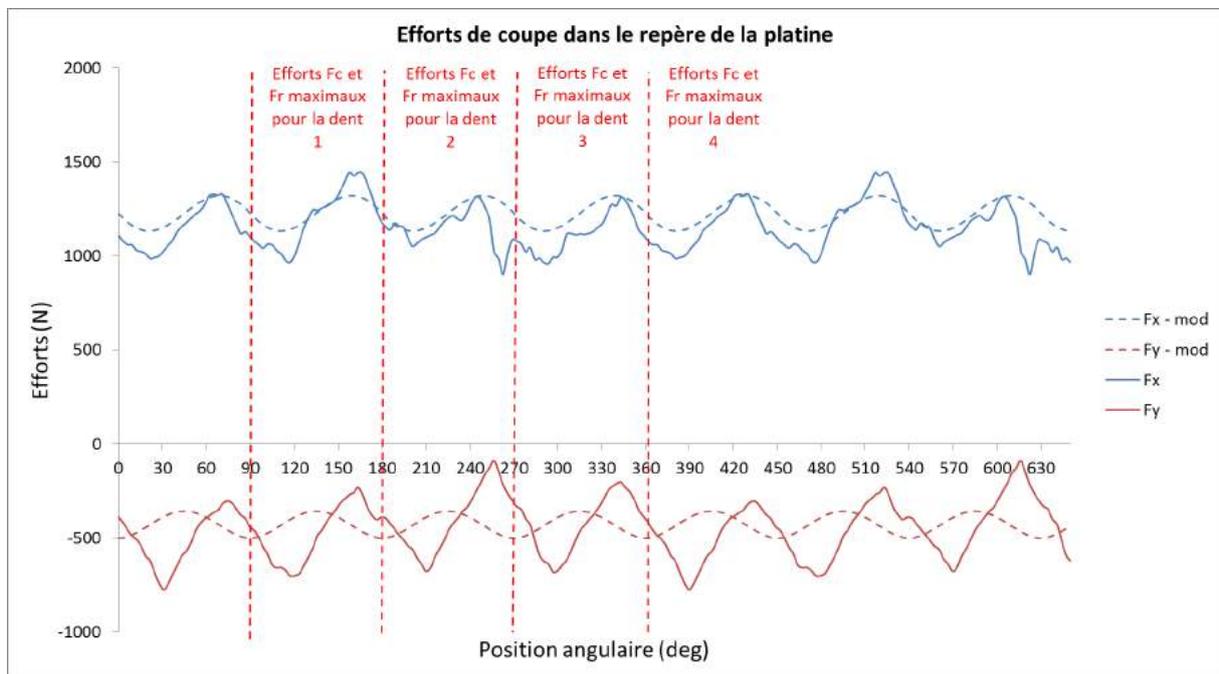


FIGURE 4.6.25 – Efforts  $F_x$  et  $F_y$  expérimentaux et modélisés en fonction de la position angulaire de la dent de référence





**Titre de la thèse :** Développement d'une méthodologie d'optimisation des conditions d'usinage, application au fraisage de l'alliage de titane TA6V.

Les travaux présentés dans cette thèse s'inscrivent dans le contexte de l'identification de l'influence des paramètres de coupe et géométries d'outil sur l'usinabilité de l'alliage de titane Ti-6Al-4V sous deux états cristallographiques :  $\alpha + \beta$  et  $\beta$  et s'insèrent dans le projet TiMaS, en partenariat avec Airbus et Figeac Aéro. La première partie consiste donc en une identification des différents critères d'usinabilité considérés dans la bibliographie pour l'usinage des titanes et la modélisation des actions thermomécaniques régissant la coupe. Dans une deuxième partie, l'usinabilité des deux matériaux a été étudiée pour deux outils coupants, utilisés par les industriels, constituant ainsi nos deux couples outil matière. Aussi, suivant la démarche du Couple Outil-Matière (COM) un espace de fonctionnement des conditions de coupe a été défini pour les deux couples considérés, afin de déterminer les paramètres de coupe garantissant une amélioration de la productivité. Les efforts de coupe, ainsi que la durée de vie des outils ont de ce fait été sélectionnés comme critère d'usinabilité. Egalement, l'observation de la morphologie des copeaux et de leur état de déformation a permis de voir les singularités de comportement existantes entre les deux microstructures. Ces singularités ayant un impact sur la géométrie même du copeau et les actions thermomécaniques exercées par ce dernier sur les outils coupants, dans la troisième partie, des essais de coupe orthogonale (pour les deux matériaux) ont été effectués afin d'évaluer l'impact des géométries d'outil, des conditions de coupe et de la microstructure du matériau sur la thermomécanique de la coupe et les longueurs de contact entre la face de coupe des outils coupant et le copeau. La visualisation de l'écoulement du copeau par caméras rapides a permis de constater une certaine variabilité des longueurs de contact, influencée en partie par les paramètres de coupe et majoritairement par l'état cristallographique du matériau. L'analyse EDX des faces de coupe des outils coupant a montré que cette variabilité a une influence marquée sur l'usure en diffusion des plaquettes. Enfin, dans une dernière partie, un dernier critère d'usinabilité est étudié, reposant sur l'analyse des contraintes résiduelles générées par la coupe en surface de la pièce usinée. En se basant sur les essais de coupe orthogonale réalisés dans la partie précédente, une modélisation numérique basée sur un couplage thermomécanique faible a été développée afin de déterminer l'effet des conditions de coupe et des géométries d'outil sur les actions thermomécaniques et donc la génération de contraintes résiduelles, pour le cas du matériau à structure cristallographique bimodale. Les résultats de la modélisation ont ensuite été comparés à des mesures de diffractométrie à rayons X effectués sur les pièces.

**Mots clés :** TA6V, efforts de coupe, longueurs de contact, microstructure, usure, contraintes résiduelles

**Title :** Methodology development for machining condition optimization, application to the milling of TA6V titanium alloy.

The work presented in this thesis aims to identify the influence of cutting conditions and tool geometries on Ti-6Al-4V alloy's machinability under two microstructural states :  $\alpha + \beta$  and  $\beta$ . This thesis takes part into the TiMaS project involving collaboration with Airbus and Figeac Aero. In a first part, we have identified machinability criteria usually considered for titanium alloys. Also, models describing thermomechanical actions occurring during cutting process are explored. In a second part, the two materials' machinability has been studied for two cutting tools used by the industrials. Following the Tool Material Pair method, an operating space has been defined for the considered pairs. Then, cutting conditions leading to an increase of productivity have been obtained. Cutting forces as well as tool lives have been chosen as machinability criteria. Moreover, observations of chips and their states of deformation highlighted some behavior singularities between the two materials. These singularities have an impact on chip geometries and thermomechanical actions applied on cutting tools. Thus, in a third part, orthogonal cutting tests have been done in order to evaluate the effect of cutting conditions, tool geometries and microstructural state of the work material on thermomechanical actions of the cutting process and on tool chip contact lengths. Observations made on the chip flowing, with high speed cameras, have shown a variability of these contacts, mostly due to the microstructural state of the material. EDX measurements made on tools' rake face allowed linking these variabilities to diffusion wear. In the last part, residual stresses induced by cutting process on the finished surface has been taken as the last machinability criterion for this study. Using orthogonal cutting test datas from the previous part, a numerical modeling using a low thermomechanical coupling has been carried out in order to understand cutting condition and geometry effects on residual stress generation. Modeling results have been confronted to residual stress measurements made with X-ray diffraction method on finished surface.

**Keywords :** TA6V, Cutting forces, contact lengths, microstructure, wear, residual stresses