



**HAL**  
open science

# Analyse et développement d'un modèle d'effort généralisé pour le fraisage haute performance de l'Inconel 718 issu de fabrication additive.

Edouard Ducroux

► **To cite this version:**

Edouard Ducroux. Analyse et développement d'un modèle d'effort généralisé pour le fraisage haute performance de l'Inconel 718 issu de fabrication additive.. Autre. HESAM Université, 2020. Français. NNT : 2020HESAE062 . tel-03391582

**HAL Id: tel-03391582**

**<https://theses.hal.science/tel-03391582>**

Submitted on 21 Oct 2021

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

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

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

# THÈSE

présentée par : **Edouard DUCROUX**

Soutenue le 17 décembre 2020

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

## **Analyse et développement d'un modèle d'effort généralisé pour le fraisage haute performance de l'Inconel 718 issu de fabrication additive.**

THÈSE dirigée par :

**Guillaume FROMENTIN**

et co-encadrée par :

**David PRAT, Fabien VIPREY et Alain D'ACUNTO**

### **Jury**

**M. Emmanuel DUC**, Professeur des Universités, SIGMA Clermont

**M. Sylvain LAVERNHE**, Professeur des Universités, LURPA, Université Paris-Saclay

**M. Mickaël FONTAINE**, Maître de Conférences HDR, FEMTO-ST, ENSMM

**M. Guillaume FROMENTIN**, Professeur des Universités, Labomap, Arts et Métiers Cluny

**M. David Prat**, PRAG Docteur, Labomap, Arts et Métiers Cluny

**M. Fabien VIPREY**, Maître de Conférences, Labomap, Arts et Métiers Cluny

**M. Alain D'ACUNTO**, Maître de Conférences, LEM3, Arts et Métiers Metz

**Mme Elsa CROISEAU**, Ingénieur, Ariane Group

**M. John-FitzgeraldLEFOULON**, Programmeur CN, Ariane Group

Président

Rapporteur

Rapporteur

Examineur

Examineur

Examineur

Invité

Invitée

Invité

**T  
H  
È  
S  
E**



## Remerciements

Le cheminement pour aboutir à ce travail ne peut se faire sans l'accompagnement que chaque doctorant obtient. Ce résultat n'est en effet possible qu'avec l'aide précieuse que mon entourage m'a prodiguée. C'est pourquoi je tiens à le remercier par ces quelques mots.

Je remercie mon jury pour l'étude précise de mon travail et les remarques constructives qui m'aident à comprendre son imperfection mais aussi son apport.

Je remercie mon directeur de thèse pour l'engagement important qu'il accorde dans son travail de supervision. Je remercie également l'ensemble de mes encadrants pour les conseils avisés et le soutien moral pendant ce long périple.

Je remercie l'aide technique de la part du personnel d'Ariane Group. La suite des travaux et la mise en application de la méthode vous appartiennent désormais.

Le travail de l'ensemble de l'équipe usinage du laboratoire est remarquable, ils sont toujours intéressés et compréhensifs avec nos problématiques et cherchent à nous aider sans condition. En particulier j'aimerais avoir quelques mots pour Damien EGLI avec lequel j'ai passé de bons moments malgré les facéties de la HSM600U. Tu m'as continuellement aidé en t'intéressant toujours à mes problématiques.

Je tiens à remercier l'ensemble du personnel du LaBoMaP et plus largement des Arts et Métiers. Vous participez tous à l'esprit de travail agréable dans lequel j'ai évolué ces trois dernières années.

Un grand merci à tous les doctorants pour les discussions et les souvenirs que nous avons construits ensemble.

Merci au COVID 19 pour cette solitude qui m'a fait reprendre la lecture.

La fin de ces remerciements est dédiée à mes proches et en premier à mes amis. En premier lieu ma Fam's, la 114-152, nous passons à chaque fois des moments inoubliables et j'espère pouvoir à nouveau vous voir très vite.

Les Cerveaux, nous avons tissé des liens indestructibles et j'espère pouvoir également vous retrouver bien vite avec Guigui et Fredo.

Je remercie toute ma famille pour le soutien apporté. Ma mère et mon père qui forment la rampe de lancement de mon projet de vie assez flou au départ. Sans vous je serais encore intéressé par tout mais engagé dans rien. Ma sœur et mon frère qui ont facilité ma vie en m'ouvrant la voie pendant beaucoup d'années.

Et je finis par mon acolyte le plus précieux de ces années de thèse : Bastien. Cette thèse est impossible sans toi et l'amitié que nous avons liée est indiscutablement le moteur de ma réussite. Nous avons tellement de souvenirs, aucun jugement entre nous et cette passion commune de l'apprentissage. Je pense que je résumerai notre amitié à cela : apprendre et comprendre !

Edouard Ducroux

# Sommaire

<b>Notations.....</b>	<b>7</b>
<b>Introduction Générale.....</b>	<b>11</b>
Contexte de l'étude .....	11
Objectifs de l'étude .....	11
Paramètres et délimitations de l'étude.....	12
Démarche de l'étude.....	13
<b>1. Etat de l'art : Analyse et modélisation d'une stratégie d'usinage .....</b>	<b>16</b>
1.1. Alliages réfractaires et usinage .....	18
1.1.1. Caractéristiques métallurgiques de l'Inconel 718.....	18
1.1.2. Caractéristiques mécaniques de l'Inconel 718.....	20
1.2. Usinabilité de l'Inconel 718.....	22
1.2.1. Problèmes liés à l'usinage de l'Inconel 718.....	22
1.2.2. Formation du copeau .....	22
1.2.3. Mécanismes et processus d'usure de l'outil .....	24
1.2.4. Lien entre usure et efforts de coupe.....	25
1.3. Outil de coupe pour l'usinage de l'Inconel 718 .....	27
1.3.1. Nuances des outils utilisés .....	27
1.3.2. Géométries des outils utilisés en fraisage.....	30
1.3.3. Modélisation géométrique d'un outil.....	32
1.4. Modélisation des efforts de coupe en usinage.....	34
1.4.1. Méthodes de modélisation des efforts de coupe.....	34
1.4.2. Mécanismes de la coupe.....	36
1.4.3. Modélisation de l'effet cut.....	37
1.4.4. Modélisation de l'effet edge.....	39
1.4.5. Modélisation de l'effet de la direction d'écoulement du copeau.....	40
1.4.6. Modélisation de l'effet de l'usure .....	42
1.5. Conclusions de l'état de l'art et objectifs des travaux de thèses.....	44
<b>2. Usinabilité de l'Inconel 718.....</b>	<b>47</b>
2.1. Analyse des propriétés mécaniques des alliages étudiés .....	49
2.1.1. Analyse des compositions chimiques des alliages .....	50
2.1.2. Analyse des microstructures des alliages.....	50
2.2. Analyse de la formation du copeau et de la surface usinée en coupe 2D.....	53
2.2.1. Description du dispositif expérimental.....	53
2.2.2. Etude du copeau et de sa formation.....	56

---

2.2.3.	Analyse de la microstructure du copeau.....	61
2.2.4.	Analyse des efforts en coupe orthogonale .....	63
2.3.	Analyse de la coupe en fraisage.....	66
2.3.1.	Analyse de l'outil.....	66
2.3.2.	Principe du Couple Outil-Matière (COM).....	67
2.3.3.	Analyse des conditions optimales de coupe.....	69
2.3.4.	Analyse de la surface usinée .....	71
2.4.	Analyse de l'usure en fraisage.....	74
2.4.1.	Description de la campagne expérimentale.....	74
2.4.2.	Analyse des mécanismes et des processus d'usure.....	77
2.4.3.	Mesure de l'évolution de l'usure.....	80
2.4.4.	Relations entre usure et géométrie de l'outil .....	82
2.5.	Conclusion.....	84
<b>3.</b>	<b>Modélisation des efforts en fraisage.....</b>	<b>87</b>
3.1.	Modélisation de l'outil .....	89
3.1.1.	Analyse générale des paramètres de l'outil.....	89
3.1.2.	Analyse et impact du pas différentiel.....	90
3.1.3.	Analyse et impact de l'angle d'hélice .....	92
3.1.4.	Analyse et impact du faux-rond.....	94
3.1.5.	Modélisation de la géométrie de l'outil.....	99
3.2.	Méthodes utilisées et démarche expérimentale .....	101
3.2.1.	Configuration d'usinage analysée .....	101
3.2.2.	Modélisations mécanistiques utilisées .....	103
3.2.3.	Méthode pour la simulation des efforts .....	104
3.2.4.	Méthode pour la mesure et le traitement des efforts de coupe en fraisage.....	105
3.2.5.	Méthode pour l'identification inverse utilisée .....	108
3.2.6.	Méthode pour la validation du modèle.....	110
3.3.	Analyse du modèle de prédiction des efforts.....	113
3.3.1.	Analyse des coefficients identifiés et des graphiques d'efforts de coupe.....	113
3.3.2.	Etude des coefficients de frottements macroscopiques .....	116
3.3.3.	Validation du modèle.....	118
3.4.	Modélisation des efforts en fonction de l'usure .....	120
3.4.1.	Effets de l'usure sur les efforts de coupe.....	120
3.4.2.	Prise en compte de l'usure dans la modélisation de l'outil .....	121
3.4.3.	Prise en compte de l'usure dans les lois de coupe utilisées .....	122
3.4.4.	Analyse du modèle identifié avec l'usure.....	123

---

---

3.4.5.	Etude des coefficients de frottements macroscopiques en fonction de l'usure .....	127
3.4.6.	Validation du modèle identifié avec l'usure.....	128
3.5.	Conclusions.....	130
<b>4.</b>	<b>Application à la stratégie de fraisage trochoïdal.....</b>	<b>133</b>
4.1.	Utilité de la trajectoire trochoïdale en fraisage .....	135
4.1.1.	Modélisation des efforts en fraisage trochoïdal .....	135
4.1.2.	Analyse dynamique du fraisage trochoïdal.....	136
4.1.3.	Analyse de l'usure en fraisage trochoïdal.....	136
4.1.4.	Développement du fraisage trochoïdal 5-axes.....	137
4.1.5.	Conclusions de l'état de l'art.....	137
4.2.	Analyse du fraisage trochoïdal plan.....	139
4.2.1.	Définition de la trajectoire du centre de l'outil (point piloté) .....	139
4.2.2.	Etude de l'engagement radial de l'outil.....	142
4.2.3.	Etude de l'épaisseur coupée.....	146
4.2.4.	Modélisation des efforts.....	149
4.2.5.	Analyse de la réponse dynamique de la machine.....	154
4.2.6.	Analyse de l'usure en fraisage trochoïdal.....	157
4.3.	Analyse du fraisage trochoïdal 4-axes.....	161
4.3.1.	Définition de la trajectoire centre de l'outil (point piloté) .....	161
4.3.2.	Etude de l'engagement radial de l'outil.....	163
4.3.3.	Etude de la profondeur de passe le long de la trajectoire.....	165
4.3.4.	Etude de l'épaisseur coupée.....	167
4.3.5.	Développement d'un montage et d'une chaîne d'acquisition pour la mesure des efforts en fraisage 4-axes.....	168
4.3.6.	Modélisation des efforts.....	169
4.4.	Conclusions.....	172
<b>5.</b>	<b>Conclusions et perspectives.....</b>	<b>174</b>
5.1.	Conclusions des travaux de thèse.....	174
5.2.	Perspectives des travaux de thèses .....	177
	<b>Références.....</b>	<b>179</b>
	<b>Annexes .....</b>	<b>187</b>
	Annexe n°1 .....	188
	Annexe n°2.....	189

---

## Notations

### Repères

$\mathcal{R}_{\text{machine}} = (O_M, (\underline{X}, \underline{Y}, \underline{Z}))$	Repère Machine
$\mathcal{R}_{\text{pièce}} = (O_P, (\underline{x}, \underline{y}, \underline{z}))$	Repère Pièce
$\mathcal{R}_{\text{outil}} = (O_T, (\underline{u}, \underline{v}, \underline{w}))$	Repère Outil
$\text{TRA} = (O_S, (\underline{t}, \underline{r}, \underline{a}))$	Repère local de l'arête de coupe avec $O_S$ un point de l'arête de coupe
$\text{NGS} = (O_S, (\underline{N}_{\text{FDD}}, \underline{N}_{\text{Pn}}, \underline{R}_{\text{FDD}} \cap \underline{P}_n))$	Repère local de la face de coupe
$\text{Frenet} = (O_F, (\underline{e}_1, \underline{e}_2, \underline{e}_3))$	Repère de Frenet de la trajectoire avec $O_F$ le point piloté

### Abréviations

FA	Fabrication additive ou issu de fabrication additive
LAM	Laminé ou issu de barre laminée
FDC	Face de coupe
FDD	Face de dépouille
ZCP, ZCS, ZCT	Zone de cisaillement Primaire, Secondaire, Tertiaire
AR	Arête Rapportée

### Paramètres de l'opération d'usinage

$V_c$	[m.min <sup>-1</sup> ]	Vitesse de coupe
$f_z$	[mm.tr <sup>-1</sup> .dent <sup>-1</sup> ]	Avance par tour à la dent
$a_p$	[mm]	Profondeur de passe
$a_e$	[mm]	Engagement radial de l'outil
$h$	[mm]	Épaisseur coupée
$h_{\text{max}}$	[mm]	Valeur maximale de l'épaisseur coupée au cours d'un cycle (rotation de l'outil)
$\theta$	[°] ou [rad]	Position angulaire d'un point de l'arête de coupe dans $\mathcal{R}_{\text{outil}}$
$\theta_{\text{troch}}$	[°] ou [rad]	Position angulaire du point piloté dans $\mathcal{R}_{\text{pièce}}$ en fraisage trochoïdal
$T$	[s]	Période de révolution de la trajectoire trochoïdale
$\omega_{\text{troch}}$	[rad.s <sup>-1</sup> ]	Vitesse angulaire le long de la trajectoire d'usinage (fraisage trochoïdal)



$R_{\text{troch}}$	[mm]	Rayon de la trajectoire (fraisage trochoïdal)
$P_{\text{troch}}$	[mm]	Pas de la trajectoire (fraisage trochoïdal)
$a_{p,\text{nom}}$	[mm]	Profondeur de passe nominale programmée en fraisage 4-axes

Paramètres géométriques de la pièce usinée

$H_{\text{pièce}}$	[mm]	Hauteur de la pièce usinée
$R_{\text{pièce}}$	[mm]	Rayon de la pièce usinée
$L_{\text{rainure}}$	[mm]	Largeur de la rainure à usiner
$\lambda_{s,\text{rainure}}$	[°]	Angle d'hélice de la rainure autour de la pièce usinée

Paramètres de l'outil

$Z$		Nombre de dents/arêtes de coupe de l'outil
$R_o$	[mm]	Rayon de l'outil
$r_\epsilon$	[mm]	Rayon de bec
$r_\beta$	[mm]	Rayon d'arête
$\gamma_n, \gamma_o$	[°]	Angle de coupe de l'outil dans les plans $P_n$ et $P_o$
$\alpha_n, \alpha_o$	[°]	Angle de dépouille de l'outil dans les plans $P_n$ et $P_o$
$\lambda_s$	[°]	Angle d'hélice de l'outil
$\Delta_{\text{fr}}$	[mm]	Faux-rond de l'arête de coupe
$b$	[mm]	Largeur de coupe ou largeur du segment de l'arête discrétisée
$Nb_{\text{seg}}$		Nombre de segment par arête de coupe après discrétisation
$z$	[mm]	Altitude d'un point $O_s$ de l'arête de coupe dans $\mathcal{R}_{\text{outil}}$
$\theta$	[°] ou [rad]	
$\theta_{\text{troch}}$	[°] ou [rad]	

Indices

$i_{Ac}$	$i^{\text{ème}}$ dent/Arête de coupe de l'outil
$i_z$	$i^{\text{ème}}$ segment de l'arête de coupe
$i_k$	$i^{\text{ème}}$ composante des efforts de coupe dans TRA ( $k \in \{t, r, a\}$ )
$i_\theta$	$i^{\text{ème}}$ position angulaire de la rotation de

$i_{Es}$	l'outil dans $\mathcal{R}_{outil}$
$i_{Co}$	$i^{ème}$ Essai
	$i^{ème}$ composante des efforts de coupe dans $\mathcal{R}_{pièce}$

### Constructions géométriques

$\underline{A}_s[z]$	Rayon d'un point $O_s$ de l'arête de coupe
$\underline{Profil}_{AC}[z]$	Profil de l'enveloppe de l'outil
$\underline{TCO}[\theta]$	Trajectoire du point piloté ou Trajectoire Centre Outil
$\underline{AC}_{ref}[z]$	Arête de coupe de référence
$\underline{AC}[i_{Ac}, z]$	$i_{Ac}^{ème}$ Arête de coupe de l'outil
$\underline{\Delta}_f[i_{Ac}, z]$	Faux rond à l'altitude $z$ de la $i_{Ac}^{ème}$ Arête de coupe de l'outil
$\underline{SAR}[i_{Ac}, z, \theta]$	Surface générée par la $i_{Ac}^{ème}$ arête de coupe de l'outil
$\underline{VN}_{SAR}[i_{Ac}, z, \theta]$	Vecteur normal à SAR
$\underline{CG}[C]$	Courbe Guide de la rainure usinée
$\underline{Bord}_{rainure.(1/2)}$	Bords de la rainure usinée
$\underline{Famille}_{troch}[z, \theta_{troch}, \delta]$	Famille des courbes trochoïdales suivies par chaque point de l'enveloppe de l'outil
$\underline{Famille}_{troch}[z, \theta_{troch}, f[\theta_{troch}]]$	Enveloppe de la famille des courbes trochoïdales

### Composantes d'efforts et coefficients de frottement

$\{f_t, f_r, f_a\}_{TRAiz}$	[N]	Efforts locaux sur la pièce dans le $i_z^{ème}$ segment de l'arête de coupe
$\{F_x, F_y, F_z\}_{\mathcal{R}_{pièce}}$	[N]	Efforts globaux sur la pièce dans $\mathcal{R}_{pièce}$
$\{F_u, F_v, F_w\}_{\mathcal{R}_{outil}}$		Efforts globaux de l'outil sur la pièce dans $\mathcal{R}_{outil}$
$C_{fFDC}$		Coefficient de frottement macroscopique sur la face de coupe
$C_{fFDD}$		Coefficient de frottement macroscopique sur la face de dépouille



## Introduction Générale

### Contexte de l'étude

L'augmentation du besoin en satellites de télécommunication nécessite un nombre de lancement de fusées croissant. Le secteur aérospatial doit alors soit augmenter le nombre de fusées produites, soit concevoir des nouveaux modèles de fusées réutilisables. En tenant compte de la prise de conscience environnementale des institutions publiques, seule la seconde option semble envisageable pour répondre au nouveau cahier des charges imposé. C'est dans cet objectif qu'est né au sein d'Ariane Group le projet Prométhée visant à concevoir et fabriquer une fusée avec une partie des pièces réutilisables comme le moteur notamment.

Pour répondre à cette exigence, la première solution est de changer les matériaux des pièces du moteur pour des alliages plus résistants aux températures et aux pressions dans le moteur. C'est ainsi que l'Inconel 718 s'est imposé dans la conception des pièces d'une turbopompe du futur moteur d'Ariane Group. Cet alliage présente en effet une très faible conductivité thermique qui lui permet de conserver ces propriétés mécaniques au-delà de 800°C. Sa bonne résistance à la corrosion en fait également un excellent matériau pour la réalisation de pièce de moteur. Cependant, ces mêmes caractéristiques rendent l'usinage de ce matériau très difficile. En effet la faible conductivité thermique réduit les transferts thermiques vers la pièce et conserve l'arête de coupe à une haute température accélérant ainsi son usure. Dans ce contexte, l'objectif est de minimiser le temps d'usinage et donc d'obtenir avant procédé une pièce au plus près de la forme finale (Near Net Shape). C'est pourquoi la Fabrication Additive (FA) est un procédé intéressant pour obtenir des pièces avant usinage en comparaison avec les techniques de forgeages et de fonderies pour des petites séries.

La fabrication additive métallique par fusion d'un lit de poudre avec un laser permet d'obtenir des géométries inatteignables en forge ou en fonderie. La conception des pièces du moteur est donc limitée par la capacité des techniques d'usinage et des mobilités des machines. De plus, le matériau ainsi obtenu dépend de beaucoup de facteurs comme la taille des particules de la poudre, le temps d'interaction entre la poudre et le laser et la puissance du laser. Les caractéristiques thermomécaniques de ce nouveau matériau sont encore méconnues surtout en usinage.

Afin de maîtriser au mieux la réalisation des pièces, il est nécessaire d'analyser une multitude de configurations d'usinage avec un minimum de ressources. La meilleure façon d'atteindre ce but est de pouvoir modéliser l'usinage. En effet, cela permet de faire varier les paramètres d'entrées de l'usinage comme le débit copeau ou la forme de l'outil, pour obtenir avec un minimum d'essais, les paramètres de sorties comme les efforts ou l'usure de l'outil qui caractérisent la performance de la stratégie d'usinage choisie.

Le premier besoin pour développer les nouveaux moteurs d'Ariane Group est alors de caractériser le nouvel état de l'Inconel 718 obtenu par FA en usinage. Le second est de maîtriser des stratégies d'usinage performantes de ce matériau pour optimiser la conception et la réalisation des futures pièces.

### Objectifs de l'étude

Ces travaux de recherche s'inscrivent dans la démarche d'Ariane Group visant à caractériser l'usinage de l'Inconel 718 issu de FA, et également à optimiser celui-ci par des stratégies performantes de fraisage de ce matériau réfractaire. Une stratégie d'usinage comprend l'ensemble des paramètres utilisés pour usiner une pièce. Elle intègre par exemple le choix de l'outil, le choix de la trajectoire de cet outil, les conditions de coupe appliquées le long de la trajectoire et le montage d'usinage.

Le premier objectif est alors de comparer l'usinabilité de l'Inconel 718 FA avec l'Inconel 718 issu de barre laminée (Inconel 718 LAM). L'usinabilité regroupe différents facteurs tant microscopiques, mésoscopiques et macroscopiques et permet de caractériser les difficultés rencontrées lors de l'usinage d'un matériau. Les différents paramètres analysés sont la microstructure du matériau, la formation du copeau, les efforts de coupe ou encore la nature et l'usure des outils utilisés. L'étude portera alors sur les différences entre le matériau FA et LAM.

Le second objectif est de développer une méthode d'analyse de stratégies de fraisage à haute performance pour l'Inconel 718. Cette méthode se base sur la modélisation généralisée de la stratégie avec les paramètres de coupe et la trajectoire de l'outil en entrée et les efforts en sortie. Le choix d'analyser les efforts de coupe s'explique par :

- L'intérêt de les quantifier pour le dimensionnement des bridages, de la broche, de l'outil.
- La possibilité de quantifier la déformation de la pièce, des vibrations de l'outil pendant l'usinage.
- L'analyse de l'engagement, des sections coupées et de l'usure de l'outil qui en découle.
- L'analyse d'autres paramètres comme la formation de bavures, la rugosité et les contraintes résiduelles qui qualifient la surface usinée.

### **Paramètres et délimitations de l'étude**

Cette étude se situe dans le cadre des opérations de fraisage de l'Inconel 718 issu de fabrication additive ou de barre laminée.

Le matériau FA est obtenu par fusion d'un lit poudre avec un laser, la méthode utilisée est le procédé Direct Metal Laser Solidification (DMLS) développé par EOS. Les pièces ainsi obtenues sont traitées thermiquement par Ariane Group. Le matériau LAM est découpé dans de la barre laminée et traitée thermiquement. Les traitements thermiques (compactage puis durcissement) sont la propriété d'Ariane Group et ne sont pas connus. L'ensemble des analyses matériau est réalisé sur des échantillons après traitement thermique. Les paramètres d'impression pour l'Inconel FA ne sont donc pas analysés.

L'étude se focalise également sur l'ouverture d'un espace inter-pâle d'un impeller présenté en Figure 0.1. La stratégie analysée est donc liée à la réalisation de cette géométrie. Le développement d'un montage d'usinage d'un point de vue industriel ne sera pas étudié.

L'outil d'étude est également lié à la géométrie de la pièce, le diamètre est limité à l'espace maximal entre pâles qui est de 15 mm. La fraise est en carbure de tungstène car la céramique est jugée trop instable par l'industriel dans les opérations de fraisage. L'outil d'étude est un choix de l'équipe de recherche.

Les paramètres analysés se limitent aux efforts de coupe et à l'usure de l'outil que ce soit dans le cadre de la modélisation ou des expériences. De cette étude, l'ensemble du système usinant {machine-outil ; pièce usinée} est considéré comme étant suffisamment rigide pour ne pas affecter les conclusions de l'étude. Ainsi cette étude ne comprend ni analyse vibratoire, ni analyse de la déformation de la pièce, ni analyse des contraintes résiduelles.

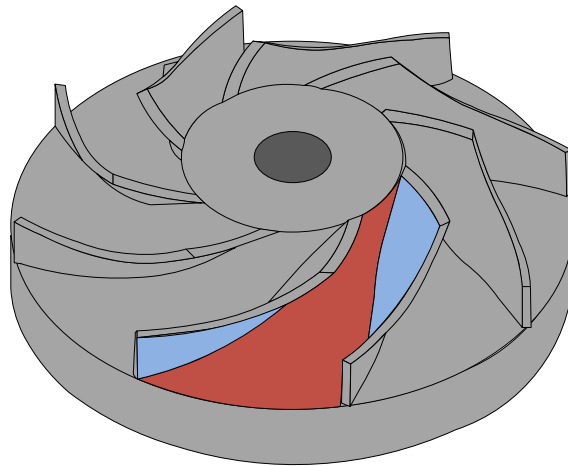


Figure 0.1 Pièce type de l'étude (Impeller)

### Démarche de l'étude

En considérant la définition de [Arrazola et al., 2013], la démarche de l'étude prend en compte l'analyse d'un paramètre d'entrée qui est le matériau usiné, la modélisation pour l'obtention d'un paramètre de niveau 1 qui est les efforts de coupe et l'analyse d'un paramètre de niveau 2 avec la durée de vie de l'outil. La méthode et la modélisation développées pourront par la suite permettre d'analyser les autres paramètres de sorties présentés en Figure 0.2.

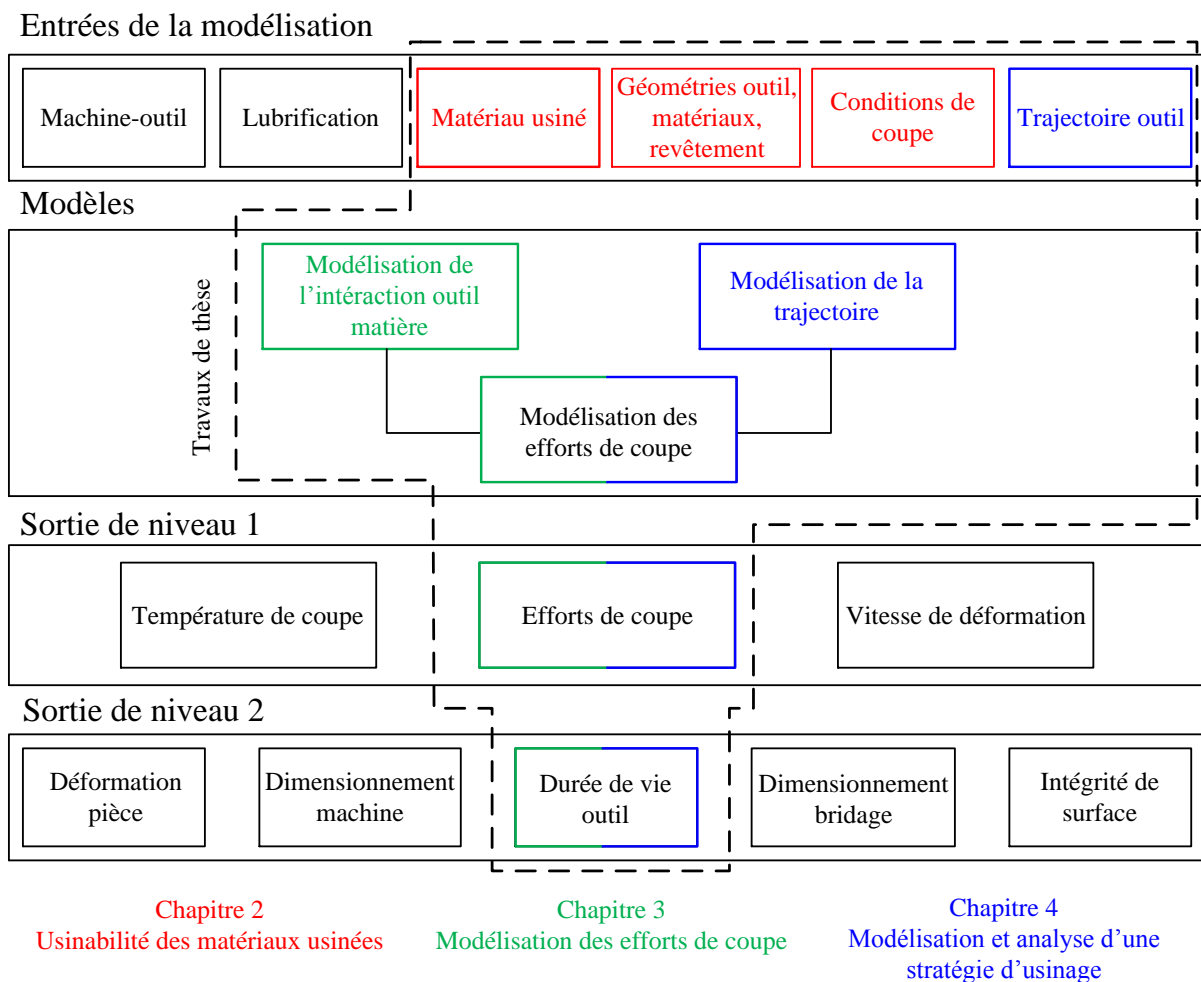


Figure 0.2 Synthèse de la démarche de l'étude et positionnement des travaux de thèse, d'après [Arrazola et al. 13]

Le bilan de ces travaux est développé en quatre chapitres qui parcourront les différentes thématiques présentées en Figure 0.2.

- Le chapitre 1 dresse un état de l'art sur l'usinabilité et la modélisation d'une stratégie d'usinage. Les méthodes utilisées dans les chapitres suivants sont également développées.
- Le chapitre 2 présente les travaux effectués sur la comparaison des usinabilités entre l'Inconel 718 FA et LAM.
- Le chapitre 3 présente l'approche de la modélisation d'une stratégie de fraisage épaulé. La modélisation porte sur la trajectoire de l'outil jusqu'à la détermination des coefficients d'une loi de coupe, qualifiée de modélisation généralisée. Ce chapitre présente également la méthode de choix d'une loi de coupe et des coefficients et de validation d'un modèle.
- Le chapitre 4 présente la modélisation d'une stratégie d'usinage à haute performance qui est le fraisage trochoïdal. Il s'attache à analyser sa modélisation et sa performance pour créer un espace inter-pâle.

Le mémoire se conclura par un bilan des travaux et par des perspectives industrielles et scientifiques. Des annexes sont présentes en fin de document pour compléter les propos développés dans le mémoire.

# Chapitre 1

---

**Etat de l'art : Analyse et modélisation d'une  
stratégie d'usinage**

---



# 1. Etat de l’art : Analyse et modélisation d’une stratégie d’usinage

## Sommaire

<b>1. Etat de l’art : Analyse et modélisation d’une stratégie d’usinage .....</b>	<b>16</b>
1.1. Alliages réfractaires et usinage .....	18
1.1.1. Caractéristiques métallurgiques de l’Inconel 718.....	18
1.1.2. Caractéristiques mécaniques de l’Inconel 718.....	20
1.2. Usinabilité de l’Inconel 718.....	22
1.2.1. Problèmes liés à l’usinage de l’Inconel 718.....	22
1.2.2. Formation du copeau .....	22
1.2.3. Mécanismes et processus d’usure de l’outil .....	24
1.2.4. Lien entre usure et efforts de coupe.....	25
1.3. Outil pour l’usinage de l’Inconel 718.....	27
1.3.1. Natures des outils utilisés .....	27
1.3.2. Géométries des outils utilisés en fraisage.....	30
1.3.3. Modélisation géométrique d’un outil.....	32
1.4. Modélisation des efforts de coupe en usinage.....	34
1.4.1. Méthodes de modélisation des efforts de coupe.....	34
1.4.2. Mécanismes de la coupe.....	36
1.4.3. Modélisation de l’effet cut.....	37
1.4.4. Modélisation de l’effet edge.....	39
1.4.5. Modélisation de l’effet d’écoulement du copeau .....	40
1.5. Conclusions de l’état de l’art et objectifs des travaux de thèses.....	44

L’objectif de ce chapitre est d’étudier les différents paramètres pour optimiser une méthode d’analyse d’une stratégie d’usinage. Plusieurs étapes sont ainsi nécessaires :

- L’analyse des caractéristiques mécaniques et microscopiques du matériau pour pouvoir comprendre les phénomènes macroscopiques observés en usinage.
- L’usinabilité du matériau qui regroupe l’ensemble de ces phénomènes mais également des analyses à d’autres échelles.
- La modélisation des efforts qui permet par la suite d’évaluer d’autres paramètres comme l’intégrité de surface, produit final de l’usinage, et les déformations de l’outil et de la pièce qui impactent la qualité de la pièce usinée.

Ce chapitre résume et confronte plusieurs travaux de recherche précédents pour évaluer l'état de connaissance dans les divers domaines étudiés par la suite. Il n'est pourtant pas exhaustif car trop de travaux sont menés dans chacun des thèmes abordés. Il tente de montrer les différents courants de pensées actuels.

## 1.1. Alliages réfractaires et usinage

Selon [Baucchio, 1993], un élément métallique est considéré comme réfractaire si son point de fusion est supérieur à 2200°C. Cette définition est élargie aux alliages à conductivité thermique faible qui ont une conservation de leurs propriétés mécaniques à très haute température (entre 700°C et 1200°C).

Ces caractéristiques sont partagées par l'ensemble des superalliages à base nickel dont l'Inconel 718 fait partie. Ces alliages sont fortement utilisés en aéronautique et aérospatiale grâce à leurs propriétés mécaniques stables aux températures de fonctionnement d'un moteur et leur forte résistance à la corrosion et au fluage. C'est ainsi que selon [Ulatan et al., 2011], les superalliages représentent 50% du poids d'un moteur d'avion.

Une très grande partie des pièces des turbopompes subissent différentes techniques en usinage. Pour la réalisation de formes complexes, le fraisage est dans la plupart des cas nécessaire. L'optimisation du fraisage de ces superalliages et en particulier de l'Inconel 718 est donc un enjeu majeur de l'industrie aérospatiale. Afin de mieux analyser les phénomènes observés en usinage, il est dans un premier temps important d'étudier l'alliage d'un point de vue métallographique et mécanique à l'échelle microscopique.

### 1.1.1. Caractéristiques métallurgiques de l'Inconel 718

L'Inconel 718 ou NiCr19Fe19Nb5Mo3 est un alliage composé en grande partie de nickel, de chrome et de fer comme présentée en Tableau 1.1.

Ni	Cr	Fe	Nb	Mo	Ti	Al	Co	Cu	C
50	17	15	4.75	2.8	0.65-	0.2	0.2	0.1	0.04-
-55	-21	-21	-5.5	-3.3	1.15	-0.8	-1	-0.3	0.08

Tableau 1.1 Composition chimique de l'Inconel 718 (%masse) [Aubert et Duval, 2012]

La structure métallurgique de l'alliage est composée de plusieurs phases dont trois principales qui sont la matrice  $\gamma$  et les phases intermétalliques durcissantes  $\gamma'$  et  $\gamma''$ . Les propriétés des différentes phases sont décrites par [Alexandre, 2004] :

- La matrice  $\gamma$  est composée de structures cubiques face centrée de nickel. Les atomes de fer, de chrome, de molybdène et de niobium peuvent se retrouver en substitution dans cette maille pour former une solution solide. La présence de fer permet notamment l'amélioration de la soudabilité.
- La phase  $\gamma'$  correspond à la précipitation du composé  $\text{Ni}_3\text{Al}(\text{Ti})$ . C'est une phase métastable de forme sphérique ou cubique cohérente avec la matrice  $\gamma$ . Les atomes de titane ou d'aluminium sont situés aux sommets du cube alors que les atomes de nickel sont au centre des faces. Elle permet notamment d'augmenter la résistance au fluage, la limite d'élasticité et les propriétés en rupture du matériau jusqu'à 800°C.
- La phase  $\gamma''$  correspond à la précipitation du composé  $\text{Ni}_3\text{Nb}$ . Sa structure est cubique centrée tétragonale (cct) cohérente avec la matrice  $\gamma$ . C'est la phase la plus durcissante mais elle n'est pas aussi stable que la phase  $\gamma'$  à haute température. Elle augmente fortement les propriétés mécaniques de l'alliage pour les températures inférieures à 800°C.
- La phase  $\delta$  est une phase stable de  $\text{Ni}_3\text{Nb}$  dans une structure orthorhombique. Cette phase augmente la contrainte à la rupture et diminue la ductilité du matériau. Elle peut cependant permettre de contrôler la taille de grain au moment du traitement thermique.
- Les carbures de niobium NbC sont formés grâce à une concentration élevée de niobium. Ils sont de formes sphériques ou cubiques et de petites tailles (entre 2 et 20  $\mu\text{m}$ ). Leur

distribution est souvent hétérogène dans l'alliage autant en intergranulaire qu'en intragranulaire. Ce sont des phases extrêmement dures, d'une dureté de 20 GPa à température ambiante selon [Liu et al., 2017]. De plus, le niobium étant un métal réfractaire, le carbure de niobium conserve ses propriétés mécaniques à très hautes températures (supérieures à 1000°C).

- Les carbonitrides de titane et de titane-niobium respectivement noté TiCN et (Nb,Ti)CN ont une taille semblable à celle du carbure de niobium et leur forme est plus allongée et parfois en forme d'aiguille d'après [Karasev et al., 2019]. Selon [Zhang, 1993], leur dureté est entre 2 et 3 GPa à température ambiante et ils sont stables jusqu'à 800°C pour le TiCN et 1000°C pour le (Nb,Ti)CN. Ils sont principalement localisés au joint de grain.

En usinage les phases et les composés qui impactent l'usinabilité sont celles stables aux températures de coupe comprises entre 600°C et 1000°C au niveau de l'arête de coupe selon [Le Coz, 2012]. Ces phases sont donc les phases  $\gamma'$ ,  $\delta$  et les carbures NbC, TiCN et (Nb,Ti)CN. La phase  $\gamma'$  et les carbures vont durcir l'alliage et donc diminuer l'usinabilité par une augmentation des efforts de coupe et de l'usure des outils. La phase  $\delta$  peut avoir un effet inverse à condition d'être en concentration suffisante.

La taille de grain a également une influence sur l'usinage d'un matériau. En effet l'usinage de matériaux fragiles correspond grossièrement à la propagation d'une fissure pour former un copeau. La taille de grain joue un rôle sur la propagation des fissures dans un matériau comme le détaille [Kamdar, 1973]. Il analyse l'initiation et la propagation de fissures dans du zinc pur en fonction de la taille des grains. Il montre ainsi que plus la taille de grain est réduite, plus la propagation de fissures est limitée comme présenté en Figure 1.1. Les joints de grain forment des obstacles au mouvement des dislocations qui sont favorables à la propagation d'une fissure. [Chlebus et al., 2015] montrent que cette taille de grain est dépendante, dans le cas de l'Inconel 718 FA, de beaucoup de paramètres qui ne sont pas maîtrisés au cours de cette étude (taille de la poudre, traitement thermique). C'est pourquoi il existe peu dans la littérature d'analyse des différences entre les deux élaborations (FA et LAM) pour l'influence de la taille de grain.

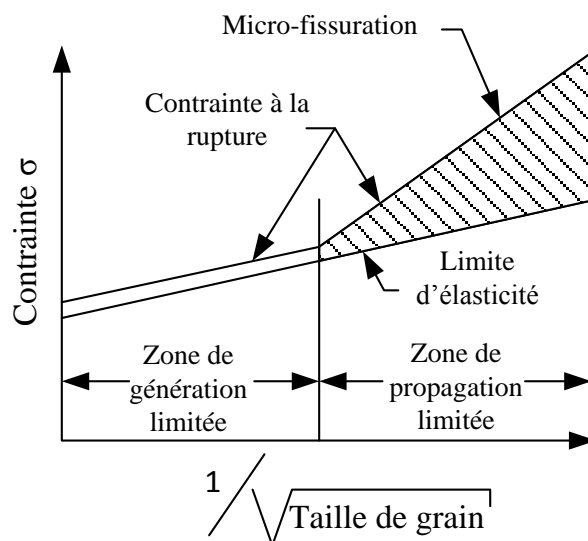


Figure 1.1 Contrainte appliquée pour la propagation d'une fissure en fonction de la taille de grain d'après [Kamdar, 1973]

A l'échelle métallurgique, la taille de grain et les phases présentes dans l'alliage sont déterminantes pour évaluer l'usinabilité du matériau.

### 1.1.2. Caractéristiques mécaniques de l'Inconel 718

L'Inconel 718 est souvent choisi pour ses bonnes propriétés mécaniques à haute température. Il est souvent en concurrence avec un autre alliage qui est l'alliage de Ti6Al4V. Les deux possèdent une faible conductivité thermique et une bonne résistance mécanique d'après [Aubert et Duval, 2012]. Les deux conservent également leurs propriétés mécaniques à 800°C comme présenté en Tableau 1.2.

Matériau	Inconel 718 LAM		Ti6Al4V		15CrMoV6	
	A 20°C	A 800°C	A 20°C	A 800°C	A 20°C	A 800°C
Conduction thermique (W/mK)	11	24	6.7	18	46	98
Densité (g/cm <sup>3</sup> )	8.2	7.6	4.3	3.9	7.8	
Module de Young (GPa)	199	150	110	92	205	55
Rm (N/mm <sup>2</sup> )	1360	910	1100	810	1150	475
Rp0.2 (N/mm <sup>2</sup> )	1120	830	1040	725	1100	350

Tableau 1.2 Comparatif des propriétés mécaniques de différents alliages d'après [Aubert et Duval, 2012]

Selon le Tableau 1.2, la conductivité thermique des alliages évolue de manière linéaire en fonction de la température. L'Inconel 718 possède une conductivité encore qualifiée de faible aux températures d'usinage. Cela entraîne un flux thermique important dans l'outil engendrant sa dégradation rapide d'après [Dudzinski et al., 2004]. Cette caractéristique diminue l'usinabilité.

L'Inconel 718 LAM possède un module d'Young presque deux fois supérieur au Ti6Al4V et ainsi se rapproche de celui d'un acier tel que le 15CrMoV6 couramment utilisé en usinage. Il s'agit donc d'un alliage rigide qui contrairement aux aciers conserve cette rigidité au-delà de 500°C. De plus, [Zemzemi, 2007] montre que l'allongement à la rupture de l'Inconel 718 est stable à une valeur de 20% jusqu'à 800°C avant d'augmenter fortement jusqu'à 170% à 950°C. Cela traduit un domaine de superplasticité. Cela peut engendrer un écrouissage du matériau aux températures d'usinage ce qui diminue l'usinabilité du matériau.

Enfin [Liao et al., 2008] montrent que la dureté de l'Inconel 718 LAM augmente jusqu'à 650°C grâce à la stabilité des précipités  $\gamma'$ . Cela signifie que la pièce devient plus dure en usinant, entraînant par la même occasion une augmentation des efforts de coupe et de la température à l'interface outil-copeau. Au-delà de 650°C, la dureté globale du matériau chute même si les carbures restent stables.

Pour l'Inconel 718 FA, [Wang et al., 2017] comparent les caractéristiques mécaniques d'alliages issus de différentes méthodes de fabrications additives avec l'Inconel 718 LAM avant et après traitement thermique. Les résultats sont présentés en Tableau 1.3. Les fourchettes données pour les résultats après traitement thermique (après TTH) correspondent aux différents traitements thermiques analysés.

Matériau	Inconel 718 LAM	Inconel 718 FA av. TTH	Inconel 718 FA ap. TTH
Module de Young (GPa)	199	190	194-196
Rm (N/mm <sup>2</sup> )	1360	1142	1221-1319
Rp0.2 (N/mm <sup>2</sup> )	1120	903	956-1132
Allongement à la rupture (%)	12	23	14-17

Tableau 1.3 Comparaison des propriétés mécaniques de l'Inconel 718 en fonction de son procédé d'élaboration d'après [Wang et al., 2017]

Les résultats montrent qu'un traitement thermique est nécessaire après le processus de fabrication additive pour atteindre des propriétés mécaniques proches de celles de l'Inconel 718 LAM. Cela est en partie due à la formation de phases particulières comme les « laves » en fabrication additive comme le montrent [Sui et al., 2017]. D'après eux, la fabrication additive entraîne la formation de grains colonnaires qui restent impactant sur les propriétés mécaniques même après traitement thermique. En résumé, la fabrication additive engendre des orientations préférentielles au matériau et donc des propriétés mécaniques différentes suivant la direction de traction par exemple.

De plus, dans le Tableau 1.3, l'allongement à la rupture de l'Inconel 718 FA reste environ 3% plus grand que l'Inconel 718 LAM. Ceci n'est pas négligeable en usinage car pour former un copeau il faut permettre la rupture localisée du matériau.

## 1.2. Usinabilité de l'Inconel 718

### 1.2.1. Problèmes liés à l'usinage de l'Inconel 718

L'Inconel 718 est reconnu comme l'un des matériaux les plus difficiles à usiner. [Dudzinski et al., 2004] résumant les propriétés pour lesquelles son usinabilité est si faible pour une opération d'usinage générale :

- La dureté du matériau est maintenue durant l'usinage à cause de ses propriétés à haute température.
- La contrainte d'écoulement plastique reste élevée pour les mêmes raisons pendant l'usinage.
- Le matériau est sensible à la vitesse de déformation et à l'écrouissage, par conséquent l'outil peut subir de très fortes usures générant encore plus d'écrouissage.
- Les carbures hautement abrasifs et très durs provoquent beaucoup d'usure par abrasion et par choc.
- La faible conductivité thermique génère des températures de l'arête de coupe importantes et une diffusion plus grande de cette température dans l'outil. Ce dernier point favorisant une usure par diffusion dans l'outil.
- Le matériau a une affinité chimique avec de nombreux matériaux d'outil comme le diamant.
- La température de coupe élevée favorise le soudage ou l'adhésion du nickel sur l'outil de coupe.
- Les hautes propriétés mécaniques engendrent des efforts de coupe importants. Ces efforts de coupe favorisent l'excitation vibratoire de l'outil augmentant les chocs entre celui-ci et la pièce.
- La segmentation du copeau est faible compliquant son évacuation de la zone de coupe.
- Le matériau est sensible à la fissuration à chaud ce qui nécessite de ne pas trop élever la température de coupe pour assurer une bonne tenue en fatigue de la pièce.

L'usinage d'un tel matériau pose alors beaucoup de problèmes et particulièrement au niveau de l'usure des outils de coupe qui seront abordés au paragraphe 1.2.3. Les conséquences sont souvent une diminution des paramètres de coupe augmentant alors les temps d'usinage.

### 1.2.2. Formation du copeau

L'analyse du copeau est une méthode couramment utilisée pour caractériser l'usinabilité d'un matériau depuis que [Merchant, 1945a] et [Merchant, 1945b] développent le modèle de la coupe élémentaire décrit plus tard au paragraphe 1.4.1. Le copeau est en effet le témoin des conditions de températures et des contraintes mises en jeu pour sa formation. [Vyas et al., 1999] considèrent deux types de copeau différents. Le premier est le copeau continu décrit par [Merchant, 1945a] qui correspond à un état où l'intégralité de la déformation plastique a lieu lors de la formation par cisaillement du copeau. Le second est le copeau périodique comprenant encore quatre sous-catégories :

- Le copeau discontinu qui apparaît à la suite d'une fissuration par cisaillement au niveau de sa surface libre et ce de façon irrégulière, mais en conservant un angle de cisaillement proche de  $45^\circ$ . Il s'agit alors d'un copeau dit segmenté.
- Le copeau en forme de vague se produit selon le même principe mis à part l'évolution cyclique de l'angle de cisaillement donnant l'effet de vague sur le copeau comme présenté en Figure 1.2.

- Le copeau résultant d'une arête rapportée (AR) qui correspond à un collage de matière sur de l'arête de coupe. Cette AR va progressivement grossir jusqu'à un point où elle est arrachée et part avec le copeau. L'AR va former le copeau à la place de l'outil. Ce copeau va obtenir une forme spéciale entre chaque cycle de formation et d'arrachage de l'AR. De plus, les propriétés du cisaillement du copeau vont être modifiées en fonction de l'interaction entre l'outil et la matière.
- Le copeau en dent de scie correspond à un cisaillement régulier de son bord libre du copeau autour des  $45^\circ$ , il s'agit également d'un copeau segmenté.

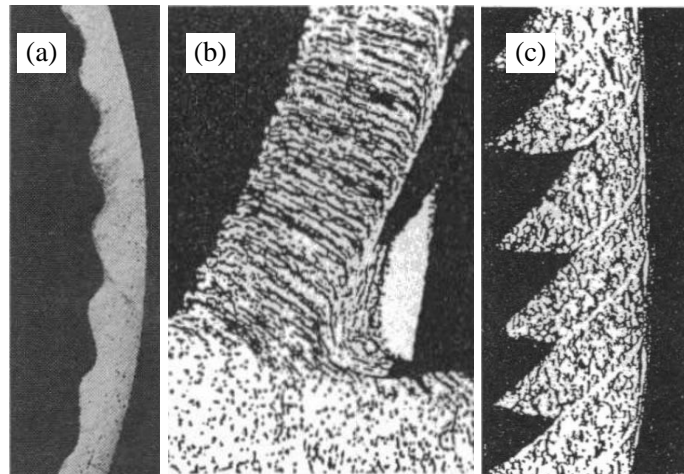


Figure 1.2 Copeau périodique (a) en forme de vague, (b) résultant d'une arête rapportée et (c) en forme de dent de scie d'après [Vyas et al., 1999]

Dans un premier temps, [Vyas et al., 1999] et [Shaw et al., 1993] expriment le besoin de ne pas obtenir des copeaux irréguliers ou résultants d'une arête rapportée. Le premier car il est la conséquence de conditions de cisaillement irrégulières notamment en raison de possibles vibrations de l'outil et donc des conditions dans lesquelles la coupe n'est pas optimale. Le second parce que même si l'AR forme une protection de l'arête de coupe, elle augmente les effets de matage et donc dégrade l'état de la surface usinée. [Devillez et al., 2011] notent ainsi une augmentation de la rugosité et des contraintes résiduelles de traction en surface après la formation d'une AR dans le cadre du tournage d'Inconel 718. Les copeaux en forme de vague ne sont jamais produits par l'usinage de l'Inconel 718, cet état de l'art n'en détaille pas plus.

Dans le cas d'un copeau segmenté, il faut alors assurer au mieux la régularité de cette segmentation. C'est pourquoi [Nakayama et al., 1988] et [Shaw et al., 1993] proposent rapidement d'analyser la distance entre pics  $D_{pics}$  et la hauteur de pics  $H_{pics}$  d'un copeau pour le classifier comme présenté en Figure 1.3. [Pawade et al., 2011] et [Zhang et al., 2013] utilisent cette méthode pour réaliser une étude statistique sur la forme des copeaux et la corrélent à la rugosité pour le premier et aux efforts de coupe pour le second. Les deux constatent une amélioration de la rugosité, une diminution des efforts de coupe et une diminution de l'usure lorsque la segmentation est plus régulière.



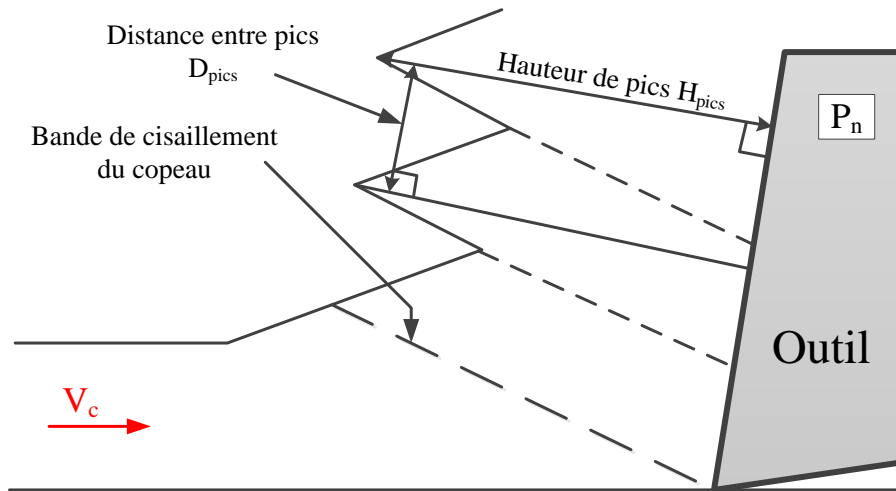


Figure 1.3 Mesure de la segmentation d'un copeau d'après [Nakayama et al., 1988]

Un autre paramètre à analyser est la longueur de contact entre l'outil et le copeau. Cette longueur de contact détermine la longueur de frottement du copeau sur l'outil et par conséquent la température et les contraintes à cette interface. [Mitrofanov et al., 2005] étudient ces paramètres pour la coupe orthogonale de l'Inconel 718 en simulation numérique. Ils modifient la longueur de contact par une modification simulée de la lubrification. Cela consiste à modifier le coefficient de frottement à l'interface considérée. Cette lubrification n'ayant aucun effet thermique, elle ne modifie que la longueur de contact en la réduisant de moitié par rapport à l'usinage à sec. La température simulée à la surface de l'outil a ainsi diminué de 20 % et la contrainte dans le copeau de 12 %. Ces diminutions peuvent être un facteur clé pour réduire l'usure.

### 1.2.3. Mécanismes et processus d'usure de l'outil

Les mécanismes d'usure sont les moyens par lesquels l'outil s'use. Ils induisent un changement géométrique, physique et chimique de l'outil entraînant une dégradation des conditions locales de la coupe. [Dudzinski et al., 2004] mettent en évidence que le principal mécanisme d'usure lors du fraisage de l'Inconel 718 est l'abrasion en face de dépouille. Les carbures présents dans le matériau mais aussi les phases durcissantes  $\gamma'$  et  $\gamma''$  sont les principales causes de cette usure. La face de dépouille frotte sur les éléments de la microstructure qui l'endommagent du fait de leur grande dureté. [Devillez et al., 2007] montrent que cette abrasion provoque aussi de l'usure en cratère sur la face de coupe. Tous les outils sont concernés par ce mécanisme selon [Le Coz, 2012].

Un second mécanisme fréquent est la fissuration de l'arête de coupe par rupture mécanique ou thermique de l'outil. [Li et al., 2014] montrent ainsi qu'en fraisage d'Inconel 718, les cycles thermiques et mécaniques de l'outil engendrent un effondrement de l'arête de coupe suite à l'ouverture successive de fissures. L'arrosage de la zone de coupe et les chocs de l'opération de fraisage augmentent l'intensité de ce mécanisme.

Un dernier mécanisme est la diffusion d'éléments de l'Inconel 718 usiné dans la matrice de l'outil. Cet alliage est composé de beaucoup d'éléments chimiques différents et ayant maille favorisant la captation d'atomes. Il est donc particulièrement concerné par ce type d'usure. Ainsi, [Choudhury et al., 1998] analysent le problème de la diffusion de l'élément Al de l'Inconel 718 dans les outils en céramique alumine. Ils notent également que l'affinité du nitrure de bore cubique (cBN) avec le matériau ne permet pas d'utiliser de hautes vitesses de coupe. Ce mécanisme limite le choix de l'outil ce qui est décrit dans le paragraphe 1.3.

Mis à part les mécanismes, le fraisage de l'Inconel 718 entraîne un processus récurrent d'usure de l'outil comme l'expliquent [Dudzinski et al., 2004] et [Choudhury et al., 1998]. Il débute par une entaille à la limite de profondeur de coupe  $a_p$ . Cette entaille est due soit à l'écaillage de la surface selon [Liao et al., 1996], soit au différentiel de gradient de pression au bord libre selon [Kasim et al., 2013]. Cette entaille est un lieu privilégié pour l'adhésion de matière qui va par la suite être arrachée lors de l'expulsion de copeaux. En s'arrachant la matière collée emporte avec elle un morceau de l'outil augmentant la taille de l'entaille. Ce phénomène se répétant cycliquement mène progressivement à l'effondrement de l'arête de coupe. Ce processus peut également se produire à partir d'une rayure provoquée par le passage d'un carbure sur la face de dépouille de l'outil comme le précise [Kitagawa et al., 1997].

Pour analyser cette usure, la communauté scientifique a mis en place la norme [ISO 8688-2, 1989] permettant de mesurer l'usure en fraisage. Cette norme définit notamment la mesure de l'usure en dépouille  $VB$ . Ses méthodes se fondent sur une mesure optique de l'usure à l'aide de microscopes. Ces usures sont donc réellement liées à la géométrie locale de l'arête de coupe.

#### 1.2.4. Lien entre usure et efforts de coupe

Le paragraphe 1.2.3 mentionne les méthodes de mesures directes de l'usure. Cependant, ces méthodes nécessitent l'interruption de l'opération d'usinage pour être effectuées. Des méthodes indirectes de mesures sont développées pour analyser l'évolution de l'usure. La méthode la plus courante est la mesure de la puissance ou des efforts de coupe utilisée par [Choudhury et al., 2000] et [Chinchanikar et al., 2014]. En effet, [Oraby et al., 1991] montrent la corrélation entre les efforts de coupe et l'usure. Dans le cadre du tournage, [Ravindra et al., 1993] soulignent que l'usure en dépouille ( $VB$ ) est particulièrement liée aux composantes axiales  $F_f$  et radiales  $F_r$  des efforts de coupe. [Ezugwu et al., 2001] confirment ces conclusions en proposant une formulation de l'usure en dépouille en fonction des efforts de coupe globaux présentée en (Eq 1.1).

$$VB \propto \frac{\sqrt{F_f^2 + F_r^2}}{\sqrt{F_f^2 + F_r^2 + F_t^2}} \quad (1.1)$$

[Smithey et al., 2000] mettent en évidence une linéarité entre l'usure en dépouille et les efforts de coupe dans toutes les directions lors du tournage d'une fonte comme présenté en Figure 1.4. De cette observation, [Sun et al., 2013] étudient l'influence de l'usure en dépouille sur les efforts de coupe dans le cadre du fraisage de l'alliage de Ti6Al4V. Ils introduisent même ces mesures d'usure  $VB$  dans un modèle prédictif des efforts de coupe mettant en évidence le lien prépondérant entre les deux.

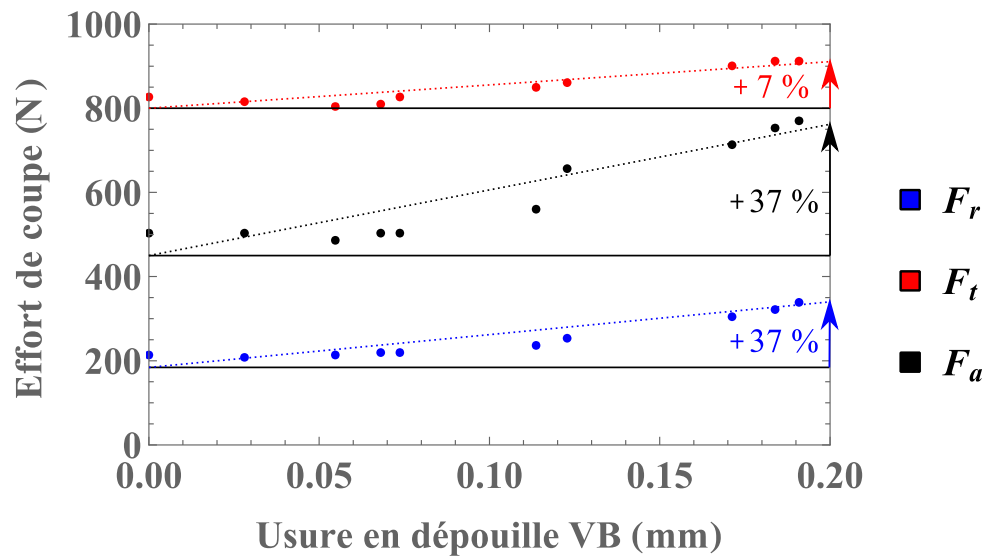


Figure 1.4 Evolution des efforts de coupe en tournage en fonction de l'usure en dépouille d'après [Smithey et al., 2000]

Néanmoins, tous ces modèles ne considèrent qu'un effet physique de l'usure sur l'interaction entre la matière et l'outil alors que l'usure est également une modification géométrique de l'outil qu'il faut prendre en compte.

### 1.3. Outil de coupe pour l'usinage de l'Inconel 718

Les sections précédentes montrent que le choix de l'outil dans une stratégie d'usinage est crucial du fait des fortes températures engendrées par l'usinage de l'Inconel 718. Chaque matériau va être usinable par un outil sur une plage de fonctionnement qui dépend :

- De la nuance de l'outil qui correspond au matériau usinant et à son revêtement s'il existe. Le matériau doit être capable de subir les températures et les pressions mises en jeu au cours de l'opération.
- Des géométries globales de l'outil qui définissent les engagements de l'outil au cours de l'usinage.
- Des géométries locales de l'arête de coupe qui impactent la formation du copeau.

Cette section a pour objectif de définir et d'analyser ces différents paramètres dans le but d'observer leur influence sur l'usinage et enfin d'identifier les méthodes pour les modéliser.

#### 1.3.1. Nuances des outils utilisés

La nuance de l'outil est déterminante quant à la performance de l'opération d'usinage. En effet, elle est directement liée aux conditions de coupe appliquées lors de la stratégie d'usinage, c'est-à-dire à la vitesse de coupe  $V_c$  et à l'avance  $f_z$ . Ces paramètres vont de manière prépondérante fixer la température de coupe, les efforts de coupe et donc l'intégrité de surface. Plusieurs nuances sont analysées pour l'usinage de l'Inconel 718. Les critères pour le choix de la nuance des outils dans le cas du fraisage d'Inconel 718 sont :

- Une bonne résistance à l'usure. La durée de vie doit être conséquente et stable, la génération rapide ou aléatoire d'usure catastrophique est à éviter.
- Une grande dureté à chaud. Le maintien des propriétés mécaniques de l'outil au-dessus de celles de la matière est nécessaire pour ne pas endommager l'outil lors de la coupe.
- Une bonne résistance aux chocs mécaniques et thermiques. Le fraisage induit pour toutes les arêtes des entrées et des sorties successives dans la matière. Cela provoque à chaque passage un choc mécanique et thermique que l'outil doit supporter.
- Une stabilité chimique avec le matériau usiné à haute température. Les matériaux usiné et usinant doivent avoir la plus faible affinité chimique quelle que soit la température. Il faut limiter les phénomènes de réaction et de diffusion chimique entre les deux matériaux.

Les outils en carbures de tungstène sont les plus utilisés dans l'usinage à grande vitesse car leurs résistances mécaniques et thermiques sont suffisantes pour usiner la plupart des matériaux. C'est pourquoi, ce choix est classique pour le fraisage de l'Inconel 718. Cependant, [Liao et al., 1996] montrent que l'usinage avec des outils non revêtus engendre une usure irrégulière et catastrophique de l'outil. Dans ce cas, le choix du revêtement s'avère essentiel pour la durée de vie de l'outil. [Rahman et al., 1997] évaluent la durée de vie en tournage d'outils en carbure non revêtu, avec un revêtement TiN PVD et un revêtement  $Al_2O_3$  CVD pour une vitesse de coupe de entre 30 et 50  $m \cdot min^{-1}$  et une avance entre 0.1 et 0.4  $mm \cdot tr^{-1}$ . Le carbure revêtu TiN PVD présente une durée de vie deux fois supérieure au carbure non revêtu, tandis que le carbure revêtu  $Al_2O_3$  CVD ne présente pas d'amélioration (par rapport à sans revêtement) et donc ne présente pas d'intérêt pour l'usinage de l'Inconel 718. De son côté [Jindal et al., 1999] testent trois revêtement PVD : TiN, TiCN, TiAlN. Le revêtement TiAlN s'est avéré le meilleur car très résistant à l'abrasion. L'augmentation de la vitesse de coupe améliore davantage son utilité vis-à-vis des deux autres pour maintenir une bonne durée de vie. La résistance à l'oxydation de ce revêtement est importante pour la durée de vie de l'outil. Ce constat est confirmé par [Sharman et al., 2001] dans le cadre du fraisage en comparant les revêtement

PVD CrN et TiAlN. Ils notent que l'affinité chimique du TiAlN est très faible avec l'Inconel 718 ce qui limite l'usure par diffusion et les collages. Il semble s'agir du meilleur revêtement pour les outils carbures dans le cadre de l'usinage de l'Inconel 718 comme le résume [Dudzinski et al., 2004].

Les outils céramiques sont également utilisés dans le cadre du tournage de l'Inconel 718. La très grande résistance à la température leur permet notamment de travailler à des vitesses de coupe extrêmement élevées entre 100 et 1000 m.min<sup>-1</sup>. Ils présentent également une bonne résistance à l'abrasion, à la corrosion et une faible affinité chimique avec l'Inconel 718. Cependant, leur faible ténacité les rend plus difficile à utiliser dans le cadre du fraisage. [Narutaki et al., 1993] étudient trois céramiques différentes pour le tournage d'Inconel 718 à des vitesses de coupe entre 100 et 500 m.min<sup>-1</sup>. La première est une céramique en Si<sub>3</sub>N<sub>4</sub>. Elle donne les moins bons résultats que ce soit en usure en entaille *VN* ou en usure en dépouille *VB*. La seconde céramique est une alumine Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>-TiC montrant de très bons résultats pour les vitesses de coupe au-dessus de 200 m.min<sup>-1</sup>. Pour ces faibles vitesses de coupe, la dispersion des résultats est importante comme le montre la Figure 1.5. Cela signifie que les phénomènes d'usure sont trop instables et peuvent engendrer des usures catastrophiques non souhaitées. La dernière est une céramique en Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> renforcée de fibres de SiC. Elle présente les meilleurs résultats pour toutes les vitesses de coupe hormis la plus élevée de 500 m.min<sup>-1</sup>. [Kitagawa et al., 1997] étudient la température et l'usure des deux aluminés précédentes et montrent une diffusion du nickel de l'Inconel 718 dans l'outil pour la céramique Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>/SiC. La céramique la plus stable pour l'usinage de l'Inconel 718 est l'alumine Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>-TiC pour des vitesses de coupe d'au moins 300 m.min<sup>-1</sup>. Par la suite, [El-Bestawi et al., 1993] établissent un bilan des usures sur une opération de rainurage avec une fraise monobloc céramique en fonction des conditions de coupe et proposent un bilan présenté en Figure 1.6. Ils montrent qu'une forte avance entraîne des dommages considérables à l'outil et qu'une haute vitesse de coupe engendre une augmentation des collages et des arêtes rapportées, la matière devenant plus ductile sous l'effet des fortes températures de coupe.

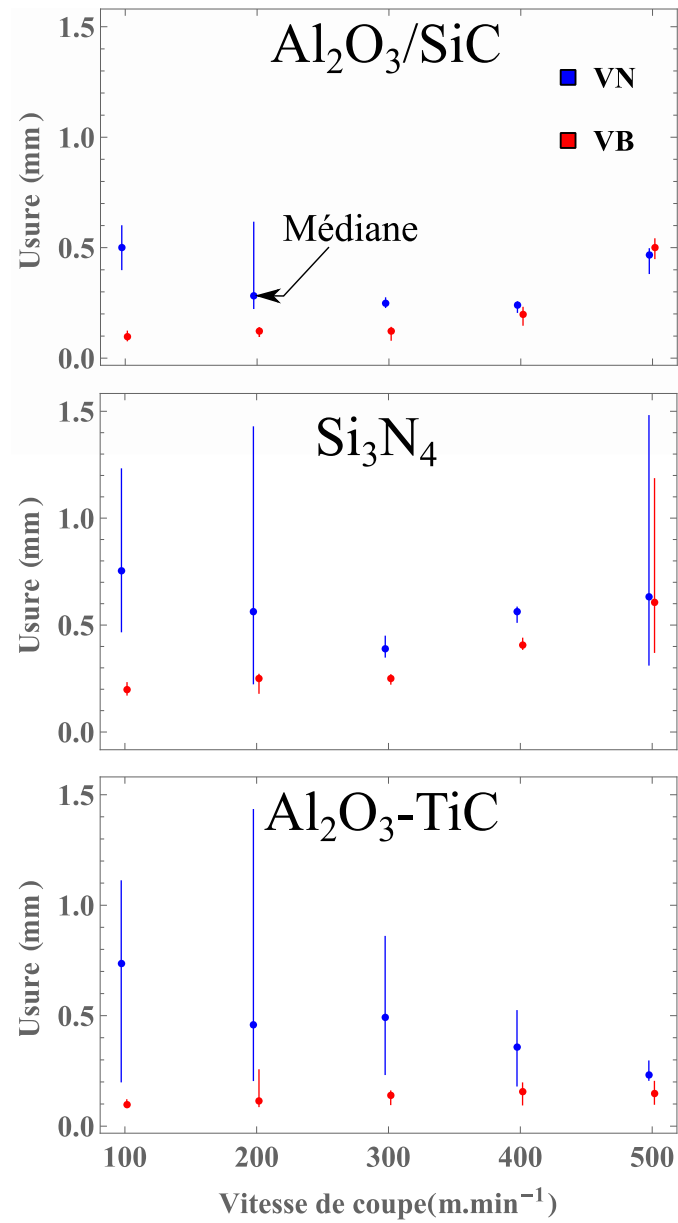


Figure 1.5 Influence de la vitesse de coupe sur l'usure en entaille VN et l'usure en dépouille VB en tournage d'Inconel 718 avec des outils céramiques à la suite d'un usinage de 30 secondes d'après [Narutaki et al., 1993]

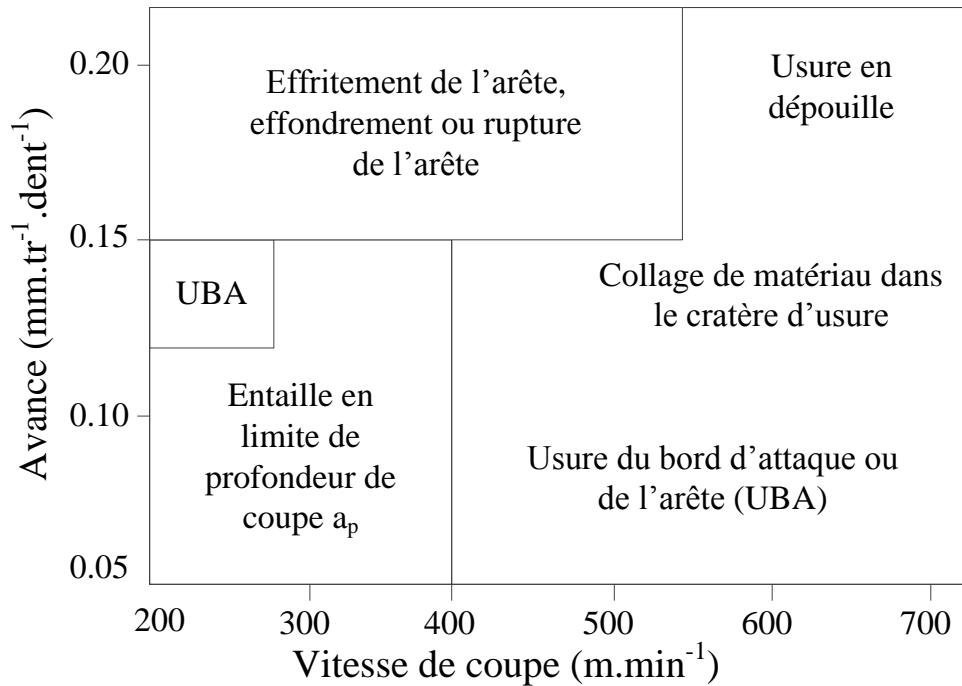


Figure 1.6 Modes d'usure des fraises à plaquettes en  $\text{Al}_2\text{O}_3/\text{SiC}$  en rainurage de l'Inconel 718 d'après [El-Bestawi et al., 1993]

D'autres nuances d'outil sont analysées, [Costes et al., 2007] utilisent notamment des outils en nitrure de bore cubique (cBN) en tournage d'Inconel 718 montrant de la diffusion entre la pièce et l'outil. Mais l'affinité chimique ou la faible résistance aux chocs de beaucoup de nuances d'outil comme le Diamant Poly Cristallin (PCD) font qu'elles ne sont pas utilisables en fraisage d'Inconel 718. Enfin, les outils en Acier Rapide Supérieur (ARS) sont considérés comme incapables d'usiner en fraisage l'Inconel 718, leurs usures très rapides associées à des vitesses de coupe et d'avance très faibles en font une nuance non étudiée par la communauté scientifique.

### 1.3.2. Géométries des outils utilisés en fraisage

La géométrie d'outil est principalement liée à l'opération à réaliser plus qu'au matériau usiné dans le cadre de la coupe des métaux. Cependant, certaines particularités géométriques peuvent être adaptées pour améliorer l'usinage d'un matériau tel que l'Inconel 718.

L'angle d'hélice  $\lambda_s$  correspond à l'angle de l'hélice circulaire que réalise l'arête de coupe autour de l'enveloppe de l'outil. Il est selon [Bissey, 2005] essentiel pour limiter les chocs en entrée de matière. [Coelho et al., 2004] montrent également qu'une augmentation de l'angle d'hélice permet une diminution de la température de l'outil. Il augmente également l'angle de travail apparent de l'outil et introduit alors une répartition des efforts le long de l'arête et donc une diminution des vibrations au cours de l'usinage.

Le rayon de bec de l'outil  $r_e$  va induire une modification de l'angle d'inclinaison de l'arête  $\kappa_r$  local. Cet angle influence à l'épaisseur du copeau non déformé  $h$  selon (Eq 1.2) en lien avec les efforts de coupe comme décrit plus tard au paragraphe 1.4.2. Le rayon de bec est donc lié en fraisage aux efforts de coupe à l'entrée en matière de l'arête de coupe.

$$h_{max} = f_z \cdot \sin(\kappa_r) \quad (1.2)$$

Le rayon d'arête  $r_\beta$  influence directement la résistance locale de l'arête de coupe. La préparation d'arête est déterminante pour optimiser la durée de vie de l'outil. Ainsi [Coelho et al., 2004] montrent que la légère augmentation de  $r_\beta$  (de 4  $\mu\text{m}$  à 12  $\mu\text{m}$ ) peut permettre de réduire la température de coupe de 15 % sans modifier la rugosité  $R_a$  de la surface usinée. Ce paramètre est notamment lié au phénomène de matage développé dans le paragraphe 1.4.4.

L'angle de coupe  $\gamma$  affecte l'angle d'écoulement du copeau  $\eta$  et détermine la direction de frottement du copeau sur la Face De Coupe (FDC). [Bissey, 2005] étudie son influence sur les efforts de coupe et montre une diminution des efforts de coupe corrélée à une augmentation de l'angle de coupe.

L'angle de dépouille  $\alpha$  permet de limiter le frottement de la Face De Dépouille (FDD) sur la surface usinée. Un faible angle de dépouille engendre une augmentation de l'usure  $VB$ , alors qu'un angle de dépouille élevé fragilise l'arête de coupe pouvant provoquer son effondrement.

Le faux-rond radial  $A_{fr}$  est la combinaison du défaut de forme de la fraise, des défauts de coaxialité et de parallélisme entre les axes de la fraise, de son porte-outil et de la broche comme résumé en Figure 1.7. Cette combinaison a pour effet que l'axe de symétrie de la fraise ne concorde pas avec son axe de rotation. Cela entraîne une dissymétrie du travail entre deux arêtes de coupe de l'outil. Le faux-rond influence l'engagement de la fraise et les efforts de coupe comme l'explique [Dorlin, 2016]. [Zhu et al., 2017] discutent également de son impact sur l'évolution de l'usure. La dissymétrie du travail entre une arête de coupe et sa voisine engendre effectivement une dissymétrie d'usure.

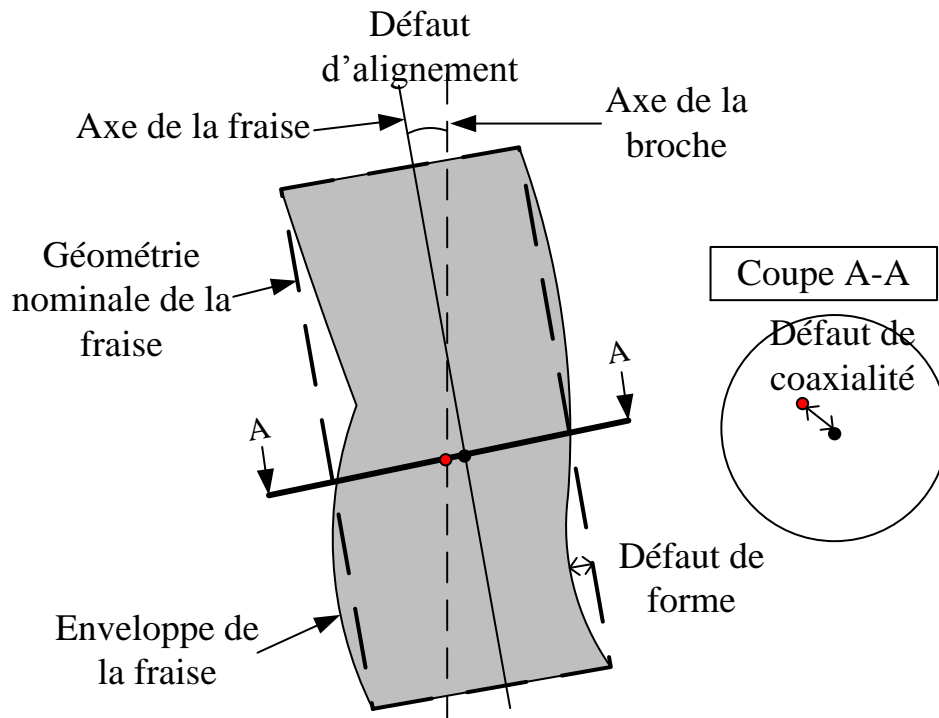


Figure 1.7 Schéma des différents défauts composant le faux-rond

Pour information, le Tableau 1.4 présente les géométries utilisées dans la littérature pour l'usinage de l'Inconel 718. Cela représente l'état des géométries proposées par les fabricants outils. Ce tableau montre une assez grande variabilité de la proposition notamment pour l'angle d'hélice. Au contraire, l'angle de dépouille est souvent proche des  $7^\circ$  pour ce type d'outil.



Matériau	$\lambda_s$ (°)	$r_\varepsilon$ (mm)	$r_\beta$ (mm)	$\gamma$ (°)	$\alpha$ (°)
Céramique	0 – 30°	0.4 – 1	4 – 15	0 – 10	5 – 8
Carbure	0 – 50°	0.1 – 1.5	2 – 15	0 – 10	5 – 7

Tableau 1.4 Etat des géométries existantes dans la littérature pour des fraises monobloc de diamètre inférieur ou égal à 10 mm

### 1.3.3. Modélisation géométrique d'un outil

La modélisation des outils est un pas important pour par la suite modéliser les efforts de coupe. La majeure partie des modèles présentés au paragraphe 1.4 sont limités pour des géométries d'outils simples. Pour utiliser des géométries d'outils complexes, comme c'est le cas en fraisage, l'utilisation de la discrétisation d'arête est souvent requise. L'objectif est de décomposer un usinage complexe en une succession d'enlèvements de matière avec des arêtes élémentaires droites comme la coupe orthogonale ou oblique comme l'expliquent [Shaw et al., 1952]. Cette technique est couramment utilisée par [Kaymakci et al., 2012], [Campocasso, 2013] et [Dorlin, 2016] mais nécessite une modélisation fine de l'outil.

La modélisation de l'outil débute par la définition de l'enveloppe de l'outil à partir des paramètres géométriques globaux que sont la forme de l'outil (fraise boule, hémisphérique ou torique), le rayon de l'outil  $R_o$  et le rayon de bec  $r_\varepsilon$ . [Engin et al., 2001] décrivent les différentes équations pour définir l'enveloppe de l'outil en fonction de sa forme en Figure 1.8. Par la suite, deux méthodes sont possibles pour définir les arêtes de coupe. La première consiste, comme le fait [Dorlin, 2016], à directement détailler l'équation de l'arête de coupe à partir des paramètres géométriques locaux que sont l'angle d'hélice  $\lambda_s$  et le pas différentiel  $\Psi$ . Cette méthode est plus directe mais à l'inconvénient d'être dépendante de la difficulté de mettre en équation l'arête de coupe. La seconde méthode utilisée par [Fromentin et al., 2010a] et [Killic et al., 2016] correspond à définir l'arête de coupe comme l'intersection entre l'enveloppe de l'outil et la face de coupe. Pour faciliter la tâche, la face de coupe est considérée plane sur la portion de segment lors de la discrétisation d'arête.

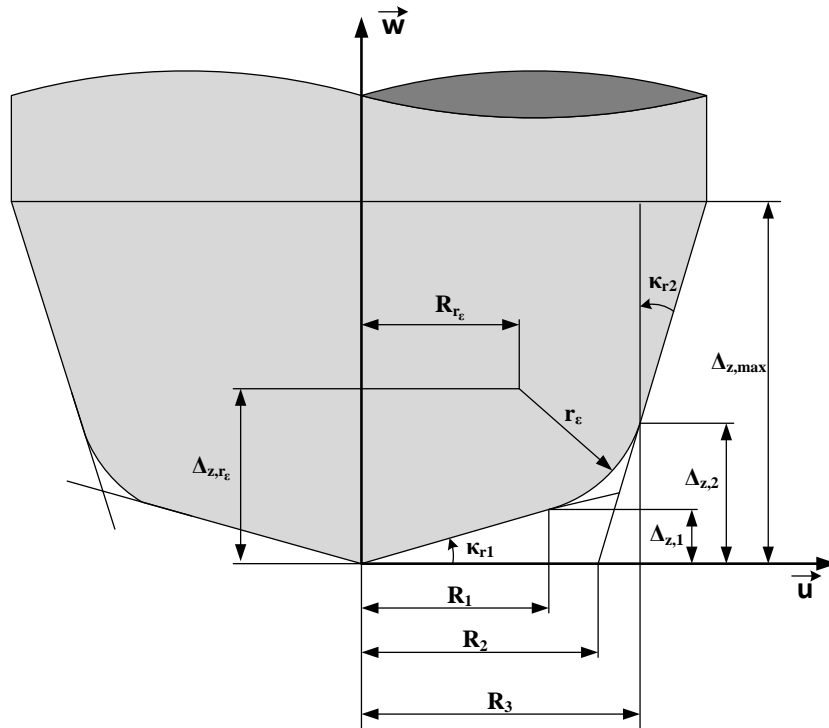


Figure 1.8 Paramétrage généralisé de l'enveloppe d'un outil de fraisage d'après [Engin et al., 2001]

Il reste alors à modéliser le faux rond  $\Delta_{fr}$ . [Dorlin, 2016] le modélise comme un décalage au niveau du rayon de l'arête de coupe d'après (Eq 1.3), la mesure du décalage à appliquer est réalisée avec un laser point et une référence sur une arête de coupe dont le décalage est égal à 0. Cependant, les défauts de coaxialité étant souvent prépondérants, cette modélisation ne convient que pour un outil avec un faible angle d'hélice  $\lambda_s$ . Dans ces conditions, tous les points de l'arête de coupe conservent les mêmes coordonnées  $\{u, v\}$  dans le repère de l'outil  $\mathcal{R}_{outil}$ .

$$R_{AC,i_{Ac}} = R_o + \Delta_{fr,i_{Ac}} \text{ avec } i_{Ac} \in \{1, 2, \dots, Z\} \quad (1.3)$$

Dans le cas d'un fort angle d'hélice (à définir en fonction de la profondeur de passe  $a_p$ ),  $\Delta_{fr}$  doit tenir compte du désaxement de la fraise. La méthode la plus courante consiste à définir un couple  $\{r_{fr}, \delta_{fr}\}$  correspondant respectivement au rayon et à l'angle de décalage entre l'axe de la fraise et l'axe de rotation de la broche dans le repère  $\mathcal{R}_{outil}$  comme présenté en Figure 1.9. [Lee et al., 2007] décrivent  $R_{AC}$  par (Eq 1.4). Cette méthode est bien plus fidèle à la réalité mais elle est bien plus compliquée à mettre en place. En effet il est nécessaire de réaliser plusieurs mesures pour découpler les deux paramètres  $\{r_{fr}, \delta_{fr}\}$  comme l'explique [Lee et al., 2007].

$$R_{AC,i_{Ac}} = \sqrt{\left(R_o \cdot \cos\left(\delta_{fr} + \frac{\pi}{2}(i_{Ac} - 1)\right) + r_{fr}\right)^2 + \left(R_o \cdot \sin\left(\delta_{fr} + \frac{\pi}{2}(i_{Ac} - 1)\right)\right)^2} \quad (1.4)$$

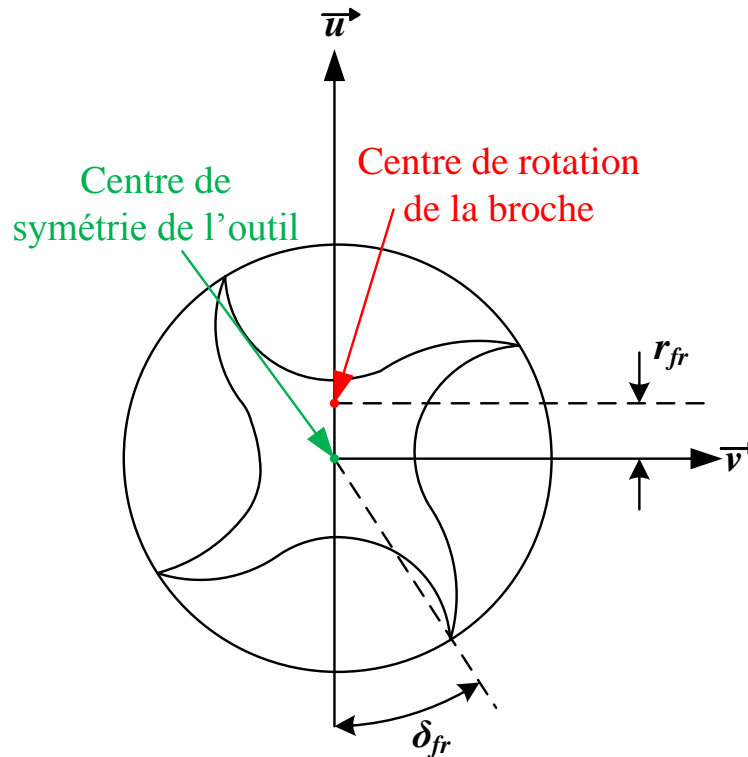


Figure 1.9 Définition du faux-rond avec un rayon et un angle d'après [Lee et al., 2007]

Après la modélisation de l'arête de coupe, la mise en équation du mouvement de l'outil permet de calculer les épaisseurs coupées locales et de déterminer les efforts locaux dans le repère local de l'arête de coupe Tangentiel-Radial-Axial (TRA).

## 1.4. Modélisation des efforts de coupe en usinage

La modélisation des efforts de coupe a rapidement été un enjeu majeur de la recherche en usinage. Dès 1945, [Merchant, 1945a] propose un moyen de calculer la résultante des efforts de coupe sur un outil en fonction des paramètres de coupe dans un cas de coupe orthogonale. Par la suite beaucoup de types de modélisation sont développés suivant plusieurs méthodes. Le choix de la méthode dépend grandement de la configuration d'usinage modélisée et des objectifs finaux de cette modélisation. Il est alors important de connaître ces différentes méthodes et d'analyser celle convenant le mieux à l'étude.

### 1.4.1. Méthodes de modélisation des efforts de coupe

Différentes dénominations sont données aux types de modélisations utilisés par les chercheurs. [Altintas, 2012] fait par exemple de la « modélisation mécaniste », [Germain et al., 2013] développe de son côté une « modélisation analytique », alors que [Molinari et al., 2005] utilise une « modélisation thermomécanique ». L'objectif est toujours le même, mais les hypothèses et les moyens de chacun sont bien différents.

Une classification des modélisations des efforts de coupe est proposée par [Cherif, 2003]. Elle varie selon l'échelle de modélisation choisie. En usinage, il existe trois échelles de modélisation et d'observation des phénomènes : l'échelle macroscopique, microscopique et mésoscopique. L'échelle macroscopique présente l'opération d'un point de vue globale ou plus généralement d'un point de vue de la machine-outil. La modélisation à cette échelle a pour objectif de donner une représentation des efforts globaux ou de leur résultante appliquée sur la pièce. Les paramètres d'entrées correspondent généralement aux paramètres opératoires, aux géométries globales de l'outil et à sa trajectoire dans l'espace machine. L'échelle microscopique propose un point de vue très local à l'échelle de la microstructure du matériau (taille de grain). Le travail à ce niveau permet d'évaluer des phénomènes physiques de la surface comme des changements de phase, des déformations plastiques ou l'introduction de contraintes résiduelles comme présenté par [Cheng et al., 2018]. Les données d'entrées sont des grandeurs physiques comme la température ou le taux de déformation. L'échelle mésoscopique se situe entre les deux précédentes. Les modélisations à cette échelle s'attachent à décrire précisément l'interaction entre l'arête de coupe et la zone de formation du copeau. Les données d'entrées d'une telle modélisation sont les géométries locales de l'outil, la cinématique de l'opération d'usinage et dans certains cas une loi de comportement identifiée du matériau. Les sorties désirées sont la résultante des efforts de coupe sur l'arête comme pour [Armarego et al., 1970], les champs de température appliqués sur l'arête de coupe pour [Calamaz et al., 2010] et les champs de contrainte-déformation pour [Baizeau et al., 2016]. [Cherif, 2003] définit ainsi pour chaque échelle l'approche de modélisation, la nature des sorties et le domaine temporel souhaitable. En comparant les moyens de chaque type de modélisation, il convient de déterminer celui qui répond au plus grand nombre de critères dans le cas étudié. Par la suite, [Bissey, 2005] sépare les liens entre l'approche utilisée et le domaine temporel de modélisation pour utiliser un même modèle sur des échelles proches. Pour finir, [Campocasso, 2013] développe des méthodes de résolutions numériques applicables à différentes approches de modélisation.

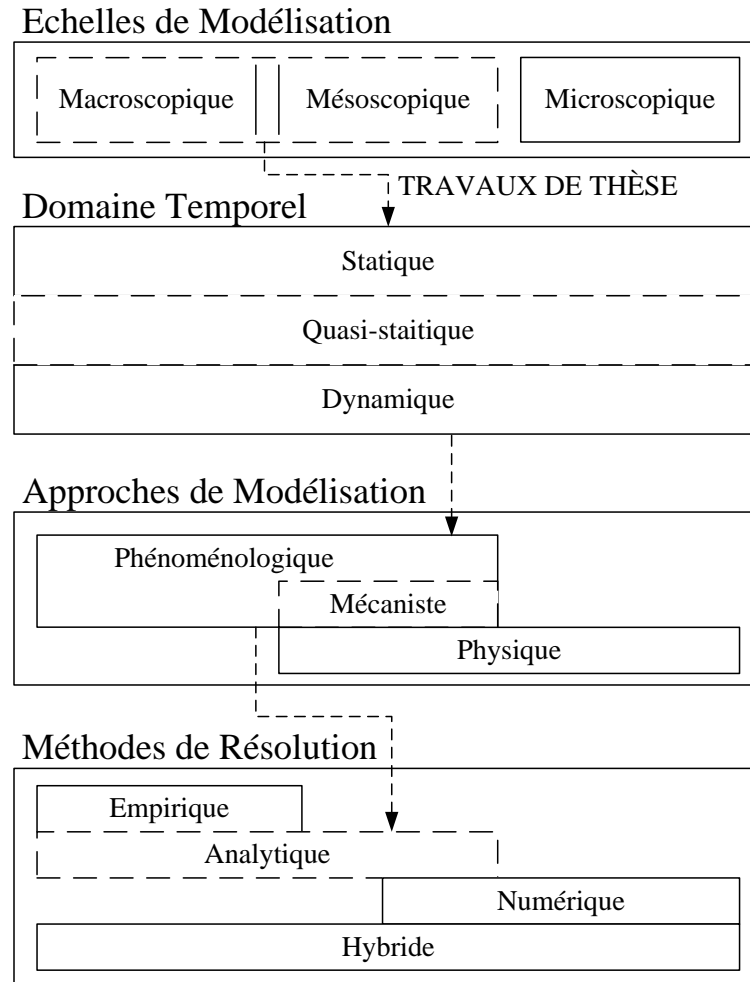
[Bissey, 2005] définit trois types de domaines temporels : le domaine statique, le domaine quasi-statique et le domaine dynamique. Le domaine statique s'affranchit de la dimension temporelle de l'opération estimant que les paramètres mis en jeu n'évoluent pas dans le temps. C'est un domaine adapté aux opérations de coupe orthogonale ou de tournage simple utilisé par [Budak et al., 1996]. Le domaine quasi-statique tient compte de l'évolution de la quantité de matière usinée ou de la géométrie de l'outil mais pas du comportement vibratoire du système usinant. [Dorlin, 2016] utilise ce domaine pour la modélisation des opérations de fraisage et de l'usure de l'outil. Le domaine dynamique prend

en compte le comportement dynamique du système usinant. Les vibrations et les limites dynamiques de la machine sont prises en compte dans la modélisation. Ainsi, [Altintas, 2012] ou [Corduan, 2006] s'attachent à caractériser les vibrations du système {pièce, outil} par le calcul de sa rigidité. Ce domaine est utilisé dans le cadre d'opération de fraisage de pièces minces par exemple.

Le choix de l'échelle et du domaine temporel implique une approche de la modélisation. Cette fois encore deux types d'approche sont possibles : phénoménologique ou physique. L'approche phénoménologique correspond à l'observation expérimentale des phénomènes résultants de l'opération d'usinage et d'en donner une transcription mathématique. Cette approche permet d'obtenir des résultats proches de la réalité et facilement transposables dans une multitude de cas comme pour le fraisage par [Dorlin, 2016] ou pour le taraudage par [Fromentin et al., 2010b]. Elle ne permet pourtant pas de maîtriser les causes des phénomènes observés et ne rend compte que de la conclusion de ces phénomènes. C'est pourquoi une dérivé de cette approche est dite mécaniste. Elle prend en compte la compréhension des mécanismes de la coupe et des phénomènes mis en jeu (e.g. cisaillement de la matière). À partir des paramètres géométriques et cinématiques de l'opération, elle tente de donner une interprétation physique de la coupe comme le fait [Armarego et al., 1970]. Cette approche est souvent cohérente avec la physique de l'opération de coupe analysée. Cependant, les résultats obtenus sont difficilement transposables à d'autres opérations d'usinage. L'approche physique se fonde sur la thermomécanique des milieux continus. Elle utilise des lois de comportement de la matière tenant compte de l'endommagement ou de la recristallisation locale du matériau par exemple. [Calamaz et al., 2010] et [Outeiro, 2016] développent ainsi des modélisations pouvant fournir les efforts de coupe mais également l'intégrité de surface après usinage. Cette approche est la plus fine mais le temps de calcul nécessaire pour la résolution des systèmes d'équations la cantonne à des opérations simples comme la coupe orthogonale ou le chariotage.

La méthode de résolution reste à déterminer parmi les méthodes empirique, analytique, numérique ou hybride. Les désignations étant explicites, aucune description approfondie n'est faite dans ce mémoire.

Dans le cadre de cette étude, l'opération de fraisage sans investigation des phénomènes vibratoires place l'analyse dans le domaine quasi-statique. Du fait d'un développement de la trajectoire de l'outil, l'échelle macroscopique est la plus logique pour l'analyse des efforts de coupe. Toutefois, [Bissey, 2005] et [Dorlin, 2016], références de ces travaux, développent une approche mécaniste du fraisage épaulé avec une compréhension des phénomènes intervenant à l'échelle mésoscopique. Pour continuer dans cette voie et pouvoir transposer ces connaissances à un grand nombre de stratégies, l'approche phénoménologique dite mécaniste est également utilisée entre les échelles macroscopiques et mésoscopiques. Cette approche nécessite une réalisation d'un nombre suffisant d'essais pour valider le modèle dans différentes stratégies mais elle reste la plus simple pour obtenir des résultats cohérents sur tout le domaine d'observation. Enfin la méthode de résolution est analytique pour limiter le nombre d'essais par rapport à la méthode empirique et pour limiter le temps de calcul par rapport à la méthode numérique. Ce type de modélisation permet également de travailler avec les géométries réelles de la pièce et de l'outil. La Figure 1.10 récapitule la classification de [Cherif, 2003] et le positionnement de l'étude.



**Figure 1.10** Classification des types de modélisations des efforts de coupe et positionnement de l'étude d'après [Cherif, 2003] et [Campocasso, 2013]

La suite de cette bibliographie s'attache à analyser la coupe à l'échelle mésoscopique et la modélisation mécaniste de [Bissey, 2005] et [Dorlin, 2016] sur lesquels reposent ces travaux.

### 1.4.2. Mécanismes de la coupe

La coupe des métaux est un sujet d'étude depuis bien longtemps. Les principes majeurs de sa mécanique sont introduits par [Merchant, 1945a] et [Merchant, 1945b] dans le cadre de la coupe orthogonale. Son analyse consiste à considérer la coupe comme la formation d'un copeau par cisaillement de la matière provoqué par le mouvement de l'outil coupant. Ce cisaillement est généré de la pointe de l'outil à la surface libre du matériau selon un angle de cisaillement  $\varphi$  lié à l'angle de coupe  $\gamma$  de l'outil et au bilan des actions mécaniques de l'outil sur le copeau. Cette zone est appelée zone de cisaillement primaire (ZCP). Deux autres zones de cisaillement sont également analysées. La zone de cisaillement secondaire (ZCS) qui traduit les interactions entre le copeau et la face de coupe de l'outil. La zone de cisaillement tertiaire (ZCT) qui traduit les interactions entre la surface usinée et la face de dépouille de l'outil. La Figure 1.11 représente le cas d'étude de [Merchant, 1945a] dans le plan  $P_n$  normal à l'arête de coupe selon la définition de la norme [ISO 3002-1, 1982].

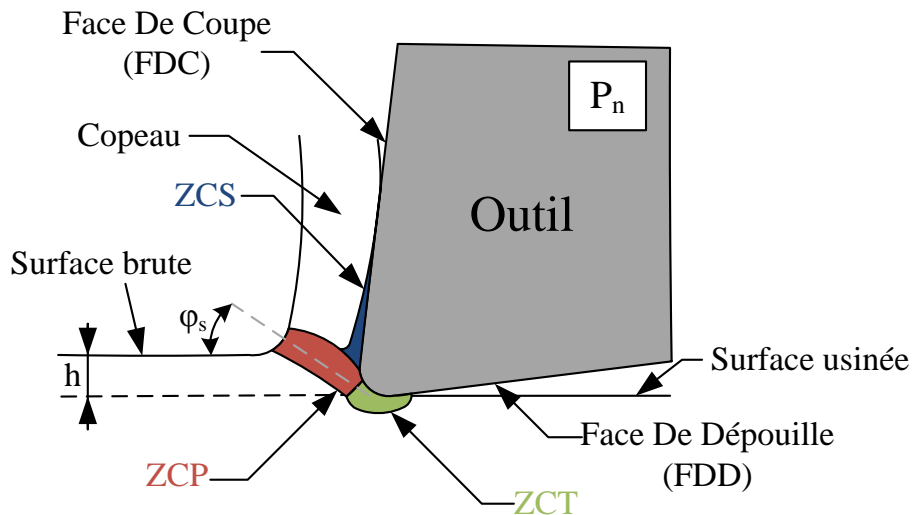


Figure 1.11 Zones de cisaillement lors de la coupe d'un matériau d'après [Merchant, 1945a]

Pour la génération des efforts de coupe, [Albrecht, 1960] identifie qu'une grande partie de ces efforts sont liés à l'épaisseur coupée  $h$  et que le cisaillement du copeau se réalise principalement dans les zones ZCP et ZCS. Les contributions de ces deux zones sont réunies sous le terme *effet cut* par [Armarego et al., 1970]. La modélisation de cet effet est décrite au paragraphe 1.4.3.

Cependant, [Albrecht, 1960] note que pour une très faible épaisseur coupée l'unique considération de l'*effet cut* n'est pas suffisante. Ainsi en tournage d'un acier dur, [Huang et al., 2003] observent une différence de plus de 50% entre les efforts mesurés et ceux modélisés en ne considérant que l'*effet cut* pour les petites épaisseurs coupées. Il n'y a pas de linéarité dans ce domaine entre les efforts de coupe et l'épaisseur coupée  $h$ . Or, lors d'une opération de fraisage, au cours d'une rotation de l'outil, l'épaisseur coupée évolue toujours entre une épaisseur maximale notée  $h_{max}$  et une épaisseur coupée nulle. Dans ce cas, l'*effet cut* ne suffit pas pour modéliser une opération de fraisage.

Le phénomène qui en résulte est, selon [Zorev, 1996], un effet du retour élastique de la matière sur la face de dépouille en ZCT. Cela s'apparente d'ailleurs selon lui à un matage de l'outil sur la surface usinée. [Kaymakci et al., 2012] désignent ce phénomène par *effet edge* pour la modélisation des efforts. Le paragraphe 1.4.4 décrit les différentes approches de modélisation de cet effet.

Ces deux effets sont dans le cas de la coupe élémentaire décrite par [Merchant, 1945a] suffisants pour obtenir de très bons résultats comme le démontrent [Kaymakci et al., 2012] et [Dorlin, 2016]. D'autres effets peuvent être pris en compte dans le cas du fraisage avec un outil à géométries complexes comme le propose le paragraphe 1.4.5. Ainsi en résumé, la modélisation des efforts de coupe doit prendre en compte ces deux effets découplés comme le propose (Eq 1.5).

$$F_{i_k} = F_{i_k, cut} + F_{i_k, edge} \text{ avec } i_k \in \{t, r, a\} \quad (1.5)$$

### 1.4.3. Modélisation de l'effet cut

L'*effet cut* est une représentation de la contribution des zones ZCP et ZCS. Il correspond dans la plupart des cas d'usinage à la contribution majeure aux efforts de coupe, c'est pourquoi sa modélisation est primordiale.

La première proposition de modélisation de l'effet cut vient de [Brown et al., 1964] dans le cas du tournage. [Brown et al., 1964] observent une relation de linéarité entre l'épaisseur coupée  $h$  et les

efforts de coupe. Ils introduisent alors l'*effet cut* comme le produit de la section coupée, défini par le produit de l'épaisseur coupée avec la largeur de coupe  $b$ , et d'un coefficient d'énergie spécifique de coupe présenté en (Eq. 1.6). [Armarego et al., 1970] étendent cette modélisation au cas du fraisage avec une évolution de l'épaisseur coupée en fonction de la position angulaire de la dent dans le repère outil  $\mathcal{R}_{\text{outil}}$ . Cette modélisation est considérée comme la modélisation de référence à l'échelle mésoscopique bien que son sens physique soit limité.

$$F_{i_k, \text{cut}} = K_{C, i_k} \cdot h \cdot b \text{ avec } i_k \in \{t, r, a\} \quad (1.6)$$

Pour améliorer le sens physique de ce modèle, [Altintas, 2000] utilise les travaux de [Merchant, 1945a], présentés en Figure 1.12, pour développer une approche mécanique de l'énergie spécifique de coupe. L'effort de cisaillement de la matière dans la ZCP noté  $F_s$ , correspond géométriquement à une combinaison de la résultante de l'effort de coupe notée  $F$ , de l'angle de cisaillement  $\varphi_c$ , de l'angle de coupe  $\gamma_r$  et l'angle de friction  $\beta_a$  comme présenté en (Eq 1.7).

$$F_s = F \cdot \cos(\varphi_c + \beta_a - \gamma_r) \quad (1.7)$$

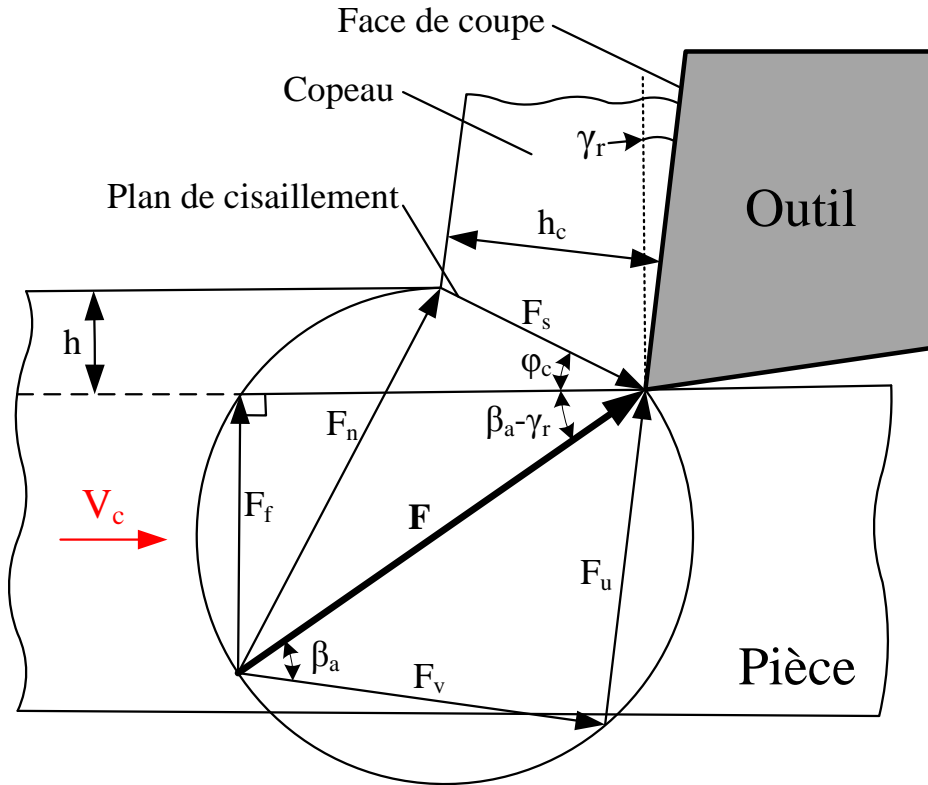


Figure 1.12 Bilan des actions mécaniques dans le cas de la coupe orthogonale d'après [Merchant, 1945a] et [Altintas, 2000]

[Altintas, 2000] en déduit l'expression du coefficient d'énergie spécifique comme une fonction de la contrainte de cisaillement  $\tau_s$ , et de l'angle de cisaillement  $\varphi_c$  dans la ZCP selon (Eq. 1.8). Puis par projection géométrique, les composantes d'effort d'avance  $F_f$  et tangentielle  $F_t$  sont exprimées à partir de cette résultante  $F$  d'après l'équation (Eq 1.9).

$$F = \frac{F_s}{\cos(\varphi_c + \beta_a - \gamma_r)} = \frac{\tau_s \cdot b \cdot h}{\sin(\varphi_c) \cdot \cos(\varphi_c + \beta_a - \gamma_r)} \quad (1.8)$$

$$\begin{cases} F_t = F \cdot \cos(\beta_a - \gamma_r) = \frac{\tau_s \cdot b \cdot h \cdot \cos(\beta_a - \gamma_r)}{\sin(\varphi_c) \cdot \cos(\varphi_c + \beta_a - \gamma_r)} \\ F_f = F \cdot \sin(\beta_a - \gamma_r) = \frac{\tau_s \cdot b \cdot h \cdot \sin(\beta_a - \gamma_r)}{\sin(\varphi_c) \cdot \cos(\varphi_c + \beta_a - \gamma_r)} \end{cases} \quad (1.9)$$

Par la suite, [Kaymakci et al., 2012] généralisent cette modélisation aux géométries d'outil complexes en prenant compte de l'inclinaison d'arête  $\lambda_s$  (ou angle d'hélice dans le cas d'une fraise cylindrique), de la projection de l'angle de friction  $\beta_a$  dans le plan  $P_n$  noté  $\beta_n$  et de l'angle d'écoulement du copeau  $\eta$  comme détaillé dans (Eq 1.10).

$$\begin{cases} F_{t,cut} = \frac{\tau_s \cdot b \cdot h \cdot \cos(\beta_n) \cdot \sqrt{1 - \tan(\eta)^2 \cdot \sin(\beta_n)^2}}{\sin(\varphi_n) \cdot \cos(\lambda_s) \cdot \sqrt{\cos(\varphi_n + \beta_n - \gamma_n)^2 + \tan(\eta)^2 \cdot \sin(\beta_n)^2}} \\ F_{r,cut} = \frac{\tau_s \cdot b \cdot h \cdot \sin(\beta_n) \cdot \sqrt{1 - \tan(\eta)^2 \cdot \sin(\beta_n)^2}}{\sin(\varphi_n) \cdot \cos(\lambda_s) \cdot \sqrt{\cos(\varphi_n + \beta_n - \gamma_n)^2 + \tan(\eta)^2 \cdot \sin(\beta_n)^2}} \end{cases} \quad (1.10)$$

$$\text{avec } \beta_n = \tan^{-1}(\tan(\beta_a) \cdot \cos(\eta))$$

D'autres modélisations de l'*effet cut* sont faites comme le principe de lignes de glissement de [Oxley, 1998] ou celle du contact entre le copeau et la face de coupe comme présentée par [Bissey, 2005] et [Germain, 2011]. Mais ces modélisations s'attachent plus à la physique du procédé qu'à la précision de la modélisation, entraînant potentiellement des limites dans leur domaine de validité notamment dans le cadre des outils à géométries complexes de fraisage. Ces travaux s'attachent à une approche phénoménologique, l'approche de linéarité entre l'*effet cut* et l'épaisseur coupée est conservée.

#### 1.4.4. Modélisation de l'effet edge

Les travaux d'[Albrecht, 1960] en coupe orthogonale montrent qu'en deçà d'un certain ratio  $r_\beta/h$ , les efforts de coupe ne sont plus proportionnels à l'épaisseur coupée  $h$ . Selon ses observations, il définit cet effet comme les efforts générés par le contact entre l'outil et la pièce à une épaisseur de coupe nulle et une profondeur de passe nulle. Ce qui revient à considérer ces efforts comme le résultat du frottement sur la face dépouille dans la ZCT. Pour déterminer l'*effet edge*, [Albrecht, 1960] propose de le considérer comme l'ordonnée à l'origine d'une modélisation de l'*effet cut* seul d'après (Eq 1.6).

[Zorev, 1996] réalise des essais de coupe élémentaire à épaisseur décroissante. Il trouve un écart de 10 à 30 % sur les efforts de coupe entre ses résultats expérimentaux et la méthode d'extrapolation à épaisseur de coupe nulle. C'est pourquoi [Stevenson et al., 1995] et [Stevenson, 1998] s'intéressent dans le cas de l'usinage du zinc à mesurer l'évolution de la contrainte de cisaillement en fonction de la vitesse de déformation dans deux configurations : des essais de compression et des essais de coupe orthogonale sur tube. Deux méthodes sont également utilisées pour modéliser les efforts : le modèle issu de [Merchant, 1945a] et [Merchant, 1945b] et celui d'[Albrecht, 1960] avec l'extrapolation à épaisseur de coupe nulle. Les essais de compression donnent des résultats en adéquation avec les essais d'usinage interprétés avec le modèle de [Merchant, 1945a] et [Merchant, 1945b] même si les vitesses de déformation sont éloignées de celle de l'usinage. Le modèle d'[Albrecht, 1960] propose un écart significatif même pour de faibles épaisseurs coupées. D'après ces observations le modèle d'[Albrecht, 1960] surévalue les efforts de coupe.



[Popov et al., 2015] proposent alors de déterminer ces efforts à faibles épaisseurs de coupe en analysant la longueur de contact réelle entre la FDD de l'outil et la surface usinée. Cette nouvelle méthode propose de prendre en compte l'épaisseur coupée même lorsqu'elle est très faible contrairement à [Albrecht, 1960]. Cette modélisation est plus mécaniste que la précédente car elle s'intéresse aux effets de la coupe en ZCT mais reste fondée sur une approche phénoménologique. Du point de vue mécaniste, [Waldorf et al., 1999] et [Waldorf, 2006] définissent le point de stagnation de la matière correspondant au point de séparation entre la matière allant former le copeau et celle allant être refoulée par matage sous l'outil. [Woon et al., 2008] utilisent cette définition pour établir les contraintes en ZCT en fonction du comportement mécanique du matériau usiné et des conditions de contact entre l'outil et la matière.

Pour la modélisation, l'*effet edge* peut être défini selon plusieurs méthodes. La première consiste à modifier l'*effet cut* pour qu'il ne soit plus représenté comme une fonction linéaire de l'épaisseur coupée. Cela peut être avec une fonction polynômiale pour [Denkena et al., 2010], exponentielle pour [Ko et al., 2005] ou bilinéaire pour [Campocasso, 2013]. La seconde, la plus courante, est d'associer un terme spécifique à l'*effet edge* et à l'*effet cut* selon (Eq 1.5). [Armarego et al., 1970] et [Armarego et al., 1985] utilisent la définition d'[Albrecht, 1960] pour déterminer (Eq 1.11). [Huang et al., 2003] et [Kaymakci et al., 2012] proposent une formulation polynômiale en fonction de l'épaisseur coupée  $h_{max}$  présentée en (Eq 1.12), et une en fonction de la vitesse de coupe et de l'angle de coupe présentée en (Eq 1.13) se rapprochant des travaux de [Zorev, 1996] et de [Popov et al., 2015].

$$F_{i_k,edge} = K_{e,i_k} \cdot b \text{ avec } i_k \in \{t, r, a\} \quad (1.11)$$

$$K_{e,i_k} = a_0 - a_1 \cdot h_{max} - a_2 * h_{max}^{a_3} \text{ avec } i_k \in \{t, r, a\} \quad (1.12)$$

$$K_{e,i_k} = a_0 + a_1 * V_c + a_2 * V_c^2 + a_3 * \gamma_n \quad (1.13)$$

Ces formulations sont toutefois exclusivement analysées par le prisme de la géométrie de l'outil coupant. Or, dans un premier temps [Zorev, 1996] montre que cette géométrie évolue avec l'usure et notamment celle en dépouille ce qui modifie considérablement la forme de la ZCT. Il montre ainsi que l'usure a un impact important sur l'*effet edge* et donc que pour modéliser l'usure, la modification de cet effet est à concevoir. La modélisation de l'usure et des efforts en fonction de l'usure restent dans le cadre du fraisage un point difficile qu'il faut approfondir.

#### 1.4.5. Modélisation de l'effet de la direction d'écoulement du copeau

Les efforts générés en ZCS sont principalement le résultat du frottement du copeau sur la FDC. La direction de ce frottement correspond à la direction d'écoulement du copeau  $\eta$ . Dans ces conditions, [Bissey, 2005] analyse le lien entre l'angle d'hélice  $\lambda_s$  et  $\eta$  pour différentes avances. La Figure 1.13 présente ses résultats. Ces derniers montrent une relation de linéarité entre  $\lambda_s$  et  $\eta$  indépendamment de la modification de l'avance  $f_z$ .

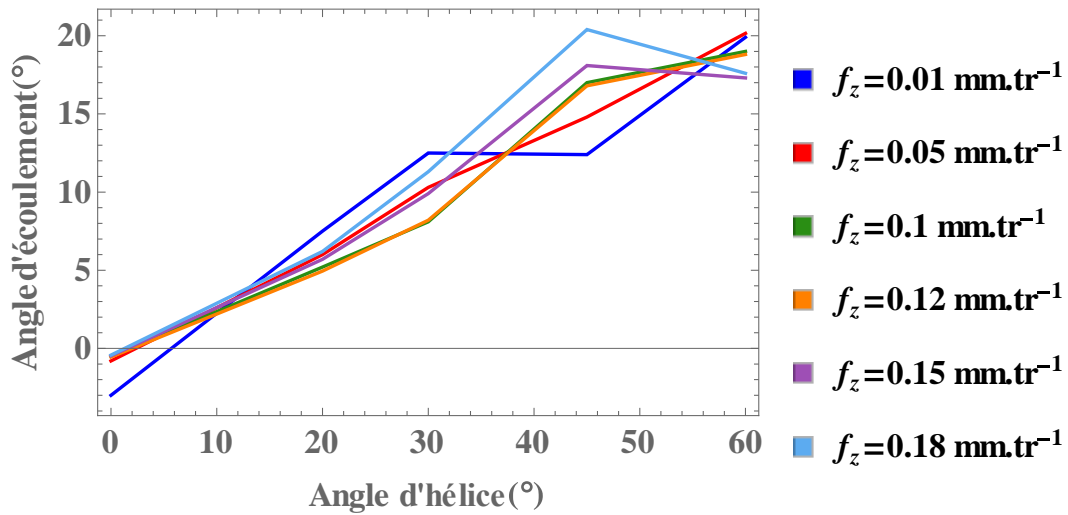


Figure 1.13 Evolution de l'angle d'écoulement du copeau en fonction de l'angle d'hélice pour différentes avances d'après [Bissey, 2005]

[Bissey, 2005] en déduit qu'une évolution de l'angle d'hélice engendre une modification importante des efforts de coupe. Elle propose alors d'ajuster l'*effet cut* en fonction de l'angle d'hélice selon (Eq 1.14).

$$F_{i_k cut} = K_{c,i_k} \cdot h \cdot b \cdot (1 + |\lambda_s|^{K_{\lambda,i_k}}) \text{ avec } i_k \in \{t, r, a\} \quad (1.14)$$

[Wang et al., 2020] montrent que l'angle de coupe en travail est lié à cet angle d'hélice selon (Eq 1.15) et représenté en Figure 1.14. Or, [Guo et al., 2015] expliquent, dans le cadre de la coupe orthogonale du cuivre, que cet angle de coupe a un effet sur le cisaillement du copeau en ZCP, mais également sur la déformation en surface du matériau usiné. Cette déformation engendre du matage et modifie l'interaction entre l'outil et la surface usinée en ZCT.

$$\sin(\gamma_t) = \sin(\gamma_n) \cdot \cos(\lambda_s)^2 + \sin(\lambda_s)^2 \quad (1.15)$$

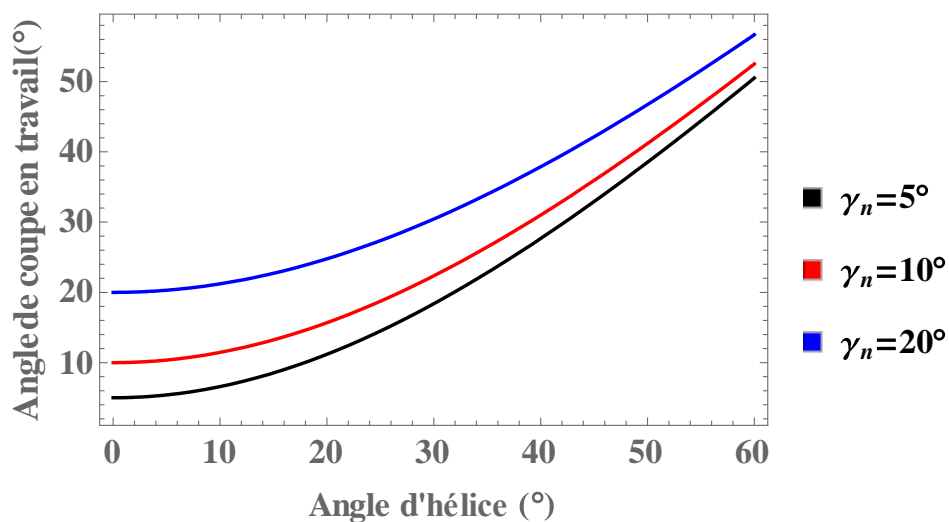


Figure 1.14 Evolution de l'angle de coupe en travail en fonction de l'angle d'hélice d'après [Wang et al., 2020]

D'après (Eq 1.13), l'angle de coupe intervient également dans la modélisation de l'*effet edge*. C'est pourquoi une modification de l'angle d'hélice a également un impact sur cet effet. Aucune publication ne fait à ce jour état de cet effet et ne prend en compte dans l'*effet edge* le paramètre  $\lambda_s$ . Ces travaux vont donc tenter de faire une proposition pour considérer l'angle d'hélice dans l'*effet edge*.

### 1.4.6. Modélisation de l'effet de l'usure

L'usure est un paramètre indissociable de l'usinage. Comme présenté au paragraphe 1.2.4, l'usure influence les efforts de coupe. La communauté scientifique s'intéresse alors à introduire l'effet de l'usure dans la modélisation des efforts. D'après une approche phénoménologique, [Oraby et al., 1991] proposent de prendre en compte l'usure à partir de l'usure en dépouille moyenne dans le modèle d'efforts utilisé comme présenté en (Eq 1.16).

$$F[t] = a_1 \cdot V_c^{a_2} \cdot f^{a_3} \cdot a_p^{a_4} (1 + a_5 \cdot VB[t]) \quad (1.16)$$

avec  $a_i$  des constantes identifiées du modèle

D'après une approche mécaniste, [Smithey et al., 2000] développent une modélisation s'articulant premièrement autour de la dissociation des efforts en face de coupe et de dépouille, et deuxièmement autour de la définition d'une contrainte spécifique à la zone en dépouille de l'outil. Le modèle proposé est présenté en (Eq 1.17). La Figure 1.15 montre que la contrainte appliquée dépend du comportement mécanique de la zone usée. Ce comportement peut-être plastique ou élastique.

$$F_{tw} = w \int_0^{VB} \sigma_w[x] dx$$

$$F_{cw} = w \int_0^{VB} \tau_w[x] dx \quad (1.17)$$

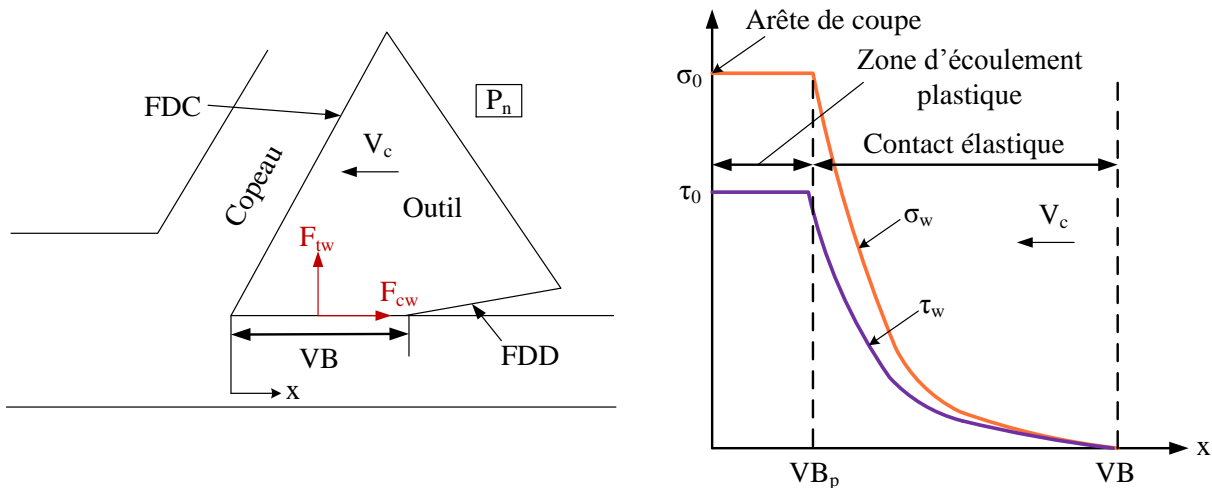


Figure 1.15 Modélisation des efforts de coupe en fonction de l'usure en dépouille VB d'après [Smithey et al., 2000]

Cette modélisation est élargie aux opérations de fraisage par [Sun et al., 2013] selon une approche phénoménologique. La formulation doit alors tenir compte de l'inclinaison d'arête, correspondant à l'angle d'hélice  $\lambda_s$ , comme le présente (Eq 1.18).

$$F_{jw} = \int_0^{b'} C_{jw} \cdot VB \, db = \frac{C_{jw} \cdot b \cdot VB}{\cos(i)} \text{ avec } j \in \{t, f\} \quad (1.18)$$

Plus récemment, [Dorlin, 2016] ajoute un terme dépendant de l'usure au modèle d'[Armarego et al., 1989]. Il faut alors faire des essais à différents niveaux d'usure contrôlés pour déterminer les coefficients du modèle en (Eq 1.19). Une seconde solution, adoptée par [Dorlin, 2016], est de développer un modèle de l'évolution de l'usure en fonction des conditions de coupe. Le développement d'un tel modèle est toutefois fastidieux et souvent très imparfait.

$$F_{i_k} = b(K_{c,i_k} \cdot h + K_{e,i_k} + K_{w,i_k} \cdot VB) \text{ avec } i_k \in \{t, r, a\} \quad (1.19)$$

Ce paragraphe montre les différentes façons de prendre en compte l'usure comme un changement physique de l'interaction entre la surface usinée et celle de l'outil. Il est paradoxal d'observer que toutes ces modélisations s'appuient sur une mesure d'une modification géométrique de l'outil provoquée par l'usure, sans modifier la modélisation de l'outil. La prise en compte de l'usure doit se faire à la fois par une modification de la loi de coupe, mais également par celle de la modélisation géométrique de l'outil.

## 1.5. Conclusions de l'état de l'art et objectifs des travaux de thèses

D'après les observations de cet état de l'art sur l'usinage de l'Inconel 718, plusieurs points semblent pouvoir être approfondis. Ces travaux vont alors tenter d'approfondir une partie de ces points en développant de nouvelles méthodes d'analyse.

Dans un premier temps, l'Inconel 718 FA est très nouveau sur le marché et nécessite une étude comparative de son usinabilité par rapport à celle mieux documentée de l'Inconel 718 LAM. La composition chimique est sans doute la même, mais le paragraphe 1.1 montre bien que l'important reste les phases en présence qui dépendent grandement du procédé d'élaboration et du traitement thermique de la pièce brute. L'usinabilité est analysée par l'étude de la coupe élémentaire et l'observation de la formation du copeau, l'étude de ce copeau et enfin l'analyse de la coupe en fraisage. L'usure de l'outil est également analysée en fraisage.

Dans un second temps, la modélisation phénoménologique de [Bissey, 2005] et [Dorlin, 2016] se complètent sur le plan géométrique et mécanique. Ces travaux tâchent de concilier les deux modélisations et d'établir un modèle généralisé des efforts pour toutes les géométries d'outils. Pour réaliser cela, le développement d'un modèle généralisé des outils de fraisage est développé à partir des mesures des géométries réelles de l'outil en broche. L'angle d'hélice et le faux rond sont particulièrement étudiés pour avoir une modélisation la plus fine possible en vue de réaliser une discrétisation d'arête.

Les observations du paragraphe 1.4 montrent que les approches pour la modélisation de la coupe sont très variables. Un modèle simple comme celui d'[Armarego et al., 1970] peut néanmoins être ajusté pour tenir compte de facteurs particuliers aux opérations modélisées. Le modèle d'effort proposé doit tenir compte de l'évolution de l'angle de coupe en travail avec l'angle d'hélice. Pour considérer l'usure, la modélisation doit se fonder sur la modification de la géométrie de l'outil car celle-ci induit une modification de l'épaisseur coupée. L'usure correspond également à une modification des interactions entre le copeau et l'outil et entre la surface usinée et l'outil. Ces changements doivent apparaître également dans le modèle proposé. Ce modèle doit ensuite être validé par une méthode reproductible. Le domaine de validité, correspondant aux conditions de coupes pour lesquelles le modèle fonctionne, doit être le plus large possible. C'est pourquoi ces travaux proposent une nouvelle méthode d'analyse et de traitement de la mesure et de nouveaux critères de validation.

Enfin, l'application du modèle à une stratégie de fraisage complexe permet de qualifier sa qualité. C'est pourquoi ces travaux étudient une stratégie de fraisage trochoïdal dans plusieurs contextes que sont la modélisation de la trajectoire, l'usure au cours de la stratégie et la modélisation des efforts.

La Figure 1.16 représente les différents thèmes, les méthodes et les analyses abordés dans ces travaux. L'organisation de ce mémoire se fait autour de thèmes avec en second chapitre la comparaison des usinabilités des deux matériaux étudiés. Par la suite, le troisième chapitre présente le modèle généralisé des efforts de coupe avec la prise en compte de l'usure. Enfin le dernier chapitre contient l'analyse de cas du fraisage trochoïdal en 3 axes et en 4 axes.

Thème 1 : Analyser l'usinabilité des matériaux	Thème 2 : Développer un modèle d'effort généralisé	Thème 3 : Analyser et modéliser une stratégie de fraisage à haute performance
Comparaison de la microstructure avant usinage	Développement d'un modèle géométrique de l'outil généralisé avec et sans usure	Analyser la géométrie à usiner pour définir la trajectoire adaptée
Optimisation des conditions de coupe en usinage	Détermination et calcul de l'épaisseur coupée réelle	Modéliser la trajectoire de l'outil
Analyse de l'usure de l'outil	Définition d'une loi de coupe adaptée avec et sans usure	Utiliser le modèle généralisé pour déterminer les efforts de coupe
Analyse de la formation du copeau en coupe orthogonale	Identification et analyse des coefficients de la loi de coupe avec et sans usure	Validation de la modélisation
Comparaison de la microstructure après usinage	Validation de la modélisation	Analyser les performances de la stratégie

Figure 1.16 Organisation des thèmes étudiés dans ce mémoire

# Chapitre 2

---

## Usinabilité de l’Inconel 718

---

## 2. Usinabilité de l’Inconel 718

### Sommaire

<b>2. Usinabilité de l’Inconel 718.....</b>	<b>46</b>
2.1. Analyse des propriétés mécaniques des alliages étudiés .....	49
2.1.1. Analyse des compositions chimiques des alliages .....	50
2.1.2. Analyse des microstructures des alliages .....	50
2.2. Analyse de la formation du copeau et de la surface usinée en coupe 2D .....	53
2.2.1. Description du dispositif expérimental.....	53
2.2.2. Etude du copeau et de sa formation.....	56
2.2.3. Analyse de la microstructure du copeau.....	61
2.2.4. Analyse des efforts en coupe orthogonale .....	63
2.3. Analyse de la coupe en fraisage .....	66
2.3.1. Analyse de l’outil.....	66
2.3.2. Principe du Couple Outil-Matière (COM).....	67
2.3.3. Analyse des conditions optimales de coupe.....	69
2.3.4. Analyse de la surface usinée .....	71
2.4. Analyse de l’usure en fraisage.....	74
2.4.1. Description de la campagne expérimentale.....	74
2.4.2. Analyse des mécanismes et des processus d’usure.....	77
2.4.3. Mesure de l’évolution de l’usure.....	80
2.4.4. Relations entre usure et géométrie de l’outil.....	82
2.5. Conclusion.....	84

Comme précisé dans le chapitre 1, la fabrication additive engendre des matériaux aux propriétés bien différentes de ceux obtenus en fonderie ou en forge. C’est pourquoi le travail de la communauté scientifique doit être de réadapter l’ensemble des techniques d’usinage en fonction de ces nouveaux matériaux. Dans un premier temps, il est alors nécessaire d’étudier les différences entre le matériau issu de Fabrication Additive (FA) et le matériau issu de barre laminée (LAM). Cela permettra de comprendre les différences du point de vue microscopique, jusqu’à la coupe macroscopique.

Ce chapitre a pour objectif d’analyser et de caractériser les deux matériaux au niveau de la coupe dans les mêmes conditions opératoires. Cela commencera par une rapide analyse des compositions chimiques des deux matériaux en mettant en avant les caractéristiques liées à une modification de l’usinabilité d’après l’état de l’art. Par la suite, une analyse de la microstructure avant usinage sera réalisée toujours dans un but de différencier les deux matériaux. Ce paragraphe aura également pour



objectif de mieux comprendre les phénomènes mésoscopiques et macroscopiques observés lors de la coupe et de tenter dans la suite des travaux d’émettre des hypothèses quant au lien entre la microstructure et l’usinage.

L’état de l’art a montré également une importance de l’observation du copeau pour caractériser la coupe. La formation de copeau en coupe orthogonale sera donc analysée selon les méthodes vues dans le paragraphe 1.2.2. Au cours de ces essais, une première conclusion sur l’usinabilité sera effectuée dans le cadre de la coupe élémentaire.

Pour modéliser l’usinage dans les meilleures conditions et pour analyser l’usinabilité dans le cadre du fraisage, une étude complète du fraisage sera réalisée pour les deux matériaux comprenant une optimisation des conditions de coupe, une observation des surfaces usinées et des défauts d’usinage et une analyse de l’usure et des mécanismes associés.

## 2.1. Analyse des propriétés mécaniques des alliages étudiés

L'Inconel 718 FA est obtenu via le procédé de fusion sur lit de poudre. Le procédé exact est appelé Direct Metal Laser Solidification (DMLS). Lors de ce procédé un laser met en fusion localement de la poudre pour construire une strate 2D. Strate par strate, le procédé permet la fabrication d'une pièce 3D comme le présente la Figure 2.1.

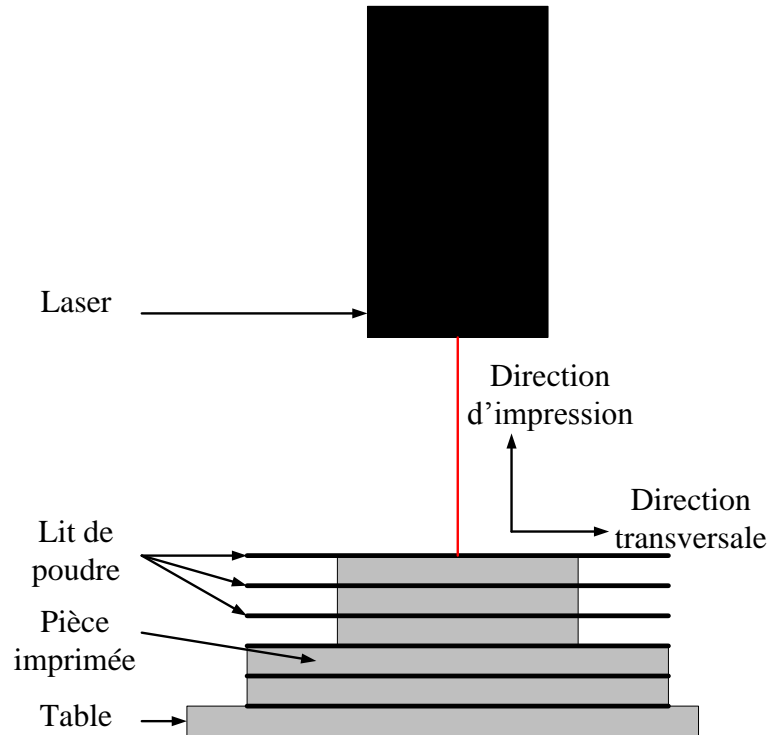


Figure 2.1 Schéma du procédé de fabrication additive des pièces d'Inconel 718 FA

L'Inconel 718 LAM est obtenu par forgeage. Le matériau étudié est découpé à partir de barre laminé de diamètre 110 mm.

Les deux Inconel 718 FA et LAM sont analysés après traitement thermique. Le matériau FA subit deux traitements thermiques, le premier sert à densifier le matériau (compactage) et le second à le durcir (durcissement). Le matériau FA est alors 100 % dense. La dureté moyenne des deux matériaux est mesurée à environ 44.5 HRC comme le montre la Figure 2.2 et leur résistance mécanique est de 1300 MPa. La machine de mesure de dureté est préalablement ajustée à l'aide d'un matériau de référence certifié utilisé comme étalon dont la dureté est certifiée à 50 HRC. La justesse de mesure de la machine de dureté est d'environ 1 HRC, il n'y a donc pas de différence entre les deux matériaux en terme de dureté macroscopique.

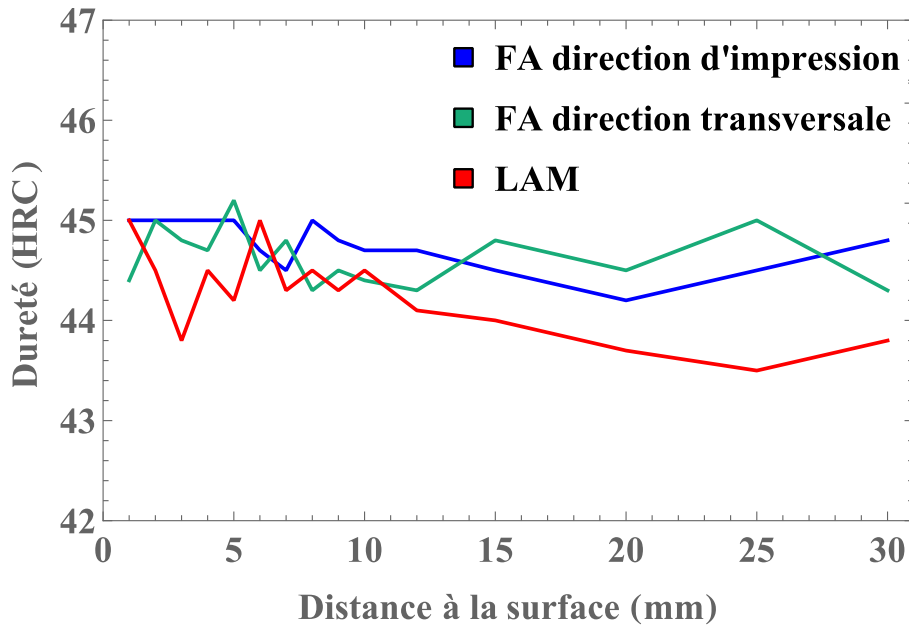


Figure 2.2 Comparaison des duretés macroscopiques de l'alliage FA et LAM

### 2.1.1. Analyse des compositions chimiques des alliages

Le paragraphe 1.1.1 a mis en évidence des phases qui durcissent l'Inconel 718. Les carbures de Niobium NbC sont d'ailleurs particulièrement importants dans ce processus. La formation des phases  $\gamma'$ -Ni<sub>3</sub>Nb et  $\gamma''$ -Ni<sub>3</sub>(Al,Ti) est également cruciale pour assurer une dureté et une résistance du matériau. Le Tableau 2.1 présente la composition chimique des deux matériaux analysée à l'aide d'un Microscope Electronique à Balayage (MEB) basée sur l'Energy-Dispersive Spectroscopy ou analyse dispersive en énergie (EDS).

Matériau	Ni	Cr	Fe	Nb	Mo	Ti	Al	Co
FA	51.5-53	18.2-18.9	16.8-17.2	4.7-5.2	2.9-3.2	0.9-1.1	0.4-0.55	0.9-1
LAM	50.3-52	18.5-19	16.8-17.2	4.9-5.3	3-3.2	0.9-1.1	0.4-0.6	0.9-1

Tableau 2.1 Compositions chimiques mesurées des alliages d'Inconel 718 FA et LAM (%massique)

Les deux compositions chimiques sont très similaires. D'après l'état de l'art, les indicateurs importants sont ceux du niobium Nb favorisant la formation des carbures NbC et des phases  $\gamma'$ -Ni<sub>3</sub>Nb, du titane Ti et de l'aluminium Al favorisant la formation des carbures TiC et des phases  $\gamma''$ -Ni<sub>3</sub>(Al,Ti). Sur tous ces éléments, le matériau LAM présente une composition légèrement plus riche. Le matériau FA contient plus de nickel (Ni), composant majoritaire de la phase plutôt ductile  $\gamma$ . Cependant, les phases sont formées principalement après le traitement thermique. L'analyse de la microstructure des deux matériaux est nécessaire pour conclure sur les différences entre eux.

### 2.1.2. Analyse des microstructures des alliages

Pour l'observation de la microstructure, des échantillons de chaque matériau sont découpés, enrobés puis polis. Un premier polissage est réalisé sur une polisseuse mécanique avec successivement des papiers abrasifs 180, 800 et enfin 1200. La fin du polissage est effectuée sur une polisseuse mécanique Mecatech 250 SPI avec des feutres, des solutions abrasives 3  $\mu$ m et 9  $\mu$ m et une solution diamantée 1  $\mu$ m. Afin de révéler la microstructure, une attaque chimique au réactif ADLER (à base d'acide chlorhydrique) est réalisée. Les échantillons sont ensuite observés au microscope et la Figure 2.3 présente les microstructures de l'Inconel 718 FA et LAM avec le même grossissement  $\times 50$ . La taille de grain est analysée suivant la méthode standardisée [ASTM E112-13, 2013] pour obtenir le

facteur G. Par la suite, les macles sont comptées visuellement sur une surface de  $9 \text{ mm}^2$  pour en déterminer la fréquence. Avec le logiciel AZtec (pour de l'analyse nanométrique - Oxford Instruments) et des images EDS prises avec le MEB, une analyse chimique et un comptage des inclusions et notamment des carbures sont également réalisés. L'ensemble des résultats sont présentés en Tableau 2.2.

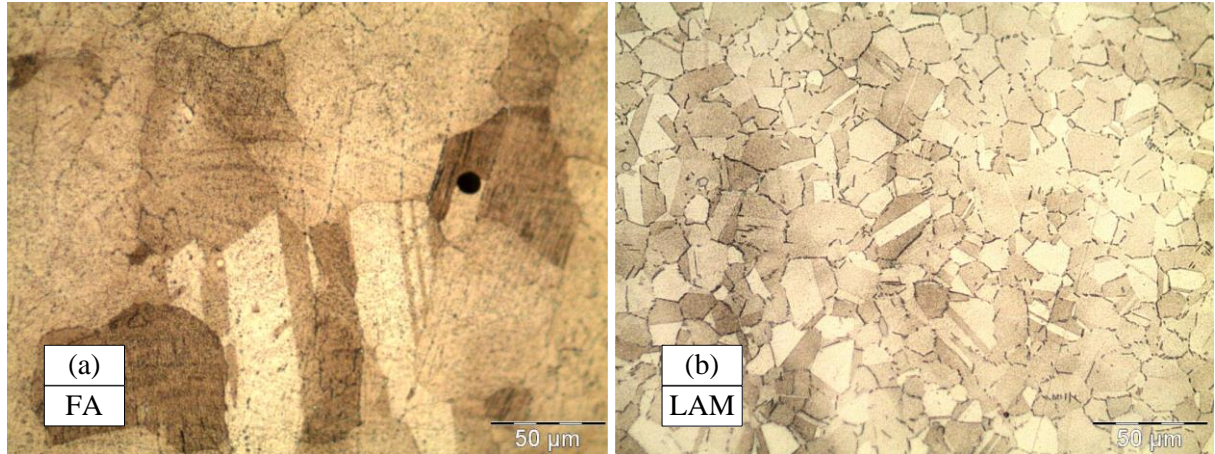


Figure 2.3 Microstructure des alliages d'Inconel 718 issu (a) de fabrication additive et (b) de barre laminée vue au microscope

Matériau	Taille des grains (G)	Densité de carbures avec AZtec ( $\text{mm}^{-2}$ )	Fréquence des macles (visuel)
Inconel 718 FA	6.63	43	Fréquent (1/20)
Inconel 718 LAM	9.21	68	Fréquent (1/20)

Tableau 2.2 Analyse de la microstructure des Inconel 718 FA et LAM avant usinage

Selon la taille des grains, la différence entre les deux matériaux est flagrante. Le facteur G suit une loi logarithme de base 10, donc en moyenne les grains de l'Inconel 718 FA sont 15 fois plus gros que ceux de l'Inconel 718 LAM. Pour donner un ordre de grandeur les grains du matériau FA sont compris entre  $100$  et  $300 \mu\text{m}$  et ceux du matériaux LAM entre  $7$  et  $20 \mu\text{m}$ . Selon [Kamdar, 1973], la propagation d'une fissure et donc la création d'un copeau est plus difficile si la taille de grain est petite car les joints de grains sont des remparts à la propagation de fissures. Ainsi, former un copeau demande certainement plus d'efforts dans l'Inconel 718 LAM que dans le FA. Les macles constituent également un obstacle pour la propagation des déformations. Les deux matériaux présentent une fréquence de macles assez importante, c'est d'ailleurs un point récurrent pour l'Inconel 718 selon [Jin et al., 2016]. Cela peut être un facteur de la faible usinabilité de cet alliage.

La densité de carbures tous types confondus est plus grande pour l'Inconel 718 LAM que pour le FA. Néanmoins, la répartition des carbures dans l'Inconel 718 LAM est moins éparse que dans l'Inconel 718 FA. Dans le premier, les carbures sont regroupés en chapelet aux joints de grain dans des zones précises. Pour l'Inconel 718 FA, la répartition est plus aléatoire et les carbures ne sont pas regroupés. La densité de carbures est importante car la rencontre d'un carbure avec l'arête de coupe engendre des chocs. En effet, comme vu au paragraphe 1.1.1 la dureté d'un carbure est nettement supérieure à celle de la matrice  $\gamma$  du matériau. L'outil en coupant la matière va se heurter à ces carbures très durs et trois résultats peuvent en découler comme l'explique [Chen et al., 2003] :

- Le carbure est coupé en générant un pic d'efforts de coupe s'apparentant à un choc.

- Le carbure n'est pas coupé mais arraché de la matrice. Cela génère un pic d'efforts de coupe s'apparentant à un choc mais dans ce cas il peut également endommager la face de coupe de l'outil.
- Le carbure n'est pas coupé et il endommage l'arête de coupe, il en résulte alors une rayure ou une entaille en face de dépouille de l'outil.

La probabilité que l'un ou l'autre de ces phénomènes se produise est principalement due à la taille de l'inclusion considérée. Si l'inclusion est petite, elle est facilement arrachée de la matrice et produit peu d'efforts de coupe. Si l'inclusion est grande, elle a plus tendance à être ou non coupée en nécessitant plus d'efforts de coupe. La taille des carbures est donc un aspect également essentiel pour l'analyse de l'usinabilité.

La nature chimique des inclusions est réalisée à l'aide du MEB-EDS sur deux surfaces de 5 mm<sup>2</sup> pour chaque matériau. Avec le logiciel de comptage AZtec, chaque type d'inclusion est analysé avec leur Equivalent Circle Diameter (ECD) qui correspond au diamètre du cercle ayant la même surface que l'inclusion. La répartition des tailles des carbures NbC, (Nb,Ti)CN et TiCN, qui sont les plus stables à haute température, est observée et les résultats sont présentés en Figure 2.4.

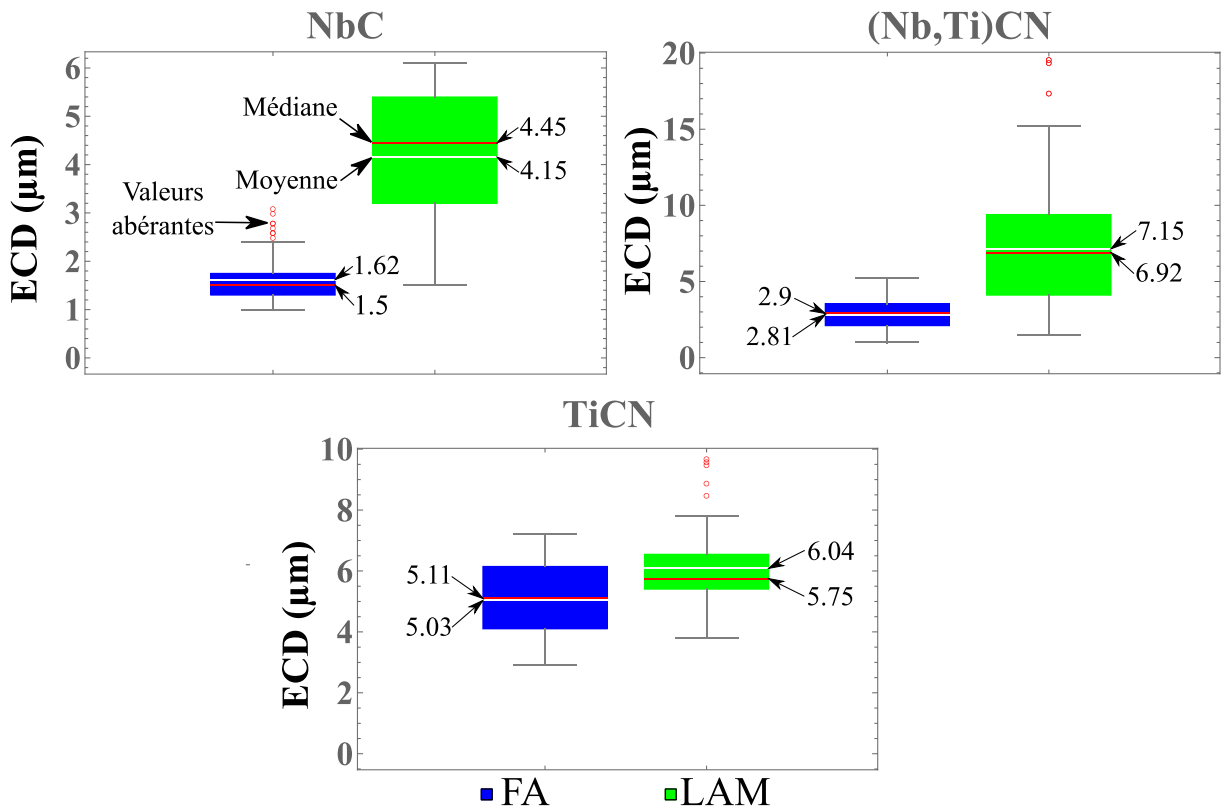


Figure 2.4 Equivalent Circle Diameter (ECD) des inclusions analysés pour l'Inconel 718 FA et LAM

La Figure 2.4 montre que non seulement la densité de carbure est supérieure pour l'Inconel 718 LAM, mais qu'également la taille de ces carbures est plus grande. En effet, les carbures de niobium NbC qui sont les plus stables et les plus durs à haute température sont 2.5 fois plus gros dans le matériau LAM que dans le FA. Les plus gros carbures dans l'Inconel 718 LAM sont les (Nb,Ti)CN avec des éléments de l'ordre de 15 à 20 µm. Cela est légèrement inférieur à la taille des grains ce qui représente un obstacle non négligeable au passage de l'outil. Pour l'Inconel 718 FA, les plus gros carbures, les TiCN d'une taille de 7.5 µm, sont les moins durs. Ainsi, lors de la coupe de l'Inconel 718 LAM, l'arête de coupe va statistiquement rencontrer plus de carbures et des carbures de

tailles plus importantes et plus durs que lors de la coupe du matériau FA. Cela va engendrer plus d'efforts de coupe et surtout plus d'usure. En comparaison, le matériau FA présente plus d'avantages en usinage que le matériau LAM.

Ces observations sont réalisées avant usinage et bien qu'elles représentent une première approche du comportement de chaque matériau lors de la coupe à l'échelle mésoscopique, les températures et les contraintes engendrées par l'usinage peuvent modifier l'état microstructural du matériau et donc modifier le comportement prédit. Il est donc nécessaire d'étudier le réel comportement de chaque matériau à la coupe.

## 2.2. Analyse de la formation du copeau et de la surface usinée en coupe 2D

L'état de l'art montre que l'observation du copeau et de sa formation est très révélatrice des contraintes mises en jeu lors de la coupe. Une observation détaillée est donc un bon moyen pour noter des différences d'usinabilité. Ce paragraphe présente les travaux réalisés en coupe orthogonale qui comprend l'observation de la formation du copeau, l'analyse des copeaux et l'analyse des efforts de coupe dans cette configuration.

### 2.2.1. Description du dispositif expérimental

Les essais de coupe orthogonale sont menés en rabotage sur une fraiseuse 3 axes DMG DMC85V équipée de moteurs linéaires. La Figure 2.5 présente l'environnement machine pour ces essais. L'outil est monté avec une équerre au niveau de la broche. La vitesse de coupe est générée par le mouvement de l'axe  $X$  de la machine. Cette vitesse est alors limitée à un maximum de  $120 \text{ m}\cdot\text{min}^{-1}$ . L'étau est fixé sur une platine piézoélectrique Kistler 9119 AA2 afin d'enregistrer les efforts de coupe. L'éprouvette dont les plans sont en Annexe n°1 est serrée dans l'étau et les efforts sont enregistrés avec une fréquence d'acquisition de 50 kHz. Pour permettre une observation optimale, l'éprouvette subit préalablement une préparation spéciale détaillée au paragraphe 2.1.2.

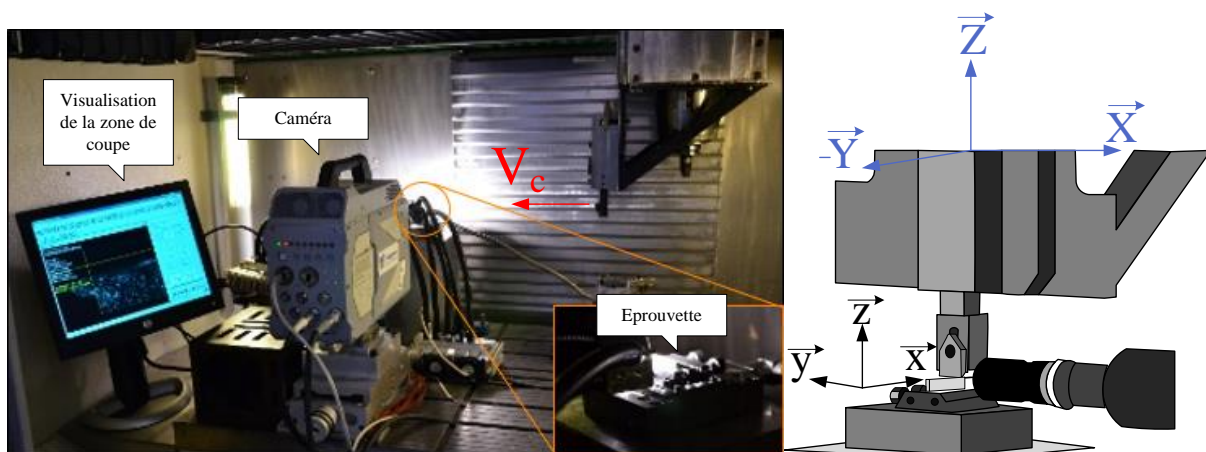


Figure 2.5 Dispositif expérimental pour les essais de coupe orthogonale

Pour l'observation de la formation du copeau, une caméra rapide Photron SA-Z est utilisée avec une fréquence de prise d'image de  $20\,000 \text{ i}\cdot\text{s}^{-1}$  et un temps d'ouverture de  $1/80\,000 \text{ s}$ . La fréquence d'image assure un déplacement de l'outil de  $33.3 \mu\text{m}$  entre chaque image. Un objectif microscopique Mitutoyo est monté sur la caméra pour un grossissement  $\times 10$ . La zone d'observation correspond alors à un rectangle de  $1.84 \times 1.23 \text{ mm}^2$  avec une résolution d'image de  $1024 \times 1024$  pixels.

L'outil de coupe utilisé est un outil de rabotage ARNO avec un angle de coupe  $\gamma_n$  égale à  $7^\circ$  et un angle de dépouille  $\alpha_n$  égale à  $7^\circ$ . Cet outil est choisi en fonction de l'analyse de celui de fraisage

présenté au paragraphe 2.3.1. Une analyse de la géométrie locale de l'arête de coupe à l'Alicona révèle que le rayon d'arête  $r_\beta$  de l'outil est égale à  $2.5 \mu\text{m}$ . Pour assurer une durée de vie convenable, il est préférable de rôder l'arête de coupe jusqu'à  $7 \mu\text{m}$ . Le paragraphe suivant détaille la méthode de rodage des outils de coupe orthogonale.

### 2.2.1.1. Préparation d'acuité d'arête par le procédé de brossage

Le rodage de l'arête de coupe est effectué à l'aide d'une brosse en fil carbone recouvert de particules de diamant. La Figure 2.6 présente le montage de l'opération de brossage. Les particules de diamant étant extrêmement abrasives, elles permettent de modifier la géométrie locale et donc d'augmenter le  $r_\beta$ . Cependant, le travail s'effectuant sur une fraiseuse conventionnelle, les paramètres opératoires et la géométrie du montage doivent être bien réglés pour augmenter le rayon  $r_\beta$  sans modifier localement les angles de coupe et de dépouille de l'outil. Le point crucial concerne notamment la position de l'outil vis-à-vis de l'axe de rotation de la brosse. L'angle entre l'axe  $\underline{w}$  de  $\mathcal{R}_{\text{outil}}$  et le plan  $(\underline{Y}, \underline{Z})$  de  $\mathcal{R}_{\text{machine}}$  doit être égale à  $\gamma_n + \beta_n/2$  pour que l'axe  $\underline{Y}$  soit aligné avec la bissectrice de l'angle  $\beta_n$ . La vitesse de rotation de la brosse est de  $300 \text{ tr. min}^{-1}$  et la profondeur de passe  $a_p$  varie entre  $0.1$  et  $0.7 \text{ mm}$ . La brosse frotte en premier sur la face de coupe.

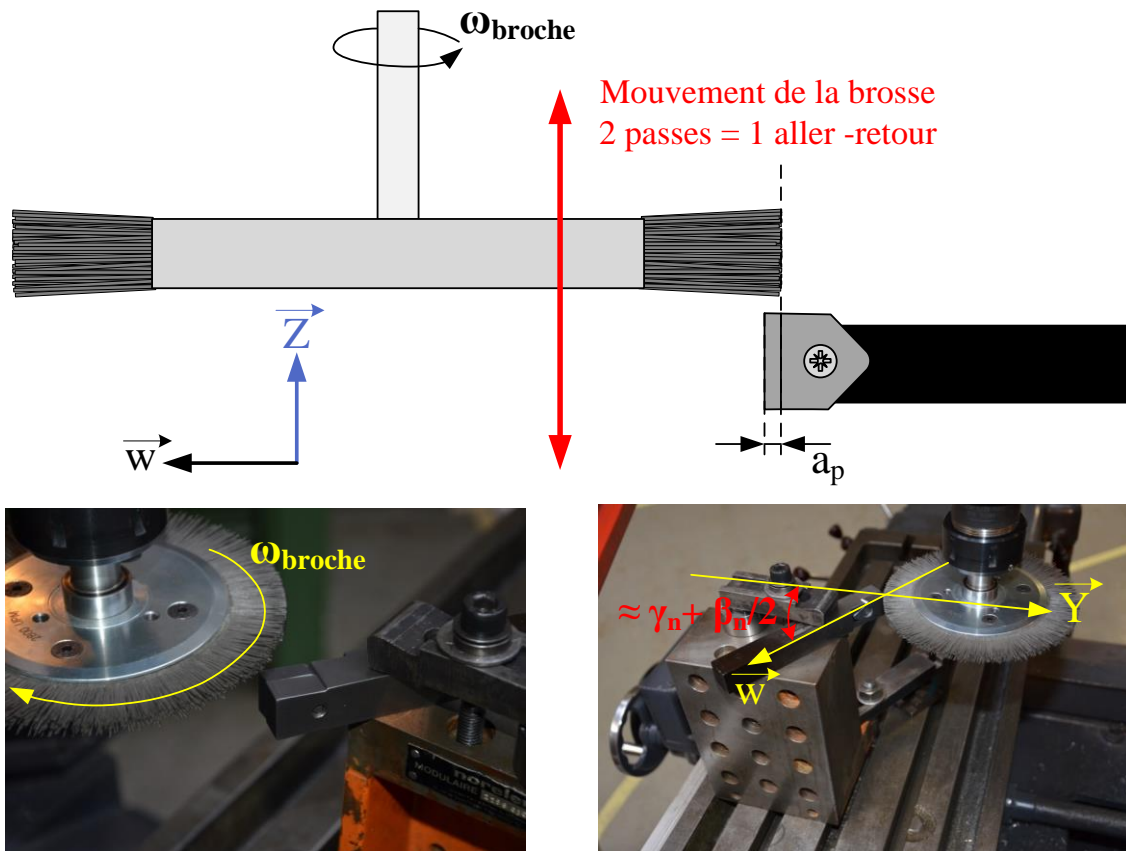


Figure 2.6 Brossage de l'arête de coupe avec une brosse diamant

Une plaquette est utilisée pour réaliser une analyse de l'évolution du rayon d'arête en fonction du nombre de passes effectuées et les résultats sont présentés en Figure 2.7.

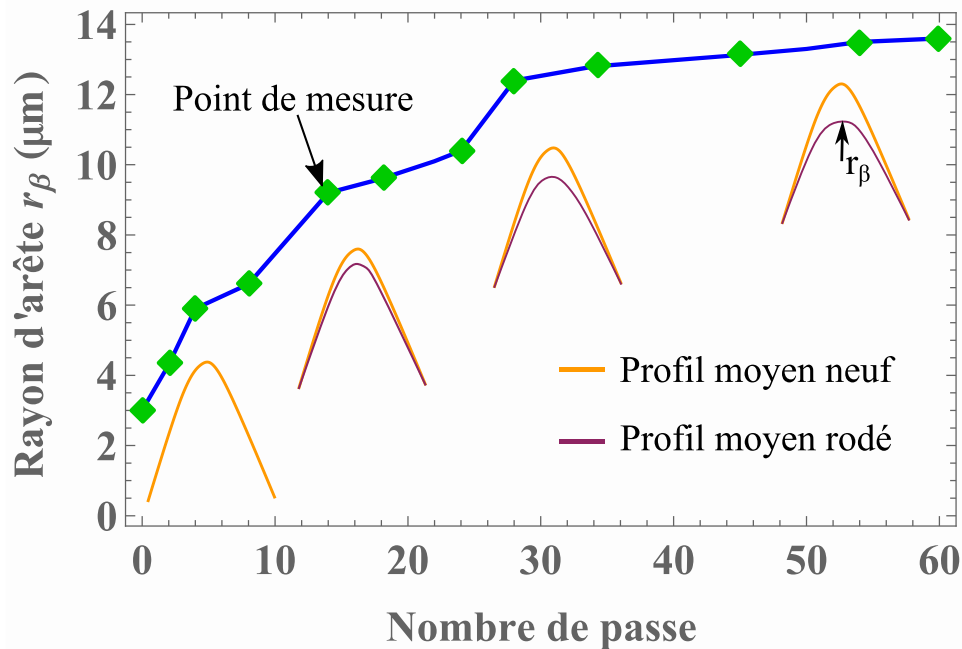


Figure 2.7 Evolution du rayon d'arête  $r_\beta$  au cours du broissage

Le rodage montre des phases d'évolutions rapides et de stagnations. Ce phénomène est dû au fait que la face de coupe s'use plus vite que la dépouille et donc que le rayon d'arête n'évolue que lorsque les deux faces se sont rodées. D'après cet essai, une dizaine de passes sont suffisantes pour atteindre les  $7 \mu\text{m}$  voulus. Ainsi, 16 plaquettes sont rodées pour les essais de coupe orthogonale.

#### 2.2.1.2. Préparation des éprouvettes pour observation à la caméra rapide

L'observation à la caméra nécessite beaucoup de luminosité à cause de son temps d'ouverture très court. Il faut donc une forte source de lumière et une grande réflexion de la surface observée. Afin d'assurer cette réflexion, la surface observée est polie. L'éprouvette est alors enrobée dans une résine à froid puis polie mécaniquement avec des papiers abrasifs de 180, 800 et 1200. Le polissage se termine sur des feutres avec des solutions diamantés  $9 \mu\text{m}$  et  $3 \mu\text{m}$ . Pour finir l'éprouvette est sortie de la résine à froid. Si l'observation à la caméra montre trop de rayures ou une réflexion insuffisante, l'opération doit être recommencée.

#### 2.2.1.3. Description de la campagne d'essai

L'objectif de la campagne d'essai est de caractériser la formation du copeau et les efforts en coupe orthogonale en fonction du matériau usiné et de l'épaisseur coupée. Ainsi, les épaisseurs coupées testées vont de  $40$  à  $200 \mu\text{m}$  pour les deux matériaux FA et LAM. Le choix est alors de faire évoluer l'épaisseur de coupe  $h$  de  $40$  à  $200 \mu\text{m}$  avant d'effectuer une répétition. L'outil est observé à la loupe après chaque passe pour contrôler l'usure. Si l'outil est usé, il est immédiatement changé.

Les autres conditions de coupe sont fixées. La vitesse de coupe  $V_c$  est égale à  $40 \text{ m}\cdot\text{min}^{-1}$ , ce choix est fait après une recherche de la vitesse de coupe utilisée en fraisage. La méthode pour déterminer cette vitesse est expliquée en paragraphe 2.3.2 et 2.3.3. La profondeur de passe est égale dans cette configuration à la largeur de coupe  $b$ . Il s'agit de la largeur de l'éprouvette qui est de  $1.94 \text{ mm}$  pour le matériau FA et de  $1.91 \text{ mm}$  pour le matériau LAM. La différence vient du polissage de l'éprouvette. Cette largeur de coupe étant différente, l'analyse des efforts s'effectue sur la base des efforts linéiques, qui sont équivalents pour une largeur de coupe  $b$  égale à  $1 \text{ mm}$ .



### 2.2.2. Etude du copeau et de sa formation

L'observation du copeau a pour objectif de déterminer en fonction de l'épaisseur coupée si le copeau est continu ou discontinu. Le cas d'un copeau continu est très rare. Dans le cas d'un copeau discontinu, il faut analyser la segmentation du copeau pour déterminer si elle est régulière, irrégulière ou erratique. La Figure 2.8 présente les caractéristiques de chaque comportement de segmentation.

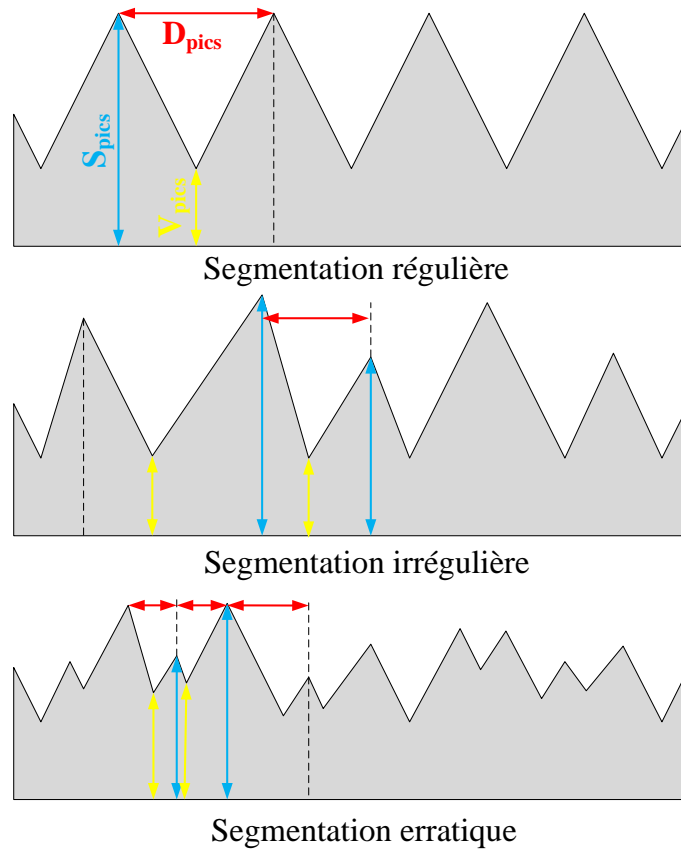


Figure 2.8 Comportements de segmentation du copeau

Il est possible de définir la hauteur de pics  $H_{pics}$  selon (Eq 2.20). Le paramètre  $S_{pics}$  correspond à la distance entre la surface du copeau en contact avec l'outil et le sommet d'un pic de segmentation. Le paramètre  $V_{pics}$  correspond à la distance entre la surface en contact avec l'outil et la vallée d'une segmentation. La hauteur de pics  $H_{pics}$  correspond à la différence entre le sommet  $S_{pics}$  et la vallée précédente  $V_{pics}$ . Ce paramètre, avec le paramètre de distance entre pics  $D_{pics}$ , permet de classer la segmentation du copeau selon l'un des trois comportements. La segmentation régulière présente une hauteur de pics et une distance entre pics stables, la répartition statistique de ces paramètres doit alors être fidèle. La segmentation irrégulière présente des hauteurs de pics et des distances irrégulières entre ces pics. La segmentation erratique présente aussi une segmentation très irrégulière mais elle se distingue de la segmentation irrégulière par la formation de très petites segmentations. Dans les deux derniers cas, la répartition statistique de  $H_{pics}$  et  $D_{pics}$  n'est pas fidèle. Pour la segmentation erratique les valeurs de ces paramètres sont proches de 0.

$$H_{pics} = S_{pics} - V_{pics} \quad (2.20)$$

A l'échelle macroscopique, une segmentation régulière est le témoin de conditions de températures et de pressions stables pour formation du copeau. En effet, la segmentation résulte des contraintes mis en jeu dans la Zone de Cisaillement Primaire (ZCP). Une segmentation irrégulière ou

erratique est le fruit de modifications des contraintes dans cette zone au cours de l'usinage. Ces modifications peuvent venir de vibrations, du labourage, d'un cisaillement imparfait de la matière, d'une modification du coefficient de frottement local ou d'un changement de la microstructure coupée comme le précise [Ramirez, 2017].

D'après ces informations, la Figure 2.9 et la Figure 2.10 présentent les observations de la formation du copeau respectivement pour le matériau FA et pour le matériau LAM. Avec ces images, une première constatation sur le comportement de segmentation peut être faite. Pour le matériau FA, le copeau pour  $h$  égale à 200  $\mu\text{m}$  est typique d'une segmentation régulière. En effet les festons ont une forme et une taille plutôt constantes. Pour  $h$  égale à 120  $\mu\text{m}$ , les festons sont beaucoup plus irréguliers mais peu d'entre eux sont très petits. Pour les épaisseurs coupées inférieures, le comportement erratique de la segmentation est bien visible, la segmentation est beaucoup moins marquée du fait de l'apparition de très petits festons.

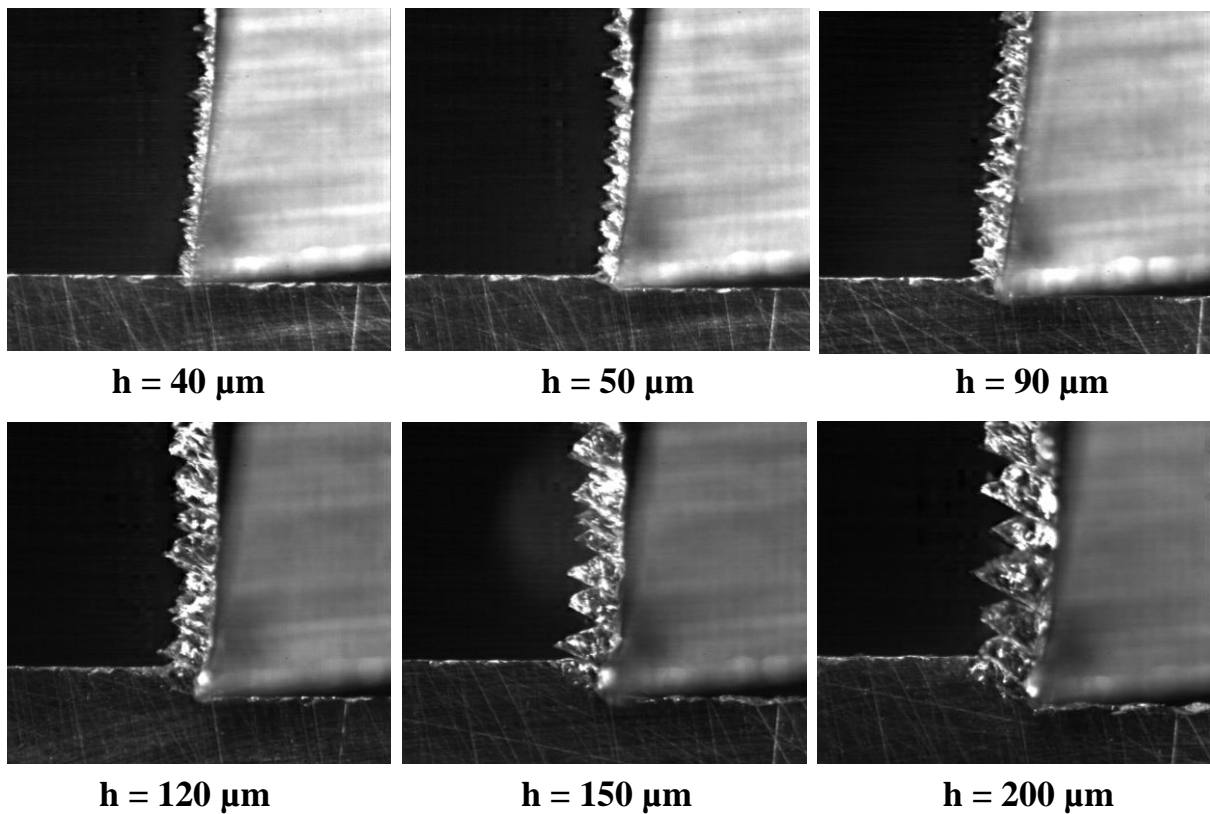


Figure 2.9 Images de la formation du copeau en coupe orthogonale dans l'Inconel 718 FA en fonction de l'épaisseur coupée  $h$

Pour le matériau LAM, la segmentation semble régulière pour  $h$  égale à 200  $\mu\text{m}$ . Cependant, pour les autres épaisseurs coupées, le comportement de la segmentation paraît erratique. En effet, dès  $h$  égale à 150  $\mu\text{m}$ , de petits festons se forment et perturbent la segmentation.

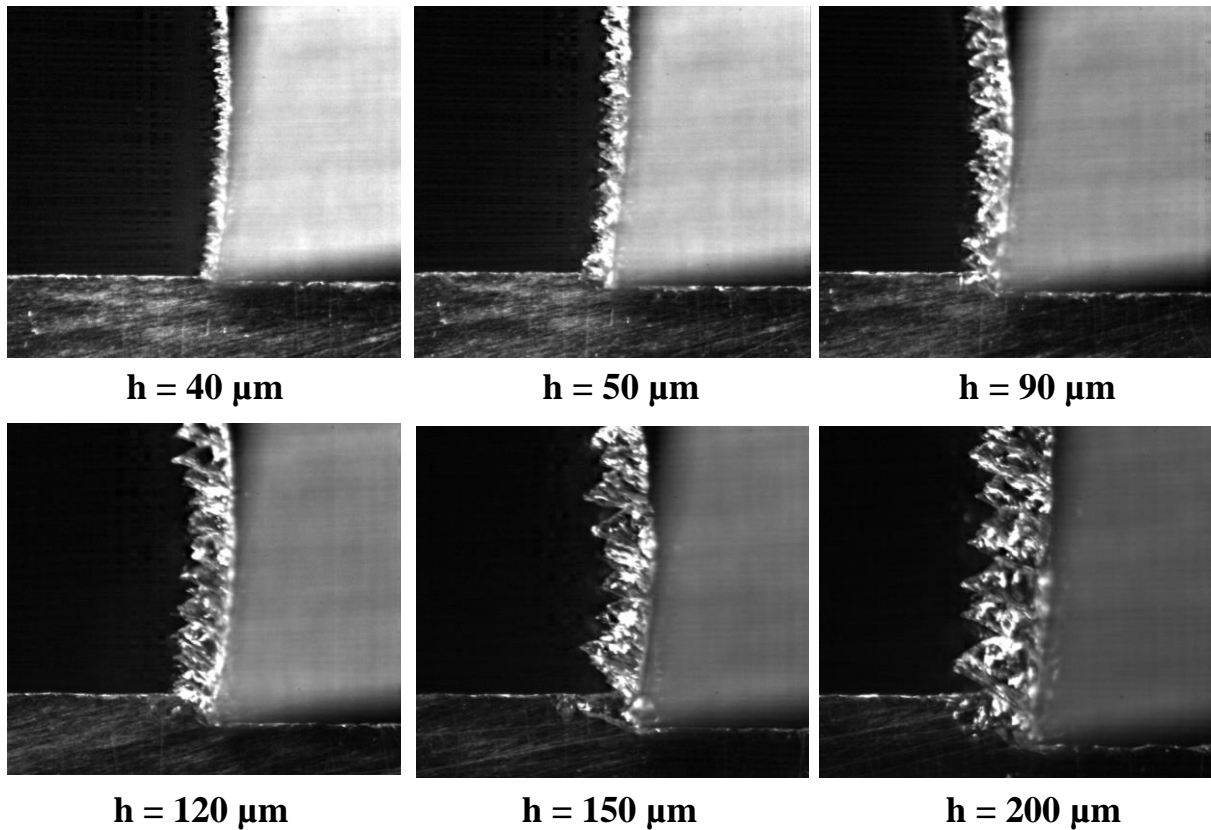


Figure 2.10 Images de la formation du copeau en coupe orthogonale dans l'Inconel 718 LAM en fonction de l'épaisseur coupée  $h$

Pour confirmer ces observations, il est nécessaire de réaliser des mesures sur les images fournies par la caméra. Pour faire ces mesures, une image d'un gabarit présenté en Figure 2.11 de diamètre égal à  $653 \mu\text{m}$  est utilisée comme référence.

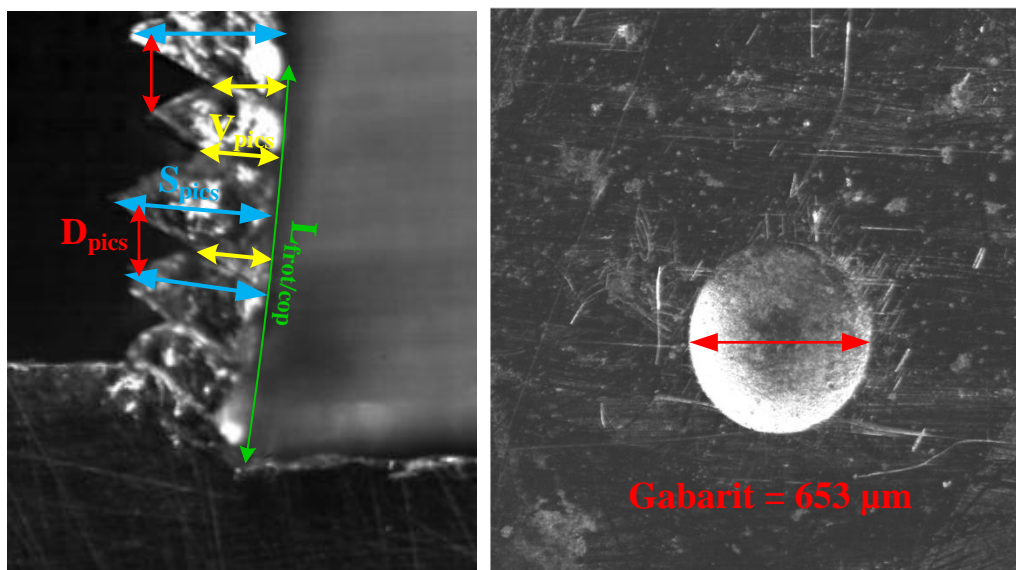


Figure 2.11 Méthodes et gabarit pour la mesure des paramètres du copeau

Les mesures des paramètres  $S_{pics}$ ,  $V_{pics}$ ,  $D_{pics}$  et également de la longueur de contact entre l'outil et le copeau  $L_{f/cop}$  sont réalisées. Ces mesures sont effectuées sur au minimum 3 copeaux par épaisseur coupée et les répartitions présentées regroupent un minimum de 40 mesures. La mesure du paramètre

en tant que telle permet de vérifier s'il y a la formation de petits festons trahissant un comportement erratique de la segmentation. De plus, le rapport entre les mesures et la moyenne de ces mesures permet de mettre en lumière la répartition statistique du paramètre et donc de vérifier sa fidélité. Cela permet d'analyser si le comportement de la segmentation est régulier ou irrégulier.

La Figure 2.12 présente les mesures de  $H_{pics}$  pour les deux matériaux. Pour l'Inconel 718 LAM, l'apparition de hauteur faible est visible dès  $h$  égale à 150  $\mu\text{m}$ . Cela est en accord avec les observations de la Figure 2.10. L'analyse de la répartition confirme cela, pour une épaisseur coupée de 200  $\mu\text{m}$ , la répartition est assez fidèle contrairement aux autres épaisseurs coupées. Pour le matériau FA, les épaisseurs coupées  $h$  supérieures ou égales à 150  $\mu\text{m}$  ne présentent pas de petites hauteurs de pics mesurées, la répartition statistique est également plutôt fidèle. Pour les épaisseurs coupées inférieures ou égales à 100  $\mu\text{m}$ , de très petites hauteurs de pics sont mesurées et la répartition est assez large autour de la moyenne. Pour l'épaisseur coupée égale à 120  $\mu\text{m}$ , la médiane est égale à 91  $\mu\text{m}$ , la moyenne est égale à 97  $\mu\text{m}$ . Des festons de petites hauteurs sont mesurés mais 75 % sont supérieures à 80  $\mu\text{m}$ . La répartition des hauteurs n'est cependant pas très fidèle. Il peut également être noté que pour  $h$  égale à 40  $\mu\text{m}$ , la répartition est plus fidèle pour l'Inconel 718 LAM que pour le FA montrant la formation d'un copeau plus continu. Dans l'ensemble, l'analyse de  $H_{pics}$  définit un comportement erratique de la segmentation dans le matériau FA pour  $h$  inférieur ou égale à 100  $\mu\text{m}$  et dans le matériau LAM pour  $h$  inférieur ou égale à 150  $\mu\text{m}$ . L'analyse de la distance va permettre de confirmer le comportement de segmentation pour les autres épaisseurs coupées.

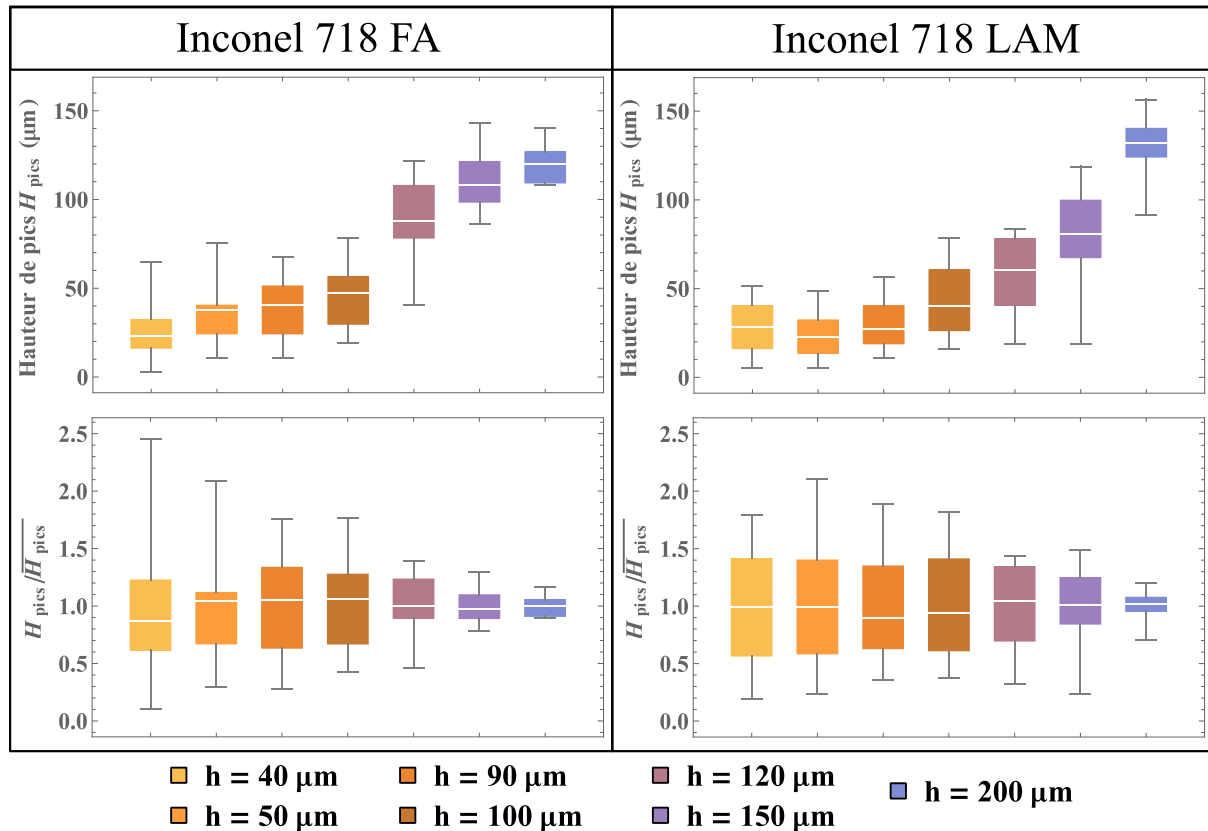


Figure 2.12 Evolution de la hauteur de pics des copeaux pour l'Inconel 718 FA et LAM en fonction de l'épaisseur coupée  $h$

La Figure 2.13 présente les mesures de  $D_{pics}$  pour les deux matériaux. Pour l'Inconel 718 FA, la distance entre pics est très irrégulière pour les épaisseurs coupées inférieures ou égales à 100  $\mu\text{m}$  confirmant ainsi le comportement erratique de la segmentation du copeau. Pour  $h$  supérieure ou égale

à 150  $\mu\text{m}$ , la répartition de la distance entre pics est très fidèle autour de 180  $\mu\text{m}$ . Le comportement de segmentation est alors jugé régulier. Pour  $h$  égale à 120  $\mu\text{m}$ , la répartition est trop large autour de la moyenne estimée à 131  $\mu\text{m}$ . Le comportement de segmentation est alors jugé irrégulier.

Pour l'Inconel 718 LAM, les distances entre les pics et leurs répartitions pour  $h$  inférieure ou égale à 90  $\mu\text{m}$  confirment le comportement erratique de la segmentation du copeau. Pour  $h$  égale à 200  $\mu\text{m}$ , la répartition est fidèle et le comportement régulier de la segmentation est confirmé. Pour  $h$  entre 100 et 120  $\mu\text{m}$ , la répartition des distances entre les pics est plus fidèle. De plus les distances entre les pics mesurées sont plus éloignées d'une distance nulle que pour les épaisseurs coupées inférieures. Cela montre une modification du comportement de segmentation qui est entre erratique et irrégulier. Le comportement reste erratique en fonction du paramètre  $H_{pics}$ . Pour  $h$  égale à 150  $\mu\text{m}$ , la distance entre les pics est très irrégulière d'un copeau à l'autre, l'observation du copeau est d'ailleurs différente d'un copeau à l'autre. La répartition est pourtant assez fidèle autour de la moyenne mesurée à 186  $\mu\text{m}$ . Il s'agit alors d'un point de changement du comportement qui est entre la segmentation erratique, irrégulière et régulière. Le comportement de segmentation peut dépendre de l'usure de l'arête de coupe, de la formation d'une arête rapportée ou bien d'autres phénomènes. Cette épaisseur coupée représente une limite d'apparition d'un ou de plusieurs de ces phénomènes modifiant alors d'un essai à l'autre la formation du copeau.

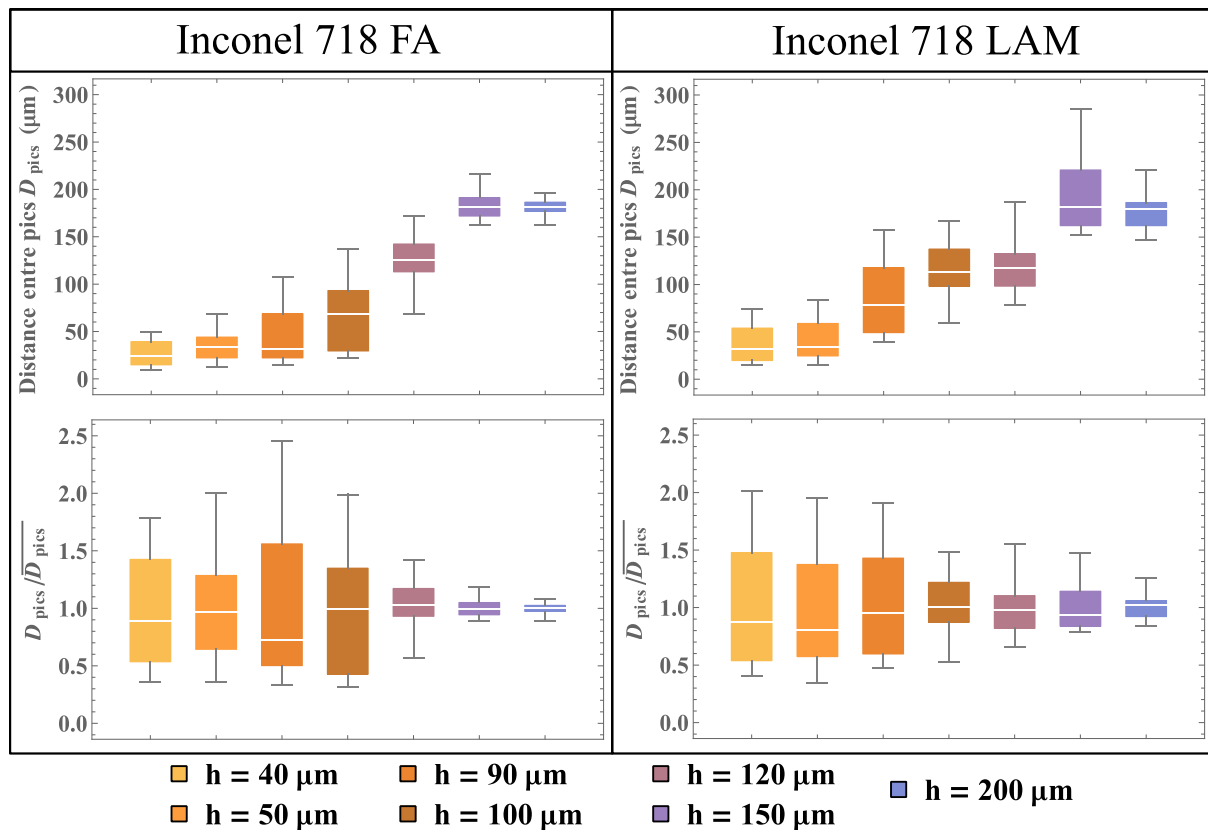


Figure 2.13 Evolution de la distance entre pics des copeaux pour l'Inconel 718 FA et LAM en fonction de l'épaisseur coupée  $h$

Le dernier paramètre d'étude de la formation du copeau est la longueur de contact entre le copeau et la face de coupe de l'outil  $L_{f/cop}$ . Cette longueur détermine la longueur de frottement du copeau sur la face de coupe liée aux efforts de coupe sur cette face, mais également liée au flux de chaleur et donc à la température à cette interface. La Figure 2.14 présente les mesures de  $L_{f/cop}$  pour les deux matériaux. Il est possible de noter que pour les deux matériaux la répartition statistique est très resserrée autour de

la moyenne. La longueur de contact est donc un paramètre stable de la coupe des deux matériaux en fonction de l'épaisseur coupée  $h$ . Malgré cela, les longueurs de contact mesurées ont tendance à augmenter avec l'augmentation de l'épaisseur coupée pour les zones de comportement erratique de la segmentation du copeau, soit  $h$  inférieure ou égale à 100  $\mu\text{m}$  pour FA et 120  $\mu\text{m}$  pour LAM. Après ce point elles chutent brusquement et se stabilisent autour de 1030  $\mu\text{m}$ . Cela signifie qu'une segmentation marquée qu'elle soit régulière ou irrégulière a un impact sur la longueur de frottement du copeau sur la face de coupe et donc potentiellement des efforts sur cette même face. Une hypothèse plausible est que la segmentation diminue localement la section du copeau. De là, le copeau devient moins rigide et plie sous l'action de son propre poids diminuant ainsi  $L_{f/cop}$ .

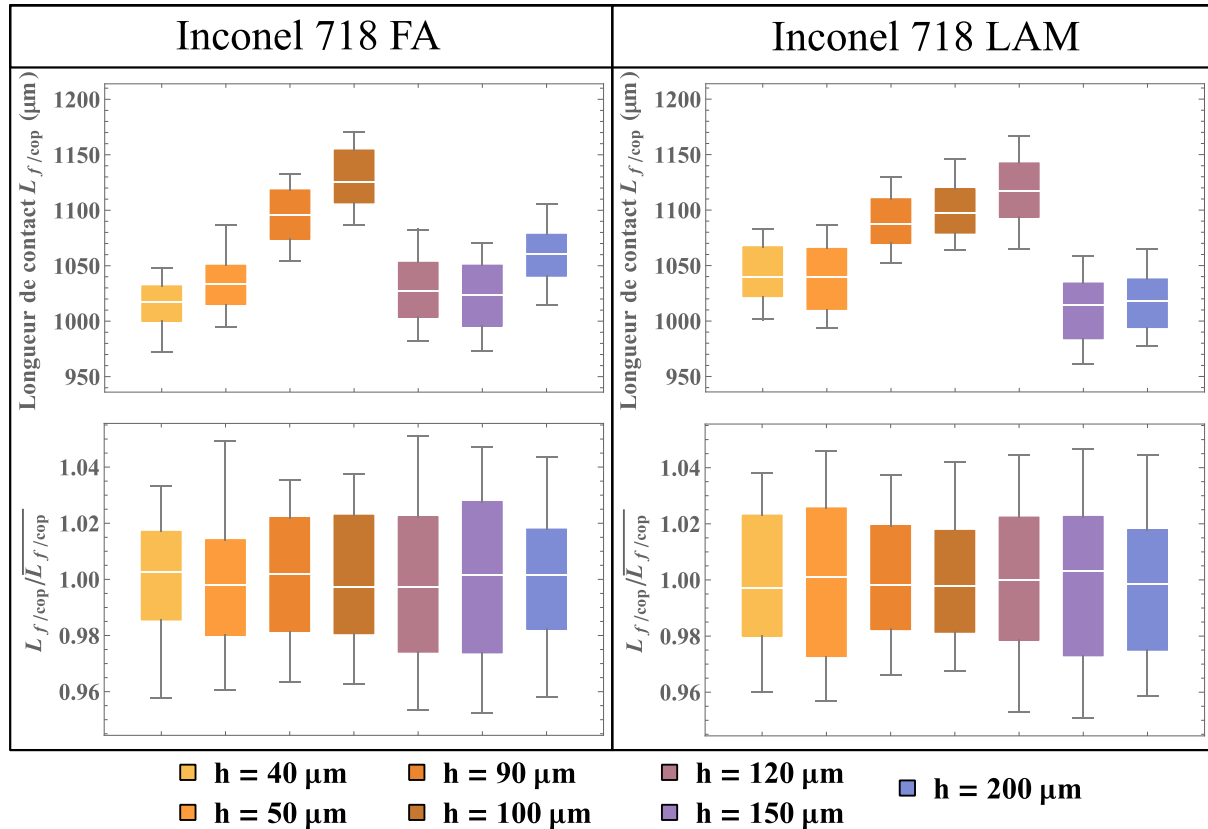


Figure 2.14 Evolution de la longueur du contact outil/copeau pour l'Inconel 718 FA et LAM en fonction de l'épaisseur coupée

D'après ces observations, la formation du copeau et donc la coupe du matériau FA est plus stable que celle du matériau LAM pour des épaisseurs de coupe plus faibles. De plus, le comportement de segmentation a un impact sur la longueur de contact entre le copeau et l'outil et donc sur les interactions à cette interface. L'observation de la microstructure du copeau peut donner des informations pour expliquer la différence de comportement de segmentation.

### 2.2.3. Analyse de la microstructure du copeau

La microstructure d'un matériau a une influence non négligeable sur la morphologie du copeau. En effet, dans les alliages de Titane Ti6Al4V et Ti54M [Ramirez, 2017] montre que la taille de grain du matériau usiné et l'orientation de chacun de ces grains vis-à-vis de la direction de coupe (direction du vecteur vitesse de coupe  $\underline{V_c}$ ) a un impact sur la morphologie du copeau. Ainsi le copeau peut-être alternativement continue ou discontinue, la segmentation peut-être régulière ou erratique en fonction du grain ou des grains qui sont coupés.

La grande taille de grain du matériau FA par rapport au LAM peut alors jouer un rôle dans les morphologies des copeaux observés. Ainsi, pour le matériau LAM la taille des grains est en moyenne entre 7 et 20  $\mu\text{m}$  ce qui est inférieure à l'épaisseur coupée  $h$ . Cela induit que plusieurs grains sont déformés dans le copeau et donc que les contraintes dans la ZCP font intervenir plusieurs orientations cristallographiques. Cela peut engendrer une formation du copeau plus aléatoire, les contraintes internes aux grains n'étant pas les mêmes comme l'expliquent [Vyas et al., 1999]. Pour l'Inconel 718 FA, la taille de grain oblige la coupe à évoluer à l'échelle du grain et donc une seule orientation cristallographique est coupée dans la plupart des cas. Cela améliore la régularité de la segmentation selon [Ramirez, 2017], ce qui est en accord avec les observations faites dans le paragraphe 2.2.2.

Pour l'observation, des copeaux sont enrobés et polis puis subissent une attaque chimique suivant la procédure décrite en paragraphe 2.1.2. La Figure 2.15 présente la microstructure de deux copeaux, l'un pour le matériau FA correspondant à  $h$  égale à 200  $\mu\text{m}$  et l'autre pour le matériau LAM correspondant à  $h$  égale à 150  $\mu\text{m}$ . Les opérations de polissage et d'attaque chimique n'ont pas permis d'obtenir des observations satisfaisantes de copeaux de tailles identiques.

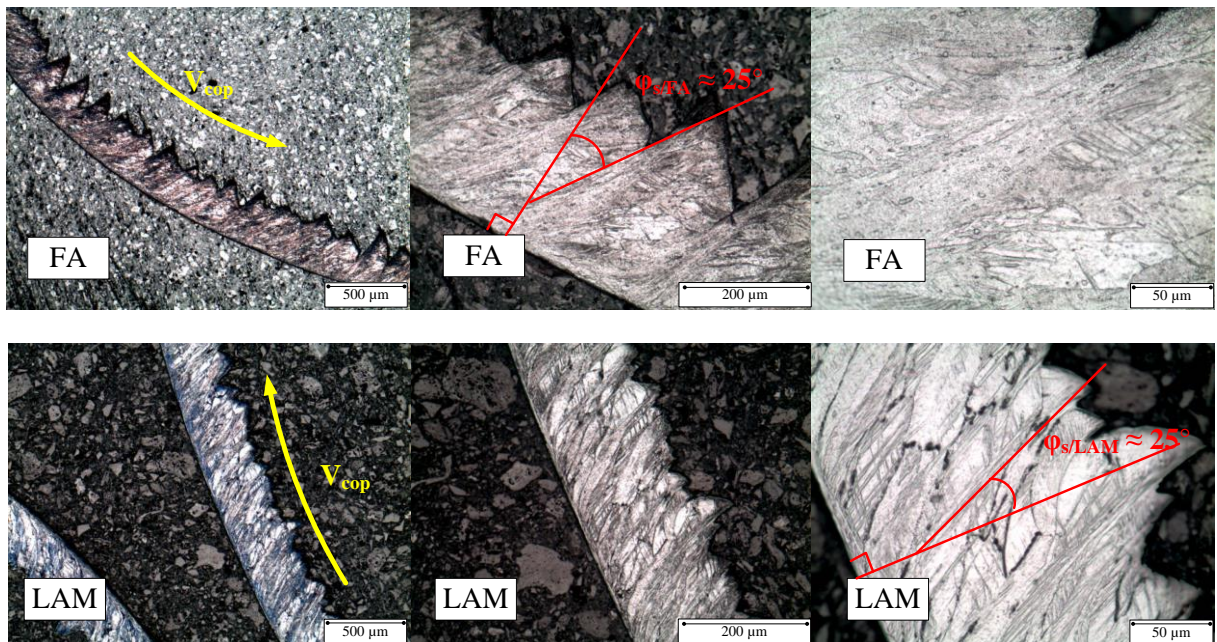


Figure 2.15 Observation de la microstructure des copeaux de coupe orthogonale de l'Inconel 718 FA et LAM

Premièrement, la mesure de l'angle de cisaillement est égale à  $25^\circ$  pour les deux matériaux. Cela semble très faible. En comparaison [Ramirez, 2017] et [Shaw et al., 1993] trouvent des angles proches de  $45^\circ$  pour Ti6Al4V et des aciers durcis. Deuxièmement, la microstructure dans le copeau du matériau LAM est bien plus visible que dans le matériau FA. La déformation des grains est notamment facilement observable. Les joints de grains suivent la bande cisaillement et ne la dépassent que rarement, cela montre bien le lien entre la segmentation et la microstructure du matériau. Les joints de grains limitent sa déformation et donc modifient le comportement de la segmentation. De plus l'analyse des copeaux permet de mettre en évidence la formation de phase  $\delta$  dans les bandes de cisaillement pour les deux matériaux.

Pour le matériau FA, l'observation est plus compliquée. Les bandes de cisaillement sont visibles mais pas les joints de grains. La taille élevée des grains ne permet pas d'observer leur déformation dans le copeau et donc ne permet pas de conclure sur son lien avec la segmentation. Par opposition

avec le matériau LAM, il est possible de faire l'hypothèse que la segmentation plus régulière vient de la coupe d'un seul grain à la fois. Cette hypothèse reste cependant à vérifier.

#### 2.2.4. Analyse des efforts en coupe orthogonale

Pour l'ensemble de ce mémoire, la trajectoire de l'outil est considérée dans le sens  $-\underline{x}$  de  $\mathcal{R}_{\text{pièce}}$ . Les efforts de coupe présentés correspondent aux efforts de l'outil sur la pièce dans  $\mathcal{R}_{\text{pièce}}$  sauf si une mention précise d'autres informations. La Figure 2.16 représente donc les efforts de coupe analysés dans le cadre de la coupe orthogonale. Le repère NGS correspond au repère de la face de coupe avec  $\underline{N}$  le vecteur normal à cette surface et  $\underline{S}$  le vecteur directeur de l'arête de coupe.

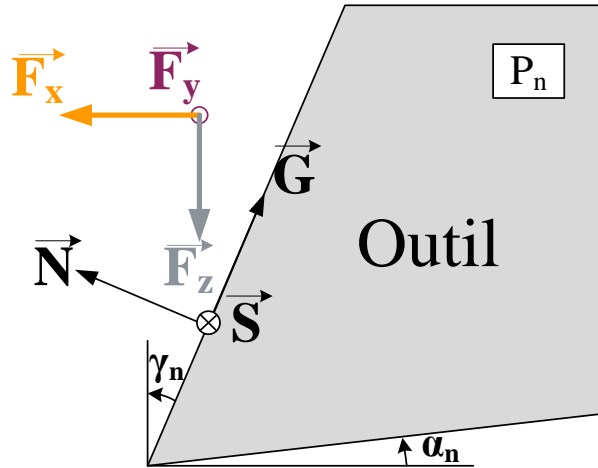


Figure 2.16 Schéma des efforts de l'outil sur la pièce en coupe orthogonale

La Figure 2.17 montre les résultats pour les efforts en coupe orthogonale. En théorie, les efforts suivant l'axe  $\underline{y}$  sont nuls, en réalité une légère déviation du copeau peut générer quelques efforts suivant cet axe. Les efforts observés suivant l'axe  $\underline{y}$  restent inférieurs à 5 % de ceux mesurés suivant l'axe  $\underline{x}$ . Les équations des régressions linéaires réalisées à partir des mesures correspondent au modèle d'effort d'[Albrecht, 1960]. Pour  $F_x$ , les efforts mesurés pour le matériau LAM sont légèrement plus élevés que pour le matériau FA. La pente pour le matériau LAM, correspondant à l'énergie spécifique de coupe dans le modèle d'[Albrecht, 1960] est égale à 2886.6 MPa et est 11.5 % plus grand que pour le matériaux FA. Pour  $F_z$  le même constat peut être fait, les efforts mesurés pour le matériau LAM sont supérieurs à ceux mesurés pour le matériau FA. Concernant cette composante, la pente de la régression linéaire est de 782.5 MPa soit 38.8 % plus élevée que pour le matériau FA.

Les régressions linéaires effectuées permettent de décrire l'évolution des efforts de coupe en fonction d'un *effet cut* proportionnel à l'épaisseur coupée  $h$  et d'un *effet edge* correspondant à l'ordonnée à l'origine de la régression linéaire comme en (Eq 2.21).

$$F_{i_{co}} = F_{i_{co,c}} \cdot h + F_{i_{co,e}} \quad (2.21)$$



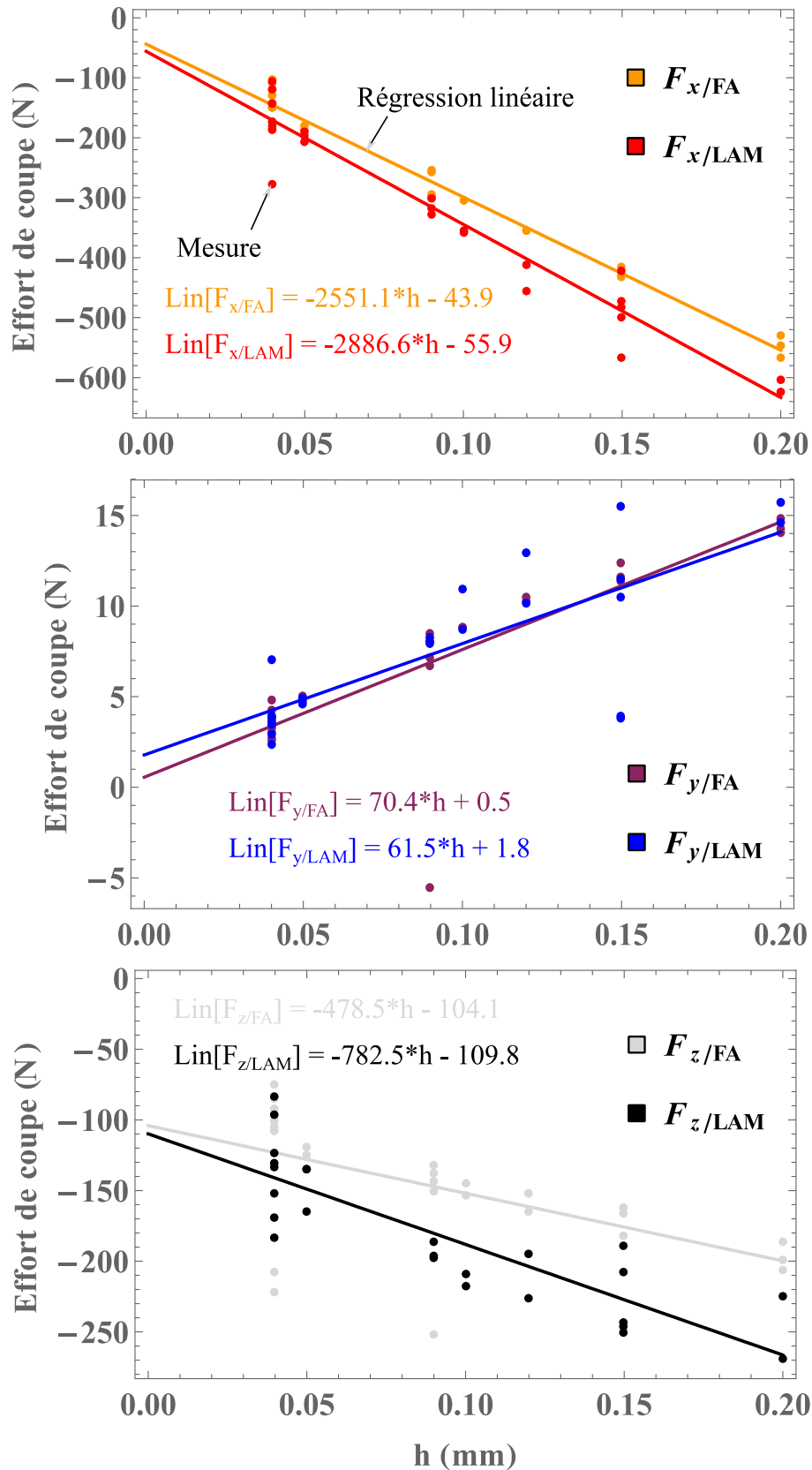


Figure 2.17 Efforts de coupe dans  $\mathcal{R}_{\text{pièce}}$  en coupe orthogonale pour l'Inconel 718 FA et LAM

D'après ces observations, il est possible d'établir des coefficients macroscopiques de frottement introduit par [Budak et al., 1996] en considérant que l'effort sur la face de coupe est le résultat du frottement du copeau sur cette face et que les efforts en début de face de dépouille est celui du

frottement de la surface usinée sur cette face. Les efforts suivant l'axe  $y$  sont considérés nuls. Pour le frottement en face de coupe il faut réaliser une projection du repère  $\mathcal{R}_{pièce}$  au repère NGS de la face de coupe qui est représenté en Figure 2.16. De plus ce frottement ne prend en compte que le terme dépendant de l'épaisseur coupée, soit l'*effet cut* dans le modèle d'[Albrecht, 1960]. Pour le frottement en face de dépouille, la direction de frottement est dirigée par la vitesse de coupe  $V_c$  donc aucune projection n'est nécessaire. Ce frottement ne dépend que du terme indépendant de l'épaisseur coupée, soit l'*effet edge*.

$$C_{f,coupe} = \frac{\|\vec{F}_{G,c}\|}{\|\vec{F}_{N,c}\|} = \frac{\sqrt{(\sin(\gamma_n) \cdot F_{x,c})^2 + (\cos(\gamma_n) \cdot F_{z,c})^2}}{\sqrt{(\sin(\gamma_n) \cdot F_{z,c})^2 + (-\cos(\gamma_n) \cdot F_{x,c})^2}} \quad (2.22)$$

$$C_{f,dépouille} = \frac{\|\vec{F}_{x,e}\|}{\|\vec{F}_{z,e}\|} \quad (2.23)$$

Par le calcul,  $C_{f,coupe/FA}$  est égale à 0.22 et  $C_{f,coupe/LAM}$  est égale à 0.29 soit une augmentation de 24 % du coefficient de frottement. Pour la face de dépouille,  $C_{f,dépouille/FA}$  est égale à 0.42 et  $C_{f,dépouille/LAM}$  est égale à 0.51 soit une augmentation de 18 %. Un coefficient de frottement plus important est le signe de phénomènes d'abrasion plus importants. Cette abrasion va entraîner de l'usure plus conséquente en usinage du matériau LAM. Ainsi, ces coefficients permettent d'établir le fait que l'Inconel 718 LAM est plus difficile à usiner que le FA.

### 2.3. Analyse de la coupe en fraisage

Ce paragraphe étudie les différences observées entre le fraisage de l'Inconel 718 FA et celui de l'Inconel 718 LAM. L'observation de la coupe orthogonale a permis d'établir une première estimation sur les difficultés potentielles et leurs causes en usinage.

Néanmoins, le fraisage étant une opération plus complexe, Il est possible que des différences avec la coupe orthogonale soient observées. C'est pourquoi une analyse complète du procédé est faite avec la géométrie de l'outil, les conditions de coupe optimales, la qualité de la surface obtenue et bien évidemment l'usure de l'outil, point majeur des difficultés de l'usinage de l'Inconel 718.

#### 2.3.1. Analyse de l'outil

L'outil de fraisage choisi est la fraise IMX10C4HV100R10010S EP7020 à embout interchangeable de Mitsubishi Materials. Il s'agit d'une fraise 4 dents rayonnée à 1 mm de diamètre 10 mm. Cette fraise est en carbure revêtu (Al,Cr)N adapté pour la coupe des alliages à base nickel. La Figure 2.18 montre une observation au microscope optique Keyence de la face de coupe dans la zone rayonnée aussi appelée nez de l'outil. Cette observation met en évidence trois zones dans le rayon ayant chacune leur géométrie locale. La zone 2 est notamment une face plane taillée en biais entre les zones 1 et 3. La coupe dans le rayon n'a donc pas du tout les mêmes paramètres que pour le reste de l'arête de coupe. Ainsi pour établir un comportement macroscopique du fraisage, les conditions de coupe ne doivent être restreintes uniquement à l'usinage dans le rayon, soit  $a_p$  doit être supérieur à  $r_\epsilon$  qui est égale à 1 mm mesuré au microscope optique.

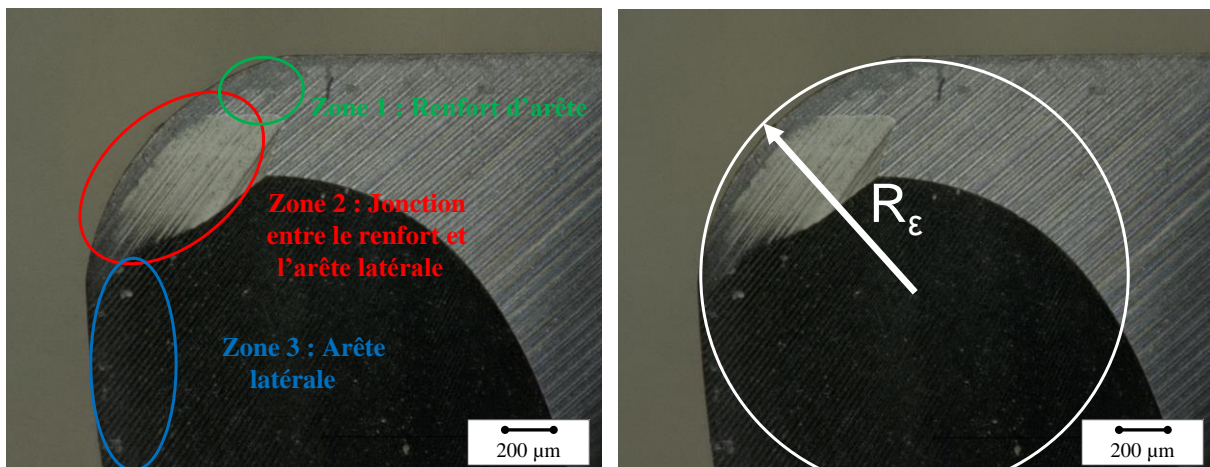


Figure 2.18 Vues de la face de coupe dans le rayon de la fraise

Les paramètres sont tous mesurés et présentés en Tableau 2.3. Pour mesurer ces paramètres, une numérisation de l'outil à 360° est réalisée avec l'Alicona Infinite FocusSL. La méthode de mesure des différents paramètres géométriques est présentée en Figure 2.19. Le pas différentiel  $\Psi$  correspond à l'angle entre le pas normal de 90° pour une fraise 4 dents et le pas réel de la fraise.

Revêtement	$R_o$ (mm)	$r_\epsilon$ (mm)	Z	$\Psi$ (°)	$\gamma_n$ (°)	$\alpha_n$ (°)	$r_\beta$ ( $\mu\text{m}$ )
(Al,Cr)N (2 $\mu\text{m}$ )	5	1	4	{0, 2, 0, 3}	6 - 7	6 - 7	3 - 4

Tableau 2.3 Paramètres géométriques mesurés de la fraise IMX

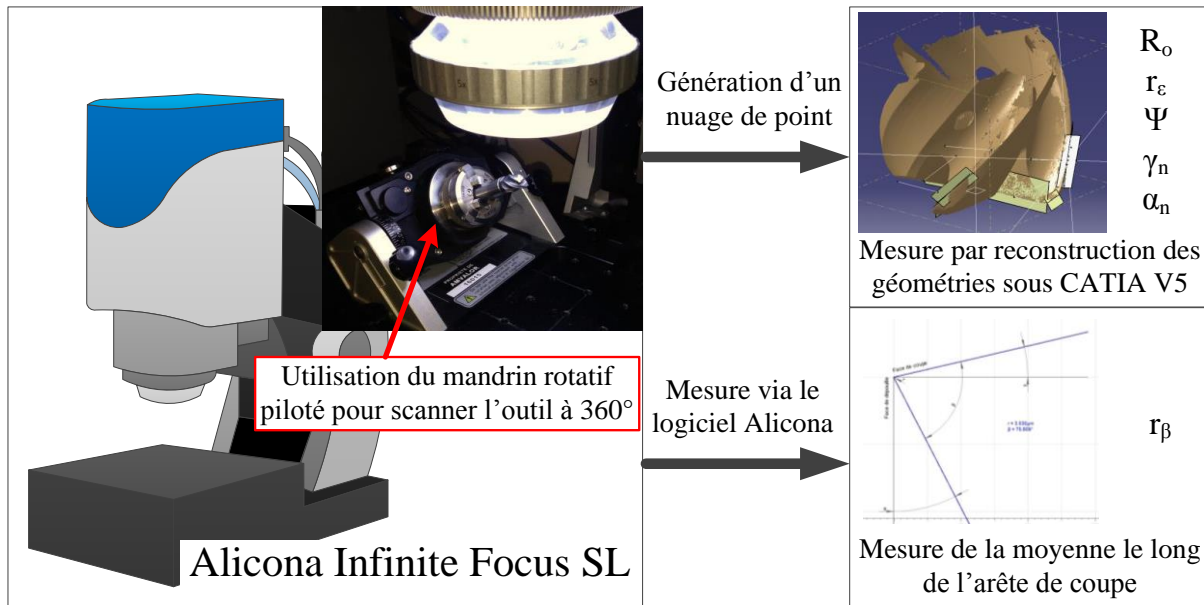


Figure 2.19 Méthode de mesure des géométries de la fraise par une numérisation avec l'Alicona

L'objectif est alors de déterminer les conditions optimales de coupe pour usiner chaque Inconel 718 avec cet outil. Les conditions de coupe à déterminer sont la vitesse de coupe  $V_c$ , l'avance  $f_z$ , la profondeur de passe  $a_p$  et l'engagement radial  $a_e$ .

### 2.3.2. Principe du Couple Outil-Matière (COM)

Dans un objectif de rationaliser le nombre d'essais, de diminuer le temps de mise en œuvre d'une gamme d'usinage et donc de diminuer les coûts, la communauté scientifique développe pour le monde industriel une méthode pour optimiser les conditions de coupe d'un matériau avec un outil donné. Cette méthode se nomme le Couple Outil-Matière (COM) et est détaillée dans la norme [AFNOR NF E 66-520, 1994]. Elle repose sur la recherche du domaine de fonctionnement de l'outil en fonction du matériau à usiner. Elle permet alors de définir les vitesses de coupe  $V_c$ , les avances à la dent  $f_z$ , les profondeurs de passe  $a_p$  et les engagements radiaux  $a_e$  qu'il est possible d'utiliser sans craindre des défauts de surface majeurs et d'usure d'outil trop importante. L'avantage de cette méthode permet surtout de définir ces paramètres de façon indépendante alors que le modèle de Taylor en (Eq 2.24) montre qu'ils sont liés. Cela engendre que chacun des paramètres ne peut être à son maximum en même temps et donc qu'il faut faire un choix en fonction de la stratégie d'usinage envisagée.

$$a_p^{d_1} \cdot f_z^{d_2} \cdot \left( \frac{a_e}{2 * R_o} \right)^{d_3} \cdot T^{d_4} \cdot V_c = \text{constante} \quad (2.24)$$

avec  $\{d_1, d_2, d_3, d_4\}$  des coefficients à déterminer

La première étape consiste à bien définir la matière à usiner, objectif du paragraphe 2.1, et de l'outil usinant, objectif du paragraphe 2.3.1. La seconde étape consiste à rechercher un point de fonctionnement acceptable et stable dans la littérature en termes de conditions de coupe ( $V_c, f_z, a_p, a_e$ ) pour assurer la compatibilité entre le matériau usiné et le matériau usinant, et d'avoir un point de référence pour la série d'essais à effectuer. Un point de fonctionnement est dit acceptable si le niveau d'énergie spécifique de coupe, l'état de surface et la durée de vie des outils sont compatibles avec la stratégie mise en place par exemple en minimisant les effets vibratoires. Il est dit stable si une faible variation d'une ou plusieurs conditions permet de trouver un nouveau point de fonctionnement

acceptable. Ce point de fonctionnement est déterminé par la lecture de la recherche de [Dudzinski et al., 2004], [Liao et al., 2008] et [Le Coz, 2012] et est présenté en Tableau 2.4.

$V_c$ (m.min <sup>-1</sup> )	$f_z$ (mm.tr <sup>-1</sup> .dent <sup>-1</sup> )	$a_e$ (mm)	$a_p$ (mm)
50	0.08	2	2

Tableau 2.4 Point de fonctionnement choisi pour l'usinage de l'Inconel 718 à l'outil carbure revêtu

La troisième étape consiste à définir la vitesse de coupe minimale autorisée  $V_{cmin}$  pour l'usinage considéré. En fraisage, cette vitesse est déterminée en analysant l'évolution de l'énergie spécifique de coupe  $W_c$  en fonction de  $V_c$  définie selon l'(Eq 2.25) avec  $P_c$  la puissance de coupe et  $Q$  le débit de copeau.

$$W_c = \frac{P_c}{Q} = \frac{1000 \cdot P_c}{a_p \cdot a_e \cdot V_f} \quad (2.25)$$

La Figure 2.20 présente la courbe usuelle de l'évolution de  $W_c$  en fonction de  $V_c$ . La vitesse de coupe minimale  $V_{cmin}$  est alors déterminée avec la recherche du point d'inflexion de la courbe.

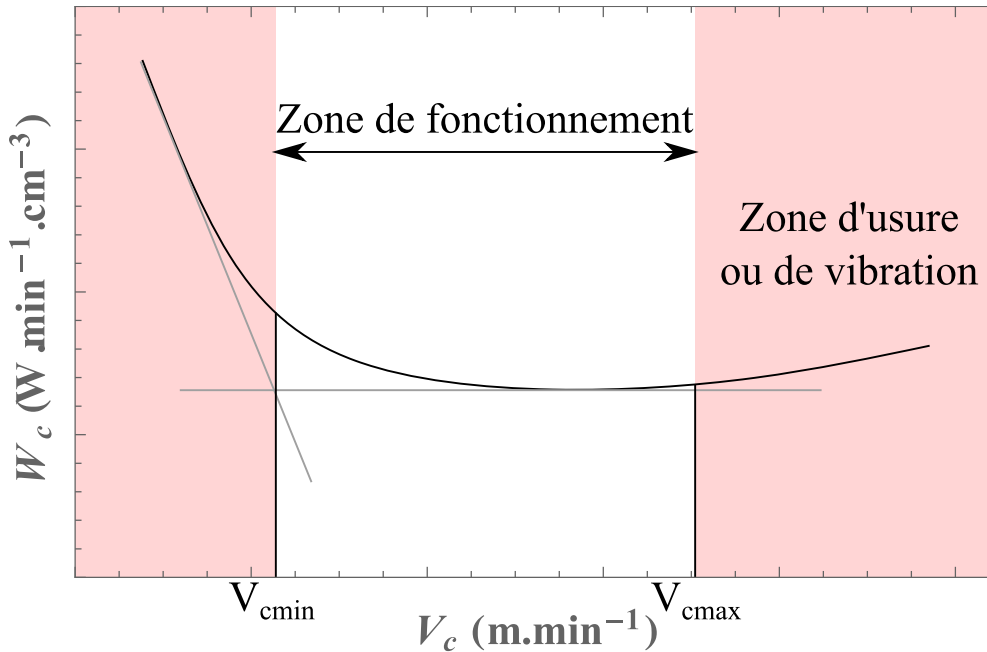


Figure 2.20 Plage de fonctionnement pour la vitesse de coupe avec l'étude de la puissance spécifique de coupe

La quatrième étape consiste à déterminer la plage de fonctionnement de l'épaisseur coupée maximale  $h_{max}$  qui combine les paramètres d'avance  $f_z$  et d'engagement radial  $a_e$ . Suivant le choix des paramètres  $f_z$  et  $a_e$ ,  $h_{max}$  se calcule par les équations (Eq 2.26) à (Eq 2.29) pour une fraise cylindrique rayonnée de rayon de bec  $r_\epsilon$ . Comme pour la vitesse de coupe, l'objectif est de trouver  $h_{max/min}$  grâce au point d'inflexion de la courbe d'énergie spécifique de coupe  $W_c$  en fonction de  $h_{max}$ . Pour ces essais, la vitesse de coupe est égale à  $V_{cmin}$  et la profondeur de passe  $a_p$  reste celle du point de fonctionnement en Tableau 2.4.

$$h_{max} = 2f_z \cdot \sqrt{\frac{a_e}{2R_o} \left(1 - \frac{a_e}{2R_o}\right)} \text{ si } a_e \leq R_o \text{ et } a_p \geq r_\epsilon \quad (2.26)$$

$$h_{max} = 2f_z \frac{\sqrt{a_p(2r_\varepsilon - a_p)} \sqrt{a_e \left( 2(R_o - r_\varepsilon) + 2\sqrt{a_p(2r_\varepsilon - a_p)} - a_e \right)}}{r_\varepsilon \left( (R_o - r_\varepsilon) + \sqrt{a_p(2r_\varepsilon - a_p)} \right)} \quad (2.27)$$

si  $a_e \leq R_o$  et  $a_p \leq r_\varepsilon$

$$h_{max} = f_z \frac{\sqrt{a_p(2r_\varepsilon - a_p)}}{r_\varepsilon} \quad \text{si } a_e \geq R_o \text{ et } a_p \leq r_\varepsilon \quad (2.28)$$

$$h_{max} = f_z \quad \text{si } a_e \geq R_o \text{ et } a_p \geq r_\varepsilon \quad (2.29)$$

La dernière étape consiste à définir les données limites dont la profondeur de passe maximale  $a_{pmax}$  selon la vitesse de coupe choisie et l'épaisseur de coupe choisie. La limite est déterminée visuellement par l'expérimentateur en fonction de l'usure de l'outil, de la qualité de la surface obtenue (un critère de rugosité peut-être défini) et de la forme et la couleur des copeaux.

Cette méthode est appliquée dans cette étude pour permettre de définir une stratégie d'usinage et des conditions dans lesquels la coupe est stable. Ces conditions vont être utiles pour modéliser la coupe avec les paramètres de l'industriel et faire des essais sans craindre des casses d'outils régulières.

### 2.3.3. Analyse des conditions optimales de coupe

La campagne d'essais du Couple Outil-Matière (COM) est réalisée sur une fraiseuse 5-axes HSM600U équipée d'une Commande Numérique (CN) Heidenhain iTNC530. La puissance de coupe  $P_c$  est mesuré à l'aide d'un wattmètre FLUKE 434 avec une fréquence d'acquisition de 200 kHz dont la restitution moyenne se fait à une fréquence de 5 Hz. Cette moyenne est directement utilisée pour calculer  $W_c$  avec (Eq 2.25).

Pour la détermination de  $V_{cmin}$ , les vitesses de coupe testées varient entre 10 à 100 m.min<sup>-1</sup>. Une série d'essais correspond à une mesure pour chaque vitesse de coupe. L'outil est changé entre chaque série pour ne pas impacter les résultats par l'usure de l'outil. Trois séries sont réalisées pour chaque matériau. Les résultats sont exposés en Figure 2.21. Ces résultats montrent des écarts assez importants d'une série d'essai à l'autre. Cela signifie qu'entre deux outils, la géométrie locale (notamment  $r_\beta$ ) peut varier, mais la coupe peut également générer des différences en termes de puissance et donc d'efforts de coupe. Ainsi, l'écart moyen entre les mesures des différentes séries est de 7.3 % pour le matériau FA avec un maximal à 9.9 % et 9.1 % pour le matériau LAM avec un maximal à 12.5 %. Ces écarts montrent la nécessité de multiplier les essais pour limiter cette variation.

La méthode du COM détermine alors une vitesse de coupe minimale  $V_{cmin}$  de 44 m.min<sup>-1</sup> pour le matériau FA et de 40 m.min<sup>-1</sup> pour le matériau LAM. La différence entre les deux matériaux n'est pas vraiment significative, tenant compte de l'écart relatif des mesures et de la méthode graphique utilisée. C'est pourquoi la vitesse de coupe minimale  $V_{cmin}$  conservée pour les deux matériaux est égale à 40 m.min<sup>-1</sup>.

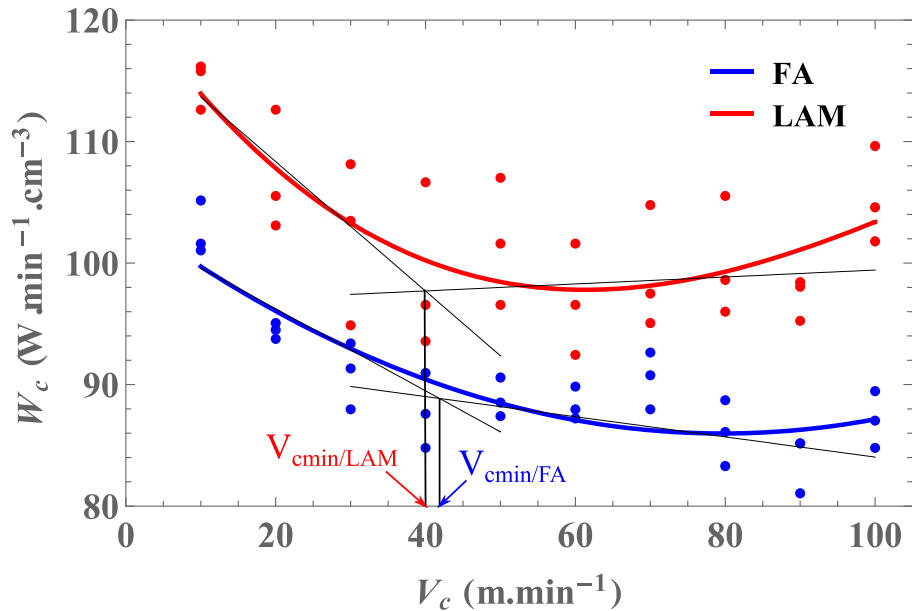


Figure 2.21 Energie spécifique de coupe en fonction de la vitesse de coupe pour déterminer  $V_{cmin}$

Pour la suite des essais, la vitesse de coupe est maintenue à  $V_{cmin}$ , la profondeur de passe  $a_p$  et l'engagement radial  $a_e$  sont conservés à 2 mm. Seule l'avance  $f_z$  est modifiée afin de faire évoluer l'épaisseur coupée maximale  $h_{max}$  selon (Eqs 2.26 à 2.29). La puissance de coupe est toujours mesurée de la même manière et la Figure 2.22 présente les résultats. La méthode graphique donne une épaisseur coupée limite pour les deux matériaux égale à 0.098 mm. Comme pour la détermination de  $V_{cmin}$ , l'énergie spécifique de coupe est toujours supérieure pour le matériau LAM par rapport au matériau FA dans les mêmes conditions de coupe. Cela montre bien une dureté structurale supérieure du matériau LAM et une difficulté accrue à l'usinage.

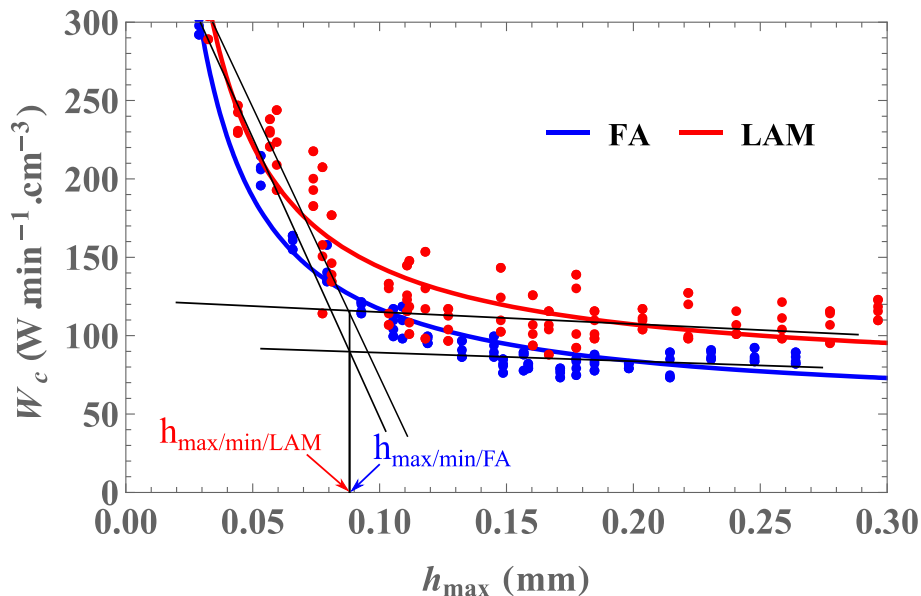


Figure 2.22 Energie spécifique de coupe en fonction de l'épaisseur coupée maximale pour déterminer  $h_{max/min}$

En dernier, des essais de fraisage épaulé avec  $a_e$  égale à  $R_o$  sont réalisés de telle manière que  $h_{max}$  est calculée par (Eqs 2.28 et 2.29). La profondeur de passe  $a_p$  est modifiée d'une passe à l'autre. Les paramètres observés pour déterminer la limite maximale de la zone de fonctionnement de l'outil sont

majoritairement l'endommagement de l'outil, le bruit pendant l'usinage et la couleur de copeau. Les résultats de ces essais sont présentés en Figure 2.23.

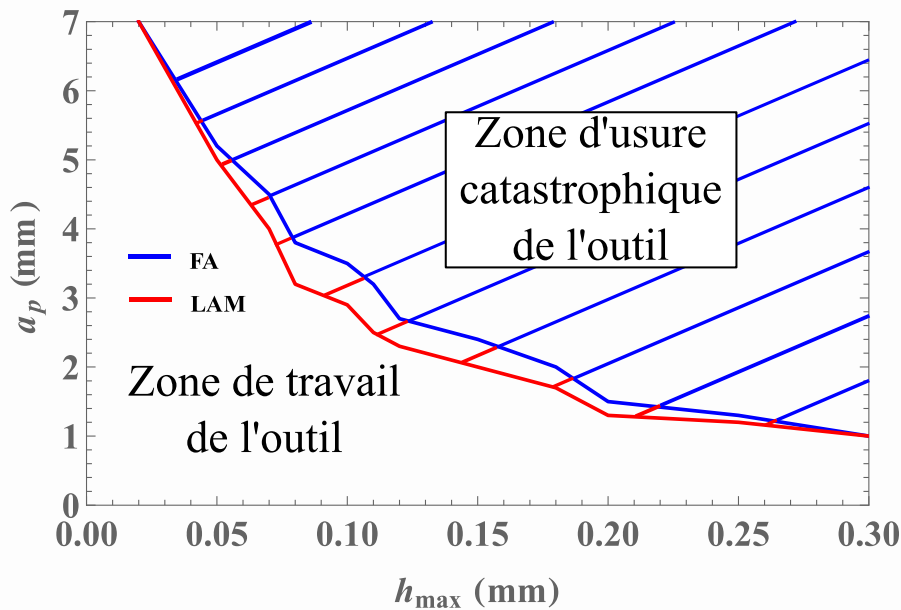


Figure 2.23 Analyse de l'impact de la profondeur de passe sur l'usure de l'outil en fonction de  $h_{max}$  pour déterminer  $a_{pmax}$

Premièrement, la limite ne passe pas en dessous de celle du rayon  $r_e$  de 1 mm. L'épaisseur coupée  $h_{max}$  est donc toujours égale à  $f_z$  ( $a_e = R_o$ ) selon (Eq 2.29). Deuxièmement, pour le matériau FA, dans ces conditions la profondeur de passe maximale est de 3.5 mm pour une épaisseur coupée à  $h_{max/min}$ . Pour le matériau LAM, cette limite tombe à 3 mm notamment à cause des efforts de coupe supérieurs. Les limites sont cependant très proches l'une de l'autre et pour la suite des travaux, la limite considérée sera celle de l'Inconel 718 LAM.

Cependant, ce critère ne tient pas en compte de l'interdépendance entre  $a_p$ ,  $a_e$  et  $f_z$  en ce qui concerne l'usure. Le paragraphe 2.4 dresse un bilan de l'usure en fraisage et analyse ce problème en particulier. Toutefois, en première estimation cette méthode permet d'établir dans le cadre du fraisage épaulé une bonne définition de la zone de fonctionnement de l'outil.

### 2.3.4. Analyse de la surface usinée

La surface est le résultat final de l'usinage. Ce résultat est un facteur important dans l'analyse des conditions dans lesquelles s'est déroulée la coupe. Il est alors nécessaire d'observer rapidement la qualité des surfaces obtenues lors du fraisage de chacun des matériaux. Comme indiqué dans l'introduction, cette étude n'a pas pour objectif de traiter de l'intégrité de surface. Ce paragraphe se limite donc à une observation qualitative et macroscopique des surfaces et des potentiels défauts du fraisage. Il a également pour objectif de mettre en lumière des différences macroscopiques observées au cours des essais et leurs importances au moment du choix du matériau pour l'industriel. Les études approfondies des éléments présentés dans ce paragraphe sont nécessaires pour le choix du matériau.

Pour débiter, la Figure 2.24 affiche les vues issues de la mesure au microscope optique Keyence des surfaces usinées pour chacun des matériaux. Les conditions opératoires d'usinage sont une vitesse de coupe de  $40 \text{ m} \cdot \text{min}^{-1}$ , une avance de  $0.1 \text{ mm} \cdot \text{tr}^{-1} \cdot \text{dent}^{-1}$ , un engagement radial et une profondeur de passe de 2 mm. L'observation des surfaces montre nettement que la surface du matériau LAM est plus marquée que la surface du matériau FA. Il s'agit notamment de la conséquence des efforts de coupe



plus grands et des chocs dus au carbure de l'Inconel 718 LAM qui génèrent des vibrations plus importantes du système usinant.

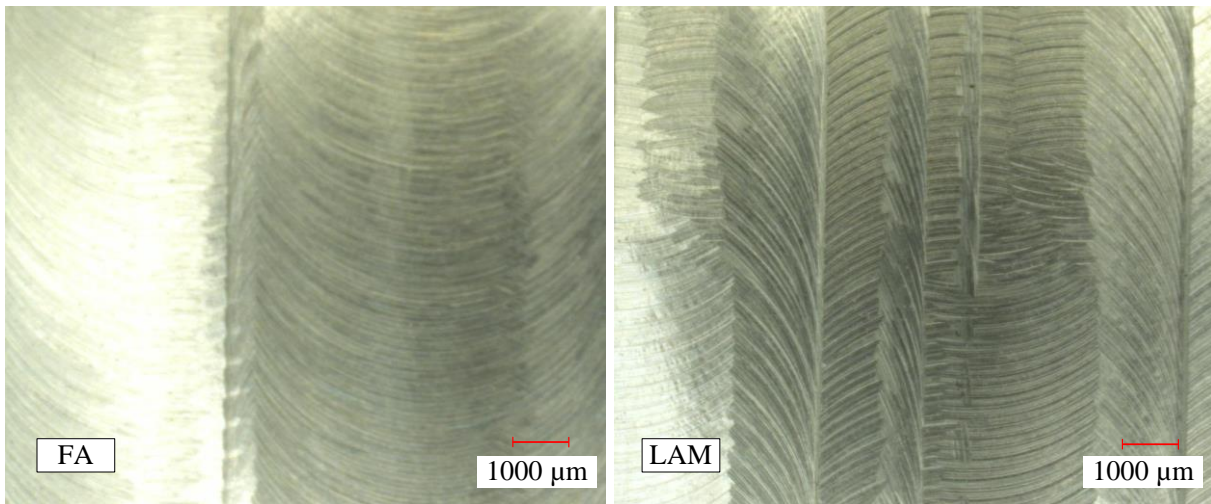


Figure 2.24 Observation de la surface usinée avec à gauche l'Inconel 718 FA et à droite l'Inconel 718 LAM pour  $V_c = 40 \text{ m.min}^{-1}$ ,  $f_z = 0.1 \text{ mm.tr}^{-1} \cdot \text{dent}^{-1}$ ,  $a_e = 2 \text{ mm}$ ,  $a_p = 2 \text{ mm}$

Afin de vérifier la qualité des surfaces une rapide analyse de la rugosité à l'aide d'un rugosimètre Mitutoyo est effectuée sur les surfaces usinées avec  $a_e$  égale à  $R_o$ . La vitesse de coupe est conservée à  $40 \text{ m.min}^{-1}$ , ainsi que la profondeur de passe à  $2 \text{ mm}$ . L'évolution de la rugosité  $R_a$  en fonction de l'avance  $f_z$  est illustrée en Figure 2.25. La rugosité de surface  $R_a$  est supérieure pour le matériau LAM quelle que soit l'avance. Les rugosités mesurées pour le matériau FA sont également plus faibles comparées à celle de [Ng et al., 2000] qui obtiennent une rugosité entre  $0.5$  et  $1.2 \text{ µm}$ . La diminution des efforts de coupe rend l'usinage plus stable et donc diminue la rugosité de surface.

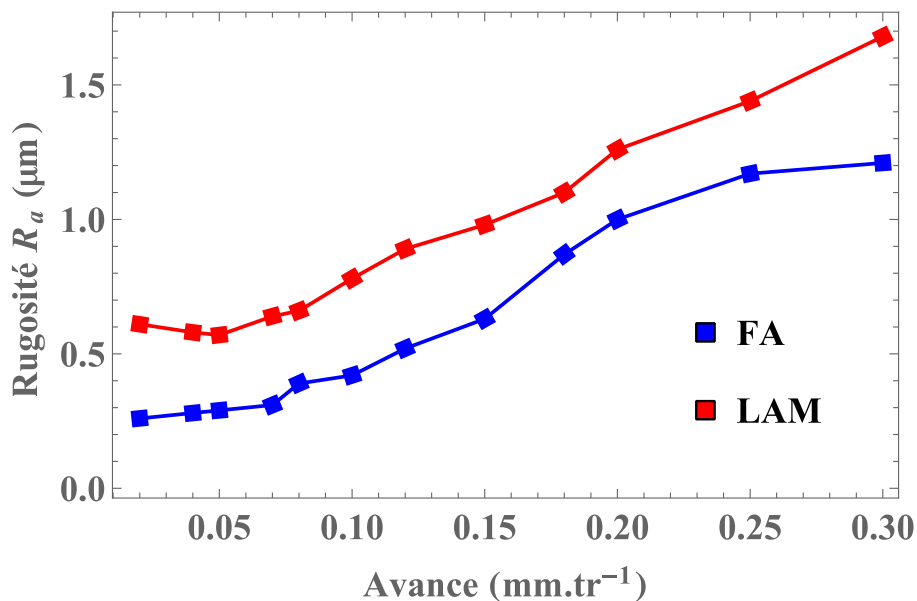
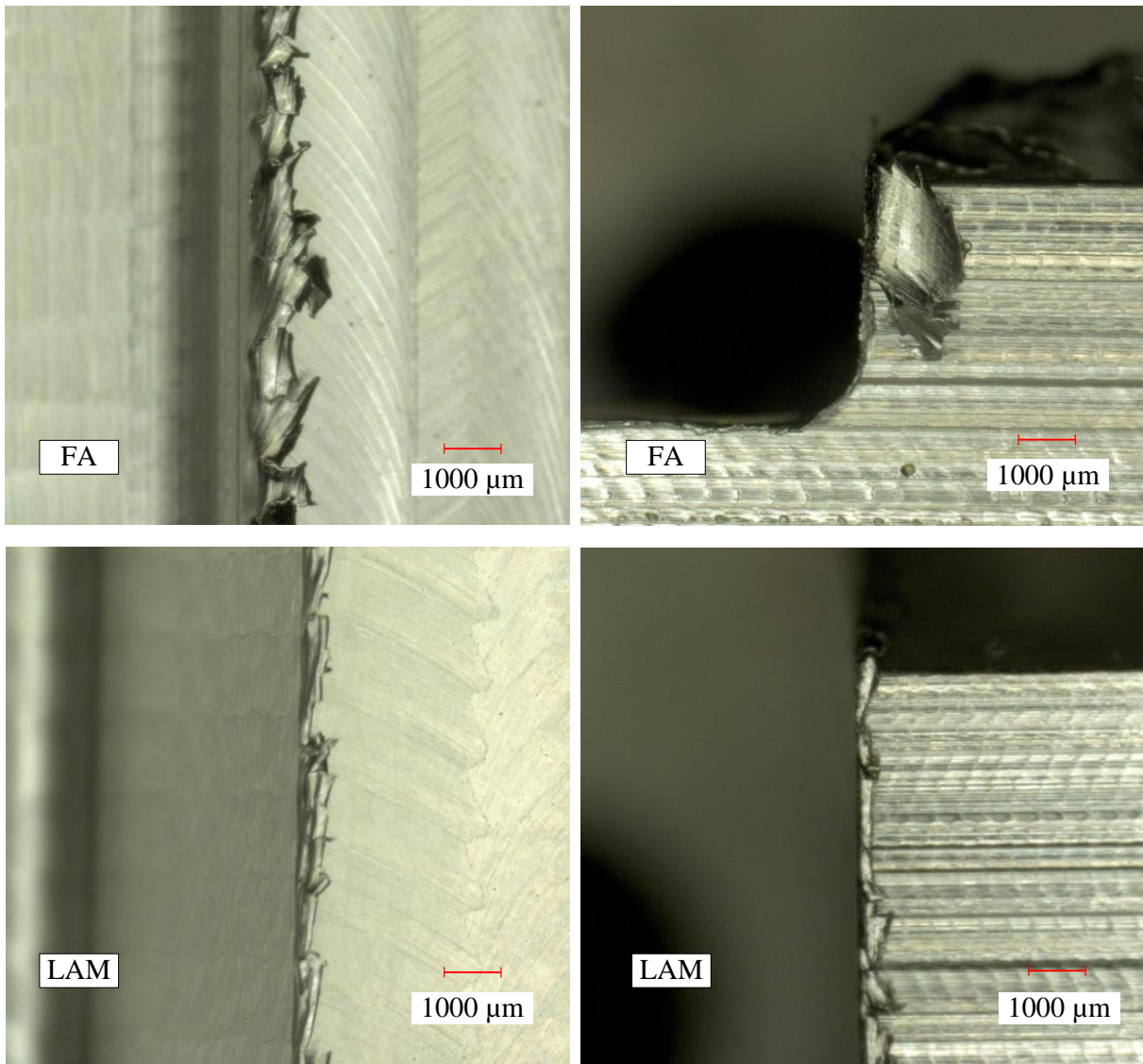


Figure 2.25 Evolution de la rugosité  $R_a$  en fonction de l'avance en fraisage pour l'Inconel 718 FA et LAM  $V_c = 40 \text{ m.min}^{-1}$ ,  $a_e = 5 \text{ mm}$ ,  $a_p = 2 \text{ mm}$

Un dernier point analysé est la formation de bavures au cours de l'usinage. Les bavures sont un défaut important des surfaces car elles peuvent nécessiter un usinage particulier si elles sont trop importantes car elles entraînent un risque fonctionnel de la pièce. La Figure 2.26 présente

l'observation au microscope Keyence des bavures obtenues dans les mêmes conditions que la Figure 2.24.



**Figure 2.26** Observation des bavures en fraisage pour l'Inconel 718 FA et l'Inconel 718 LAM :  $V_c = 40 \text{ m.min}^{-1}$ ,  $f_z = 0.1 \text{ mm.tr}^{-1}.\text{dent}^{-1}$ ,  $a_e = 2 \text{ mm}$ ,  $a_p = 2 \text{ mm}$

Les bavures obtenues lors du fraisage de l'Inconel 718 FA sont visuellement presque deux fois plus grosses que celles obtenues en fraisage de l'Inconel 718 LAM. En effet, les particularités de la matrice  $\gamma$  de l'Inconel 718 est d'être riche en Nickel et d'être une phase plutôt ductile. La dureté du matériau vient principalement des phases durcissantes et des inclusions moins présentes dans le matériau FA. Cela entraîne une ductilité et un potentiel à la déformation plus important de la matière. Le fraisage du matériau FA va alors naturellement former des bavures plus importantes.

## 2.4. Analyse de l'usure en fraisage

L'usure est un facteur très important dans l'usinage de l'Inconel 718. En effet, ce matériau, du fait de ces caractéristiques, oblige l'usineur à réduire les conditions de coupe et donc la productivité. De là, il est indispensable d'obtenir un gain de durée de vie de l'outil pour assurer une productivité et une compétitivité intéressante.

L'état de l'art sur l'usure en usinage de l'Inconel 718 montre que ce matériau a un caractère très destructeur de l'arête de coupe. Les éléments très abrasifs et très durs comme les carbures demandent un renfort accru de l'arête de coupe, comme par exemple une réduction de l'angle de coupe  $\gamma_n$ . Cependant, la matrice du matériau a un comportement plutôt ductile ce qui tend à vouloir réduire l'angle de coupe. Ce matériau a besoin d'un angle de coupe suffisamment grand pour couper la matrice ductile, mais suffisamment petit pour résister aux chocs provoqués par les phases durcissantes et les nombreuses inclusions.

Ce paragraphe résume les travaux réalisés sur l'observation des mécanismes et des processus liés à l'usure de l'outil en fraisage épaulé. Il présente notamment le suivi de l'usure en dépouille et sa conséquence sur la géométrie locale de l'arête de coupe.

### 2.4.1. Description de la campagne expérimentale

Pour analyser l'évolution de l'usure par une méthode directe, la seule manière de procéder est de réaliser l'usinage souhaité et de l'interrompre à certain moment pour mesurer l'usure selon la norme [ISO 8688-2, 1989] en observant de l'arête de coupe au microscope. L'objectif de cette étude est aussi de contrôler l'usure en fonction des conditions de coupe. Il est aujourd'hui connu que la vitesse de coupe est grandement liée à la température de coupe et donc à l'usure comme le précise [Le Coz, 2012] et [Dudzinski et al., 2004]. De même, [Dorlin, 2016] explique bien que l'épaisseur coupée a un impact sur les efforts de coupe et donc sur les chocs que subit l'arête de coupe augmentant ainsi l'usure.

De plus, pour une épaisseur coupée et une vitesse de coupe données, l'engagement radial de la fraise induit l'angle de travail de chaque arête de coupe, ainsi que leur temps relatif de travail sur une révolution. La variation de l'engagement peut avoir un impact sur la température de cette arête de coupe et sur son usure. Cette étude va donc s'intéresser à analyser l'évolution de l'usure de l'outil en fraisage des deux matériaux mais également dans deux configurations d'engagement de la fraise.

#### 2.4.1.1. Usure de l'outil et mesure des efforts

Cette campagne expérimentale a plusieurs objectifs. Le premier consiste à établir un bilan des mécanismes et des processus d'usure en fraisage pour les deux matériaux. Le second analyse l'influence de l'engagement radial sur cette usure. Le dernier consiste à mesurer les efforts de coupe à différents niveaux d'usure pour analyser leurs impacts et pouvoir les modéliser en fonction de l'usure. Ce dernier point est cependant développé dans le chapitre 3. Ce paragraphe va présenter le dispositif expérimental et la démarche dans son ensemble.

Les essais sont menés sur une fraiseuse 5-axes HSM600U équipée d'une Commande Numérique (CN) Heidenhain iTNC530. La mesure des efforts s'effectue à l'aide d'une platine piézoélectrique Kistler 9119 à une fréquence de 50 kHz. L'environnement machine est présenté en Figure 2.27. Tous les usinages se font en fraisage en avalant dans le sens de  $-\underline{x}$ .

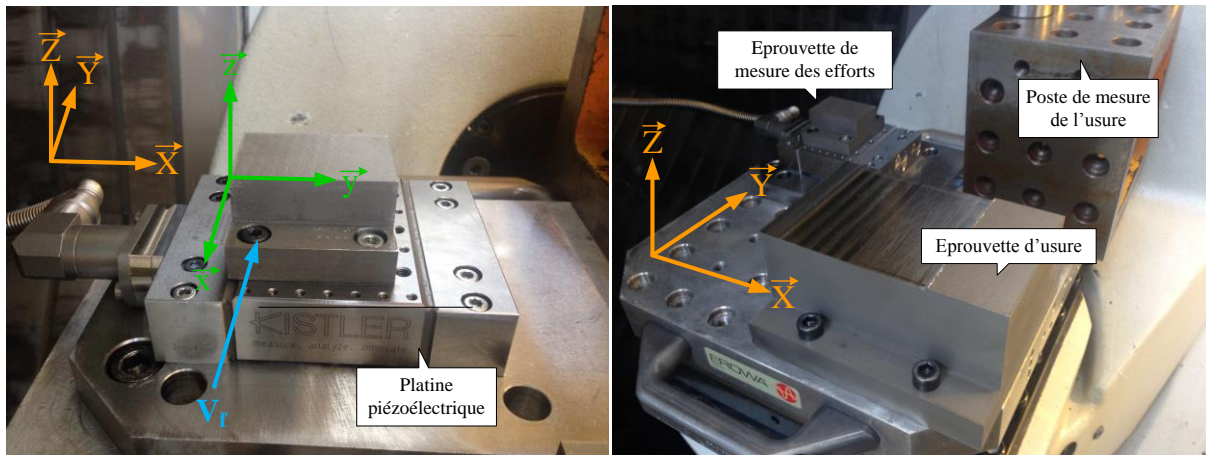


Figure 2.27 Dispositif expérimental pour la campagne d'étude de l'usure

Lors de cette campagne, deux configurations d'usinage sont parallèlement testées. La première se fait avec un petit engagement radial de 1 mm, ce qui représente un taux d'engagement de chaque arête de coupe de 10 % sur une révolution complète. La seconde se fait avec un grand engagement radial de 4 mm, ce qui représente un taux d'engagement de chaque arête de coupe de 22 % sur une révolution complète.

Cependant, d'après (Eqs 2.26 à 2.29), l'épaisseur coupée maximale est liée à l'engagement radial. Le paragraphe 2.3.3 montre la dépendance de l'épaisseur coupée à la puissance de coupe et à l'usure. Il faut donc utiliser une avance adaptée dans chaque configuration pour avoir une égalité d'épaisseur coupée maximale. Cette épaisseur coupée maximale est définie à 0.098 mm correspondant à  $h_{max/min}$ . L'avance pour la configuration de petit engagement est alors calculée à  $0.160 \text{ mm.tr}^{-1}.\text{dent}^{-1}$ , celle pour la configuration de grand engagement est égale à  $0.098 \text{ mm.tr}^{-1}.\text{dent}^{-1}$ . L'ensemble des conditions de coupe pour les deux configurations est détaillé en Tableau 2.5.

Configuration	$V_c \text{ (m.min}^{-1}\text{)}$	$f_z \text{ (mm.tr}^{-1}.\text{dent}^{-1}\text{)}$	$a_e \text{ (mm)}$	$a_p \text{ (mm)}$
Petit engagement	40	0.160	1	2
Grand engagement	40	0.098	4	2

Tableau 2.5 Paramètres de coupe pour les deux configurations ( $h_{max} = 96 \mu\text{m}$ ) pour la campagne d'étude de l'usure

Comme la profondeur de passe est constante, la longueur d'arête en prise l'est aussi. Il est alors possible d'évaluer l'usure en fonction du volume usiné. Lors de cette campagne, quatre essais d'usure pour chaque matériau et chaque configuration sont réalisés. Cela représente une totalité de 16 outils usés pour établir une conclusion sur les mécanismes et les processus d'usure.

La campagne va suivre une boucle détaillée en Figure 2.28. Premièrement, une mesure des efforts est réalisée en fonction du niveau d'usure contrôlé. Le niveau d'usure est nul au départ. Deuxièmement, l'usure va être contrôlée une première fois avant de passer à l'usinage du bloc d'usure. Le volume usiné sur le bloc d'usure est variable et dépend de l'évolution de l'usure constatée. Plus l'usure évolue rapidement, plus le volume usiné entre chaque contrôle est réduit. Troisièmement, un contrôle de l'usure est effectué avant de retourner à la mesure des efforts. Dans certains cas, un contrôle de l'évolution du faux-rond est effectué au comparateur à touche plate avant ou pendant cette dernière étape. Cette étape est utile pour valider la modélisation de l'usure en paragraphe 3.2.2.

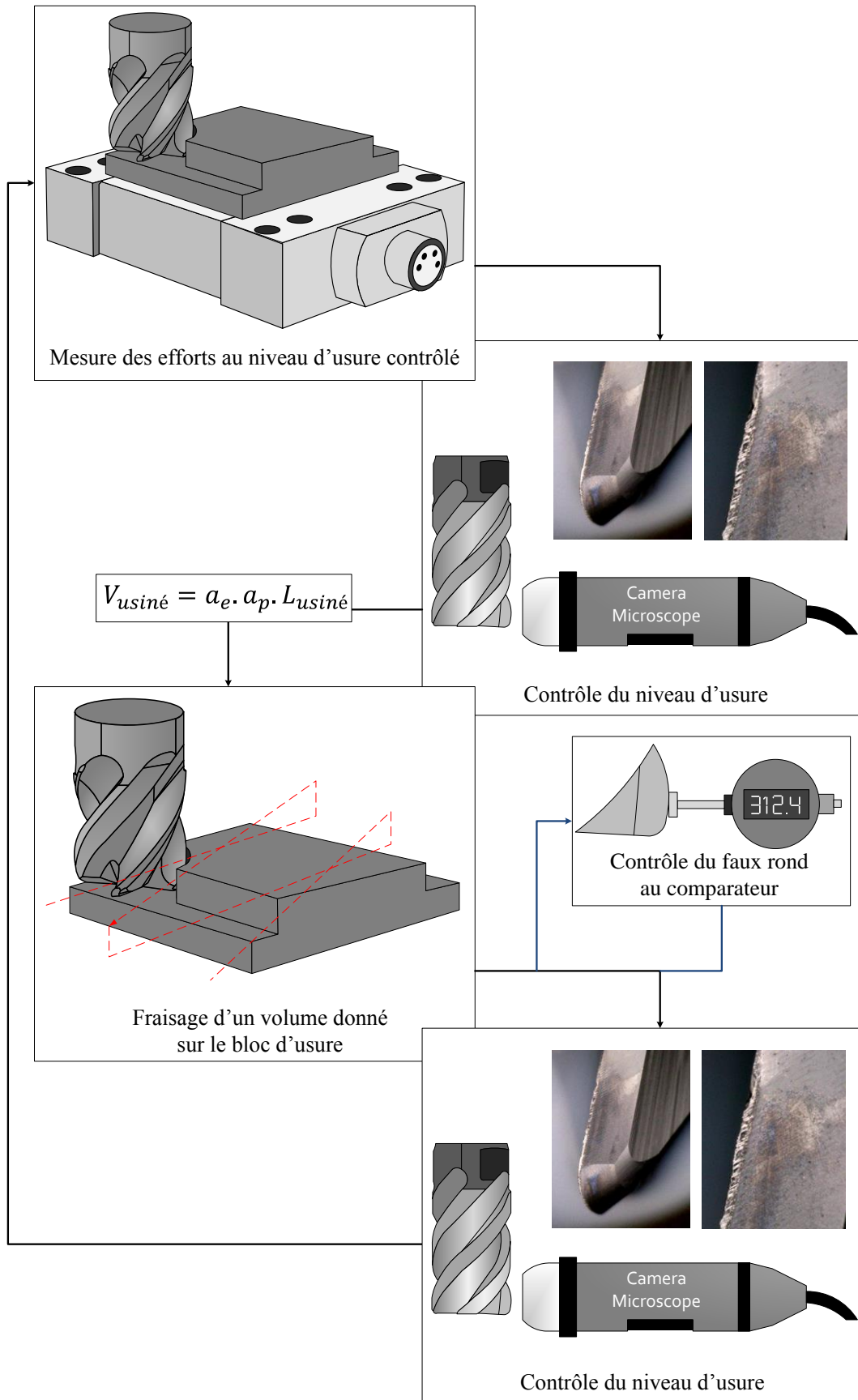


Figure 2.28 Déroulement de la campagne d'usure

### 2.4.1.2. Observation et mesure de l'usure

L'observation et la mesure de l'usure est effectuée avec une caméra microscope Dino-Lite Edge. La mesure s'effectue in-situ pour éviter les démontages et montages de l'outil en broche et entraîner par la même occasion une erreur de mesure du faux rond due aux écarts potentiels de remise en position de l'outil en broche. La fraise est positionnée avec le codeur broche afin de s'assurer que l'axe de la caméra est perpendiculaire à la face de dépouille. Pour déterminer cette perpendiculaire, l'axe de la caméra est positionné en haut du rayon. Dans cette position, il est bien plus facile de faire la netteté sur la jonction entre le rayon et la partie latérale de l'outil et donc d'être perpendiculaire à cette ligne. Ensuite, à l'aide de (Eq 2.30), la rotation  $\theta$  à effectuer à partir de la position du codeur en haut du rayon  $S_l$  est calculée avec l'angle d'hélice  $\lambda_s$  et l'altitude de mesure  $z$ .

$$1 - z = \frac{\theta \cdot R_o}{S_1 \cdot \tan(\lambda_s) \cdot (S_1 + \theta)} \quad (2.30)$$

La mesure des usures en dépouille  $VB$  et en entaille  $VN$  sur la face de dépouille sont directement effectuées, selon la norme [ISO 8688-2, 1989], avec le logiciel de la caméra Dino-Lite. L'usure en entaille  $VN$  est mesurée uniquement après l'apparition de l'entaille en limite de profondeur de passe.

### 2.4.2. Analyse des mécanismes et des processus d'usure

D'après l'état de l'art, le mécanisme principal d'usure en fraisage à l'outil carbure de l'Inconel 718 est l'abrasion particulièrement en face de dépouille de l'outil. L'observation montre la formation d'arête rapportée et la possible casse précoce de l'outil par arrachement extrême en face de dépouille. Cette observation est présentée en Figure 2.29.

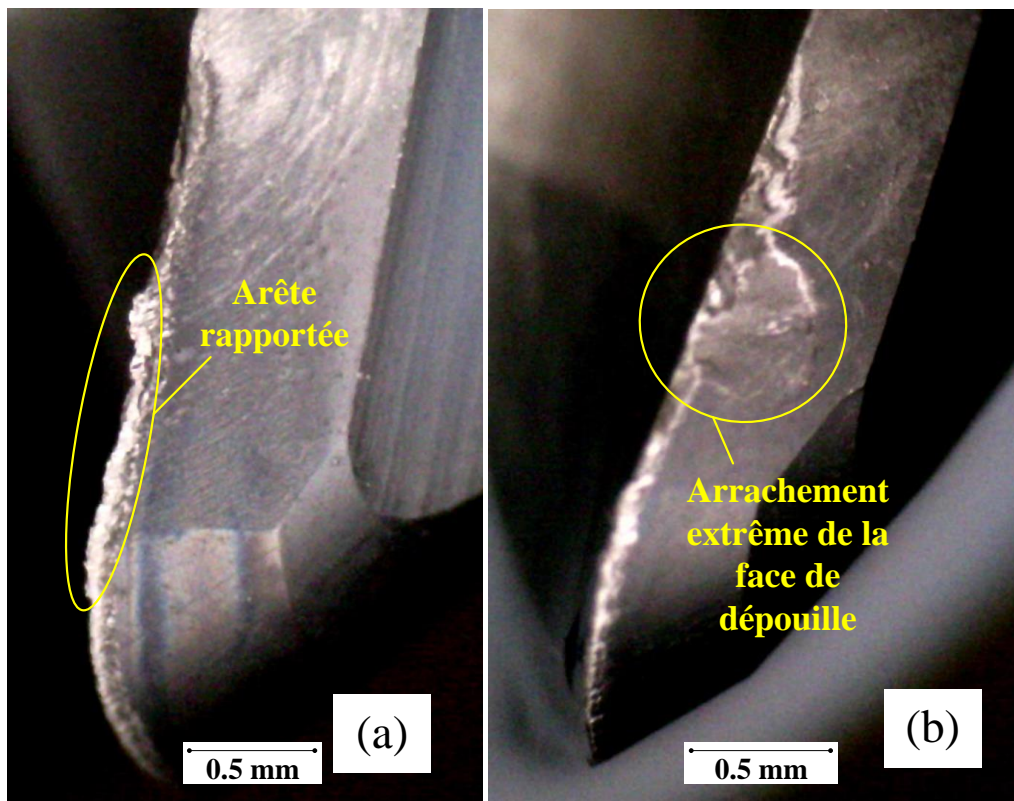


Figure 2.29 Observation (a) de l'arête rapportée et (b) d'usure catastrophique

L'analyse de l'arête de coupe permet de définir trois zones d'observations : une zone de forte usure à l'altitude de la profondeur de passe ( $z = a_p$ ), une zone de faible usure dans nez de l'outil (l'épaisseur coupée dans cette zone est réduite et donc l'usure est plus faible). La dernière zone correspond au reste de l'arête de coupe latérale. Cette dernière zone doit couper la même épaisseur que la première zone sans l'entaille initiale qui amorce le processus d'usure présenté en Figure 2.30.

L'abrasion en face de dépouille est effectivement largement observée en Figure 2.29, Figure 2.30 et Figure 2.31. Le processus d'usure est en accord avec la présentation de [Dudzinski et al., 2004] et est le même pour les deux matériaux. Ainsi, une entaille est amorcée dès le début de l'usinage (dès le premier passage de l'arête en matière), le reste de l'arête présente alors une usure en dépouille pure par abrasion comme illustré en Figure 2.30. Par la suite, l'entaille est comblée par un étalement de matière comme présentée en Figure 2.31 qui protège la face de dépouille à l'abrasion. Cet étalement de matière s'accompagne parfois de la formation d'une arête rapportée. Toutefois, cette matière collée sur la face de dépouille est arrachée au cours d'un temps d'usinage aléatoire. En s'arrachant, cet étalement de matière emporte avec lui un morceau de l'outil accroissant alors l'entaille. Ce processus en se répétant engendre l'effondrement de l'arête de coupe.

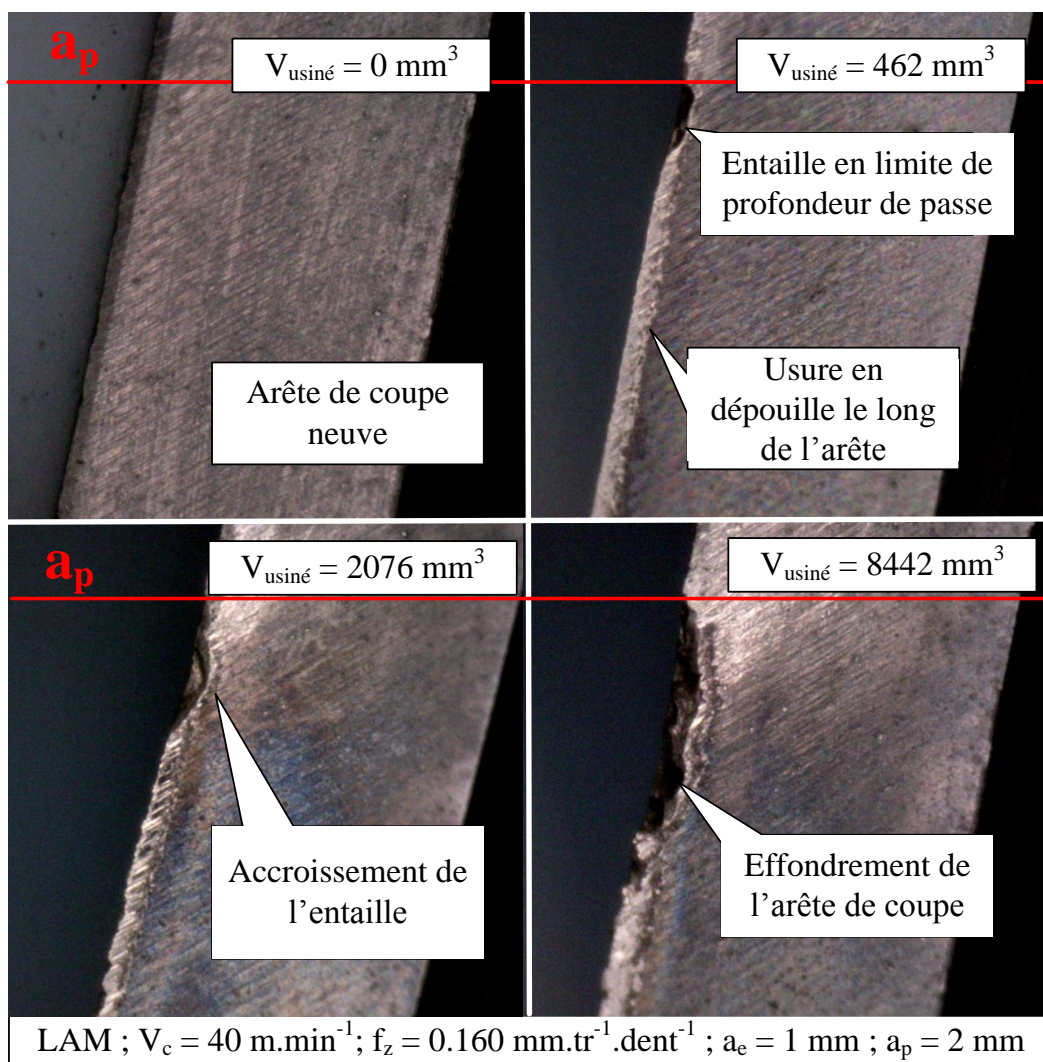


Figure 2.30 Caractérisation du processus d'usure en dépouille en fraisage d'Inconel 718 LAM

En ce qui concerne les efforts de coupe, la formation d'une arête rapportée ou d'un étalement de matière en face de dépouille entraîne une modification des surfaces en contact au cours de l'opération. En effet sans ces formations, le copeau et la surface usinée frottent sur les surfaces de l'outil en carbure de tungstène revêtu. Avec ces formations, le copeau et la surface frottent sur l'étalement respectivement en face de coupe et en face de dépouille. Les coefficients de frottement aux deux interfaces sont donc modifiés au gré de la formation et de l'arrachement de ces étalements, apportant une fluctuation des efforts de coupe lors de l'opération.

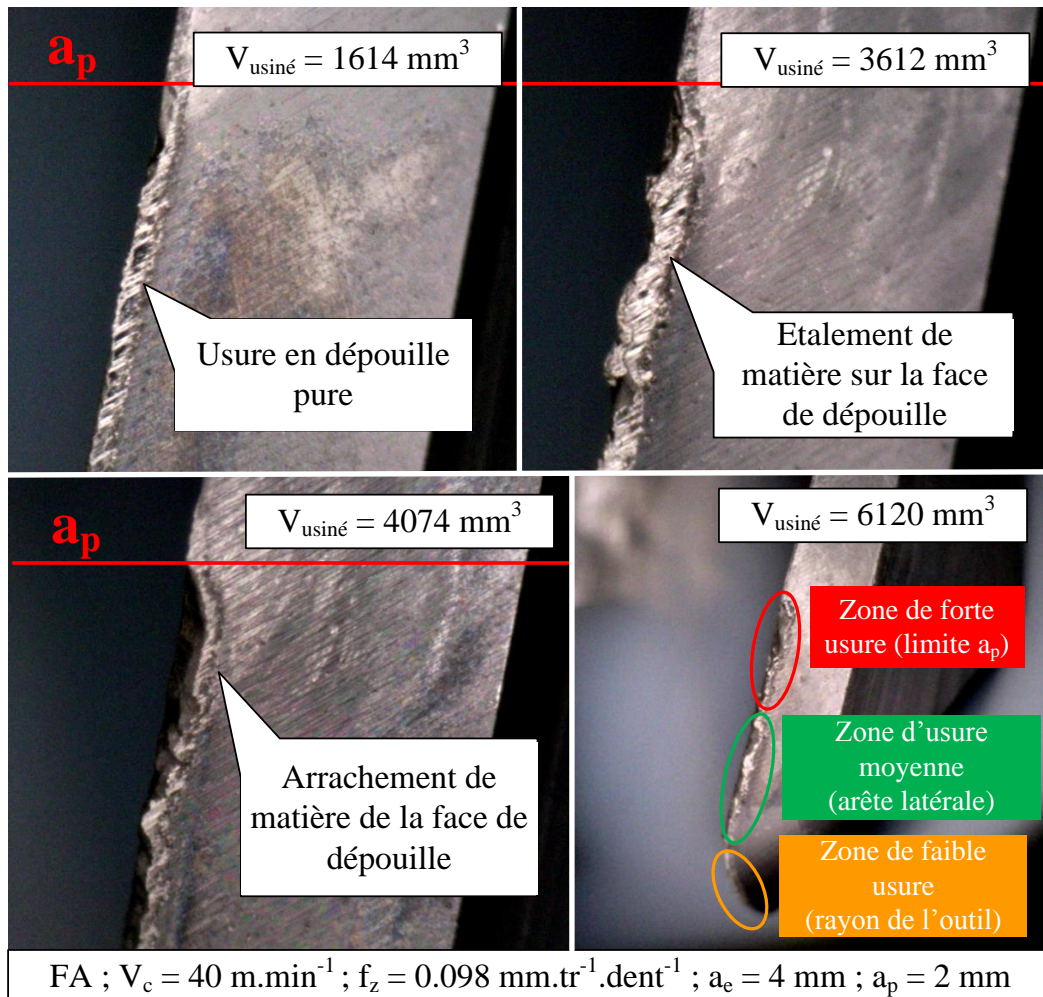


Figure 2.31 Observation de l'évolution de l'usure en dépouille pure à l'effondrement de l'arête de coupe en fraisage d'Inconel 718 FA

Un autre processus est observé pour les deux matériaux fondé sur la même chronologie que le précédent à l'exception que l'entaille initiale est formée à partir d'une rayure faite par un carbure sur la face de dépouille. En effet, comme l'explique l'état de l'art et le paragraphe 2.1.2, les carbures sont très durs et donc, s'ils ne sont pas coupés, peuvent endommager l'arête de coupe en créant une rayure sur la face de dépouille. Un étalement de matière va alors combler cette rayure et s'arracher en l'agrandissant. Peu à peu la rayure va former une entaille puis engendrer l'effondrement de l'arête comme précédemment. Le fait que cela se produise à partir d'un carbure, la probabilité de l'observer en fraisage de l'Inconel 718 est supérieure pour le matériau LAM que de l'observer pour le matériau FA.



Il faut également noter que cette rayure peut apparaître aléatoirement le long de l'arête. La localisation de cette rayure étant donc aléatoire, la localisation de l'entaille l'est également. Cela entraîne alors des profils d'usure aléatoires ne respectant plus les zones définies en Figure 2.31.

### 2.4.3. Mesure de l'évolution de l'usure

L'usure en dépouille  $VB$  et l'usure en entaille  $VN$  sont mesurées sur chaque arête de coupe. La Figure 2.32 présente l'évolution de l'usure maximale en dépouille  $VB_{max}$  pour les quatre arêtes de coupe lors d'un essai d'usinage. L'usure sur les quatre arêtes de coupe est différente et en lien direct avec le faux-rond  $\Delta_{fr}$  mesuré en micromètres au niveau du haut du nez de l'outil (à l'altitude  $z$  égale à  $r_e$ ). En effet, le faux-rond influence l'épaisseur coupée et l'angle d'engagement de chaque arête de coupe. Ces paramètres affectent donc les efforts de coupe et le temps de travail de ces arêtes de coupe et par conséquent de l'usure.

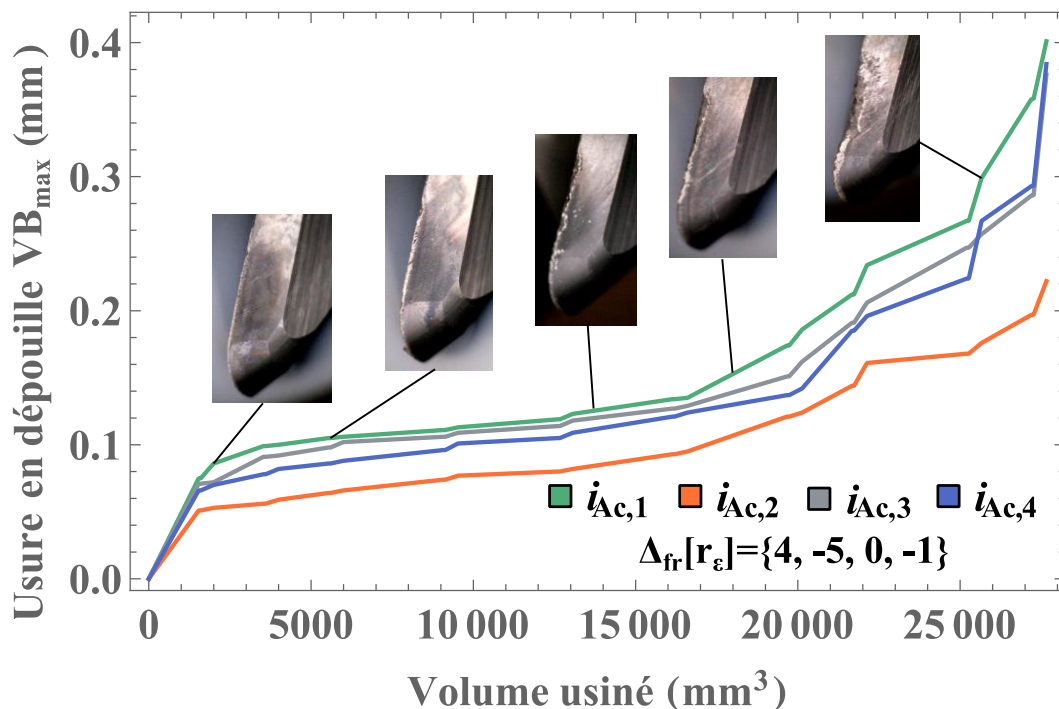


Figure 2.32 Evolution de l'usure en fonction du volume usiné pour les quatre arêtes de coupe d'un même outil en fraisage du matériau FA dans la configuration  $a_c = 4$  mm.

La Figure 2.32 montre trois phases d'usure. La première, entre 0 et 1500  $mm^3$ , représente la phase de rodage de l'outil. L'arête de coupe s'use très vite pour atteindre un premier plateau. Une préparation adaptée de l'arête de coupe permet de réduire l'impact de cette phase sans pour autant l'éliminer. La seconde, entre 1500 et 20 000  $mm^3$ , correspond à la phase d'usure stable de l'arête de coupe. Il s'agit de la phase où l'usure est liée à l'abrasion pure en dépouille de l'outil. La dernière phase, entre 20 000 et 30 000  $mm^3$ , est la phase d'usure rapide en fin de vie de l'outil aussi appelée phase d'usure critique. A ce moment, le processus cyclique de collage et d'arrachage s'accélère et l'arête de coupe s'effondre rapidement.

Il est notable que l'usure évolue pour toutes les arêtes de coupe en suivant les trois phases précédentes et en suivant les mêmes périodes. Si une arête de coupe s'use rapidement, alors toutes les arêtes de coupes de l'outil vont s'user quasiment à la même vitesse en fonction du faux-rond initiale de chacune de ces arêtes. Il y a donc une interdépendance de l'usure entre toutes les arêtes de coupe dans cette configuration d'usinage. C'est pourquoi l'analyse de l'usure sur une arête de coupe

correspond à l'observation de l'usure sur toutes les arêtes de coupe. Ainsi par la suite, l'usure en dépouille maximale sur l'arête de coupe la plus usée est analysée et notée  $VB_{max/max}$ .

Cette usure maximale sur la dent la plus usée est alors mesurée et son évolution en fonction du volume usiné est présentée en Figure 2.33. Cette figure montre la plage dans laquelle évolue le paramètre  $VB_{max/max}$  au cours des 4 essais réalisés pour chaque configuration et chaque matériau. Comme l'explique le paragraphe 2.4.2, l'usure est la conséquence de phénomènes aléatoires, comme la coupe de plus ou moins de carbures et de phases durcissantes. La phase de rodage montre également beaucoup de variabilité et est difficilement analysable.

Une différence notable apparaît dans l'évolution de l'usure en fraisage pour les deux matériaux. Le matériau LAM génère en effet une usure beaucoup plus importante et plus rapide que le matériau FA. Un critère usuel en usinage pour changer un outil de coupe est lorsque  $VB_{max/max}$  est égale à 0.3 mm. Dans ce cas de figure, le volume usiné, dans la configuration de petit engagement, est entre 12 000 et 17 300 mm<sup>3</sup> pour le matériau LAM alors qu'il est entre 25 000 et 33 000 mm<sup>3</sup> pour le matériau FA. Cela représente une amélioration de 30 et 64 % de ce critère pour le matériau FA. Pour la configuration de grand engagement, elle est de 30 et 48 %.

En comparant les configurations, la configuration petit engagement donne les meilleurs résultats. Le critère de  $VB_{max/max}$  égale à 0.3 mm donne une augmentation de l'usure jusqu'à 70 % pour le matériau FA et jusqu'à 60 % pour le matériau LAM. De plus, la configuration grand engagement génère plus rapidement la phase d'usure critique. Certains essais ont cependant donné des résultats semblables dans les deux configurations. En moyenne, une réduction de l'engagement radial permet de diminuer l'usure de la fraise, indépendamment de l'avance utilisée.

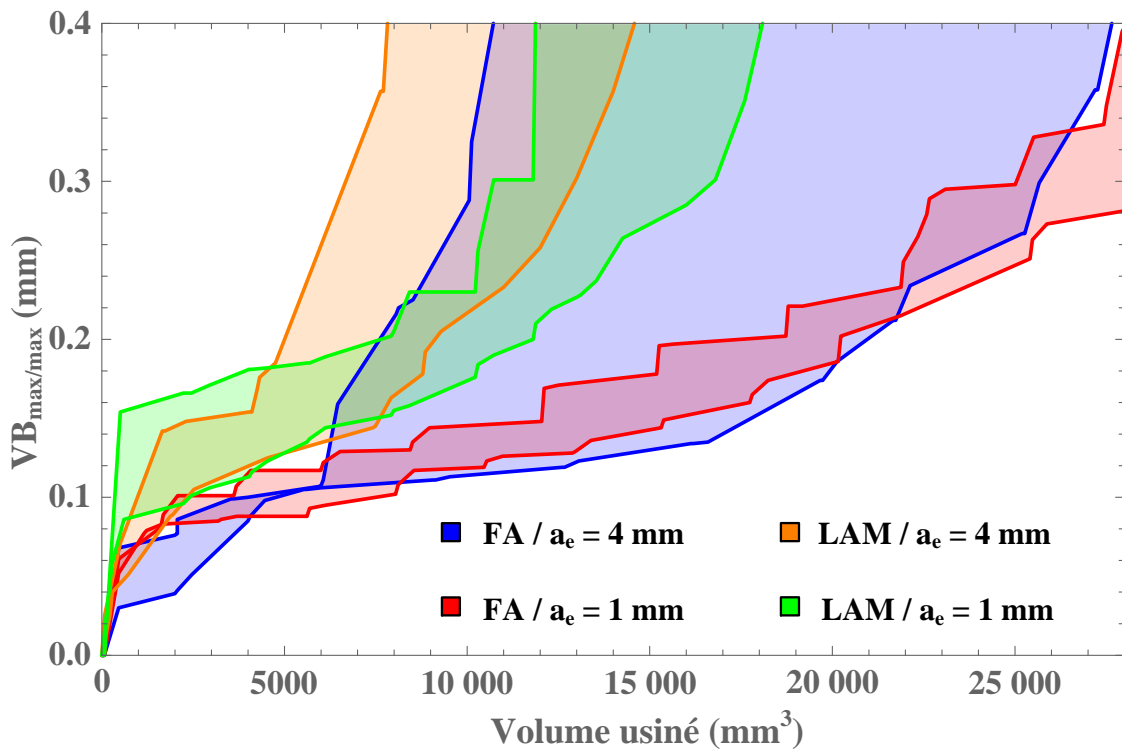


Figure 2.33 Evolution de l'usure maximale de l'outil (toutes arêtes de coupe comprises) pour les 4 essais réalisés en fonction du volume usiné pour les deux matériaux FA et LAM et les deux engagements

L'usure en dépouille  $VB$  est cependant dépendante du faux rond initial de l'outil. Si le faux-rond est trop important l'arête de coupe présentant la valeur  $\Delta_{fr}$  la plus grande a tendance à s'user plus rapidement que les autres.

La Figure 2.34 illustre la répartition des mesures de l'usure en entaille à la limite de profondeur de passe  $a_p$ . Ces résultats vont dans le sens des précédents avec une usure en entaille plus grande en fraisage de l'Inconel 718 LAM que du FA. La différence reste cependant très faible. La dispersion est néanmoins plus importante pour le matériau LAM que pour le matériau FA, indiquant la coupe d'un matériau plus dur et plus hétérogène.

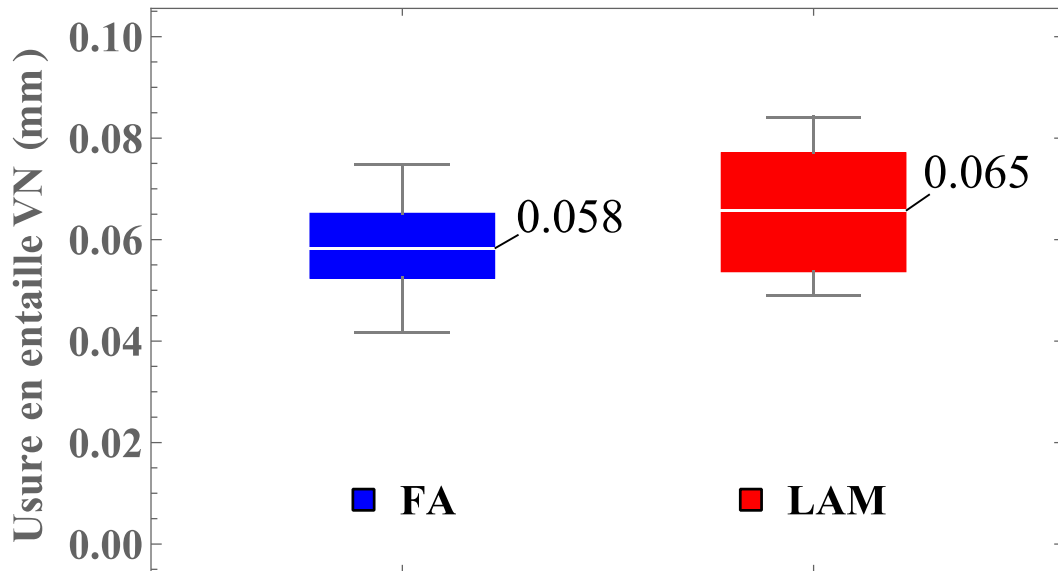


Figure 2.34 Usure en entaille en limite de profondeur de passe à l'apparition de l'entaille

#### 2.4.4. Relations entre usure et géométrie de l'outil

L'usure de l'outil se caractérise par deux phénomènes. Le premier est la modification de la géométrie locale de l'arête de coupe. Le second à une modification des interactions à la surface outil/matière. L'ensemble des paramètres et des critères définis par la norme [ISO 8688-2, 1989] correspondent à des évolutions géométriques de l'outil sous l'effet d'un mécanisme d'usure qui est dans la plupart du temps l'abrasion.

Pour l'usure en dépouille, la modification géométrique de l'arête de coupe numéro  $i_{Fl}$  à l'altitude  $z$  consiste à un Recul d'Arête de Coupe (RAC) en fonction de l'usure  $VB$  de cette arête de coupe à cette altitude selon (Eq 2.31).

$$RAC[i_{Ac}, z] = VB[i_{Ac}, z]. \tan(\alpha_n) \quad (2.31)$$

La Figure 2.35 met en évidence le lien entre ce recul d'arête et l'angle de dépouille  $\alpha_n$  de l'outil. Ce recul d'arête va engendrer une modification du contact entre l'outil et la surface usinée en ZCT et donc modifier les efforts de coupe. De plus d'après la Figure 1.11, ce recul d'arête va avoir un impact sur la géométrie du copeau et notamment sur l'épaisseur coupée  $h$ . Dans le cas du fraisage, cela signifie alors que l'arête de coupe va diminuer l'épaisseur de coupe au fur et à mesure de son usure et cette matière non coupée devra l'être par l'arête de coupe suivante, ce qui augmente encore son usure. C'est pourquoi dans le paragraphe 2.4.3, une interdépendance entre les usures de chaque arête de coupe a été constatée.

Ce recul d'arête peut être relié au faux-rond de l'outil. En effet, à un instant donné, l'usure sur toutes les arêtes de coupe n'est pas la même, donc le recul d'arête n'est pas le même. Dans ce cas, en haut du nez de l'outil une mesure du faux-rond peut indiquer le recul relatif d'une arête de coupe par rapport à une autre (souvent l'arête de coupe choisi en référence  $i_{Ac,ref}$ ). Ainsi ce nouveau faux-rond est lié au recul d'arête par (Eq 2.32).

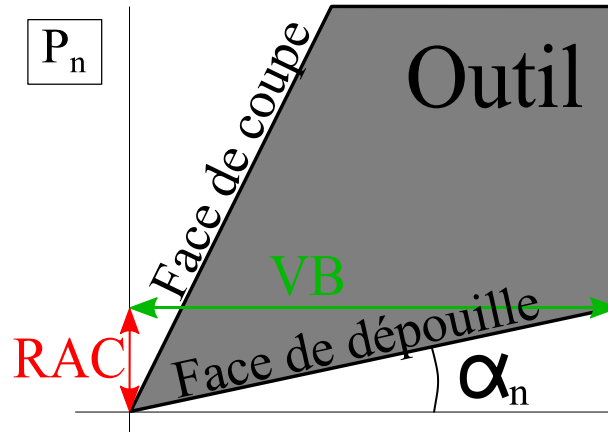


Figure 2.35 Impact de l'usure en dépouille sur le recul d'arête (RAC) en fonction de sa géométrie locale

$$\Delta_{fr,V_{usiné}}[i_{Ac},r_\varepsilon] = \Delta_{fr,V_0}[i_{Ac},r_\varepsilon] - (RAC[i_{Ac},r_\varepsilon] - RAC[i_{Ac,ref},r_\varepsilon]) \quad (2.32)$$

En mesurant rigoureusement l'évolution de l'usure, il est alors possible de contrôler l'évolution du faux-rond. La Figure 2.36 représente l'évolution de ce faux-rond à la fois suivant la mesure au comparateur avec une précision de 1  $\mu\text{m}$  et suivant le calcul avec (Eq 2.32).

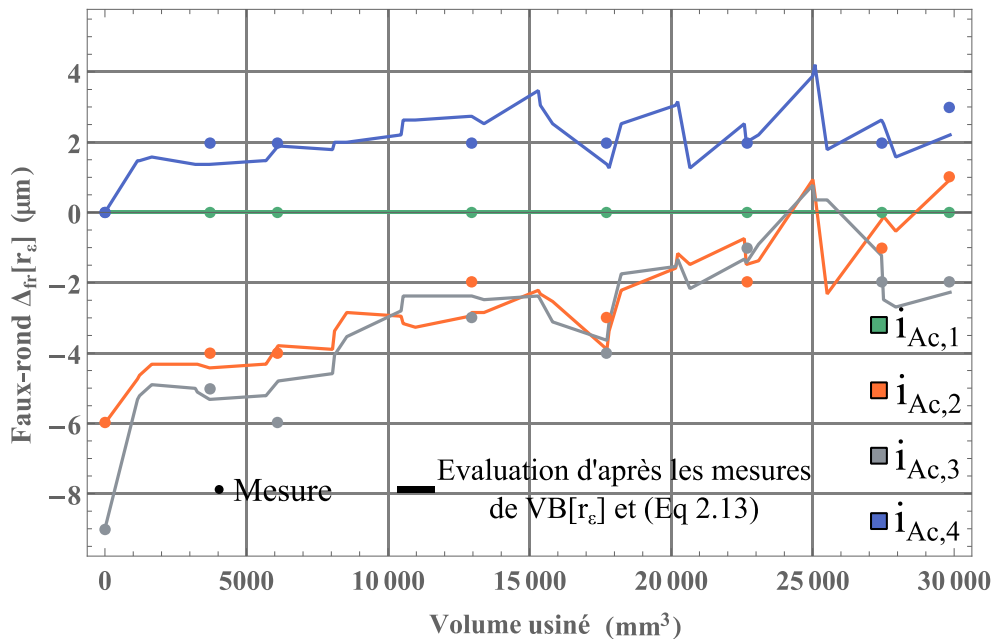


Figure 2.36 Évolution du faux-rond mesuré et calculé d'après les mesures d'usure en dépouille en haut du nez de l'outil pour le matériau FA avec  $a_e = 1 \text{ mm}$

Le calcul du faux-rond en considérant le recul d'arête (Eq 2.32) semble être une méthode efficace pour évaluer l'évolution géométrique de l'outil. De plus, il semble que l'usure a tendance à réduire le faux-rond au cours de l'usinage. Ce phénomène est d'ailleurs plus rapide en début d'essai qu'en fin d'essai. Cela montre l'importance du faux-rond dans le processus d'usure et donc l'importance de le limiter pour l'usinage.

## **2.5. Conclusion**

Les différentes observations montrent beaucoup de similitudes entre les deux matériaux car seule leur élaboration diffère. Quelques différences sont pourtant notables et marquent possiblement un besoin d'aborder l'usinage des deux matériaux différemment.

Premièrement, la microstructure de l'Inconel 718 FA présente des gros grains avec une plus faible densité d'inclusion comme les carbures. Cette caractéristique favorise l'usinage car elle permet une meilleure formation du copeau et moins de chocs au niveau de l'arête de coupe. Cependant la microstructure des copeaux a bien mis en évidence que la coupe s'effectuait à l'échelle du grain ce qui peut avoir des conséquences sur l'intégrité de la surface.

Deuxièmement, le fraisage de l'Inconel 718 LAM génère plus d'effort de coupe. Ce problème limite les conditions de coupe optimales utilisables dans l'usinage de ce matériau par rapport au FA. Ce problème est aussi lié à l'usure plus rapide pour le fraisage du matériau LAM que pour celui du FA.

Troisièmement, le surplus d'effort de coupe accroît la vibration du système usinant et donc dégrade la qualité de la surface du matériau LAM. A l'inverse, la ductilité plus importante du matériau FA engendre une formation de bavures pouvant être deux fois plus importantes et donc nécessiter un usinage particulier.

L'ensemble des caractéristiques montre que les deux matériaux doivent être usinés dans les mêmes conditions mais que la stratégie d'usinage doit être adaptée afin de réduire les défauts de chacun.



# Chapitre 3

---

## Modélisation des efforts en fraisage

---

### 3. Modélisation des efforts en fraisage

## Sommaire

<b>3. Modélisation des efforts en fraisage.....</b>	<b>86</b>
3.1. Modélisation de l'outil .....	89
3.1.1. Analyse générale des paramètres de l'outil.....	89
3.1.2. Analyse et impact du pas différentiel.....	90
3.1.3. Analyse et impact de l'angle d'hélice .....	92
3.1.4. Analyse et impact du faux-rond.....	94
3.1.5. Modélisation de la géométrie de l'outil.....	99
3.2. Méthodes utilisées et démarche expérimentale .....	101
3.2.1. Configuration d'usinage analysée .....	101
3.2.2. Modélisations mécanistiques utilisées .....	103
3.2.3. Méthode pour la simulation des efforts .....	104
3.2.4. Méthode pour la mesure et le traitement des efforts de coupe.....	105
3.2.5. Méthode pour l'identification inverse utilisée .....	108
3.2.6. Méthode pour la validation du modèle.....	110
3.3. Analyse du modèle de prédiction des efforts.....	113
3.3.1. Analyse des coefficients identifiés et des graphiques d'efforts de coupe.....	113
3.3.2. Etude des coefficients de frottements macroscopiques .....	116
3.3.3. Validation du modèle.....	118
3.4. Modélisation des efforts en fonction de l'usure .....	120
3.4.1. Effets de l'usure sur les efforts de coupe.....	120
3.4.2. Prise en compte de l'usure dans la modélisation de l'outil .....	121
3.4.3. Prise en compte de l'usure dans le modèle utilisé .....	122
3.4.4. Analyse du modèle identifié avec l'usure.....	123
3.4.5. Etude des coefficients de frottements macroscopiques en fonction de l'usure .....	127
3.4.6. Validation du modèle identifié avec l'usure.....	128
3.5. Conclusions.....	<b>Erreur ! Signet non défini.</b>

Comme évoqué précédemment dans l'introduction, la modélisation des efforts représente un enjeu majeur pour l'industrialisation des pièces usinées à haute valeur ajoutée. Dans cette optique, ce chapitre développe une modélisation des efforts de coupe. Cette modélisation ne prend pas en compte



l'usure de l'outil dans un premier temps. Par la suite, l'analyse de l'impact de l'usure sur les efforts de coupe est faite et une modélisation des efforts en fonction de l'usure de l'outil est proposée.

La première partie de ce chapitre propose une méthode de mesure et de modélisation de la géométrie réelle de l'outil. Cette modélisation commence par définir l'enveloppe de l'outil avec les géométries globales et nominales présentées en paragraphe 2.2.1. Par la suite, la définition, l'analyse et la modélisation du pas différentiel sont présentées. Une nouvelle méthode de mesure et de modélisation du faux-rond est développée, elle tient compte de l'évolution de ce dernier en fonction de l'altitude  $z$ . Il en est de même pour l'angle d'hélice qui a une influence non négligeable sur les efforts de coupe lorsqu'il est important. Enfin, en fonction des résultats de l'analyse de ces paramètres locaux, la modélisation de l'outil et sa discrétisation d'arête sont explicités.

La seconde partie définit la démarche pour modéliser les efforts en fraisage. Cette démarche comprend tout d'abord la configuration d'usinage analysée. Elle comprend la trajectoire du point piloté et le calcul de l'épaisseur coupée résultant. Ensuite, différentes lois de coupe utilisées pour modéliser les efforts locaux sur l'arête de coupe sont analysées en fonction des paramètres géométriques de l'outil et de leurs impacts dans la littérature. Cette démarche inclut également la méthode de simulation des efforts de coupe et celle de traitement des efforts de coupe mesurés. La méthode pour l'identification inverse des efforts est aussi développée. Pour finir, une nouvelle méthode de validation pour la modélisation des efforts de coupe en fraisage est proposée.

La troisième partie s'attache à utiliser cette démarche dans le cadre du fraisage des deux matériaux analysés dans cette étude. L'analyse des coefficients identifiés et leurs liens avec les interactions en face de coupe et de dépouille sont développés. La validation de la modélisation, pour l'ensemble des lois de coupe analysées, est présentée pour définir dans ce contexte la loi de coupe la plus fidèle aux mesures.

La dernière partie détaille l'influence de l'usure sur les efforts de coupe mesurés et donc la possibilité de prendre en compte l'usure dans la modélisation. Dans un premier temps, l'usure mesurée est utilisée pour modifier la géométrie de l'arête de coupe. Dans un deuxième temps, elle est prise en compte dans la loi de coupe. Enfin, la modélisation précédente est ajustée en fonction du nouveau modèle identifié et de sa validation par la méthode proposée en paragraphe 3.2.

Les travaux présentés dans ce chapitre font l'objet d'un article scientifique accepté dans le *Journal of Manufacturing Processes*.

### 3.1. Modélisation de l'outil

Pour créer un modèle généralisé des efforts de coupe, l'ensemble des paramètres géométriques d'un outil de fraisage doit être considéré. Ce paragraphe s'attèle à définir ces paramètres et leurs impacts sur les géométries de l'outil, ainsi que sur la section coupée et sur les efforts de coupe.

#### 3.1.1. Analyse générale des paramètres de l'outil

Un outil de fraisage est défini par un ensemble de paramètres géométriques regroupés en deux groupes. Le premier correspond à la géométrie globale de l'outil, son rayon  $R_o$ , son rayon de bec  $r_\varepsilon$ , sa hauteur de coupe  $H_z$  et son pas, lié à son nombre d'arêtes de coupe  $Z$  et à l'écart angulaire différentiel  $\Psi$ . Ces paramètres définissent l'enveloppe de l'outil et le positionnement des arêtes de coupe sur cette enveloppe. Le second englobe les paramètres locaux de l'arête de coupe avec les angles de coupe  $\gamma_n$  et de dépouille  $\alpha_n$ , le rayon d'arête  $r_\beta$ , le faux-rond  $\Delta_{fr}$  et l'angle d'hélice  $\lambda_s$ . Ces paramètres définissent la forme de l'arête de coupe autour de l'enveloppe de l'outil et les faces de coupe et de dépouille ainsi que leur jonction correspondant à l'arête de coupe.

Les travaux de [Bissey, 2005] et de [Dorlin, 2016] analysent les variations des efforts de coupe en fonction des paramètres  $\gamma_n$ ,  $\alpha_n$  et  $r_\beta$ . Ils montrent qu'une faible variation de ces paramètres entraîne une variation négligeable des efforts de coupe. Dans le cadre du fraisage, ces paramètres, s'ils sont identifiés constants ou peu variables par la mesure, n'ont pas besoin d'être inclus dans la modélisation de l'outil.

Pour mesurer l'ensemble des géométries réelles de l'outil, une numérisation complète est réalisée comme indiqué en paragraphe 2.2.1. Cette numérisation permet de définir l'ensemble des paramètres présentés en Tableau 2.3. Ces paramètres sont utilisés pour définir la composante radiale de l'enveloppe de l'outil  $AC_r$  en fonction de l'altitude  $z$  dans  $\mathcal{R}_{outil}$ . Cela correspond à la distance entre un point de l'arête de coupe et le vecteur  $\underline{w}$  dans  $\mathcal{R}_{outil}$  déterminé dans le cas de notre outil rayonné par (Eq 3.33).

$$AC_{r,ref}[z] = \begin{cases} R_o - r_\varepsilon + \sqrt{r_\varepsilon^2 - (r_\varepsilon - z)^2} & \text{si } z \leq r_\varepsilon \\ R_o & \text{si } z > r_\varepsilon \end{cases} \quad (3.33)$$

$$\underline{Profil}_{AC}[z] = \left\{ \begin{array}{c} AC_{r,ref}[z] \\ 0 \\ z \end{array} \right\}_{\mathcal{R}_{outil}} \quad (3.34)$$

L'enveloppe  $\underline{Env}_{outil}$  de l'outil est décrite par la rotation d'un angle  $\delta$  de  $\underline{Profil}_{AC}$  autour de l'axe  $\underline{w}$  dans  $\mathcal{R}_{outil}$  comme présenté en (Eq 3.35). Dans le cas de notre outil rayonné le profil  $\underline{Profil}_{AC}$  et l'enveloppe sont illustrées en Figure 3.1.

$$\underline{Env}_{outil}[\delta, z] = \underline{Rot}_w[\delta].\underline{Profil}_{AC}[z] \quad (3.35)$$

L'arête de coupe est définie comme une courbe voisine de l'enveloppe de l'outil en fonction des paramètres géométrique locaux  $\Delta_{fr}$  et  $\lambda_s$ . Cependant, chacun des paramètres doit être minutieusement évalué car ils ont un impact non négligeable sur la modélisation des efforts mais également sur l'identification inverse des coefficients présentée en paragraphe 3.2.5. L'objectif est d'analyser cet impact et de modéliser au plus juste ces géométries.

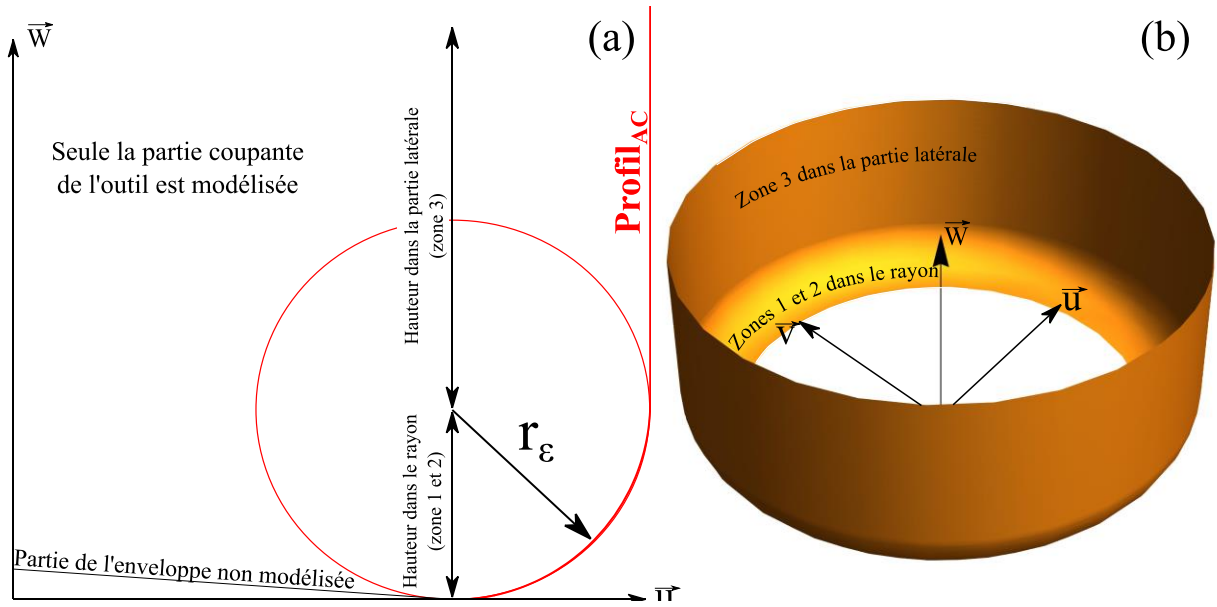


Figure 3.1 Définition de la géométrie globale de l'outil avec (a) la section de l'outil et (b) l'enveloppe de l'outil dans  $\mathcal{R}_{\text{outil}}$

### 3.1.2. Analyse et impact du pas différentiel

Le pas d'une fraise correspond à l'angle entre deux arêtes de coupe à l'altitude  $z$  égale à 0 de l'outil. Il est généralement mesuré en observant le bout de l'outil au microscope. Le pas est dit normal si les angles mesurés entre toutes les arêtes de coupe sont égaux à  $2\pi/Z$  radians. Le pas est dit différentiel si les angles mesurés varient relativement d'un paramètre  $\Psi$ .

Selon [Budak, 2003] et [Compean et al., 2012], le pas différentiel est un moyen de réduire les vibrations en fraisage. Cela est en lien avec la fréquence de passage de dent  $\Omega_d$  correspondant à l'intervalle de temps entre deux passages successifs d'une arête de coupe et de la suivante à la même position  $\theta$  dans  $\mathcal{R}_{\text{outil}}$  est définie en (Eq 3.36). En effet, dans le cas d'un pas normal cette fréquence est constante. Si cette fréquence se rapproche d'une harmonique du spectre d'excitation de la cellule élémentaire d'usinage, une forte vibration de ce système va se produire pendant l'usinage. Dans le cas du pas variable, donc avec  $\Psi$  non nul, cette fréquence va osciller autour de la valeur précédente mais la fréquence d'excitation est variable. Cela entraîne des fréquences parasites dans le spectre d'excitation de la cellule élémentaire d'usinage améliorant la stabilité de l'usinage.

$$\Omega_d = \frac{25 \cdot Z \cdot V_c}{6 \cdot R_o} \left( \frac{2\pi}{Z} + \Psi \right) \quad (3.36)$$

La Figure 3.2 montre l'observation au microscope Keyence du pas différentiel de la fraise utilisée au cours de l'étude. Ce pas est également mesuré sur le scan à  $360^\circ$  de l'Alicona. La mesure du pas est présentée en Tableau 2.3 en degré. Ce paramètre peut évoluer en fonction de l'arête de coupe de référence qui correspond à la première valeur donnée.

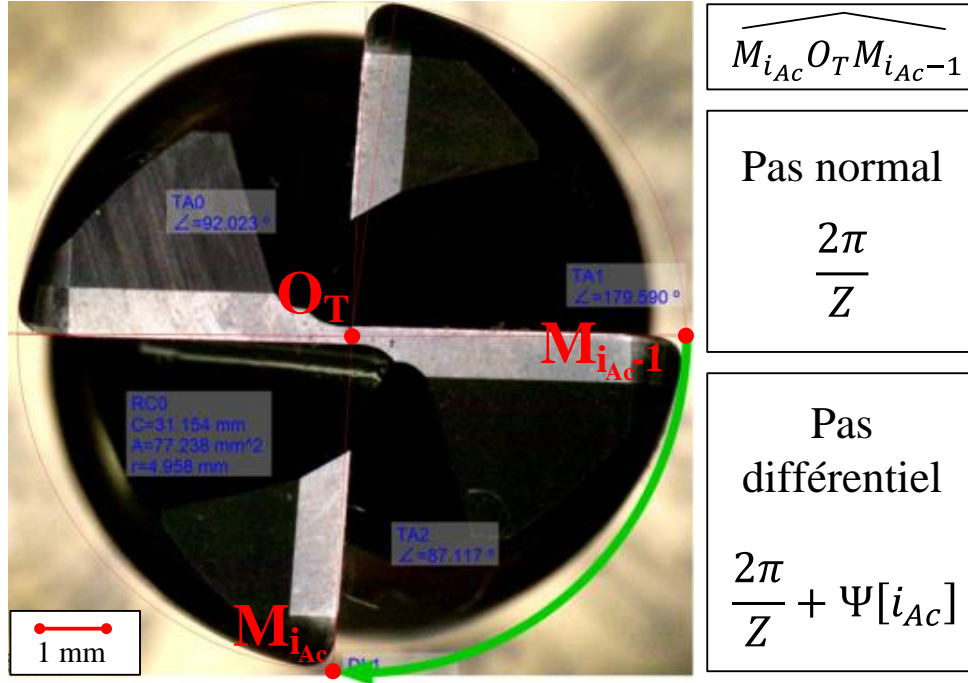


Figure 3.2 Observation et analyse du pas différentiel d'une fraise

La modélisation du pas différentiel de la fraise est simple. Une fois que l'arête de coupe de référence  $\underline{AC}_{ref}$  est définie l'arête de coupe  $\underline{AC}$  est alors défini par rotation circulaire autour de  $\underline{w}$  dans  $\mathcal{R}_{outil}$  selon (Eq 3.37).

$$\{\underline{AC}[i_{AC}, z]\}_{\mathcal{R}_{outil}} = \underline{Rot}_{\underline{w}} \left[ \frac{2\pi}{Z} (i_{AC} - 1) + \Psi[i_{AC}] \right] \cdot \underbrace{\{\underline{AC}_{ref}[z]\}_{\mathcal{R}_{outil}}}_{(Eq.3.44)} \quad (3.37)$$

Le pas différentiel a une influence importante sur la section coupée de chaque arête de coupe. Dans le cadre d'un pas normal, la section coupée est égale pour chaque arête de coupe. Cela signifie que pour une épaisseur coupée donnée à une position  $\theta$  pour une arête de coupe  $i_{AC}$ , l'épaisseur coupée par l'arête de coupe suivante à la position  $\theta - 2\pi/Z$  est égale. De même, l'angle d'engagement de chaque arête de coupe est égal puisque chaque arête coupe une épaisseur maximale et nulle à respectivement une position  $\theta_1 - (i_{AC} - 1) \cdot 2\pi/Z$  et  $\theta_2 - (i_{AC} - 1) \cdot 2\pi/Z$ . L'angle d'engagement est égal à  $\theta_1 - \theta_2$ . Pour un pas différentiel, l'angle parcouru par une arête de coupe pour atteindre la même épaisseur  $h$ , est variable en fonction du paramètre  $\Psi$ . La conséquence est que l'angle d'engagement et l'épaisseur maximale coupée pour toutes les arêtes de coupe ne sont pas égaux.

La Figure 3.3 présente les résultats de la modélisation de l'épaisseur coupée et de l'angle d'engagement en fonction du pas différentiel présenté au Tableau 2.3. Elle montre que pour un écart angulaire maximal de  $3^\circ$  du pas normal, l'angle d'engagement peut varier de plus de  $7^\circ$  et l'épaisseur maximale coupée peut varier jusqu'à 3.5 %. La prise en compte de ce paramètre est essentielle pour la justesse du modèle des efforts de coupe.

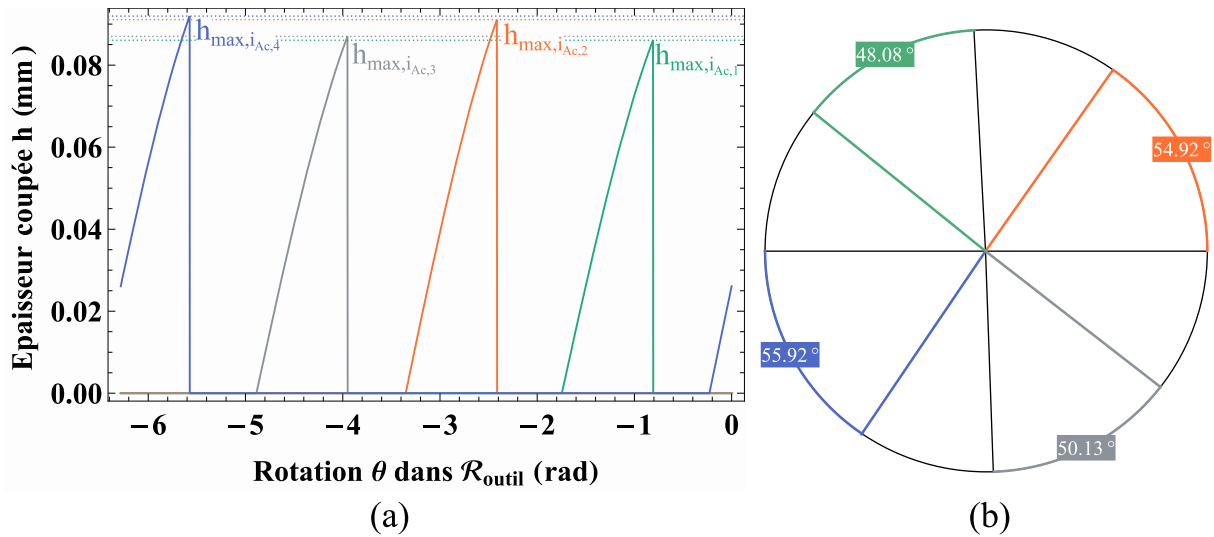


Figure 3.3 Modélisation de (a) l'épaisseur coupée et (b) l'angle d'engagement de la fraise en fonction du pas différentiel :  $f_z = 0.11 \text{ mm.tr}^{-1}.\text{dent}^{-1}$ ,  $a_e = 2 \text{ mm}$  et  $\Psi = \{0, 2, 0, 3\}^\circ$

### 3.1.3. Analyse et impact de l'angle d'hélice

L'angle d'hélice correspond à l'angle d'inclinaison ou d'obliquité de l'arête de coupe. Il induit également une fonction retard sur l'épaisseur coupée par deux points de la même arête, car ils ne sont pas à la même altitude  $z$ . La Figure 3.4 montre ce décalage  $\Delta\theta$  dans  $\mathcal{R}_{\text{outil}}$  entre le haut du rayon et le point  $O_s$ .

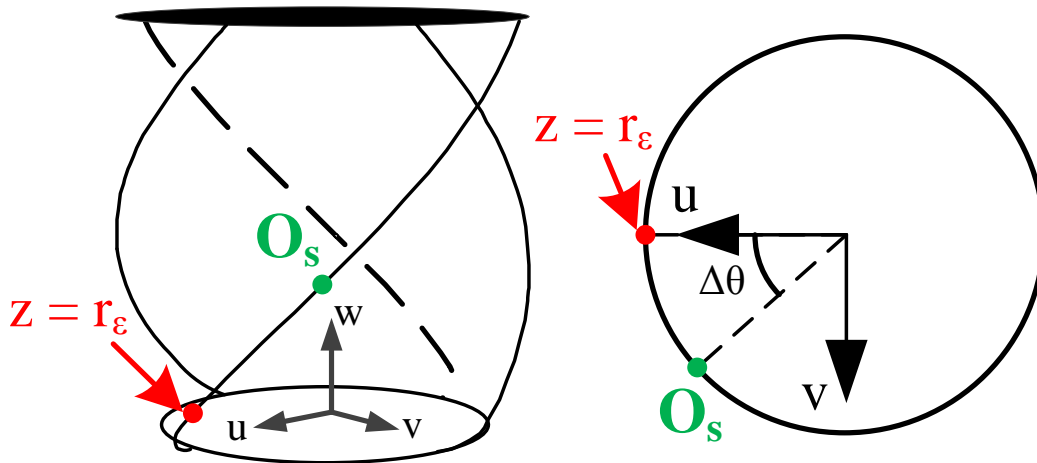


Figure 3.4 Décalage angulaire entre deux points de la même arête de coupe en fonction de l'angle d'hélice

Ce décalage va avoir un impact direct sur la section coupée par l'outil à une position  $\theta$ . Non seulement l'épaisseur coupée par deux points de l'arête de coupe n'est pas la même, mais les directions des efforts de coupe dans  $\mathcal{R}_{\text{outil}}$  ne sont pas les mêmes. Il est essentiel de modéliser ce paramètre au plus proche de la géométrie réelle de l'outil. C'est pourquoi les mesures effectuées sur la numérisation Alicona par reconstruction des faces de coupe et de dépouille sont analysées. Il en ressort un angle d'hélice évolutif en fonction des trois zones observées en Figure 2.16.

La Figure 3.5 présente les résultats de cette mesure suivant la norme [ISO 3002-1, 1982]. Il est nécessaire de modéliser l'angle d'hélice en fonction de l'altitude  $z$  par une fonction  $\mathcal{C}^2(\mathbb{R};\mathbb{R})$  pour assurer la simulation des efforts. Le choix s'est porté sur une fonction polynômiale continue par morceaux entre les points de mesure représentée en (Eq 3.38) et illustrée en Figure 3.5.

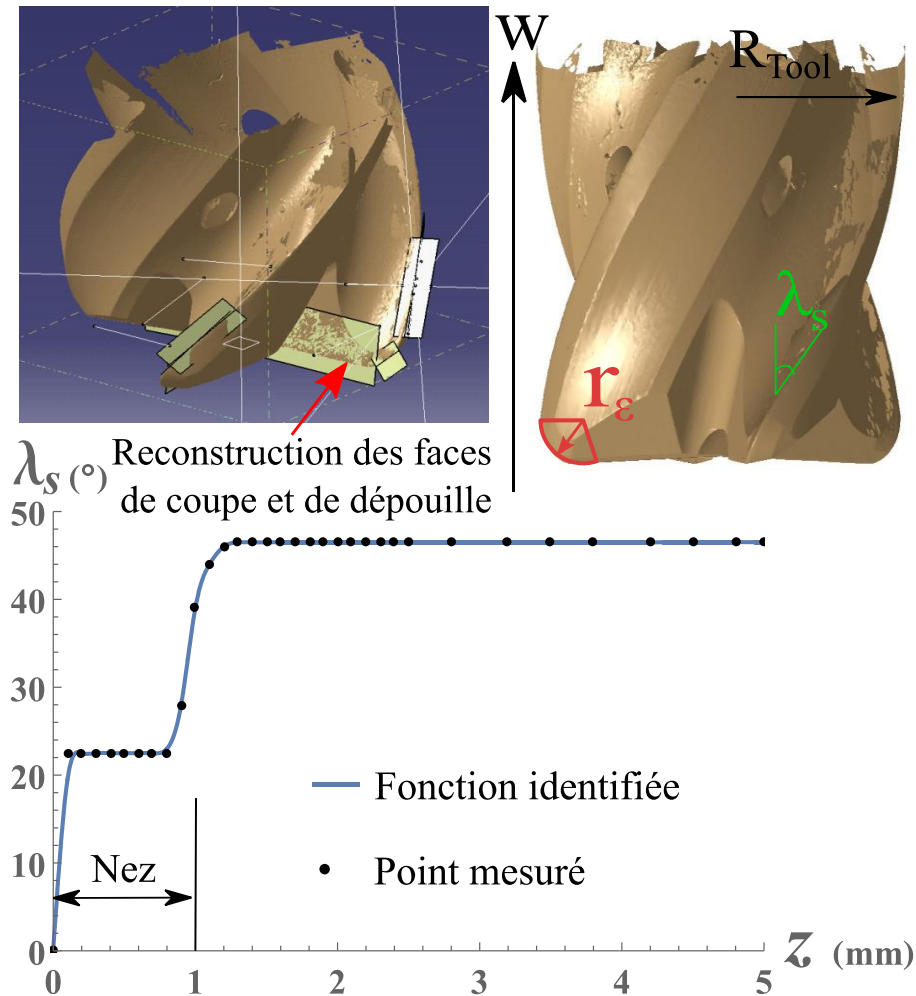


Figure 3.5 Scan de l'outil et mesure de l'évolution de l'angle d'hélice le long de l'arête de coupe

$$\lambda_s[z] = \sum_{u=0}^3 a_u * z^u \quad (3.38)$$

La prise en compte de l'angle d'hélice est cruciale pour la modélisation des efforts. Le paragraphe 3.2.5 explique l'utilisation de l'identification inverse pour définir les coefficients de la loi de coupe, or [Bissey, 2005] développe l'importance du recalage angulaire entre la mesure et la simulation pour optimiser cette identification. Elle montre des erreurs relatives pouvant passer de 10 % à 50 % lors un mauvais recalage angulaire. L'angle d'hélice induit une fonction retard angulaire pouvant brouiller le recalage angulaire s'il est mal modélisé d'où l'importance de le considérer au plus proche de la géométrie réelle.

Enfin, comme détaillé en paragraphe 1.4.5, l'angle d'hélice modifie localement l'angle de coupe en travail. [Bissey, 2005], [Dorlin, 2016] et [Fontaine et al., 2007] montrent que l'évolution de ce paramètre impacte les efforts de coupe et donc leur modélisation. Notre modélisation ne prenant pas en compte l'angle de coupe et de dépouille réel, il est nécessaire de bien modéliser l'angle d'hélice pour tenir compte de ce phénomène.

### 3.1.4. Analyse et impact du faux-rond

Comme présenté en paragraphe 1.3.2, le faux-rond correspond à une accumulation de différents défauts principalement du fait que l'axe de symétrie de la fraise ne tourne pas autour de l'axe de rotation de la broche. Par conséquent, toutes les arêtes de coupe ne sont pas excentrées de la même manière par rapport à l'axe de rotation de la broche, ce qui modifie leur section coupée respective.

Une première méthode consiste à mesurer le faux-rond à l'aide d'un comparateur avec une résolution à 1  $\mu\text{m}$  comme mentionnée au paragraphe 2.3.1. Le faux-rond correspond, dans ce cas, à une modification du rayon sur lequel gravite l'arête de coupe comme présenté en (Eq 3.39).

$$AC_r[i_{Ac}, z] = \underbrace{AC_{r,ref}[z]}_{(Eq.3.33)} + \Delta_{fr, i_{Ac}} \quad (3.39)$$

Cette définition est incomplète car elle réduit l'impact du faux-rond et son domaine de validité autour de l'altitude de mesure  $z$  dans le cas d'un outil avec un angle d'hélice. En effet, l'angle d'hélice de la fraise crée un décalage entre le point de mesure et le point  $O_s$  considéré sur l'arête de coupe dans le plan  $\{\underline{u}, \underline{v}\}$  dans  $\mathcal{R}_{\text{outil}}$ . Or, selon la définition de [Lee et al., 2007] présentée au paragraphe 1.3.3, le faux-rond est déterminé avec le couple  $\{r_{fr}, \delta_{fr}\}$ . La Figure 3.4 met en évidence le problème de la mesure au comparateur à l'altitude  $z$  égale à  $r_\varepsilon$  avec la définition de [Lee et al., 2007] présentée en Figure 1.9. Il faut donc trouver une nouvelle méthode de mesure pour mieux correspondre à la définition de [Lee et al., 2007].

Il est cependant difficile de définir le couple  $\{r_{fr}, \delta_{fr}\}$  et cette définition ne prend pas en compte le défaut de forme de l'outil non négligeable pour une fraise monobloc de petit rayon. Une méthode complète est de définir le faux-rond en fonction de l'altitude  $z$  au point  $O_s$ . Pour mesurer cela, il est possible de scanner l'outil en broche sur toute la périphérie. La Figure 3.6 présente la procédure de mesure pour la numérisation de l'outil. Cette numérisation est réalisée à l'aide d'un profilomètre laser Keyence LJV70-60. Un profil de la fraise est établi tous les  $0.1^\circ$  de rotation de la broche. Le profilomètre a un angle d'incidence de  $25^\circ$  pour mesurer le profil dans le rayon. Cet angle d'incidence est obtenu à l'aide de l'axe B de la machine (architecture machine [w C'B'X'bYZ(C1)t]). Le laser étant un peigne laser de résolution de  $20 \mu\text{m}$ , le résultat de mesure est une succession de profils mesurés dont la répartition est équi-espacée tous les  $20 \mu\text{m}$  suivant la direction  $\underline{w}$  de la fraise.

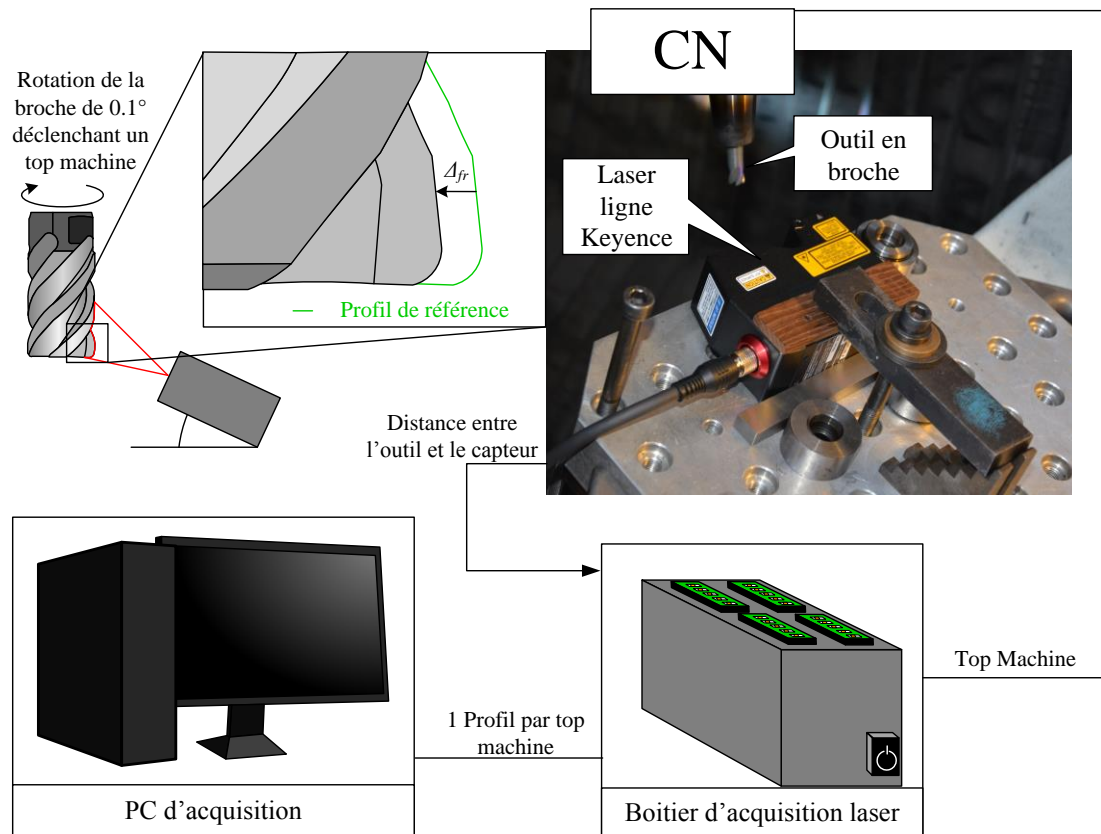


Figure 3.6 Schéma du montage de mesure du faux-rond

Le laser fournit la distance entre le capteur et le profil scanné. Il faut trouver les arêtes de coupe dans l'ensemble des profils mesurés. Un point  $O_s$  de l'arête de coupe représente un maximum local sur le profil pour une altitude donnée. Il faut définir un point de référence pour obtenir une position de référence de la numérisation. Pour ce faire, avant de mesurer, le point de rebroussement sur le haut du rayon de l'arête de coupe de référence  $i_{Ac,l}$  est déterminé avec le logiciel d'acquisition du laser. Ce point correspond à la position  $\theta$  égale à 0 de la numérisation.

Par la suite, les données de la numérisation sont traitées pour déterminer le faux-rond à toutes les altitudes mesurées. L'algorithme de traitement est détaillé en Figure 3.7. La mesure est redressée pour éliminer l'effet de l'angle d'hélice par permutation des lignes en fonction de  $\lambda_s[z]$ . D'après la position  $\theta$  égale à 0 de la numérisation, les maxima locaux sont évalués tous les  $2\pi/Z + \Psi$ . Pour chaque altitude  $z$ , il est possible de stocker une distance entre chaque arête de coupe et le capteur du laser. Le faux-rond correspond à la différence entre cette distance et celle de l'arête de coupe de référence  $i_{Ac,l}$ .

La mesure donne le faux-rond en fonction de l'altitude tous les  $20 \mu\text{m}$ . Pour la simulation des efforts, il est nécessaire d'identifier une fonction  $\mathcal{C}^2(\mathbb{R};\mathbb{R})$  à partir de ces résultats. Le faux-rond correspond à un défaut de coaxialité et de forme. La fonction s'apparente à une fonction cosinus et sinus pour la coaxialité et à une constante pour le défaut de forme. C'est pourquoi les mesures de faux-rond sont identifiées par (Eq 3.40) inspirée de la proposition de [Lee et al., 2007].



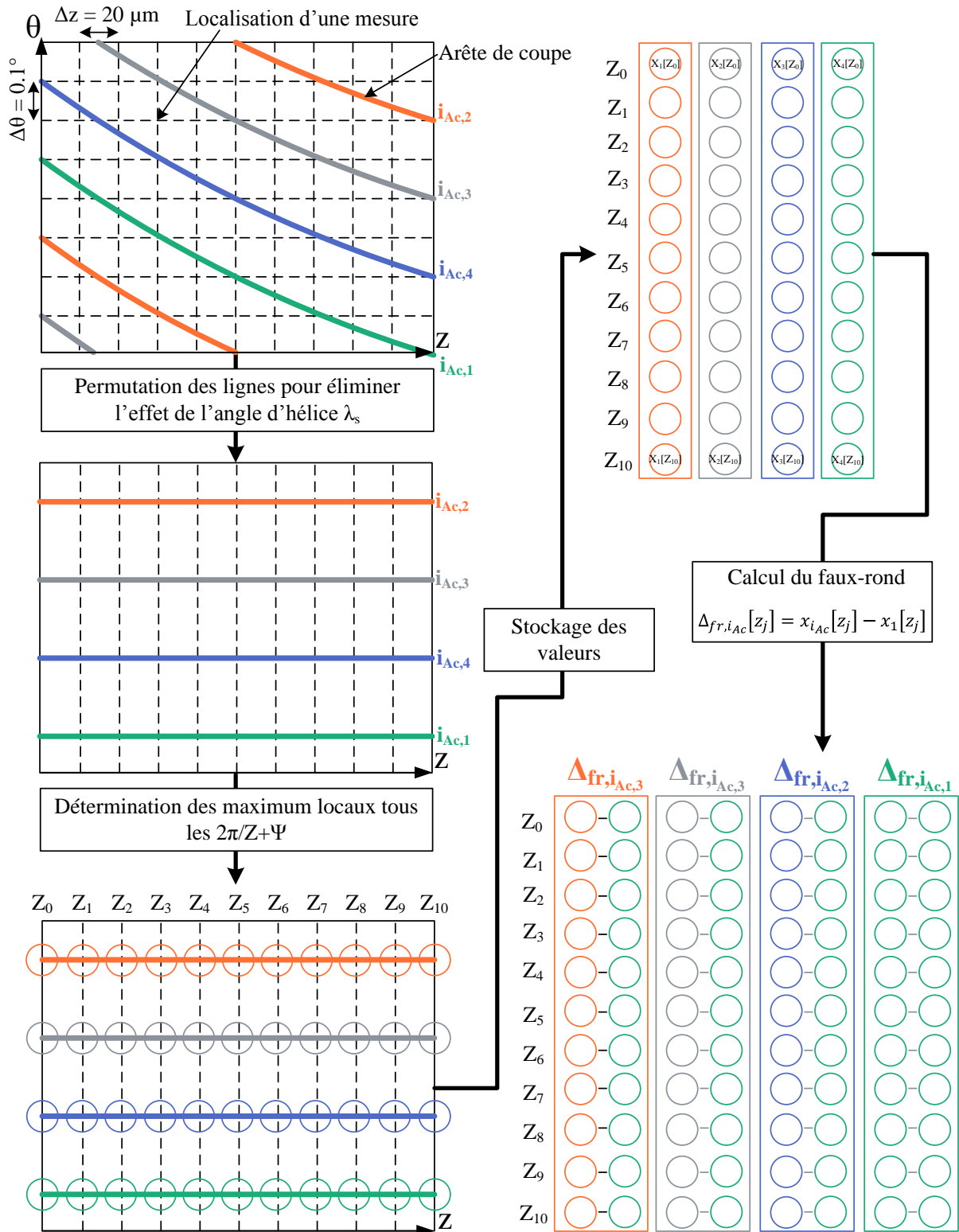


Figure 3.7 Algorithme de détermination du faux-rond d'après les données du profilomètre laser

$$\Delta_{fr,i_{Ac}}[z] = a_1 \cdot \cos\left(a_2 \cdot \frac{AC_{r,ref}[z]}{z \cdot \tan(\lambda_s[z])} + a_3\right) + a_4 \cdot \sin\left(a_5 \cdot \frac{AC_{r,ref}[z]}{z \cdot \tan(\lambda_s[z])} + a_6\right) + a_7 \quad (3.40)$$

Il reste à traiter la mesure brute pour améliorer l'identification des coefficients de (Eq 3.40). La Figure 3.8 illustre la méthode de traitement et d'identification des données de mesure du faux-rond au profilomètre laser. La mesure brute du faux-rond montre notamment une zone de réflexion du laser bruyant totalement la mesure. Cette zone doit être éliminée afin de pouvoir exploiter les données. Par la suite, les données sont lissées avec un filtre utilisant la moyenne glissante. Enfin, les coefficients de la fonction en (Eq 3.40) sont identifiés par minimisation de la fonction coût  $\varepsilon_{fr}$  détaillées en (Eq 3.41). Le faux-rond dans la zone de réflexion est reconstruit en fonction de l'identification réalisée.

$$\varepsilon_{fr} = \frac{1}{H_z} \sum_{i_z=0}^{H_z} \left( \frac{\Delta_{fr,Sim}[i_z] - \Delta_{fr,Mes_F}[i_z]}{\Delta_{fr,Sim}[i_z]} \right)^2 \quad (3.41)$$

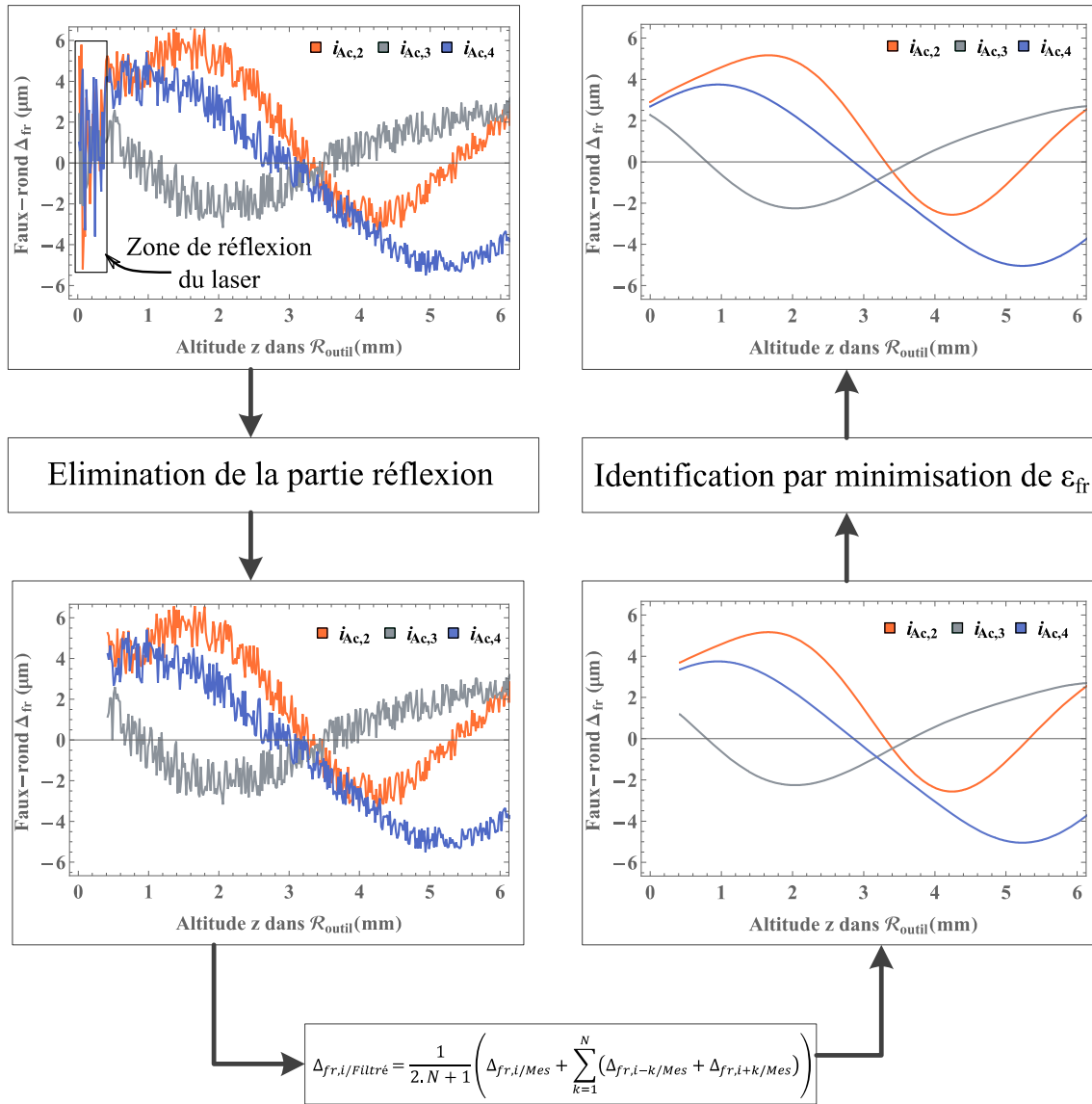
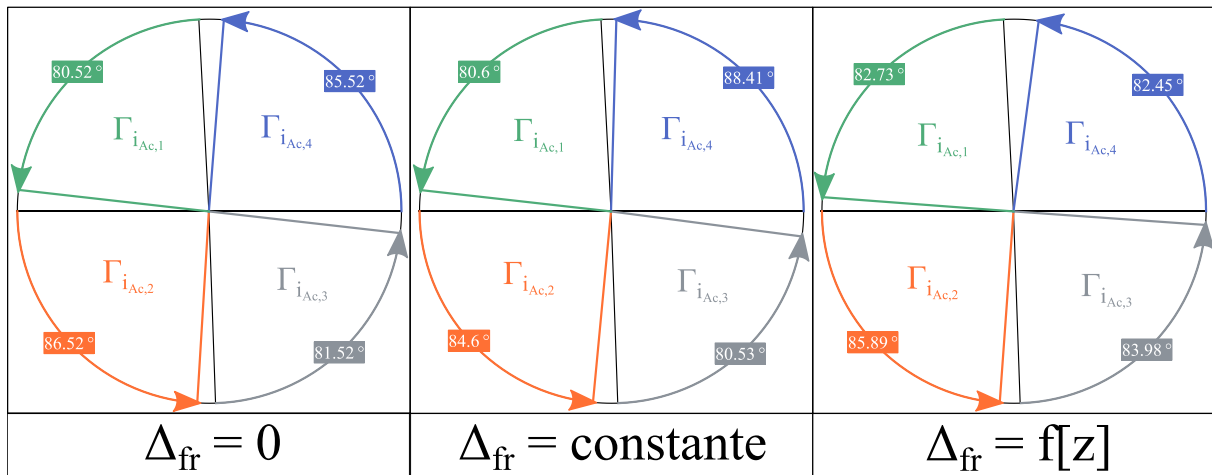


Figure 3.8 Méthode de traitement du faux-rond mesuré avec le profilomètre laser

Le faux-rond est reconstruit en 3D pour suivre l'arête de coupe en fonction de l'angle d'hélice de la fraise dans  $\mathcal{R}_{outil}$  par (Eq 3.42).

$$\left\{ \Delta_{fr,i_{Ac}}[z] \right\}_{\mathcal{R}_{outil}} = \left\{ \begin{array}{l} \Delta_{fr,i_{Ac}}[z] \cdot \cos \left( \frac{z * \tan(\lambda_s[z])}{AC_{r,ref}[z] + \Delta_{fr,i_{Ac}}[z]} \right) \\ \Delta_{fr,i_{Ac}}[z] \cdot \sin \left( \frac{z * \tan(\lambda_s[z])}{AC_{r,ref}[z] + \Delta_{fr,i_{Ac}}[z]} \right) \\ 0 \end{array} \right\}_{\mathcal{R}_{outil}} \quad (3.42)$$

La modélisation la plus exacte du faux rond est importante de façon à modéliser l'angle d'engagement de chaque arête de coupe de la façon le plus exactement possible. L'angle de travail d'une arête de coupe  $\Gamma$  correspond à l'angle entre l'entrée du point le plus bas de l'arête de coupe, soit pour  $z$  égale à 0, et la sortie du point le plus haut de cette même arête, soit pour  $z$  égale à  $a_p$ . La Figure 3.9 montre la différence d'angle de travail simulé en fonction de la méthode de prise en compte du faux-rond. Une évolution significative est observée à chaque étape avec notamment l'angle de travail de l'arête de coupe  $i_{F1,1}$  qui se réduit pour le cas du ( $\Delta_{fr} = f[z]$ ) au profit de  $i_{F1,1}$ . L'écart relatif angulaire de travail maximal est de 5.8 % pour ( $\Delta_{fr} = 0$ ), de 8.8 % pour ( $\Delta_{fr} = cste$ ) et de 4 % pour ( $\Delta_{fr} = f[z]$ ).



**Figure 3.9** Angle de travail de chaque arête de coupe en fonction de la méthode de prise en compte du faux-rond :  $f_z = 0.11 \text{ mm.tr}^{-1}.\text{dent}^{-1}$ ,  $a_e = 2 \text{ mm}$  et  $a_p = 2 \text{ mm}$

Il en est de même pour l'épaisseur coupée qui en fonction de la méthode utilisée est modifiée. La Figure 3.10 présente la modélisation de l'épaisseur coupée en fonction de la méthode de prise en compte du faux-rond et de l'altitude  $z$ . Pour les cas ( $\Delta_{fr} = 0$ ) et ( $\Delta_{fr} = cste$ ), l'épaisseur coupée pour chaque arête de coupe n'évolue pas de l'altitude  $z$  égale à  $r_e$  à l'altitude  $z$  égale à  $a_p$ . De plus, les écarts bruts simulés entre les épaisseurs coupées n'évoluent pas en fonction de l'altitude  $z$ . Pour le cas ( $\Delta_{fr} = 0$ ), les écarts bruts entre les épaisseurs coupées par chaque arête sont plus serrés. Cela dépend évidemment du faux-rond mesurés, mais en général la non prise en compte du faux-rond minimise ces écarts. Pour le cas ( $\Delta_{fr} = f[z]$ ), non seulement les épaisseurs coupées par les arêtes mais aussi les écarts bruts évoluent en fonction de l'altitude  $z$ .

Au regard de l'épaisseur coupée maximale  $h_{max}$ , le Tableau 3.1 regroupe les troncatures au micromètre des épaisseurs coupées simulées dans chaque cas. Il met en évidence l'observation expliquée ci-dessus. L'écart relatif maximal pour l'épaisseur coupée maximale  $h_{max}$  est pour ( $\Delta_{fr} = 0$ ) de 7.3 % pour  $z$  égale à 0. Il est de 6.9 % pour  $z$  égale à  $r_e$  et  $z$  égale à  $a_p$ . Pour ( $\Delta_{fr} = cste$ ), il est de 13.1 % pour  $z$  égale à 0 et de 12.6 % pour les autres altitudes considérées. Pour ( $\Delta_{fr} = f[z]$ ), cet écart relatif est de 14.1 % pour  $z$  égale à 0, de 17.5 % pour  $z$  égale à  $r_e$  et de 14.7 % pour  $z$  égale à  $a_p$ .

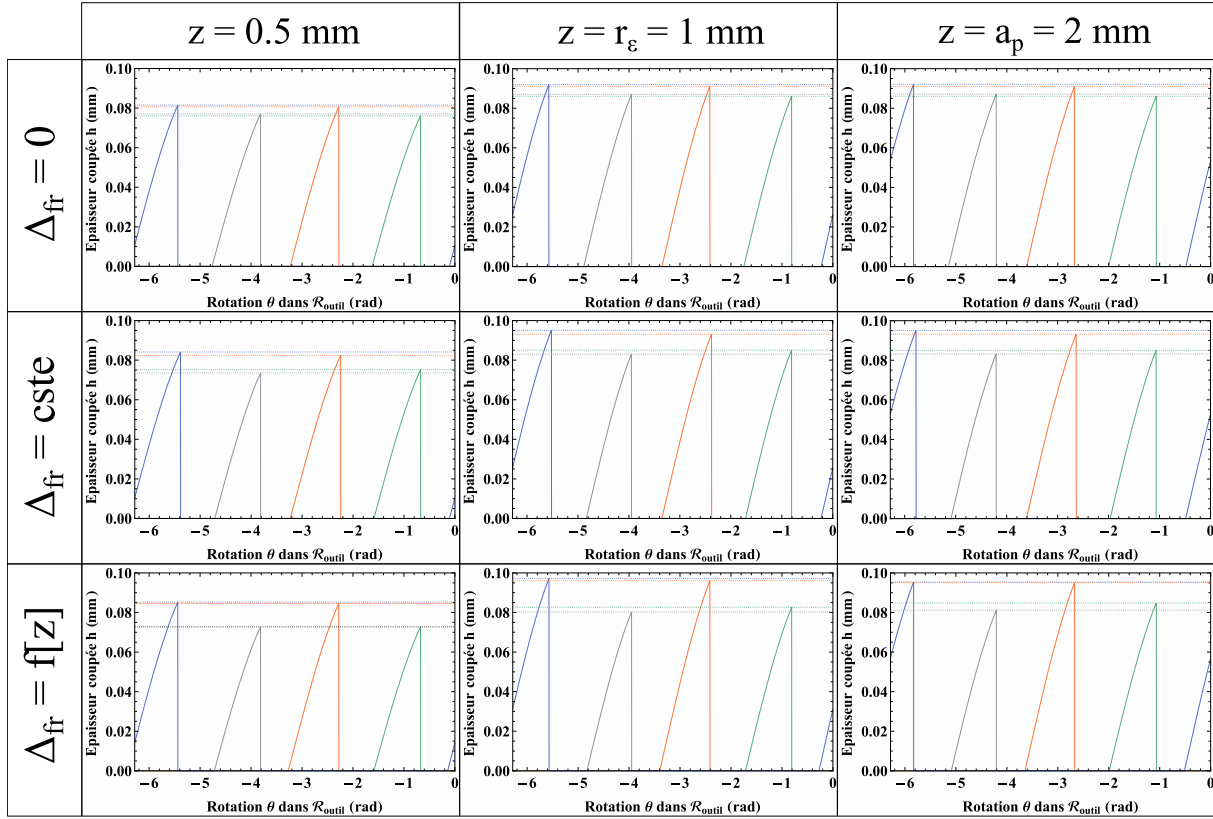


Figure 3.10 Epaisseur coupée simulée en fonction de la méthode de prise en compte du faux-rond et de l'altitude  $z$  :  $f_z = 0.11 \text{ mm.tr}^{-1}.\text{dent}^{-1}$ ,  $a_e = 2 \text{ mm}$  et  $a_p = 2 \text{ mm}$

	$h_{\max,iAc,1} (\mu\text{m})$			$h_{\max,iAc,2} (\mu\text{m})$			$h_{\max,iAc,3} (\mu\text{m})$			$h_{\max,iAc,4} (\mu\text{m})$		
Z (mm)	0.5	1	2	0.5	1	2	0.5	1	2	0.5	1	2
$\Delta_{fr} = 0$	76	81	81	81	86	86	77	82	82	82	87	87
$\Delta_{fr} = \text{cste}$	75	85	85	82	93	93	73	83	83	84	95	95
$\Delta_{fr} = f[z]$	73	83	85	84	96	95	73	80	81	85	97	95

Tableau 3.1 Epaisseur coupée maximale pour chaque méthode de prise en compte du faux-rond et chaque altitude  $z$

La prise en compte du faux-rond joue un rôle essentiel dans la modélisation des efforts, surtout avec l'utilisation de la méthode d'identification inverse. Il est possible de définir la distance entre un point de l'arête de coupe et l'axe  $\underline{w}$  par (Eq 3.43).

$$AC_r[i_{Ac},z] = AC_{r,ref}[z] + \Delta_{fr,i_{Ac}}[z] \quad (3.43)$$

### 3.1.5. Modélisation de la géométrie de l'outil

Une fois l'ensemble des paramètres globaux et locaux modélisés, l'arête de coupe de référence est modélisée par (Eq 3.44). Puis injectée dans (Eq 3.45) pour déterminer les équations de toutes les arêtes de coupe.

$$\left\{ \underline{AC}_{ref}[i_{Ac},z] \right\}_{\mathcal{R}_{outil}} = \left\{ \begin{array}{l} AC_r[i_{Ac},z] \cdot \cos\left(\frac{z * \tan(\lambda_s[z])}{AC_r[i_{Ac},z]}\right) \\ AC_r[i_{Ac},z] \cdot \sin\left(\frac{z * \tan(\lambda_s[z])}{AC_r[i_{Ac},z]}\right) \end{array} \right\}_{\mathcal{R}_{outil}} \quad (3.44)$$

$$\{AC[i_{Ac},z]\}_{\mathcal{R}_{outil}} = \underline{\underline{Rot_w}} \left[ \frac{2\pi}{Z} (i_{Ac} - 1) + \Psi[i_{Ac}] \right] \cdot \left( \underbrace{\{AC_{ref}[i_{Ac},z]\}_{\mathcal{R}_{outil}}}_{(Eq.3.44)} \right) \quad (3.45)$$

La Figure 3.11 présente les résultats de la simulation avec et sans la prise en compte des paramètres géométriques réels de la fraise. Le constat est que la modélisation, sans ces paramètres ( $\Psi$  et  $\Delta_f$ ), ne peut pas se faire sans introduire une erreur non négligeable sur la prédiction des efforts de coupe. Dans le cas d'étude, cela engendre jusqu'à 20 % d'écart sur l'épaisseur coupée simulée.

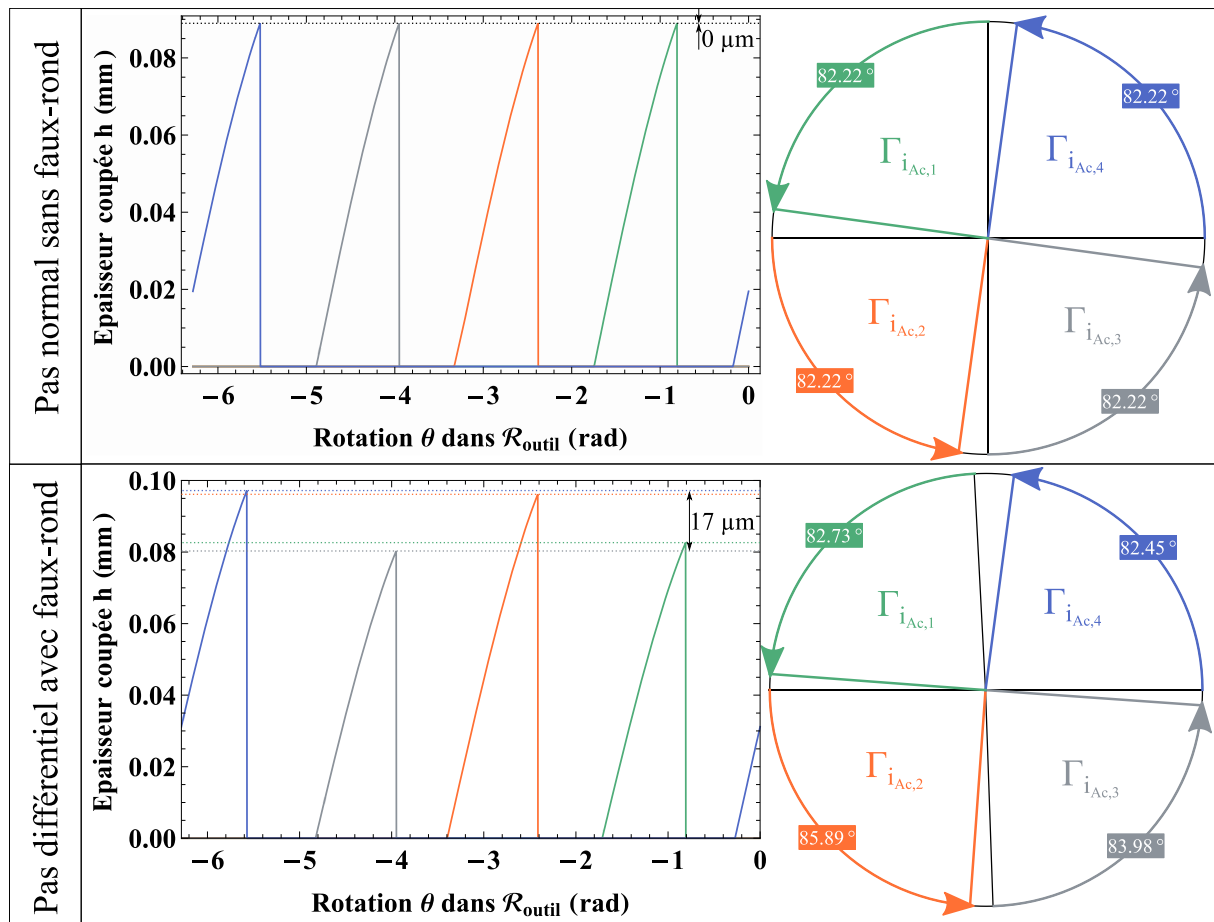


Figure 3.11 Conséquences de la modélisation ou non des paramètres géométriques réels de la fraise sur l'épaisseur coupée et l'angle de travail simulés :  $f_z = 0.11 \text{ mm.tr}^{-1}.\text{dent}^{-1}$ ,  $a_e = 2 \text{ mm}$  et  $a_p = 2 \text{ mm}$

### 3.2. Méthodes utilisées et démarche expérimentale

Pour bien modéliser les efforts de coupe, il est nécessaire de définir le cadre dans lequel la simulation et l'identification sont faites. Il s'agit de définir la configuration d'usinage, la ou les lois de coupe choisies pour la simulation, la méthode complète pour simuler les efforts de coupe dans le repère de mesure, la méthode de mesure et de traitement des données, la méthode d'identification du modèle et enfin celle de comparaison de la simulation avec la mesure pour la validation de la modélisation.

#### 3.2.1. Configuration d'usinage analysée

L'objectif est d'analyser des opérations d'ébauche et de semi-finition. La configuration d'usinage modélisée est une opération de fraisage d'épaulement en avalant. La direction du point piloté est suivant l'axe  $-\underline{x}$  du repère  $\mathcal{R}_{pièce}$ . La rotation  $\theta$  dans  $\mathcal{R}_{outil}$  est mesurée dans le sens trigonométrique et la rotation de la broche est dans le sens horaire. C'est pourquoi le paramètre  $\theta$  évolue de  $0^\circ$  à  $-360^\circ$ . La Trajectoire du Centre Outil est décrite en (Eq 3.46) pour cette configuration en fonction de l'avance par arête de coupe  $f_z$  et du nombre d'arêtes de coupe  $Z$ .

$$\{\underline{TCO}[\theta]\}_{\mathcal{R}_{pièce}} = \begin{pmatrix} f_z \cdot Z \cdot \frac{\theta}{2\pi} \\ 0 \\ 0 \end{pmatrix}_{\mathcal{R}_{pièce}} \quad (3.46)$$

Dans cette étude, le domaine d'analyse de cette configuration est limité à la vitesse de coupe  $V_c$  égale à  $40 \text{ m} \cdot \text{min}^{-1}$  pour l'usinage de l'Inconel 718. Pour le reste des conditions de coupe, l'objectif est d'étendre au maximum le domaine de validité du modèle. C'est pourquoi le trio  $\{f_z, a_e, a_p\}$  des conditions de coupe doit permettre de couvrir plusieurs cas de fraisage, comme ceux avec et sans continuité de coupe, de la coupe dans le rayon et au-delà, une variation d'engagements et d'épaisseurs coupées maximales larges. Le Tableau 3.2 définit les plages de conditions de coupe étudiées.

$V_c \text{ (m} \cdot \text{min}^{-1}\text{)}$	$f_z \text{ (mm} \cdot \text{tr}^{-1} \cdot \text{dent}^{-1}\text{)}$	$a_e \text{ (mm)}$	$a_p \text{ (mm)}$
40	0.04 – 0.3	1 - 4	1 - 4

Tableau 3.2 Domaine d'étude pour les conditions de coupe simulées

Il est nécessaire de déterminer géométriquement l'épaisseur coupée  $h$  réelle en fonction de la modélisation de l'outil et de  $\underline{TCO}$ . Il est possible de définir la surface générée par l'arête de coupe dans sa trajectoire. Cette trajectoire correspond à un mouvement combiné de rotation (celle de la broche) et de translation (celle du point piloté) dans  $\mathcal{R}_{pièce}$ . Chaque point de la surface générée peut être décrit par (Eq 3.47) pour une arête de coupe donnée.

$$\{\underline{SAC}[i_{Ac}, z, \theta]\}_{\mathcal{R}_{pièce}} = \underbrace{\{\underline{TCO}[\theta]\}_{\mathcal{R}_{pièce}}}_{\text{Eq 3.46}} + \underline{Rot}_w[\theta] \cdot \underbrace{\{\underline{AC}[i_{Ac}, z]\}_{\mathcal{R}_{outil}}}_{\text{Eq 3.45}} \quad (3.47)$$

De ce paramétrage, [Fromentin et al., 2010] propose une méthode pour calculer analytiquement l'épaisseur coupée réelle  $h$  de manière géométrique. Aucune approximation, de la modélisation de l'outil jusqu'à la détermination de l'épaisseur coupée, n'est faite.

En considérant la surface  $\underline{SAC}$  de l'arête de coupe numéroté  $i_{Ac}$ , l'épaisseur coupée  $h$  correspond à la distance normale entre cette surface et celle générée par le passage de l'arête de coupe numérotée ( $i_{Ac}-1$ ). Ainsi, par construction géométrique du vecteur unitaire  $\underline{NV}_{\underline{SAC}}$  normal à  $\underline{SAC}$  au point  $O_h$ , l'épaisseur coupée  $h$  est déterminée en trouvant l'intersection entre la ligne définie par  $\underline{NV}_{\underline{SAC}}$  et la

surface  $\underline{SAC}[i_{Ac-1}]$  de l'arête de coupe ( $i_{Ac-1}$ ). Il s'agit de la solution de (Eq 3.48) pour une position angulaire  $\theta_0$  proche de  $\theta + (2\pi/Z)$  et une altitude  $z_0$  proche de  $z$ .

$$\begin{cases} \underline{SAC}[i_{Ac-1}, z_0, \theta_0] = \underline{SAC}[i_{Ac}, z, \theta] - h[i_{Ac}, z, \theta] \cdot \underline{VN}_{SAC}[i_{Ac}, z, \theta] \\ \theta_0 \approx \theta + \frac{2\pi}{Z} \text{ and } z_0 \approx z \end{cases} \quad (3.48)$$

Pour optimiser le temps de calcul, il est nécessaire de le restreindre aux positions angulaires  $\theta$  où l'arête de coupe est actuellement en travail dans le matériau comme présenté en Figure 3.12. Les limites géométriques du calcul de l'épaisseur coupée  $h$  sont détaillées en (Eq 3.49). La limitation est réalisée suivant cet ordre :

- Si un point  $M_1$  de l'arête de coupe est à une altitude  $z$  supérieure à la profondeur de passe  $a_p$ , ce point ne coupe pas, donc  $h$  est égale à 0.
- En considérant la projection d'un point  $M_2$  de la surface  $\underline{SAC}[i_{Ac}]$  sur l'axe  $\underline{y}$  du repère  $\mathcal{R}_{\text{pièce}}$  orthogonal à la direction d'avance  $\underline{x}$ , si son ordonnée est inférieure à  $AC_r[z] - a_e$  alors ce point  $M_2$  n'est pas dans la zone de travail de l'outil. Par conséquent l'épaisseur coupée  $h$  est égale à 0 en ce point.
- En considérant la projection d'un point  $M_3$  de  $\underline{SAC}[i_{Ac}]$  sur l'axe  $\underline{x}$  du repère  $\mathcal{R}_{\text{pièce}}$ , si son abscisse est inférieure à celle du point piloté dans cette position  $\theta$ , alors ce point est à l'arrière de la zone de coupe et l'épaisseur  $h$  calculée sera négative. Dans ce cas la valeur calculée de l'épaisseur coupée  $h$  est remplacée par 0.
- De plus deux zones (1 et 2 en Figure 3.12) sont négligées car très petites (moins de  $0.5 \mu\text{m}$  dans les conditions testées). La zone 1 est d'autant plus petite que l'engagement  $a_e$  tend vers le rayon de la fraise  $R_0$ .

$$\begin{cases} \text{Si } z[M_1] > a_p, M_1 \text{ est un point où } h = 0 \\ \text{Si } \underline{SAC}[M_2] \cdot \underline{y} < AC_r[z] - a_e, M_2 \text{ est un point où } h = 0 \\ \text{Si } h[M_3] < 0, M_3 \text{ est un point où } h = 0 \end{cases} \quad (3.49)$$

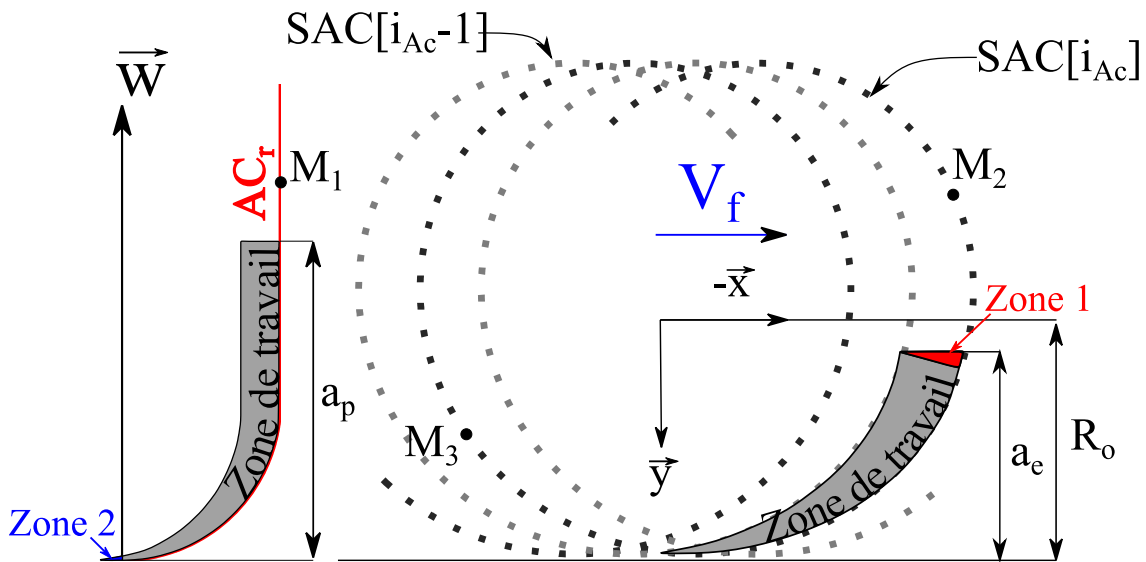


Figure 3.12 Zone de délimitation du calcul de l'épaisseur coupée  $h$

Cette épaisseur coupée va être introduite dans la loi de coupe pour déterminer les efforts locaux de chaque arête de coupe sur la pièce.

### 3.2.2. Modélisations mécanistiques utilisées

Cette étude tente d'analyser de manière empirique les qualités et les défauts de plusieurs lois de coupe. L'analyse se fait à l'aide d'une démarche de validation de la modélisation. Plusieurs lois de coupe sont testées et présentées dans ce paragraphe. Chaque loi de coupe est exprimée dans le repère local de discrétisation de l'arête de coupe TRA comme présenté en Figure 3.13. Ce repère est attaché à un segment de la discrétisation de l'outil et son orientation dans  $\mathcal{R}_{\text{outil}}$  dépend donc de l'altitude  $z$  de ce segment comme illustré en Figure 3.13. En un point  $O_s$  de l'arête de coupe, la première composante dite tangentielle et notée  $f_t$  de ce repère est dirigée par la normale au plan  $P_r$ , la seconde composante dite radiale et notée  $f_r$  est dirigée par la normale au plan  $P_s$ . Enfin, la dernière composante dite axiale et notée  $f_a$  est dirigée par l'intersection entre les plans  $P_r$  et  $P_s$ . Un numéro de segment  $i_z$  est attribué à chacun d'eux en fonction du pas de discrétisation.

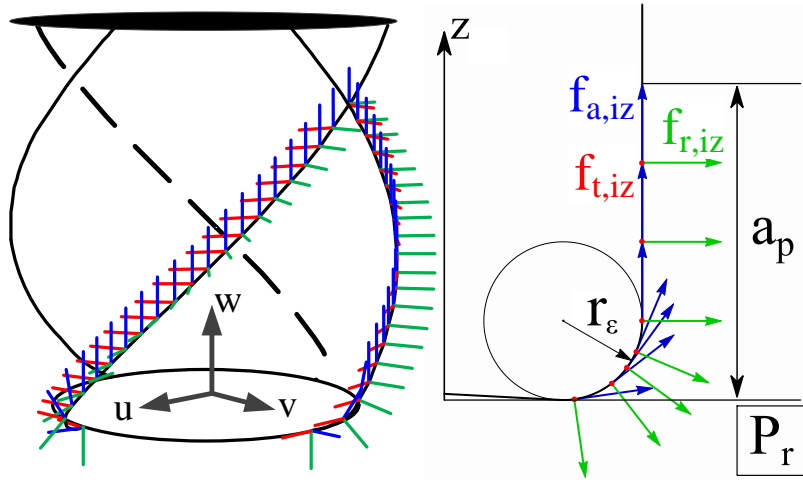


Figure 3.13 Discretisation des arêtes de coupe et définition du repère TRA

La première loi de coupe étudiée est présentée en (Eq 3.50). Elle correspond à la loi proposée par [Armarego et al., 1989] et utilisée par [Dorlin, 2016]. Elle décrit un *effet cut* selon la définition de [Brown et al., 1964] et un *effet edge* selon celle d'[Albrecht, 1960]. L'épaisseur coupée  $h_{iz}$  correspond à la moyenne des épaisseurs coupées calculées aux extrémités du segment numéroté  $i_z$ .

$$\begin{aligned}
 \{f_t[i_{AC}, \theta]\}_{TRA_{i_z}} &= b_{i_z} \left( \underbrace{K_{tb}}_{\text{Edge effect}} + \underbrace{K_{th} \cdot h_{i_z}[i_{AC}, \theta]}_{\text{Cut effect}} \right) \\
 \{f_r[i_{AC}, \theta]\}_{TRA_{i_z}} &= b_{i_z} \left( \underbrace{K_{rb}}_{\text{Edge effect}} + \underbrace{K_{rh} \cdot h_{i_z}[i_{AC}, \theta]}_{\text{Cut effect}} \right) \\
 \{f_a[i_{AC}, \theta]\}_{TRA_{i_z}} &= b_{i_z} \left( \underbrace{K_{ab}}_{\text{Edge effect}} + \underbrace{K_{ah} \cdot h_{i_z}[i_{AC}, \theta]}_{\text{Cut effect}} \right)
 \end{aligned} \tag{3.50}$$

La seconde loi de coupe est dérivé des travaux de [Bissey, 2005] et est présentée en (Eq 3.51). Par rapport au modèle d'[Armarego et al., 1989], cette loi considère l'effet de la direction d'écoulement du copeau du fait de l'obliquité d'arête, aussi appelé *chip flow effect* sur la face de coupe et est donc associé à l'*effet cut*. Cette modélisation a l'inconvénient de ne pas simuler un effort axial nul avec un



angle d'hélice nul. En effet, si  $\lambda_s$  est égale à 0 alors l'effort axial est nul. Il faut alors manuellement fixer l'ensemble des coefficients à 0 pour l'identification suivant cet axe.

$$\begin{aligned}
 \{f_t[i_{Ac}, \theta]\}_{TRA_{iz}} &= b_{iz} \left( \underbrace{K_{tb}}_{Edge\ effect} + \underbrace{K_{th} \cdot h_{iz}[i_{Ac}, \theta]}_{Cut\ effect} \cdot \underbrace{(1 + K_{t\lambda} \cdot \lambda_{s_{iz}})}_{Chip\ flow\ effect} \right) \\
 \{f_r[i_{Ac}, \theta]\}_{TRA_{iz}} &= b_{iz} \left( \underbrace{K_{rb}}_{Edge\ effect} + \underbrace{K_{rh} \cdot h_{iz}[i_{Ac}, \theta]}_{Cut\ effect} \cdot \underbrace{(1 + K_{r\lambda} \cdot \lambda_{s_{iz}})}_{Chip\ flow\ effect} \right) \\
 \{f_a[i_{Ac}, \theta]\}_{TRA_{iz}} &= b_{iz} \left( \underbrace{K_{ab}}_{Edge\ effect} + \underbrace{K_{ah} \cdot h_{iz}[i_{Ac}, \theta]}_{Cut\ effect} \cdot \underbrace{(1 + K_{a\lambda} \cdot \lambda_{s_{iz}})}_{Chip\ flow\ effect} \right)
 \end{aligned} \tag{3.51}$$

Afin de mieux prendre en compte l'impact de l'angle d'hélice sur l'angle de coupe en travail comme l'explique [Wang et al., 2020], une troisième loi de coupe est nouvellement proposée en (Eq 3.52). Cette fois le *chip flow effect* engendre une modification de l'effet cut et de l'effet edge. La modification de l'effet edge tient à prendre en compte la modification de la contrainte appliquée par l'outil sur la surface générée en fonction de l'angle de coupe dans le sens de l'écoulement du copeau comme le montre [Guo et al., 2015].

$$\begin{aligned}
 \{f_t[i_{Ac}, \theta]\}_{TRA_{iz}} &= b_{iz} \left( \underbrace{K_{tb}}_{Edge\ effect} + \underbrace{K_{th} \cdot h_{iz}[i_{Ac}, \theta]}_{Cut\ effect} \right) \underbrace{(1 + K_{t\lambda} \cdot \lambda_{s_{iz}})}_{Chip\ flow\ effect} \\
 \{f_r[i_{Ac}, \theta]\}_{TRA_{iz}} &= b_{iz} \left( \underbrace{K_{rb}}_{Edge\ effect} + \underbrace{K_{rh} \cdot h_{iz}[i_{Ac}, \theta]}_{Cut\ effect} \right) \underbrace{(1 + K_{r\lambda} \cdot \lambda_{s_{iz}})}_{Chip\ flow\ effect} \\
 \{f_a[i_{Ac}, \theta]\}_{TRA_{iz}} &= b_{iz} \left( \underbrace{K_{ab}}_{Edge\ effect} + \underbrace{K_{ah} \cdot h_{iz}[i_{Ac}, \theta]}_{Cut\ effect} \right) \cdot \underbrace{\lambda_{s_{iz}}}_{Chip\ flow\ effect}
 \end{aligned} \tag{3.52}$$

### 3.2.3. Méthode pour la simulation des efforts

Ce paragraphe s'attache à détailler l'ensemble de la procédure de simulation des efforts de coupe globaux de l'outil sur la pièce dans le repère  $\mathcal{R}_{pièce}$ . La Figure 3.14 présente la démarche utilisée pour la simulation des efforts de coupe. La première étape consiste à détailler l'ensemble des paramètres de coupe pour la modélisation de la trajectoire du centre outil à partir de (Eq 3.46). La deuxième étape, en parallèle, consiste à renseigner les paramètres géométriques de l'outil pour le modéliser en fonction de (Eq 3.45). Les trajectoires des arêtes de coupe sont alors définies par (Eq 3.47) la position initiale de l'arête de coupe de référence est à la position  $\theta$  égale à  $+90^\circ$  dans  $\mathcal{R}_{outil}$ . La détermination de l'épaisseur coupée en fonction de l'arête de coupe considérée  $i_{Ac}$ , de l'altitude  $z$  considérée de cette arête et de la position angulaire  $\theta$  dans laquelle se trouve l'outil selon (Eq 3.48).

De là, les arêtes de coupe sont discrétisées en fonction d'un pas de discrétisation choisi et qui peut être variable en fonction de la zone de l'arête de coupe considérée. Pour cette étude, le pas de discrétisation est fait suivant l'altitude  $z$  dans  $\mathcal{R}_{outil}$ . Il est nécessaire de déduire la longueur de chaque segment  $b$  en fonction de l'angle d'orientation d'arête  $\kappa_r$  selon (Eqs 3.53 et 3.54). Par définition le dernier point de la discrétisation est à l'altitude  $z$  égale à  $a_p$ . Il est possible de définir le nombre de segment pour chaque arête de coupe  $Nb_{seg}$ .

$$\cos(\kappa_r[z]) = \vec{w} \cdot \vec{r}[z] \tag{3.53}$$

$$b_{i_z} = \frac{(z_{i_z,Max} - z_{i_z,Min})}{\sin\left(\frac{\kappa_r[z_{i_z,Max}] + \kappa_r[z_{i_z,Min}]}{2}\right)} \quad (3.54)$$

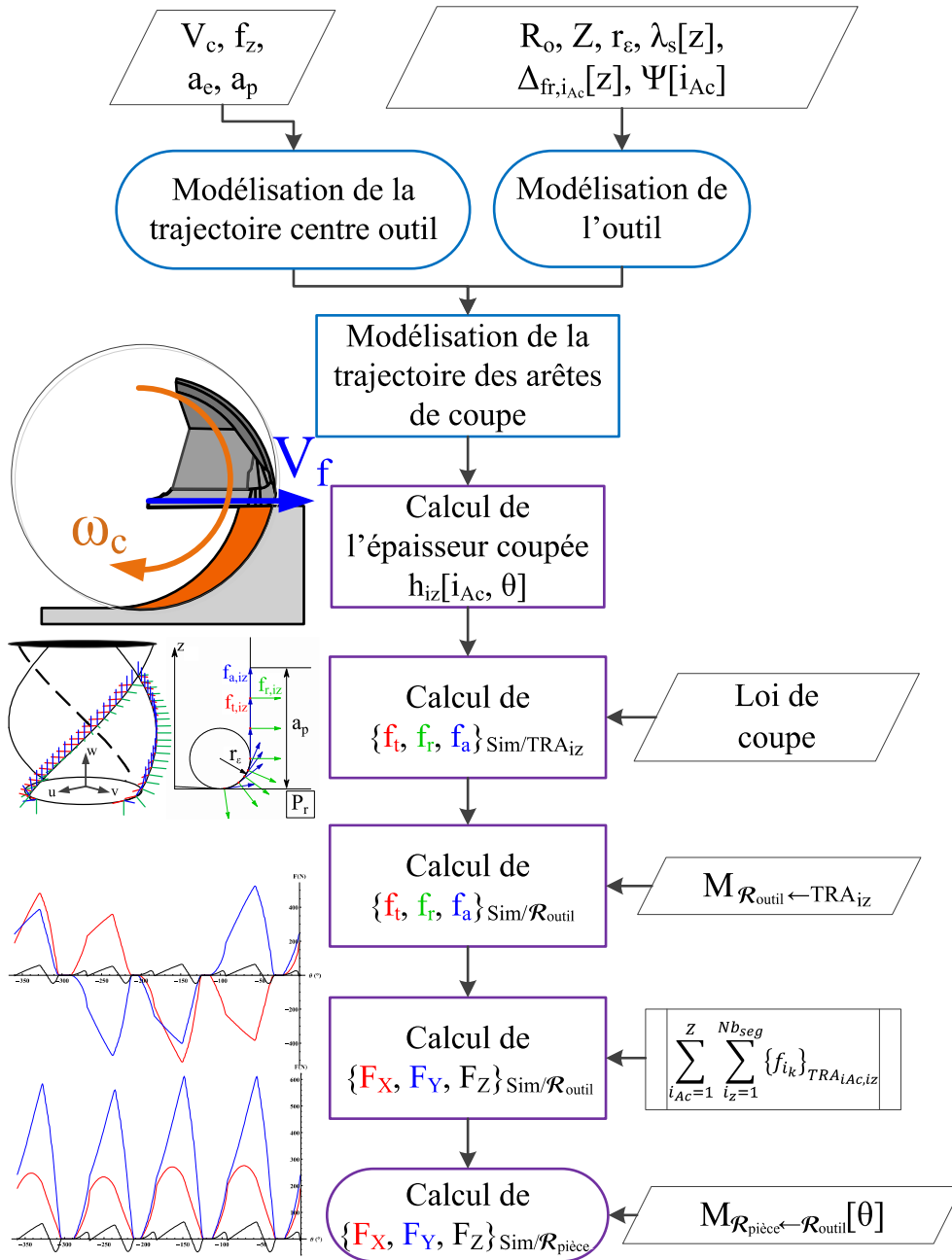


Figure 3.14 Démarche pour la simulation des efforts de coupe

Le paramètre de discrétisation défini pour cette étude est de 0.025 mm (1 point tous les 0.025 mm suivant l'altitude  $z$ ). Ce qui fait par exemple 80 segments pour une profondeur de passe de 2 mm.

### 3.2.4. Méthode pour la mesure et le traitement des efforts de coupe en fraisage

Afin de calibrer la simulation des efforts de coupe, il est nécessaire de la comparer à une mesure dans les mêmes conditions opératoires. Pour ce faire, des essais de fraisage épaulé sont menés sur une fraiseuse 5-axes Mikron HSM600U équipée d'une commande numérique iTNC530. La Figure 3.15

présente la chaîne d'acquisition au cours de ces essais comprenant une chaîne de mesure des efforts et une chaîne de mesure de la position angulaire  $\theta$  dans  $\mathcal{R}_{\text{outil}}$  (rotation de la broche).

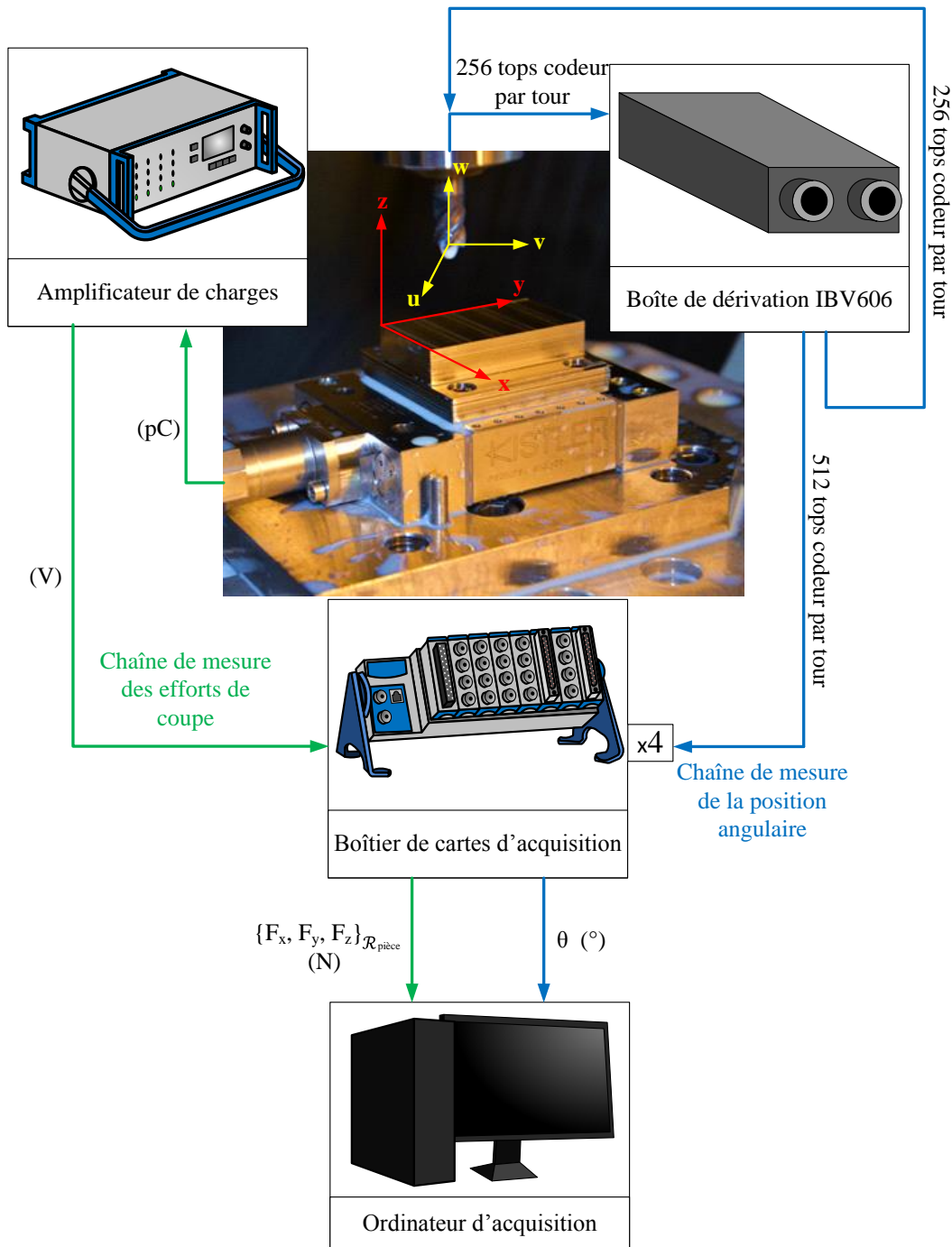


Figure 3.15 Schéma de la chaîne d'acquisition des efforts de coupe et de la rotation de la broche

L'outil est monté dans un attachement BIG pour limiter le faux-rond. Cet attachement présente un faux-rond radial maximal de  $3 \mu\text{m}$  à  $40 \text{ mm}$  de la pince sans compter le défaut de forme de la fraise. Le point piloté de l'outil est à  $25 \text{ mm}$  de la pince.

Les efforts sont mesurés à l'aide d'une platine piézoélectrique Kistler 9119AA2 avec une fréquence d'échantillonnages de  $50 \text{ kHz}$ . La charge électrique en **pC** générée par la platine passe dans un amplificateur de charge qui fournit une tension. Cette tension est convertie en efforts selon les

coefficients d'amplification choisis de 150 N/V pour les directions  $\underline{x}$  et  $\underline{y}$  et 100 N/V pour la direction  $\underline{z}$ . Cette platine présente une bonne sensibilité suivant les trois directions de  $\mathcal{R}_{\text{pièce}}$  (charges transmises par unité de force subie). De plus, la fréquence de passage de dent est selon (Eq 3.36) varie entre 210 Hz et 216 Hz donc loin de la fréquence propre de la platine qui est égale à 3.6 kHz à vide (environ 3.1 kHz avec l'échantillon dessus).

La position angulaire est dérivée de la mesure du codeur de broche par un boîtier de dérivation Heidenhain IBV 606 avec un facteur d'interpolation égale à 2. La mesure comprend 256 tops par tour ce qui représente 512 tops par tour avec le facteur d'interpolation. Par la suite un facteur de quadrature égale à 4 permet d'augmenter la résolution à 2048 tops par tour pour une résolution globale de  $0.17^\circ$ . D'après cette mesure une liste de positions angulaires  $List\theta Mes$  est établie entre 0 et  $-360^\circ$  ce qui représente toutes les positions dans lesquelles une mesure est faite.

Une fois les mesures effectuées, il faut les traiter afin d'assurer une comparaison optimale entre la simulation et le réel. Seul le régime permanent des efforts de coupe est simulé. Les régimes transitoires des mesures sont éliminés. Le régime permanent conservé pour la comparaison contient environ 40 révolutions de l'outil ( $Nb_{rev}$ ) soit 40 valeurs pour chaque position de  $List\theta Mes$ . La Figure 3.16 présente la démarche pour le traitement des efforts de coupe mesurés.

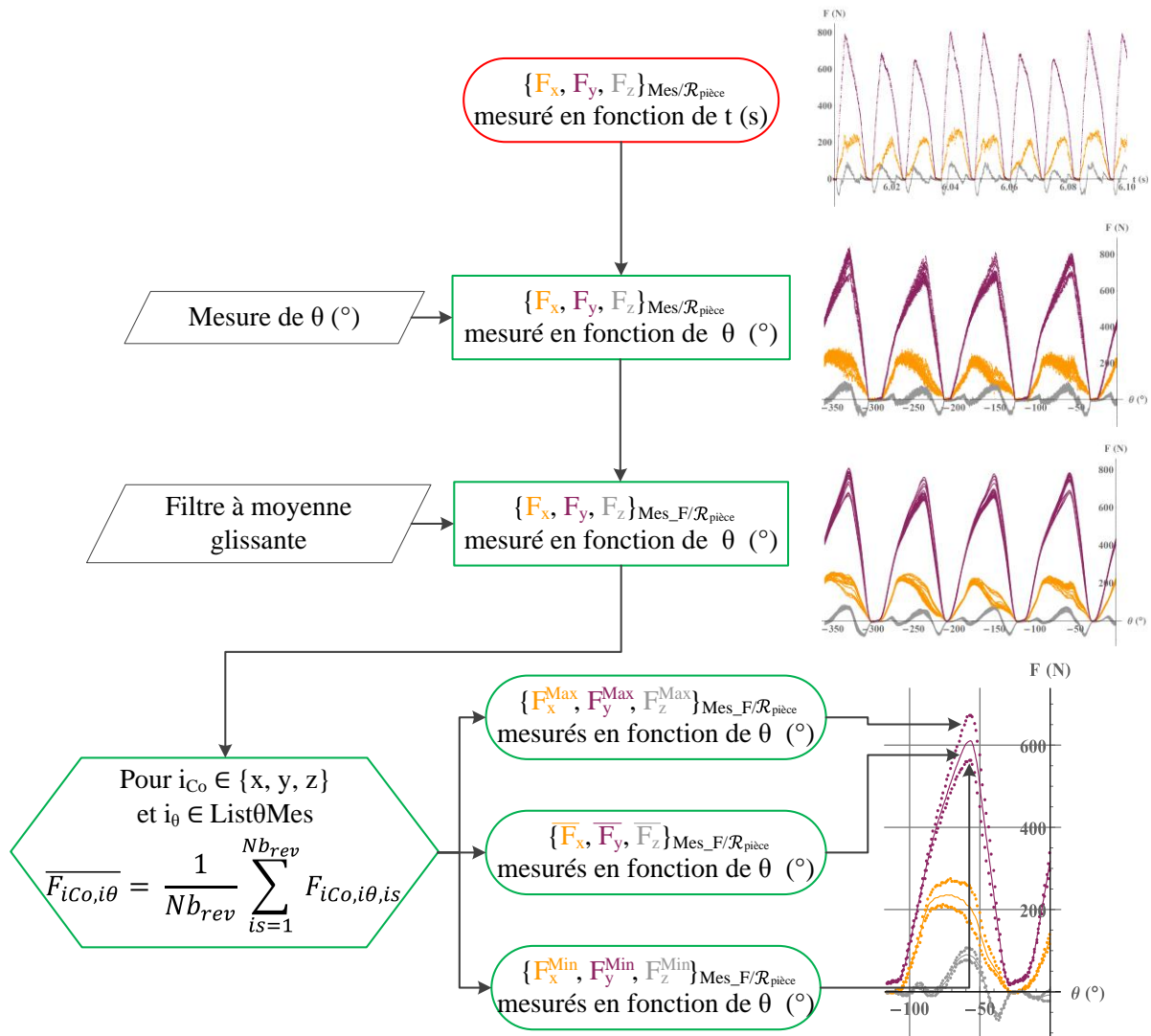


Figure 3.16 Démarche pour le traitement des mesures des efforts de coupe

Il faut tout d'abord convertir la mesure temporelle des efforts de coupe en une mesure fonction de la position angulaire  $\theta$ . Les différentes révolutions de l'outil enregistrées sont ensuite superposées en fonction des positions de  $List\theta Mes$ . Un filtrage à moyenne glissante avec un paramètre de filtre égale à 31 soit avec les 15 valeurs précédentes et suivantes de la mesure est appliqué pour éliminer le bruit. Enfin, de ces mesures sont extraites trois courbes caractéristiques. La première correspond à l'effort moyen mesuré à la position  $\theta \in List\theta Mes$  suivant la direction considérée noté  $\overline{F_{i_{Co}}}$  avec  $i_{Co} \in \{x, y, z\}$ . La seconde correspond à l'effort minimal mesuré à cette position noté  $F_{i_{Co}}^{Min}$ . La dernière correspond à l'effort maximal mesuré à cette position et est noté  $F_{i_{Co}}^{Max}$ . Ainsi, l'ensemble des mesures est compris dans le « tuyau » entre  $F_{i_{Co}}^{Min}$  et  $F_{i_{Co}}^{Max}$ , ce qui permet de rendre compte de la fluctuation des efforts de coupe d'une rotation de l'outil à une autre. La valeur moyenne permet de réaliser l'identification du modèle et la comparaison finale pour sa validation.

La fin du processus de traitement consiste en un recalage angulaire de la mesure sur les efforts de coupe selon la méthode développé par [Dorlin, 2016]. La dernière étape du traitement est de recalculer angulairement la mesure sur la position initiale de l'outil dans  $\mathcal{R}_{outil}$ , donc avec la première arête de coupe à  $+90^\circ$ . Pour cela, à l'aide des informations de l'enveloppe numérisée de l'outil réalisé avec le profilomètre laser Keyence LJV70-60 et de l'information du codeur de broche au cours de cette numérisation, il est possible de déterminer l'écart angulaire entre le point à l'altitude  $z$  égale à 0 de l'arête de coupe de référence et le zéro du codeur de broche. Il suffit alors d'ajouter cet erreur de zéro angulaire lors du traitement de la mesure pour synchroniser les positions simulées et mesurées.

### 3.2.5. Méthode pour l'identification inverse utilisée

L'identification inverse consiste en une optimisation numérique ayant pour objectif de déterminer les coefficients d'une loi de coupe locale. Elle compare une sortie modélisée dont les coefficients sont inconnus et une sortie mesurée expérimentalement dans les mêmes conditions de coupe. La réalisation de cette optimisation se fait par la minimisation d'une fonction coût, comme par exemple le critère des moindres carrés appliqués aux efforts de coupe globaux, en ajustant les coefficients de la loi de coupe. La méthode choisie dans ces travaux est l'optimisation méta-heuristique selon l'algorithme de Levenberg-Marquadt développé par [Levenberg, 1944] et [Marquardt, 1963] connu pour être adapté à la minimisation du critère des moindres carrés qui dans notre cas correspond à (Eq 3.55).

L'identification inverse est fondée sur l'ajustement des coefficients  $K_{ikb}$ ,  $K_{ikh}$  et  $K_{ikl}$ ,  $i_k \in \{t, r, a\}$  pour minimiser  $\varepsilon$  de (Eq 3.55). Dans un premier temps, les efforts de coupe sont simulés avec des coefficients inconnus. Dans un second temps, ces efforts simulés sont comparés aux efforts moyens  $\overline{F_{i_{Co}}}$  aux positions angulaires issues d'une liste de positions  $List\theta Id$  de longueur  $Nb_{\theta Id}$ . Cette liste doit exclure les positions pour lesquelles les efforts de coupe simulés sont nuls. La Figure 3.17 illustre un exemple de choix pour les positions angulaires de  $List\theta Id$ . Ainsi, l'identification ne prend pas en compte le bruit conservé dans la mesure. Cette liste est de longueur  $Nb_{\theta Id}$  égale à 40 pour ces essais comme le montre la Figure 3.17. La somme des erreurs relatives entre la simulation et la mesure pour tous les essais ( $Nb_{Es}$ ), toutes les positions de  $List\theta Id$  ( $Nb_{\theta Id}$ ) et toutes les directions de  $\mathcal{R}_{pièce}$  ( $Nb_{Co}$ ) correspond à la fonction coût  $\varepsilon$  à minimiser.

$$\varepsilon = \sum_{i_{Es}=1}^{Nb_{EsId}} \sum_{i_{\theta}}^{Nb_{\theta Id}} \sum_{i_{Co}}^{Nb_{Co}} \left( \frac{\{F_{i_{Es}, i_{\theta}, i_{Co}}\}_{Sim} - \{F_{i_{Es}, i_{\theta}, i_{Co}}\}_{Mes}}{\{F_{i_{Es}, i_{\theta}, i_{Co}}\}_{Sim}} \right)^2 \quad (3.55)$$

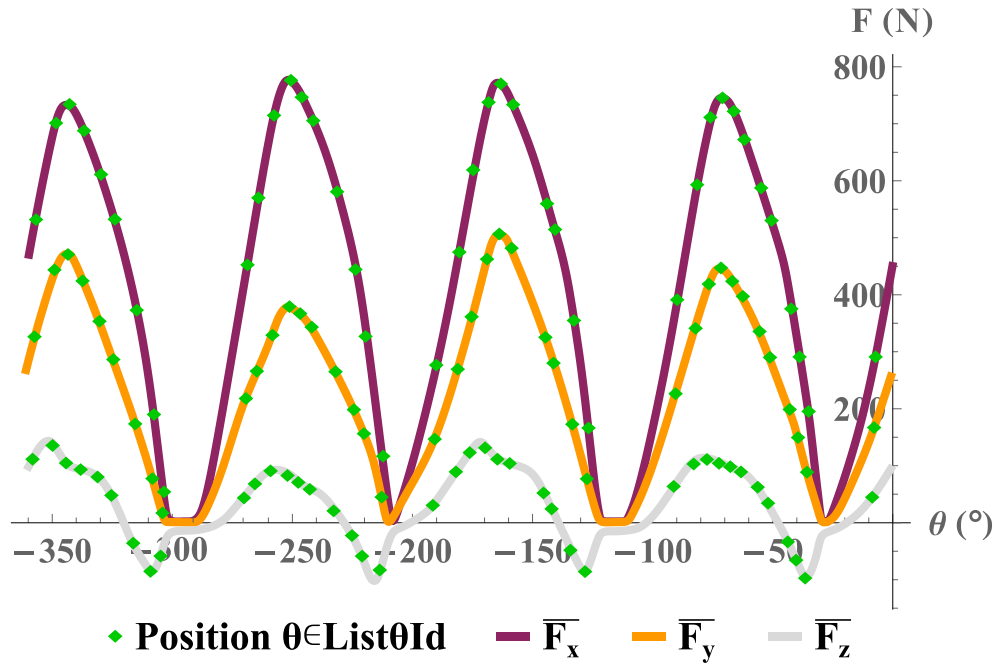


Figure 3.17 Exemple de choix des positions angulaires de  $\text{List}\theta_{Id}$  pour  $f_z = 0.11 \text{ mm} \cdot \text{tr}^{-1} \cdot \text{dent}^{-1}$ ,  $a_e = 1 \text{ mm}$  et  $a_p = 4 \text{ mm}$

Le nombre d'équations contenues dans la fonction coût  $\varepsilon$  est égal au produit de  $Nb_{Es}$ ,  $Nb_{\theta Id}$  et  $Nb_{Co}$ . Le degré de liberté du résidu de l'identification (DL) est égal aux nombres d'équations moins le nombre de coefficients à identifier égale à 6 pour (Eq 3.50) et 9 pour (Eqs 3.51 et 3.52). Plus le DL du système est grand, plus l'identification est robuste mais plus il y a d'équations à résoudre, plus le temps de calcul est long. Cela implique donc de faire un choix judicieux des essais et des positions angulaires de  $\text{List}\theta_{Id}$ . La Figure 3.18 détaille la démarche complète de l'identification inverse des coefficients. Elle montre également la dernière étape de validation de la modélisation expliquée au paragraphe 3.2.6.

Cette méthode utilise un algorithme itératif. Pour réduire le temps de calcul et améliorer le résultat, la simulation initiale doit être calculée avec des coefficients les plus proches du résultat final. Pour ce faire, une première identification est menée avec un unique essai. Les temps de calcul sont réduits car le nombre d'équation est réduit. Les coefficients ainsi identifiés sont réintroduits dans une seconde boucle d'identification comme coefficients de simulation initiale, avec cette fois ci l'ensemble des essais.

Cette méthode peut également poser un problème de stabilité de la solution. En effet, le minimum absolu ne représente pas dans certains cas une réalité mécanique de la coupe comme une pression spécifique de coupe de l'ordre de  $10^{15} \text{ MPa}$  par exemple. L'identification mathématique ne recherche pas une réalité physique mais un minimum relatif. Pour éviter cela, il faut borner l'identification de chaque coefficient en fonction de valeurs connues dans la littérature, et ainsi de trouver le minimum local correspondant à la réalité mécanique du procédé. En effet, [Armarego et al., 1989], [Bissey, 2005] et [Dorlin, 2016] fournissent déjà un ensemble de jeux de coefficients cohérent avec la mécanique de la coupe. Les coefficients recherchés doivent se rapprocher de ces jeux de coefficients.

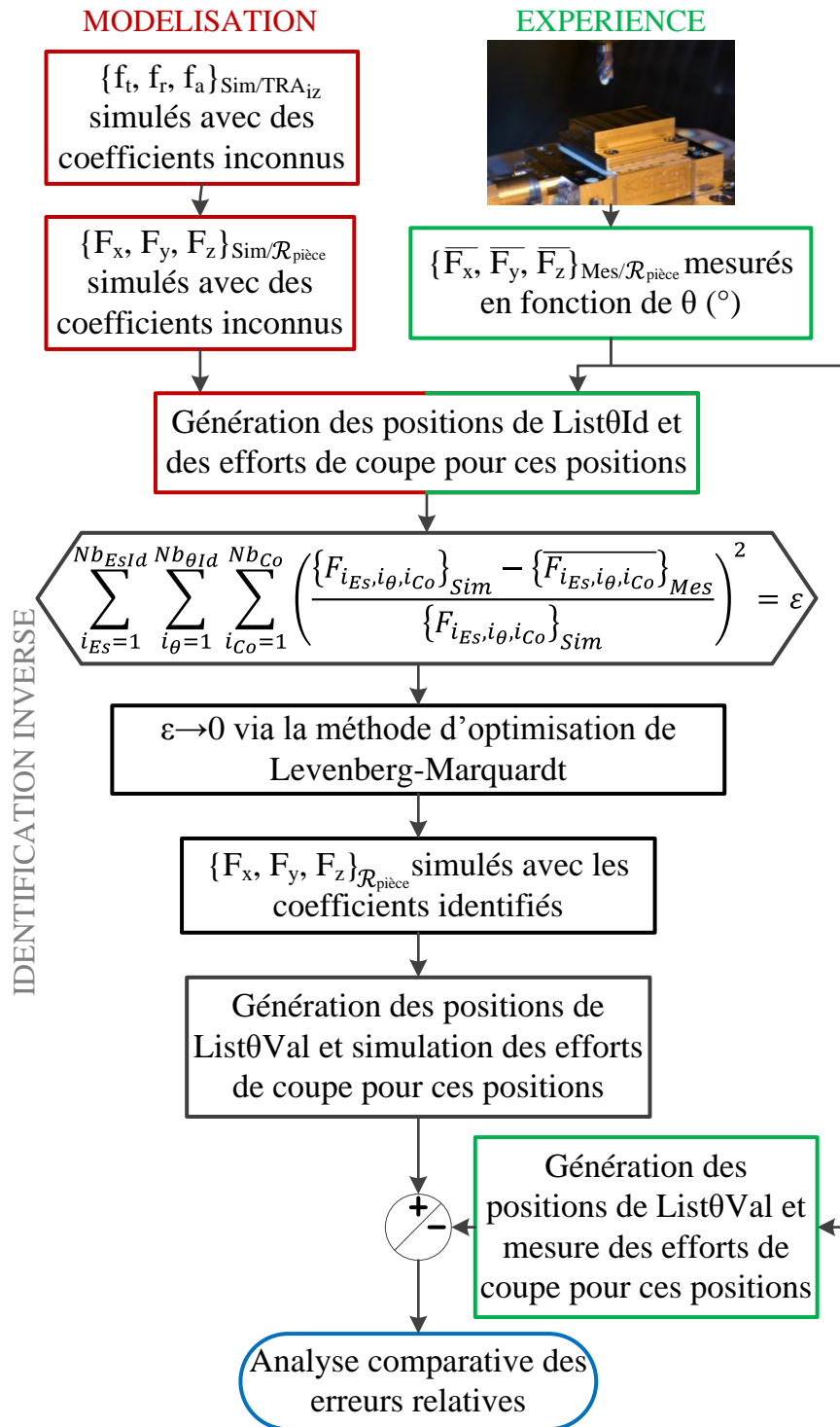


Figure 3.18 Démarche pour l'identification inverse des coefficients de la loi de coupe

### 3.2.6. Méthode pour la validation du modèle

La validation d'une modélisation est un point clé pour analyser un modèle et conclure de sa justesse. Cependant, ce point est très peu abordé dans la littérature, l'appréciation d'une modélisation se limitant souvent à une analyse graphique ou à un calcul d'erreur relative. Ce paragraphe a pour objectif de détailler un ensemble de paramètres afin d'analyser :

- Les efforts mesurés pour vérifier si la mesure n'a pas subi de problème comme une vibration importante du système usinant

- L'erreur relative entre le modèle et l'effort mesuré moyen
- La justesse du modèle par rapport à l'ensemble des mesures réalisées
- La limite à partir de laquelle le modèle est acceptable

La validation du modèle se réfère à la comparaison entre les efforts de coupe simulés et ceux mesurés dans  $\mathcal{R}_{\text{pièce}}$  pour un ensemble de positions angulaires définies contenues dans  $List\theta Val$ . Cette liste est établie à partir des positions contenues dans  $List\theta Mes$ . L'ensemble des positions, pour lesquelles les efforts simulés  $\{F_{i_{Co}}\}_{Sim}$  avec  $i_{Co} \in \{x, y, z\}$  sont inférieurs à 10 % de l'effort maximal simulé, est retiré de  $List\theta Mes$  pour obtenir  $List\theta Val$  de longueur  $Nb_{\theta Val}$  comme présenté en Figure 3.19.

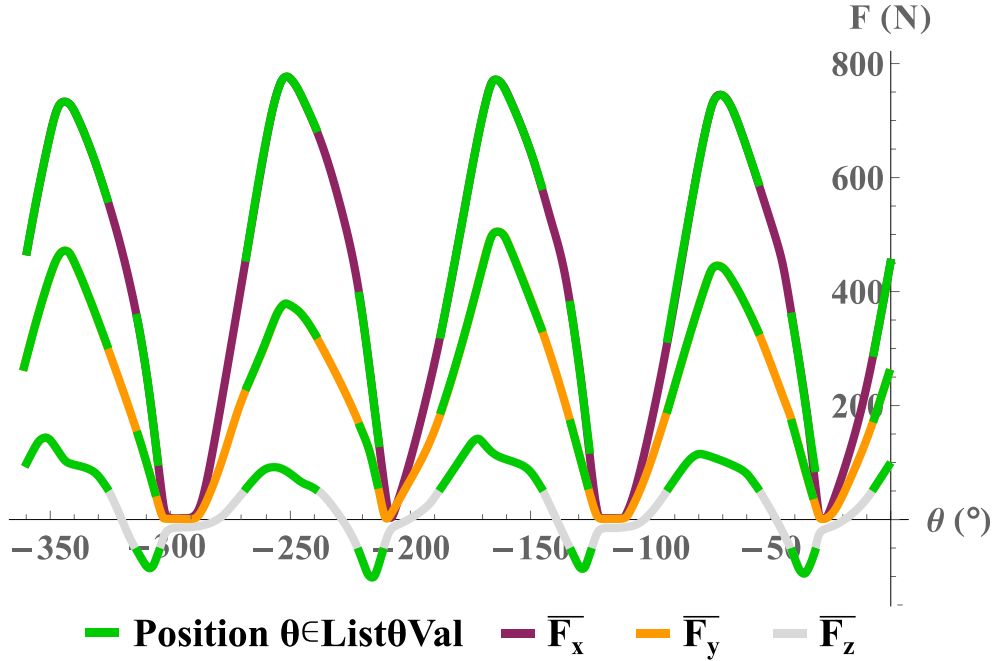


Figure 3.19 Exemple de choix des positions angulaires de  $List\theta Val$  pour  $f_z = 0.11 \text{ mm.tr}^{-1}.\text{dent}^{-1}$ ,  $a_e = 1 \text{ mm}$  et  $a_p = 4 \text{ mm}$

Ensuite, pour l'ensemble des positions angulaires de  $List\theta Val$ , quatre paramètres sont calculés. Le premier correspond à la largeur absolue moyenne du tuyau entre  $\{F_{i_{Co}}^{Min}\}_{Mes\_F}$  et  $\{F_{i_{Co}}^{Max}\}_{Mes\_F}$  notée  $\Delta F_{i_{Co}}$  qui représente la variation expérimentale sur l'ensemble des révolutions de l'outil comme présenté en (Eq 3.56). De la même façon, le second paramètres correspond à l'erreur absolue moyenne entre l'effort simulé  $\{F_{i_{Co}}\}_{Sim}$  et l'effort moyen mesuré  $\{\overline{F_{i_{Co}}}\}_{Mes\_F}$  calculée à partir de (Eq 3.57).

$$\Delta F_{i_{Co}} = \sqrt{\frac{1}{Nb_{\theta Val} \cdot Nb_{EsVal}} \sum_{i_{Es}=1}^{Nb_{EsVal}} \sum_{i_{\theta}=1}^{Nb_{\theta Val}} \left( \{F_{i_{Es}, i_{\theta}, i_{Co}}^{Max}\}_{Mes\_F} - \{F_{i_{Es}, i_{\theta}, i_{Co}}^{Min}\}_{Mes\_F} \right)^2} \quad (3.56)$$

$$Err_{i_{Co}} = \sqrt{\frac{1}{Nb_{\theta Val} \cdot Nb_{EsVal}} \sum_{i_{Es}=1}^{Nb_{EsVal}} \sum_{i_{\theta}=1}^{Nb_{\theta Val}} \left( \{F_{i_{Es}, i_{\theta}, i_{Co}}\}_{Sim} - \{\overline{F_{i_{Es}, i_{\theta}, i_{Co}}}\}_{Mes\_F} \right)^2} \quad (3.57)$$

Par la suite, le troisième paramètre correspond à l'erreur relative moyenne entre la simulation et la moyenne des mesures faites selon toutes les directions de  $\mathcal{R}_{\text{pièce}}$  d'après (Eq 3.58).



$$Err_{xyz} = \sqrt{\frac{1}{Nb_{\theta Val} \cdot Nb_{EsVal} \cdot Nb_{Co}} \sum_{i_{Es}=1}^{Nb_{EsVal}} \sum_{i_{\theta}=1}^{Nb_{\theta Val}} \sum_{i_{Co}=1}^{Nb_{Co}} \left( \frac{\{F_{i_{Es}, i_{\theta}, i_{Co}}\}_{Sim} - \overline{\{F_{i_{Es}, i_{\theta}, i_{Co}}\}_{Mes\_F}}}{\overline{\{F_{i_{Es}, i_{\theta}, i_{Co}}\}_{Mes\_F}}} \right)^2} \quad (3.58)$$

Le dernier paramètre analysé correspond au pourcentage de positions pour lesquelles l'effort simulé est dans le tuyau de mesure et est nommé la *InValue* comme décrit en Figure 3.20. En d'autres termes, si pour une position  $\theta$  de  $List\theta Val$   $\{F_{i_{Co}}\}_{Sim}$  est à la fois plus grand que  $\{F_{i_{Co}}^{Min}\}_{Mes\_F}$  et plus petit que  $\{F_{i_{Co}}^{Max}\}_{Mes\_F}$  alors la position  $\theta$  est comptabilisé dans la *InValue*.

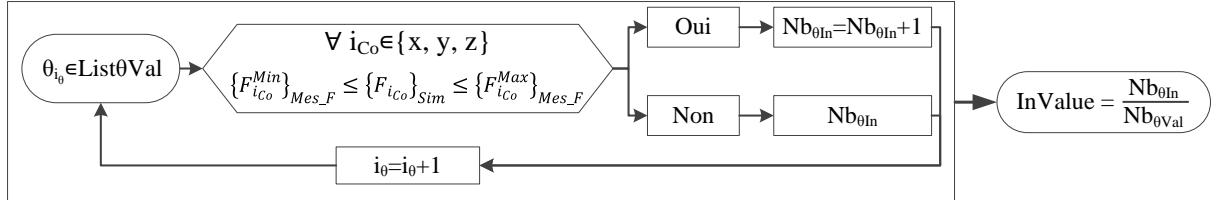


Figure 3.20 Processus pour le calcul du paramètre *InValue*

L'objectif est de déterminer des critères pour évaluer la validité de la modélisation dans la configuration d'usinage considérée. [Dorlin, 2016] propose une limite 10 % sur  $Err_{xyz}$  ce qui correspond à une limite classique dans l'analyse d'un modèle. La largeur du tuyau donne une information sur la stabilité de l'usinage et doit donc être comparé à l'effort maximal pour être analysé. S'il dépasse 10 % de l'effort maximal moyen mesuré dans les toutes positions considérées, l'usinage peut être qualifié d'instable et donc les essais doivent être refaits. De plus,  $Err_{i_{Co}}$  doit être inférieur à  $\Delta F_{i_{Co}}$  pour que l'erreur absolue soit inférieure à la largeur du tuyau. Enfin, le critère de la *InValue* assure une simulation dans le tuyau mesuré : plus sa valeur est grande, meilleur est le modèle. Une valeur pour la *InValue* de 70% est une bonne limite pour valider une modélisation.

### 3.3. Analyse du modèle de prédiction des efforts

Ce paragraphe s'attache à décrire l'application de la démarche détaillée ci-dessus pour le fraisage de l'Inconel 718 FA et LAM. L'objectif est de comparer les différentes lois de coupe proposées au paragraphe 3.2.2 pour les deux matériaux. La meilleure loi de coupe sera par la suite conservée pour y intégrer la modélisation de l'usure. En parallèle, les coefficients identifiés pour chaque loi de coupe et pour chaque matériau sont analysés en mécanique pour comprendre la différence entre les deux alliages de l'étude.

#### 3.3.1. Analyse des coefficients identifiés et des graphiques d'efforts de coupe

L'objectif est de valider la modélisation dans un spectre de conditions de coupe le plus large possible. Pour cela, un ensemble d'essais est réalisé en fonction des conditions définies en Tableau 3.2, le récapitulatif de ces essais est détaillé en Tableau 3.3. La colonne utilisation récapitule les essais utilisés pour l'identification des coefficients (Id) et ceux pour la validation du modèle (Val). Pour ne pas tenir compte de l'usure, les outils utilisés sont contrôlés à la loupe et changés dès l'apparition d'une usure visible.

N° Trial	Utilisation	$V_c$ (m/min)	$f_z$ (mm/rev/tooth)	$a_e$ (mm)	$a_p$ (mm)
1	Id/Val	40	0.07	2	2
2	Id/Val	40	0.10	2	2
3	Id/Val	40	0.11	2.5	3
4	Id/Val	40	0.11	2.5	1
5	Id/Val	40	0.13	1	4
6	Id/Val	40	0.13	2	1
7	Id/Val	40	0.15	1	3
8	Id/Val	40	0.15	2	2
9	Id/Val	40	0.30	2	2
10	Val	40	0.04	2	2
11	Val	40	0.08	1	4
12	Val	40	0.11	1	4
13	Val	40	0.11	2	4
14	Val	40	0.15	2	3

**Tableau 3.3 Ensemble des essais réalisés pour l'identification et la validation de la modélisation pour l'Inconel 718 FA et LAM**

La procédure d'identification inverse est menée pour l'ensemble des essais n° 1 à 9 du Tableau 3.3, pour l'ensemble des lois de coupe (Eqs 3.50 à 3.52), et pour chacun des matériaux. Le Tableau 3.4 présente l'ensemble des coefficients identifiés pour les trois lois de coupe et les deux matériaux. La variation des coefficients correspond à plusieurs identifications pour plusieurs outils considérés et/ou différentes sélections d'essais en Tableau 3.3. En effet, la géométrie locale de l'arête de coupe ou la modification fine de la procédure d'identification peuvent apporter une variation des coefficients identifiés. Cela signifie par exemple que deux outils de la même référence peuvent donner deux jeux de coefficients différents. L'objectif est d'estimer une plage de coefficients pour augmenter la validité du modèle sur un ensemble plus conséquent de conditions.

Il est à noter l'instabilité de la loi de coupe (Eq 3.51) pour l'identification des coefficients pendant la procédure. Cette loi présente en effet un ensemble de minimum locaux autour des coefficients présentés ici en fonction des essais considérés. Cette instabilité peut apporter un défaut d'identification amenant une erreur relative faible mais une augmentation en parallèle des autres paramètres introduits au paragraphe 3.2.6.

Matériau usiné	Inconel 718 FA			Inconel 718 LAM		
	(Eq 3.50)	(Eq 3.51)	(Eq 3.52)	(Eq 3.50)	(Eq 3.51)	(Eq 3.52)
$K_{rb}$ (N.mm <sup>-1</sup> )	61 – 71	56 – 62	54 – 61	80 – 91	78 – 87	73 – 84
$K_{th}$ (MPa)	3142 – 3336	3182 – 3291	3154 – 3281	3201 – 3516	3345 – 3497	3312 – 3488
$K_{r\lambda}$ (% . ° <sup>-1</sup> )		0.09	0.09		0.09	0.09
$K_{rb}$ (N.mm <sup>-1</sup> )	57 – 74	58 – 79	51 – 73	60 – 66	50 – 66	41 – 63
$K_{th}$ (MPa)	717 – 730	587 – 612	674 – 708	747 – 772	587 – 612	754 – 796
$K_{r\lambda}$ (% . ° <sup>-1</sup> )		1.1 – 1.8	0.8 – 1.3		0.6 – 1.1	0.1 – 0.3
$K_{ab}$ (N.mm <sup>-1</sup> (° <sup>-1</sup> ) <sub>3.52</sub> )	3.7 – 4.3	0.08	0.3 – 0.5	4.9 – 5.5	0.11	0.3 – 0.6
$K_{ah}$ (MPa(° <sup>-1</sup> ) <sub>3.52</sub> )	86.2 – 92.4	9.6 – 13.7	18.2 – 21.9	91.2 – 108.4	10.1 – 17.7	17.5 – 22.8
$K_{a\lambda}$ (% . ° <sup>-1</sup> )		92.8 – 97.7			93.5 – 97	

**Tableau 3.4 Coefficients identifiés pour chaque loi de coupe pour les deux matériaux FA et LAM**

Par la suite, la Figure 3.21 et la Figure 3.22 présentent les comparaisons graphiques des efforts de coupe mesurés et simulés avec les coefficients identifiés au Tableau 3.4. L'ensemble des autres essais pour le matériau FA est présenté en Annexe n°2.

Pour la loi de coupe (Eq 3.50), la simulation montre une erreur importante suivant la direction  $\underline{z}$  de  $\mathcal{R}_{\text{pièce}}$ . Pour l'essai  $\{V_c = 40 \text{ m.min}^{-1}; f_z = 0.11 \text{ mm.tr}^{-1}.\text{dent}^{-1}; a_e = 2 \text{ mm}; a_p = 4 \text{ mm}\}$ , la simulation ne suit pas l'inflexion de la courbe des efforts mesurés suivant la direction  $\underline{z}$  entre les positions  $\theta$  égales à  $-70^\circ$  et  $-100^\circ$  par exemple. Cela est la conséquence d'un défaut de prise en compte de l'angle d'hélice, contributeur majoritaire des efforts de coupe suivant cette direction.

Pour la loi de coupe (Eq 3.51), la simulation présente une amélioration suivant la direction  $\underline{z}$ , l'inflexion de la mesure est dans ce cas simulée. Elle présente cependant une erreur importante en sortie de chaque arête de coupe de la matière qui correspond à une zone où l'épaisseur coupée est faible. Par exemple, des écarts importants de la position  $\theta$  égale à  $-160^\circ$  jusqu'à  $-200^\circ$  sont observables dans l'essai  $\{V_c = 40 \text{ m.min}^{-1}; f_z = 0.10 \text{ mm.tr}^{-1}.\text{dent}^{-1}; a_e = 2 \text{ mm}; a_p = 2 \text{ mm}\}$ . Comme la simulation est inférieure selon la direction  $\underline{y}$  et supérieure selon la direction  $\underline{x}$ , la minimisation de la fonction coût de l'identification n'est pas améliorée. Comme cette zone correspond à une zone où l'épaisseur coupée est faible, il faut modifier la modélisation de l'*effet cut* pour diminuer cette erreur.

Pour la loi de coupe (Eq 3.52), la simulation semble bien suivre la progression des efforts mesurés. L'erreur de la simulation est graphiquement la plus faible. Cette loi de coupe est donc pour le moment, celle qui apparaît être la meilleure pour modéliser le fraisage épaulé de l'Inconel 718 FA et LAM.

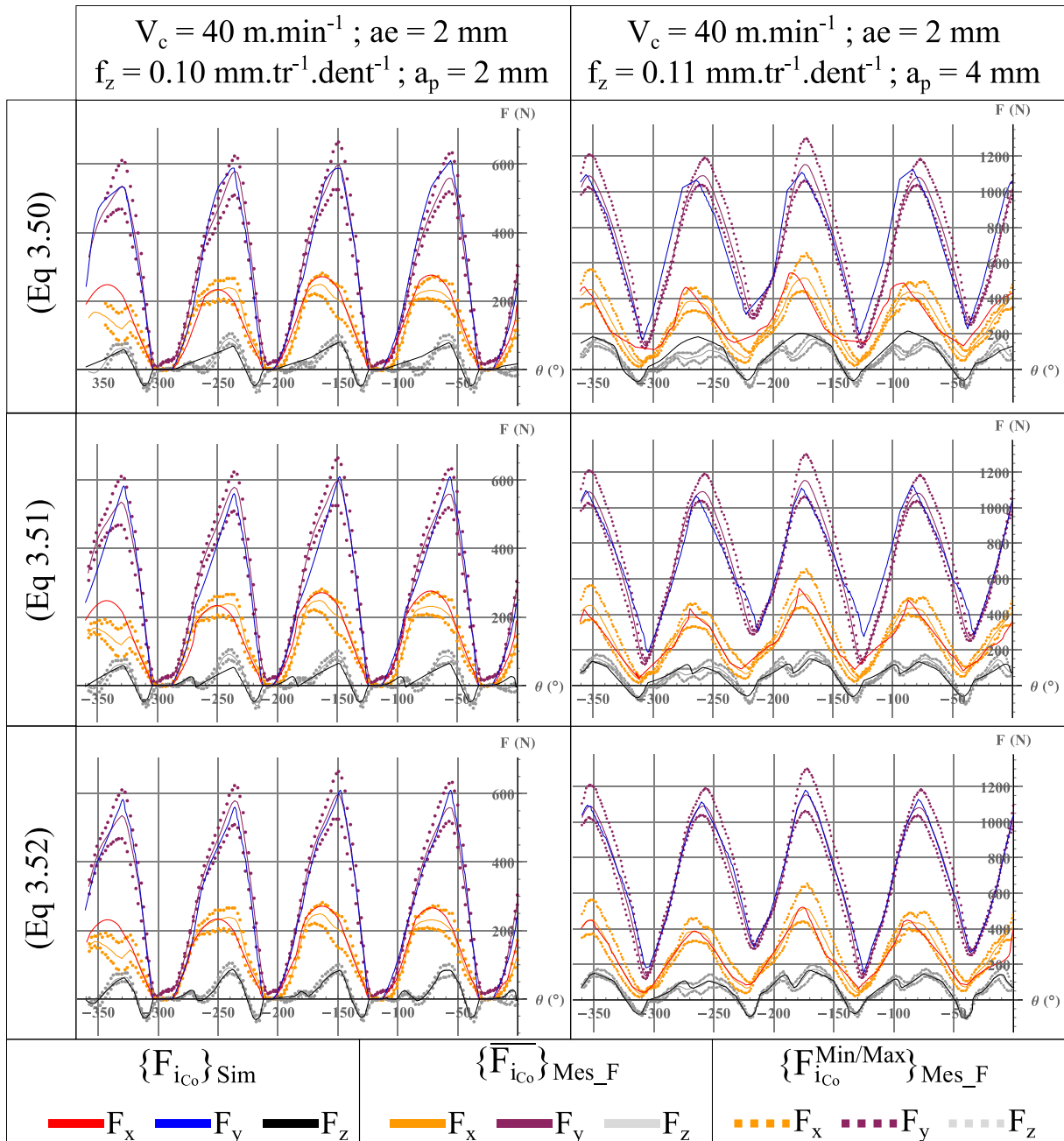


Figure 3.21 Comparaison des efforts de coupe simulés et mesurés pour le matériau FA

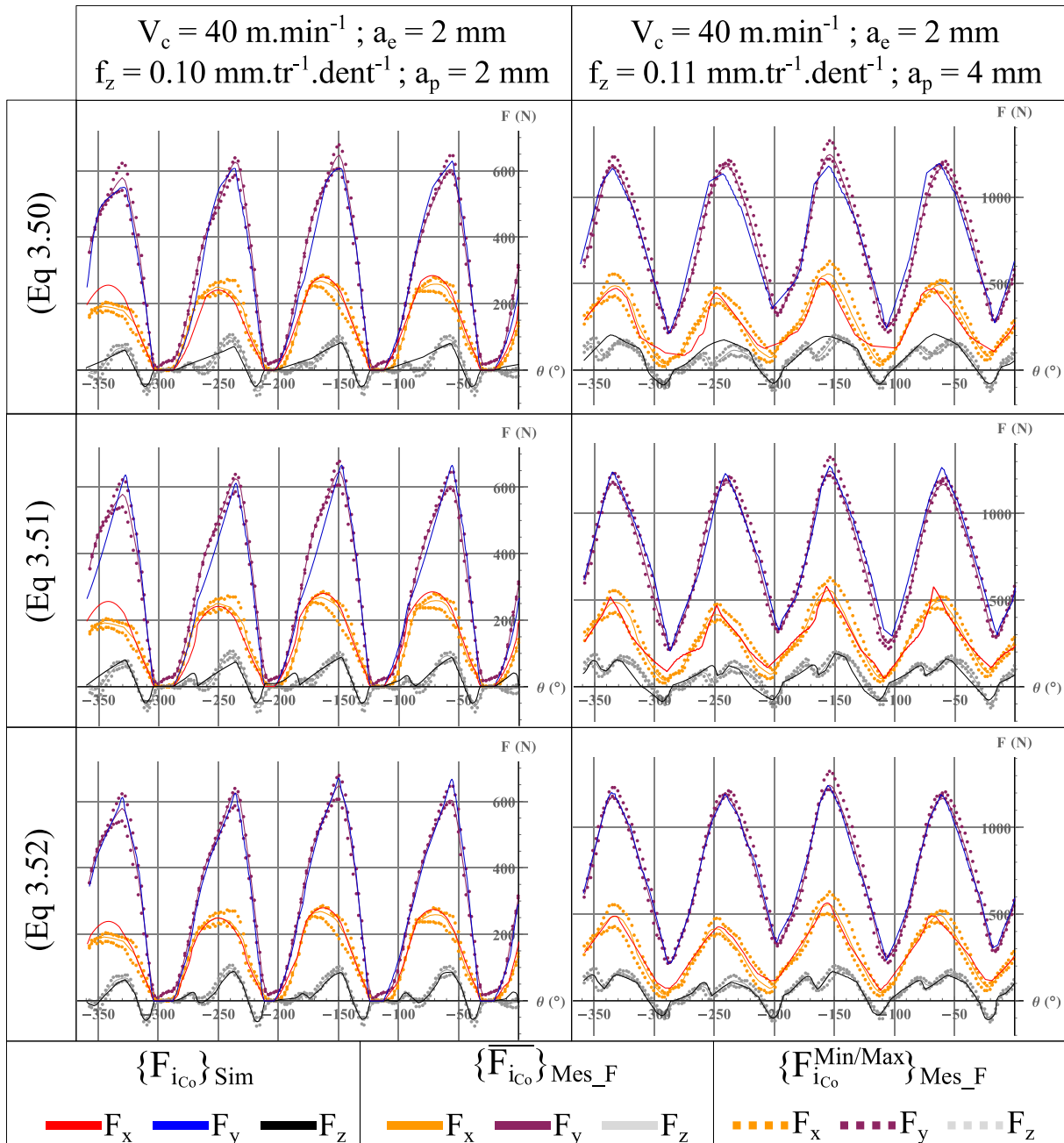


Figure 3.22 Comparaison des efforts de coupe simulés et mesurés pour le matériau LAM

### 3.3.2. Etude des coefficients de frottements macroscopiques

L'identification des coefficients de la loi de coupe résulte uniquement d'un processus d'analyse mathématique, mais les lois de coupe présentées sont fondées sur des grandeurs géométriques de la coupe liées à sa mécanique. Il est possible de faire une interprétation mécanique de l'interaction entre le matériau (copeau et surface usinée) et l'outil. Cette interprétation consiste au calcul de coefficients macroscopiques de frottement se référant à la définition de [Budak et al., 1996]. La Figure 3.23 illustre les liens entre le repère local TRA et celui de la face de coupe NGS dans le cas de la coupe élémentaire oblique.

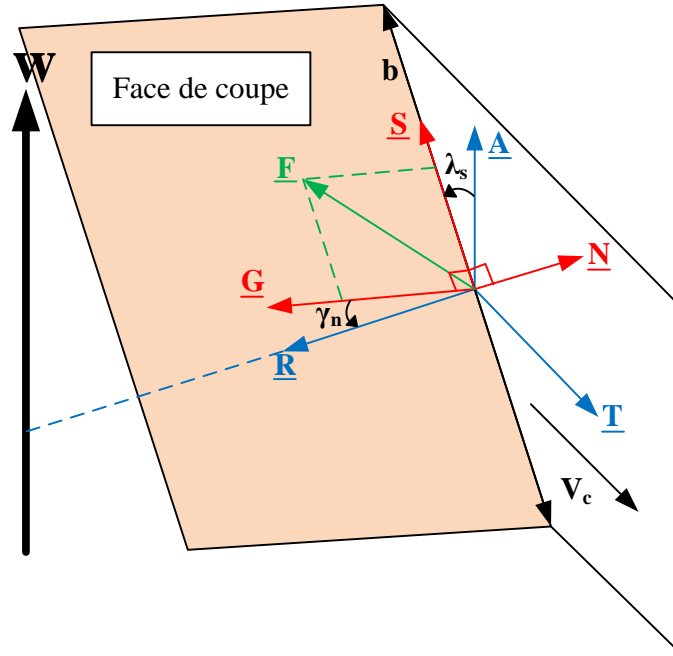


Figure 3.23 Projection du repère local TRA au repère de la face de coupe NGS

Le frottement sur la face de coupe correspond au frottement du copeau sur cette face. Ce frottement est généré à condition que l'épaisseur du copeau  $h$  soit non nulle. Dans ce cas, seuls les efforts générés par l'*effet cut* et l'*effet chip flow* sont pris en compte pour déterminer le coefficient de frottement. Le coefficient de frottement sur la face de coupe  $C_{f/FDC}$  est calculé comme au paragraphe 2.2.4 par le rapport entre la résultante des efforts dans le plan ( $\underline{G}$ ,  $\underline{S}$ ) de la face de coupe et l'effort normal suivant  $\underline{N}$  comme présenté en (Eq 3.59).

$$C_{f/FDC} = \frac{\sqrt{f_{g,c}^2 + f_{s,c}^2}}{f_{n,c}} \quad (3.59)$$

Pour le coefficient de frottement sur la face de dépouille  $C_{f/FDD}$ , la surface de contact correspond à la surface usinée et la direction de frottement correspond à celle du vecteur  $\underline{V}_c$ . De plus, ce frottement est lié aux efforts de coupe à épaisseur  $h$  nulle donc à ceux générés par l'*effet edge* selon la définition d'[Albrecht, 1960]. Comme au paragraphe 2.2.4, aucune projection n'est nécessaire et le coefficient de frottement correspond au rapport entre la résultante dans le plan ( $\underline{T}$ ,  $\underline{A}$ ) et l'effort suivant  $\underline{R}$  comme présenté en (Eq 3.60).

$$C_{f/FDD} = \frac{\sqrt{f_{t,e}^2 + f_{a,e}^2}}{f_{r,e}} \quad (3.60)$$

Le Tableau 3.5 présente l'ensemble des coefficients macroscopiques de frottement déterminés à partir des coefficients moyens des lois de coupe identifiées du Tableau 3.4 et chaque matériau. Les coefficients identifiés sont quasiment les mêmes pour toutes les lois de coupe validant la procédure d'identification. L'ensemble des coefficients identifiés est cohérent avec une modélisation mécanique du procédé d'usinage selon [Budak et al., 1996] et [Moufki et al., 1998]. De plus, la différence sur les coefficients de frottements sur la face de coupe  $C_{f/FDC}$  est très faible entre les deux matériaux. Cela est

en accord avec les observations de la formation du copeau au paragraphe 2.2.2 qui ne montrent pas de différence entre les deux matériaux sur la longueur de contact entre l'outil et le copeau. Pour le coefficient de frottement en dépouille  $C_{f/FDD}$ , le coefficient pour l'Inconel 718 LAM dépasse 1 car il prend en compte l'effort de séparation de la matière à la limite entre la ZCP et la ZCT, c'est pourquoi il ne s'agit pas d'un coefficient de frottement pur entre l'outil et la surface usinée. Pour ce coefficient, il y a un rapport d'environ 1.4 entre le matériau FA et le matériau LAM. Cela coïncide avec les conclusions du chapitre 2 sur la difficulté accrue de propager une fissure et donc de former un copeau dans le matériau LAM comparé au matériau FA.

		(Eq 3.50)	(Eq 3.51)	(Eq 3.52)
Inconel 718 FA	$C_{f/FDC}$	0.25	0.25	0.25
	$C_{f/FDD}$	0.95	1	0.98
Inconel 718 LAM	$C_{f/FDC}$	0.24	0.26	0.25
	$C_{f/FDD}$	1.39	1.41	1.40

**Tableau 3.5 Coefficients de frottement macroscopiques calculés avec les coefficients identifiés moyens pour chaque loi de coupe et chaque matériau**

### 3.3.3. Validation du modèle

Pour départager les différentes lois de coupe proposées au paragraphe 3.2.2, l'analyse des paramètres de validation de la modélisation sont déterminés pour chaque loi et chaque matériau. Le résultat de cette analyse est présenté en Tableau 3.6. Le constat estimé au paragraphe 3.3.1 est confirmé. En effet, les lois de coupe (Eqs 3.50 et 3.51) sont moins bonnes que la loi (Eq 3.52) selon tous les paramètres analysés ( $Err_x, Err_y, Err_z, Err_{xyz}$  et  $InValue$ ). Le critère de la  $InValue$  est notamment bien inférieur pour la loi (Eq 3.50) avec une valeur inférieure ou égale à 50 % pour les deux matériaux. La modélisation n'est comprise que 50 % du temps dans l'intervalle mesuré. La loi de coupe conservée dans notre configuration est donc (Eq 3.52).

		$\Delta F_x$ (N)	$Err_x$ (N)	$\Delta F_y$ (N)	$Err_y$ (N)	$\Delta F_z$ (N)	$Err_z$ (N)	$Err_{xyz}$ (%)	$InValue$ (%)
Loi (Eq 3.50)	FA	67	71	73	77	28	45	12.9	49
	LAM	75	74	88	126	32	47	14.1	50
Loi (Eq 3.51)	FA	67	71	73	64	28	42	12.7	61
	LAM	75	77	88	86	32	39	11.8	65
Loi (Eq 3.52)	FA	67	53	73	62	28	12	6.2	82
	LAM	75	49	88	57	32	16	6.1	80

**Tableau 3.6 Paramètres de validation de la modélisation pour les trois lois de coupe considérées**

Pour la loi de coupe (Eq 3.52), selon la direction  $\underline{x}$  de  $\mathcal{R}_{pièce}$ , l'erreur absolue  $Err_x$  est de 53 N pour le matériau FA et de 49 N pour le matériau LAM. En comparaison la largeur du tuyau de mesure est de 67 N pour le matériau FA et de 75 N pour le matériau LAM. Dans ce cas, l'erreur entre la simulation et la moyenne des mesures est inférieure à l'erreur de mesure donc la modélisation est validée dans cette direction. Il en est de même suivant les directions  $\underline{y}$  et  $\underline{z}$ , c'est pourquoi la modélisation proposée est valide à l'observation de ces paramètres.

En ce qui concerne l'erreur relative suivant les trois composantes  $Err_{xyz}$ , l'objectif est de descendre sous les 10 %. Pour les deux matériaux ce paramètre est légèrement supérieur à 6 % ce qui valide dans cette configuration la modélisation. Le dernier paramètre correspond au critère de la  $InValue$ , il assure que la simulation est dans l'intervalle mesuré. Le critère est de 70 %, ce qui signifie que pour 70 % des positions analysées, la simulation est dans l'intervalle mesuré. La  $InValue$  est de 82 % pour le matériau FA et de 80 % pour le matériau LAM, ce qui valide la modélisation dans cette configuration.

La dernière loi de coupe proposée remplit ainsi l'ensemble des critères définis pour la validation d'un modèle. Elle constitue une loi de coupe rendant bien compte des phénomènes générés par la technique de fraisage étudié. Cette modélisation peut servir de base pour intégrer d'autres paramètres et notamment l'usure de l'outil.



### 3.4. Modélisation des efforts en fonction de l'usure

Le paragraphe 3.3 développe une modélisation du fraisage en ne prenant pas compte l'usure, or les chapitres 1 et 2 montrent que l'usure est importante lors des opérations de fraisage de l'Inconel 718. L'usure a également une influence non négligeable sur les efforts de coupe. [Oraby et al., 1991] montrent en effet une corrélation entre l'usure contrôlée et les efforts de coupe enregistrés dans le cadre d'opérations de tournage. Dans le même principe, [Li et al., 2007] analysent l'évolution du coefficient de frottement entre l'arête de coupe et le copeau en fonction de l'usure. Ils montrent une modification de l'interaction de coupe en fonction de l'usure. C'est pourquoi un modèle généralisé doit prendre en compte l'effet de l'usure sur les efforts de coupe.

[Sun et al., 2013] développent un modèle d'effort prenant en compte l'usure en dépouille dans la loi de coupe considérée dans le cadre du fraisage d'un alliage de Ti6Al4V. [Dorlin, 2016] procède également de cette façon en modifiant l'*effet edge* de la loi de coupe qu'il propose en fonction de l'usure en dépouille  $VB$  déterminée par une modélisation de l'usure fonction du temps d'usinage en fraisage. Cependant, ces modèles considèrent l'usure uniquement comme une modification de l'interaction entre la surface de l'outil et la matière usinée (modification de la loi de coupe). L'usure mesurée selon la norme [ISO 8688-2, 1989] est pourtant une modification de la géométrie de l'outil comme expliqué au paragraphe 2.3.4. Il est nécessaire de prendre en compte ces deux conséquences de l'usure dans la modélisation pour optimiser l'identification des coefficients et donc la validité de la simulation.

#### 3.4.1. Effets de l'usure sur les efforts de coupe

Pour comprendre l'effet de l'usure, il faut en analyser les conséquences sur les efforts de coupe. La Figure 3.24 présente l'évolution des efforts de coupe mesurés moyens selon les directions  $\underline{x}$  et  $\underline{y}$  du repère  $\mathcal{R}_{\text{pièce}}$ . Selon la direction  $\underline{y}$ , les efforts de coupe augmentent de manière linéaire avec l'usure en dépouille de l'outil. L'usure génère plus d'effort de coupe, cela est le fruit d'une modification de l'interaction entre l'outil et la matière usinée. Selon la direction  $\underline{x}$ , l'usure n'a pas le même impact sur chaque arête de coupe. Pour l'arête de coupe présentant les efforts les plus importants à faible usure, ces derniers vont avoir tendance à diminuer avec l'usure. Au contraire, pour l'arête de coupe subissant le moins d'efforts à faibles usure, ces efforts vont augmenter avec l'usure. De plus, pour ces dernières arêtes de coupe, l'angle d'engagement apparent va fortement augmenter. Ces phénomènes sont le signe d'une modification de la géométrie de l'outil et notamment du faux-rond.

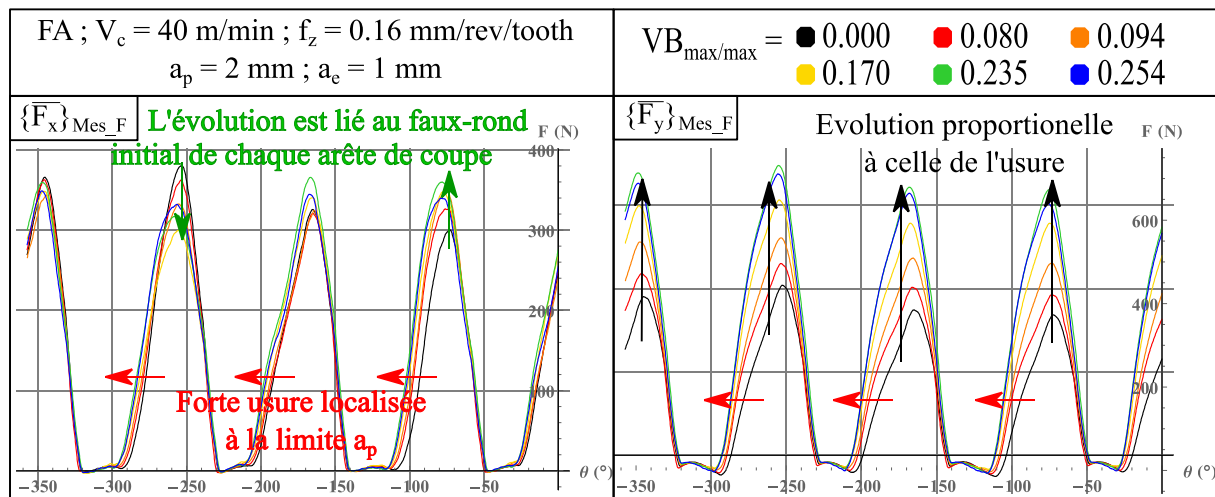


Figure 3.24 Evolution de l'effort de coupe moyen mesuré suivant la direction  $\underline{x}$  et  $\underline{y}$  de  $\mathcal{R}_{\text{pièce}}$  en fonction de l'usure de l'outil

Enfin, toutes les directions montrent une modification importante des efforts de coupe en sortie de l'arête de coupe. Il s'agit de la conséquence de l'usure importante dans cette zone correspondant à la zone en limite de profondeur de passe  $a_p$  comme expliqué au paragraphe 2.3.2.

Ces observations montrent que pour prendre en compte l'effet inégal de l'usure en fonction de la géométrie initiale de l'outil, il faut modifier la modélisation de l'outil en fonction de l'usure en dépouille. En parallèle, l'effet d'augmentation linéaire des efforts de coupe avec l'usure ne peut correspondre qu'à une modification du frottement entre l'outil et la matière usinée. Ce phénomène doit être pris en compte dans la loi de coupe du modèle. La modélisation des efforts de coupe avec la prise en compte de l'usure proposée va étudier ces deux analyses séparément.

### 3.4.2. Prise en compte de l'usure dans la modélisation de l'outil

L'usure mesurée et modélisable correspond à l'usure en dépouille  $VB$  le long de l'arête. Le modèle d'usure considéré est un modèle d'usure en dépouille pure provoquant le recul d'arête  $RAC$  présenté en (Eq 2.31). L'objectif est de limiter les mesures d'usure qui sont longues et demandent un arrêt prolongé de l'usinage. Le problème est que le paragraphe 2.3.3 et notamment la Figure 2.31 montre que développer un modèle d'usure est très complexe. En effet, l'écart observable sur l'évolution de l'usure, entre deux essais dans les mêmes conditions de coupe, témoigne de phénomènes très variables générant cette usure. Cela entraîne une impossibilité de développer un modèle stable de l'évolution de l'usure sans sous-estimer ou surestimer cette usure.

La solution est de limiter la mesure de l'usure en dépouille maximale  $VB_{max}$  selon la norme [ISO 8688-2, 1989] et de développer un modèle d'usure en dépouille  $VB$  le long de l'arête de coupe en fonction de cette mesure et des observations faites au paragraphe 2.3.2. Pour tenir compte de l'augmentation de l'usure le long de l'arête de coupe en corrélation avec l'augmentation de l'épaisseur coupée, le modèle proposé est présenté en (Eq 3.61) et illustré en Figure 3.25.

$$VB[i_{AC}, z] = VB_{max}[i_{AC}] \cdot \left(1 - e^{-2\frac{z}{r_e}}\right) \quad (3.61)$$

Avec l'usure en dépouille modélisée le long de l'arête en fonction de la mesure de  $VB_{max}$ , il est possible de calculer le recul d'arête  $RAC$  de cette même arête de coupe en fonction de (Eq 2.31). Ce recul d'arête correspond à une modification du profil modélisé de l'outil  $\underline{Profil}_{AC}$  suivant le vecteur normal à ce profil dans le plan  $P_n$  noté  $\underline{NV}_{\underline{Profil}_{AC}}$ , présenté en (Eq 3.62) et en Figure 3.25.

$$\underline{Profil}_{AC,w}[i_{AC}, z] = \underline{Profil}_{AC}[z] - BCE[i_{AC}, z] \cdot \underline{NV}_{\underline{Profil}_{AC}}[z] \quad (3.62)$$

Le nouveau profil obtenu, noté  $\underline{Profil}_{AC,w}$ , est réintroduit dans le modèle géométrique de l'outil dont la démarche est expliquée au paragraphe 3.1. Ainsi, chaque arête de coupe a sa géométrie modifiée. L'épaisseur coupée et l'engagement modélisés sont par la même occasion modifiés, ce qui permet de prendre en compte les observations du paragraphe 3.4.1.

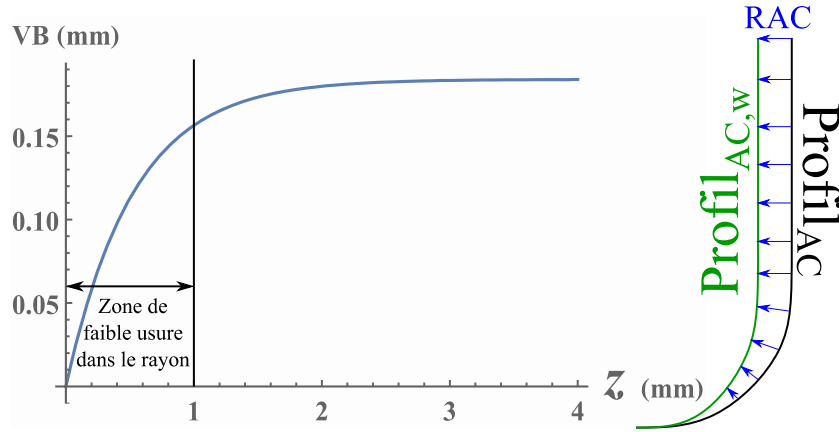


Figure 3.25 Modélisation de l'usure en dépouille VB le long d'une arête de coupe et modification du profil

### 3.4.3. Prise en compte de l'usure dans les lois de coupe utilisées

La seconde observation du paragraphe 3.4.1 consiste à montrer une évolution de l'interaction entre l'outil et le matériau usiné. Cette modification de l'interaction ne peut se faire qu'en modifiant la loi de coupe locale du modèle proposé comme le fait [Sun et al., 2013] et [Dorlin, 2016]. Les deux proposent un terme additif à l'effet *edge* précédemment modélisé. En effet, l'usure en dépouille n'a pas d'influence sur le frottement en face de coupe dans la ZCS mais sur celui en face de dépouille en ZCT. C'est pourquoi la première loi proposée en (Eq 3.63) repose sur la modélisation conservée sans usure (Eq 3.52) avec un terme additif à l'effet *edge*.

$$\begin{aligned}
 \{f_t[i_{Ac}, \theta]\}_{TRA_{iz}} &= b_{iz} \left( K_{tb} \frac{(1 + K_{tw} \cdot VB_{iz}[i_{Ac}])}{\text{Tool wear effect}} + K_{th} \cdot h_{iz}[i_{Ac}, \theta] \right) (1 + K_{t\lambda} \cdot \lambda_{s_{iz}}) \\
 \{f_r[i_{Ac}, \theta]\}_{TRA_{iz}} &= b_{iz} \left( K_{rb} \frac{(1 + K_{rw} \cdot VB_{iz}[i_{Ac}])}{\text{Tool wear effect}} + K_{rh} \cdot h_{iz}[i_{Ac}, \theta] \right) (1 + K_{r\lambda} \cdot \lambda_{s_{iz}}) \\
 \{f_a[i_{Ac}, \theta]\}_{TRA_{iz}} &= b_{iz} \left( K_{ab} \frac{(1 + K_{aw} \cdot VB_{iz}[i_{Ac}])}{\text{Tool wear effect}} + K_{ah} \cdot h_{iz}[i_{Ac}, \theta] \right) \cdot \lambda_{s_{iz}}
 \end{aligned} \quad (3.63)$$

Néanmoins, il est possible de considérer que le frottement sur la face de coupe est altéré par une usure en cratère. Cette usure en cratère qui n'est pas observée dans cette étude peut être proportionnelle à l'usure en dépouille comme l'explique [Sugihara et al., 2013]. Dans ce cas, l'effet *cut* est lui aussi affecté par l'usure et un terme multiplicatif des deux effets en fonction de l'usure en dépouille doit être ajouté à la loi de coupe sans usure (Eq 3.52). C'est ainsi qu'est développé la loi de coupe présentée en (Eq 3.64).

$$\begin{aligned}
 \{f_t[i_{Ac}, \theta]\}_{TRA_{iz}} &= b_{iz} (K_{tb} + K_{th} \cdot h_{iz}[i_{Ac}, \theta]) (1 + K_{t\lambda} \cdot \lambda_{s_{iz}}) \frac{(1 + K_{tw} \cdot VB_{iz}[i_{Ac}])}{\text{Tool wear effect}} \\
 \{f_r[i_{Ac}, \theta]\}_{TRA_{iz}} &= b_{iz} (K_{rb} + K_{rh} \cdot h_{iz}[i_{Ac}, \theta]) (1 + K_{r\lambda} \cdot \lambda_{s_{iz}}) \frac{(1 + K_{rw} \cdot VB_{iz}[i_{Ac}])}{\text{Tool wear effect}} \\
 \{f_a[i_{Ac}, \theta]\}_{TRA_{iz}} &= b_{iz} (K_{ab} + K_{ah} \cdot h_{iz}[i_{Ac}, \theta]) \cdot \lambda_{s_{iz}} \frac{(1 + K_{aw} \cdot VB_{iz}[i_{Ac}])}{\text{Tool wear effect}}
 \end{aligned} \quad (3.64)$$

Les mesures des efforts de coupe à différents niveaux d'usure contrôlés réalisées au chapitre 2 sont utilisées pour faire une identification inverse des coefficients des lois de coupe (Eqs 3.63 et 3.64).

### 3.4.4. Analyse du modèle identifié avec l'usure

L'identification des lois de coupe avec l'usure est effectuée avec les essais réalisés dans l'analyse de l'usure du paragraphe 2.4. D'autres essais complémentaires sont faits pour augmenter la diversité des conditions de coupe analysées. L'ensemble des essais utilisés pour l'identification et la validation du modèle sont présentés en Tableau 3.7. De même que pour l'identification sans usure, certains essais sont utilisés pour la procédure d'identification (Id dans la colonne « Utilisation ») et la validation (Val) alors que d'autres ne sont utilisés que pour la validation. Pour améliorer l'identification, les essais sélectionnés ne doivent pas être réalisés avec des outils présentant des profils d'usure trop éloignés de la modélisation géométrique de l'usure en paragraphe 3.4.2. Ainsi, les tests réalisés à forte usure ou à profil d'usure particulier sont préalablement écartés, en pratique l'usure  $VB_{\max/\max}$  est inférieur à 0.205 mm.

N° Trial	Utilisation	$V_c$ (m.min <sup>-1</sup> )	$f_z$ (mm.tr <sup>-1</sup> .dent <sup>-1</sup> )	$a_e$ (mm)	$a_p$ (mm)	$VB_{\max/\max}$ (mm)
1	Id/Val	40	0.098	4	2	0.000
2	Id/Val	40	0.098	4	2	0.065
3	Id/Val	40	0.098	4	2	0.153
4	Id/Val	40	0.110	2	2	0.000
5	Id/Val	40	0.110	2	2	0.061
6	Id/Val	40	0.110	2	2	0.148
7	Id/Val	40	0.110	2	2	0.184
8	Id/Val	40	0.160	1	2	0.000
9	Id/Val	40	0.160	1	2	0.052
10	Id/Val	40	0.160	1	2	0.099
11	Id/Val	40	0.160	1	2	0.149
12	Val	40	0.098	4	2	0.095
13	Val	40	0.098	4	2	0.225
14	Val	40	0.110	2	2	0.089
15	Val	40	0.110	2	2	0.218
16	Val	40	0.160	1	2	0.205

**Tableau 3.7 Ensemble des essais réalisés pour l'identification et la validation de la modélisation avec usure pour l'Inconel 718 FA et LAM**

Pour cette étape, l'ensemble des coefficients sont identifiés. Cependant, pour améliorer l'identification, les valeurs des coefficients  $K_{kb}$ ,  $K_{kh}$  et  $K_{k\lambda}$  avec  $k \in \{t, r, a\}$  pour la minimisation de la fonction coût (Eq 3.55) sont au départ de l'identification égales aux coefficients identifiés sans usure du Tableau 3.4. De plus, les solutions sont bornées par des bornes réduites autour de celle du Tableau 3.4. Ces précautions permettent d'améliorer la stabilité de l'identification tout en prenant en compte la possible variabilité des coefficients en fonction de l'outil. Le Tableau 3.8 présente ainsi les coefficients identifiés pour les lois de coupe (Eqs 3.63 et 3.64).

Matériau usiné	Inconel 718 FA		Inconel 718 LAM	
	(Eq 3.63)	(Eq 3.64)	(Eq 3.63)	(Eq 3.64)
$K_{tb}$ (N/mm)	55 – 75	55 – 73	72 – 101	75 – 86
$K_{tw}$ (MPa)	9 – 10	8 – 9	9 – 10	8 – 10
$K_{th}$ (MPa)	3109 – 3245	2998 – 3178	3289 – 3401	3089 – 3255
$K_{t\lambda}$ (%/°)	0.09	0.09	0.09	0.09
$K_{rb}$ (N/mm)	51 – 78	48 – 75	36 – 61	44 – 63
$K_{rw}$ (MPa)	11 – 12	10 – 12	11 – 13	10 – 12
$K_{rh}$ (MPa)	701 – 726	487 – 526	748 – 788	472 – 552

$K_{r\lambda}$ (%/°)	0.8 – 1.5	0.6 – 1.2	0.1 – 0.3	0.6 – 1
$K_{ab}$ (N/mm/°)	0.3 – 0.5	0.4 – 0.5	0.3 – 1	0.4 – 0.8
$K_{aw}$ (MPa)	0.1 – 0.2	0.05 – 0.1	0.2 – 0.3	0.05 – 0.1
$K_{ah}$ (MPa/°)	18.1 – 21.4	15.1 – 18.3	20.5 – 22.8	17.6 – 19.4

Tableau 3.8 Coefficients identifiés pour les lois de coupe avec usure pour les deux matériaux FA et LAM

La Figure 3.26 et la Figure 3.27 montrent la comparaison de la simulation avec la mesure, respectivement avec la loi de coupe (Eq 3.63) et (Eq 3.64), dans l'Inconel 718 FA dans le cadre de l'essai  $\{V_c = 40 \text{ m.min}^{-1}; f_z = 0.11 \text{ mm.tr}^{-1}.\text{dent}^{-1}; a_e = 2 \text{ mm}; a_p = 2 \text{ mm}\}$  en fonction de l'évolution de l'usure en dépouille mesurée pour chaque arête de coupe  $VB_{max}$ .

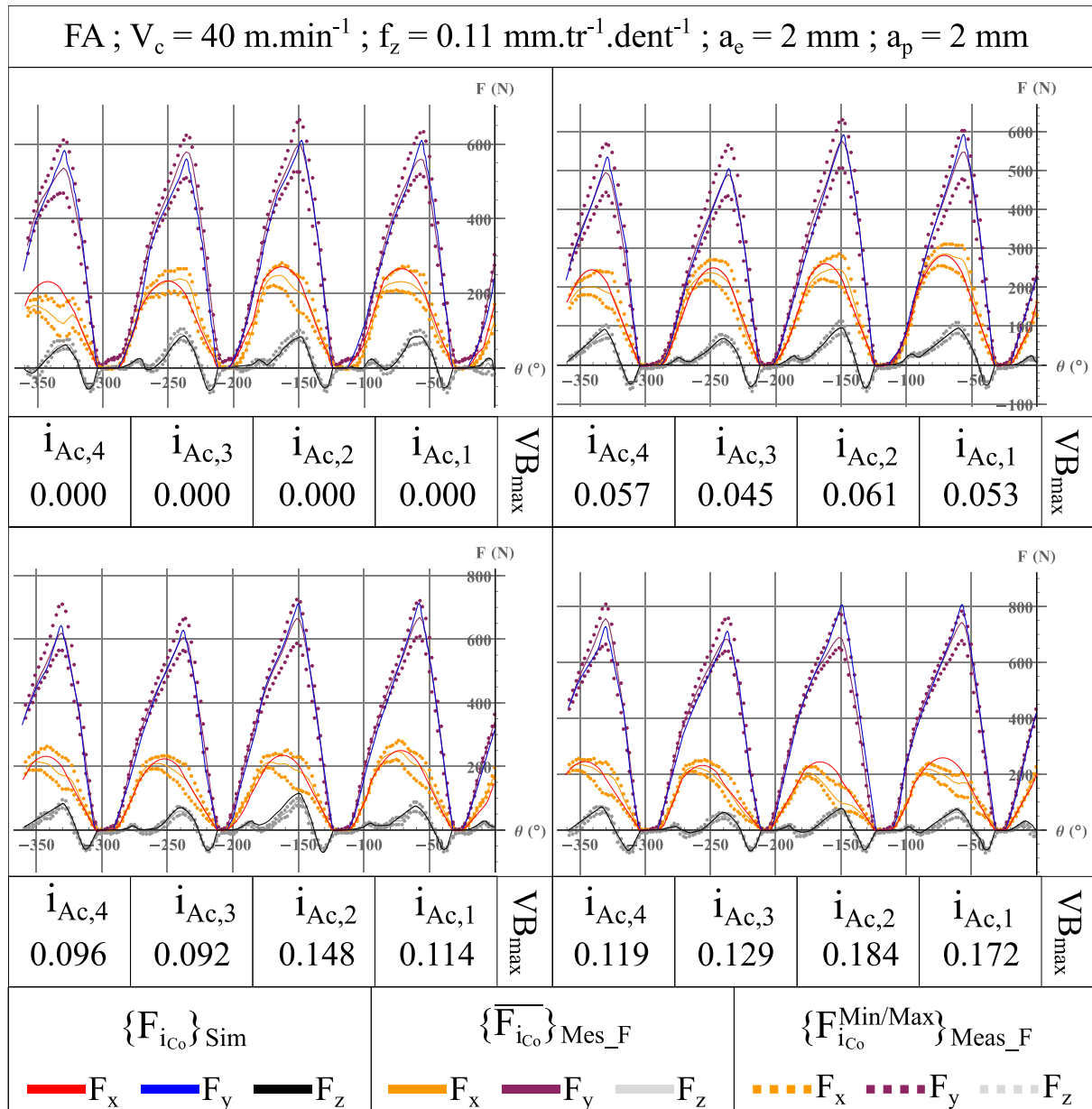


Figure 3.26 Comparaison entre les efforts de coupe modélisés et mesurés dans le matériau FA avec la loi de coupe (Eq 3.63) en fonction de l'évolution de l'usure

Premièrement, il est possible que l'erreur de la simulation augmente avec l'usure. Cela signifie qu'un élément n'est peut-être pas pris en compte dans la modélisation. Par exemple, les efforts

mesurés suivant la direction  $\underline{x}$  présentent une modification de la forme de leurs courbes à l'entrée de l'arête latérale en matière, ce qui correspond aux positions  $\theta$  entre  $-50^\circ$  et  $-65^\circ$  pour la première arête de coupe ou encore entre  $-140$  et  $-155^\circ$  pour la seconde arête de coupe. Cette modification de l'inflexion de la courbe n'est pas modélisée et engendre une erreur importante au cours de l'identification.

Deuxièmement, il est observé que la loi de coupe (Eq 3.64) présente une simulation moins proche que (Eq 3.63) pour des usures supérieures à 0.1 mm. D'ailleurs, plus l'usure augmente, plus l'écart graphique de cette loi de coupe entre la simulation et la mesure s'agrandit.

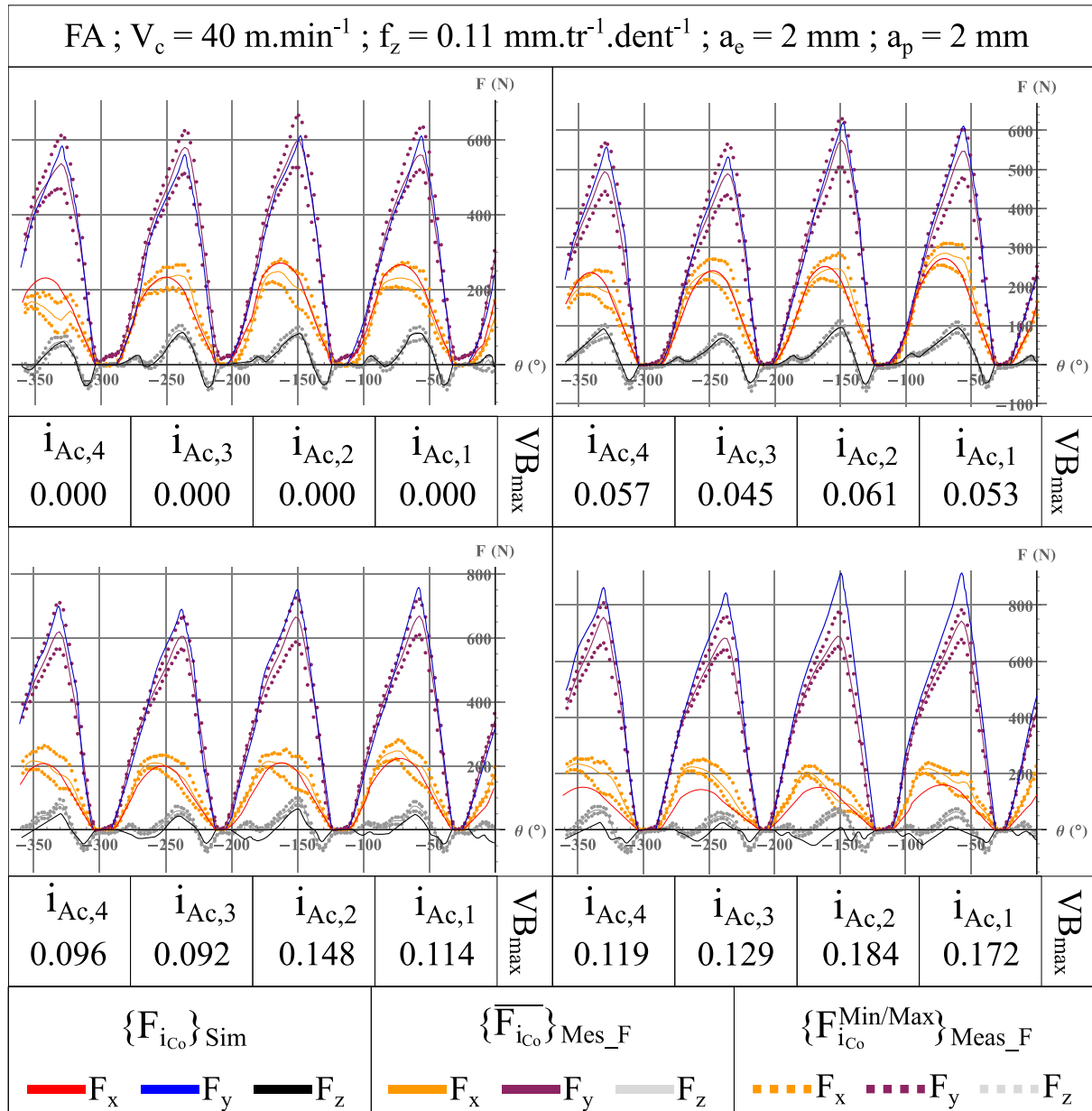


Figure 3.27 Comparaison entre les efforts de coupe modélisés et mesurés dans le matériau FA avec la loi de coupe (Eq 3.64) en fonction de l'évolution de l'usure

De même, la Figure 3.28 et la Figure 3.29 présente les comparaisons graphiques entre la simulation et la mesure pour l'Inconel 718 LAM. L'erreur de simulation pour la loi de coupe (Eq 3.64) semble moins marquée pour les usures supérieures à 0.1 mm dans ce matériau. Cependant, la

simulation suivant cette loi présente graphiquement de moins bons résultats qu'avec la loi de coupe (Eq 3.63).

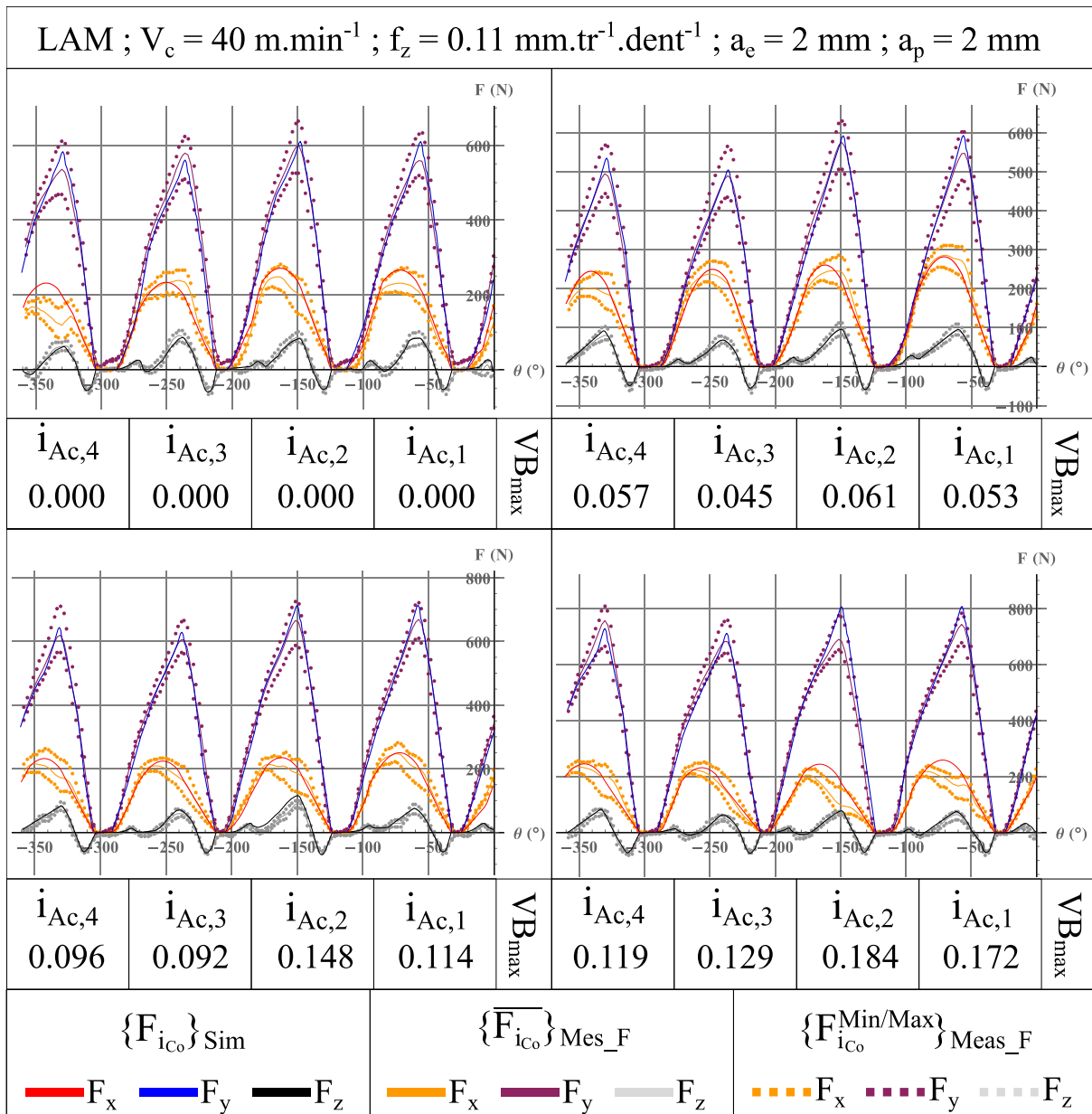


Figure 3.28 Comparaison entre les efforts de coupe modélisés et mesurés dans le matériau LAM avec la loi de coupe (Eq 3.63) en fonction de l'évolution de l'usure

L'ensemble de ces analyses montrent que la prise en compte de l'usure est difficile dans une modélisation car les phénomènes aléatoires liés à l'usure sont difficilement prédictibles et donc modélisables. Dans ce sens, le paragraphe 2.4.2 montre que plus l'usure est grande, plus elle génère de phénomènes critiques aléatoirement dispersés le long de l'arête. Une rayure provoquée par un carbure sur l'arête de coupe est notamment l'amorçage d'une entaille provoquant un effondrement rapide de l'arête. Ce processus fait que le profil réel de l'outil s'éloigne de plus en plus de la modélisation proposée au paragraphe 3.4.2. Ce défaut de modélisation va bien entendu engendrer une erreur sur la simulation. C'est pourquoi la modélisation des efforts de coupe avec une usure importante ( $VB_{max}$  supérieure à 0.2 mm) est très compliquée et ces travaux se limitent donc à des usures inférieures à cette limite.

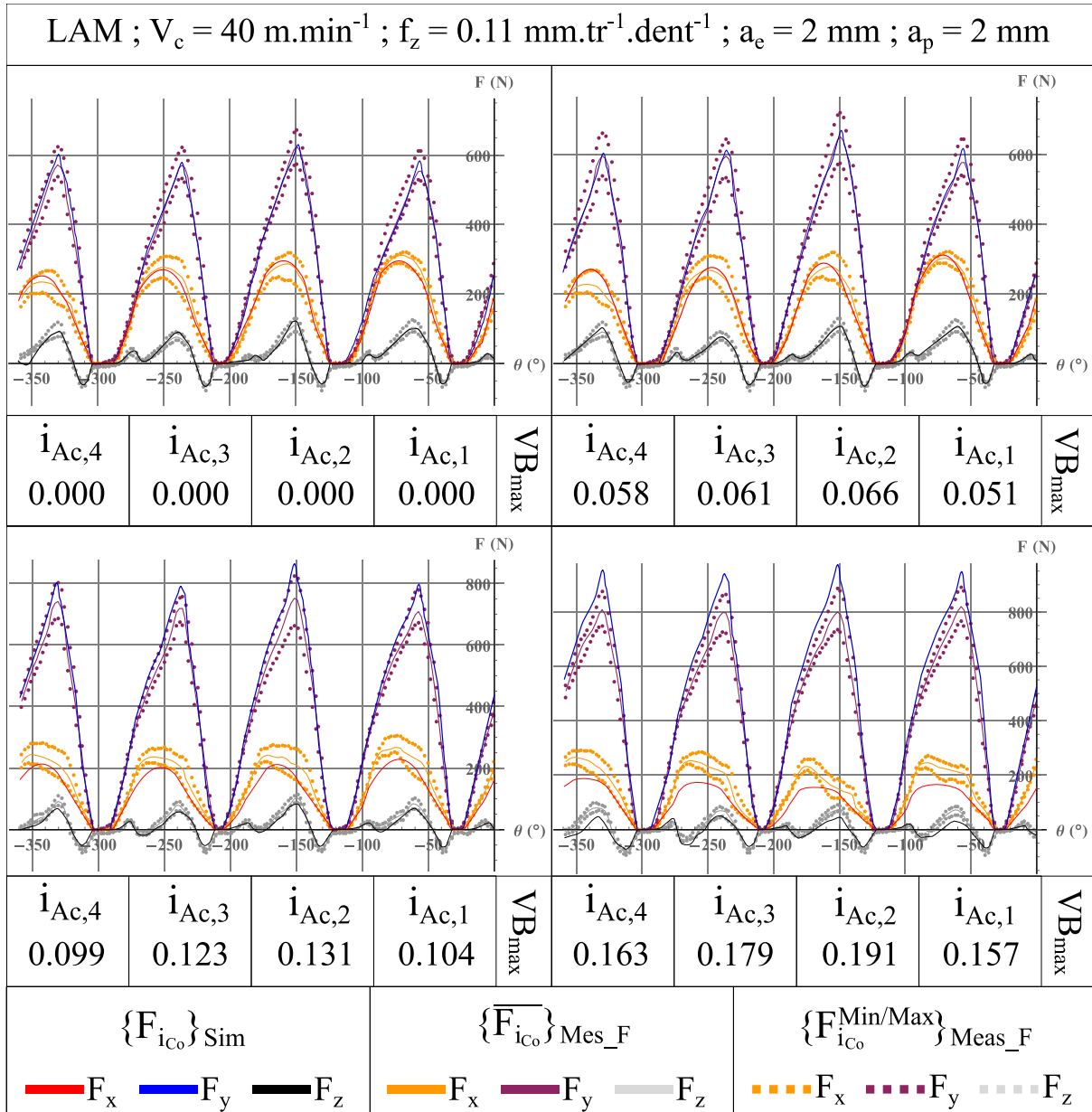


Figure 3.29 Comparaison entre les efforts de coupe modélisés et mesurés dans le matériau LAM avec la loi de coupe (Eq 3.64) en fonction de l'évolution de l'usure

### 3.4.5. Etude des coefficients de frottements macroscopiques en fonction de l'usure

Comme au paragraphe 3.3.2, il est possible de déterminer des coefficients de frottement macroscopiques en face de coupe  $C_{VFDC}$  et en face de dépouille  $C_{VFDD}$ . Cette fois, ces coefficients vont être dépendants de l'usure. En effet, [Moufki et al., 1998] modélisent l'évolution du coefficient de frottement à l'interface outil/matière en fonction de la température à cette interface dans le cadre de la coupe orthogonale. Il montre que ce coefficient de frottement diminue avec la température. Dans le même temps, [Cui et al., 2017] évaluent la température à l'interface outil/matière en fonction de l'usure de l'outil. Ils étudient l'usure en cratère pour l'interface outil/copeau et l'usure en dépouille pour l'interface outil/surface usinée. Ils montrent une augmentation de la température à toutes les interfaces considérées en fonction de l'usure analysée. Le coefficient de frottement est donc censé selon ces deux études diminuer avec l'augmentation de l'usure.



La Figure 3.30 présente l'évolution des coefficients macroscopiques de frottement selon la définition de [Budak et al., 1996] avec l'usure. L'usure a un impact très faible sur les coefficients de frottement. Le coefficient de frottement  $C_{f/FDD}$  diminue pour les deux matériaux et les deux lois de coupe en fonction de l'usure, en accord avec l'analyse de [Moufki et al., 1998] et [Cui et al., 2017]. Pour ce coefficient, les deux lois de coupe identifiées donnent à peu près les mêmes résultats. Pour le matériau FA, le coefficient passe de 0.98 sans usure à 0.865 pour  $VB_{max}$  égal à 0.3 mm soit une diminution de 11.7 %. Pour le matériau LAM, le coefficient passe de 1.40 sans usure à 1.21 pour  $VB_{max}$  égal à 0.3 mm soit une diminution de 13.5 %.

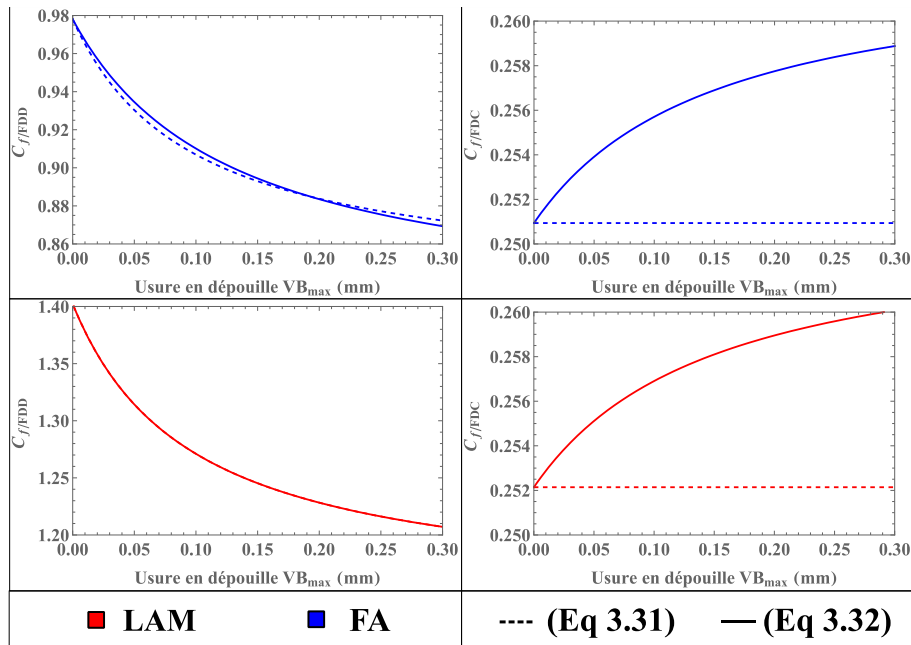


Figure 3.30 Evolution des coefficients de frottement avec l'usure en dépouille pour chacune des lois de coupe et chacun des matériaux

Concernant le coefficient de frottement en face de coupe  $C_{f/FDC}$ , la loi de coupe (Eq 3.63) présente un coefficient de coupe indépendant de l'usure. L'effet de l'usure est en effet limité à la ZCT et donc à la face de dépouille. Pour la loi de coupe (Eq 3.64), le coefficient de frottement évalué augmente avec l'usure. Cette conclusion est en désaccord avec l'analyse de [Moufki et al., 1998] et [Cui et al., 2017]. Cette augmentation est toutefois très faible, elle est de 3 % pour le matériau FA et de 3.2 % pour le matériau LAM. Cette contradiction est peut-être en lien avec l'écart graphique observé au paragraphe 3.4.4.

### 3.4.6. Validation du modèle identifié avec l'usure

Ce paragraphe détaille l'analyse des paramètres de validation pour chaque loi de coupe et chaque matériau. Les résultats de cette analyse sont présentés en Tableau 3.9. Ces résultats confirment l'analyse graphique du paragraphe 3.4.4. Tous les paramètres de validation évalués sont moins bons pour la loi de coupe (Eq 3.64) que pour la loi de coupe (Eq 3.63). L'erreur relative totale  $Err_{xyz}$  est notamment assez mauvaise pour (Eq 3.64) avec des valeurs trois fois supérieures au critère mis en avant dans le paragraphe 3.2.6. Le critère de la *Invalue* est lui aussi très mauvaise pour cette loi de coupe avec seulement 11 % pour le matériau FA et 37 % pour le matériau LAM. Ces résultats sont loin du critère de 70 % décrit dans la méthodologie.

Pour la première loi de coupe (Eq 3.63), selon la direction  $\underline{x}$  de  $\mathcal{R}_{pièce}$ , l'erreur absolue  $Err_x$  est de 63 N pour le matériau FA et de 65 N pour le matériau LAM. En comparaison la largeur du tuyau de

mesure est de 71 N pour le matériau FA et de 77 N pour le matériau LAM. Dans ce cas, l'erreur entre la simulation et la moyenne des mesures est inférieure à l'erreur de mesure donc la modélisation est validée pour cette direction. Il en est de même pour les directions  $y$  et  $z$ , c'est pourquoi la modélisation proposée est conforme à l'observation de ces paramètres.

Concernant l'erreur relative suivant les trois composantes  $Err_{xyz}$ , l'objectif est de descendre sous les 10 %. Pour les deux matériaux, ce paramètre est autour de 9 % validant la modélisation dans cette configuration. Le dernier paramètre correspond à le critère de la *InValue*, ce paramètre assure une simulation dans l'intervalle mesuré. Le critère est de 70 %, ce qui signifie que pour 70 % des positions analysées, la simulation est effectivement dans l'intervalle mesuré. Le critère de la *InValue* est de 71 % pour le matériau FA et de 73 % pour le matériau LAM, validant la modélisation dans cette configuration.

		$\Delta F_x$ (N)	$Err_x$ (N)	$\Delta F_y$ (N)	$Err_y$ (N)	$\Delta F_z$ (N)	$Err_z$ (N)	$Err_{xyz}$ (%)	InValue (%)
(Eq 3.63)	Loi FA	71	63	67	63	11	12	9.2	71
	LAM	77	65	61	70	14	16	8.7	73
(Eq 3.64)	Loi FA	51	85	67	101	11	51	34.8	11
	LAM	49	68	61	99	14	29	26.7	37

**Tableau 3.9 Paramètres de validation de la modélisation pour les deux lois de coupe avec usure considérées**

La dernière loi de coupe proposée remplit ainsi l'ensemble des critères définis pour la validation d'un modèle. Elle présente une bonne estimation comprenant l'ajustement de la modélisation de l'outil des effets de l'usure sur les efforts de coupe. La prise en compte de l'usure dans l'*effet cut* n'est pas concluante, l'usure en cratère de la face de coupe n'est pas liée à l'usure en dépouille et donc il faut analyser cette usure indépendamment pour estimer son impact sur les efforts de coupe. Pour le moment, la prise en compte de l'usure dans les efforts de coupe par un terme additif à l'*effet edge* est une bonne approche pour la modélisation des efforts. Certains défauts persistent cependant comme une modification de l'allure des courbes de mesure. Cette modification n'est pas suivie par la simulation, mais peut sans doute se modéliser. Dans un autre contexte les phénomènes aléatoires liés à l'usure vont toujours limiter la possibilité de modéliser l'impact de l'usure aussi finement que désiré.

### 3.5. Conclusions

La modélisation généralisée des efforts de coupe en fraisage est un processus global de prise en compte des paramètres liés à la coupe du matériau. Le choix fait dans cette étude est fondé sur une modélisation mécanistique déterminant les efforts de coupe en fonction de l'épaisseur coupée  $h$ . L'objectif est de calculer cette épaisseur coupée le plus fidèlement possible par rapport de la géométrie réelle de l'opération d'usinage.

Dans un premier temps, il est nécessaire de définir la géométrie de l'outil en broche de la manière la plus précise possible. Les données des fabricants d'outil sont dans la plupart des cas très générales et ne précisent pas l'ensemble des paramètres géométriques pour modéliser l'outil. Ces travaux développent alors une méthode pour mesurer l'ensemble de ces paramètres par un procédé d'ingénierie inverse. Une numérisation de l'outil et une reconstruction 3D des surfaces de coupe de l'outil permettent ainsi de définir les géométries importantes de l'outil afin de les modéliser. Seul le faux-rond ne peut être contrôlé que lorsque l'outil est en broche. Une autre méthode proposée est de scanner l'outil en broche et déterminer le faux-rond exact de l'outil en tout point. De cette façon la géométrie de l'outil modélisé correspond à la géométrie réelle de l'outil en broche. Cela permet de modéliser l'épaisseur coupée et l'angle d'engagement de chaque arête de coupe le plus précisément possible au cours de l'opération de fraisage.

Dans un second temps, il faut établir une méthodologie fiable d'identification d'une loi de coupe proposée en fonction des paramètres importants de l'opération d'usinage. Comme le démontre [Bissey, 2005], les efforts de coupe dépendent de beaucoup de paramètres. Cependant, la prise en compte de tous ces paramètres n'est peut-être pas judicieuse car elle complexifie l'identification en diminuant le degré de liberté du système d'équations. Ainsi, seuls les paramètres ayant un impact majeur sur les efforts de coupe doivent être pris en compte. Il est possible de déduire de l'étude de [Bissey, 2005] que ces paramètres correspondent à ceux connaissant une variation importante au cours de l'opération de coupe. Dans notre cas par exemple, il s'agit de l'épaisseur coupée  $h$  et de l'angle d'hélice  $\lambda_s$ .

Une fois la loi de coupe choisie et le modèle établi, l'identification inverse des coefficients nécessite d'effectuer une mesure des efforts de coupe dans la configuration analysée. Dans le but d'une modélisation généralisée, non seulement ces mesures doivent couvrir un champ large de conditions opératoires, mais également conserver du mieux possible l'ensemble des variations pour réduire l'impact de la fluctuation naturelle de la mesure. Ce problème nécessite non seulement de développer une méthode de traitement de la mesure pour déterminer les efforts de coupe mesurés moyens suivant toutes les directions du repère  $\mathcal{R}_{\text{pièce}}$ , mais aussi de tenir compte de la variation de la mesure autour de cette moyenne. L'effort de coupe moyen sert à l'identification des coefficients de la loi de coupe locale pour calibrer le modèle. La variation de la mesure est représentée par les efforts de coupe maximaux et minimaux mesurés au cours des essais. De là, si la simulation avec les coefficients identifiés est dans l'intervalle de la mesure, le modèle peut être considéré comme valide.

Suite à l'identification des coefficients, les modèles généralement proposés se limitent à une analyse graphique de la comparaison entre la simulation et la mesure ou seulement au calcul d'une erreur relative entre les deux. Une façon concrète de généraliser une modélisation est d'utiliser une méthode complète de validation d'un modèle avec l'analyse de la mesure, de la comparaison entre la simulation et l'effort mesuré moyen et enfin de vérifier si la simulation est comprise dans l'intervalle de mesure. Il est de plus nécessaire d'établir des critères pour conclure sur chacun des paramètres choisis.

Cette méthodologie est appliquée dans cette étude à une opération de fraisage épaulé et plusieurs lois de coupe sont utilisées. En accord avec les conclusions de [Bissey, 2005], la loi de coupe décrivant le mieux la mesure effectuée correspond à celle qui prend en compte les paramètres fluctuants au cours de l'opération et l'ensemble des conséquences de cette fluctuation. Ainsi, l'épaisseur coupée  $h$  a un impact important sur l'*effet cut*, c'est à dire sur l'interaction entre l'outil et le copeau en face de coupe. L'angle d'hélice  $\lambda_s$  influe sur l'angle d'écoulement du copeau et l'angle de coupe en travail. [Dorlin, 2016] montre la modification de l'*effet cut* en fonction de l'angle d'écoulement du copeau. De son côté, [Guo et al., 2015] présente l'impact de l'angle de coupe sur la déformation en ZCT et donc sur l'*effet edge*.

Pour finir, le fraisage de l'Inconel 718 engendre beaucoup d'usure, un modèle généralisé doit être capable d'en modéliser les conséquences. Premièrement, l'usure est la modification de la géométrie de l'outil, le modèle de l'outil préalablement établi doit par conséquent être ajustable en fonction de l'usure contrôlée. Deuxièmement, l'usure modifie les surfaces en contact et donc les interactions entre ces surfaces comme le frottement. La loi de coupe utilisée doit prendre en compte cette évolution des interactions de surface. La modélisation précédente est modifiée et l'ensemble du processus d'identification est réalisé une seconde fois pour évaluer l'impact de l'usure sur les efforts de coupe. Il en ressort que la prise en compte de l'usure en dépouille n'affecte que l'*effet edge* bien que l'analyse de la mesure montre des limites à ce modèle. De plus, le caractère aléatoire des phénomènes d'usure entraîne une difficulté de modélisation précise et limite donc restreint la validité du modèle. Ce modèle nécessite encore de mesurer l'usure et ne prend pas en compte l'usure en cratère de la face de coupe.

# Chapitre 4

---

## Application à la stratégie de fraisage trochoïdal

---

## 4. Application à la stratégie de fraisage trochoïdal

### Sommaire

<b>4.</b>	<b>Application à la stratégie de fraisage trochoïdal.....</b>	<b>132</b>
4.1.	Utilité de la trajectoire en fraisage	135
4.1.1.	Modélisation des efforts en fraisage trochoïdal .....	135
4.1.2.	Analyse dynamique du fraisage trochoïdal.....	136
4.1.3.	Analyse de l'usure en fraisage trochoïdal.....	136
4.1.4.	Développement du fraisage trochoïdal 5-axes.....	137
4.1.5.	Conclusions de l'état de l'art.....	137
4.2.	Analyse du fraisage trochoïdal plan	139
4.2.1.	Définition de la trajectoire centre outil.....	139
4.2.2.	Etude de l'engagement radial de l'outil.....	142
4.2.3.	Etude de l'épaisseur coupée.....	146
4.2.4.	Modélisation des efforts.....	149
4.2.5.	Analyse de la réponse dynamique de la machine.....	154
4.2.6.	Analyse de l'usure en fraisage trochoïdale .....	157
4.3.	Analyse du fraisage trochoïdal 4-axes	161
4.3.1.	Définition de la trajectoire centre outil.....	161
4.3.2.	Etude de l'engagement radial de l'outil.....	163
4.3.3.	Etude de la profondeur de passe le long de la trajectoire.....	165
4.3.4.	Etude de l'épaisseur coupée.....	167
4.4.	Conclusions	172

Le chapitre 3 développe une modélisation généralisée des efforts pour une configuration de fraisage épaulé. Cette trajectoire est largement utilisée mais n'est pas adaptée à la création d'un espace inter-pâle d'un impeller (Figure 0.1). Il faut donc évaluer une trajectoire capable de réaliser cette géométrie dans l'Inconel 718. Cette trajectoire doit prendre en compte la faible usinabilité du matériau mais doit aussi être capable de réaliser une rainure de manière efficace, c'est à dire avec des engagements conséquents de la fraise. La trajectoire trochoïdale correspond à ces critères, elle permet en effet de créer rapidement une rainure avec une optimisation de la profondeur de passe.

Ce chapitre a pour objectif de modéliser cette trajectoire et d'analyser ses caractéristiques. La modélisation doit définir la trajectoire du centre outil, déterminer l'engagement radial de l'outil et calculer l'épaisseur coupée le long de la trajectoire et en déduire les efforts de coupe. Il est ensuite

nécessaire d'estimer les limites de cette trajectoire, notamment sur le plan dynamique. En effet, cette trajectoire oblige la machine à un constant changement de direction, ce qui sollicite ses capacités dynamiques. La réponse dynamique est analysée pour vérifier la viabilité des conditions de coupe proposée. Enfin, pour vérifier la faisabilité de la stratégie, l'usure de l'outil en fraisage trochoïdal est comparée à celle en rainurage pour la création de la même géométrie.

Le paragraphe 4.1 s'intéresse à établir un état de l'art de la stratégie de fraisage trochoïdale selon plusieurs angles. Le premier concerne la modélisation de la trajectoire et des efforts en fraisage trochoïdal. Le second concerne l'analyse dynamique de cette trajectoire en fonction des paramètres de cette dernière. Le dernier se penche sur l'usure des outils en utilisant cette stratégie d'usinage. L'objectif est d'établir un bilan des connaissances sur cette stratégie et d'évaluer les possibilités d'amélioration de cette stratégie.

Le paragraphe 4.2 développe l'ensemble de l'analyse du fraisage trochoïdal plan. Dans un contexte de création d'une rainure plane, les travaux sont axés sur la modélisation géométrique de l'épaisseur coupée  $h$  et donc la simulation des efforts de coupe suivant le modèle établi précédemment. Par la suite, l'analyse de la réponse dynamique assure la viabilité de cette stratégie dans le contact d'un espace inter-pâle réduit. Pour finir, une analyse comparative de l'usure entre le rainurage et le fraisage trochoïdal est faite pour vérifier les avantages et inconvénients de cette stratégie.

Le paragraphe 4.3 présente la transposition du travail fait pour la réalisation d'une rainure plane à une rainure en hélice autour d'un cylindre dans une configuration de fraisage 4-axes. Cette géométrie se rapproche de celle d'un impeller. Ce paragraphe propose une analyse géométrique et une méthode de modélisation de l'épaisseur coupée  $h$ . Pour finir, la simulation des efforts de coupe dans cette configuration dans le repère  $\mathcal{R}_{\text{outil}}$  est présentée.

Les travaux présentés dans ce chapitre font l'objet d'un article scientifique accepté dans le *CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology*.

### 4.1. Utilité de la trajectoire trochoïdale en fraisage

La stratégie de fraisage trochoïdal apparaît grâce à l'amélioration des moyens de programmation et des capacités dynamiques des machines-outils. Elle est développée pour permettre d'optimiser l'usinage de rainures et de poches en modifiant la géométrie de coupe. Ce changement permet de faire évoluer les conditions de coupe pour améliorer le temps d'usinage et réduire l'usure des outils. Selon [Ibaraki et al., 2010], l'utilisation d'une trajectoire trochoïdale permet de réduire l'usure et de limiter les efforts de coupe par la réduction de l'engagement radial de la fraise. Cela est en accord avec les développements du paragraphe 2.4.3. [Rauch et al., 2007] comparent ainsi expérimentalement la fabrication d'une poche dans un alliage d'aluminium suivant une stratégie de tréflage, une stratégie en zig-zag et une stratégie trochoïdale. En production, la stratégie trochoïdale présente le débit de copeaux le plus faible. Mais en mécanique, elle génère dans un même temps les efforts de coupe les plus bas. Ils comparent ensuite la qualité des surfaces obtenues et pour celle-ci la stratégie trochoïdale présente les meilleurs résultats car elle ne nécessite pas d'opération de finition comme le tréflage et n'engendre pas d'usure d'outil conséquente dégradant la surface comme le zig-zag.

De même, [Kardes et al., 2006] montrent que cette diminution des efforts de coupe permet une augmentation de la profondeur de passe et de l'avance. Ainsi, ils observent un gain sur la productivité lors de rainurages ou d'ouverture de poches notamment dans les matériaux réfractaires. C'est ainsi que [Pleta et al., 2016] développent une étude sur la modélisation de fraisage trochoïdal dans l'Inconel 718 démontrant les performances en l'usinage de ce matériau.

Cependant, cette trajectoire présente des inconvénients. La diminution du temps de travail de chaque arête de coupe, entraînant un débit de copeaux très réduit, allonge le temps d'usinage comme l'expliquent [Rauch et al., 2007].

#### 4.1.1. Modélisation des efforts en fraisage trochoïdal

La première approche pour modéliser une trajectoire trochoïdale est de la considérer comme une trajectoire circulaire. C'est l'approche dite Cercle-Segment de la trajectoire, composée d'une translation entre deux mouvements circulaires comme présentée en Figure 4.1 en fonction du rayon de la trajectoire  $R_{troch}$  et du pas de la trajectoire  $P_{troch}$ . Cette approche est une bonne approximation pour un pas de trajectoire réduit et a l'avantage d'être facilement programmable sur les commandes numériques des machines-outils (répétitions de blocs G1 et G3). [Kardes et al., 2006] et [Otkur et al., 2007] utilisent cette approche pour modéliser l'engagement radial de la fraise le long de la trajectoire. De cette information, ils en déduisent l'épaisseur coupée le long de la trajectoire. Les efforts de coupe dans le plan se calculent selon la loi de coupe et en fonction des matrices de changements de repère entre le repère local de l'arête de coupe TRA et  $\mathcal{R}_{pièce}$ .

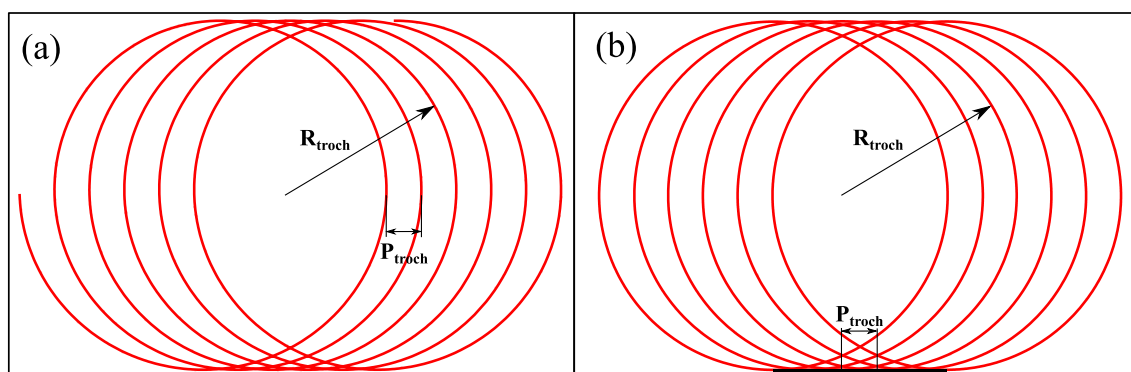


Figure 4.1 Comparaison entre (a) la trajectoire Trochoïdale et (b) la trajectoire Cercle-Segment



Plus récemment, [Rauch et al., 2009] développent la génération d'une trajectoire trochoïdale par des méthodes d'interpolation innovantes pour l'utiliser en pratique. [Pleta et al., 2017] proposent une modélisation approximée de l'épaisseur coupée en fraisage trochoïdale en calculant l'ensemble des points d'entrées et de sorties de chaque arête de coupe. Par ce calcul, il est possible d'en déduire les efforts de coupe comme le font [Kardes et al., 2006]. [Akhavan Niaki et al., 2018] utilisent la modélisation précédente pour faire deux identifications inverses des coefficients de la loi de coupe, une en fraisage épaulé et une en fraisage trochoïdal. Ils montrent une différence minimale entre les deux identifications malgré des efforts globaux mesurés très différents. Cela est en accord avec le lien local et non global entre les efforts de coupe et la géométrie d'arête. Il s'agit d'un couple Arête/Matière, cette démarche ne dépend donc pas de la trajectoire du point piloté.

#### **4.1.2. Analyse dynamique du fraisage trochoïdal**

La limite de cette trajectoire, comme l'explique [Rauch, 2007], réside dans la programmation et ses conséquences sur les besoins dynamiques de la machine. Les machines-outils sont asservies en position en fonction d'une trajectoire et d'une tolérance d'usinage  $t_u$ . C'est pourquoi, si les changements de direction imposés par la stratégie sont trop brusques, la commande numérique oblige à un ralentissement des axes machines pour rester dans la tolérance d'usinage autour de la trajectoire nominale. De plus, ces changements de directions répétées entraînent une sollicitation dynamique de la structure. Le ralentissement des axes entraîne une modification des conditions de coupe locale entre la matière et l'arête de coupe, et une modification de la mécanique de la coupe locale. Pour cette trajectoire, un défaut dynamique génère localement un défaut mécanique et tout ce qui en découle, comme l'usure des outils par exemple.

L'approche circulaire, qui convient dans un premier temps sur les aspects mécaniques de la stratégie, n'est pas à ce jour développée autour des questions de dynamique machine. Les discontinuités de courbures que représentent les jonctions Cercle-Segment sont cependant des sources de changements de direction et donc de besoins en dynamique machine importants à condition que la tolérance d'usinage soit constante en ces points.

Pour la trajectoire trochoïdale, [Rauch et al., 2007] montrent dans leur comparaison expérimentale que cette stratégie, du fait qu'elle ne présente pas de discontinuité mathématique de courbure, est celle qui demande le moins de dynamique machine dans l'usinage de poche. Cette conclusion permet de dire qu'augmenter les conditions de coupe en usinage trochoïdal tend à réduire l'impact du faible débit de copeaux.

#### **4.1.3. Analyse de l'usure en fraisage trochoïdal**

Comme présenté au chapitre 1, l'usure est un paramètre important de l'usinage et de la qualité des surfaces générées. Ce paramètre a également une influence importante sur les aspects mécaniques de la coupe. Toutes les études sur le fraisage trochoïdal se concentrent sur les aspects purement mécaniques ou dynamiques de la stratégie sans prendre en compte l'évolution de l'usure des outils. Le constat sur ce point montre souvent que l'usure est réduite en utilisant cette stratégie comme l'expliquent [Rauch et al., 2007].

L'hypothèse principale de cette réduction de l'usure pour [Shixiong et al., 2016] est que l'augmentation de la profondeur de passe améliore la continuité de coupe du fait de l'angle d'hélice. Ainsi, cela permet de diminuer les vibrations de l'outil et donc les chocs en entrée de chaque arête de coupe. [Kardes et al., 2006] et [Niaki et al., 2019] montrent en effet une réduction des vibrations du système usinant en utilisant cette stratégie. Ils sont en accord avec les conclusions de [Shixiong et al., 2016] sur la réduction de l'usure avec la réduction des chocs. Néanmoins, cette hypothèse seule ne

prend pas en compte l'aspect thermique de la mécanique de la coupe. En effet, si seules les vibrations de l'outil sont la cause de l'usure alors une stratégie trochoïdale avec la même profondeur de passe qu'une stratégie classique ne permet pas de réduire l'usure, et entraîne au contraire un déficit important de productivité.

[Toh, 2005] explique l'influence de l'engagement radial de l'outil sur sa température en fraisage d'alliages d'acier durci. L'engagement radial augmente le temps de travail de l'arête de coupe sur un cycle (une rotation de l'outil dans  $\mathcal{R}_{\text{outil}}$ ), cette augmentation est à l'origine d'une augmentation proportionnelle de la température de cette arête. L'impact principal de la stratégie de fraisage trochoïdal sur l'usure des outils, comme sur les efforts de coupe, se situe sur la réduction de l'engagement radial qui permet comme l'expliquent [Rauch et al., 2007] de réduire le temps de travail sur une rotation d'une arête de coupe par rapport au cycle complet de l'opération. Ainsi, [Rauch et al., 2007] montrent un temps de travail de l'arête de coupe divisé par deux en fraisage trochoïdal par rapport celui de la stratégie en zig-zag.

Pour conclure sur l'usure selon la stratégie d'usinage, il est nécessaire d'établir une comparaison entre une stratégie de rainurage classique et une stratégie de fraisage trochoïdal avec la même profondeur de passe et ce pour analyser l'évolution de l'usure.

#### **4.1.4. Développement du fraisage trochoïdal 5-axes**

La norme [ISO 841, 2004] définit les axes d'une machine-outil. Ces axes correspondent aux mobilités de la Cellule Élémentaire d'Usinage (CEU) asservies en vitesse et en position. En fraisage 5-axes, le fraisage trochoïdal n'est que très récemment analysé. En effet, seuls deux références existent sur le sujet pour la création de rainures non planes avec une stratégie de fraisage trochoïdal. La première illustre les travaux de [Luo et al., 2019]. Ils développent une méthode pour créer une trajectoire trochoïdale sur une surface non plane. Cette méthode consiste à développer une trajectoire trochoïdale sur une surface paramétrée considérée plane. Il s'agit ensuite de déformer la surface selon la pièce à réaliser pour obtenir l'équation paramétrique de la trajectoire. Cela nécessite cependant de lier les paramètres de déformation de la surface avec ceux de la trajectoire, ce qui n'est pas toujours possible.

La seconde référence correspond aux travaux de [Li et al., 2020] sur l'usinage de rainure en fraisage trochoïdal 5-axes. Ils proposent aussi une méthode de création d'une trajectoire trochoïdale en fraisage 5-axes. Ils se concentrent sur la création de la partie de trajectoire en matière et utilisent pour le reste de la trajectoire une interpolation circulaire en veillant à rester tangent à la trajectoire en matière dans les zones d'approches. Ils définissent en premier une courbe guide de la rainure à usiner. A partir de cette courbe guide, ils définissent un mouvement circulaire de l'outil entre les deux bords de la rainure et font une approximation polynomiale pour en obtenir l'équation paramétrée. Cette méthode est plus précise et plus transposable à d'autres cas que la première mais nécessite une analyse de chaque passage en matière. Elle a également besoin d'une méthode de raccords entre chaque passage de l'outil en matière.

#### **4.1.5. Conclusions de l'état de l'art**

Cet état de l'art met en évidence une recherche limitée sur la stratégie de fraisage trochoïdal. Les axes des travaux sont notamment focalisés sur des analyses des efforts de coupe, de la vibration du système usinant ou de la dynamique de la machine. Cette étude ne traite pas des problèmes de vibrations du système usinant.

Sur les efforts de coupe, la réduction de l'engagement radial de la fraise permet de les limiter. La mécanique de cette trajectoire a un avantage important pour les opérations d'ébauche en remplacement de stratégies entraînant beaucoup d'efforts de coupe. Le rainurage par exemple est une opération compliquée dans l'Inconel 718 et les fabricants outils recommandent des conditions de coupe très réduites dans ces cas (limitation de la vitesse de coupe et de la profondeur de passe). Cette stratégie offre alors une alternative pour réaliser ce type de géométrie.

Sur les effets dynamiques de la machine, la stratégie de fraisage trochoïdal présente moins de discontinuité dans l'usinage des poches. Elle est donc celle nécessitant le moins de dynamique machine. Cela permet d'être moins limité dans le choix des conditions de coupe que les autres stratégies comme le tréflage ou le zig-zag. Cela permet également de rattraper son retard en terme de débit de copeaux. De plus, aucune analyse de l'approximation circulaire de cette trajectoire n'est à ce jour faite en dynamique machine.

Il reste un point important et trop peu analysé : l'usure des outils. Cette stratégie est reconnue pour diminuer l'usure des outils pour deux raisons. La première est la limitation des efforts de coupe, qui comme vu précédemment mène à une réduction de l'usure des outils. La seconde concerne la réduction de la vibration du système usinant et donc la réduction des chocs. Il est nécessaire d'évaluer l'usure et son évolution réelle en fonction de la longueur d'arête en prise et du débit de copeau dans le contexte trochoïdal.

Concernant le fraisage 5-axes, la recherche établit une véritable difficulté pour créer une trajectoire trochoïdale non plane. L'ensemble des approches proposent de réaliser une géométrie particulière en complexifiant le travail de création de la trajectoire alors que cette stratégie est souvent utilisée en opérations d'ébauches. Il faut donc essayer de simplifier la mise en équation de la trajectoire et analyser les défauts géométriques qui en résultent.

## 4.2. Analyse du fraisage trochoïdal plan

Ce paragraphe a pour objectif d'analyser la stratégie de fraisage trochoïdal et son approximation du Cercle-Segment dans un contexte de réalisation d'une rainure plane. Pour les représentations, les conditions opératoires utilisées au cours de ce paragraphe sont présentées en Tableau 4.1. Le paramètre  $m$  correspond au mode d'usinage, il est égal à 1 pour le fraisage en avalant et à -1 pour le fraisage en opposition.

$V_c$ (m.min <sup>-1</sup> )	$f_z$ (mm.tr <sup>-1</sup> .dent <sup>-1</sup> )	$a_p$ (mm)	$R_{troch}$ (mm)	$P_{troch}$ (mm)	$m$
40	0.15	2	5	1	1

Tableau 4.1 Conditions opératoires utilisées en fraisage trochoïdal et en Cercle-Segment

Comme pour le chapitre précédent, le repère machine  $\mathcal{R}_{machine}$  et le repère pièce  $\mathcal{R}_{pièce}$  sont confondus. Les axes  $\underline{X}$  et  $\underline{x}$ ,  $\underline{Y}$  et  $\underline{y}$ ,  $\underline{Z}$  et  $\underline{z}$  sont donc équivalents.

### 4.2.1. Définition de la trajectoire du centre de l'outil (point piloté)

Dans un premier temps, il est nécessaire de modéliser la trajectoire et d'analyser la géométrie de celle-ci par rapport au procédé sur machine. La trajectoire Cercle-Segment n'est pas détaillée car elle est composée d'un cercle et d'un segment dont les équations paramétrées dans l'espace sont triviales.

#### 4.2.1.1. Modélisation de la trajectoire

La Trajectoire Centre Outil ( $\underline{TCO}$ ), correspondant à la trajectoire du point piloté, pour la stratégie de fraisage trochoïdal dans le repère  $\mathcal{R}_{pièce}$  est donnée par (Eq 4.65) avec  $\omega_{troch}$  la vitesse angulaire du point piloté le long de  $\underline{TCO}$  et  $t$  le temps.

$$\underline{TCO}[t] = \left\{ \begin{array}{l} -\frac{P_{troch}}{2\pi} \cdot \omega_{troch} \cdot t + R_{troch} \cdot \cos(m \cdot \omega_{troch} \cdot t) \\ R_{troch} \cdot \sin(m \cdot \omega_{troch} \cdot t) \\ 0 \end{array} \right\}_{\mathcal{R}_{pièce}} \quad (4.65)$$

La Figure 4.2 présente la trajectoire modélisée avec son repère de Frenet associé ( $O_T, (\underline{e}_1, \underline{e}_2, \underline{e}_3)$ ). Le vecteur  $\underline{e}_1$  est colinéaire au vecteur de la vitesse d'avance  $\underline{V}_f$  et le vecteur  $\underline{e}_3$  au vecteur  $z$  de  $\mathcal{R}_{pièce}$ . Le vecteur  $\underline{e}_2$  résulte du produit vectoriel  $\underline{e}_3 \wedge \underline{e}_1$ .

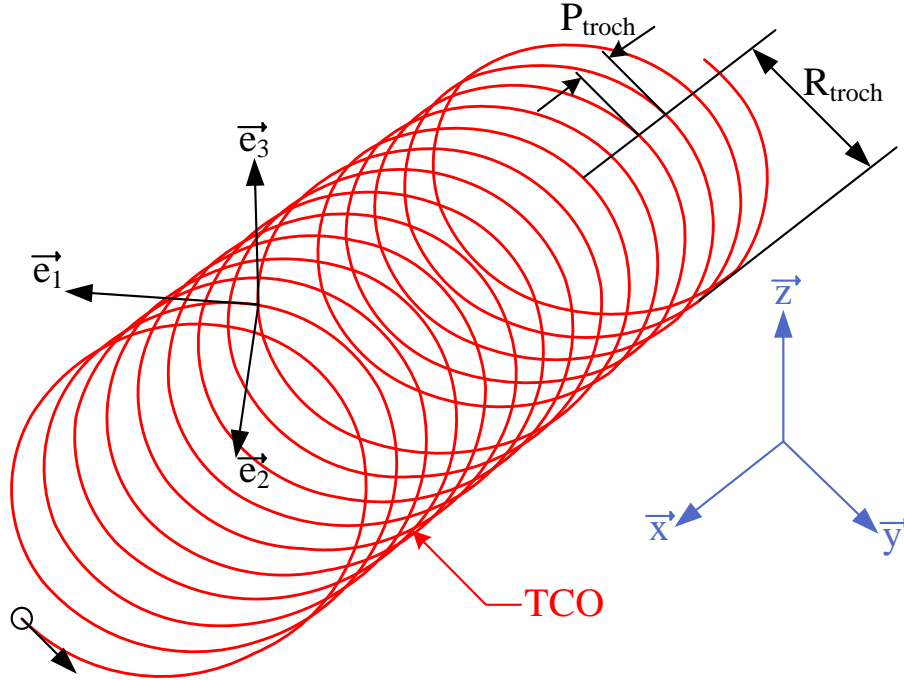


Figure 4.2 Trajectoire Centre Outil modélisée dans  $\mathcal{R}_{\text{pièce}}$  associée à son repère de Frenet

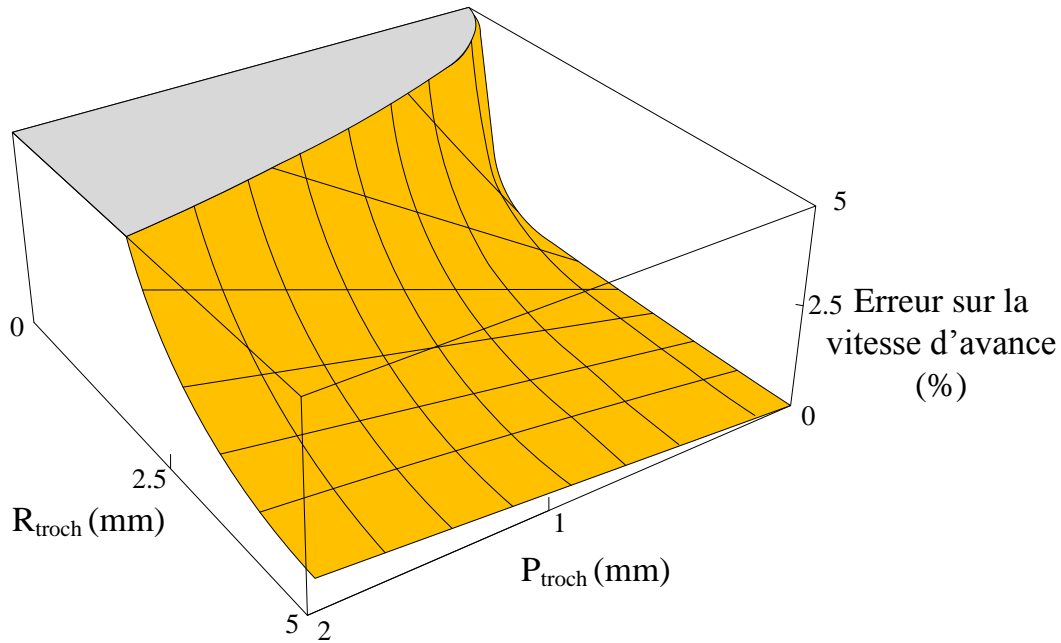
Pour la programmation machine, la vitesse d'avance nominale  $V_f$  est constante. Cependant, avec cette formulation, la vitesse angulaire  $\omega_{troch}$  ne doit pas être constante pour que la vitesse d'avance modélisée soit constante et égale à celle programmée  $V_f$ . La vitesse angulaire  $\omega_{troch}$  correspond à la solution de (Eq 4.66), mais il n'existe pas de solution analytique.

$$V_f = \left\| \frac{dT_{CO}}{dt} \right\| = \sqrt{\left( \frac{P_{troch}}{2\pi} \cdot \omega_{troch} \cdot t + R_{troch} \cdot \cos(\omega_{troch} \cdot t) \right)^2 + (R_{troch} \cdot \sin(\omega_{troch} \cdot t))^2} \quad (4.66)$$

Par conséquent, une formulation approximative de  $\omega_{troch}$  est proposée en (Eq 4.67) avec  $L_{troch}$  la longueur de la courbe paramétrée  $T_{CO}$  pour une révolution (c'est-à-dire avec une avancée du pas  $P_{troch}$  dans le sens  $-\underline{x}$  de  $\mathcal{R}_{\text{pièce}}$ ). La période de temps  $T$  correspond à la période de révolution complète de la trajectoire soit au temps pour parcourir une trochoïde complète.

$$\omega_{troch} = \frac{2\pi \cdot V_f}{60 \cdot L_{troch}} = \frac{2\pi \cdot V_f}{60 \cdot \int_0^T \left\| \frac{dT_{CO}}{dt} \right\| dt} \text{ avec } T_{CO}[T] = T_{CO}[0] - \begin{Bmatrix} P_{troch} \\ 0 \\ 0 \end{Bmatrix}_{\mathcal{R}_{\text{pièce}}} \quad (4.67)$$

Compte tenu de l'utilisation d'une solution approximative pour  $\omega_{troch}$ , il convient d'évaluer l'erreur sur la vitesse d'avance modélisée en fonction du couple de paramètres  $\{R_{troch}, P_{troch}\}$ . La Figure 4.3 présente cette erreur à la position  $t = 0.5 \cdot T$  et le Tableau 4.2 montre cette erreur avec les paramètres du Tableau 4.1 le long de la trajectoire. Il est possible de constater que l'erreur devient importante si le pas de la trajectoire augmente ou si le rayon de la trajectoire diminue. Ces paramètres correspondent à un rayon de courbure locale très variable le long de la trajectoire.



**Figure 4.3 Erreur de la modélisation sur la vitesse d'avance  $V_f$  en fonction du rayon de la trajectoire  $R_{troch}$  et du pas de la trajectoire  $P_{troch}$**

Pour les paramètres de trajectoire choisis, l'erreur estimée le long de la trajectoire ne dépasse pas 0.6 %. L'approximation proposée de  $\omega_{troch}$  (Eq 4.67) est donc valable avec les conditions opératoires du Tableau 4.1. Ainsi, pour la suite de l'étude, le paramétrage de la TCO en (Eq 4.65) est fait en fonction de l'angle parcouru par le point piloté  $\theta_{troch}$  égale à  $\omega_{troch} \cdot t$  avec la vitesse angulaire donnée en (Eq 4.67).

$t = 0 \text{ s}$	$t = T/4$	$t = T/2$	$t = 3.T/4$	$t = T$
0.4 %	0.6 %	0.4 %	0.6 %	0.4 %

**Tableau 4.2 Erreur sur la vitesse d'avance le long de la trajectoire**

#### 4.2.1.2 Méthode d'interpolation pour la commande numérique

Pour passer d'une trajectoire modélisée à une trajectoire commandée et suivie par les axes machines, il faut fournir à la commande numérique une liste ordonnée de points et une méthode pour passer d'un point à l'autre : l'interpolation se fait linéairement entre des points définis par la formulation analytique de la trajectoire. La méthode choisie détermine le nombre de points et par la suite la distance entre ces points en fonction de la tolérance d'usinage  $t_u$ . Ces paramètres sont compris dans la distance parcourue par le point piloté entre deux points dans l'intervalle de temps  $\Delta t$ . Ainsi, l'erreur de corde présentée en Figure 4.4, qui correspond à la moitié de la tolérance d'usinage  $t_u$ , limite cet intervalle de temps en fonction de (Eq 4.68) en considérant le rayon de courbure de la trajectoire trochoïdale à celui d'une trajectoire circulaire.

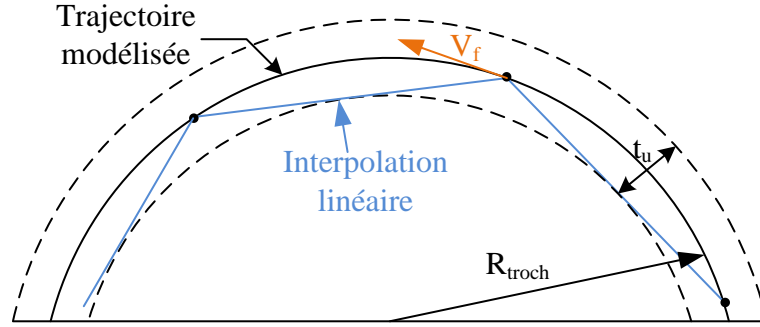


Figure 4.4 Erreur de corde pour une trajectoire circulaire ou trochoïdale du point piloté

$$\Delta t = 120 \cdot \frac{R_{troch}}{V_f} \cdot \arccos \left( 1 - \frac{t_u}{2 \cdot R_{troch}} \right) \quad (4.68)$$

L'intervalle de temps  $\Delta t$  ainsi calculé représente une limite maximale pour l'interpolation linéaire. La commande numérique iTNC530 de la machine impose de son côté une vitesse de lecture de 0.3 ms entre deux points. Le nombre de points est alors défini pour assurer une erreur de contour de la trajectoire en fonction des limites fixées par l'industriel. Ce nombre de points doit aussi prendre en compte dans ce cas la dynamique de la machine. L'interpolation linéaire oblige la machine à changer de direction entre chaque point, ce qui constitue une discontinuité de la commande d'accélération des axes et donc un ralentissement pour suivre la trajectoire.

Pour la trajectoire Cercle-Segment, la partie circulaire est réalisée par interpolation circulaire et le segment est réalisé par une interpolation linéaire.

#### 4.2.2. Etude de l'engagement radial de l'outil

L'engagement radial de l'outil est déterminé en utilisant la Trajectoire du Point Usinant ( $TPU$ ) obtenu grâce à l'enveloppe de l'outil

$$\underline{TPU}[\theta_{troch}] = \underline{TCO}[\theta_{troch}] - R_o \cdot \underline{e_{2,TCO}}[\theta_{troch}] \quad (4.69)$$

Le vecteur  $\underline{e_2}$  du repère de Frenet de  $\underline{TCO}$  correspond au vecteur normal à la Trajectoire du Point Usinant  $\underline{TPU}$ . Comme pour la détermination de l'épaisseur coupée  $h$  au paragraphe 3.2.1, l'engagement radial de l'outil à la position  $\theta_{troch}$  correspond à la distance entre le point de la trajectoire  $TPU$  correspondant à l'intersection entre l'enveloppe à cette position et l'intersection entre la droite dirigée par  $\underline{e_2}$  et la trajectoire  $\underline{TPU}$  à la position  $\theta_{troch,0}$  pour la trochoïde (environ égale à  $\theta_{troch} - 2\pi$ ) précédente comme présentée en Figure 4.5. Le calcul de l'engagement radial se fait par la résolution de (Eq 4.70). L'engagement de l'a fraise n'étant pas une fonction de l'altitude  $z$  dans  $\mathcal{R}_{outil}$ , l'engagement  $a_e$  est calculé avec  $z = r_e$ .

$$\begin{cases} \underline{TPU}[\theta_{troch,0}] = \underline{Env_{outil}}[\delta, r_e] \cap \underline{TPU}[\theta_{troch}] - a_e[\theta_{troch}] \cdot \underline{e_{2,TCO}}[\theta_{troch}] \\ \theta_{troch,0} \approx \theta_{troch} - 2\pi \end{cases} \quad (4.70)$$

Sans considérer l'intersection entre l'enveloppe de l'outil et  $\underline{TPU}$ , il est possible de calculer la pénétration radiale de l'outil qui est une image de l'engagement radial et qui est pour les conditions considérée très proche de l'engagement radial.

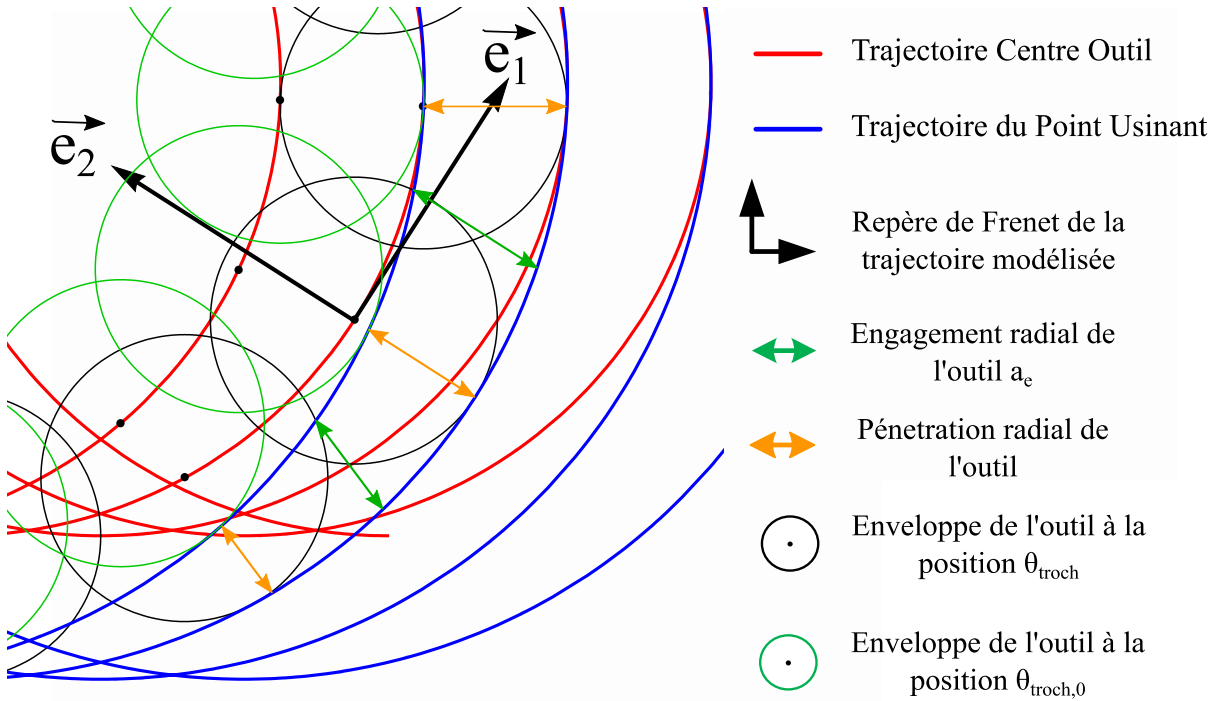


Figure 4.5 Construction géométrique pour déterminer l'engagement radial de l'outil  $a_e$

Pour optimiser la modélisation, il faut limiter le calcul de l'engagement radial aux positions  $\theta_{troch}$  dans lesquelles l'outil est dans la matière. Dans le contexte de la création d'une rainure plane, trois phases peuvent être distinguées : la phase d'entrée, la phase en pleine matière et la phase à la sortie de la rainure comme présentées en Figure 4.6 et Figure 4.7. Suivant (Eq 4.70), dans toutes les phases, si l'engagement radial calculé est négatif alors l'outil est dans la zone arrière de la trochoïde (en bleu clair en Figure 4.6). L'engagement radial est considéré nul. Pour la phase d'entrée en matière (arc orange en Figure 4.6 et Figure 4.7), l'engagement radial est calculé selon la distance entre le point de  $\underline{TPU}$  et l'intersection entre la droite dirigée par  $\underline{e}_2$  et la limite en entrée de la surface  $\underline{Lim}_{Surface,e}$  suivant (Eq 4.71). Dans la pratique, les deux engagements sont calculés et le plus petit est conservé. De plus, si à la position  $\theta_{troch}$  la  $\underline{TPU}$  n'a pas atteint la droite  $\underline{Lim}_{Surface,e}$  alors l'engagement radial est nul ce qui se traduit par (Eq 4.72).

$$\left\{ \begin{array}{l} \underline{Lim}_{Surface,e} = \underline{TPU}[\theta_{troch}] - a_{e,entrée}[\theta_{troch}] \cdot \underline{e}_{2,TCO}[\theta_{troch}] \\ \underline{Lim}_{Surface,e} = \left\{ \begin{array}{l} 0 \\ 0 < y < L_{rainure} \\ 0 \end{array} \right\}_{\mathcal{R}_{pièce}} \end{array} \right. \quad (4.71)$$

$$\underline{TPU}[\theta_{troch}] \cdot \underline{x} > \underline{Lim}_{Surface,e} \cdot \underline{x} \quad (4.72)$$

La même opération est réalisée pour la sortie, si à la position  $\theta_{troch,0}$  définie en (Eq 4.70) la  $\underline{TPU}$  est au-delà de la limite de sortie de la surface usinée notée  $\underline{Lim}_{Surface,s}$  exprimée en (Eq 4.74). L'engagement radial à cette position est nul (arc jaune en Figure 4.6), comme présenté par (Eq 4.73).



Le dernier cas concerne les positions où la  $TPU$  est au-delà de  $\underline{Lim}_{Surface,s}$ , mais pour lesquelles à la position  $\theta_{troch,0}$ , la  $TPU$  n'a pas dépassé cette limite. Dans ce cas, l'engagement radial est égal à la différence entre la valeur déterminée en (Eq 4.70) et la longueur de ce segment au-delà de la limite  $\underline{Lim}_{Surface,s}$ . Cela correspond à la solution exposée en (Eq 4.74).

$$\underline{TPU}[\theta_{troch,0}] \cdot \underline{x} < \underline{Lim}_{Surface,e} \cdot \underline{x} \quad (4.73)$$

$$\begin{cases} \underline{Lim}_{Surface,s} = \underline{TPU}[\theta_{troch}] - l_s[\theta_{troch}] \cdot e_{2,TCO}[\theta_{troch}] \\ a_{e,sortie}[\theta_{troch}] = a_e[\theta_{troch}] - l_s[\theta_{troch}] \\ \underline{Lim}_{Surface,e} = \begin{cases} 0 < y < L_{rainure} \\ 0 \end{cases}_{\mathcal{R}_{pièce}} \end{cases} \quad (4.74)$$

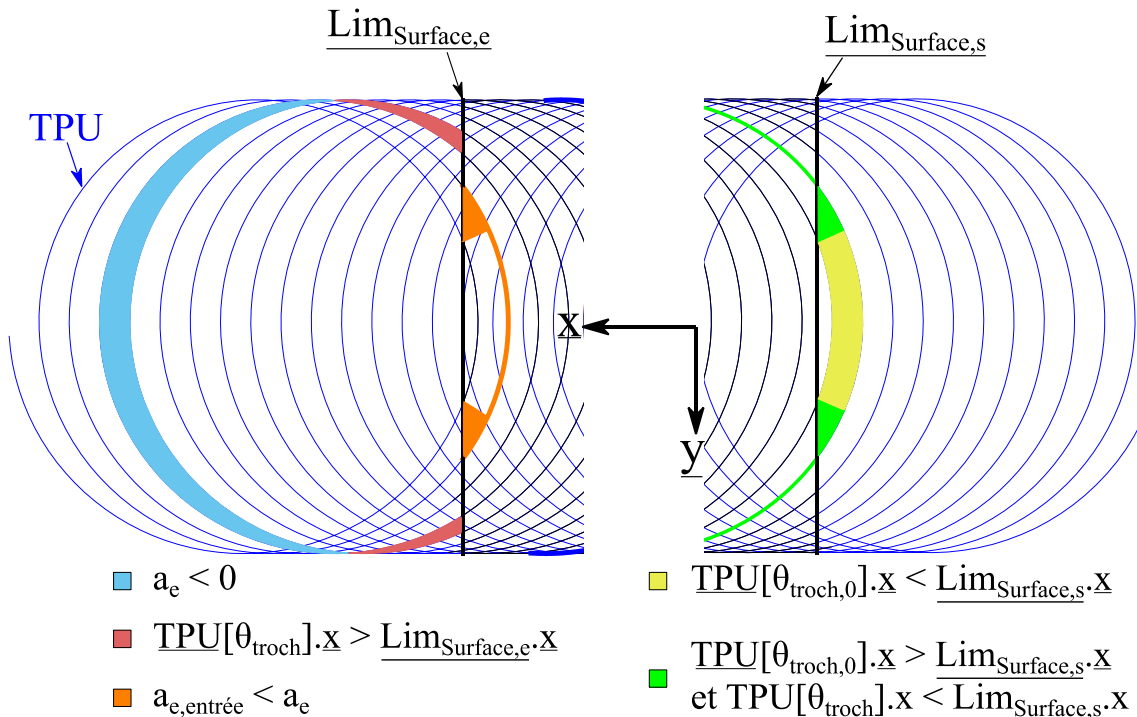


Figure 4.6 Limitations géométriques du calcul de l'engagement radial  $a_e$

La Figure 4.7 représente l'engagement radial modélisé de la fraise pour la trajectoire trochoïdale tout le long de la création de la rainure. Les trois phases présentées précédemment se distinguent. La phase d'entrée entre  $0^\circ$  et  $2000^\circ$  avec un angle d'engagement de l'outil réduit et un engagement maximal croissant. La phase de pleine matière entre  $2000^\circ$  et  $7400^\circ$  avec un angle d'engagement de l'outil constant et un engagement maximal constant et égal au pas de la trajectoire  $P_{troch}$ . La phase de sortie entre  $7400^\circ$  et  $12000^\circ$  avec un engagement intermittent et un engagement maximal décroissant. Cette dernière phase double les entrées et sorties de la matière de l'outil, ce qui provoque des chocs répétés.

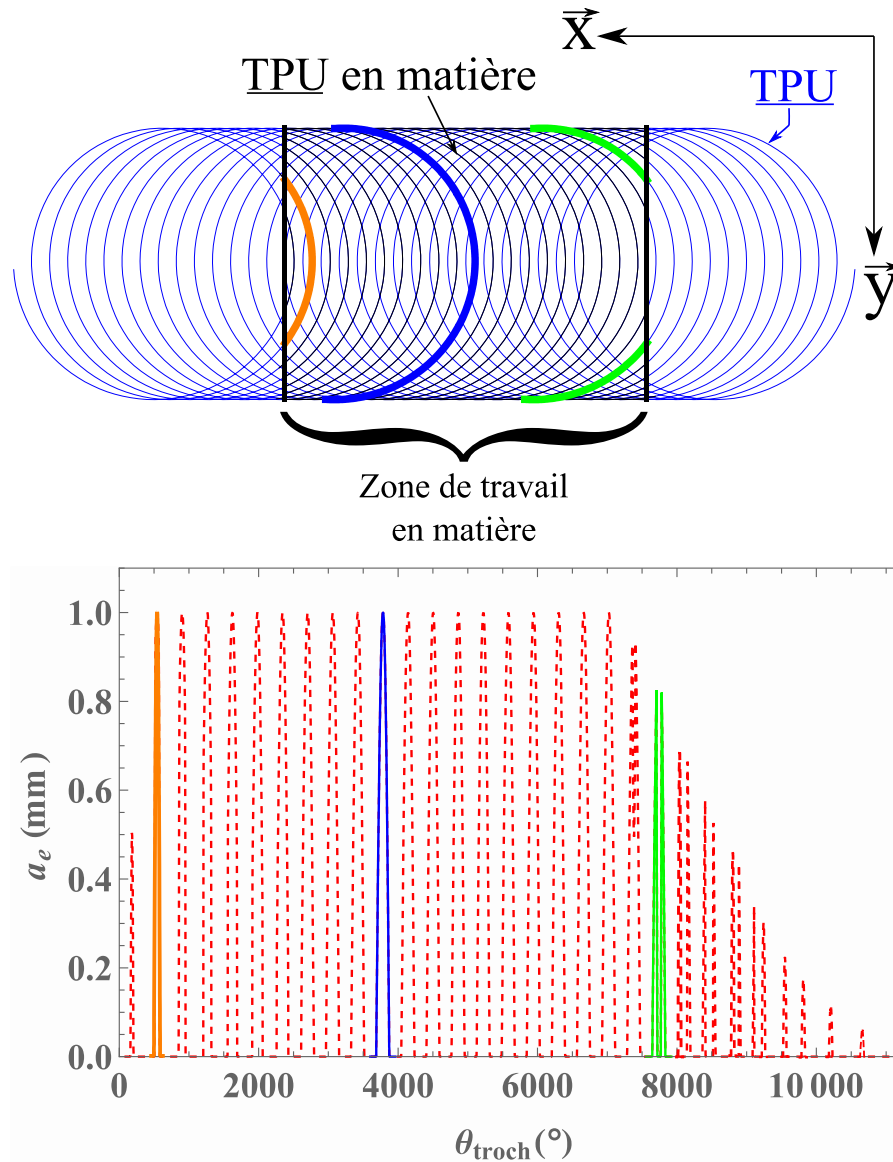


Figure 4.7 Engagement radial modélisé pour l'usinage d'une rainure en fraisage trochoïdal

Par la suite, l'étude ne s'intéresse qu'à la phase en pleine matière de la trajectoire. L'objectif est de comparer l'engagement radial entre la trajectoire Cercle-Segment et la trajectoire trochoïdale. Cette comparaison permet d'analyser si en mécanique, l'approche de la trajectoire Cercle-Segment est une bonne approximation de la trajectoire trochoïdale. La position 0 du paramètre  $\theta_{troch}$  est fixée au début de la portion de segment pour la trajectoire Cercle-Segment et la trajectoire trochoïdale est calée angulairement sur celle-ci.

La Figure 4.8 représente la comparaison de l'engagement radial modélisé selon les deux approches pour une unique période de la trajectoire (une révolution) lors de la phase en pleine matière. Pour la trajectoire Cercle-Segment, le début d'engagement de la fraise se fait lors de la partie en translation de la trajectoire. C'est pourquoi l'engagement radial  $a_e$  croît proportionnellement à l'angle  $\theta_{troch}$  jusqu'à  $12^\circ$ . Au-delà de  $12^\circ$ , l'engagement radial évolue de façon symétrique autour d'un maximum à 1 mm pour  $\theta_{troch}$  égale à  $102^\circ$ . L'engagement radial est nul de la position  $\theta_{troch}$  égal à  $192^\circ$  jusqu'à  $360^\circ$ . Pour la trajectoire trochoïdale, l'engagement est tout d'abord nul jusqu'à  $9^\circ$  et est ensuite croissant jusqu'à  $110^\circ$ . L'engagement radial maximal est égal au pas de la trajectoire  $P_{troch}$ . L'engagement diminue par la suite jusqu'à être nul de la position  $\theta_{troch}$  égale à  $196^\circ$  à la position égale à  $360^\circ$ .

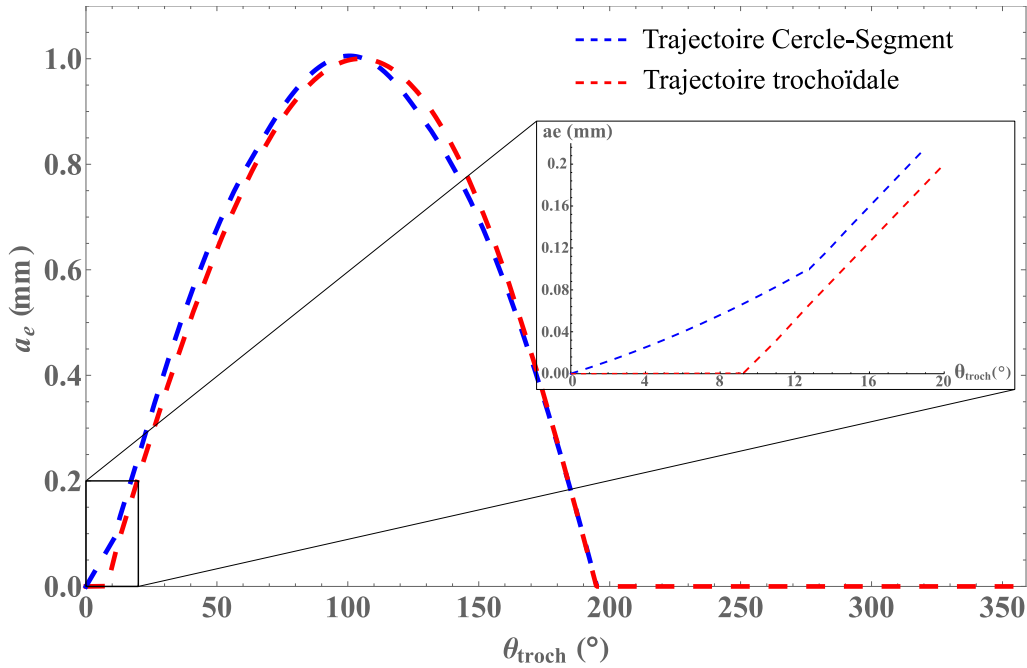


Figure 4.8 Engagement radial de l'outil pour les deux trajectoires analysées au cours d'une période :  $R_{troch} = 5 \text{ mm}$  ;  $P_{troch} = 1 \text{ mm}$

L'écart relatif entre l'engagement radial des deux approches, dans les positions comprises entre  $\theta_{troch}$  égale à  $9^\circ$  à  $192^\circ$ , vaut 4.6 %. Cet écart peut être considéré comme négligeable comparé à la variation globale de l'engagement le long des trajectoires. L'approche Cercle-Segment est une bonne approximation pour l'analyse mécanique de la trajectoire trochoïdale. Il faut cependant prendre en compte la surévaluation de l'engagement radial dans la première moitié de chaque passage de l'outil en matière, et une sous-évaluation de cet engagement dans la seconde moitié.

De plus, l'évolution rapide de l'engagement radial en début de trajectoire peut provoquer un choc en entrée de l'outil en matière. L'objectif d'une entrée progressive de l'outil en matière est pourtant de réduire ce choc. L'approche Cercle-Segment va donc à l'encontre de cet objectif lors du choix d'une stratégie de ce type. C'est pourquoi la stratégie trochoïdale reste préférable à utiliser.

### 4.2.3. Etude de l'épaisseur coupée

Pour la modélisation la plus exacte possible des efforts de coupe par un modèle mécanistique, il est nécessaire de modéliser précisément l'épaisseur coupée  $h$  en fonction de la position angulaire  $\theta$  dans  $\mathcal{R}_{outil}$ . Il faut être capable de transcrire la démarche ci-dessus en fonction de ce paramètre  $\theta$ . Le paramètre  $\theta_{troch}$  utilisé précédemment est lié à  $\theta$  selon (Eq 4.75) en posant l'hypothèse d'un non glissement, ni dans le mouvement des axes, ni dans la rotation de la broche à partir d'une position angulaire initiale  $\theta_0$ .

$$\frac{\theta_{troch}}{\omega_{troch}} = \frac{\theta + \theta_0}{\omega} \quad (4.75)$$

La formulation du calcul de l'épaisseur coupée  $h$  est indépendante de la trajectoire. Elle correspond toujours à celle décrite en (Eq 3.48) au paragraphe 3.2.1. Les limitations de son calcul dépendent cependant de la trajectoire du point piloté. Ce paragraphe s'attache à redéfinir ces limitations. L'épaisseur coupée est tout d'abord considérée nulle si l'engagement radial est nul. Par la

suite, la technique pour limiter le calcul de l'engagement radial se fait par la détermination des points d'entrées et de sorties de chaque arête de coupe.

Pour ce faire, la fraise est disposée dans une position initiale déterminée au paragraphe 4.2.2. La première arête de coupe à entrer en matière est considérée comme l'arête de coupe de référence. La Trajectoire du Point Usinant de la précédente trochoïde est considérée comme la dernière surface usinée. Elle constitue la délimitation entre la zone hors matière et la zone en matière. L'objectif est de déterminer la première intersection entre la trajectoire de l'arête de coupe de référence et la TPU pour la trochoïde précédente à l'altitude  $z$  égale à  $r_c$ . Cela permet d'avoir le premier point d'entrée de cette arête de coupe en matière à cette altitude. Une fois ce premier point d'entrée déterminé, les suivants sont évalués pour la même altitude par une boucle itérative pour chaque arête de coupe suivant (Eq 4.76). Pour déterminer les points d'entrée aux autres altitudes, il suffit d'utiliser la fonction du retard angulaire en fonction de  $\lambda_s[z]$  présentée en (Eq 2.30). Ainsi, l'ensemble des positions correspondant à l'entrée en matière d'une arête de coupe est connu via le processus présenté en Figure 4.10.

$$\begin{cases} \underline{SAC}[i_{AC}, r_c, \theta_{i_{AC}1}] = \underline{TPU}\left[\frac{\omega_{troch}}{\omega} \cdot \theta_{i_{AC}2}\right] \\ \theta_{i_{AC}1} \approx \theta_{i_{AC}^{-1},1} - \left(\frac{2\pi}{Z} + \Psi[i_{AC}]\right) \\ \theta_{i_{AC}2} \approx \theta_{i_{AC}^{-1},2} - \left(\frac{2\pi}{Z} + \Psi[i_{AC}]\right) \end{cases} \quad (4.76)$$

La détermination du point de sortie se fait à partir de la position  $\theta$  établie pour le point d'entrée. Le point de sortie correspond à la prochaine position dans laquelle l'épaisseur coupée calculée suivant (Eq 3.48) est nulle. Géométriquement ce point correspond à l'intersection entre la trajectoire de l'arête de coupe de référence et l'arête de coupe précédente comme présenté en Figure 4.9. Le calcul de l'épaisseur coupée est limité entre la position du point d'entrée et celle du point de sortie.

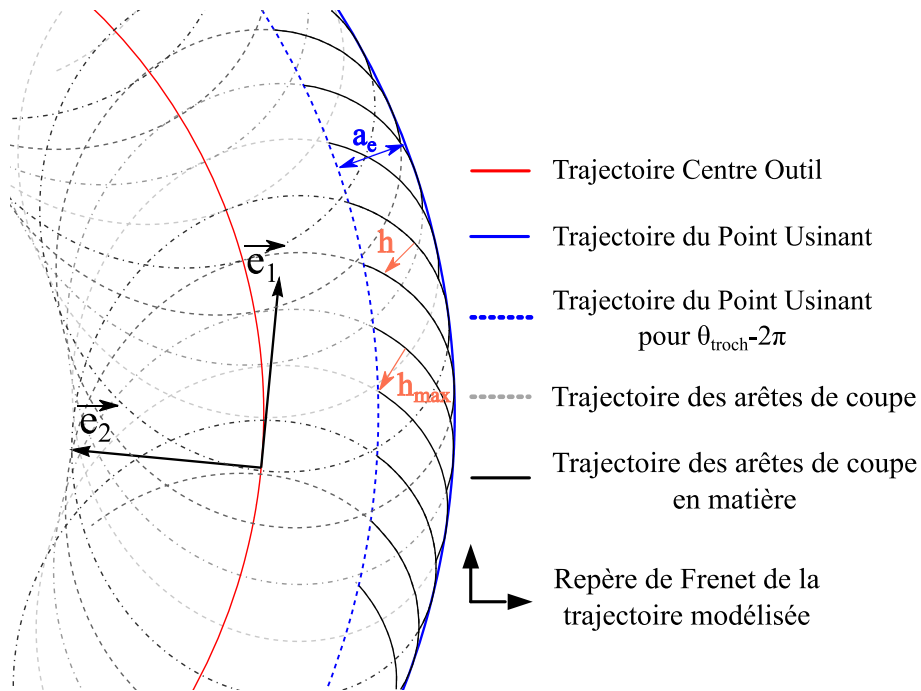


Figure 4.9 Construction géométrique pour le calcul de l'épaisseur coupée

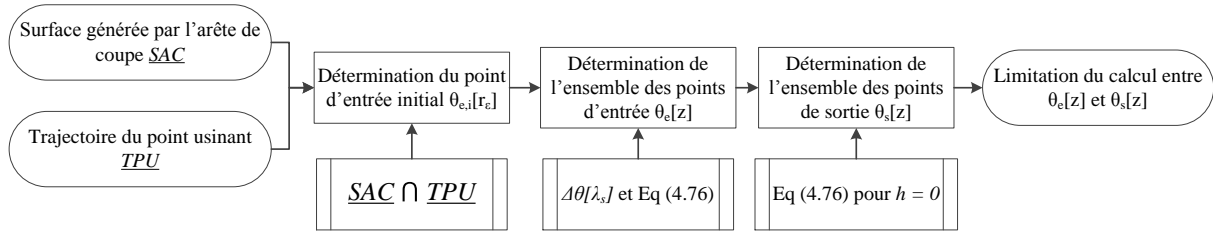


Figure 4.10 Processus de calcul de l'épaisseur coupée h

Sur la Figure 4.9, le passage de chaque arête de coupe va laisser une crête sur la surface usinée. Cette crête n'est cependant pas prise en compte lors du calcul de l'épaisseur coupée suivant la méthode présentée ci-dessus. Pour une vitesse de coupe  $V_c$  donnée, la hauteur de cette crête dépend de l'avance  $f_z$  programmée, plus l'avance diminue, plus la hauteur de crête diminue. Pour les conditions opératoires présentées en Tableau 4.1 la hauteur de crête est calculée à  $0.021 \mu\text{m}$ . Cette hauteur, négligeable, ne pose pas de problème pour la modélisation des efforts.

L'épaisseur coupée à l'altitude  $z$  égale à  $r_e$  pour une trochoïde est présentée en Figure 4.11. L'épaisseur maximale du copeau pour l'ensemble de la trajectoire est de  $0.128 \text{ mm}$ . La Figure 4.11 confirme également la faible différence sur les aspects mécaniques entre la trajectoire Cercle-Segment et la trajectoire trochoïdale. Il est également visible qu'une augmentation de l'épaisseur coupée s'accompagne d'une augmentation de l'angle d'engagement. Ainsi, pour une épaisseur coupée maximale de  $h_{max}$  égale  $0.128 \text{ mm}$ , l'angle d'engagement de l'arête de coupe est de  $25^\circ$  alors que pour  $h_{max}$  égale à  $0.025 \text{ mm}$ , l'angle d'engagement est de  $15^\circ$ .

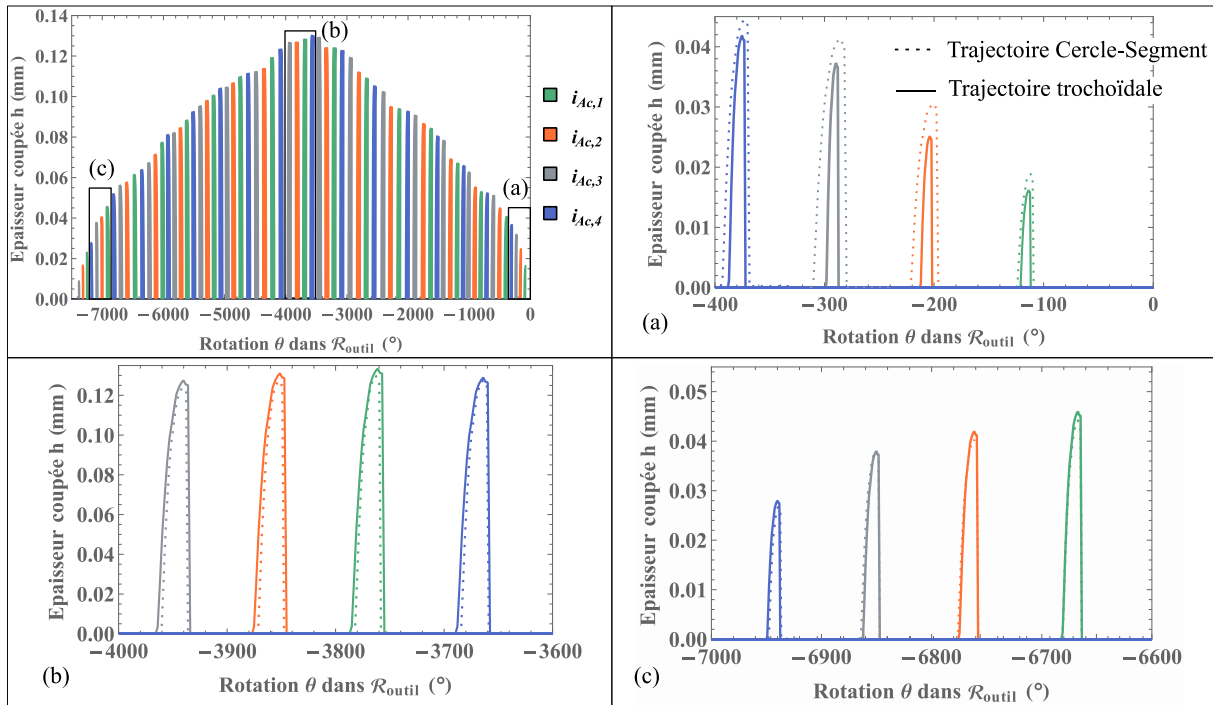


Figure 4.11 Epaisseur coupée calculée le long de la trajectoire trochoïdale à l'altitude  $z = r_e = 1 \text{ mm}$

Comme au chapitre 3, les épaisseurs coupées sont utilisées, après discrétisation des arêtes de coupe de l'outil, de façon à modéliser les efforts de coupe le long de la trajectoire.

#### 4.2.4. Modélisation des efforts

Les essais pour la mesure des efforts en fraisage trochoïdal sont toujours réalisés avec une fraiseuse 5-axes Mikron HSM600U équipée d'une commande numérique Heidenhain iTNC 530. Les efforts de coupe sont enregistrés selon la même méthode qu'au paragraphe 3.2.4 dans les conditions opératoires décrites en Tableau 4.1. L'hypothèse est que les coefficients de la loi de coupe ne sont pas affectés par une modification de la trajectoire du point piloté (*TCO*). Cela signifie qu'ils sont déterminés par un Couple Arête-Matière (CAM) et ne sont influencés que par la géométrie locale. Les coefficients conservés correspondent à la moyenne des coefficients identifiés au paragraphe 3.3.1.

##### 4.2.4.1. Traitement de la mesure et recalage angulaire de la simulation

La modélisation de l'épaisseur coupée au paragraphe 4.2.3 montre que celle-ci évolue le long de la trajectoire, mais que son calcul dépend des points d'entrées et de sorties de la matière pour chaque arête de coupe. Or, ces points d'entrées et de sorties sont dépendants de la position initiale des arêtes de coupe au début de la trajectoire comme présentés en Figure 4.12. Autrement dit il existe en pratique un décalage inconnu et glissant de la position  $\theta_0$  entre deux trochoïdes successives d'un même essai. La Figure 4.12 montre la variation des épaisseurs coupées en fonction de cette position angulaire initiale  $\theta_0$ . Il est visible que les épaisseurs coupées par chaque dent sont bien différentes selon ce paramètre, les efforts en dépendent donc tout autant. Par conséquent, l'allure générale des efforts de coupe est constante mais les pics d'efforts dépendent eux d'une position de la fraise dans  $\mathcal{R}_{\text{outil}}$ . Ce problème a deux conséquences. La première est qu'il est impossible comme au chapitre 3 de recalculer angulairement la mesure par rapport au modèle. La seconde est qu'il n'est pas possible de réaliser le même traitement de la mesure qu'au chapitre 3. En effet, pour deux passages successifs de l'outil en matière le long de la trajectoire, la position initiale des arêtes de coupe dans  $\mathcal{R}_{\text{outil}}$  n'est pas la même. Cela complique la validation du modèle car le chapitre 3 montre une variation de 10 % de la mesure autour de la valeur moyenne.

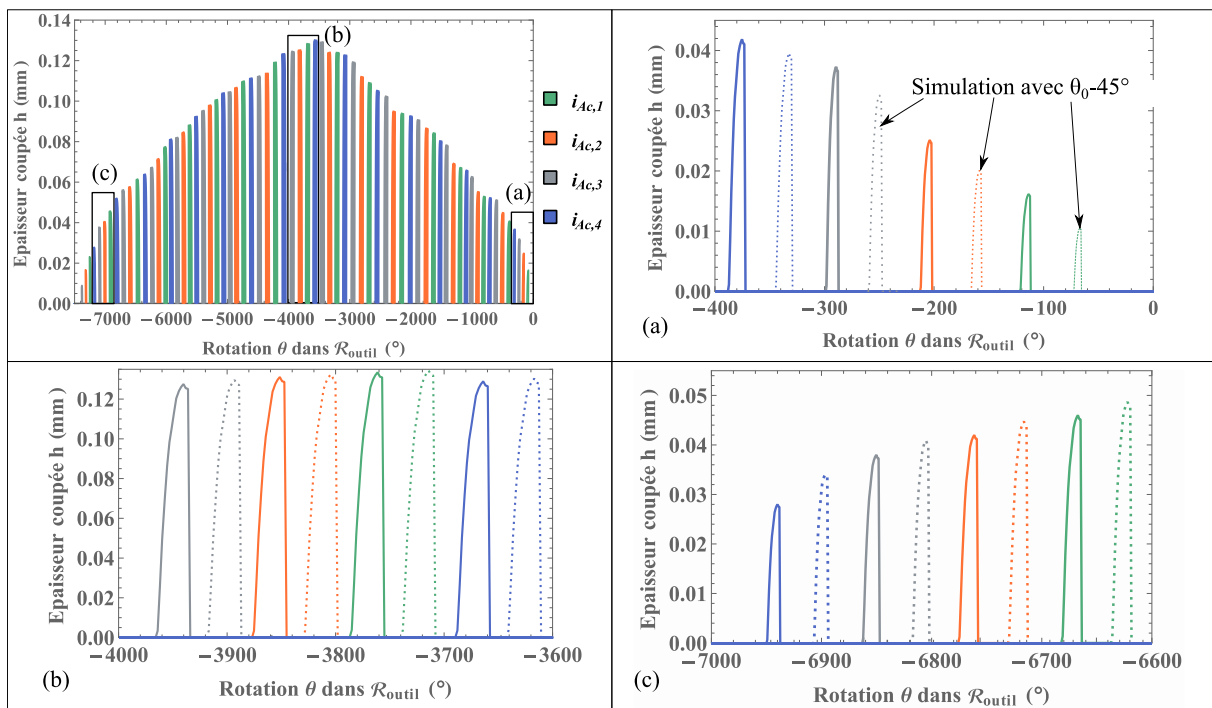


Figure 4.12 Comparaison des épaisseurs coupées simulées avec une variation de la position angulaire initiale  $\theta_0$

Comme la mesure ne peut pas être calée angulairement, il faut donc recalculer la simulation. Pour cela le même procédé que dans le chapitre 3 est utilisé mais cette fois en recalant angulairement les

efforts simulés. L'inconvénient est qu'en fonction de ce recalage angulaire, le repère  $\mathcal{R}_{\text{outil}}$  varie d'une simulation à l'autre, car il en est ainsi d'une rotation de trochoïde à l'autre et d'un essai à l'autre.

#### 4.2.4.2. Comparaison entre la simulation et la mesure

Les efforts de coupe sont simulés dans  $\mathcal{R}_{\text{pièce}}$  à partir de la loi de coupe (Eq 3.52) et de la procédure de simulation présentée en Figure 3.14. La seule différence est que la matrice de changement de base entre  $\mathcal{R}_{\text{pièce}}$  et  $\mathcal{R}_{\text{outil}}$  doit prendre en compte la trajectoire trochoïdale et donc sa matrice de changement de base, composée des trois vecteurs du repère de Frenet.

La Figure 4.13 présente la comparaison entre les efforts simulés et ceux mesurés selon la direction  $\underline{x}$  de  $\mathcal{R}_{\text{pièce}}$ . La simulation des efforts de coupe présente graphiquement des résultats cohérents avec la mesure. La prise en compte du faux-rond et du pas différentiel est très visible sur les efforts de coupe en fraisage trochoïdal car l'engagement radial évolue. Selon cette direction, les efforts simulés sont surévalués par rapport aux efforts mesurés.

La Figure 4.14 présente cette même comparaison pour les efforts simulés et ceux mesurés selon la direction  $\underline{y}$  de  $\mathcal{R}_{\text{pièce}}$ . Comme précédemment, les engagements et les épaisseurs coupées calculées semblent cohérents avec les efforts mesurés. L'amplitude des efforts simulés est cependant inférieure à celle des efforts mesurés selon cette direction.

La Figure 4.15 présente la comparaison entre les efforts simulés et ceux mesurés selon la direction  $\underline{z}$  de  $\mathcal{R}_{\text{pièce}}$ . Selon cette direction, l'influence contraire entre le rayon et l'arête latérale est visible. En effet, d'après les coefficients identifiés au Tableau 3.4, l'*effet edge* est négligeable selon la direction axiale de TRA. Les efforts selon  $z$  pour l'arête latérale de l'outil sont en majeure partie la conséquence des efforts axiaux dans TRA. Ainsi, pour l'arête latérale les efforts de l'outil sur la pièce correspondent à l'arrachage du copeau de la matière (avec  $\lambda_s > 0$ ) et donc à des efforts de traction de la pièce correspondant à des efforts positifs selon  $\underline{z}$  dans  $\mathcal{R}_{\text{pièce}}$ . Pourtant dans le rayon, selon la Figure 3.13, les efforts selon la direction  $\underline{w}$  colinéaire à  $\underline{z}$  sont principalement la conséquence des efforts radiaux dans TRA. Les coefficients du Tableau 3.4 montrent que l'*effet edge* des efforts radiaux n'est pas négligeable. C'est pourquoi, malgré la faible épaisseur coupée dans le rayon, les efforts de coupe selon  $\underline{z}$  ne sont pas négligeables et ont tendance à repousser la pièce, correspondants à des efforts négatifs selon  $\underline{z}$  dans  $\mathcal{R}_{\text{pièce}}$ .

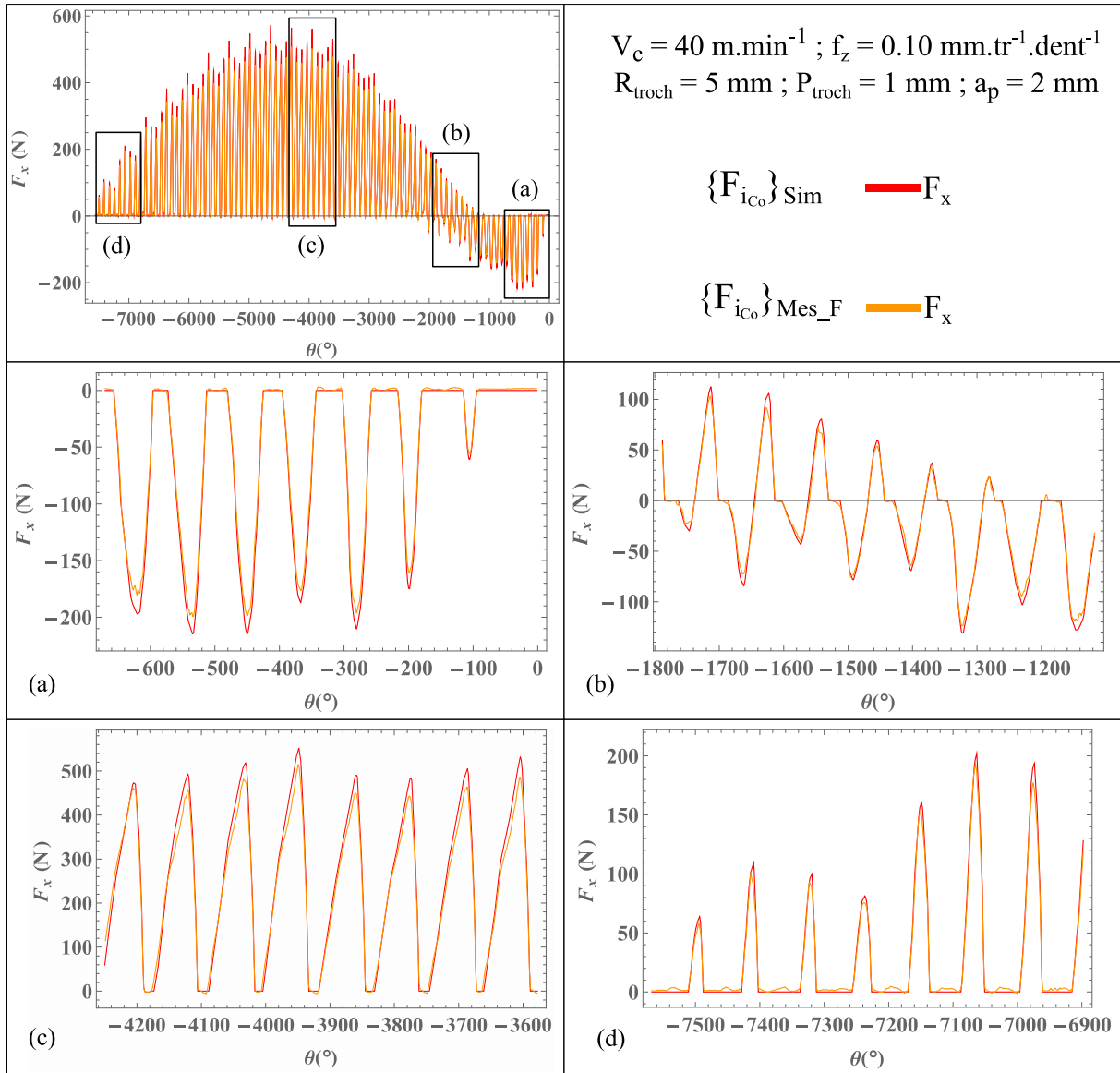


Figure 4.13 Efforts de coupe simulés et efforts de coup mesurés en fraisage trochoïdal du matériau LAM selon la direction  $\underline{x}$  de  $\mathcal{R}_{\text{pièce}}$



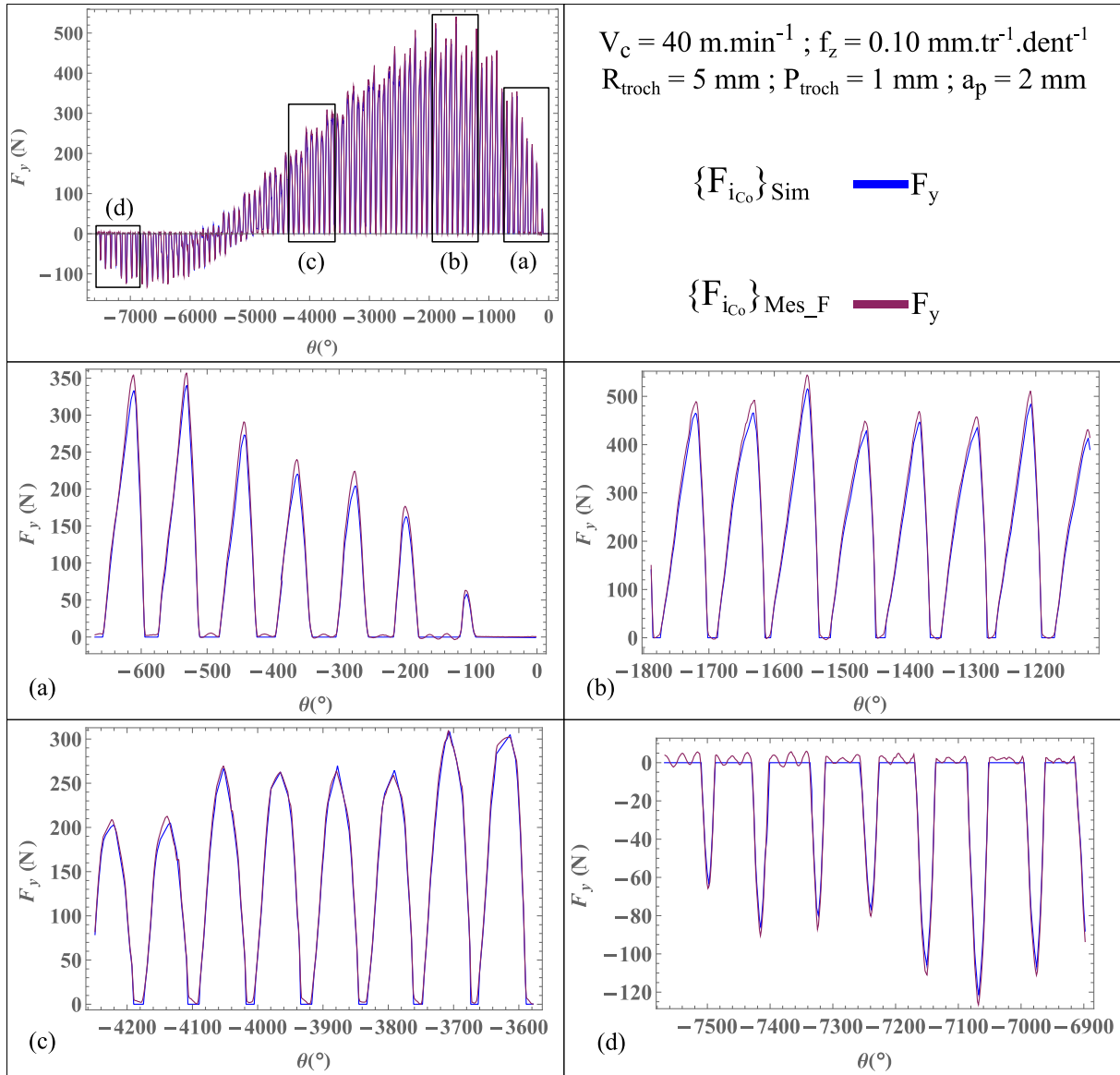


Figure 4.14 Efforts de coupe simulés et efforts de coupe mesurés en fraisage trochoïdal du matériau LAM selon la direction  $\underline{y}$  de  $\mathcal{R}_{\text{pièce}}$

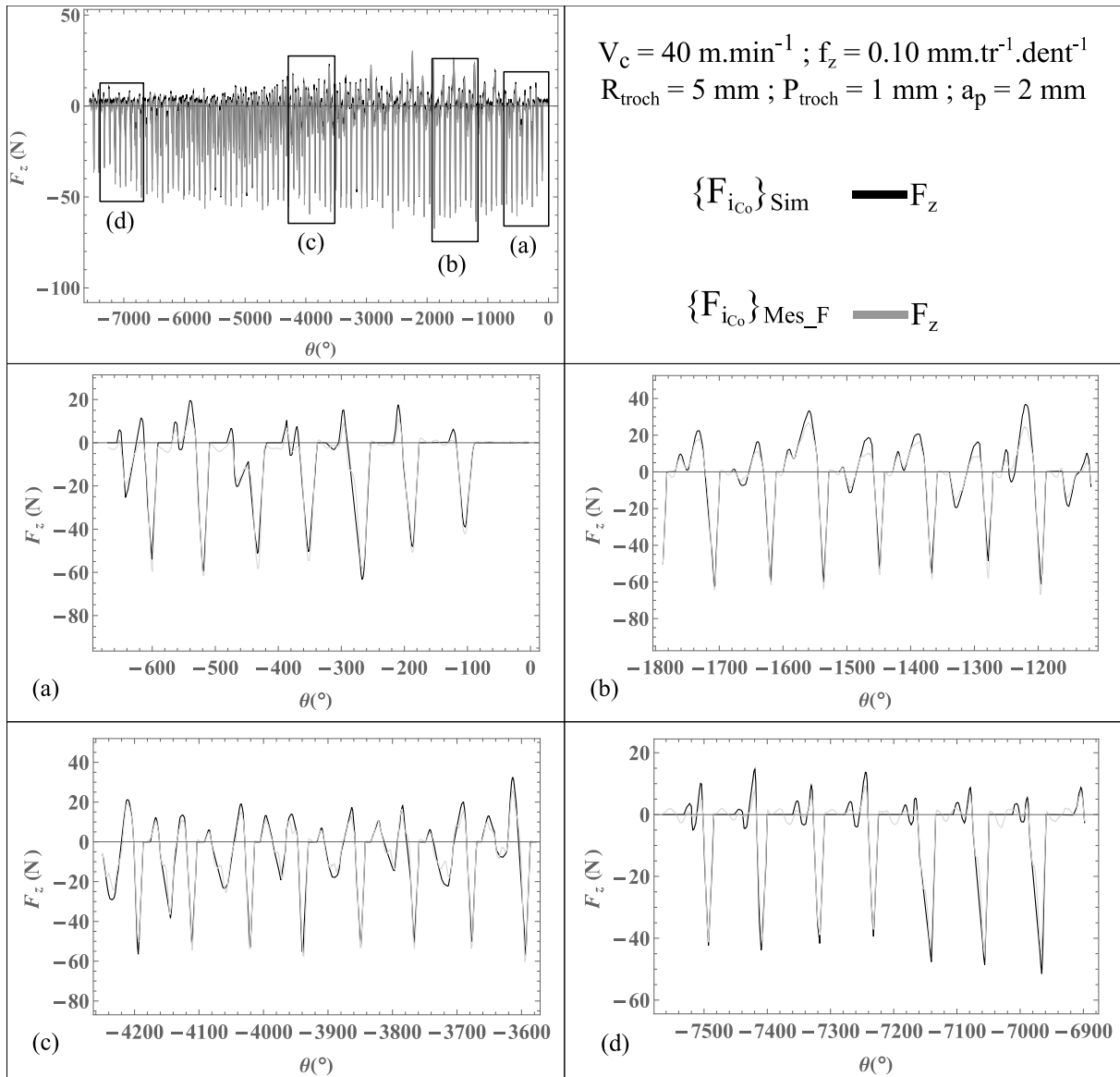


Figure 4.15 Efforts de coupe simulés et efforts de coupe mesurés en fraisage trochoïdal du matériau LAM selon la direction  $\underline{z}$  de  $\mathcal{R}_{\text{pièce}}$

Pour l'analyse des critères de validation, comme les courbes d'efforts  $F_{iCo}^{Min}$  et  $F_{iCo}^{Max}$  ne peuvent pas être calculées à cause du glissement angulaire  $\theta_0$  variable, les critères de largeurs des tuyaux de mesure et le critère de la InValue ne peuvent pas être analysés. Seules les erreurs absolues et relatives peuvent être calculées et analysées, elles sont présentées en Tableau 4.3 pour les matériaux FA et LAM et pour trois passages différents de l'outil dans la matière (trois positions angulaires initiales  $\theta_0$  différentes de l'outil en début d'engagement) avec pour chaque passage la prise en compte du recalage initial de la simulation. Les résultats d'erreurs absolues sont difficilement exploitables sans les comparer aux largeurs des tuyaux de mesure. De plus, les efforts de coupe connaissent une variation importante le long de la trajectoire et ces résultats ne nous permettent pas d'analyser l'erreur en fonction d'un effort maximal mesuré. L'erreur relative  $Err_{xyz}$  reste dans ce cas un bon indicateur de la précision de la simulation. Sa valeur montre une nette diminution de la précision par rapport aux résultats du chapitre 3. L'erreur absolue du modèle est d'ailleurs au-delà du critère de 10 % utilisé précédemment.

		Err <sub>x</sub> (N)	Err <sub>y</sub> (N)	Err <sub>z</sub> (N)	Err <sub>xyz</sub> (%)
Loi	FA	45	49	9	13.8
(Eq 3.52)	LAM	47	44	9	13.6

Tableau 4.3 Paramètres de validation de la modélisation en fraisage trochoïdal

Ce résultat est la conséquence de deux problèmes. Le premier est la variation de la mesure de l'ordre de 10 %, évoquée dans le chapitre 3. Cela signifie que les efforts mesurés peuvent varier de 10 % dans la même configuration et le même engagement entre un effort maximal et un effort minimal entre les différentes révolutions de l'outil. L'impossibilité de réaliser cette analyse oblige dans ce cas à considérer certains essais comme référents alors qu'ils sont peut-être éloignés des efforts de coupe moyens réels, augmentant alors l'erreur de la simulation. Le second concerne les coefficients utilisés pour la simulation. Le chapitre 3 montre que ces coefficients peuvent également varier de 5 % entre deux outils ayant la même référence. Cette variation de coefficient est la conséquence de faibles variations géométriques de l'arête de coupe, de l'adhésion plus ou moins importante du revêtement ou de la phase de rodage plus ou moins importante de l'outil (usure rapide de l'arête pour un volume usiné faible). Les coefficients utilisés pour la simulation correspondent à la moyenne des coefficients déterminés au paragraphe 3.3.1. Ces coefficients ne sont pas forcément les plus justes par rapport à l'outil utilisé lors des essais de fraisage trochoïdal. Il est possible de tenter de les ajuster pour réduire l'erreur relative  $Err_{xyz}$ , pour ainsi valider le critère de 10 %.

#### 4.2.5. Analyse de la réponse dynamique de la machine

Ce paragraphe analyse la réponse dynamique de la machine lors de l'usinage d'une rainure suivant les conditions opératoires détaillées en Tableau 4.1. L'objectif est de comparer la dynamique de la trajectoire Cercle-Segment et de celle de la trajectoire trochoïdale. Les dérivations successives des équations paramétriques des trajectoires (respectivement l'équation du cercle et (Eq 0.77)) permettent d'établir un modèle pour la réponse en vitesse, en accélération et en jerk de chacun des axes de la machine qui suppose donc que les limites de la machine ne sont pas atteintes. En parallèle, les réponses dynamiques de la machine sont enregistrées à l'aide d'un logiciel de la commande numérique Heidenhain suivant les axes  $\underline{X}$  et  $\underline{Y}$  de  $\mathcal{R}_{\text{machine}}$ . Cette mesure fournit deux informations toutes les 3 ms. La première correspond à la consigne en vitesse, en accélération et en jerk de la machine en fonction de la trajectoire et de la tolérance d'usinage  $t_u$  liée aux paramètres d'interpolation choisis. Cette commande est appelée la réponse dynamique nominale ou le nominal. La seconde information correspond à la réponse réelle issue de la mesure de la machine sur ses propres déplacements. Cette réponse est nommée la mesure. Le Tableau 4.4 présente les limitations en vitesse, en accélération et en jerk de la machine utilisée.

Axe machine	Vitesse (mm.min <sup>-1</sup> )	Accélération (m.s <sup>-2</sup> )	Jerk (m.s <sup>-3</sup> )
X	40 000	10	100
Y	40 000	10	100
Broche	24 000 tr.min <sup>-1</sup>		

Tableau 4.4 Limitations dynamiques des axes machines de la Mikron HSM600U

La Figure 4.16 présente le modèle, le nominal et la mesure des réponses en vitesse, en accélération et en jerk des axes  $\underline{X}$  et  $\underline{Y}$  de la machine. Pour la trajectoire trochoïdale, le modèle et le nominal en vitesse sont superposés et donc égaux. La mesure de vitesse pour l'axe  $\underline{Y}$  ne s'écarte du nominal que dans une seule zone après 4 s, cela correspond au retour de l'outil en matière. Pour la trajectoire Cercle-Segment, il est notable que le nominal se distingue du modèle en amont de la section du segment. Cela signifie que comme la tolérance d'usinage à la jonction entre le cercle et le segment ne

permet de la franchir à la vitesse  $V_f$  programmée, la machine ralentit, suivant l'asservissement en position, engendrant ainsi l'écart avec le modèle. Pour la mesure, elle suit le nominal jusqu'à la sortie de la section du segment pour les mêmes raisons que pour la trajectoire trochoïdale. L'erreur sur la vitesse pour les deux trajectoires est minimale et ne dépasse pas les 10 %.

En ce qui concerne la réponse en accélération, le même constat que pour la vitesse entre le modèle et le nominal peut-être fait. Pour la trajectoire trochoïdale, le nominal ne décroche pas du modèle, alors que pour la trajectoire Cercle-Segment, le nominal anticipe la jonction entre le cercle et le segment. Le modèle présente une discontinuité en accélération à cette jonction avec une accélération nulle au niveau du segment. Cela engendre un écart important entre le modèle et le nominal à ce niveau car le nominal ne peut pas être discontinu. Pour la mesure de la trajectoire trochoïdale, une instabilité est visible sur l'axe  $\underline{Y}$  et notamment au niveau de l'entrée en matière de l'outil avec un pic d'erreur relative de 111 % à  $t$  égale à 4 s. Cette instabilité est encore plus marquée pour la trajectoire Cercle-Segment avec un pic d'erreur relative sur l'accélération de 151 % à  $t$  égale à 4 s. La réponse en accélération montre une différence importante entre les deux approches. La trajectoire trochoïdale présente une réponse en accélération moins instable que celle de la trajectoire Cercle-Segment. Les mesures d'accélération enregistrées sont cependant éloignées des limites de la machine. Elles ne constituent donc pas une limite à l'utilisation de telle ou telle trajectoire.

En ce qui concerne la réponse en jerk, le nominal est beaucoup plus éloigné du modèle que précédemment. Pour la trajectoire Cercle-Segment, la discontinuité du modèle au niveau de la jonction entre le cercle et le segment entraîne un nominal très instable. Néanmoins, les mesures présentent des résultats encore plus éloignés pour les deux trajectoires. Pour la trajectoire trochoïdale, le modèle et le nominal sont entre  $-2$  et  $2 \text{ m.s}^{-3}$ . Le jerk mesuré oscille entre  $-30$  et  $30 \text{ m.s}^{-3}$  avec un pic à  $-70 \text{ m.s}^{-3}$  pour l'entrée en matière de l'outil à  $t$  égal à 4 s pour l'axe  $\underline{Y}$ . Pour la trajectoire Cercle-Segment, le modèle et le nominal sont entre  $-4$  et  $4 \text{ m.s}^{-3}$ . Le jerk mesuré suivant l'axe  $\underline{Y}$  varie entre  $-30$  et  $30 \text{ m.s}^{-3}$ , avec un pic à  $80 \text{ m.s}^{-3}$  après la jonction segment cercle, immédiatement suivi d'un autre pic à  $-92 \text{ m.s}^{-3}$ . Ces mesures montrent que la limite en jerk de la machine de  $100 \text{ m.s}^{-3}$  peut constituer une barrière pour la réalisation d'une rainure particulière quelle que soit la trajectoire. Cette limite doit être analysée en fonction des paramètres géométriques de la trajectoire ( $R_{troch}$ ,  $P_{troch}$ ).

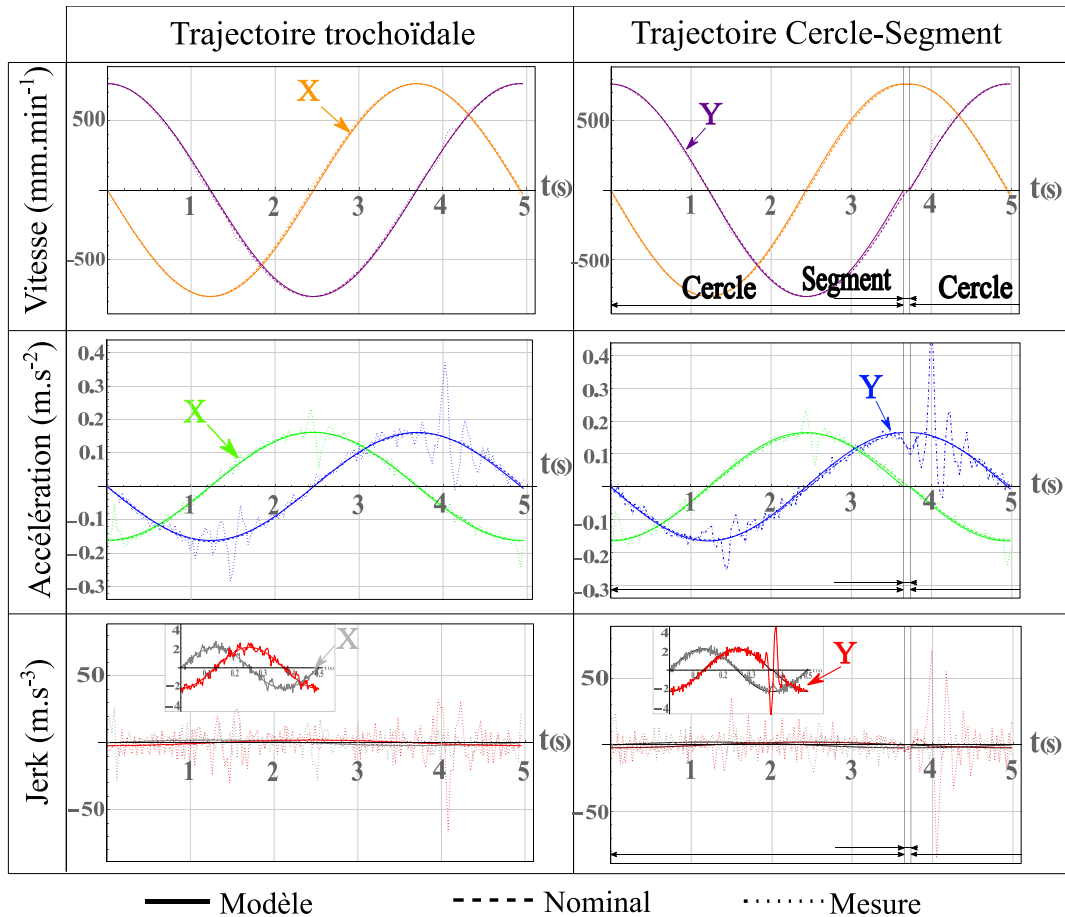


Figure 4.16 Réponse dynamique des axes X et Y de la machine pour  $V_f = 764 \text{ mm.min}^{-1}$

D'après ces observations, le jerk maximal suivant l'axe Y peut constituer un frein à la réalisation d'une géométrie particulière. Ce jerk maximal est alors contrôlé en fonction du rayon de la trochoïde  $R_{troch}$  avec le pas trochoïde  $P_{troch}$  réduit à 0.1 mm lors d'opération à vide (sans opération d'usinage mais avec le montage dans la machine pour conserver son poids sur les axes). Dans cette configuration, la limite en jerk de la machine est de  $300 \text{ m.s}^{-3}$ . La Figure 4.17 présente les résultats de cette analyse pour différentes vitesses d'avance  $V_f$  programmées.

La première observation montre que les jerks maximaux mesurés sont toujours plus grands pour la trajectoire Cercle-Segment que pour la trajectoire trochoïdale. Cela est la conséquence de la discontinuité de l'accélération théorique de la trajectoire Cercle-Segment. Le second constat montre que l'augmentation de la vitesse  $V_f$  programmée augmente, en parallèle, l'écart entre les jerks enregistrés pour les deux trajectoires comme présenté en Tableau 4.5. Il est ainsi clair que la trajectoire Cercle-Segment admet une limite plus contraignante sur la réalisation de rainure à faible diamètre que la trajectoire trochoïdale. La réalisation de rainure nécessitant un rayon de trajectoire  $R_{troch}$  inférieur à 1 mm, va obliger une diminution des autres conditions opératoires, comme l'avance  $f_z$  ou le pas de la trajectoire  $P_{troch}$ , de façon à ne pas atteindre les limites dynamiques de la machine.

L'analyse de la réponse dynamique explique la défaillance de l'approche Cercle-Segment comparée à l'approche trochoïdale. La trajectoire Cercle-Segment ne permet pas de réaliser des rainures étroites, ni d'utiliser des vitesses d'avance importantes.

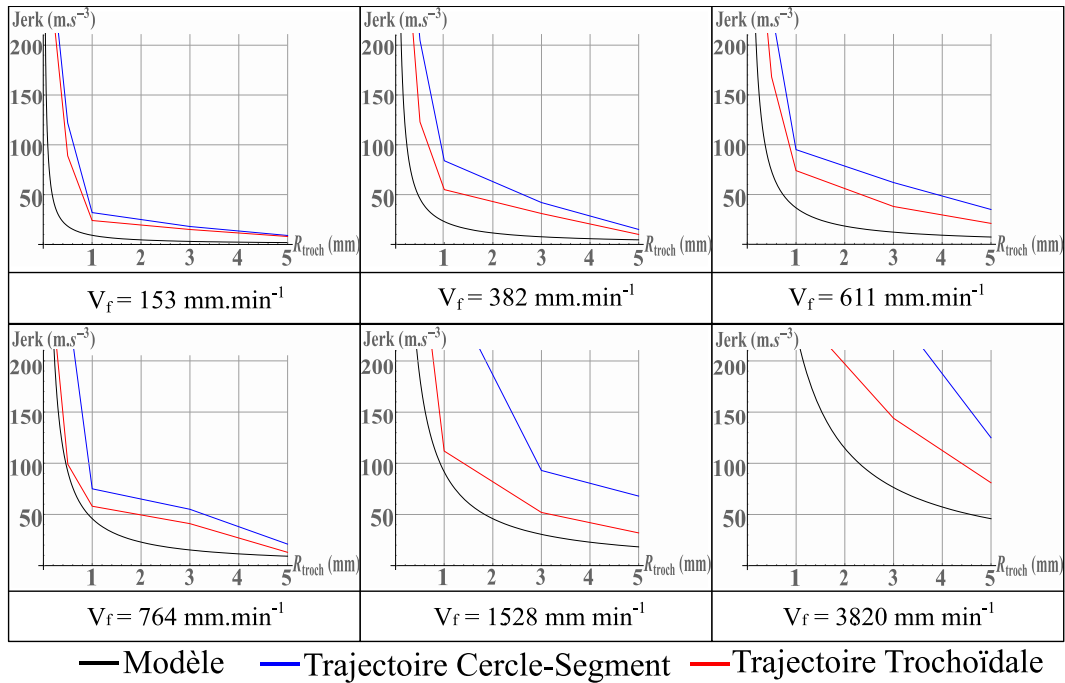


Figure 4.17 Comparaison des jerks maximaux sur l'axe  $Y$  en fonction du rayon de la trajectoire et de la vitesse d'avance de l'outil selon le modèle et la mesure.

$V_f$ (mm.min <sup>-1</sup> )	153	382	611	764	1528	3820	Total
Erreur relative (%)	4.1	8.6	10.4	11.1	27	27.7	14.2

Tableau 4.5 Ecart relatif entre le jerk maximal pour la trajectoire Cercle-Segment et pour la trajectoire trochoïdale

#### 4.2.6. Analyse de l'usure en fraisage trochoïdal

La stratégie de fraisage trochoïdal est réputée pour réduire l'usure des outils à volume de matière usiné équivalent. Néanmoins, personne ne s'est réellement penché sur l'usure des outils en fraisage trochoïdal et personne n'a en particulier analysé cette usure en fonction du débit de copeaux de l'opération. En effet, une stratégie de rainurage ( $a_e = R_o$ ) présente un débit de copeaux bien supérieur à une stratégie trochoïdale. De ce fait, la productivité du rainurage est bien supérieure à celle du fraisage trochoïdal. Dans une logique industrielle, le gain sur l'usure apporté par la seconde stratégie doit être supérieur, pour contre balancer le temps d'usinage conséquent engendré par celle-ci.

L'objectif est de comparer l'évolution de l'usure pour la réalisation d'une même rainure en fonction de la stratégie utilisée. La Figure 4.18 illustre les deux stratégies utilisées et les conditions opératoires associées pour la réalisation d'une rainure. La rainure a une largeur  $L_{rainure}$  de 15 mm et une longueur  $l_{rainure}$  de 36 mm. Cela représente, en considérant le rayon de congé formé par le rayon de bec de l'outil, un volume de matière à enlever de 1065 mm<sup>3</sup>. Le rainurage doit être accompagné d'une opération de fraisage épaulé pour réaliser la géométrie complète comme présenté en Figure 4.18. Le temps complet d'usinage de cette opération, en tenant compte des sections hors matière (approche et transition entre les deux passages de l'outil comprises) est de 30.4 s. Le débit de copeaux  $Q_R$  de la stratégie de rainurage est de 35 mm<sup>3</sup>.s<sup>-1</sup>. Le temps complet de l'opération de fraisage trochoïdal est de 121 s, ce qui signifie que le débit de copeaux  $Q_T$  de la stratégie de fraisage trochoïdal est de 8.8 mm<sup>3</sup>.s<sup>-1</sup> soit presque le quart de celui pour le rainurage.

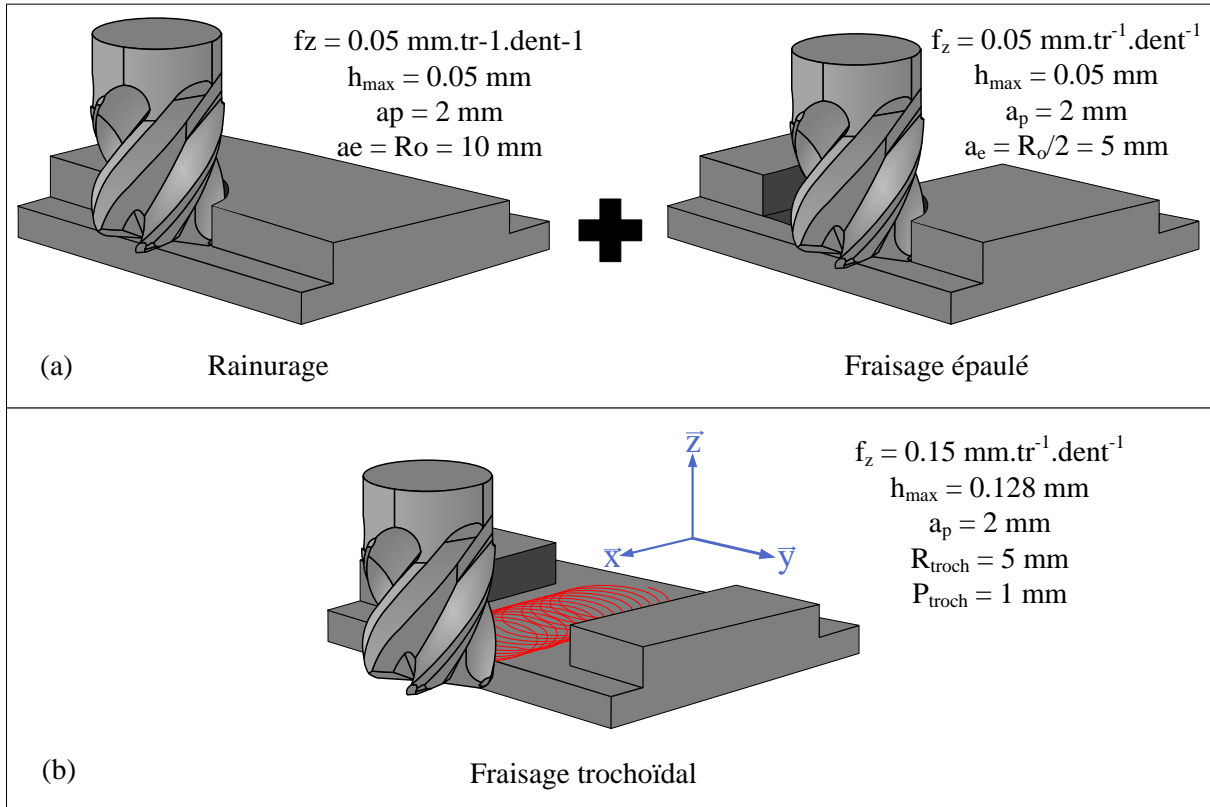


Figure 4.18 Configurations analysées pour l'usinage d'une rainure de largeur 15 mm avec (a) la stratégie de rainurage classique et (b) la stratégie de fraisage trochoïdal

La profondeur de passe est fixée en fonction de l'opération de rainurage. L'objectif est d'analyser l'évolution de l'usure en considérant la même longueur d'arête en prise. Dans ce cadre, la stratégie de fraisage trochoïdal n'utilise pas son potentiel maximal car la profondeur de passe est réduite. De l'autre côté, la stratégie de rainurage est à sa pleine performance. En effet, il n'est pas possible d'usiner une rainure plus profonde en une seule opération. Par conséquent, pour une rotation complète de la broche dans  $\mathcal{R}_{\text{outil}}$ , une arête de coupe est en matière 50 % du temps en rainurage, 25 % en fraisage épaulé et seulement entre 0 et 12 % du temps pour la stratégie de fraisage trochoïdal. Le temps de travail d'une arête de coupe sur un cycle de rotation est fortement lié à la température de l'outil et donc à l'usure pendant l'opération.

Un essai d'usure consiste à usiner plusieurs fois la rainure présentée ci-dessus jusqu'à dépasser le critère d'usure en dépouille maximale sur l'arête de coupe la plus usée  $VB_{\max/\max} = 0.3 \text{ mm}$  suivant la norme [ISO 8688-2, 1989]. Trois essais d'usure sont réalisés pour chaque stratégie et chaque matériau. La Figure 4.19 présente les résultats de la mesure de l'usure en dépouille  $VB_{\max/\max}$  au cours des essais en fonction du volume usiné. Le constat est que pour les deux matériaux FA et LAM, la stratégie de fraisage trochoïdal permet d'usiner un plus gros volume de matière que la stratégie de rainurage à usure équivalente. Par exemple en phase d'usure contrôlée, donc pour un volume usiné entre 850 et 9500 mm<sup>3</sup>, l'évolution de l'usure correspond à une augmentation de  $7 \cdot 10^{-6} \text{ mm}$  pour chaque mm<sup>3</sup> de matière usinée pour la stratégie de fraisage trochoïdal dans le matériau FA alors qu'elle est de  $1.3 \cdot 10^{-5}$  avec la stratégie de rainurage. Cela signifie que la fraise s'use presque deux fois plus vite en rainurage qu'en fraisage trochoïdal dans ce matériau.

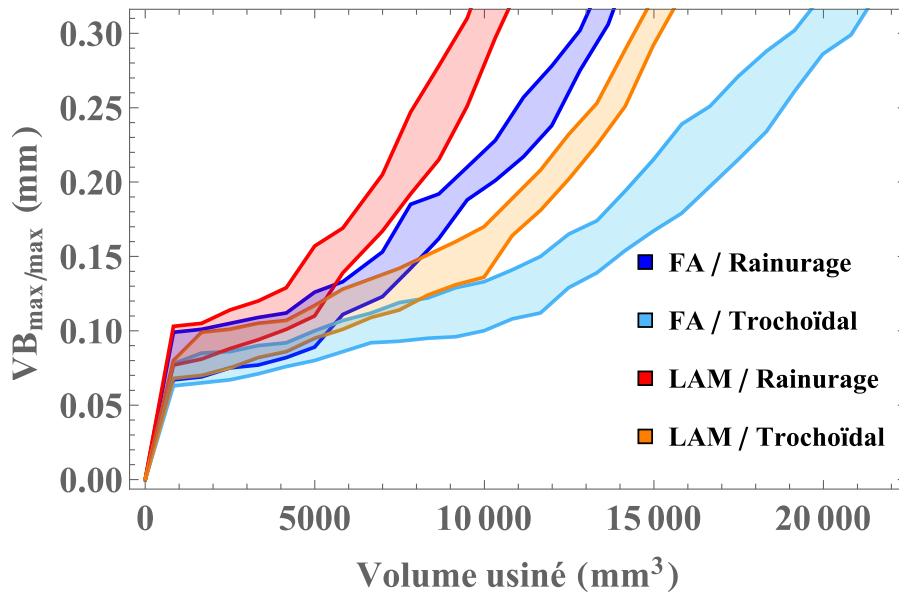


Figure 4.19 Evolution de l'usure maximale de l'outil (toutes arêtes de coupe comprises) en fonction du volume usiné pour les deux matériaux FA et LAM et pour les deux stratégies (rainurage et trochoïdale)

Pour mieux analyser ce paramètre, le rapport entre l'usure en dépouille pour la stratégie de fraisage trochoïdal et la stratégie de rainurage est analysé. L'évolution de ce rapport en fonction du volume usiné est présentée en Figure 4.20. Le résultat montre que plus le volume usiné est conséquent, plus la stratégie trochoïdale est avantageuse pour réduire l'usure de la fraise. Par exemple pour le matériau FA, le rapport est égal à 0.86 pour 4000  $mm^3$ , à 0.64 pour 8000  $mm^3$  et à 0.5 pour 12 000  $mm^3$ . Pour le matériau LAM, ce rapport est égal à 0.85 pour 4000  $mm^3$ , à 0.57 pour 8000  $mm^3$  et à 0.46 pour 12 000  $mm^3$ . L'évolution de ce rapport est d'ailleurs similaire pour les deux matériaux. Le gain apporté par la stratégie de fraisage trochoïdal n'est pas dépendant du matériau usiné.

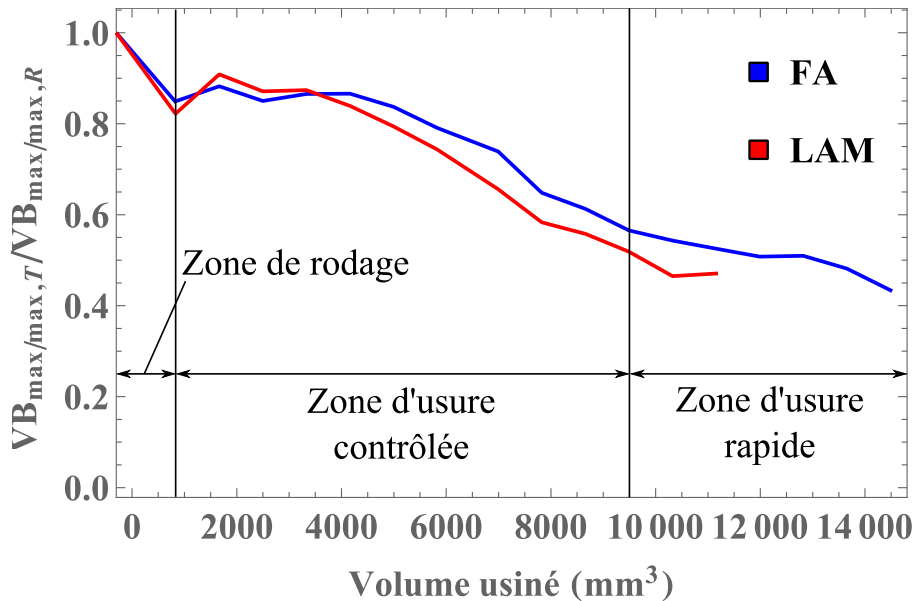


Figure 4.20 Evolution du rapport entre l'usure en fraisage trochoïdal et l'usure en rainurage en fonction du volume usiné

Une autre analyse à effectuer est de comparer l'évolution de l'usure en fonction du débit de copeaux de chaque stratégie. En effet, un débit de copeaux important implique que les arêtes de coupe



travaillent au maximum sur un cycle et donc s'usent beaucoup. Il faut donc revenir à un débit comparable pour analyser l'usure entre deux stratégies. La Figure 4.21 présente les résultats de cette analyse. La zone de rodage est éliminée de l'analyse car trop variable en fonction des essais et trop influente sur les résultats. Une fois le rodage supprimé, cette analyse montre qu'à débit de copeaux équivalent, la stratégie de fraisage trochoïdal n'est plus aussi avantageuse qu'avant par rapport à la stratégie de rainurage. Cela va à l'encontre de ce que présente [Pleta et al., 2016]. Ainsi, pour les deux matériaux FA et LAM, la stratégie de fraisage trochoïdal présente une augmentation de 10 à 60 % de l'usure à débit équivalent.

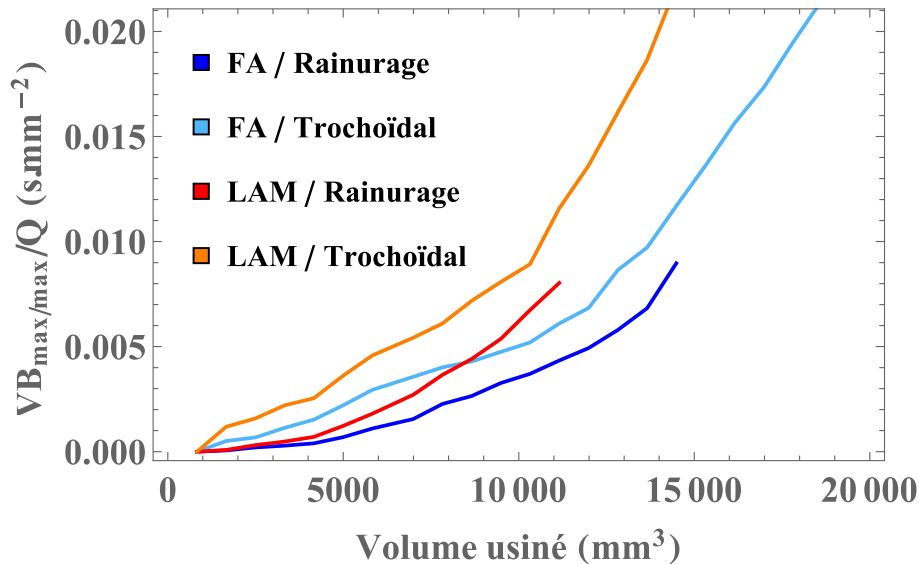


Figure 4.21 Evolution du rapport entre l'usure en dépouille et le débit de copeau de la stratégie utilisée

Cependant, la rainure usinée présente une profondeur faible (2 mm), ce qui donne un avantage à la stratégie de rainurage. Si la profondeur de la rainure augmente, la stratégie de fraisage trochoïdal permet juste d'augmenter la profondeur de passe sans augmenter le nombre de passes contrairement à la stratégie de rainurage, qui utilise déjà ses capacités maximales. Dans la stratégie de fraisage trochoïdal, l'augmentation de la longueur d'arête en prise, n'impliquant pas un temps de coupe supplémentaire, le débit de copeaux augmente sans usure supplémentaire. C'est pourquoi, concernant l'usure et le temps d'usinage, la stratégie de fraisage trochoïdal devient intéressante à partir d'une certaine profondeur de rainure. Dans notre cas cette profondeur limite est égale à 2.7 mm.

De plus, la stratégie de rainurage oblige à réduire les conditions de coupe et notamment la vitesse de coupe  $V_c$  et l'avance  $f_z$ . La diminution de l'avance oblige l'outil à travailler sous la limite de l'épaisseur coupée minimale  $h_{max/min}$  définie au paragraphe 2.3.3. Dans ces conditions l'énergie spécifique de coupe  $W_c$  est très supérieure à celle pour des épaisseurs de coupe plus grandes et donc l'effort nécessaire pour couper la même épaisseur  $h$  est plus important. L'usure est donc également influencée par ce paramètre. Ainsi, la comparaison de l'usure suivant plusieurs stratégies est alors fonction de la géométrie à usiner et des conditions opératoires dans lesquelles l'usinage se déroule.

Ce paragraphe présente l'intérêt de la stratégie de fraisage trochoïdal pour la réalisation d'une rainure. Il est par la suite nécessaire d'adapter cette stratégie à la géométrie à usinée. Cette géométrie est un espace inter-pâle d'un impeller qui requiert l'utilisation d'une trajectoire du point piloté non plane.

### 4.3. Analyse du fraisage trochoïdal 4-axes

La géométrie type définie est un espace inter-pâle d'un impeller qui représente approximativement une rainure hélicoïdale autour d'un cône. Pour simplifier le problème, la géométrie usinée est une rainure en hélice circulaire autour d'un cylindre. L'objectif est de modéliser la trajectoire et les efforts de coupe dans cette configuration. Les paramètres géométriques de la pièce et de la trajectoire étudiées dans ce paragraphe sont présentés en Tableau 4.6 avec la hauteur de la pièce notée  $H_{pièce}$  correspondant à la distance entre la base et le sommet du cylindre à usiner. Ce tableau donne également le rayon de la pièce  $R_{pièce}$  et l'angle d'hélice de la rainure  $\lambda_{s,rainure}$  autour de la pièce.

$H_{pièce}$ (mm)	$R_{pièce}$ (mm)	$L_{rainure}$ (mm)	$\lambda_{s,rainure}$ (°)	$R_{troch}$ (mm)	$P_{troch}$ (mm)	$a_{p,nom}$ (mm)
150	55	15	42.5	5	1	2

Tableau 4.6 Paramètres géométriques de la pièce usinée et de la trajectoire

La trajectoire doit être cinématiquement viable. Cette exigence requiert une commande des axes sans arrêt ou changement de direction brusques. C'est pourquoi la trajectoire développée dans ce paragraphe est une approximation d'une trajectoire trochoïdale sur un cylindre.

#### 4.3.1. Définition de la trajectoire centre de l'outil (point piloté)

Ce premier paragraphe présente le développement de la définition de la trajectoire trochoïdale pour la création d'une rainure hélicoïdale autour d'un cylindre. Il présente aussi les limites de cette définition et les choix impliqués par les exigences cinématiques de la machine-outil.

Premièrement, il faut définir la rainure à usiner autour du cylindre. Cette définition se fonde sur l'établissement de l'équation paramétrique de sa Courbe Guide ( $\underline{CG}$ ) présentée en (Eq 4.78). Cette courbe décrit la ligne au centre de la rainure autour du cylindre. Elle combine dans  $\mathcal{R}_{machine}$  la rotation de l'axe  $\underline{C}$  et la translation suivant l'axe  $\underline{X}$ . Pour définir les bords de la rainure, il suffit d'ajouter ou de retrancher la moitié de la largeur de la rainure  $L_{rainure}$  à  $\underline{CG}$  à chaque position  $C$  suivant l'axe  $\underline{X}$  du repère  $\mathcal{R}_{machine}$ . Les équations paramétrées de ces deux bords de rainure sont données en (Eq 4.79).

$$\underline{CG}[C] = \left\{ \begin{array}{l} H_{pièce} + 2 \cdot (R_{troch} + R_o) - R_{pièce} \cdot \tan(\lambda_{s,rainure}) C \\ \frac{1}{2} \cdot (R_{pièce} - a_{p,nom}) \cdot \cos(C) \\ \frac{1}{2} \cdot (R_{pièce} - a_{p,nom}) \cdot \sin(C) \end{array} \right\}_{\mathcal{R}_{machine}} \quad (4.78)$$

$$\left\{ \begin{array}{l} \underline{Bord}_{rainure,1}[C] = \underline{CG}[C] + \frac{1}{2} \cdot \left\{ \begin{array}{l} L_{rainure} \\ 0 \\ 0 \end{array} \right\}_{\mathcal{R}_{machine}} \\ \underline{Bord}_{rainure,2}[C] = \underline{CG}[C] - \frac{1}{2} \cdot \left\{ \begin{array}{l} L_{rainure} \\ 0 \\ 0 \end{array} \right\}_{\mathcal{R}_{machine}} \end{array} \right. \quad (4.79)$$

Deuxièmement, la Trajectoire du Centre Outil ( $\underline{TCO}$ ) est définie dans le repère machine par (Eq 4.80). Elle représente la combinaison dans  $\mathcal{R}_{machine}$  des mouvements définis par la  $\underline{CG}$  avec une trajectoire trochoïdale du point piloté dans le plan ( $\underline{X}$ ,  $\underline{Y}$ ). Cette combinaison de mouvements ne produit pas de changement de direction, ni d'arrêt brusque du mouvement d'un axe de la machine-outil. Elle est donc cinématiquement viable.

$$\begin{aligned}
& \underline{TCO}[\theta_{troch}] \\
& = \underline{CG} \left[ \frac{P_{troch} \cdot \theta_{troch}}{\pi \cdot (R_{pièce} - a_{p,nom})} \right] \\
& + \underline{\underline{Rot}}_X \left[ \frac{P_{troch} \cdot \theta_{troch}}{\pi \cdot (R_{pièce} - a_{p,nom})} \right] \cdot \left. \begin{array}{c} \frac{P_{troch}}{2\pi} \cdot \theta_{troch} + R_{troch} \cdot \cos(m \cdot \theta_{troch}) \\ 0 \\ -R_{troch} \cdot \sin(m \cdot \theta_{troch}) \end{array} \right\}_{\mathcal{R}_{machine}} \quad (4.80)
\end{aligned}$$

La Figure 4.22 illustre la trajectoire trochoïdale 4-axes étudiée dans le repère  $\mathcal{R}_{machine}$ . Cette trajectoire ne correspond pas exactement à une trochoïde imprimée sur le cylindre. Il n'y a pas en réalité de solution mathématique à ce jour pour définir une trajectoire trochoïdale sur un cylindre. C'est pourquoi, les approches les plus justes de la trajectoire ne sont pas continues comme le montrent [Li et al., 2020].

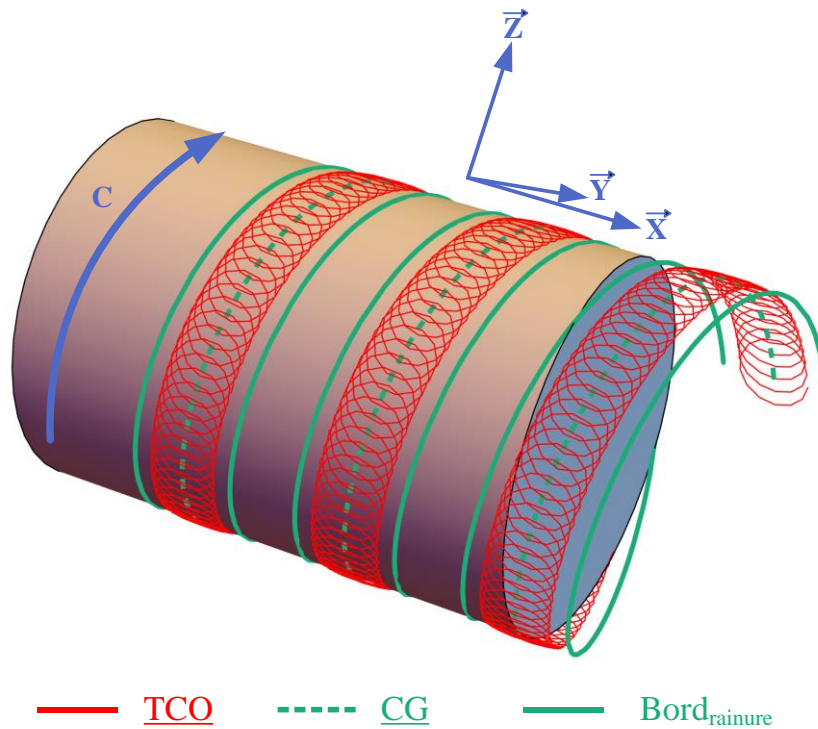


Figure 4.22 Trajectoire trochoïdale 4 axes pour la formation d'une rainure hélicoïdale autour d'un cylindre

Ce choix de trajectoire va engendrer un fond de rainure non plan comme présenté en Figure 4.23. Cette zone, où l'outil laisse de la matière qu'il doit normalement usiner et crée ce défaut géométrique, s'appelle l'*undercut*. Pour le calcul de cet *undercut*, il faut définir la surface usinée à partir de la trajectoire du point piloté. Cette surface est obtenue en analysant l'enveloppe de la famille de surfaces représentées par l'ensemble des points de l'enveloppe outil selon la  $\underline{TCO}$ . Cette famille de surfaces est définie par l'ensemble des points compris dans  $\underline{Famille}_{troch}$  décrit en (Eq 4.81).

$$\underline{Famille}_{troch}[z, \theta_{troch}, \delta] = \underline{TCO}[\theta_{troch}] + \left. \begin{array}{c} AC_r[z] \cdot \cos(\delta) \\ AC_r[z] \cdot \sin(\delta) \\ z \end{array} \right\}_{\mathcal{R}_{machine}} \quad (4.81)$$

Pour déterminer l'enveloppe de la  $Famille_{troch}$ , il faut trouver la solution fonction  $\delta = f[\theta_{troch}]$  du système d'équations défini par (Eq 4.82). L'enveloppe de la famille de surfaces est la solution de ce système et correspond alors à  $Famille_{troch}[z, \theta_{troch}, f[\theta_{troch}]]$ .

$$\frac{\partial Famille_{troch}[z, \theta_{troch}, \delta]}{\partial \theta_{troch}} \wedge \frac{\partial Famille_{troch}[z, \theta_{troch}, \delta]}{\partial \theta} = \begin{pmatrix} 0 \\ 0 \\ 0 \end{pmatrix}_{\mathcal{R}_{machine}} \quad (4.82)$$

A partir de cette famille de surfaces, l'*undercut* maximal correspond à la distance entre le fond de rainure théorique et celui suivant l'enveloppe de la  $Famille_{troch}$ , selon  $Famille_{troch}[0, \theta_{troch}, f[\theta_{troch}]]$ , l'axe  $\underline{e}_{CG,3}$  du repère de Frenet de la  $CG$  comme illustré en Figure 4.23. L'*undercut* maximal calculé suivant cette méthode dans les conditions opératoires présentées en Tableau 4.6 est de 0.12 mm. Ce défaut géométrique dû à la trajectoire programmée est minime et peut rapidement être usiné en rainurage classique lors d'une opération de finition. Il est donc considéré comme acceptable, d'autant plus que l'opération de fraisage trochoïdal s'applique à l'ébauche.

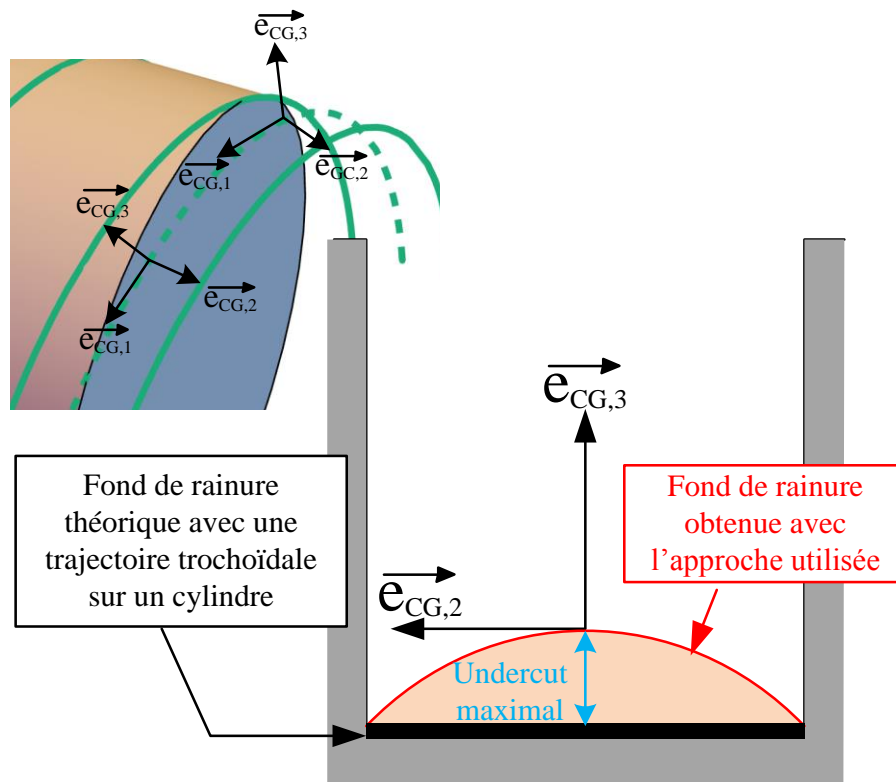


Figure 4.23 Défaut géométrique du fond de rainure par l'approche utilisée et calcul de l'*undercut* maximal généré

#### 4.3.2. Etude de l'engagement radial de l'outil

Comme pour la trajectoire trochoïdale plane, l'engagement radial évolue le long de la trajectoire. La détermination de cet engagement radial s'effectue entre les enveloppes  $Famille_{troch}[z, \theta_{troch}, f[\theta_{troch}]]$  et  $Famille_{troch}[z, \theta_{troch,0}, f[\theta_{troch,0}]]$  avec  $\theta_{troch,0}$  proche de  $\theta_{troch} - 2\pi$ . La Figure 4.24 présente ces enveloppes modélisées. La différence avec le cas de la trajectoire plane est que les deux passages de l'outil en matière ne sont pas dans le même plan. Pour un calcul exact de l'engagement radial il faut tenir compte de la courbure locale de la surface usinée. Il s'agit d'être capable de calculer cette courbure en tenant également compte de l'*undercut* présenté ci-dessus. Cela complique la construction géométrique pour un défaut analysé faible. Pour éviter cette construction complexe la Figure 4.24

proposé une méthode de recalage angulaire de l'enveloppe  $Famille_{troch}[z, \theta_{troch,0}, f[\theta_{troch,0}]]$  dans le plan de l'enveloppe  $Famille_{troch}[z, \theta_{troch}, f[\theta_{troch}]]$  à la position  $\theta_{troch}$ . Cette méthode permet d'utiliser à nouveau le vecteur normal à l'enveloppe  $Famille_{troch}[z, \theta_{troch}, f[\theta_{troch}]]$  pour la détermination de l'engagement radial  $a_e$ . A partir de ce recalage angulaire, une nouvelle enveloppe est déterminée et notée  $Famille_{troch,\xi}[z, \theta_{troch,0}, f[\theta_{troch,0}]]$ .

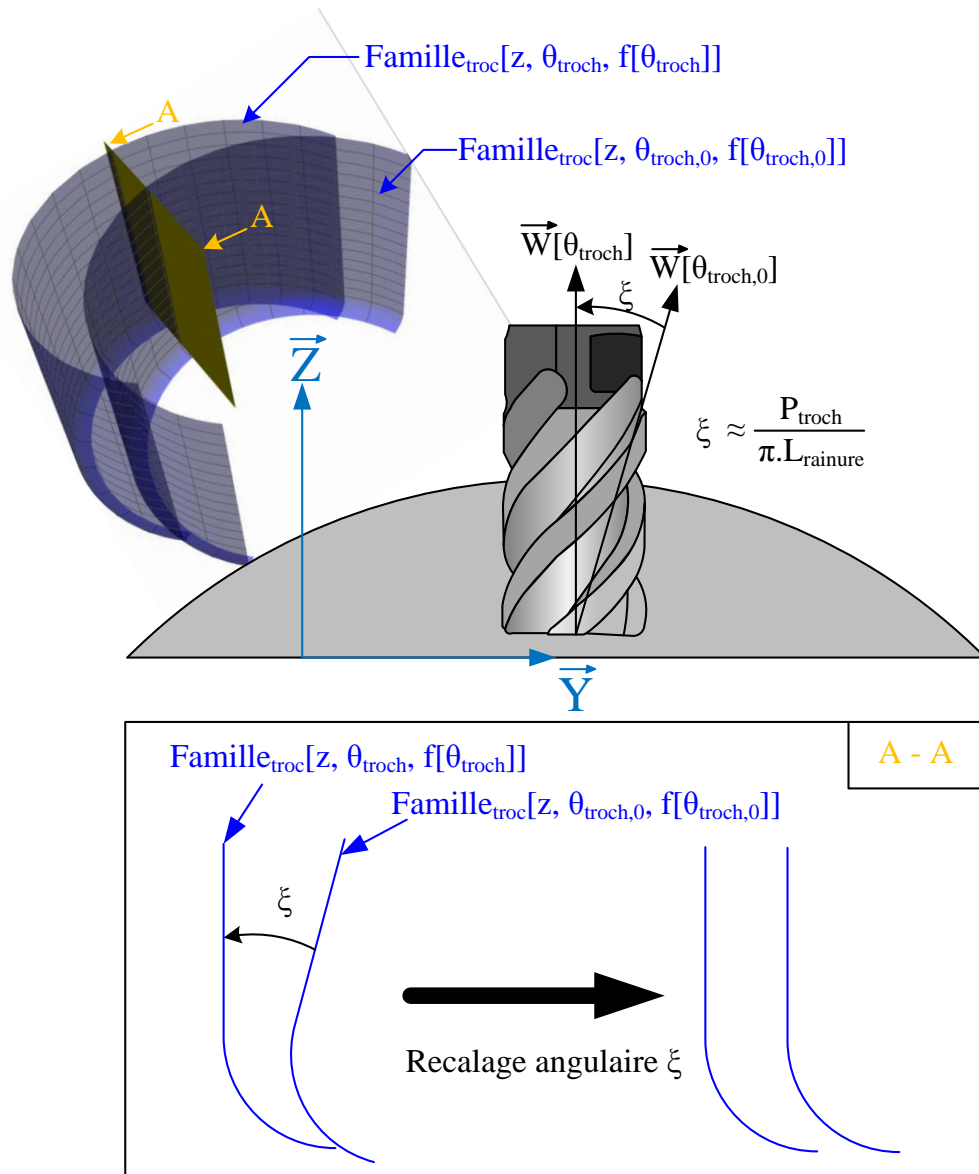


Figure 4.24 Recalage angulaire pour l'approximation du calcul de l'engagement radial

L'engagement radial  $a_e$  est alors déterminé en calculant la distance entre les deux enveloppes  $Famille_{troch}[z, \theta_{troch}, f[\theta_{troch}]]$  et  $Famille_{troch,\xi}[z_0, \theta_{troch,0}, f[\theta_{troch,0}]]$  selon (Eq 4.83).

$$\begin{aligned} & \underline{Famille}_{troch}[z_0, \theta_{troch,0}, f[\theta_{troch,0}]] \\ &= \underline{Famille}_{troch}[z, \theta_{troch}, f[\theta_{troch}]] - a_e[z, \theta_{troch}] \cdot \underline{NV}_{Famille_{troch}}[z, \theta_{troch}] \quad (4.83) \\ & \text{avec } z_0 \approx z \text{ et } \theta_{troch,0} \approx \theta_{troch} - 2\pi \end{aligned}$$

Il est possible de modéliser l'engagement radial le long de la trajectoire pour un passage de l'outil en matière (soit  $\theta_{troch}$  de  $0^\circ$  à  $360^\circ$ ). La limitation du calcul est la même qu'au paragraphe 4.2.2 : si l'engagement radial calculé est inférieur à 0, il est considéré nul. La Figure 4.25 présente les résultats du calcul approximatif de l'engagement radial le long de la trajectoire. Ils montrent que l'engagement en fraisage trochoïdal 4-axes connaît une faible variation par rapport à celui de la trajectoire trochoïdale plane. Pour la trajectoire trochoïdal 4-axes, l'angle pour lequel l'outil est engagé est égal à  $188^\circ$  soit un engagement de la position  $-6^\circ$  à  $182^\circ$ . De plus, l'engagement maximal approximatif calculé est légèrement inférieur au pas de la trochoïde et est égal à 0.988 mm.

En estimant, que l'engagement réel dans cette configuration est égal à celui de la trajectoire plane, l'angle pour lequel l'outil est engagé est normalement égal à  $185^\circ$  et l'engagement maximal est égal à 1 mm. L'approximation augmente dans ce cas l'angle modélisé et diminue l'engagement maximal modélisé.

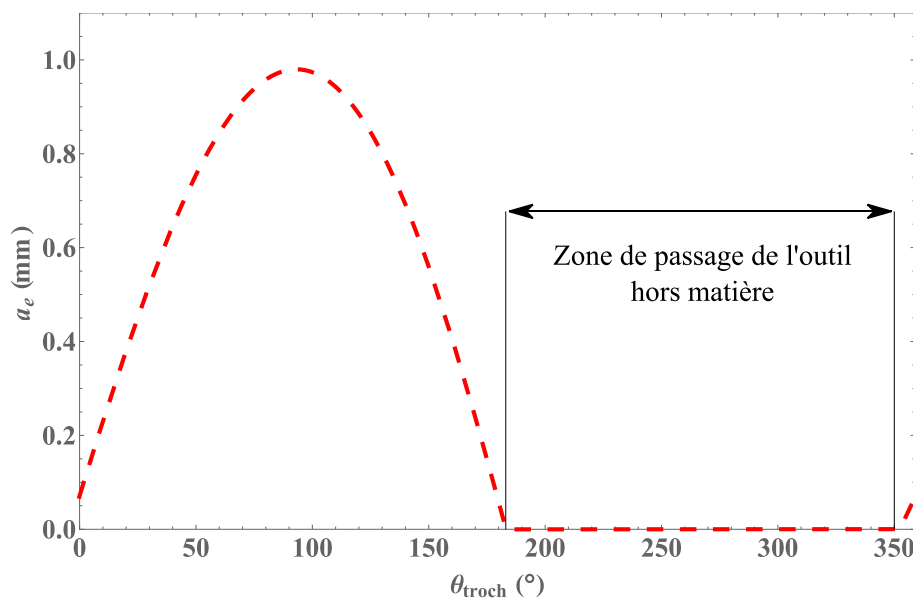


Figure 4.25 Engagement radial de l'outil pour la trajectoire trochoïdale 4-axes analysé au cours d'une période

### 4.3.3. Etude de la profondeur de passe le long de la trajectoire

Une profondeur de passe nominale  $a_{p,nom}$  correspondant au décalage entre la coordonnée du point piloté et celle du sommet de la pièce suivant l'axe  $\underline{Z}$  de  $\mathcal{R}_{machine}$  comme présenté en Figure 4.26. Cette distance correspond également à celle entre le sommet de la pièce et le plan parallèle à  $(\underline{X}, \underline{Y})$  dans lequel s'effectue le mouvement circulaire de l'outil. Par conséquent, la profondeur de passe réelle de l'outil varie le long de la trajectoire. Cette profondeur de passe réelle correspond au point de l'outil en matière à l'altitude  $z$  la plus élevée. Cette altitude  $z$  est dans ce cas égale à la profondeur de passe réelle  $a_p$  dans cette position.

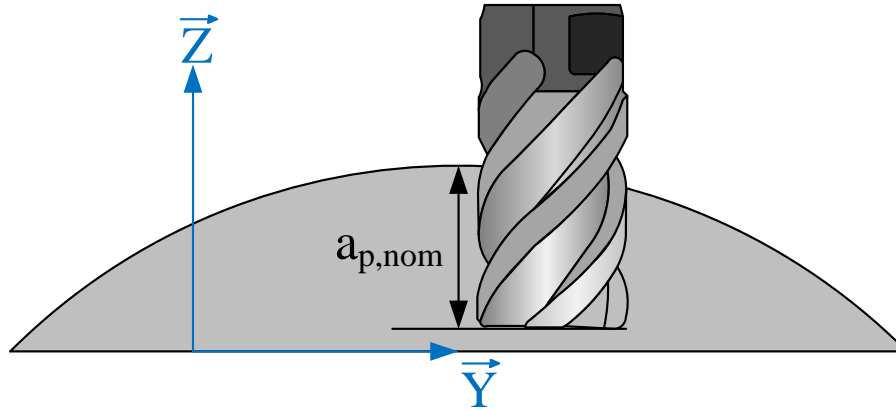


Figure 4.26 Définition de la profondeur de passe nominale programmée

Pour déterminer la profondeur de passe réelle, il faut utiliser la surface usinée correspondant à l'enveloppe de la famille de courbe  $Famille_{troch}[z, \theta_{troch}, f[\theta_{troch}]]$  définie ci-dessus. L'objectif est de trouver l'altitude  $z_0$  pour laquelle l'enveloppe  $Famille_{troch}[z_0, \theta_{troch}, f[\theta_{troch}]]$  coïncide avec l'enveloppe de la pièce. Cette altitude  $z_0$  est la solution de (Eq 4.84).

$$\underline{Famille_{troch}}[z_0, \theta_{troch,0}, f[\theta_{troch,0}]] = \left. \begin{array}{l} \underline{Famille_{troch}}[z_0, \theta_{troch}] \cdot \underline{X} \\ R_{pièce} \cdot \cos\left(\frac{P_{troch} \cdot \theta_{troch}}{2\pi \cdot R_{rainure}}\right) \\ R_{pièce} \cdot \sin\left(\frac{P_{troch} \cdot \theta_{troch}}{2\pi \cdot R_{rainure}}\right) \end{array} \right\} \mathcal{R}_{machine} \quad (4.84)$$

Le calcul de la profondeur de passe réelle  $a_p$  est limité aux positions dans lesquelles l'engagement radial  $a_e$  est supérieur à 0. Pour toutes les autres positions la profondeur de passe est nulle. La Figure 4.27 montre la profondeur de passe calculée le long de la trajectoire pour une période (une trochoïde) en pleine matière. La profondeur de passe calculée est en correspondance avec l'*undercut* estimé au paragraphe 4.3.1. La profondeur de passe maximale correspond à la profondeur de passe nominale de 2 mm pour les positions en entrée et en sortie de l'engagement de l'outil.

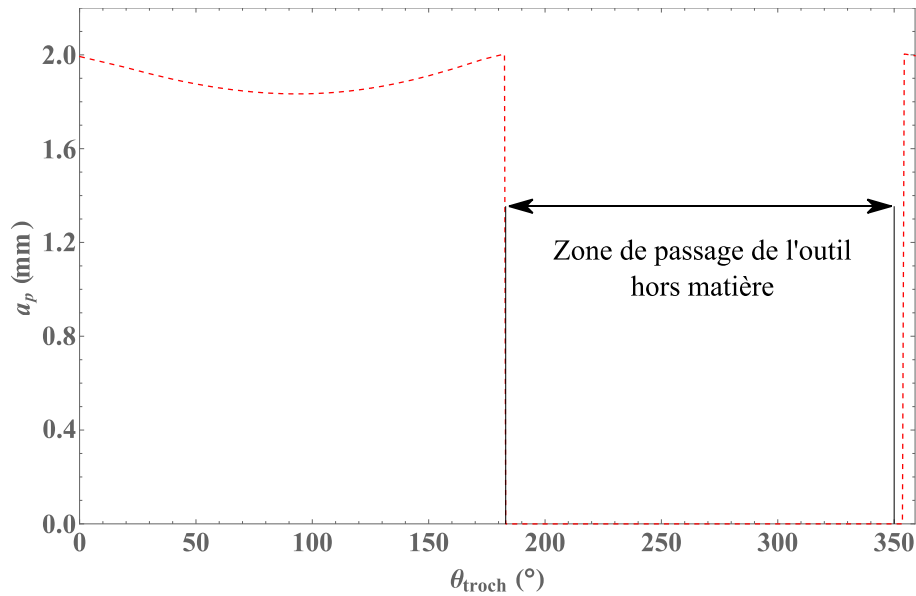


Figure 4.27 Profondeur de passe pour la trajectoire trochoïdale 4-axes analysées au cours d'une période

#### 4.3.4. Etude de l'épaisseur coupée

Pour modéliser l'épaisseur coupée il faut définir la trajectoire des arêtes de coupe de l'outil suivant la trajectoire trochoïdale 4-axes. Le lien entre le paramètre  $\theta_{troch}$  et le paramètre  $\theta$  de la rotation de la broche permet d'exprimer la surface générée par l'arête de coupe en fonction de la TCO et du modèle de l'outil développé au chapitre 3. Cette surface est définie par (Eq 4.85).

$$\{\underline{SAC}[i_{Ac}, z, \theta]\}_{\mathcal{R}_{machine}} = \{\underline{TCO}[\theta]\}_{\mathcal{R}_{machine}} + \underline{Rot_w}[\theta] \cdot \{\underline{AC}[i_{Ac}, z]\}_{\mathcal{R}_{outil}} \quad (4.85)$$

L'épaisseur coupée  $h$  est toujours calculée suivant la méthode présentée au chapitre 3 à partir de (Eq 3.48). La procédure pour la limitation du calcul de l'épaisseur coupée est identique à celle présentée au paragraphe 4.2.3 correspondant au processus de la Figure 4.10, elle se fonde sur la détermination des points d'entrées et de sorties de chaque arête de coupe. La Figure 4.28 présente le résultat de la détermination de l'épaisseur coupée le long de la trajectoire trochoïdale 4-axes à l'altitude  $z$  égale à 1 mm. Cela nous indique l'épaisseur coupée qui sera considérée dans le repère TRA.



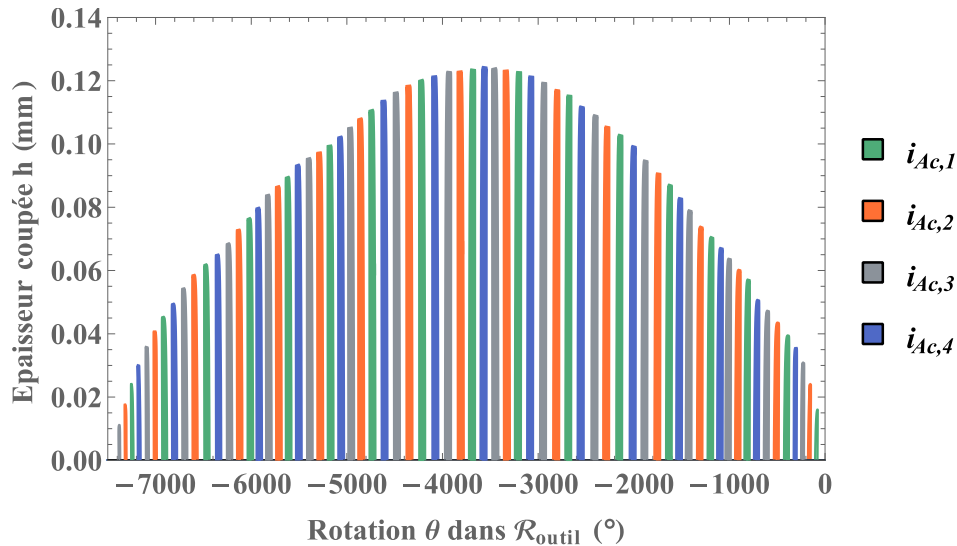


Figure 4.28 Epaisseur coupée calculée le long de la trajectoire trochoïdale 4-axes à l'altitude  $z = r_\epsilon = 1$  mm

#### 4.3.5. Développement d'un montage et d'une chaîne d'acquisition pour la mesure des efforts en fraisage 4-axes

En fraisage 5-axes, les mobilités en rotation de la pièce entraînent une modification de la direction de l'action mécanique de pesanteur dans  $\mathcal{R}_{\text{pièce}}$ . Si les efforts de coupe sont mesurés par une platine piézoélectrique sur laquelle est fixée la pièce, ce changement de direction va créer des efforts parasites lors de l'acquisition. C'est pourquoi il est complexe de mesurer les efforts de coupe comme précédemment. La solution est de mesurer les efforts au niveau de l'outil par l'intermédiaire d'un capteur rotatif, ce capteur mesure alors les efforts de coupe subis par l'outil dans  $\mathcal{R}_{\text{outil}}$ . Par conséquent, il faut développer un montage et une chaîne d'acquisition spécifiques pour les essais en fraisage trochoïdal 4-axes. La Figure 4.29 illustre le montage et la chaîne d'acquisition développés pour les essais. Ces essais n'ont pas pu être finalisés, mais la mise en place de ces essais est tout de même présentée.

Les essais sont toujours menés avec une fraiseuse 5-axes Mikron HSM600U équipée d'une commande numérique Heidenhain iTNC 530. Les efforts sont mesurés à l'aide d'un dynamomètre rotatif piézoélectrique Kistler 9123C avec une fréquence d'échantillonnages de 50 kHz. Ce dynamomètre a la particularité de mesurer les efforts encaissés par l'outil dans le repère tournant de l'outil du capteur. Le repère du capteur rotatif n'est pas aligné sur le repère modélisé  $\mathcal{R}_{\text{outil}}$ . Avec la mesure du profilomètre laser présentée au paragraphe 3.1.4, il est possible d'identifier l'angle de rotation dans le plan  $(\underline{u}, \underline{v})$  de  $\mathcal{R}_{\text{outil}}$ , cet angle  $\theta_{\text{Kistler}}$  devra être pris en compte dans la simulation pour le calcul de  $\theta_0$  correspondre avec la mesure. Cela permet de ne pas mesurer la variation de l'action mécanique de pesanteur dans le repère de la pièce  $\mathcal{R}_{\text{pièce}}$  en rotation autour de l'axe  $\underline{X}$  de  $\mathcal{R}_{\text{machine}}$ . Pour localiser l'outil dans le repère machine, il est nécessaire d'ajouter une chaîne d'acquisition numérique de la position des axes machines  $(\underline{X}, \underline{Y}, \underline{Z}, \underline{C})$ . Cette chaîne d'acquisition mesure la position des axes machines sur les règles numériques de la machine. Pour le reste, la méthode d'acquisition ne diffère pas de celle présentée au paragraphe 3.2.4. La connaissance de l'ensemble de position des axes permet alors de recalibrer des simulations pour qu'elles correspondent aux expérimentations et ainsi caractériser alors la pertinence des modèles.

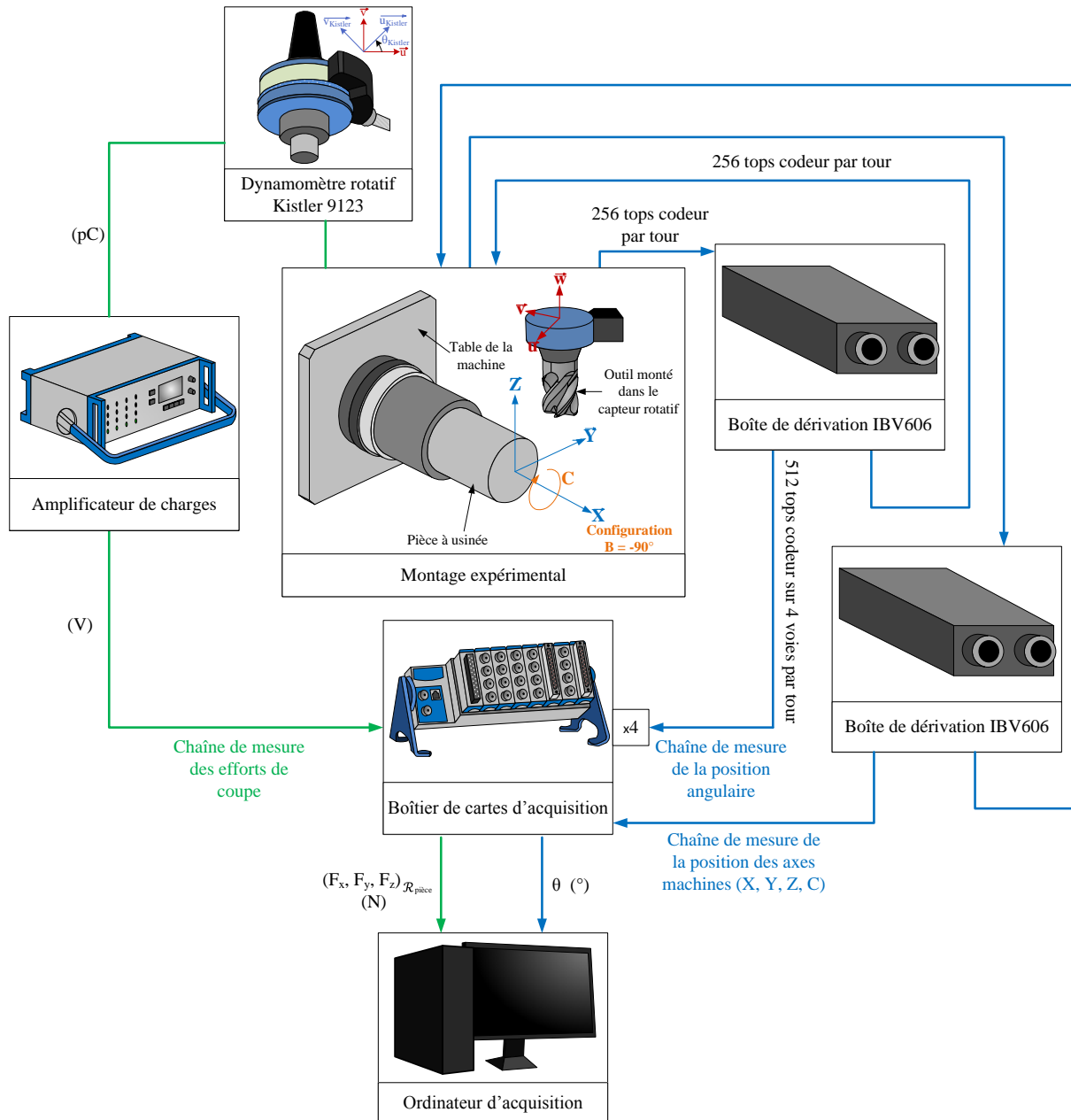


Figure 4.29 Schéma de la chaîne d'acquisition des efforts de coupe et de la rotation de la broche pour les essais de fraisage 5-axes

#### 4.3.6. Modélisation des efforts

La modélisation des efforts doit tenir compte de ce changement de repère de la mesure et les efforts simulés doivent correspondre aux efforts mesurés dans  $\mathcal{R}_{outil}$ . Cette simulation est réalisée avec la méthode présentée au chapitre 3 et les coefficients identifiés moyens du Tableau 3.4. L'outil n'admet pas de faux-rond dans cette simulation. La mesure des efforts est réalisée dans le repère du capteur et est recalée angulairement dans celui de l'outil  $\mathcal{R}_{outil}$  avec  $\theta_{Kistler}$ . La simulation est recalée angulairement sur la mesure avec le paramètre  $\theta_0$  donnant la position angulaire initiale de l'outil dans  $\mathcal{R}_{outil}$ .

Le processus de simulation des efforts à partir des épaisseurs coupées déterminées au paragraphe 4.3.4 est présenté en Figure 4.30. Comme au paragraphe 3.2.3, la première étape après discrétisation de l'arête de coupe consiste à appliquer la loi de coupe sur chaque segment de la discrétisation pour

avoir les efforts sur chacun des segments. Par la suite, un changement de repère et une sommation sur les segments permettent de calculer les efforts dans le repère  $\mathcal{R}_{outil}$ . Pour le traitement de la mesure, les efforts de coupe sont mesurés dans le repère du capteur Kistler. Les axes  $\underline{z}_{Kistler}$  et  $\underline{w}$  sont alignés, le changement de repère entre le repère Kistler et  $\mathcal{R}_{outil}$  correspond à une rotation d'angle  $\theta_{Kistler}$  qui est déterminé par la mesure de l'outil au profilomètre laser présentée au paragraphe 3.1.4.

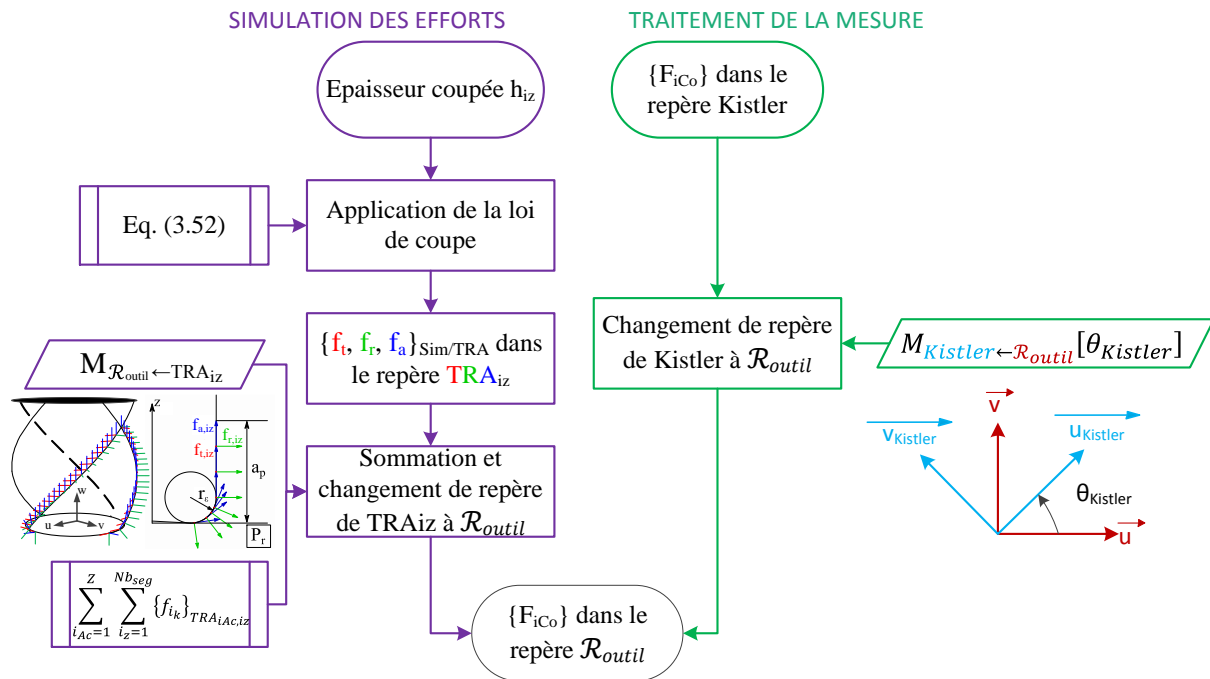


Figure 4.30 Processus de simulation et de traitement des efforts de coupe dans le repère  $\mathcal{R}_{outil}$

La Figure 4.31 présente le résultat de la simulation des efforts de coupe en fraisage trochoïdal 4-axes pour l'Inconel 718 LAM. Sans mesure, il est difficile d'analyser la simulation présentée.

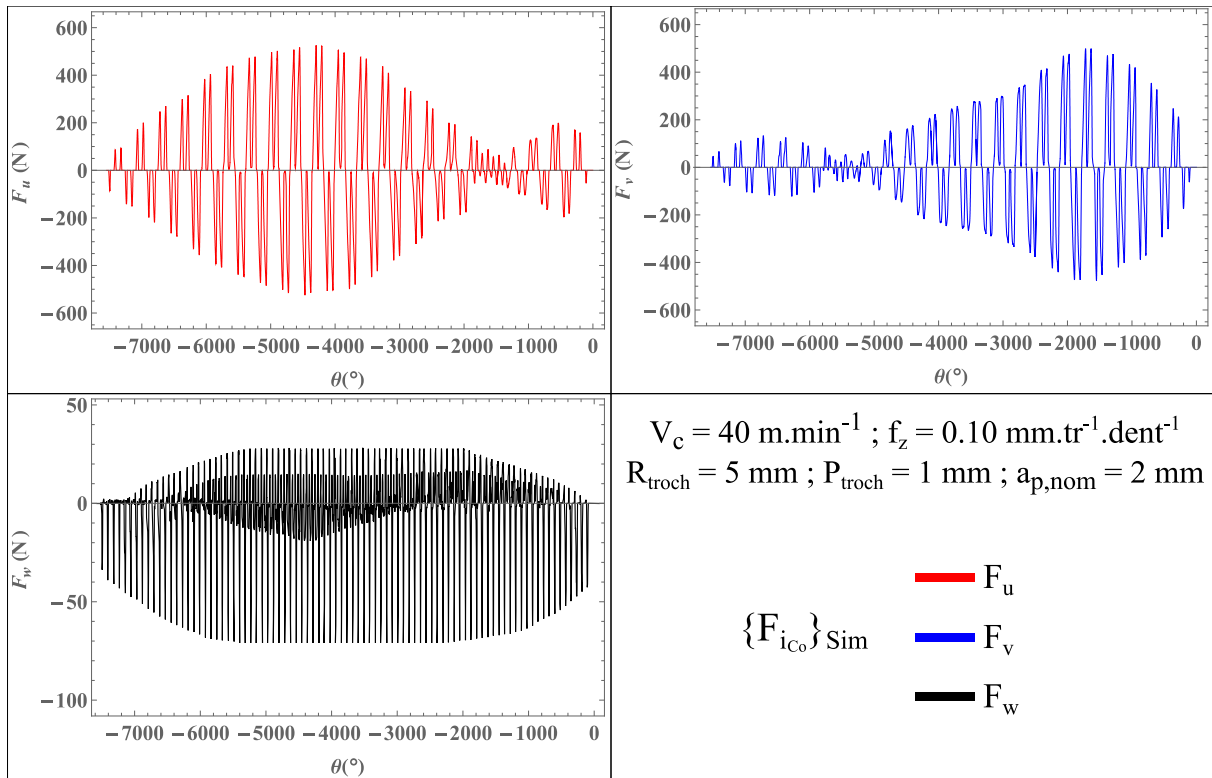


Figure 4.31 Efforts de coupe simulés dans  $\mathcal{R}_{\text{outil}}$  pour la stratégie de fraisage trochoïdal 4-axes dans l'Inconel 718 LAM

#### 4.4. Conclusions

Ce chapitre résume les travaux menés pour tester le modèle développé au chapitre 3 pour une stratégie plus complexe et plus performante pour l'usinage d'un espace inter-pâle dans un contexte industriel. La stratégie de fraisage trochoïdal est largement utilisée pour la réalisation de rainures. En effet, grâce à sa réduction de l'engagement radial de l'outil elle permet d'augmenter les autres conditions de coupe et en particulier la profondeur de passe  $a_p$  et l'avance  $f_z$ . L'augmentation de la profondeur de passe  $a_p$  permet d'augmenter la longueur d'arête de coupe en prise avec le matériau et d'ainsi réduire son usure par rapport à un rainurage pour un même volume usiné. L'augmentation de l'avance  $f_z$  permet de limiter la réduction du débit de copeaux induite par le fraisage trochoïdal. C'est pourquoi, cette stratégie n'est un avantage que si la rainure est suffisamment profonde.

Plusieurs approches de la trajectoire sont usuellement étudiées par la communauté scientifique : l'approche trochoïdale et son approximation l'approche Cercle-Segment (circulaire). L'objectif est de confronter ces deux approches pour déterminer si l'approximation est valide pour une étude de la mécanique et de la dynamique du fraisage trochoïdal. La modélisation des efforts de coupe nécessite de déterminer l'épaisseur coupée le long de la trajectoire du point piloté pour chaque arête de coupe. La modélisation de la stratégie implique une construction géométrique particulière pour être en mesure d'évaluer l'engagement radial le long de la trajectoire et de définir l'épaisseur coupée. L'engagement radial évolutif le long de la trajectoire entraîne une épaisseur coupée évolutive. Cependant, cette épaisseur coupée dépend de la position angulaire initiale de l'outil au début de son engagement. Par conséquent, les efforts de coupe dépendent également de cette position initiale et donc l'analyse du chapitre précédent pour valider le modèle n'est plus possible. Seule l'erreur relative peut encore être calculée et analysée. L'erreur du modèle est plus importante que précédemment mais cette erreur s'explique par l'impossibilité du traitement de la mesure pour optimiser son analyse.

La réponse dynamique de la trajectoire est analysée. La vitesse, l'accélération et le jerk des axes de la machine  $\underline{X}$  et  $\underline{Y}$  sont mesurés le long de la trajectoire. La trajectoire Cercle-Segment admet une discontinuité sur son accélération théorique. La machine doit alors interpréter cette discontinuité pour avoir une commande cohérente mais continue. Cette adaptation entraîne cependant une instabilité sur l'accélération et le jerk à la jonction Cercle-Segment, lieu de la discontinuité théorique. L'analyse des réponses dynamiques montre que le jerk de la machine limite les possibilités géométriques de la trajectoire. Sur ce point, l'approche Cercle-Segment présente un réel inconvénient par rapport à l'approche trochoïdale. Pour la réalisation de trajectoire avec un petit rayon et donc pour des rainures de largeurs étroites, cette approche est inutilisable.

Par la suite, l'étude de la stratégie s'attache à valider le fait que son utilisation permet une réduction de l'usure. Le premier point noté est la différence de débit de copeaux et donc de temps d'usinage entre le rainurage et le fraisage trochoïdal. Le fraisage trochoïdal est une opération demandant plus de temps d'usinage et est sur ce point moins performant. Il faut que cette stratégie présente des avantages dans d'autres domaines pour être viable. L'allongement de la durée de vie est souvent un paramètre présenté comme favorable à l'utilisation de la stratégie de fraisage trochoïdal. La comparaison entre le rainurage et le fraisage trochoïdal développé au cours de ces travaux le confirme. Pour un même volume usiné et à profondeur de passe équivalente, le fraisage trochoïdal permet de réduire l'usure des arêtes de coupe. Toutefois, l'avantage, pour réduire l'usure, que lui confère son faible débit de copeaux n'en n'est plus un si le débit devient équivalent. Cette étude montre néanmoins que le rainurage de l'Inconel 718 est une opération très limitée dans le choix des conditions de coupe. L'avance, la profondeur de passe et la vitesse de coupe doivent être faibles pour que l'opération soit viable. Au contraire, la stratégie de fraisage trochoïdal permet d'augmenter ces conditions de coupe et

en particulier la profondeur de passe. Cette augmentation des conditions de coupe réduit fortement l'écart des débits de copeaux entre les deux opérations. Il existe une profondeur de rainure limite au-delà de laquelle le fraisage trochoïdal présente un réel avantage par rapport au rainurage.

Enfin, le dernier paragraphe de l'étude développe la modélisation d'une stratégie de fraisage trochoïdal 4-axes pour réaliser une rainure hélicoïdale autour d'un cylindre. Les constructions géométriques de cette trajectoire faites par la communauté scientifique sont dans tous les cas très complexes et difficilement applicables dans un contexte industriel. L'étude se propose de développer une construction simplifiée mais nouvelle en fraisage 4-axes. La trajectoire trochoïdale n'admettant que des solutions sphériques, la trajectoire proposée sur un cylindre est une approximation et donc induit un défaut de forme de la géométrie usinée. L'évaluation de ce défaut montre que l'approche proposée est acceptable. Pour une stratégie d'ébauche, l'ensemble des engagements de l'outil est modélisé pour obtenir l'épaisseur coupée le long de la trajectoire. Cette étude ne met pas en pratique la modélisation. Il est nécessaire de réaliser l'expérience présentée à la fin de ce chapitre.

## 5. Conclusions et perspectives

### 5.1. Conclusions des travaux de thèse

Ces travaux de thèse regroupent plusieurs thèmes ayant tous pour objectif d'étudier et d'améliorer le fraisage de l'Inconel 718. Cette analyse repose sur la modélisation des efforts de coupe, paramètres centraux du procédé d'usinage. La modélisation des efforts est pour cette raison un sujet amplement traité depuis la conception du modèle de [Merchant, 1945a] et [Merchant, 1945b]. Ces travaux proposent en plus de ceux déjà fait une méthodologie pour optimiser la modélisation des efforts et pour appliquer ce modèle pour le fraisage de l'Inconel 718.

Le premier chapitre de cette étude dresse un état de l'art sur l'analyse du fraisage et de sa modélisation et en particulier celui de l'Inconel 718. L'étude de l'usinage de n'importe quel matériau commence par l'analyse de ce matériau. L'état de l'art met en évidence une structure particulière de l'Inconel 718 avec une microstructure présentant un mélange entre des phases dures comme des inclusions ou des précipités particuliers. Les carbures et les phases  $\gamma'$  et  $\gamma''$  sont notamment à l'origine de la grande hétérogénéité de l'Inconel 718. Cette particularité provoque un ensemble de problèmes pour l'usinage et en particulier le fraisage :

- la température de coupe est élevée et n'est que peu évacuée en raison de la faible conductivité du matériau
- des chocs lors de la coupe des phases dures se produisent

Ces problèmes entraînent beaucoup d'usure des outils lors des opérations de fraisages, obligeant les industriels à réduire les conditions de coupe, ce qui diminue leurs productivités. De plus, l'usure des outils influence directement les efforts de coupe et la qualité des surfaces générées. Les industriels doivent au-delà d'un certain niveau d'usure changer les outils de coupe pour conserver la qualité de la surface usinée, cette démarche augmente le coût de l'opération d'usinage.

Le choix de l'outil de coupe est par conséquent un facteur clé de l'optimisation d'une stratégie de fraisage. Les matériaux des outils étudiés par la communauté scientifique sont nombreux. Le fort pouvoir abrasif, les chocs à répétition et l'affinité chimique de l'Inconel 718 avec les matériaux usinant, réduisent fortement le spectre des matériaux efficaces pour usiner cet alliage. La solution est d'adapter la géométrie de l'outil pour utiliser des stratégies plus performantes dans le fraisage de l'Inconel 718. Ces géométries peuvent être très diverses mais sont généralement rattachées aux mêmes paramètres géométriques qu'il est important de savoir mesurer et analyser comme les angles de coupe et de dépouille, le pas différentiel ou l'angle d'hélice.

L'ensemble de ces travaux aboutit à une démarche de modélisation des efforts de coupe et d'analyses de ce modèle pour comprendre plus en détail le procédé de fraisage. Il est important de classer les différents modèles pour déterminer quel type de modélisation est le plus adapté au cas traité. Le type de modélisation retenu varie en fonction de l'échelle d'analyse, de la précision et du domaine de validité de la modélisation souhaitée, des facteurs influents sur le procédé modélisé et enfin sur les paramètres de sortie désirés. Dans cette étude, le choix s'est arrêté sur une modélisation mécanistique avec une résolution analytique, l'objectif étant d'avoir un domaine de validité étendu et une modélisation transposable à de nombreux autres cas. Ce modèle mécanistique se fonde sur une compréhension exacte de la géométrie de coupe et à partir de cette géométrie d'en déduire une interprétation physique avec l'utilisation de coefficients représentatifs de grandeur physique comme

une pression de coupe. Ce modèle a l'avantage d'être adaptable en fonction des paramètres influents de la coupe, mais il ne rend pas compte d'une évolution physique du matériau dans la zone de formation du copeau et par conséquent de la physique réelle de la coupe.

Ce chapitre bibliographique met en évidence des points importants à développer pour généraliser la modélisation des efforts de coupe. Le premier correspond à une méthode de modélisation de la géométrie de l'outil avec la prise en compte de l'ensemble des paramètres géométriques régissant ses formes. Une analyse et une modélisation précises de la géométrie de l'outil sont au cœur de l'amélioration de la modélisation des efforts. Le second correspond au développement de nouvelles lois de coupe et à la définition des paramètres nécessaires à une loi de coupe pour modéliser fidèlement un procédé d'usinage. Le troisième concerne la mesure et la prise en compte de l'usure dans une modélisation des efforts. En effet, il existe un paradoxe entre la mesure de l'usure et sa prise en compte dans la modélisation des efforts de coupe. Dans la modélisation l'usure, qui est toujours mesurée comme une modification géométrique de l'outil, est toujours implémentée dans le modèle comme une modification de la physique du procédé. La réalité est que l'usure influence à la fois la géométrie et la physique du procédé. Il faut alors la considérer dans les deux segments de la modélisation. Le dernier point consiste à expérimenter ce modèle au-delà du fraisage épaulé ou du rainurage pour le confronter à des opérations plus complexes mais plus communes dans le milieu industriel.

Le deuxième chapitre résume les travaux menés sur l'analyse de l'usinabilité de l'Inconel 718 et en particulier la comparaison entre un alliage issu de Fabrication Additive (FA) et un autre issu de barre laminée (LAM). Les microstructures des deux matériaux sont très différentes. Dans un premier temps, la taille de grain du matériau FA est quinze fois plus grosse que celle du matériau LAM. Cette caractéristique entraîne une difficulté à propager une fissure et donc à former un copeau dans le matériau LAM. Cette difficulté entraîne une augmentation des efforts de coupe en usinage et une diminution de l'usinabilité. Dans un second temps, la densité et la taille des carbures sont à l'inverse plus grandes dans le matériau LAM. Ces carbures sont des éléments très durs et abrasifs, ils influencent de manière importante les chocs au cours de l'usinage et l'usure des outils et par conséquent réduisent l'usinabilité. L'étude de l'usure des outils au cours du fraisage des deux matériaux confirme ces observations. Les processus d'usure mis en jeu au cours de l'opération sont les mêmes pour les deux matériaux, ils sont le résultat de l'abrasion et du collage cyclique en face de dépouille et conduisent à l'effondrement de l'arête de coupe. La différence entre les deux matériaux réside dans la vitesse d'exécution de ces processus et donc à la durée de vie globale de l'outil. Cette durée de vie est en effet réduite pour le fraisage de l'Inconel 718 LAM par rapport au fraisage du matériau FA.

D'autre part l'étude de la formation du copeau permet d'analyser l'influence de la microstructure observée sur la mécanique de la coupe. Le copeau est un témoin direct des interactions subies par le matériau au cours de sa coupe. L'observation montre que la taille de grain a un impact sur la segmentation de ce copeau. La segmentation est par exemple irrégulière pour le matériau LAM, en lien avec la déformation des nombreux joints de grains, ces grains étant petits par rapport à la géométrie de la coupe. Au contraire, les grands grains du matériau FA sont coupés, ce qui entraîne une segmentation beaucoup plus régulière. La différence de segmentation traduit une usinabilité modifiée entre les deux matériaux et donc une possible différence sur le produit final de l'usinage dans les mêmes conditions de coupe. C'est pourquoi, les conditions de coupe optimales pour le fraisage de chaque matériau sont recherchées. Même si la différence entre les deux matériaux n'est pas si marquée



sur ce point, l'analyse, se fondant sur la mesure de la puissance de coupe, montre une résistance importante du matériau LAM par rapport au matériau FA en fraisage.

Le troisième chapitre propose une méthode pour modéliser les efforts de coupe en fraisage. Le modèle se construit à l'aide d'un processus d'identification inverse. Cette méthode débute par une modélisation fidèle des géométries globales (rayon de l'outil, nombre d'arêtes de coupe, ...) et locales (angle d'hélice, faux-rond, ...). Chaque géométrie a une influence non-négligeable sur la simulation et sur l'identification du modèle. Ainsi, une proposition pour mesurer et modéliser l'angle d'hélice, le faux-rond et le pas différentiel est détaillée et leurs impacts respectifs sur les efforts de coupe sont présentés. La suite de la méthode consiste à réaliser une simulation des efforts de coupe dans une configuration particulière. La simulation des efforts nécessite la détermination précise de l'épaisseur coupée le long de la trajectoire de l'outil. Cette épaisseur coupée est par la suite introduite dans une loi de coupe locale liée à la discrétisation des arêtes de coupe de l'outil. Cette étude propose de prendre en compte dans la loi de coupe l'ensemble des paramètres évoluant au cours de l'opération et dans ce cas il s'agit de l'angle d'hélice et de l'angle de coupe en travail. Ce dernier paramètre étant lié à l'angle d'hélice, seul l'angle d'hélice est nécessaire dans la loi de coupe. Cette approche s'est avérée concluante. Une fois la simulation obtenue, elle doit être comparée à une mesure. Cette étude présente aussi une méthode pour traiter les efforts de coupe mesurés pour l'identification inverse. Enfin, après l'identification inverse, la vérification des coefficients s'effectue par l'analyse de critères de validation spécialement conçus au cours de ces travaux. L'application de cette méthode a mis en avant l'importance de la définition de la loi de coupe, de la modélisation de l'outil et des critères de validation pour optimiser un modèle.

Il faut implémenter l'usure des outils dans la modélisation pour généraliser son utilisation. Il faut comprendre les effets de l'usure sur les efforts de coupe. Cette étude montre que ces effets sont géométriques et physiques. La prise en compte de l'usure doit se faire par une modification de la géométrie de l'outil modélisé mais aussi par une modification de la loi de coupe qui traduit l'interaction entre l'outil et la matière. Le modèle est de nouveau identifié et la limite de la modélisation de l'usure est mise en évidence. En effet, les processus aléatoires liés à l'augmentation ou à la diminution de l'usure ne permettent pas tout d'abord de modéliser son évolution, et donc obligent l'industriel à effectuer des mesures de l'usure, et rendent difficile la simulation des conséquences de cette usure.

Le quatrième chapitre se focalise sur l'utilisation de ce modèle dans le contexte d'une stratégie performante pour l'usinage d'un espace inter-pâle. Cette géométrie s'apparente à une rainure, c'est pourquoi la stratégie de fraisage trochoïdal est priorisée, car elle montre des qualités pour l'usinage de l'Inconel 718. Cette stratégie permet en effet de réduire l'usure et de diminuer le temps d'usinage si la profondeur de la rainure est conséquente. Deux approches de la trajectoire sont souvent étudiées par la communauté scientifique, l'approche circulaire ou Cercle-Segment et l'approche trochoïdale. Ces travaux font un bilan sur les deux approches en comparant les aspects mécaniques et dynamiques de chaque trajectoire. Si les aspects mécaniques de la trajectoire Cercle-Segment diffèrent peu de la trajectoire trochoïdale, les aspects dynamiques sont très défavorables à l'utilisation dans un contexte industriel de cette approche. La réponse dynamique de la machine limite la réalisation de géométries particulières et la performance de la stratégie.

L'étude présente également une modélisation des efforts pour la réalisation d'une rainure plane. Cette modélisation utilise le modèle développé au troisième chapitre. Il faut déterminer comme précédemment l'épaisseur coupée par tous les points de l'arête de coupe le long de la trajectoire. Cette stratégie a la particularité d'avoir un engagement radial évolutif et donc un calcul de l'épaisseur

coupée particulier par rapport au fraisage épaulé. Le développement montre également qu'il est beaucoup plus difficile de comparer les efforts mesurés aux efforts simulés dans cette configuration car la trajectoire entraîne une variabilité de la section coupée entre deux passages de l'outil en matière.

L'usure est également analysée et comparée entre la stratégie de fraisage trochoïdal et une stratégie de rainurage plus classique. L'objectif est de montrer les conditions dans lesquelles la stratégie trochoïdale est plus efficace que le rainurage. En effet, le débit de copeaux est réduit par l'utilisation d'une trajectoire trochoïdale. La réduction du débit augmente le temps d'usinage. Il faut comparer les deux stratégies en fonction de ce débit de copeaux de façon à évaluer les gains non seulement sur l'usure mais aussi sur le temps d'usinage, et ce pour déterminer dans le cas étudié la stratégie la plus efficace. Cette comparaison détermine que la stratégie de fraisage trochoïdal n'est viable que si la profondeur de la rainure est suffisamment grande.

Le dernier paragraphe de cette thèse détaille les travaux développés autour de la modélisation d'une trajectoire de fraisage trochoïdal 4-axes. Les précédents travaux proposent des constructions géométriques très précises mais compliquées à mettre en œuvre pour les industriels. L'objectif est de simplifier la définition géométrique de la trajectoire et d'analyser les défauts induits par cette définition sur la rainure produite. De plus, la géométrie complexe de la surface usinée oblige à faire des concessions sur la détermination des conditions de coupes le long de la trajectoire (engagement radial et profondeur de passe) et donc à calculer une approximation de l'épaisseur coupée. Pour la modélisation des efforts, la cinématique de l'opération impose de mesurer les efforts de coupe au niveau de l'outil. La modélisation des efforts doit alors se faire dans le repère outil. La réalisation de la mesure de ces efforts n'ayant pas été faite, il est nécessaire à l'avenir de poursuivre ces travaux par l'expérimentation présentée à la fin de ce quatrième chapitre.

## **5.2. Perspectives des travaux de thèses**

Les perspectives de l'étude sont divisées en plusieurs thèmes. Premièrement, sur la gamme d'usinage, la fabrication additive ouvre des possibilités pour réinventer l'ordre des opérations et des géométries réalisables. Par exemple, les pièces issues de fabrication additive subissent usuellement deux traitements thermiques, un premier de compactage et un second de durcissement. Il est possible d'imaginer un usinage post-compactage et une finition post-durcissement. De plus, des géométries particulières de la fabrication additive comme les supports lattice nécessitent d'inventer de nouvelles stratégies. Ces supports lattice sont également des géométries usinables post-compactage, pour profiter de la dureté réduite du matériau à ce stade, permettant d'augmenter les conditions de coupe et donc la performance des opérations d'usinage.

Deuxièmement, l'étude de l'usinabilité et des efforts de coupe s'est limitée au fraisage de l'Inconel 718 avec des outils en carbure de tungstène. L'usinage de l'Inconel 718 aux outils céramiques se développe en parallèle et offre une réduction des temps d'usinage considérable. La grande résistance thermique de ces outils permet d'usiner à une très grande vitesse de coupe, ce qui permet de bénéficier d'un adoucissement thermique lors de la coupe de ce matériau. L'usinage à ces températures induit une modification des interactions thermomécaniques entre l'outil et le matériau. Il faut analyser les conséquences sur les efforts de coupe, l'intégrité de la surface pour ensuite développer les stratégies et les gammes d'usinage adéquates dans ces nouvelles conditions. Cependant, les vitesses de coupe et donc les fréquences de passage de dent utilisées pour l'usinage à l'outil céramique ne permettent pas d'utiliser le matériel et les méthodes d'acquisition présentés dans cette étude du fait d'une bande passante trop faible. Il est donc nécessaire de développer de nouveaux moyens pour caractériser les opérations d'usinage et pour ensuite modéliser et identifier ce modèle à partir de mesures fiables.

Troisièmement, cette étude ne traite que des efforts de coupe, mais le produit de l'usinage reste la surface usinée. L'étude de ces efforts de coupe est un point de départ pour comprendre la charge mécanique que subit la surface. La notion d'intégrité de surface comprend l'ensemble des caractéristiques qualificatives de la surface. Ces caractéristiques sont la conséquence de la mécanique et de la thermique de l'opération d'usinage. A partir de ces travaux, il faut analyser l'intégrité de surface pour la lier aux efforts analysés et pouvoir développer des modèles complets de la trajectoire du point piloté à la surface obtenue.

Quatrièmement, la modélisation géométrique des outils présentée se fonde sur l'utilisation de fonctions bijectives en fonction de l'altitude  $z$  dans  $\mathcal{R}_{\text{outil}}$ . L'utilisation de cette modélisation n'est pas adaptée pour toutes les géométries d'outils existantes. Par exemple, le fraisage grande avance utilise des fraises qui usinent significativement avec l'arête secondaire ou l'arrière du bec dans le cas de profil avec un grand rayon. La géométrie de ce type de fraises ne peut pas être paramétrée avec des fonctions bijectives de  $z$ . Il est possible cependant d'utiliser une modélisation suivant l'abscisse curviligne pour éliminer ce problème. Cela nécessite de reformuler la modélisation de chaque paramètre suivant cette abscisse curviligne.

Cinquièmement, l'algorithme d'optimisation heuristique utilisé dans ces travaux peut converger vers des minima locaux qui n'ont pas de sens physique. Ce problème oblige à appliquer une méthode de bornage des solutions, la détermination de ces bornes induit une recherche longue pour réduire au maximum ces bornes. Cette méthode est optimisée si l'expérimentateur a déjà une connaissance de la solution recherchée. Par conséquent, cela limite l'avancée de la recherche vers de nouvelles opérations telles que l'usinage avec des outils céramiques. Pour s'affranchir de ces difficultés et ouvrir de nouveaux champs de recherches, il est à l'avenir possible de se pencher vers des algorithmes méta heuristiques, aussi appelés algorithmes génétiques, qui permettent d'apprendre et d'évoluer au fil des identifications successives.

Dernièrement, le développement de trajectoires trochoïdales plus évolutives par rapport aux géométries réelles de la pièce est nécessaire. Ces trajectoires trochoïdales adaptatives sont par exemple très efficaces pour vider des poches ou ouvrir des rainures de formes complexes. D'autres stratégies à hautes performances sont aussi envisageables comme le fraisage grande avance, qui est très développé par les fabricants d'outils, mais trop peu étudié par la communauté scientifique dans le cas du fraisage de matériau à faible usinabilité. Les engagements de ce type de stratégies sont également bien différents de ceux analysés dans cette étude, apportant des problématiques différentes en termes de compréhension des phénomènes mécaniques observés.

## Références

- [AFNOR NF E 66-520,1994] AFNOR NF E 66-520, 1994. Domaine de fonctionnement des outils coupants - Couple outil-matière.
- [Akhavan Niaki et al.,2018] F. Akhavan Niaki, A. Pleta, L. Mears, 2018. Trochoidal milling: investigation of a new approach on uncut chip thickness modeling and cutting force simulation in an alternative path planning strategy. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*. Vol. 97, n° 1, pp. 641-656.
- [Albrecht,1960] P. Albrecht, 1960. New Developments in the Theory of the Metal-Cutting Process: Part I. The Ploughing Process in Metal Cutting. *Journal of Engineering for Industry*. Vol. 82, n° 4, pp. 348-357.
- [Alexandre,2004] F. Alexandre, 2004. Aspects probabilistes et microstructuraux de l'amorçage des fissures de fatigue dans l'alliage Inco 718. Thèse. École Nationale Supérieure des Mines de Paris.
- [Altintas,2000] Y. Altintas, 2000. Manufacturing automation: metal cutting mechanics, machine tool vibrations, and CNC design. *Cambridge : Cambridge Univ. Press*.
- [Altintas,2012] Y. Altintas, 2012. Manufacturing Automation: Metal Cutting Mechanics, Machine Tool Vibrations, and CNC Design. *Cambridge University Press*.
- [Armarego et al.,1989] E.J.. Armarego, N.. Deshpande, 1989. Computerized Predictive Cutting Models for Forces in End-Milling Including Eccentricity Effects. *CIRP Annals*. Vol. 38, n° 1, pp. 45-49.
- [Armarego et al.,1970] E.J.. Armarego, C.. Epp, 1970. An investigation of zero helix peripheral up-milling. *International Journal of Machine Tool Design and Research*. Vol. 10, n° 2, pp. 273-291.
- [Armarego et al.,1985] E.J.. Armarego, R.. Whitfield, 1985. Computer Based Modelling of Popular Machining Operations for Force and Power Prediction. *CIRP Annals*. Vol. 34, n° 1, pp. 65-69.
- [Arrazola et al.,2013] P.J. Arrazola, T. Özel, D. Umbrello, M. Davies, I.S. Jawahir, 2013. Recent advances in modelling of metal machining processes. *CIRP Annals*. Vol. 62, n° 2, pp. 695-718.
- [ASTM E112-13,2013] ASTM E112-13, 2013. Standard Test Methods for Determining Average Grain Size. *ASTM International, West Conshohocken, PA*.
- [Aubert et Duval,2012] Aubert et Duval, 2012. Materials data sheet for mechanical properties.
- [Baizeau et al.,2016] T. Baizeau, F. Rossi, G. Poulachon, J. Outeiro, 2016. Prediction of surface integrity using Flamant–Boussinesq analytical model. *CIRP Annals*. Vol. 65, n° 1, pp. 81-84.
- [Bauccio,1993] M. Bauccio, 1993. ASM Metals Reference Book, 3rd Edition. *ASM International*.
- [Bissey,2005] S. Bissey, 2005. Développement d'un modèle d'efforts de coupe applicable à des familles d'outils : cas du fraisage des aciers traités thermiquement. Thèse. Arts et Métiers Paritech.
- [Brown et al.,1964] R.. Brown, E.J.A. Armarego, 1964. Oblique machining with a single cutting edge. *International Journal of Machine Tool Design and Research*. Vol. 4, n° 1, pp. 9-25.
- [Budak et al.,1996] E. Budak, Y. Altintas, E.J.A. Armarego, 1996. Prediction of Milling Force Coefficients From Orthogonal Cutting Data. *Journal of Manufacturing Science and Engineering*. Vol. 118, n° 2, pp. 216-224.

- 
- [Budak,2003] E. Budak, 2003. An Analytical Design Method for Milling Cutters With Nonconstant Pitch to Increase Stability, Part 2: Application. *Journal of Manufacturing Science and Engineering*. Vol. 125, n° 1, pp. 35-38.
- [Calamaz et al.,2010] M. Calamaz, D. Coupard, F. Girot, 2010. Numerical Simulation of Titanium Alloy Dry Machining with a Strain Softening Constitutive Law. *Machining Science and Technology*. Vol. 14, n° 2, pp. 244-257.
- [Campocasso,2013] S. Campocasso, 2013. Développement d'un modèle d'efforts de coupe multi-opérations et multi-matériaux. Application au tournage du cuivre pur dans différents états métallurgiques. Thèse. Arts et Métiers Paritech.
- [Chen et al.,2003] Y.. Chen, Y.S. Liao, 2003. Study on wear mechanisms in drilling of Inconel 718 superalloy. *Journal of Materials Processing Technology*. Vol. 140, n° 1-3, pp. 269-273.
- [Cheng et al.,2018] W. Cheng, J. Outeiro, J.-P. Costes, R. M'Saoubi, H. Karaouni, L. Denguir, V. Astakhov, F. Auzenat, 2018. Constitutive model incorporating the strain-rate and state of stress effects for machining simulation of titanium alloy Ti6Al4V. *Procedia CIRP*. Vol. 77, pp. 344-347.
- [Cherif,2003] M. Cherif, 2003. Modélisation générique des efforts de coupe en fraisage pour la CFAO et la surveillance de l'usinage Thèse. Ecole Centrale de Nantes.
- [Chinchanikar et al.,2014] S. Chinchanikar, S.. Choudhury, 2014. Characteristic of Wear, Force and their Inter-relationship: In-process Monitoring of Tool within Different Phases of the Tool Life. *Procedia Materials Science*. Vol. 5, pp. 1424-1433.
- [Chlebus et al.,2015] E. Chlebus, K. Gruber, B. Kuznicka, J. Kurzac, T. Kurzynowski, 2015. Effect of heat treatment on the microstructure and mechanical properties of Inconel 718 processed by selective laser melting. *Materials Science and Engineering: A*. Vol. 639, pp. 647-655.
- [Choudhury et al.,1998] I.A. Choudhury, M.A. El-Baradie, 1998. Machinability of nickel-base super alloys: a general review. *Journal of Materials Processing Technology*. Vol. 77, n° 1, pp. 278-284.
- [Choudhury et al.,2000] S.. Choudhury, S. Rath, 2000. In-process tool wear estimation in milling using cutting force model. *Journal of Materials Processing Technology*. Vol. 99, n° 1-3, pp. 113-119.
- [Coelho et al.,2004] R.. Coelho, L.. Silva, A. Braghini Jr., A.. Bezerra, 2004. Some effects of cutting edge preparation and geometric modifications when turning INCONEL 718™ at high cutting speeds. *Journal of Materials Processing Technology*. Vol. 148, n° 1, pp. 147-153.
- [Compean et al.,2012] F.. Compean, D. Olvera, F.. Campa, L.. Lopez de Lacalle, A. Elias-Zuniga, C.. Rodriguez, 2012. Characterization and stability analysis of a multivariable milling tool by the enhanced multistage homotopy perturbation method. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*. Vol. 57, pp. 27-33.
- [Corduan,2006] N. Corduan, 2006. Etude des phénomènes vibratoires en fraisage de finition de plaques minces : application aux aubages de turbines aéronautiques. Thèse. Arts et Métiers Paritech.
- [Costes et al.,2007] J.-P. Costes, Y. Guillet, G. Poulachon, M. Dessoly, 2007. Tool-life and wear mechanisms of CBN tools in machining of Inconel 718. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*. Vol. 47, n° 7-8, pp. 1081-1087.
-

- [Cui et al.,2017] D. Cui, D. Zhang, B. Wu, M. Luo, 2017. An investigation of tool temperature in end milling considering the flank wear effect. *International Journal of Mechanical Sciences*. Vol. 131-132, pp. 613-624.
- [Denkena et al.,2010] B. Denkena, J. Köhler, 2010. Consideration of the Form of the Undeformed Section of Cut in the Calculation of Machining Forces. *Machining Science and Technology*. Vol. 14, n° 4, pp. 455-470.
- [Devillez et al.,2011] A. Devillez, G. Le Coz, S. Dominiak, D. Dudzinski, 2011. Dry machining of Inconel 718, workpiece surface integrity. *Journal of Materials Processing Technology*. Vol. 211, n° 10, pp. 1590-1598.
- [Devillez et al.,2007] A. Devillez, F. Schneider, S. Dominiak, D. Dudzinski, D. Larrouquere, 2007. Cutting forces and wear in dry machining of Inconel 718 with coated carbide tools. *Wear*. Vol. 262, n° 7, pp. 931-942.
- [Dorlin,2016] T. Dorlin, 2016. Développement d'un modèle généralisé d'efforts de coupe pour l'usinage de l'alliage de titane Ti6Al4V. Application aux techniques de tournage et fraisage. Thèse. Arts et Métiers Paritech.
- [Dudzinski et al.,2004] D. Dudzinski, A. Devillez, A. Moufki, D. Larrouquère, V. Zerrouki, J. Vigneau, 2004. A review of developments towards dry and high speed machining of Inconel 718 alloy. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*. Vol. 44, n° 4, pp. 439-456.
- [El-Bestawi et al.,1993] M.A. El-Bestawi, T.I. El-Wardany, D. Yan, M. Tan, 1993. Performance of Whisker-Reinforced Ceramic Tools in Milling Nickel-Based Superalloy. *CIRP Annals*. Vol. 42, n° 1, pp. 99-102.
- [Engin et al.,2001] S. Engin, Y. Altintas, 2001. Mechanics and dynamics of general milling cutters.: Part I: helical end mills. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*. Vol. 41, n° 15, pp. 2195-2212.
- [Ezugwu et al.,2001] E.O. Ezugwu, K.A. Olajire, J. Bonney, 2001. Modelling of Tool Wear Based on Component Forces. *Tribology Letters*. Vol. 11, n° 1, pp. 55-60.
- [Fontaine et al.,2007] M. Fontaine, A. Devillez, D. Dudzinski, 2007. Parametric geometry for modelling of milling operations. *International Journal of Machining and Machinability of Materials*. Vol. 2, n° 2, pp. 186-205.
- [Fromentin et al.,2010a] G. Fromentin, G. Poulachon, 2010. Geometrical analysis of thread milling—part 1: evaluation of tool angles. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*. Vol. 49, n° 1, pp. 73-80.
- [Fromentin et al.,2010b] G. Fromentin, G. Poulachon, 2010. Geometrical analysis of thread milling—part 2: calculation of uncut chip thickness. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*. Vol. 49, n° 1, pp. 81-87.
- [Germain et al.,2013] D. Germain, G. Fromentin, G. Poulachon, S. Bissey-Breton, 2013. From large-scale to micromachining: A review of force prediction models. *Journal of Manufacturing Processes*. Vol. 15, n° 3, pp. 389-401.
- [Germain,2011] D. Germain, 2011. Développement d'un modèle d'efforts de coupe intégrant le contact en dépouille: Application au tournage de superfinition du cuivre Cu-c2. Thèse. Arts et Métiers Paritech.
- [Guo et al.,2015] Y. Guo, W.D. Compton, S. Chandrasekar, 2015. In situ analysis of flow dynamics and deformation fields in cutting and sliding of metals. *Proceedings of the Royal Society A: Mathematical, Physical and Engineering Sciences*. Vol. 471, n° 2178, pp. 215-294.

- [Huang et al.,2003] Y. Huang, S.Y. Liang, 2003. Force modelling in shallow cuts with large negative rake angle and large nose radius tools—application to hard turning. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*. Vol. 22, n° 9, pp. 626-632.
- [Ibaraki et al.,2010] S. Ibaraki, I. Yamaji, A. Matsubara, 2010. On the removal of critical cutting regions by trochoidal grooving. *Precision Engineering*. Vol. 34, n° 3, pp. 467-473.
- [ISO 841,2001] ISO 841, 2001. Industrial automation systems and integration - Numerical control of machines - Coordinate system and motion nomenclature.
- [ISO 3002-1,1982] ISO 3002-1, 1982. Basic quantities in cutting and grinding - Part 1: Geometry of the active part of cutting tools - General terms, reference systems, tool and working angles, chip breakers.
- [ISO 8688-2,1989] ISO 8688-2, 1989. Tool life testing in milling - Part 2: End milling.
- [Jin et al.,2016] Y. Jin, M. Bernacki, A. Agnoli, B. Lin, G.S. Rohrer, A.D. Rollett, N. Bozzolo, 2016. Evolution of the Annealing Twin Density during  $\delta$ -Supersolvus Grain Growth in the Nickel-Based Superalloy Inconel 718. *Metals*. Vol. 6, n° 5, pp. 1-14
- [Jindal et al.,1999] P.. Jindal, A. Santhanam, U. SchleinKofer, A. Shuster, 1999. Performance of PVD TiN, TiCN, and TiAlN coated cemented carbide tools in turning. *International Journal of Refractory Metals and Hard Materials*. Vol. 17, n° 1, pp. 163-170.
- [Kamdar,1973] M.H. Kamdar, 1973. Embrittlement by liquid metals. *Progress in Materials Science*. Vol. 15, n° 4, pp. 289-374.
- [Kasim et al.,2013] M.S. Kasim, C.H. Che Haron, J.A. Ghani, M.A. Sulaiman, M.Z.A. Yazid, 2013. Wear mechanism and notch wear location prediction model in ball nose end milling of Inconel 718. *Wear*. Vol. 302, n° 1-2, pp. 1171-1179.
- [Karasev et al.,2019] A. Karasev, E. Alekseeva, A. Lukianov, P.G. Jönsson, 2019. Characterization of non-metallic inclusions in corrosion -resistance nickel - based EP718 and 718 alloys by using electrolytic extraction method. *E3S Web of Conferences*. Vol. 121, pp. 04004.
- [Kardes et al.,2006] N. Kardes, Y. Altintas, 2006. Mechanics and Dynamics of the Circular Milling Process. *Journal of Manufacturing Science and Engineering*. Vol. 129, n° 1-3, pp. 21-31.
- [Kaymakci et al.,2012] M. Kaymakci, Z.M. Kilic, Y. Altintas, 2012. Unified cutting force model for turning, boring, drilling and milling operations. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*. Vol. 54-55, pp. 34-45.
- [Killic et al.,2016] Z.M. Kilic, Y. Altintas, 2016. Generalized modelling of cutting tool geometries for unified process simulation. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*. Vol. 104, pp. 14-25.
- [Kitagawa et al.,1997] T. Kitagawa, A. Kubo, K. Maekawa, 1997. Temperature and wear of cutting tools in high-speed machining of Inconel 718 and Ti6Al6V2Sn. *Wear*. Vol. 202, n° 2, pp. 142-148.
- [Ko et al.,2005] H. Ko, Jeong, D.-W. Cho, 2005. 3D Ball-End Milling Force Model Using Instantaneous Cutting Force Coefficients. *Journal of Manufacturing Science and Engineering*. Vol. 127, n° 1, pp. 1-12.
- [Le Coz,2012] G. Le Coz, 2012. Usinage de l'Inconel 718 : Intégrité de surface, mesure de température et modèle analytique du fraisage périphérique. Thèse. Université de Lorraine.
- [Lee et al.,2007] K.. Lee, H. Kim, S.. Park, 2007. A run-out measuring method using modeling and simulation in four-fluted end milling. *Journal of Materials Processing Technology*. Vol. 187-188, pp. 207-211.

- [Levenberg,1944] K. Levenberg, 1944. A method for the solution of certain non-linear problems in least squares. *Quarterly of Applied Mathematics*. Vol. 2, n° 2, pp. 164-168.
- [Li et al.,2007] K.-M. Li, S.Y. Liang, 2007. Modeling of cutting forces in near dry machining under tool wear effect. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*. Vol. 47, n° 7-8, pp. 1292-1301.
- [Li et al.,2014] W. Li, Y.B. Guo, M.E. Barkey, J.B. Jordon, 2014. Effect Tool Wear During End Milling on the Surface Integrity and Fatigue Life of Inconel 718. *Procedia CIRP*. 1 janvier 2014. Vol. 14, n° Supplement C, pp. 546-551.
- [Li et al.,2020] Z. Li, L. Chen, K. Xu, Y. Gao, K. Tang, 2020. Five-axis Trochoidal Flank Milling of Deep 3D Cavities. *Computer-Aided Design*. Vol. 119, pp. 102-175.
- [Liao et al.,2008] Y.S. Liao, H.M. Lin, J.H. Wang, 2008. Behaviors of end milling Inconel 718 superalloy by cemented carbide tools. *Journal of Materials Processing Technology*. Vol. 201, n° 1, pp. 460-465.
- [Liao et al.,1996] Y.S. Liao, R. Shiue, 1996. Carbide tool wear mechanism in turning of Inconel 718 superalloy. *Wear*. Vol. 193, n° 1, pp. 16-24.
- [Liu et al.,2017] F. Liu, P. Liu, F. Peng, J. Liu, D. He, 2017. Hardness and compression behavior of niobium carbide. *High Pressure Research*. Vol. 37, n° 2, pp. 244-255.
- [Luo et al.,2019] M. Luo, C. Hah, Hafeez, 2019. Four-axis trochoidal toolpath planning for rough milling of aero-engine blisks. *Chinese Journal of Aeronautics*. Vol. 32, n° 8, pp. 2009-2016.
- [Marquardt,1963] D.W. Marquardt, 1963. An Algorithm for Least-Squares Estimation of Nonlinear Parameters. *Journal of the Society for Industrial and Applied Mathematics*. Vol. 11, n° 2, pp. 431-441.
- [Merchant,1945a] M.E. Merchant, 1945. Mechanics of the Metal Cutting Process. I. Orthogonal Cutting and a Type 2 Chip. *Journal of Applied Physics*. Vol. 16, n° 5, pp. 267-275.
- [Merchant,1945b] M.E. Merchant, 1945. Mechanics of the Metal Cutting Process. II. Plasticity Conditions in Orthogonal Cutting. *Journal of Applied Physics*. Vol. 16, n° 6, pp. 318-324.
- [Mitrofanov et al.,2005] A. Mitrofanov, N. Ahmed, V. Babitski, V. Silberschmidt, 2005. Effect of lubrication and cutting parameters on ultrasonically assisted turning of Inconel 718. *Journal of Materials Processing Technology*. Vol. 162-163, pp. 649-654.
- [Molinari et al.,2005] A. Molinari, A. Moufki, 2005. A new thermomechanical model of cutting applied to turning operations. Part I. Theory. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*. Vol. 45, n° 2, pp. 166-180.
- [Moufki et al.,1998] A. Moufki, A. Molinari, D. Dudzinski, 1998. Modelling of orthogonal cutting with a temperature dependent friction law. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*. Vol. 46, n° 10, pp. 2103-2138.
- [Nakayama et al.,1988] K. Nakayama, M. Arai, T. Kanda, 1988. Machining Characteristics of Hard Materials. *CIRP Annals*. Vol. 37, n° 1, pp. 89-92.
- [Narutaki et al.,1993] N. Narutaki, Y. Yamane, K. Hayashi, T. Kitagawa, K. Uehara, 1993. High-speed Machining of Inconel 718 with Ceramic Tools. *CIRP Annals*. Vol. 42, n° 1, pp. 103-106.
- [Ng et al.,2000] E. Ng, D. Lee, A.R.C. Sharman, R.C. Dewes, D.K. Aspinwall, J. Vigneau, 2000. High Speed Ball Nose End Milling of Inconel 718. *CIRP Annals*. Vol. 49, n° 1, pp. 41-46.



- [Niaki et al.,2019] F.A. Niaki, A. Pleta, L. Mears, N. Potthoff, J.A. Bergmann, P. Wiederkehr, 2019. Trochoidal milling: investigation of dynamic stability and time domain simulation in an alternative path planning strategy. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*. Vol. 102, n° 5, pp. 1405-1419.
- [Oraby et al.,1991] S.. Oraby, D.. Hayhurst, 1991. Development of models for tool wear force relationships in metal cutting. *International Journal of Mechanical Sciences*. Vol. 33, n° 2, pp. 125-138.
- [Otkur et al.,2007] M. Otkur, I. Lazoglu, 2007. Trochoidal milling. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*. Vol. 47, n° 9, pp. 1324-1332.
- [Outeiro,2016] J.C. Outeiro, 2016. STC-C Cooperative Work on Material Constitutive Data and Models for Modelling of Metal Cutting. *CIRP General Assembly*. Guimarães, Portugal. C-COM
- [Oxley,1998] P.L.B. Oxley, 1998. Development and Application of a Predictive Machining Theory. *Machining Science and Technology*. Vol. 2, n° 2, pp. 165-189.
- [Pawade et al.,2011] R.S. Pawade, S.S. Joshi, 2011. Mechanism of Chip Formation in High-Speed Turning of Inconel 718. *Machining Science and Technology*. Vol. 15, n° 1, pp. 132-152.
- [Pleta et al.,2016] A. Pleta, L. Mears, 2016. Cutting Force Investigation of Trochoidal Milling in Nickel-based Superalloy. *Procedia Manufacturing*. Vol. 5, n° Supplement C, pp. 1348-1356.
- [Pleta et al.,2017] A. Pleta, F.A. Niaki, L. Mears, 2017. Investigation of Chip Thickness and Force Modelling of Trochoidal Milling. *Procedia Manufacturing*. Vol. 10, n° Supplement C, pp. 612-621.
- [Popov et al.,2015] A. Popov, A. Dugin, 2015. Effect of uncut chip thickness on the ploughing force in orthogonal cutting. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*. Vol. 76, n° 9, pp. 1937-1945.
- [Rahman et al.,1997] M. Rahman, W.K.H. Seah, T.T. Teo, 1997. The machinability of Inconel 718. *Journal of Materials Processing Technology*. Vol. 63, n° 1-3, pp. 199-204.
- [Ramirez,2017] C. Ramirez, 2017. Critères d'optimisation des alliages de TITane pour améliorer leur USinabilité. Thèse.Arts et Métiers Paritech.
- [Rauch et al.,2009] M. Rauch, E. Duc, J.-Y. Hascoet, 2009. Improving trochoidal tool paths generation and implementation using process constraints modelling. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*. Vol. 49, n° 5, pp. 375-383.
- [Rauch et al.,2007] M. Rauch, J.-Y. Hascoet, 2007. Rough pocket milling with trochoidal and plunging strategies. *International Journal of Machining and Machinability of Materials*. Vol. 2, n° 2, pp. 161-175.
- [Rauch,2007] M. Rauch, 2007. Optimisation de la programmation des MOCN - Application aux machines à structure parallèle. Thèse. Ecole Centrale de Nantes.
- [Ravindra et al.,1993] H. Ravindra, Y.. Srinivasa, R. Krishnamurthy, 1993. Modelling of tool wear based on cutting forces in turning. *Wear*. Vol. 169, n° 1, pp. 25-32.
- [Sharman et al.,2001] A. Sharman, R.C. Dewes, D.K. Aspinwall, 2001. Tool life when high speed ball nose end milling Inconel 718. *Journal of Materials Processing Technology*. Vol. 118, n° 1-3, pp. 29-35.
- [Shaw et al.,1952] M.. Shaw, N.. Cook, 1952. The Mechanics of Three-Dimensional Cutting Operations. *Transaction of the American Society of Mechanical Engineers*. 1952. Vol. 74, n° 1, pp. 1055-1064.

- [Shaw et al.,1993] M.. Shaw, A. Vyas, 1993. Chip Formation in the Machining of Hardened Steel. *CIRP Annals*. Vol. 42, n° 1, pp. 29-33.
- [Shixiong et al.,2016] W. Shixiong, M. Wei, L. Bin, W. Chengyong, 2016. Trochoidal machining for the high-speed milling of pockets. *Journal of Materials Processing Technology*. Vol. 233, pp. 29-43.
- [Smithey et al.,2000] D.. Smithey, S.G. Kapoor, R.E. DeVor, 2000. A worn tool force model for three-dimensional cutting operations. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*. Vol. 40, n° 13, pp. 1929-1950.
- [Stevenson et al.,1995] R. Stevenson, D.A. Stephenson, 1995. The Mechanical Behavior of Zinc During Machining. *Journal of Engineering Materials and Technology*. Vol. 117, n° 2, pp. 172-178.
- [Stevenson,1998] R. Stevenson, 1998. The measurement of parasitic forces in orthogonal cutting. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*. Vol. 38, n° 1-2, pp. 113-130.
- [Sugihara et al.,2013] T. Sugihara, T. Enomoto, 2013. Crater and flank wear resistance of cutting tools having micro textured surfaces. *Precision Engineering*. Vol. 37, n° 4, pp. 888-896.
- [Sui et al.,2017] S. Sui, J. Chen, E. Fan, H. Yang, X. Lin, W. Huang, 2017. The influence of Laves phases on the high-cycle fatigue behavior of laser additive manufactured Inconel 718. *Materials Science and Engineering: A*. Vol. 695, n° Supplement C, pp. 6-13.
- [Sun et al.,2013] Y. Sun, J. Sun, J. Li, W. Li, B. Feng, 2013. Modeling of cutting force under the tool flank wear effect in end milling Ti6Al4V with solid carbide tool. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*. Vol. 69, n° 9, pp. 2545-2553.
- [Toh,2005] Toh, 2005. Comparison of chip surface temperature between up and down milling orientations in high speed rough milling of hardened steel. *Journal of Materials Processing Technology*. Vol. 167, n° 1, pp. 110-118.
- [Ulutan et al.,2011] D. Ulutan, T. Ozel, 2011. Machining induced surface integrity in titanium and nickel alloys: A review. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*. Vol. 51, n° 3, pp. 250-280.
- [Vyas et al.,1999] A. Vyas, M.C. Shaw, 1999. Mechanics of Saw-Tooth Chip Formation in Metal Cutting. *Journal of Manufacturing Science and Engineering*. Vol. 121, n° 2, pp. 163-172.
- [Waldorf,2006] D.. Waldorf, 2006. A Simplified Model for Ploughing Forces in Turning. *Journal of Manufacturing Processes*. Vol. 8, n° 2, pp. 76-82.
- [Waldorf et al.,1999] D.J. Waldorf, R.E. DeVor, S.G. Kapoor, 1999. An Evaluation of Ploughing Models for Orthogonal Machining. *Journal of Manufacturing Science and Engineering*. Vol. 121, n° 4, pp. 550-558.
- [Wang et al.,2020] G. Wang, X. Liu, T. Chen, W. Gao, 2020. An Experimental Study on Milling Titanium Alloy with a Revolving Cycloid Milling Cutter. *Applied Sciences*. Vol. 10, n° 4, pp. 1423.
- [Wang et al.,2017] X. Wang, X. Gong, K. Chou, 2017. Review on powder-bed laser additive manufacturing of Inconel 718 parts. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture*. Vol. 231, pp. 1890-1903.
- [Woon et al.,2008] K.. Woon, M. Rahman, K. Neo, K. Liu, 2008. The effect of tool edge radius on the contact phenomenon of tool-based micromachining. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*. Vol. 48, n° 12-13, pp. 1395-1407.

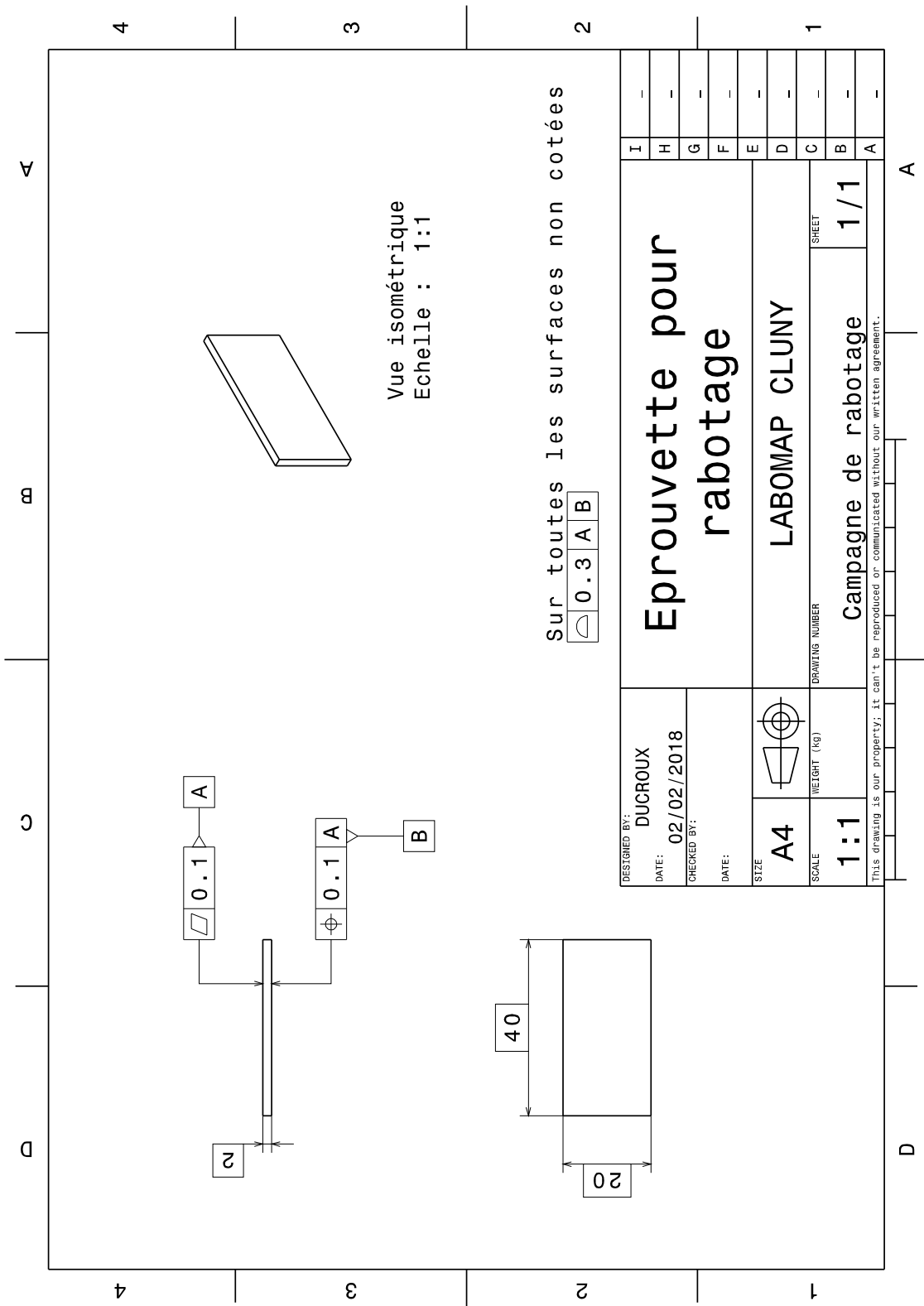
- 
- [Zemzemi,2007] F. Zemzemi, 2007. Caractérisation de modèles de frottement aux interfaces pièce-outil-copeau en usinage: Application au cas de l'usinage des aciers et de l'inconel 718. Thèse. Ecole Centrale de Lyon.
- [Zhang et al.,2013] S. Zhang, J. Li, X. Zhu, H. Lv, 2013. Saw-tooth chip formation and its effect on cutting force fluctuation in turning of Inconel 718. *International Journal of Precision Engineering and Manufacturing*. Vol. 14, n° 6, pp. 957-963.
- [Zhang,1993] S. Zhang, 1993. Titanium carbonitride-based cermets: processes and properties. *Materials Science and Engineering: A*. Vol. 163, n° 1, pp. 141-148.
- [Zhu et al.,2017] K. Zhu, Y. Zhang, 2017. Modeling of the instantaneous milling force per tooth with tool run-out effect in high speed ball-end milling. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*. Vol. 118-119, pp. 37-48.
- [Zorev,1996] N.N. Zorev, 1996. Metal Cutting Mechanics. *Pergamon Press*.

---

# Annexes

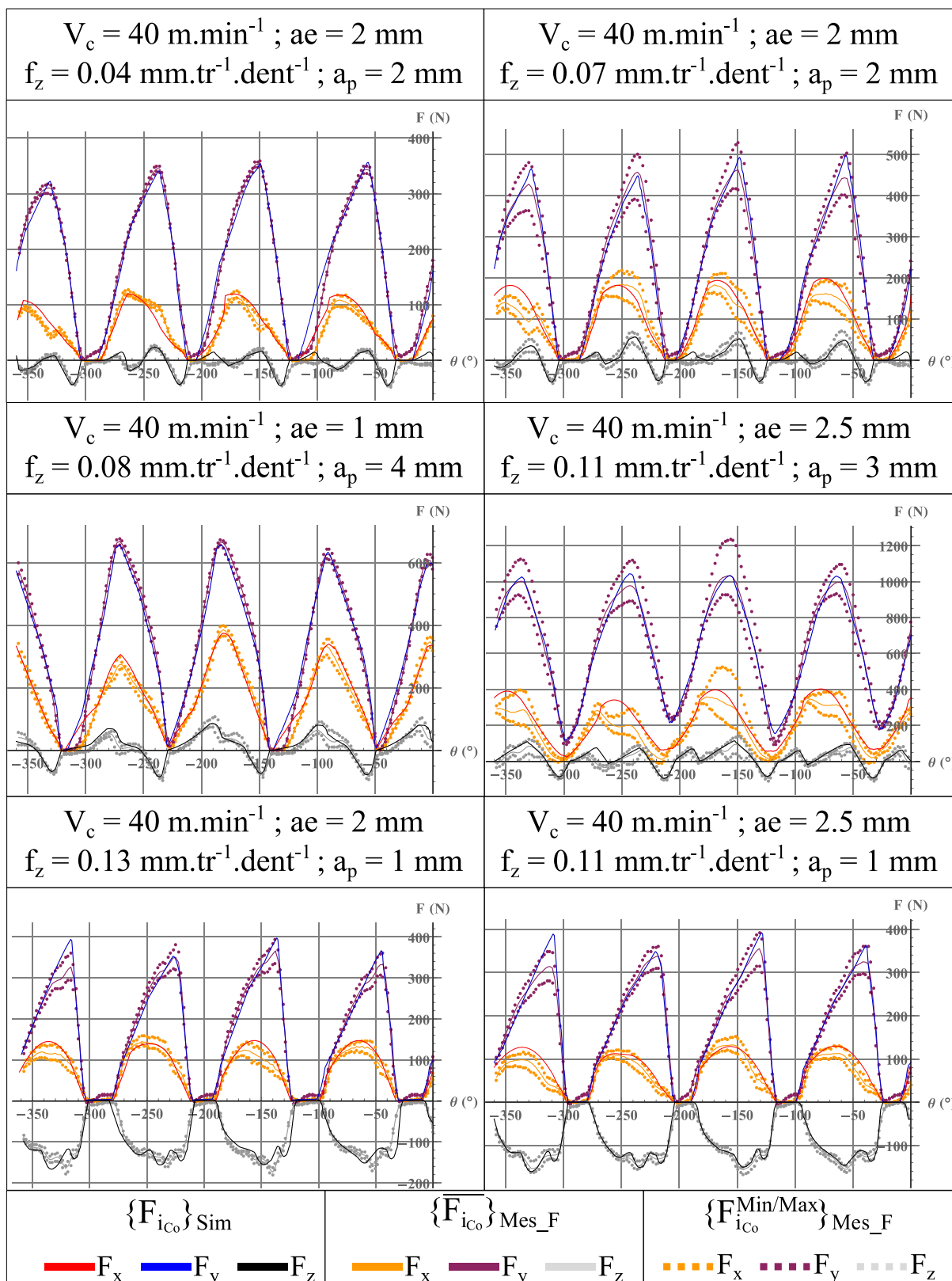
---

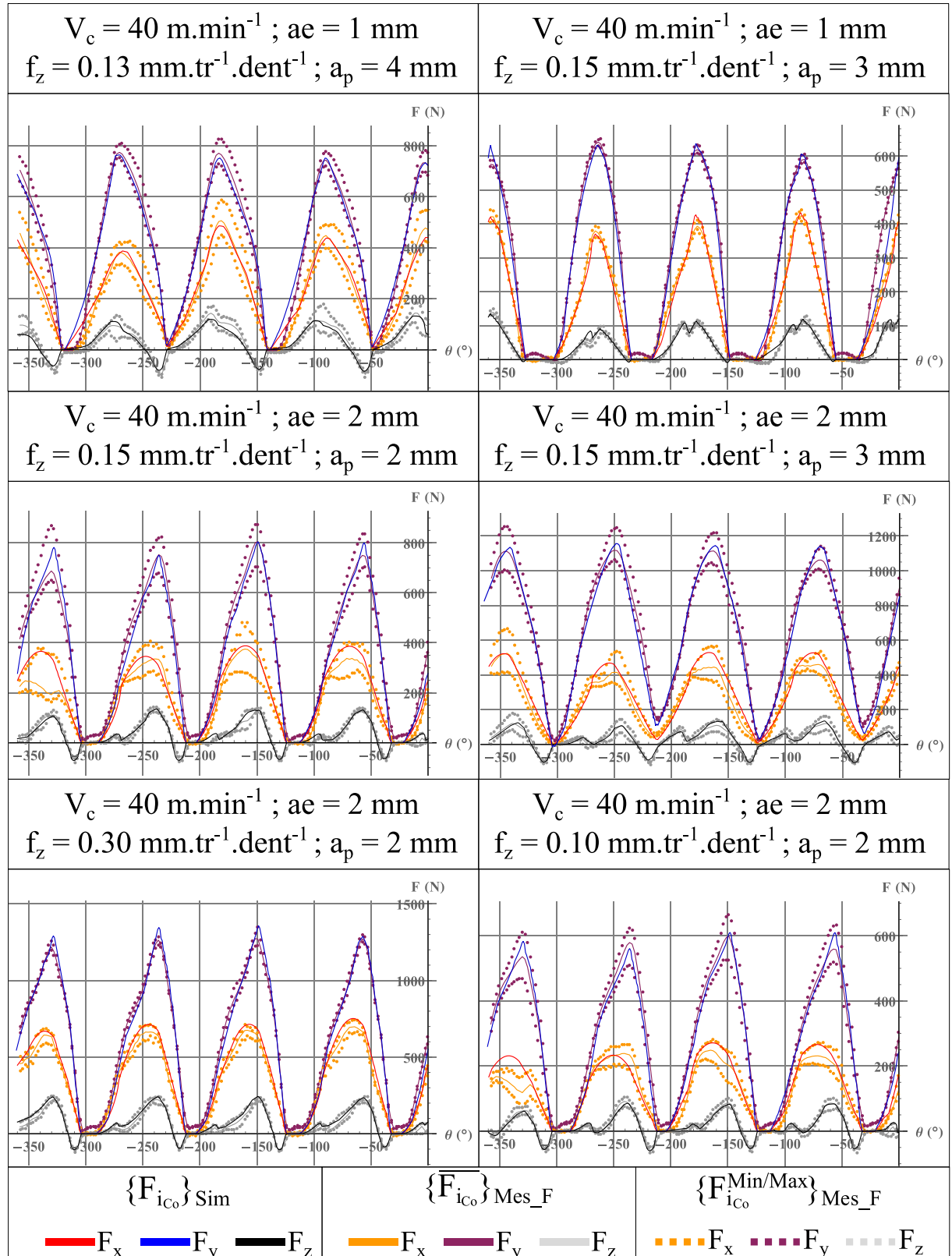
## Annexe n°1 Plan de l'éprouvette de rabotage



## Annexe n°2

**Comparaison entre les efforts de coupe simulés et mesurés pour le matériau  
FA**









**Analyse et développement d'un modèle d'effort généralisé pour le fraisage haute performance de l'Inconel 718 issu de fabrication additive.**

## Résumé

La maîtrise d'un procédé d'usinage de pièces complexes nécessite de contrôler les efforts de coupe tout au long de l'opération. C'est pourquoi la modélisation de ces efforts de coupe est un sujet largement traité depuis trente ans par la communauté scientifique. Cependant les développements de nouvelles techniques de fabrication, de nouveaux outils et de nouvelles stratégies d'usinage, demandent d'optimiser les modélisations précédentes pour les rendre compatible avec ces développements. Les travaux de cette étude s'intéressent à analyser un alliage d'Inconel 718 issu de fabrication additive pour évaluer son usinabilité. Cette analyse permet par la suite de définir une stratégie d'usinage optimisant les performances de l'opération par la réduction de l'usure des outils et des temps d'usinage. Pour finir, un modèle généralisé de la trajectoire et des efforts de coupe en fonction de l'usure est proposé. Le modèle se fonde sur une modélisation géométrique rigoureuse de l'outil, prenant en compte son évolution en fonction de l'usure, et la définition d'une loi de coupe adaptée au couple Arête/Matière étudié. Les méthodologies ainsi développées sont transposables pour d'autres alliages et d'autres stratégies afin de couvrir un grand nombre d'opérations et de géométries de pièces.

Mots clés : Inconel 718 ; Fabrication additive ; Fraisage trochoïdal ; Modélisation ; Usure des outils

## Résumé en anglais

The comprehension of complex parts machining process needs to control cutting forces during the operation. That is why cutting forces modelling has been a frequent subject of research for thirty years. Nevertheless, the new manufacturing technics, the new tools and the new milling strategies demand to optimise former model in order to be adapted to these technical advances. This research work focuses on the machinability of additive manufactured Inconel 718 parts in milling operations. Then, it develops a high performance strategy for the milling of such parts in terms of tool wear and cutting time reduction. Finally, a generalised trajectory and cutting forces model considering the tool wear effect is proposed. This model is based on the actual tool geometry modelling, with its evolution with tool wear, and the definition of a suited cutting law according to the Edge/Material couple. All developed methodologies can be easily adapted to other material, other milling strategies or other machined geometries.

Keywords: Inconel 718 ; Additive manufacturing ; Trochoidal milling ; Modelling ; Tool wear