HAL open science

Développement et modélisation de stratégies de fraisage 5 axes de finition

David Prat

To cite this version:

David Prat. Développement et modélisation de stratégies de fraisage 5 axes de finition. Sciences de l'ingénieur [physics]. Arts et Métiers ParisTech, 2014. Français. NNT : 2014ENAM0043 . tel-01130698v1

HAL Id: tel-01130698

https://pastel.hal.science/tel-01130698v1

Submitted on 12 Mar 2015 (v1), last revised 7 Mar 2015 (v2)

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.

Public Domain

2014-ENAM-0043

École doctorale n° 432 : Science des Métiers de l'Ingénieur

Doctorat ParisTech

T H È S E

pour obtenir le grade de docteur délivré par

l'École Nationale Supérieure d'Arts et Métiers

Spécialité " Génie Mécanique - Procédés de fabrication "

présentée et soutenue publiquement par

David PRAT

le 9 décembre 2014

Développement et modélisation de stratégies de fraisage 5 axes de finition - Application à l'usinage de veines fermées

Directeur de thèse : **Gérard POULACHON**
Co-encadrement de la thèse : **Guillaume FROMENTIN**

Jury

M. Olivier CAHUC, Professeur des Universités, I2M, Université de Bordeaux	Président
M. Christophe TOURNIER, Professeur des Universités, LURPA, ENS Cachan	Rapporteur
M. Walter RUBIO, Professeur des Universités, Institut ADER, Université de Toulouse	Rapporteur
M. Alain D'ACUNTO, Maître de Conférences, LEM3, Arts et Métiers ParisTech	Examinateur
M. Emmanuel DUC, Professeur des Universités, Institut Pascal, IFMA	Examinateur
M. Guillaume FROMENTIN, Maître de Conférences HDR, LaBoMaP, Arts et Métiers ParisTech	Examinateur
M. Gérard POULACHON, Professeur des Universités, LaBoMaP, Arts et Métiers ParisTech	Examinateur

T H È S E

Arts et Métiers ParisTech - Centre de Cluny
Laboratoire Bourguignon des Matériaux et Procédés

Remerciements

Je remercie l'ensemble des membres du jury pour toute l'attention que vous avez porté à la lecture de ce travail. Je remercie Olivier CAHUC d'avoir accepté la présidence de ce jury de thèse. En particulier, à Christophe TOURNIER et Walter RUBIO qui ont généreusement accepté la tâche de rapporteur. J'ai apprécié les nombreuses remarques et questions du jury lors de la soutenance.

Je remercie Emmanuel DUC pour son suivi de la thèse. Les règles de l'école doctorale ne lui ont pas permis de diriger cette thèse mais son implication est bien réelle.

Je remercie Gérard POULACHON pour avoir assuré la direction de cette thèse malgré ses nombreuses responsabilités. Je remercie Guillaume FROMENTIN pour son co-encadrement et son engagement en recherche. Merci à vous deux ainsi qu'à Emmanuel DUC pour l'accompagnement scientifique et technique mais également pour le cadre administratif et pédagogique qui m'a facilité la tâche pour la mener à terme.

Je remercie l'école de m'employer depuis 2007 comme professeur agrégé pour l'enseignement de l'usinage sur le campus de Cluny, mais aussi pour les trois demi-décharges d'enseignement qui m'ont permis de passer ces quatre années de thèse dans des conditions satisfaisantes.

Je remercie le laboratoire d'usinage pour les encouragements de chacun. Merci aux collègues enseignants d'avoir assuré la charge de cours que j'ai momentanément laissée et la gestion du laboratoire qui n'est pas une mince affaire. Merci aux techniciens, ingénieurs et doctorants pour toute l'aide que vous m'avez donnée et les discussions qui ont permis d'enrichir ce travail. J'espère que les outils et résultats de cette thèse profiteront à tout le laboratoire.

Je remercie les étudiants de l'école, particulièrement en 2010 avec Alexandra POPESCU et Guillaume GETTO et en 2011 avec Yassine EL YOUSSOUFI et Florin BOLBOACA qui ont œuvré sur des thèmes de projets de fin d'étude proche du sujet de la thèse. Je remercie Benoît CORNAND pour son travail de master recherche en 2012 qui a permis une accélération du projet et de pointer la difficulté du passage des discontinuités. Ces différents projets pédagogiques ont été de formidables occasions d'acquérir collectivement de l'expérience sur le thème de l'usinage 5 axes.

Je remercie l'ensemble du personnel du campus de Cluny. Nous avons un cadre et un outil de travail exceptionnels, dus en grande partie à l'implication de chacun à tous les niveaux.

Je remercie mes parents pour leurs encouragements et les nombreuses corrections de grammaire malgré une langue, celle des usineurs, qui n'est pas toujours accessible.

Enfin, je termine mes remerciements pour ma famille avec ces quelques mots en Tchèque.

Děkuji moje zenu Alena za sve laska a podporu. Mam hotovo, díky tobě. Dekuji za naše děti a všechno ty jsi dělala. Te miluju. Tu práce dokončeny, přál bych mít víc času pro tebe a naše rodinou možna v České Republice. Dekuji moje děti Anička, Tom a Klarka za trpělivost. Mam vas vsechny rad. Dokoncim tato slova poděkoval Bohu Stvořiteli.

Sommaire

REMERCIEMENTS **3**

SOMMAIRE **5**

NOTATIONS ET FORMALISME **11**

INTRODUCTION **13**

1. Contexte **13**

2. Problématiques de la thèse **13**

3. Paramètres de l'étude **14**

4. Architecture du rapport **14**
Première partie 14
Deuxième partie 15

CHAPITRE 1. ETAT DE L'ART **17**

1.1. Etendue de la recherche en usinage 5 axes **17**
1.1.1. Problématiques autour de l'architecture des machines 5 axes 17
1.1.2. Problématiques autour de la trajectoire et de l'orientation de l'outil 21
1.1.3. Problématiques autour des techniques de fraisage 22

1.2. Cas particulier du fraisage avec les fraises à enveloppe sphérique **24**
1.2.1. Problèmes géométriques relatif à la coupe 24
1.2.2. Mesure et modélisation des efforts de coupe 31
1.2.3. Exploitation des efforts de coupe simulés 37
1.2.4. Analyse et modélisation de la topologie de surface 40
1.2.5. Conclusion sur l'utilisation de fraise à enveloppe sphérique 43

1.3. Stratégies de finition des veines fluides fermées **44**
1.3.1. Définition des veines 44
1.3.2. Cas du passage de discontinuité 46
1.3.3. Contournage hélicoïdal 48
1.3.4. Tréflage 51
1.3.5. Conclusion sur la finition de veines fluides fermées 53

1.4. Conclusions **53**

PARTIE I. Analyse et modélisation du fraisage 5 axes à l'échelle locale….55

CHAPITRE 2. CARACTERISATION ET MODELISATION DE L'OUTIL DE COUPE **57**

2.1. Choix de la fraise d'étude ... 57

2.2. Caractérisation de l'outil d'étude ... 58
2.2.1. Caractérisation macroscopique ... 58
2.2.2. Caractérisation à l'échelle microscopique ... 68

2.3. Modélisation géométrique de l'arête et de la face de coupe ... 71
2.3.1. Modélisation basée sur la méthode d'affûtage de la fraise ... 71
2.3.2. Modélisation basée sur les mesures de la strato-numérisation ... 73

2.4. Analyse des angles d'outil en main ... 75
2.4.1. Méthode de calcul des angles d'outil en main ... 75
2.4.2. Résultat de l'obliquité d'arête en main ... 76
2.4.3. Résultat de l'angle de coupe normal de l'outil ... 77

2.5. Conclusions ... 77

CHAPITRE 3. ANALYSE GEOMETRIQUE DE LA COUPE EN FRAISAGE 5 AXES ... 79

3.1. La prise en compte de l'orientation de l'axe de l'outil par rapport à la surface à usiner ... 79

3.2. Analyse de l'engagement basé sur l'enveloppe de l'outil ... 81
3.2.1. Position du point à vitesse de coupe nulle ... 81
3.2.2. Détermination des diamètres effectifs de coupe ... 84

3.3. Modélisation géométrique de la coupe basée sur la trajectoire de l'arête de coupe ... 89
3.3.1. Calcul de la surface générée par l'arête de coupe ... 89
3.3.2. Calcul de l'épaisseur coupée en fonction des conditions de coupe ... 91
3.3.3. Influence du faux rond sur l'épaisseur coupée maximale ... 92
3.3.4. Classification des sections coupées ... 94

3.4. Analyse des modes d'usinage ... 95
3.4.1. Méthode basée sur la variation de l'épaisseur coupée ... 95
3.4.2. Méthode du produit scalaire des vitesses ... 96

3.5. Influence des angles de dépinçage sur les angles d'outil en travail ... 98
3.5.1. Méthode de calcul des angles d'outil en travail ... 98
3.5.2. Influence de la zone active de l'arête sur les angles d'outil en travail ... 99
3.5.3. Influence de l'orientation de l'axe de fraise sur les angles d'outil en travail ... 101
3.5.4. Conclusions sur les angles d'outil en travail ... 104

3.6. Conclusions ... 104

CHAPITRE 4. ETUDE EXPERIMENTALE DES CONFIGURATIONS DE FRAISAGE ... 105

4.1. Analyse de la stabilité de la coupe par sonnage d'outil ... 105
4.1.1. Comparaison des attachements d'outil ... 105
4.1.2. Détermination de la profondeur de passe axiale limite ... 106

4.2. Influence des angles de dépinçage sur l'énergie spécifique de coupe ... 107

4.2.1. Méthodes de mesure des efforts de coupe en fraisage 5 axes de finition 107
4.2.2. Comparaison des niveaux d'énergies spécifiques en fonction des angles de dépinçage 112
4.2.3. Conclusions 118

4.3. Influence des angles de dépinçage sur l'usure de l'outil 118
4.3.1. Critères géométriques influençant l'usure 118
4.3.2. Essais de comparaison 120
4.3.3. Conclusions 120

4.4. Etude des configurations de fraisage 5 axes sur l'état de surface 121
4.4.1. Topologie des surfaces usinées et méthodologie de mesure 121
4.4.2. Influence du mode d'usinage 123
4.4.3. Influence de la vitesse de coupe 125
4.4.4. Influence de la position du point à vitesse de coupe nulle 127

4.5. Conclusions 130

PARTIE II. Développement des stratégies de finition en 5 axes des veines fermées……..131

CHAPITRE 5. PARAMETRAGE DU FRAISAGE DES VEINES FERMEES ... 133

5.1. Définition de la géométrie des veines fermées étudiées 133
5.1.1. Principe de construction 133
5.1.2. Définition des courbes guides 133
5.1.3. Définition des sections 135
5.1.4. Paramétrage de la veine 136
5.1.5. Conclusions 137

5.2. Développement de la stratégie de tréflage en 5 axes 137
5.2.1. Trajectoire du point générateur 138
5.2.2. Construction de la trajectoire du point piloté et de l'orientation de l'axe de l'outil pendant la passe d'usinage 138
5.2.3. Gestion de la vitesse d'avance du point piloté pendant l'usinage 139
5.2.4. Gestion de la distance entre les passes 140
5.2.5. Trajectoire de bouclage entre les passes de tréflage 141
5.2.6. Description de la trajectoire en interpolation linéaire 144
5.2.7. Conclusions 145

5.3. Développement de la stratégie de contournage hélicoïdal en 5 axes 145
5.3.1. Trajectoire du point générateur 145
5.3.2. Construction de la trajectoire du point piloté et de l'orientation de l'axe de l'outil 146
5.3.3. Gestion de la vitesse d'avance du point piloté dans le repère de programmation 146
5.3.4. Gestion du pas de l'hélice de la stratégie de contournage 147
5.3.5. Dégagement de l'outil 148
5.3.6. Description de la trajectoire en interpolation linéaire 148
5.3.7. Conclusions 149

5.4. Prise en compte de la contrainte de collision 149
5.4.1. Cas de la stratégie de tréflage 151
5.4.2. Cas de la stratégie de contournage hélicoïdal 151

5.4.3. Conclusions 151

5.5. Conclusions 152

CHAPITRE 6. MODELE CINEMATIQUE ET DYNAMIQUE DU COMPORTEMENT DE LA MACHINE-OUTIL A COMMANDE NUMERIQUE..... 153

6.1. Définition du modèle cinématique et dynamique 153
6.1.1. Caractéristiques dans le repère pièce 153
6.1.2. Caractéristiques dans le repère machine 153

6.2. Sollicitations de la machine en fonction des stratégies 154
6.2.1. Etude de la stratégie de tréflage 154
6.2.2. Etude de la stratégie de contournage hélicoïdal 157
6.2.3. Conclusion 162

6.3. Comparatif des sollicitations machine suivant les géométries de veines étudiées 162
6.3.1. Influence du rayon de section 162
6.3.2. Influence de l'inclinaison de la veine 163
6.3.3. Influence de la position du point d'origine de la courbe guide par rapport au centre du plateau .. 164
6.3.4. Conclusions 166

6.4. Caractérisation expérimentale du comportement de la MOCN 166
6.4.1. Test de la stratégie de tréflage 166
6.4.2. Test de la stratégie de contournage hélicoïdal 169
6.4.3. Conclusions sur les tests de comportement de la MOCN 172

6.5. Conclusions 172

CHAPITRE 7. COMPARAISON DES STRATEGIES : TREFLAGE ET CONTOURNAGE HELICOÏDAL 173

7.1. Géométries des veines fermées étudiées 173
7.1.1. Cas de la veine cylindrique 173
7.1.2. Cas de la veine conique 173

7.2. Paramétrage des stratégies d'usinage étudiées 174
7.2.1. Cas des stratégies de tréflage 174
7.2.2. Cas des stratégies de contournage hélicoïdal 175
7.2.3. Bilan des stratégies étudiées 177

7.3. Comparaison des stratégies d'usinage suivant les critères géométriques 177
7.3.1. Diamètres effectifs et nombre de dents 177
7.3.2. Epaisseurs coupées 178
7.3.3. Mode d'usinage 182
7.3.4. Etat de surface 184
7.3.5. Angle de coupe 184
7.3.6. Conclusions 185

7.4. Comparaison expérimentale des stratégies 185
7.4.1. Contexte expérimental 185
7.4.2. Observation des veines 187

7.4.3. Analyse des résultats de l'état de surface 188
7.4.4. Analyse des résultats des défauts de forme 190

7.5. Conclusions 192

CONCLUSIONS ET PERSPECTIVES 195

8.1. Bilan des objectifs 195

8.2. Les apports de la thèse 196
8.2.1. Sur le plan des outils méthodologiques 196
8.2.2. Sur le plan des résultats et compréhensions 197

8.3. Les perspectives de recherche 198
8.3.1. Perspectives liées à l'échelle locale de la coupe 198
8.3.2. Perspectives liées à l'échelle macroscopique de la coupe et aux stratégies d'usinage 198

REFERENCES BIBLIOGRAPHIQUES 201

ANNEXE 1. BILAN DES CONFIGURATIONS D'USINAGE TESTEES 207

ANNEXE 2. TRANSFORMATION GEOMETRIQUE DIRECTE ET INVERSE……208

Notations et formalisme

Les coordonnées d'un point

Les coordonnées d'un point M sont données, entre accolade, séparées par une virgule :

{2,5,7}

Un vecteur

Un vecteur appelé V_1 sera noté : $\underline{V}_1$

La norme d'un vecteur est notée : $\|\underline{V}_1\|$

Une matrice

Une matrice carrée de dimension 3 appelée M sera notée : $\underline{\underline{M}}$

Les fonctions

Une fonction f de variables a, b et c est notée : $f[a, b, c]$

Les fonctions trigonométriques d'un angle θ en radiant sont notées de la manière suivante :

Cos[θ]

Sin[θ]

Tan[θ]

La fonction réciproque de la fonction tangente est notée :

ArcTan[a]

La fonction signe notée Sign[a] renvoie +1 si a est positif ou nulle et -1 si a est strictement négatif.

Normer[$\underline{\text{Vecteur}}$] $= \underline{\text{Vecteur}}/\|\underline{\text{Vecteur}}\|$

Coordonnee[$\underline{\text{Vecteur}}$, n] renvoie la nième coordonnées du vecteur

FonctionReste[m,n] renvoie le reste de la division de m par n

PartieEntiere[a] renvoie la partie entière du nombre a

Les opérateurs

Le produit vectoriel entre les vecteurs $\underline{V}_1$ et $\underline{V}_2$ est noté : $\underline{V}_1 \times \underline{V}_2$

Le produit scalaire entre les vecteurs $\underline{V}_1$ et $\underline{V}_2$ est noté : $\underline{V}_1 \,.\, \underline{V}_2$

L'opérateur Si est noté :

Si[Condition ,Valeur si la condition est vraie, Valeur si la condition est fausse]

Introduction

1. Contexte

La production de pièces en usinage 5 axes est fréquente dans l'industrie. Les fraiseuses à 5 axes à commande numérique présentent des caractéristiques cinématiques et dynamiques permettant de réaliser un nombre varié de pièces industrielles, tant par leurs géométries, leurs dimensions et tolérances que leurs matériaux. Les broches de machine-outil couvrent une large gamme de vitesses de rotation et les CN proposent des suivis de trajectoire de qualités avec différents modes d'interpolation.

Parmi les pièces produites en fraisage 5 axes, il y a les pièces tournantes de turbomachine : rouet, inducteur et ventilateur. Ces pièces assurent la fonction de transmettre l'énergie mécanique à un fluide. La qualité des surfaces en contact avec le fluide est un paramètre participant au rendement de la machine. Il est donc essentielle lors de la production de ces pièces de maîtriser les procédés et particulièrement celui qui assure la finition. Parmi les divers matériaux composant ces pièces se trouvent les alliages de titane réputés pour leurs bonnes résistances mécaniques, une masse volumique raisonnable et une bonne tenue à la corrosion. L'usinabilité de ces alliages est par contre relativement médiocre en comparaison avec les alliages d'aluminium ou les aciers et demande une attention particulière pour le choix des conditions de coupe en lien avec la durée de vie des outils.

Les géométries des pièces tournantes sont variées suivant les fonctions à assurer. Parmi ces géométries, il existe des pièces composées de veines fluides fermées. La réalisation de ces pièces est limitée par la faible accessibilité pour l'outil d'atteindre les surfaces à produire. Des trajectoires d'usinage spécifiques sont alors nécessaires pour atteindre l'ensemble de la surface, obtenir une qualité de surface homogène, limiter le temps de production et éviter les collisions.

Ce contexte met en évidence plusieurs thèmes scientifique et technique. Le premier, est la maitrise de la technique de fraisage 5 axes en fraise boule en lien avec un matériau à faible usinabilité. Le second, porte sur la recherche de stratégies d'usinage performantes sur le plan de la qualité de la surface produite et la productivité associée. Les travaux de cette thèse s'inscrivent donc dans ces deux thèmes.

2. Problématiques de la thèse

Pour tenter de garantir une qualité de surface constante sur l'ensemble de la surface à produire, il est nécessaire d'avoir des conditions de réalisation identiques sur toute la trajectoire de la fraise. De là dépend deux contraintes : la première est de connaitre les conditions de formation du copeau et les conséquences sur l'état de surface, la seconde est de créer des trajectoires d'usinage permettant de conserver des conditions de génération du copeau les plus constantes possible. De plus, l'ensemble machine-outil et commande numérique doit être capable d'exécuter ces trajectoires sans les affecter sur le plan de la position et de la vitesse.

Le premier objectif est l'étude de la coupe de la matière en fonction des deux angles de dépinçage. Cette étude doit permettre de définir l'influence des angles de dépinçage sur la qualité de la coupe et les conséquences sur l'état de surface et les efforts de coupe. Le second objectif est le développement de nouvelles stratégies de finition en usinage 5 axes, spécifiques aux veines fermées, avec la contrainte de conserver une vitesse du point générateur et une orientation relative de l'axe de l'outil par rapport à la normale de la surface locale constantes.

3. Paramètres de l'étude

Cette étude se place à la suite des travaux de thèse de Julien CHAVES-JACOB qui a étudié le fraisage de finition des pièces tournantes de turbomachine avec des veines fluides ouvertes. Ce contexte l'a autorisé à employer la technique de fraisage en roulant avec principalement des fraises tonneau ou cylindrique.

Dans ce mémoire, l'étude se limite à l'emploi d'une fraise boule standard. Le matériau travaillé est un alliage de titane de type Ti6Al4V. L'interaction matériau-procédé étant un sujet d'étude très vaste, la thèse se focalise sur l'interaction entre le phénomène de coupe et l'état de surface. Les autres aspects de l'intégrité de surface (contraintes résiduelles, structures métallurgiques…) en lien avec l'usage de la pièce ne sont pas abordés car l'ampleur de cette tâche est un sujet de thèse à part entière.

L'étude de la stabilité de la coupe dans le cadre de l'usinage 5 axes est une problématique également intéressante qui a fait l'objet de travaux de recherche dans le laboratoire par la thèse de Nolwenn CORDUAN dans le cadre d'une pièce flexible. Or pour aller plus en avant, il faut disposer de la définition géométrique de pièces industrielles pour juger les conditions de stabilité ce qui n'est pas le choix retenu dans cette thèse. La stabilité de coupe en lien avec un outil flexible est un sujet spécifique abordé dans l'état de l'art mais qui n'est pas inclus dans la thèse.

Les essais expérimentaux de la thèse sont basés sur la fraiseuse Mikron HSM 600U. Il n'est pas envisagé de modifier les réglages d'asservissement de la machine mais de montrer par quel moyen, l'utilisateur peut agir pour limiter les sollicitations cinématique et dynamique afin de rendre compatible la trajectoire d'usinage souhaitée. L'interpolation utilisée est l'interpolation linéaire même si la construction de la trajectoire peut emprunter diverses formulations mathématiques.

4. Architecture du rapport

Le premier chapitre dresse un état de l'art des problématiques de recherche associées à l'usinage 5 axes. Après avoir exposé l'étendue des principaux thèmes de la recherche, le cas particulier du fraisage avec les fraises boule et hémisphérique est abordé pour préciser l'état de connaissance des outils de caractérisation de la coupe. Enfin, le contexte des veines fluides fermées est évoqué ainsi que les difficultés d'exécution des stratégies d'usinage existantes. Ce chapitre se termine par une conclusion montrant les caps à franchir au cours de ces travaux de thèse. Le mémoire est ensuite composé de deux parties.

Première partie

La première partie est composée des chapitres 2 à 4 et répond à l'objectif d'étudier la coupe à l'échelle locale en usinage 5 axes dans le contexte de la finition d'un alliage à faible usinabilité.

Le chapitre 2 définit la géométrie de la fraise boule de l'étude. Une méthodologie de numérisation de la fraise est exposée permettant de construire une modélisation géométrique de la fraise indispensable pour connaitre la formation du copeau à travers l'épaisseur coupée notamment.

Le chapitre 3 présente une modélisation géométrique de la coupe en usinage 5 axes par la détermination des diamètres effectifs de coupe et du calcul de l'épaisseur coupée pour une trajectoire linéaire et circulaire. L'exploitation de la modélisation géométrique aboutit à la connaissance des modes d'usinage et des angles d'outil en travail en fonction des angles de dépinçage.

Une analyse expérimentale des différentes configurations de fraisage 5 axes est présentée au chapitre 4. Les conditions sommaires d'une coupe stable sont données et l'influence des angles de

dépinçage est observée sur l'énergie spécifique de coupe, l'usure d'outil et l'état de surface. Des conditions de coupe satisfaisantes sont données par rapport aux différents essais.

Deuxième partie

La deuxième partie comprend les trois derniers chapitres et répond au second objectif de la thèse qui est de développer de nouvelles stratégies d'usinage permettant de garder les conditions de réalisation de la surface finie les plus constantes possible.

Le chapitre 5 définit la géométrie des veines et propose un paramétrage de deux stratégies de finition en usinage 5 axes en tréflage et contournage hélicoïdal. Les originalités de ces deux stratégies portent sur la construction d'une trajectoire 5 axes, avec une vitesse d'avance du point générateur constante et une trajectoire continue en courbure pour la stratégie de tréflage.

Le chapitre 6 expose une modélisation des sollicitations cinématique et dynamique de la machine-outil et confronte chaque stratégie aux capacités de la fraiseuse utilisée. Une méthode de lissage local de trajectoire est proposée pour limiter les sollicitations en jerk de la machine lors du franchissement de discontinuités géométriques. Des essais de trajectoire sur fraiseuse montrent l'intérêt des paramètres de lissage global et local pour réduire l'écart de vitesse entre la consigne du programme et la vitesse d'avance mesurée de la machine.

Le chapitre 7, propose un comparatif des stratégies de finition de veines fermées s'appuyant sur les outils de modélisation de la coupe du chapitre 4 et d'essais expérimentaux issus de la réalisation de différentes veines. Les essais d'usinage montrent l'impact de la coupe associé aux stratégies sur l'état de surface et les défauts de forme obtenus.

Enfin, une synthèse du travail proposé et les perspectives de recherche sont donnés en fin de ce mémoire.

Chapitre 1. Etat de l'art

La recherche en usinage 5 axes est très vaste. En se basant sur le nombre de publications par an sur ce sujet, elle démarre au début des années 1990.

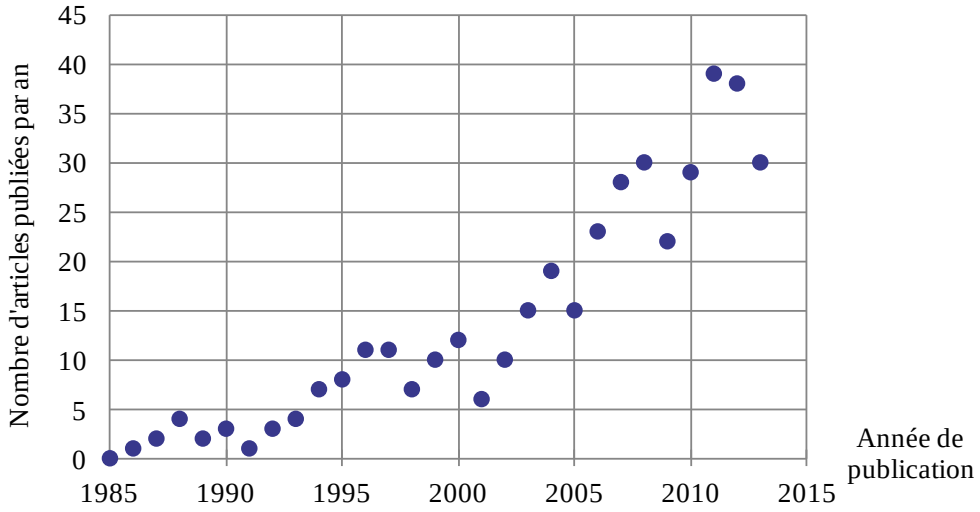


Figure 1-1. Nombre de publications pour la requête « 5 axis milling » par an

La Figure 1-1 a été construite sur la base de données couverte par SCOPUS avec une recherche sur « 5 axis milling » présent dans le titre, les mots clés ou le résumé. Cette recherche depuis 1983 recense près de 400 articles. Or la même démarche avec le terme « five axis milling » fait émerger également 400 articles dont 300 distincts de la première recherche. Il en résulte une difficulté de pouvoir avoir une vue exhaustive des publications sur ce thème et passe nécessairement par des choix pour limiter le nombre de lecture. En particulier, il devient essentiel de pouvoir s'appuyer sur des articles de synthèse pour des aspects qui ne touchent pas directement les thèmes de développement de ce mémoire. L'objectif de réaliser une synthèse des travaux de recherche sur l'ensemble des thèmes de l'usinage 5 axes parait donc difficile. Ce chapitre se propose de présenter un certain nombre de thèmes de recherche associé à l'usinage 5 axes puis se concentre sur les techniques de coupe avec des fraises à enveloppe sphérique qui regroupe les fraises hémisphérique et les fraise boule. Cette bibliographie se termine par une synthèse sur la réalisation de veines fluides fermées à travers deux stratégies d'usinage particulières.

1.1. Etendue de la recherche en usinage 5 axes

Les thèmes de recherche sont variés, cependant ils peuvent être regroupés en trois domaines. Le premier est basé autour de l'architecture des machines, le second sur la trajectoire et l'orientation de l'outil et le dernier sur les techniques de coupe.

1.1.1. Problématiques autour de l'architecture des machines 5 axes

L'introduction de deux degrés de liberté supplémentaires données à l'outil par rapport aux fraiseuses 3 axes autorise une grande variété de structure de machine. Rauch et Xu ont synthétisé 118 travaux basés sur l'étude des structures de machines 5 axes (Rauch and Xu, 2010). Selon que les liaisons cinématiques sont en série ou en parallèle, les aptitudes des machines seront différentes. Pour améliorer les processus de fabrication, des chercheurs travaillent à caractériser les erreurs de positions et les erreurs cinématiques.

1.1.1.1. Structures des machines

L'usinage 5 axes devrait être appelé usinage à 5 degrés de liberté. Ces mobilités s'entendent comme mouvements relatifs d'avance entre l'outil et la pièce en production. La norme (ISO 841, 2001) définit la dénomination des axes du mouvement. Ce nombre de degrés de liberté est à priori indépendant du nombre d'axe permettant de réaliser ce mouvement. Pour atteindre cet objectif, deux organisations des liaisons cinématiques existent. La première organisation des liaisons cinématiques est basée sur des liaisons totalement ou partiellement parallèle les unes par rapport aux autres. La seconde, plus courante est l'organisation des liaisons cinématiques en série.

Liaisons parallèles

En se basant sur la synthèse de Weck et Staimer (Weck and Staimer, 2002), deux grandes familles de machine sont identifiées. Il y a les machines à structures strictement parallèles dont les liaisons sont exclusivement en parallèles et les structures mixtes qui complètent la structure parallèle par l'addition de quelques liaisons en série.

Pour les structures exclusivement en parallèles, elles sont composées d'un bâti et d'une plateforme qui supporte l'effecteur comme une broche de machine-outil. Le lien entre les deux parties est assuré par des jambes (de longueurs constantes ou variables) et des liaisons rotule ou pivot sur leurs extrémités. Terrier et al. (Terrier et al., 2005) résument les architectures en trois familles :

- la famille Delta : Les jambes sont de longueurs constantes et s'apparentent à plusieurs systèmes bielle-manivelle en parallèles,
- la famille Glides : Les jambes sont de longueurs constantes et le lien de chaque jambe avec le bâti est assuré par une liaison pivot puis une liaison glissière,
- la famille Hexapode : Les jambes sont de longueurs variables.

Une particularité de ces machines est que leur rigidité n'est pas constante dans tout le volume de travail. Ces structures souffrent (Rauch and Xu, 2010) d'une difficulté de pilotage due au couplage de la position d'outil et de l'orientation de l'axe de l'outil et souvent d'une faible zone de travail. Pour remédier à cela, les fabricants de machine proposent alors de rajouter des axes sériels supplémentaires soit :

- à l'extrémité de la structure parallèle à la manière d'une tête twist,
- liés au bâti par une table tilting.

Ces liaisons supplémentaires sont des éléments standards de machine outil qui se retrouvent sur les machines à liaison en série.

Liaisons séries

Pour que l'outil puisse avoir 5 degrés de liberté, le nombre d'articulation des machines est variable. Lorsque les liaisons des machines sont en série, il faut placer les mouvements de rotation et de translation les uns à la suite des autres. Certaines machines ne sont constituées que de rotation (au nombre supérieur à 5) comme les bras de robot, mais ces dispositions sont plutôt rares en fraisage. Les structures les plus répandues sont basées sur 5 articulations : 3 translations et 2 rotations. L'étendue des combinaisons permet une grande richesse de géométrie de machine. Bohez (Bohez, 2002a) a comparé les différentes structures de fraiseuse selon le nombre de rotations associé à la pièce et à l'outil en donnant les forces et faiblesses de chaque type de structure. Il a caractérisé l'espace de travail d'une machine et donné un critère de faisabilité d'une sphère complète en fonction de l'architecture de celle-ci et de l'amplitude de chaque axe.

Dans le cadre de ce travail de thèse, les essais expérimentaux sont conduits sur une machine à liaisons en séries de type *CBX\YZ* en citant les axes rencontrés depuis l'espace pièce vers l'outil. Les principales caractéristiques cinématiques de la machine d'usinage grande vitesse HSM 600U de l'entreprise GF-Agié Charmilles sont données dans le Tableau 1-1.

Axe	*X*	*Y*	*Z*	*B*	*C*
Amplitude	800 mm	600 mm	500 mm	-110° / +30°	n × 360°
Vitesse	40 m/min	40 m/min	40 m/min	150 tr/min	250 tr/min
Accélération	10 m/s²	10 m/s²	10 m/s²	2830°/s²	5730°/s²
Jerk	100 m/s^3	100 m/s^3	100 m/s^3	50 000°/s^3	100 000°/s^3

Tableau 1-1. Caractéristiques cinématiques maximales d'une machine HSM 600U standard (source : GF-Agié Charmilles)

1.1.1.2. Erreurs de positions et cinématique

Lavernhe (Lavernhe, 2006) a réalisé une synthèse des défauts influents sur la qualité géométrique et la productivité. Il cite « les éléments spécifiques à l'usinage 5 axes UGV, c'est à dire les points liés :

- à la géométrie de la trajectoire : la gestion de la position de l'outil et celle de l'orientation de son axe, le format de description ;
- à l'architecture des machines 5 axes : la TGI (Transformation Géométrique Inverse), la multiplicité éventuelle de ses solutions, les points singuliers ;
- à l'exécution et à la réalisation des trajets : les performances associées au directeur de commande numérique (DCN) (temps de cycle et look ahead) et celles associées aux axes (performances cinématiques maximales) ;
- à l'enlèvement de matière : procédé de coupe spécifique. »

Approches liées à la géométrie de l'architecture des machines 5 axes

L'ISO (Organisation Internationale de Normalisation) propose plusieurs normes à propos de la caractérisation des machines-outils à commande numérique. La norme (ISO 230, 2012) a pour objet de définir les méthodes de mesure d'exactitude et de répétabilité de positions des axes linéaires ou rotatifs de machine-outil à commande numérique par mesurage des axes individuellement. Ces méthodes ne permettent pas un travail simultané sur plusieurs axes. La norme (ISO 10791, 2001) a pour objectif de donner des méthodes d'essais et de contrôle de machines lors d'opération de réception, de maintenance ou de caractérisation. La norme (ISO 10791-6, 1998) (en projet de révision) intitulée « Précision des avances, vitesses et interpolations » propose en particulier :

- des essais caractérisant la vitesse d'avance axe par axe,
- des essais mettant en œuvre deux axes pour évaluer l'interpolation linéaire et circulaire,
- des essais mettant en œuvre trois axes (une rotation et deux translations) pour évaluer les erreurs commises lors d'un déplacement autour d'une sphère. Les déplacements sont proposés dans des plans parallèles aux axes de la machine.

Enfin, la norme sur la « Précision d'une pièce d'essai usinée » (ISO 10791-7, 1998) fournit le plan d'une pièce d'essai qui permet avec la même orientation de l'axe outil de contrôler les écarts d'usinage par rapport à la définition. Ces ensembles de norme permettent de caractériser séparément chaque axe de la machine-outil, et dans certains cas d'envisager une caractérisation de deux ou trois axes simultanément. Au-delà de trois axes simultanés, il n'y a pas de proposition de méthodes de mesure d'exactitude et de répétabilité de position ou de mesure de vitesse d'avance réelle du point piloté.

Bohez (Bohez, 2002b) a fait le constat que les erreurs géométriques introduites lors de l'usinage 5 axes sont plus élevées que les erreurs de répétabilités intrinsèques de la machine-outil. Bohez et al. (Bohez et al., 2007) identifient 39 composantes d'erreur indépendantes liées au positionnement des 5 ensembles mobiles de machine supposés indéformables. La difficulté évoquée par Bohez est d'identifier ces nombreuses composantes et de compenser l'orientation de l'outil puis sa position en tenant compte de la transformation géométrique inverse de la machine.

Deux moyens de mesure sont utilisés couramment pour identifier les erreurs géométriques. Les méthodes de mesure absolue par rapport à un observateur indépendant de la machine permettent d'identifier un maximum de composantes d'erreur. C'est le cas par exemple de Bohez et al. (Bohez et al., 2007) avec un interféromètre. Après avoir caractérisé la machine-outil et mis en œuvre une compensation des erreurs géométriques, une pièce composée de perçages dans différente orientation montre l'intérêt de cette méthode.

La seconde famille de méthode de mesure est la mesure relative faite par un capteur situé entre l'espace pièce et la broche de la machine. Les mesures sont souvent faites avec un capteur très répandu dans cette communauté de chercheur qui est le système ball-bar. Ce capteur est composé de deux rotules et d'une « barre » entre les deux rotules. Le capteur mesure la distance entre les deux rotules avec une résolution voisine de 0,1 µm. Tsutsumi et al. (Tsutsumi et al., 2013) ont comparé plusieurs utilisations de ce capteur en regardant l'influence de l'orientation de la barre. Ils concluent que les différentes méthodes permettent d'obtenir plusieurs composantes d'erreurs géométriques mais que ces composantes d'erreurs sont fortement influencées par la précision de mesure de la position de la sphère fixée sur la table de la machine (mesurée par un autre moyen…).

Bringmann et Knapp (Bringmann and Knapp, 2006) identifient 14 paramètres géométriques avec un capteur de déplacement à quatre composantes qui mesure l'écart de position entre le centre d'une sphère de métrologie solidaire de la broche et la table de la machine (où est fixé le capteur). L'originalité de cette étude réside dans le fait d'utiliser une méthode de Monté Carlo qui permet d'avoir une connaissance des incertitudes associées à chaque erreur géométrique.

Enfin, Zhu et al. (Zhu et al., 2012) constatent que les corrections des erreurs de géométrie machine peuvent se faire à deux niveaux différents : soit en parallèle de la commande numérique et donc pendant l'usinage, soit par un logiciel spécifique entre le post-processeur et la commande numérique. Les propositions de correction pendant l'usinage sont rares du fait de la nécessité de dialogue avec des informations internes à la commande numérique.

Approches plus larges

Plusieurs auteurs proposent des méthodes plus larges comme Prévost (Prévost, 2011) ou Beudaert (Beudaert, 2013) pour gagner en qualité d'exécution de trajectoire. Prévost dans son travail de thèse identifie :

- les écarts d'exécution liés au travail de l'interpolateur de la commande numérique (passage du programme FAO à la consigne de chaque axe) et les erreurs liées aux asservissements de chaque axe,
- les écarts de réalisation qui comprennent les écarts de structure avec les problèmes géométriques examinés plus haut mais également les aspects dynamiques de structure et les écarts d'interaction outil-pièce (non pris en compte dans son travail).

Les écarts d'exécution sont identifiés par l'analyse des informations de position extraites de la commande numérique. La position du programme FAO, la position de consigne sur chaque axe et la

position mesurée via les codeurs des axes sont ainsi comparées pour obtenir les écarts spécifiques générés par l'interpolateur et par les asservissements. Prévost définit ainsi « les erreurs de suivi expriment la différence entre la position mesurée sur la règle et sa consigne, et sont définies axe par axe en fonction du temps. Les écarts de contour, sont définis comme un écart normal entre la trajectoire de référence et la trajectoire exécutée. »

Pour les écarts de réalisation Prévost propose des mesures pour identifier les écarts de structure sous sollicitations quasi-statiques. Il n'a retenu que 14 composantes d'erreurs géométriques, jugeant que le comportement était suffisamment décrit. Les écarts de structures en sollicitation dynamique sont identifiés par des mesures accélérométriques de chaque élément cinématique de la machine et par une analyse modale basée sur une approche hybride mélangeant des modélisations de type masses concentrées, multi-corps solides rigides reliées par des liaisons souples, et éléments finis. Après avoir identifiés et caractérisés ces écarts, Prévost a modélisé le comportement de la boucle d'asservissement de chaque axe pour prédire les écarts d'asservissement.

Pour améliorer la qualité de la trajectoire générée, Prévost a développé une méthode de compensation des écarts de contour. Il constate qu'en donnant la trajectoire FAO à la machine, celle-ci génère une trajectoire effective décalée de l'erreur de contour. La méthode consiste donc à modifier la trajectoire initiale de l'écart de contour simulé pour viser une trajectoire effective proche de la trajectoire FAO. La simulation de l'écart de contour est alimentée par les consignes de position pour chaque axe enregistrées par la commande numérique (en exécutant la trajectoire) au cours du temps. En appliquant la modélisation des asservissements d'axe, l'historique des positions simulées est enregistré permettant ensuite de calculer les écarts de contour.

1.1.2. Problématiques autour de la trajectoire et de l'orientation de l'outil

L'enlèvement de matière, lors de la fabrication d'une surface se décompose souvent en plusieurs étapes : ébauche, semi-finition, finition, puis éventuellement polissage… Chaque étape se caractérise par des objectifs spécifiques. Pour le travail de finition, les objectifs recherchés sont principalement :

- la qualité de la surface produite,
- le temps de réalisation.

Pour réussir ces objectifs, le travail de finition va s'appuyer sur une stratégie d'usinage qui comprend plusieurs aspects :

- un mode d'usinage,
- une trajectoire d'outil,
- une gestion de l'orientation de l'axe outil,
- une gestion des entrées et sorties d'outil.

Lasemi et al. (Lasemi et al., 2010) dans leur travail de synthèse de 131 articles (période de 1997 à 2008), constatent que la génération du programme de réalisation de surface complexe passe par deux étapes très souvent distinctes de la génération de trajectoire, puis du choix de l'orientation de l'axe de l'outil. Le choix de la trajectoire conduit à un problème couplé entre le temps d'usinage et la qualité de la surface produite. Le seul critère de l'augmentation de la qualité de la surface conduit à l'accroissement du temps de réalisation. Il faut donc trouver un compromis sur les deux aspects. Le choix de l'orientation d'outil se base sur les mêmes objectifs de temps et de qualité avec en plus la contrainte d'éviter les collisions et interférences.

Le travail sur une machine 5 axes permet une réflexion spécifique sur la position et l'orientation de la pièce à produire. La position de la pièce sur le plateau de la machine n'est pas sans conséquences cinématiques sur les axes machine en usinage 5 axes. Pessoles et al. (Pessoles et al., 2013) proposent alors de choisir l'orientation de la pièce à usiner dans l'espace de travail de la machine de manière à minimiser la distance totale parcourue par les axes de rotation. La position de la pièce est déterminée pour ne pas dépasser les courses de la machine d'une part et de minimiser la distance parcourue sur les axes de translation. Ces choix conduisent à un temps de réalisation de la pièce plus faible et à un meilleur respect de la vitesse d'avance programmée.

1.1.3. Problématiques autour des techniques de fraisage

Il existe deux grandes familles de technique de coupe en usinage en fonction du type de travail de l'outil : le travail de forme et le travail d'enveloppe.

Dans le cas du travail de forme, la surface finie est générée par le mouvement d'avance (en translation et rotation éventuel) de l'outil dans une direction et par le profil de l'enveloppe de l'outil dans la direction perpendiculaire à l'avance. Ce type de travail est obtenu par les arêtes latérales de la fraise. Si le profil de l'enveloppe de l'outil ne comporte pas de discontinuité de tangence majeure (comme dans le cas de la génération de queue d'aronde ou de logement en T…), alors cette technique se caractérise par une vitesse de coupe constante ou quasi constante le long de l'arête de coupe. En usinage 5 axes, le travail de forme se réduit à la technique de travail en roulant avec des fraises cylindrique, conique ou tonneau.

Dans le cas du travail d'enveloppe, c'est l'emploi simultané des mouvements de coupe et d'avance qui définit la forme de la surface générée. Dans une telle technique la géométrie de l'enveloppe de l'outil n'a pas d'influence sur la forme par contre elle pourra influencer d'autres aspects comme l'état de surface. Ce type de travail est obtenu par l'arête en bout d'outil. Tous les points de l'arête de coupe considérée sont situés sur des rayons différents vis-à-vis du mouvement de coupe. La vitesse de coupe n'est donc jamais constante le long de l'arête de coupe. En usinage 5 axes, les outils les plus fréquents sont les fraises cylindrique, torique, hémisphérique ou boule.

1.1.3.1. Fraisage en roulant

Harik et al (Harik et al., 2012) ont réalisé une synthèse des travaux de recherche sur le travail en roulant de 1979 à 2011. Ils montrent que ces recherches (110 articles) se décomposent en trois thèmes.

La réduction des erreurs géométriques entre la surface générée et la surface théorique attendue par différents choix de posage de fraise par rapport à la surface théorique (56 articles). Ces erreurs peuvent être dues à des problèmes d'interférences (trop ou pas assez de matière enlevée) et d'état de surface.

L'adaptation des conditions opératoires (21 articles). Il s'agit là de remettre en cause le choix de l'unicité du posage au cours de l'usinage, des conditions de coupe, la géométrie de l'outil… en vue de maitriser les efforts de coupe, la flexion de fraise, la cinématique de la machine et l'absence de collision.

Les travaux restants (28 articles) considèrent les aspects liés à l'usure des outils, la température des outils pendant l'usinage et la nature de la trajectoire de l'outil avec en particulier le type d'interpolation.

1.1.3.2. Usinage en bout avec les fraises toriques ou deux tailles

Les travaux de recherche liés aux techniques d'usinage en bout avec les fraises toriques ou deux tailles dans le domaine de l'usinage 5 axes peuvent se résumer autour de la maîtrise des interférences, de la hauteur de crête, des efforts.

Maîtrise des interférences

Dans le cas d'usinage de surface complexe avec des fraises toriques ou deux tailles et selon la façon de positionner et d'orienter l'outil sur la surface, des interférences peuvent avoir lieu. Plusieurs auteurs (Jun et al., 2003), (Du et al., 2012), distinguent trois sortes d'interférences. Elles peuvent être définies par :

- l'interférence locale lorsque le rayon de courbure de la surface finie dans le sens orthogonal à l'avance est plus petit que le diamètre effectif de la fraise qui est sensée le réaliser,
- l'interférence de talonnage lorsque l'enveloppe de la fraise touche la surface finie en deux zones dont l'une qui ne comprend pas le point générateur,
- l'interférence de type collision lorsque la fraise enlève de la matière sur la partie latérale de l'outil.

L'enjeu est donc de bien déterminer la position et l'orientation de l'outil le long de la trajectoire d'usinage pour maitriser les interférences et éviter les collisions.

Maîtrise de la hauteur de crête

L'usinage en 5 axes à la fraise torique est particulièrement sensible à la génération de hauteur de crête variable sur des surfaces complexes. Une des raisons vient du fait que le profil générateur de la fraise (projection de l'enveloppe de la fraise torique sur un plan orthogonal au vecteur vitesse d'avance) évolue en fonction de l'orientation de la fraise comme illustré à la Figure 1-2.

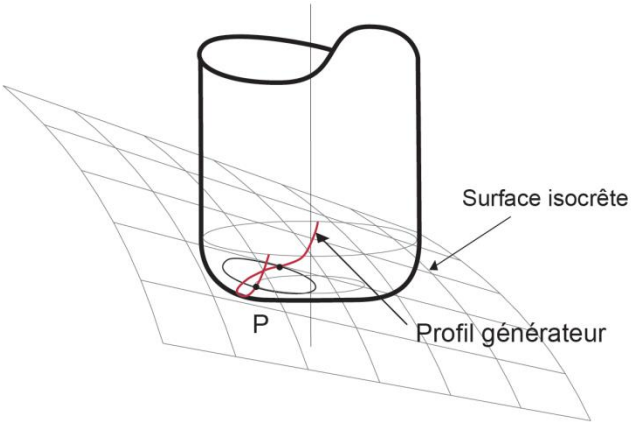


Figure 1-2. Profil générateur sur une fraise torique (Tournier, 2001)

De nombreux auteurs travaillent à proposer des trajectoires de fraise torique isocrête, le travail de thèse de Tournier (Tournier, 2001) le montre bien. Tournier et Lartigue (Tournier and Lartigue, 2008) montrent qu'une stratégie isocrête peut engendrer une trajectoire en boucles lorsque le rayon de courbure de la trajectoire est plus petit que le rayon de la fraise. Tournier et Lartigue proposent alors une stratégie d'usinage isocrête basée sur des plans parallèles. C'est l'orientation de l'axe outil qui permet de maitriser la hauteur de crête constante le long de la trajectoire.

Senatore et al. (Senatore et al., 2013) constatant également des problèmes de trajectoire bouclée, proposent (en fraisage 3 axes) de partitionner la surface en plusieurs régions qui feront l'objet de trajectoires différentes mais toujours isocrêtes.

Maîtrise des efforts de coupe

La fraise torique par sa relative grande dimension au regard des fraises boule ou hémisphérique génère des débits de copeau plus important. Les efforts de coupe sont également supérieurs ce qui peut provoquer une flexion d'outil importante et des vibrations néfastes pour la qualité de surface. Agson Gani et al. (Agson Gani et al., 1997) montrent l'influence de l'orientation de l'axe outil sur la morphologie des copeaux et le niveau d'effort de coupe. Gilles et al. (Gilles et al., 2013) proposent de construire une stratégie de finition où l'axe de la fraise est orienté pour faire talonner le devant de l'outil de manière a équilibrer l'effort de coupe transversal à l'avance. Cette technique stabilise fortement les vibrations d'usinage tout en garantissant un bon état de surface.

1.2. Cas particulier du fraisage avec les fraises à enveloppe sphérique

Dans cette section est abordée une analyse bibliographique autour de l'utilisation des fraises à enveloppe sphérique dans la génération de surfaces complexes. Cette famille de fraise est composée des fraises hémisphériques et des fraises boules. Les thèmes abordés touchent aux problèmes géométriques de la coupe de cet outil, la mesure et la modélisation des efforts de coupe et leur exploitation, et en fin, l'analyse et la modélisation de la topologie de surface.

1.2.1. Problèmes géométriques relatif à la coupe

Parmi les problématiques géométriques de la coupe en fraise à enveloppe sphérique il y a l'orientation de l'outil, l'estimation des diamètres effectifs et le calcul de l'épaisseur coupée.

1.2.1.1. Définition du dépinçage de l'axe de la fraise

Il y a plusieurs façons de définir l'orientation de l'axe de la fraise par rapport à la surface de la pièce à produire. La problématique est de pouvoir placer le repère de la broche par rapport à un repère local associé à la surface finie de la pièce. Un premier paramétrage consiste à utiliser les angles d'Euler pour effectuer cette transformation à la manière de Prat et al. (Prat et al., 2008). Cette définition théorique n'est pas implémentée dans les logiciels de FAO. De manière plus courante, il faut définir deux angles de rotation pour passer d'un repère à l'autre. La première méthode est de prendre les angles de dépinçage par l'angle de pivotement (yaw) et d'inclinaison (tilt) comme illustré par la Figure 1-3. Cette définition est très proche du paramétrage des angles d'Euler dans la mesure où l'angle d'inclinaison correspond à l'angle de nutation d'Euler. Par ailleurs, c'est un paramétrage très employé par les chercheurs travaillant avec des fraises toriques.

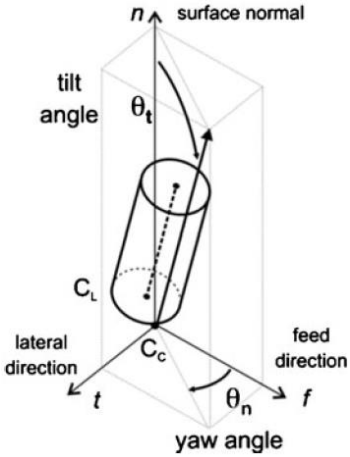


Figure 1-3. Angle de dépinçage : pivotement et inclinaison (Lavernhe et al., 2010)

La deuxième méthode, consiste à projeter l'axe de l'outil sur deux plans particuliers : le plan d'avance et le plan normal. Le plan d'avance est défini par le vecteur vitesse d'avance et le vecteur de la normale sortante de la surface finie. Le plan normal a pour vecteur normal le vecteur vitesse d'avance. Les angles de dépinçage sont alors définis entre la normale de la surface finie et la projection de l'axe de la fraise dans chacun des plans : dépinçage dans le plan d'avance (lead) et dépinçage dans le plan normal (tilt). Ce paramétrage est souvent employé (Rauch and Xu, 2010) par les utilisateurs de fraise à enveloppe sphérique.

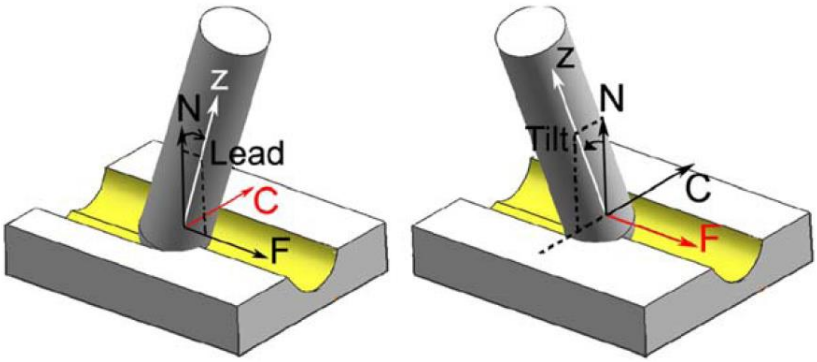


Figure 1-4. Angles de dépinçage : dans le plan d'avance et dans le plan normal (Ozturk et al., 2009)

Il y a équivalence entre ces deux définitions. La relation de passage entre ces deux paramétrages est donnée au début du chapitre trois. Chaque définition a ses limites. Lorsque l'axe de l'outil est confondu avec la normale de la surface finie, il y a une infinité de valeur pour l'angle de pivotement avec la première méthode. Dans le cas ou l'axe de fraise est compris dans le plan ayant pour vecteur normal la normale à la surface finie alors il est difficile de définir les angles avec les projections de l'axe de la fraise sur les plans de la deuxième méthode.

1.2.1.2. Estimation des diamètres effectifs

Peu d'auteurs précisent comment évaluer la vitesse de rotation de la broche en connaissant la vitesse de coupe souhaitée. Le calcul suppose de connaitre le diamètre effectif du point de l'arête qui est analysé. La difficulté est de connaitre les frontières de l'intersection entre la matière de la pièce et l'enveloppe sphérique de la fraise. C'est ce que propose Ozturk et Lazoglu (Ozturk and Lazoglu, 2006) dans le cas de l'usinage d'une surface complexe mais avec une fraiseuse 4 axes. Il existe

plusieurs approches différentes pour évaluer les diamètres effectifs : l'approche numérique et les approches analytiques.

Approche numérique

Kim et al. (Kim et al., 2002) calculent les diamètres effectifs minimaux, maximaux et moyens par une approche numérique en recherchant l'ensemble des points de la matière de la pièce en intersection avec l'enveloppe de la fraise. La méthode est illustrée à la Figure 1-5. Si un point de la pièce est en intersection avec l'enveloppe de l'outil, alors il calcule la distance du point au centre de l'outil puis il recherche les diamètres maximal et minimal et calcule le diamètre moyen sur l'ensemble des points.

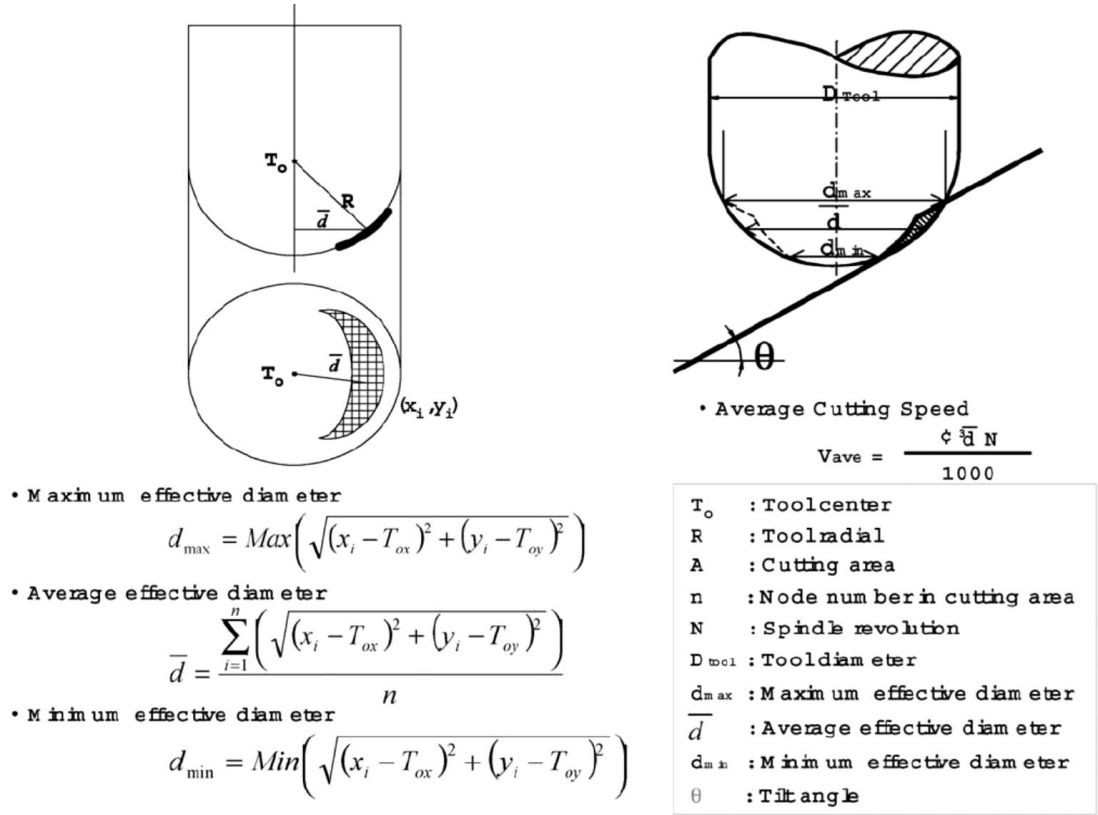


Figure 1-5. Calcul des diamètres effectifs (Kim et al., 2002)

Approches analytiques

Il existe des formules analytiques donnant un diamètre effectif en fonction de l'un ou l'autre des angles de dépinçage. Ces formules supposent que le diamètre minimum ou maximum recherché se trouve dans le plan d'observation comprenant l'axe de la fraise et la normale de la surface finie. C'est avec cette approche que Boujelbene et al. (Boujelbene et al., 2007) calculent les vitesses de coupe minimale et maximale de différentes configurations d'usinage et en regardent l'influence sur l'état de surface. Cao et al. (Cao et al., 2011) proposent un calcul analytique de rayon effectif fonction du rayon de courbure (Figure 1-6) de la surface au voisinage du point générateur dans le même plan d'observation que Boujelbene. Cao fait beaucoup de simplifications. Il ne tient pas compte de la profondeur de passe radiale et surtout, le rayon effectif calculé R' est pris perpendiculairement à la normale de la surface finie au lieu de l'axe de rotation de la fraise. Ces formules analytiques ont l'avantage d'avoir une expression relativement simple, par contre elles ne peuvent pas s'appliquer dans tous les cas. En effet, pour le cas général, les diamètres effectifs sont issus d'un problème géométrique à trois dimensions (Prat et al., 2012) qui tient compte de la géométrie de la surface (finie

et brute), l'ensemble des conditions de coupe avec les angles de dépinçage et la géométrie de la fraise. C'est un des éléments qui sera développé au troisième chapitre de ce mémoire.

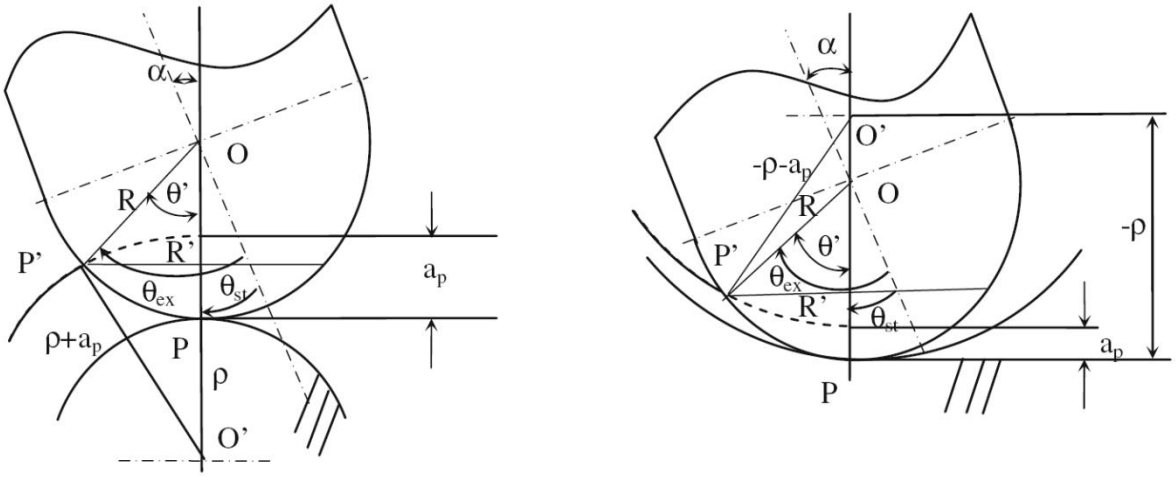


Figure 1-6. Rayon effectif R' en fonction du rayon de courbure ρ de la surface (Cao et al., 2011)

1.2.1.3. Calcul de l'épaisseur coupée

L'épaisseur coupée est l'épaisseur de matière qui est perçue par le point considéré d'une dent au cours de l'usinage avant d'être coupée par le procédé. Pour la calculer, il faut donc connaitre les trajectoires successives des arêtes de l'outil. D'autre part la direction de mesure de cette épaisseur doit être précisée. Il y a donc plusieurs hypothèses géométriques à formuler pour déterminer l'épaisseur coupée :

1. la modélisation de l'arête de coupe,
2. la trajectoire de l'arête de coupe,
3. la direction de mesure de l'épaisseur,
4. la prise en compte du faux rond,
5. la limitation aux zones où les arêtes sont engagées dans la matière.

Première hypothèse : la modélisation de l'arête de coupe

Pour simplifier la modélisation de l'arête de coupe, certain auteurs comme Diciuc et al. (Diciuc et al., 2010) modélisent l'arête de coupe par un arc de cercle compris dans un plan passant par l'axe de la fraise. Pour être plus fidèle à l'affutage des fraises industrielles, il faut introduire l'hélice de l'arête de coupe qui permet de définir un angle d'inclinaison ou d'obliquité d'arête. Peu d'auteurs confrontent leur modélisation à des mesures faites sur outil.

Deuxième hypothèse : la modélisation de la surface générée par l'arête de coupe

Dans le cas de l'usinage avec une fraise à enveloppe sphérique, il y a deux modélisations possibles de la surface générée par l'arête de coupe. Si la vitesse d'avance est considérée comme faible devant la vitesse de coupe alors la modélisation courante consiste à prendre une sphère. C'est une modélisation très utilisée par beaucoup d'auteurs comme Diciuc et al. (Diciuc et al., 2010), Klocke et al. (Klocke et al., 2011), Ozturk et Budak (Ozturk and Budak, 2007), Lee et Altintas (Lee and Altintas, 1996) ou encore Lamikiz et al. (Lamikiz et al., 2004).

La seconde modélisation de la surface générée par l'arête de coupe (modèle SGAC : Surface Générée par l'Arête de Coupe) est de revenir à sa définition. Il s'agit de tracer l'évolution de l'arête de coupe en fonction des deux mouvements fondamentaux : de coupe et d'avance. C'est ce que proposent Prat

et al. (Prat et al., 2008) ou Liang et Yao (Liang and Yao, 2011) pour calculer l'épaisseur coupée avec un mouvement d'avance linéaire. En effet ce type de modélisation suppose de connaitre la nature du mouvement d'avance réalisé. Dans le cadre du calcul de l'épaisseur coupée des fraises à enveloppe sphérique, les modélisations analytiques existantes sont exclusivement faites dans le cas du mouvement d'avance linéaire. Le travail présenté dans ce mémoire prendra en compte deux types de mouvement d'avance : linéaire et circulaire.

Troisième hypothèse : la direction de mesure de l'épaisseur

La troisième hypothèse concerne le choix de la direction de calcul de l'épaisseur. Selon la norme (ISO 3002-3, 1984) cette épaisseur doit être prise normale à la surface générée par l'arête de coupe comme le proposent également Liang et Yao (Liang and Yao, 2011) sur fraise hémisphérique ou Banerjee et al. (Banerjee et al., 2012) et Song et al. (Song et al., 2013) pour le cas des fraises deux tailles.

Pour limiter les calculs certains auteurs proposent de simplifier l'approche en ne retenant que le produit scalaire d'un vecteur avance (colinéaire avec la vitesse d'avance mais de norme f_z) avec le vecteur normal au point de l'arête de coupe considérée. Cette modélisation revient à simplifier l'expression de l'épaisseur coupée par une fonction sinusoïdale de la position angulaire du point considéré de l'arête. C'est le choix par exemple de Kloke et al. (Klocke et al., 2011). Cette simplification permet d'estimer l'épaisseur coupée avec moins de ressources en calcul. Une autre approche simplificatrice proposée par Huang et al. (Huang et al., 2013) consiste à estimer une épaisseur coupée en décomposant son calcul en fonction de l'influence des deux angles de dépinçage. Cette approche semble donner, d'après l'auteur, une précision de calcul meilleure que celle du produit scalaire tout en consommant peu de temps de calcul.

Quatrième hypothèse : la prise en compte du faux rond

Selon la qualité de la broche ainsi que de l'attachement de l'outil et de la fraise, un faux rond peut être mesuré. Ce faux rond peut être caractérisé par des composantes radiale et axiale. Dans le cas du fraisage en fraise à enveloppe sphérique, il n'existerait pas d'auteur ayant proposé une modélisation tenant compte de ces deux composantes. Fontaine et al. (Fontaine et al., 2006) justifient de négliger la composante axiale à cause du faible diamètre de ce type d'outil en comparaison aux fraises à surfacer par exemple.

Certains auteurs intègrent alors uniquement une composante de faux rond radial généralement modélisé par un rayon et un angle positionnant le centre géométrique de la fraise par rapport au centre de rotation de la broche. Ce faux rond radial est souvent d'un ordre de grandeur non négligeable devant l'épaisseur coupée elle-même en conditions de finition. Le faux rond est donc pris en compte dans les différentes approches géométriques comme Ko et Cho (Ko and Cho, 2005) avec l'hypothèse 1 basée sur une modélisation sphérique ou Liang et Yao (Liang and Yao, 2011) avec une modélisation plus élaborée.

Cinquième hypothèse : la limitation aux zones où les arêtes sont engagées dans la matière

La première manière de gérer les frontières du copeau non déformé est de calculer le domaine de validité du calcul de l'épaisseur coupée. Le calcul de l'épaisseur coupée ne peut avoir de sens que s'il est réalisé pour un point de l'arête de coupe se trouvant dans la zone où la fraise coupe de la matière. Il existe deux approches (analytique et numérique) pour déterminer ce domaine de validité. L'approche numérique consiste à déterminer par opération booléenne pour chaque point d'un outil discrétisé si il est en contact avec la pièce. Erdim et Sullivan (Erdim and Sullivan, 2013) ont développé un outil informatique sur cette méthode s'appliquant à différents types d'outil.

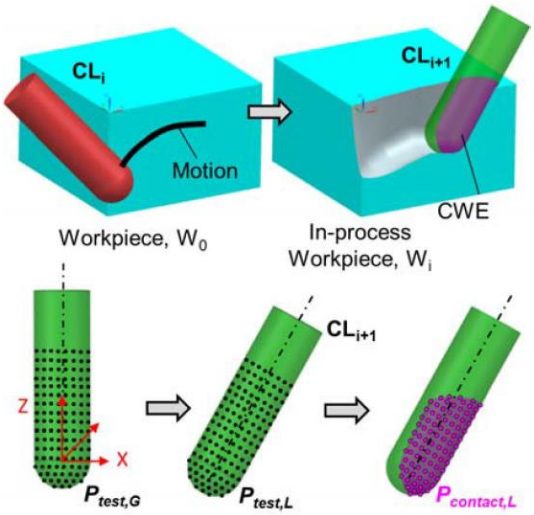


Figure 1-7. Zone de l'outil en contact avec la pièce (Erdim and Sullivan, 2013)

L'approche analytique consiste à modéliser chaque frontière de l'intersection entre l'outil et la pièce coupée par une courbe de l'espace. C'est ce que proposent Ozturk et Lazoglu (Ozturk and Lazoglu, 2006) dans le cas d'un dépinçage uniquement dans le plan d'avance. Klocke et al. (Klocke et al., 2011) donnent les équations des frontières en tenant compte des deux situations différentes lorsque la passe actuelle est à gauche de la précédente (cas *C*+) ou non (cas *C*-). Comme mentionné plus haut, les modélisations analytiques n'existent que pour un mouvement d'avance linéaire ce qui se traduit par une modélisation de la passe précédente par un cylindre. Tous les auteurs considèrent la passe précédente comme une surface parfaite, sans être altérée par la hauteur de crête entre les passages de dent consécutifs.

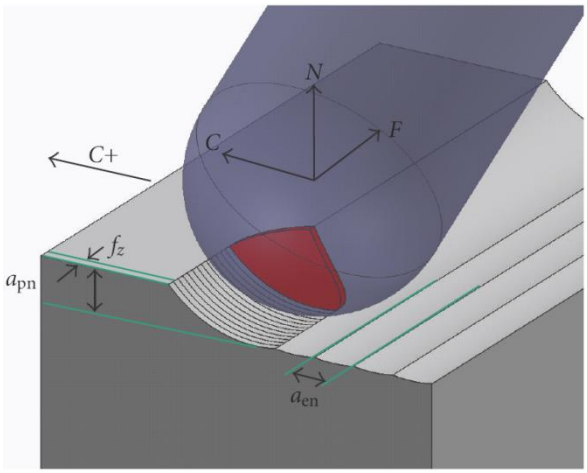


Figure 1-8. Frontières du contact entre la sphère outil et la pièce dans le cas *C*+ (Klocke et al., 2011)

La deuxième manière de gérer les frontières du copeau non déformé est de calculer, au voisinage du domaine de validité, l'épaisseur coupée entre la surface générée par l'arête de coupe et l'une des surfaces frontières. Liang et Yao (Liang and Yao, 2011) livrent une modélisation de l'épaisseur coupée basée sur :

- hypothèse 1 : géométrie de l'arête de coupe avec un angle d'hélice,
- hypothèse 2 : modélisation basée sur la surface générée par l'arête de coupe avec un mouvement d'avance linéaire,
- hypothèse 3 : calcul selon la normale,
- hypothèse 4 : prise en compte d'un faux rond radial.

De plus leur modèle corrige deux erreurs couramment commises (Figure 1-9). Ces erreurs consistent à calculer l'épaisseur coupée jusqu'aux frontières déterminées précédemment sans se préoccuper de savoir si la surface générée par l'arête de coupe de la dent précédente est également à l'intérieur du domaine de validité. Liang et Yao mettent alors en place un calcul d'épaisseur coupée spécifique au voisinage de chacune des frontières.

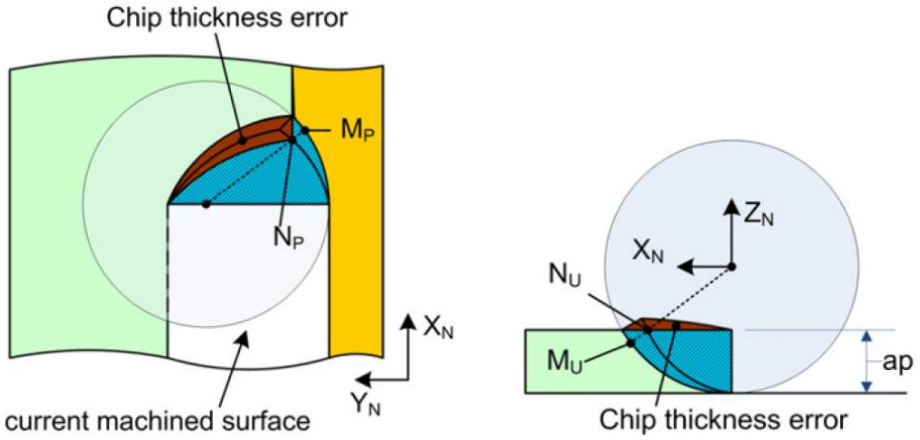
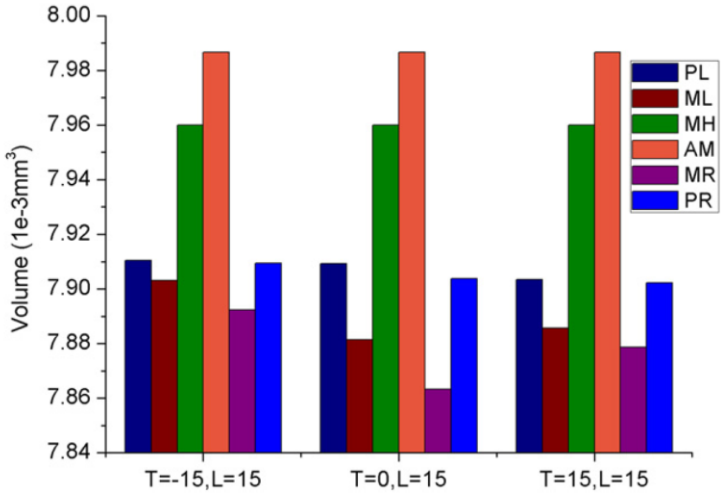


Figure 1-9. Erreurs de calcul avec les frontières de la passe précédente et de la surface brute (Liang and Yao, 2011)

Comparaison des méthodes

Liang et Yao (Liang and Yao, 2011) comparent le volume de copeau non déformé calculé a partir de leur modélisation élaborée, d'un modèle sphérique de la surface générée par l'arête de coupe et des mesures faites sur un logiciel de CAO (Figure 1-10). Les auteurs ne précisent pas le diamètre de l'outil ni le nombre de dents de la fraise utilisé pour cette comparaison. Le constat de ce graphique est que l'écart de volume est de l'ordre de 1% entre les modèles pour les conditions de calcul envisagées par les auteurs.



Nom	Résultat	Modèle	a_e
PL	Calcul	SGAC	gauche
ML	Mesure	SGAC	gauche
MH	Mesure	Sphère	
AM	Calcul	Sphère	
MR	Mesure	SGAC	droite
PR	Calcul	SGAC	droite

Sans faux rond

Conditions de coupe :

- f_z : 0,2 mm/dt/tr
- a_e : +/- 0,2 mm
- a_p : 0,2 mm

Figure 1-10. Influence de la modélisation (hypothèse 1) et des angles de dépinçage (T : Tilt et L : Lead) en degré sur le volume du copeau non déformé (Liang and Yao, 2011)

Une deuxième vague de comparaison est proposée par Liang et Yao. Leur souhait est de calculer les écarts de volume relatif du copeau non déformé en fonction des différentes modélisations jouant sur les hypothèses géométriques une, deux et quatre formulées plus haut. Les résultats proposés souffrent d'un manque de clarté sur les hypothèses géométriques de chacun des cas envisagés et des conditions de coupe envisagées. Les conclusions sont :

- très peu de différence entre les deux modélisations de l'hypothèse géométrique (sphérique et SGAC),

- le calcul de l'épaisseur coupée (hypothèse 2) basé sur la fonction sinusoïdale génère des erreurs entre 52 et 56% sur le volume du copeau non déformé,
- l'absence de gestion du calcul de l'épaisseur coupée au voisinage des frontières du copeau non déformé surestime le volume de copeau de 17 à 48%.

Ces résultats semblent quantitativement exagérés sauf si les modélisations utilisées cumulent plusieurs simplifications. L'étude de Song et al. (Song et al., 2013) dans le cas des fraises deux tailles montre également les écarts de calcul entre les modélisations. Song prend soin de calculer l'épaisseur coupée en fonction de chaque frontière et ses résultats montrent en effet un écart dû à la modélisation spécifique au voisinage de la frontière du copeau non déformé entre 1 et 2% de l'épaisseur coupée en finition.

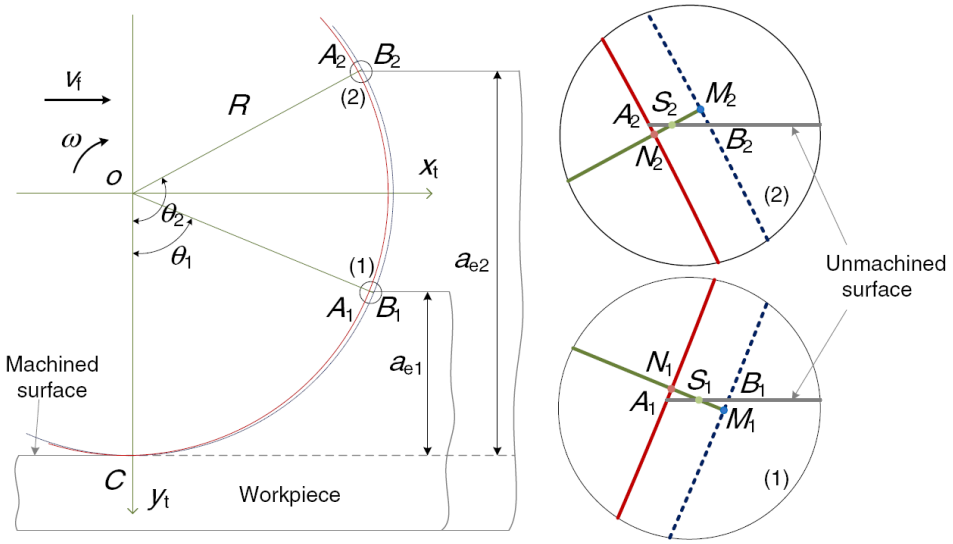


Figure 1-11. Calcul de l'épaisseur coupée pour une fraise deux tailles (Song et al., 2013)

Conclusion

Il y a donc plusieurs modélisations possibles pour calculer l'épaisseur coupée. Plusieurs auteurs s'autorisent à simplifier ce calcul en raison d'objectif particulier comme par exemple le calcul des efforts de coupe. Le contexte de travail de la fraise (ébauche, semi-finition ou finition) est également un élément justifiant le degré de raffinement du calcul ou non. Enfin la trajectoire du mouvement d'avance est exclusivement linéaire dans les études concernant la fraise à enveloppe sphérique.

1.2.2. Mesure et modélisation des efforts de coupe

Les efforts de coupe sont importants pour la compréhension de l'usinage à différentes échelles d'observation. Le Tableau 1-2 donne quelques pistes sur les utilisations possibles de l'exploitation des efforts de coupe. La résultante des efforts de coupe est toujours la même quel que soit le repère d'observation, par contre, la répartition des composantes est différente pour chaque repère. L'usinage 5 axes impose de distinguer l'ensemble des repères de ce tableau alors qu'en fraisage 3 axes la distinction devient parfois triviale.

Repère	Utilité
Machine	Sollicitation de la structure, les liaisons cinématiques
Pièce	Déformation pièce
Opératoire	En lien avec la surface, contraintes résiduelles
Broche	Adéquation avec le moteur de broche
Outil	Résistance de l'outil, couple de coupe
Arête	Caractériser la formation du copeau, l'usure, l'énergie spécifique

Tableau 1-2. Intérêt du repère pour la représentation des efforts de coupe

Deux approches complémentaires existent pour caractériser les efforts : la mesure et la simulation. Ces deux approches sont abordées ici à travers des travaux synthétisant les problématiques.

1.2.2.1. Mesure des efforts de coupe

Dans le cadre de l'usinage 5 axes avec une fraise à enveloppe sphérique, de nombreux auteurs ont travaillé à estimer les efforts, par contre ils sont peu à avoir expliqué leur méthodologie de mesure. La fraise à enveloppe sphérique est un outil orienté plutôt pour la finition de surface. Les utilisateurs recherchent alors à réduire le temps de réalisation de la surface en augmentant la qualité de celle-ci. Les diamètres effectifs sont souvent plus faibles que le diamètre de fraise (à défaut d'être égaux) et nécessitent une adaptation de la vitesse de broche. En conséquence, la vitesse de rotation tend à augmenter tout en maitrisant le niveau d'effort. En terme de mesure, cela se traduit par une fréquence de passage des dents élevée et un niveau d'effort relativement faible (comparativement à l'ébauche).

Bande passante du capteur d'effort

La fréquence de passage des dents F_{dent} est fonction de la vitesse de rotation de la broche N et du nombre de dents Z de la fraise.

$$F_{dent} = \frac{N \times Z}{60} \qquad \text{(Equ.1-1)}$$

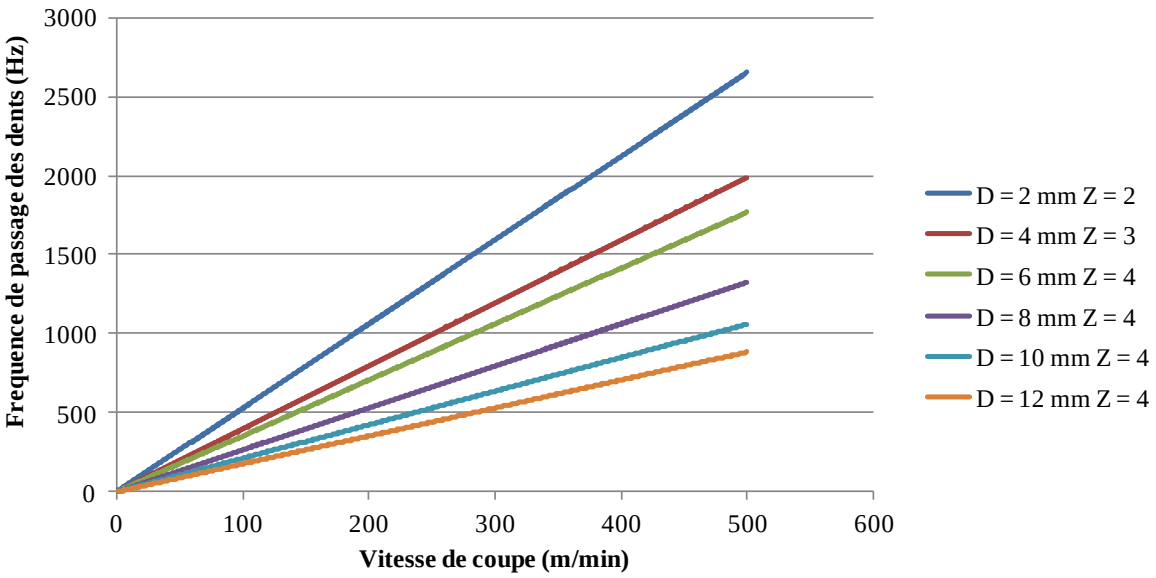


Figure 1-12. Evolution de la fréquence de passage des dents pour différents diamètres de fraise *D* et nombre de dents *Z*

La Figure 1-12 montre les niveaux de fréquence de passage des dents en fonction du diamètre de fraise, du nombre de dents et de la vitesse de coupe. La fréquence de passage des dents est la fréquence fondamentale du signal d'effort qui pourra être enregistrée. Le contenu fréquentiel de la mesure d'effort est très vaste et comprend généralement plusieurs harmoniques de la fréquence de passage des dents. Or les capteurs d'effort sont caractérisés par une bande passante dont la fréquence haute est limitée par une fraction de la fréquence de résonance (Kistler recommande 1/3) du capteur dans sa configuration d'utilisation. Pour assurer un contenu fréquentiel d'une mesure d'effort, il faut donc que la fréquence de résonnance soit le plus haut possible.

Le dynamomètre le plus rependu dans la communauté des usineurs est sans doute la platine Kistler 9257. Sans pièce montée dessus et bridé sur une table de machine-outil, sa fréquence de résonance est voisine de 2,3 kHz sur les axes *X* et *Y* et 3,5 kHz sur l'axe *Z*. La fréquence maximale de mesure de cette platine est alors de 766 Hz avec la recommandation Kistler. La Figure 1-12 indique alors pour cette fréquence une vitesse de coupe de 144 m/min pour un diamètre effectif de 2 mm ou 290 m/min pour un diamètre de 4 mm. Ces vitesses sont à diviser par deux si la fraise a 4 dents. Ces valeurs de vitesse de coupe sont courantes en fonction de la nature du matériau métallique usiné. L'ajout d'une pièce sur la platine tend encore à diminuer ces fréquences comme indiqué par la Figure 1-13.

Paramètres de la modélisation :

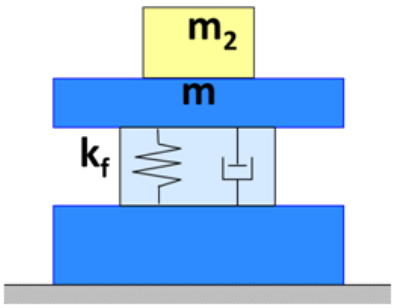
m : masse de la plaque supérieure

m_2 : masse de la pièce d'essai

k_f : raideur du ressort

f_r : fréquence de résonance

$f_{r,red}$: fréquence de résonance réduite avec la pièce d'essai



$$f_r = \frac{1}{2\pi}\sqrt{\frac{k_f}{m}} \qquad f_{r,red} = \frac{1}{2\pi}\sqrt{\frac{k_f}{m+m_2}}$$

Figure 1-13. Influence de la masse ajoutée sur la fréquence de résonance (source : Kistler)

Lopez De Lacalle et al (Lopez De Lacalle et al., 2006) montrent les difficultés d'utiliser la platine Kistler 9255B qui serait adaptée à son utilisation au niveau de l'effort à mesurer et la taille de la pièce à usiner, mais dont la fréquence de résonnance avec la pièce montée dessus avoisine les 1000 Hz. Or Lopez De Lacalle souhaiterait travailler avec une fraise hémisphérique de 4 dents jusqu'à 25 000 tr/min à cause des faibles diamètres effectifs soit une fréquence de passage des dents voisine de 1600 Hz. Cette contrainte fréquentielle impose à l'auteur de réduire la vitesse de rotation de la fraise pour pouvoir exploiter les mesures d'efforts. La deuxième piste évoquée par l'auteur est de changer de dynamomètre (Kistler 9256C1 avec une fréquence de résonance autour de 5 kHz) pour avoir une bande passante plus grande mais avec des efforts limités à 250 N et une pièce de petite dimension.

Mesure de l'effort de coupe

L'effort de coupe est la composante d'effort colinéaire à la vitesse de coupe. Elle est accessible directement dans un repère lié à l'arête (Tableau 1-2). Or les dynamomètres existant ne permettent pas une mesure directe de cette composante d'effort. Une transformation est donc nécessaire pour passer du repère de mesure au repère de l'arête. Il y a deux types de dynamomètre : fixe, placé entre la pièce et la machine, ou rotatif, placé entre la fraise et l'attachement.

Azeem et Feng (Azeem and Feng, 2013) utilisent un dynamomètre rotatif (Kistler 9124A) pour mesurer les efforts de coupe. Ce capteur est caractérisé par une vitesse de rotation maximale de 5 000 tr/min, une fréquence de résonnance voisine de 1 kHz et une capacité à délivrer les trois composantes d'efforts dans le repère outil et le couple de coupe. Azeem et Feng effectuent des mesures d'effort de fraise hémisphérique avec une vitesse de rotation de broche de 948 tr/min, une profondeur de passe axiale égale au rayon de fraise et radiale du tiers du rayon. Il en résulte un niveau

d'effort important, adapté avec la capacité du dynamomètre, et directement exploitable notamment pour le couple de coupe.

Une autre technique pour remonter à l'effort de coupe ou au moins au repère outil, est de mesurer les efforts via un dynamomètre fixe placé entre la pièce et la machine et en associant une mesure de position angulaire entre l'outil et la broche. L'utilisation d'un dynamomètre fixe est la méthode de mesure qui est la plus courante dans la communauté des usineurs. Par exemple, Ozturk et Budak (Ozturk and Budak, 2007) effectuent une comparaison des efforts simulés et mesurés dans le repère outil. Les mesures sont réalisées avec un dynamomètre fixe Kistler 9257. Or pour tracer les efforts dans le repère outil, il est indispensable d'associer une mesure de position angulaire entre l'outil et la broche. Sur ce sujet Ozturk et Budak ne précisent rien. Pour contourner cette difficulté, les auteurs de modèle d'effort préfèrent comparer les efforts simulés et mesurés dans un repère fixe lié à la pièce. C'est ce que décrivent Wei et al. (Wei et al., 2013), Matsumura et al. (Matsumura et al., 2013), Zeroudi et al. (Zeroudi et al., 2012), ou encore Cao et al. (Cao et al., 2012) pour les publications évoquant le sujet sur les années 2012 et 2013.

Sensibilité du capteur aux faibles efforts

Lopez De Lacalle et al. (Lopez De Lacalle et al., 2006) évoquent d'autres particularités liées à la finition de surface en fraise boule : le niveau élevé de bruits par rapport au faible niveau d'efforts de coupe. D'après ces auteurs, les bruits mesurés sont issus de vibration d'éléments de machine-outil ou de bruits électriques. Concernant le faible niveau d'effort, il convient d'être attentif à la sensibilité du capteur.

1.2.2.2. Modélisation des efforts par discrétisation des arêtes

Depuis 1990 (début supposé de la recherche en usinage 5 axes), près d'une centaine d'articles a été publié sur la modélisation des efforts de coupe avec une fraise hémisphérique. Ces modèles sont pratiquement tous basés sur une approche par discrétisation des arêtes. Cette modélisation n'est pas propre à ce type de fraise ni à cette technique de coupe (Campocasso, 2013). Le principe de cette modélisation (Figure 1-14) consiste à un instant donné, à partir d'un modèle géométrique d'un outil à décomposer chaque arête de coupe en segments élémentaires supposés indépendants les uns des autres. Sur chaque segment en prise avec la matière, un modèle de coupe est appliqué permettant d'obtenir des efforts locaux dans la base locale du segment d'arête. L'ensemble des efforts locaux de chaque arête de coupe est projeté dans un repère commun puis sommé.

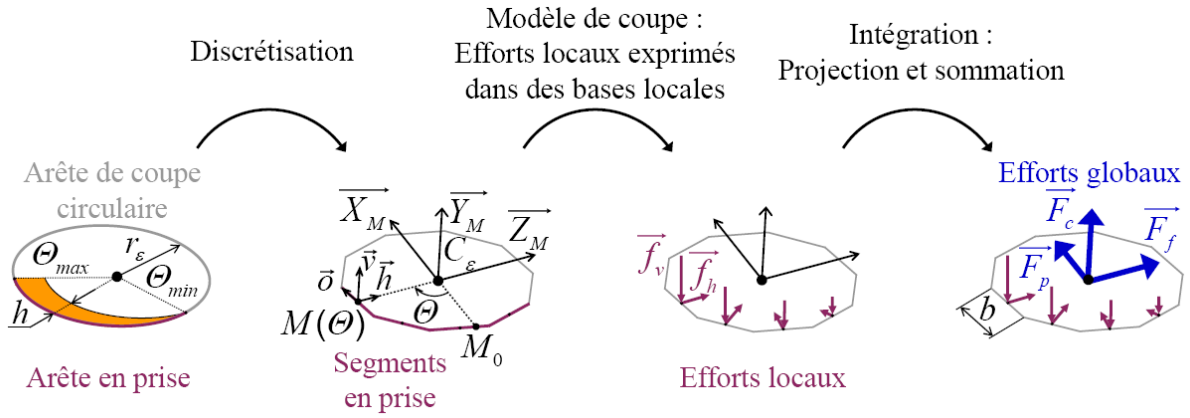


Figure 1-14. Etapes de la modélisation des efforts par discrétisation des arêtes (Campocasso, 2013)

Modèle	Choix de Lee et Altintas
Angle de dépinçage	Non pris en compte
Mouvement d'avance	Linéaire
Faux rond	Non pris en compte
Calcul de l'épaisseur coupée	Fonction sinusoïdale de la position angulaire du point considéré sur la sphère enveloppe de la fraise
Modèle de coupe	Il est exprimé dans un repère lié au point étudié : Composante $\underline{t}$: tangentielle au mouvement de coupe Composante $\underline{r}$: radiale à la sphère de l'enveloppe de l'outil Composante $\underline{a}$: « axiale » à la fraise pour que le repère ($\underline{t}$, $\underline{r}$, $\underline{a}$) soit orthonormé. Chaque composante d'effort est exprimée par : $dF_i = K_{ie} \times dS + K_{ic} \times t_n \times db$ avec $i = (t, r$ ou $a)$ avec : K_{ie} comme coefficient d'arête (en N/mm) pour l'indice i dS est la longueur du segment d'arête considérée K_{ic} sont les coefficients de cisaillement (en N/mm²) pour l'indice i t_n est l'épaisseur coupée db est la longueur de la projection du segment d'arête dans un plan perpendiculaire à la vitesse de coupe.
Identification du modèle de coupe	Essais de tournage en coupe orthogonale

Tableau 1-3. Choix de modélisation de Lee et Altintas (Lee and Altintas, 1996)

Les différences majeures entre les modélisations des efforts pour la fraise à enveloppe sphérique sont basées sur les approches géométriques de la fraise et du calcul de l'épaisseur coupée et sur un choix de modèle de coupe. L'étude de Lee et Altintas (Lee and Altintas, 1996) fait particulièrement référence dans l'ensemble des travaux sur ce thème et est citée plus de 160 fois. La modélisation de Lee et Altintas pourrait se résumer par le Tableau 1-3. Pas moins de 8 auteurs différents reprennent à leur compte cette proposition de modélisation : Engin (Engin and Altintas, 2001), Gradisek (Gradisek et al., 2004), Lamikiz (Lamikiz et al., 2004), Ozturk (Ozturk and Budak, 2007), Subrahmanyam (Subrahmanyam et al., 2010), Wei (Wei et al., 2011), Cao (Cao et al., 2013), Bolsunovsky (Bolsunovsky et al., 2013) et Tuysuz (Tuysuz et al., 2013) qui rajoute un effet d'indentation. Les différences portent souvent sur la manière d'identifier le modèle de coupe, de rajouter un faux rond à l'outil ou de changer le matériau d'application…

Différentes approches géométriques

Dans la modélisation des efforts par discrétisation des arêtes, il y a la nécessité de décrire la situation de chaque segment à travers différents aspects : sa position, son orientation, l'épaisseur coupée, l'angle de coupe, l'angle de dépouille… Cette description est également fonction du type de modèle de coupe qui sera appliqué.

L'introduction d'un faux rond dans la modélisation des efforts de coupe en fraise à enveloppe sphérique semble remonté à 1994 avec la modélisation de Tai et Fuh (Tai and Fuh, 1994). Ce faux rond radial est modélisé par un rayon et un angle qui positionnent le centre géométrique de la fraise par rapport au centre de rotation de la broche. Depuis, plusieurs auteurs ont repris cette modélisation comme Zhu (Zhu et al., 2001), Azeem (Azeem et al., 2004), Fontaine (Fontaine et al., 2006), Wan (Wan et al., 2007) et Zeroudi (Zeroudi et al., 2012). Dans la plupart des cas, ce faux rond est déterminé par calcul via les essais d'indentification de modèle de coupe. L'intérêt de procéder ainsi est de prendre en compte les effets d'inerties de masses non dynamiquement équilibrées. Par contre les paramètres de faux rond sont spécifiques à une configuration matériel (broche, attachement, fraise) et le moindre changement impose de reprendre le processus d'identification. Fontaine (Fontaine, 2004)

identifie le rayon du faux rond grâce à une mesure faite au comparateur et évoque la difficulté de mesurer l'angle d'orientation du centre géométrique de l'outil par rapport au centre de rotation de la broche.

L'épaisseur coupée est pratiquement toujours basée avec une modélisation de la surface générée par l'arête de coupe de type sphérique donnant lieu à une expression de l'épaisseur coupée, sur la base de fonction sinusoïdale. Outre la justification que la vitesse de coupe est souvent bien supérieure à la vitesse d'avance, c'est une modélisation qui est bien moins gourmande en ressource de calcul. Dongming et al. (Dongming et al., 2010) proposent une modélisation des efforts via un calcul de l'épaisseur coupée basée sur une SGAC discrétisée par des éléments triangulaires. L'épaisseur coupée est estimée par des tests successifs pour trouver la distance minimale entre le point considéré de la SGAC considérée avec celle de l'arête précédente.

Enfin quelques auteurs ont construit des modélisations d'effort de coupe plus large qui englobent la fraise hémisphérique et s'adaptent à d'autres géométries de fraises 2 tailles. Engin et Altintas (Engin and Altintas, 2001) puis Gradisek et al.(Gradisek et al., 2004) et enfin Wan et al. (Wan et al., 2007) proposent une modélisation couvrant la presque totalité des géométries de fraises à hélices. Ces trois approches sont basées sur la norme APT (ISO 4343, 1978) qui définit, entre autre, la géométrie des enveloppes de fraise. Fontaine (Fontaine, 2004) dans ses travaux de thèse propose un modèle géométrique adapté aux fraises cylindrique, rayonné ou hémisphérique.

Différentes approches mécaniques

Pour évaluer les efforts de coupe locaux, les modélisations ont besoin d'un modèle d'effort fonctionnant dans un contexte de calcul particulier. Deux familles de modèle existent : les modèles thermomécaniques et les modèles mécanistes.

Modèles thermomécaniques

Fontaine et al. (Fontaine et al., 2007b), (Fontaine et al., 2007a) sont les premiers à proposer un modèle thermomécanique appliqué à la fraise hémisphérique. Il s'appuis sur une modélisation analytique de la coupe oblique établie par Moufki et al. (Moufki et al., 2004). Les hypothèses de ce modèle reposent sur le fait que la déformation plastique se concentre principalement dans une bande localisée dans la zone de cisaillement primaire, les conditions de frottement sont précisées dans la zone de cisaillement secondaire. Le copeau est continu, l'écoulement de la matière est donc unidimensionnel et stationnaire. Le cisaillement est adiabatique et la loi de comportement du matériau est modélisée par une loi de Johnson-Cook. Fontaine a adapté ce modèle notamment en simplifiant les conditions de frottement à l'interface outil-copeau. Les différents essais instrumentés de coupe réalisés par les auteurs montrent une bonne prédiction de l'outil de simulation avec des temps de calcul très raisonnables (Fontaine et al., 2007b).

Une autre approche thermomécanique est construite par Soo et al. (Soo et al., 2010). Ils ont bâti une modélisation des efforts sur une approche de calcul lagrangienne par éléments finis. Le matériau de la pièce a été modélisé par un comportement thermo-élasto-plastique avec écrouissage isotrope. La loi de comportement du matériau de la pièce a été obtenue à partir d'essais de compression uniaxiale à différentes vitesses de déformation et de températures. Le temps de calcul de la simulation est de 167 heures pour un tour de fraise. L'intérêt de cette approche est de donner accès au champ de température de la pièce et du copeau ce que ne permettent pas les approches mécanistes.

Modèles mécanistes

Ce sont les modèles les plus employés. Ces modèles ont pour objectif de rendre compte du comportement mécanique de la coupe en fonction des conditions de coupe et de la géométrie du

segment étudié, sans nécessairement s'appuyer sur des lois physiques. Il s'agit le plus souvent d'expressions mathématiques donnant les composantes des efforts de coupe fonction de divers éléments comme : l'épaisseur coupée, la taille du segment étudié, l'obliquité d'arête, l'angle de coupe, la position du segment sur l'arête…

Les composantes des modèles d'effort vont s'exprimer différemment selon l'orientation de l'arête par rapport à la vitesse de coupe. Lorsque l'arête est perpendiculaire au vecteur vitesse, alors la coupe est dite orthogonale et les efforts sont modélisés par deux composantes (direction du vecteur vitesse et direction orthogonale au plan vecteur vitesse – arête), (Azeem et al., 2004), (Bolsunovsky et al., 2013), (Kim et al., 2000) et (Zhu et al., 2001). Lorsque l'arête n'est pas perpendiculaire au vecteur vitesse il existe alors un angle d'obliquité d'arête λ_s non nul, et la coupe est dite oblique. Dans ce dernier cas il y a alors trois composantes d'effort exprimées. La base locale de l'expression des composantes d'efforts est pratiquement toujours le repère ($\underline{t}$, $\underline{r}$, $\underline{a}$) utilisé par Lee et Altintas (Tableau 1-3).

Les modèles les plus simples ne tiennent compte que de l'épaisseur coupée *h* et de la longueur *b* de la projection du segment d'arête dans un plan perpendiculaire à la vitesse de coupe, (Lazoglu and Liang, 2000), (Bouzakis et al., 2003), (Wan et al., 2007), (Dongming et al., 2010) et (Zhang, 2011).

D'autres auteurs intègrent en plus une variable de position du segment le long de l'arête de coupe. Cette variable permet de rendre compte mathématiquement de variations d'efforts en fonction de la zone de l'arête en prise avec la matière, (Kim et al., 2000), (Lamikiz et al., 2004) et (Azeem and Feng, 2013).

Enfin des modèles plus raffinés ajoutent l'angle de coupe normal en main ou en travail (Yang and Park, 1991), (Yucesan and Altintas, 1996), (Sadeghi et al., 2003) et (Liu et al., 2005).

1.2.3. Exploitation des efforts de coupe simulés

Les efforts de coupe simulés en fraise à enveloppe sphérique peuvent servir à plusieurs niveaux comme indiqué au Tableau 1-2. Parmi ces différents points de vue, trois ressortent particulièrement : l'estimation de la flexion de fraise, la stabilité de la coupe et le calcul des contraintes résiduelles.

1.2.3.1. Flexion de fraise

Les efforts de coupe entre la fraise et la pièce provoquent une flexion de fraise si le comportement élastique du matériau de cette dernière est considéré. Plusieurs auteurs proposent de modéliser le comportement en flexion de la fraise par une poutre cylindrique encastrée dans l'attachement. Sim et Yang (Sim and Yang, 1993) se sont basés sur la modélisation des efforts de coupe (Yang and Park, 1991) avec une modélisation de la flexion de fraise simple issue de la Résistance Des Matériaux (RDM). Ils constatent que la flexion de fraise modifie la position de l'arête de coupe par rapport à la surface de la pièce et donc l'épaisseur coupée instantanée. Or le changement d'épaisseur coupée modifie les efforts de coupe et donc la flexion de fraise… Un algorithme de résolution en condition statique est proposé en linéarisant le comportement autour de la position du tour précédent pour trouver la nouvelle valeur de l'épaisseur coupée tenant compte de la flexion d'outil.

Lopez De Lacalle et al. (Lopez De Lacalle et al., 2004) comparent les épaisseurs de matière laissées sur une pièce usinée du à la flexion de fraise et les résultats d'une modélisation de flexion de fraise (par approche de la RDM) alimentés par une modélisation des efforts de coupe établie par Lamikiz (Lamikiz et al., 2004). Pour simplifier les calculs, Lopez De Lacalle ne considère pas le couplage entre la flexion de fraise et l'épaisseur coupée. Il constate que sa modélisation souffre de beaucoup d'imprécisions (les coefficients du modèle de coupe, module d'Young…) mais que cela donne des résultats qualitatifs intéressants.

De manière semblable, Smaoui et al. (Smaoui et al., 2011) estiment la flexion d'outil via un modèle de flexion de fraise (approche RDM validée par un calcul éléments finis et essai sur fraise). Par une approche mécaniste, la modélisation des efforts de coupe est basée sur un modèle mathématique multiplicatif fonction de l'épaisseur coupée (fonction sinusoïdale) et de la largeur d'arête dans la direction de l'axe de fraise. Les auteurs prennent en compte la position d'équilibre statique entre la flexion de fraise et le calcul de l'épaisseur coupée. Ils constatent que la trajectoire simulée de la fraise est différente de celle initialement prévue. L'évolution future des travaux consistera à proposer une trajectoire d'usinage corrigée de l'estimation de la flexion de fraise pour minimiser les défauts géométriques sur la pièce.

1.2.3.2. Stabilité de la coupe

Lorsqu'il est constaté (comme au paragraphe précédent) un manque de rigidité dans l'un des éléments de la chaine entre la fraise, l'attachement, la machine, le montage d'usinage et la pièce, alors la position relative de l'arête de coupe par rapport à la surface à couper est soumise à deux phénomènes. Le mouvement de coupe engage l'arête de coupe dans la matière à couper. L'opération de coupe génère un effort qui du fait du manque de rigidité tend à éloigner l'arête de la surface. L'étude de la stabilité de la coupe consiste donc à connaitre les conditions de coupe pour lesquelles la formation du copeau est stable dans le temps ou non. Deux situations se retrouvent dans la littérature : le cas de l'outil flexible ou le cas de la pièce flexible.

Cas de l'outil flexible

Ci-dessus a été évoquée la flexion de fraise avec une coupe stable. La fraise étant considérée avec une certaine souplesse, la stabilité de la coupe n'est pas toujours acquise. L'étude de la stabilité de la coupe passe par la résolution de l'équation différentielle issue du principe fondamental de la dynamique appliqué à la fraise. Une des données d'entrée de cette équation est précisément l'effort de coupe de la pièce sur la fraise qui est dépendant du temps (ne serait-ce que par le mouvement de coupe de la fraise). L'ensemble des auteurs travaillant sur le sujet utilise une modélisation des efforts de coupe basée sur une approche mécaniste avec un modèle de coupe très simple. Tlusty et al. (Tlusty et al., 1991) proposent une formule, en fraisage 3 axes, donnant la profondeur de passe axiale limite $a_{p\ limite}$ à partir de laquelle l'instabilité de coupe peut apparaitre :

$$a_{p\ limite} = \frac{-1}{2 \times Z_c \times K_c \times Min\left[Re\left[G[i \times \omega]\right]\right]} \qquad \text{(Equ.1-2)}$$

La fonction $G[i \times \omega]$ est la fonction de transfert issue du rapport de l'accélération mesurée sur la fraise par la force exercée par un marteau en mm/N, Z_c est le nombre de dents en coupe de la fraise et K_c l'effort spécifique de coupe en N/mm². Au-delà de cette profondeur de passe axiale, il est nécessaire de résoudre l'équation différentielle issue du principe fondamental de la dynamique. Plusieurs méthodes existent pour la résoudre : la méthode analytique, la méthode de semi-discrétisation et la méthode temporelle.

Altintas et Budak (Altintas and Budak, 1995) en fraisage 3 axes ou Oztuk et Budak (Ozturk and Budak, 2010) en usinage 5 axes proposent de résoudre ce problème par une méthode analytique. Cette méthode est basée sur la décomposition en série de Fourier des efforts de coupe simulés (qui sont fonction du temps). Suivant le nombre de termes de la décomposition en série de Fourier pris en compte, la résolution informatique de l'équation différentielle est rapide et rend pertinents ses résultats.

Gradisek, après avoir construit une modélisation des efforts de coupe généralisée à l'ensemble des fraises monoblocs (Gradisek et al., 2004), s'est intéressé à la stabilité de la coupe des fraises par la méthode de semi-discrétisation (Gradisek et al., 2005). Cette méthode consiste à résoudre l'équation différentielle en discrétisant le temps sur la base d'un sous-multiple de la période de passage des dents et en approximant le coefficient de coupe (il devient constant sur un pas de temps). Cette méthode a permis de montrer les limites de la méthode analytique avec le seul premier terme de la décomposition de Fourier (mono-fréquence). En finition la méthode de semi-discrétisation permet de construire des lobes de stabilité beaucoup plus pertinents que la méthode analytique mono-fréquence.

La méthode temporelle a été utilisée très tôt pour résoudre l'équation différentielle du principe fondamental de la dynamique avec un inconvénient majeur : elle est consommatrice de temps de calcul. Altintas et Lee (Altintas and Lee, 1996) dans le cas d'un usinage 3 axes ou Oztuk et Budak (Ozturk and Budak, 2010) en usinage 5 axes dans une deuxième partie d'article estiment la stabilité de coupe par cette approche. Ces derniers précisent que la résolution de l'équation différentielle est assurée par une méthode de Runge–Kutta pour trouver à chaque pas de temps la position de la fraise vis-à-vis de la surface à couper.

Ozturk et Budak (Ozturk and Budak, 2010) semblent être les premiers à étudier la stabilité de la coupe en usinage 5 axes via leur outil de simulation avec la méthode analytique multifréquence ou temporelle. Leur étude s'appuie sur une fraise de diamètre 16 mm (sans plus de précision) et une distance entre passes de 2 mm. La deuxième passe est définie à droite de la première dans le sens de l'avance. La vitesse de rotation et l'avance par dent ne sont pas données. Les auteurs font varier les angles de dépinçage (tilt et lead) et montrent que les angles modifient significativement la profondeur de passe limite entre le domaine stable et le domaine instable. D'après la Figure 1-15, les angles de dépinçage ne font que renforcer la stabilité de coupe. La profondeur de passe limite sans dépinçage est voisine de 2 mm par valeur inférieure (essai et simulation) alors qu'elle peut monter entre 4 et 5 mm pour un angle de dépinçage dans le plan normal à l'avance positif. Une explication possible non évoquée par Ozturk et Budak est que la stabilité de coupe serait améliorée en évitant que le point à vitesse de coupe nulle de l'outil ne soit au contact de la matière. La direction variable des efforts de coupe a de toute évidence une influence sur la stabilité.

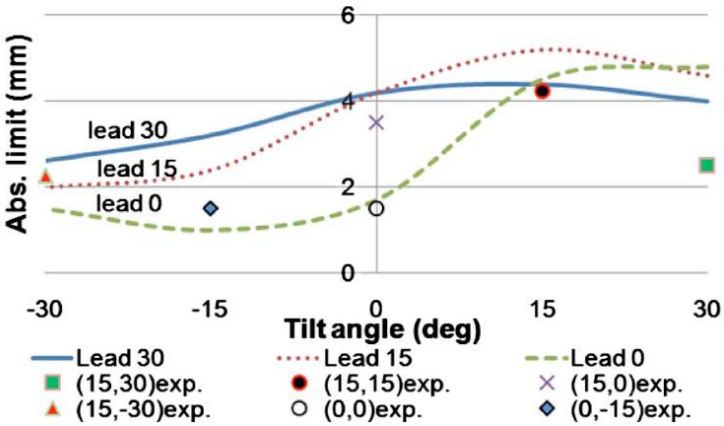


Figure 1-15. Influence du dépinçage sur la stabilité de coupe caractérisée par la profondeur de passe limite (Ozturk and Budak, 2010)

Cas de la pièce flexible

Les études de la stabilité de la coupe d'une pièce flexible sont arrivées après le cas de l'outil flexible. Elles ont donc bénéficié du recul des études précédentes. Cela étant, la géométrie d'une pièce flexible

est plus compliquée à prendre en compte dans la mesure où sa masse et sa rigidité évoluent avec l'usinage. Corduan dans ses travaux de thèse (Corduan, 2006) a travaillé sur la finition en fraise hémisphérique d'une aube en alliage de titane située dans la partie compresseur haute pression d'un turboréacteur. Corduan et al. (Corduan et al., 2006) ont estimé les lobes de stabilité en résolvant l'équation différentielle du principe fondamental de la dynamique appliqué à la pièce via une approche temporelle. Une modélisation des efforts de coupe par une approche mécaniste a été faite. Pour un pas de temps donné, un effort de coupe alimente la résolution de l'équation différentielle par un schéma de Newmark. Le résultat est le déplacement vibratoire de la pièce. Connaissant le mouvement de coupe, une nouvelle condition d'interaction outil-pièce est trouvée permettant de calculer un effort de coupe pour le pas de temps suivant.

Plus largement que les cas présentés, la réalité d'une situation d'usinage montre que toutes les pièces n'ont pas une rigidité infinie. Eksioglu et al. (Eksioglu et al., 2012) étudient la situation où la pièce et l'outil sont flexibles. La description de la géométrie de fraise et de la modélisation des efforts de coupe se fondent sur le travail de (Engin and Altintas, 2001) en introduisant en plus un faux rond à l'outil. La stabilité de coupe est prédite par une méthode semi-discrétisation étendue.

1.2.3.3. Contraintes résiduelles sur la surface usinée

Guillemot dans sa thèse (Guillemot, 2010) a estimé les contraintes résiduelles issues d'une opération de finition à la fraise hémisphérique sur un acier. Son approche suit la méthode établie par Valiorgue (Valiorgue, 2008). Pour cela Guillemot a construit une modélisation des efforts de coupe (Tableau 1-4) sur une simplification du modèle de Lee et Altintas (Lee and Altintas, 1996) en faisant l'approximation $dS = db$. Cette modélisation des efforts de coupe alimente une estimation du chargement mécanique que la fraise applique sur la surface finie. Par ailleurs, Guillemot a réalisé des mesures de température par caméra de la pièce au voisinage de la surface finie pendant l'usinage. Les mesures de température permettent une estimation du flux de chaleur qui est générée par la coupe et transmise à la pièce via la surface finie. Les contraintes résiduelles sont simulées par une approche thermomécanique par calcul en éléments finis en deux dimensions en appliquant successivement un chargement mécanique et thermique représentant chaque passage d'arête de coupe. Cette étude a montré la faisabilité de la méthode. Cependant, certaines simplifications (simulation 2D au lieu de 3D) ou plusieurs paramètres techniques sont à affiner pour que l'estimation des contraintes résiduelles soit un outil prédictif.

Modèle	Choix de Guillemot
Angle de dépinçage	Pris en compte
Mouvement d'avance	Linéaire
Faux rond	Non pris en compte
Calcul de l'épaisseur coupée	Fonction sinusoïdale de la position angulaire du point considéré sur la sphère enveloppe de la fraise
Modèle de coupe	Il est exprimé dans un repère ($\underline{t}$, $\underline{r}$, $\underline{a}$). Chaque composante d'effort est exprimée par : $dF_i = K_{ie} \times db + K_{ic} \times t_n \times db$ avec $i = (t, r$ ou $a)$
Identification du modèle de coupe	Essais de tournage en coupe orthogonale

Tableau 1-4. Choix de modélisation de Guillemot (Guillemot, 2010)

1.2.4. Analyse et modélisation de la topologie de surface

Les fraises à enveloppe sphérique sont des outils employés majoritairement en finition de surface. Une des attentes des utilisateurs de surfaces finies est la qualité de l'état de surface de celle-ci. Cette qualité peut s'exprimer par des critères d'état de surface de métrologie mais également par la description de la

topologie de la surface elle-même. Beaucoup d'études évoquent la qualité de surface, quelques unes d'entre elles vont être citées pour montrer les paramètres influents.

1.2.4.1. Influence de la trajectoire

Tournier (Tournier, 2001) dans ses travaux de thèse a œuvré pour proposer des trajectoires d'usinage en 3 et 5 axes à hauteur de crête constante pour la fraise torique et la fraise hémisphérique. En particulier, il aborde un problème spécifique à l'interpolation linéaire lié à la position des points de l'interpolation entre deux passes consécutives. Lorsque les points ne sont pas synchronisés (Figure 1-16), alors les sillons laissés par les passes ne sont pas identiques, provoquant des hauteurs de crête non régulières. Pour résoudre cet aspect, Tournier recommande de synchroniser les points du parcours de chaque passe en étant attentif à mettre une densité de points suffisante pour éviter de créer une surface avec des facettes.

Quinsat (Quinsat, 2004) dans sa thèse montre l'influence de la direction d'usinage sur l'état de surface en interpolation linéaire de surface complexe en fraise hémisphérique sur machine 3 axes. Parmi les critères d'état de surface, il calcule la hauteur maximale des saillies de la surface *Sz* par une modélisation géométrique des passages d'outil assimilées à des calottes sphériques régulièrement espacées sur la surface complexe finie. Pour améliorer la qualité des surfaces produites, il propose de regarder le critère d'état de surface *Sz* comme une fonction de la direction d'usinage et cherche alors la direction qui minimise ce critère.

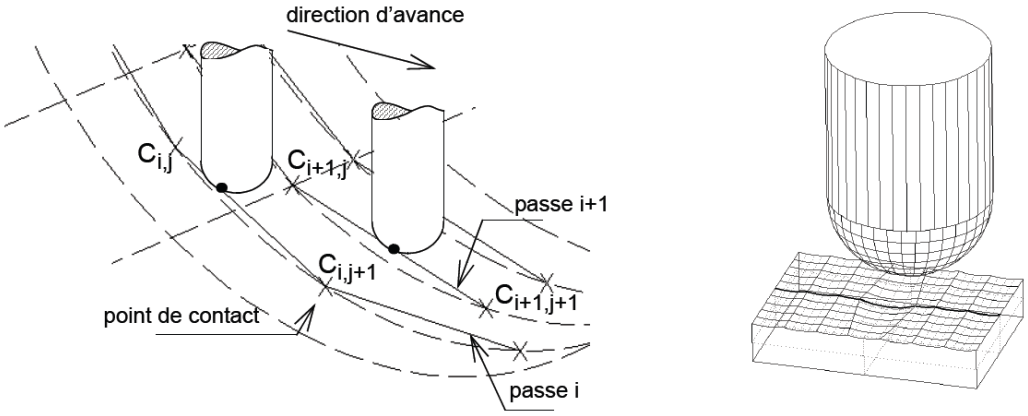


Figure 1-16. Passes désynchronisées (Tournier, 2001)

1.2.4.2. Influence des conditions de coupe

By Chen et al. (By Chen et al., 2005) ont étudié l'influence de la distance entre passes et de l'avance par dent sur la hauteur de crête dans le sens de l'avance et dans le sens perpendiculaire. Leur objectif est de choisir l'avance et la distance entre passes de manière à ce que les hauteurs de crête longitudinale et transversale à l'avance soient égales. Pour cela ils utilisent une modélisation donnant la topologie de la surface usinée en fonction du rayon de la fraise *r*, l'avance par dent, la distance entre passes *P* et l'inclinaison de la fraise. Ils aboutissent à l'expression de l'avance optimale $f_{z\,opt}$:

$$f_{z\,opt} \approx \frac{1}{3} \times \frac{P^{0,66}}{r^{0,13}} \qquad \text{(Equ.1-3)}$$

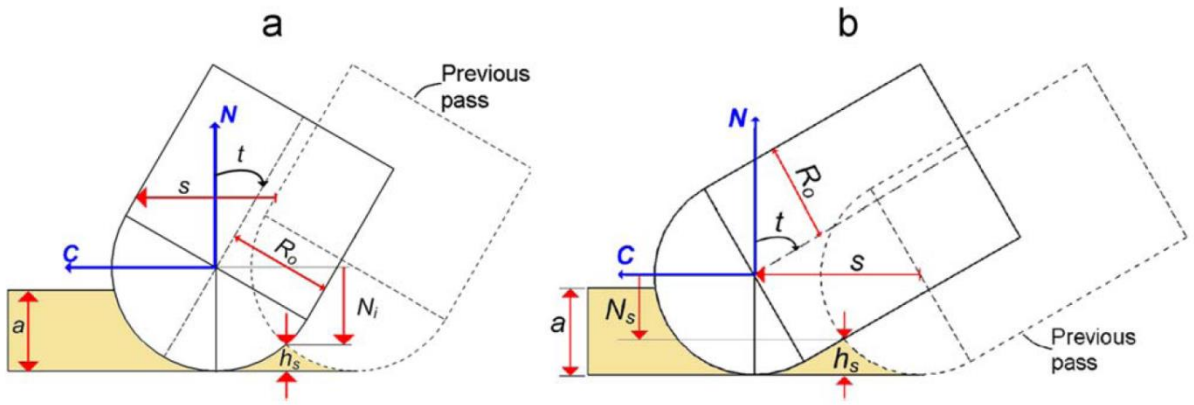


Figure 1-17. Hauteur de crête pour deux situations de distance entre passes et inclinaison de fraise hémisphérique (Ozturk et al., 2009)

Le calcul de la hauteur de crête latérale peut être différent entre la fraise boule et la fraise hémisphérique. Pour cette dernière il existe deux zones de travail : la partie sphérique et la partie cylindrique. Ozturk et Budak (Ozturk and Budak, 2007) montrent que suivant la distance entre passes et l'inclinaison de l'axe de la fraise choisie, la crête entre deux passes de fraise (Figure 1-17) est issue :

a) soit de l'intersection des enveloppes sphère – sphère,
b) soit de l'intersection des enveloppes sphère – cylindre.

Dans le cas de la fraise boule, la crête est toujours issue des enveloppes sphère – sphère.

1.2.4.3. Influence du dépinçage

L'influence du dépinçage sur l'état de surface est une étude simple au premier abord mais qui est difficile à interpréter. L'inclinaison de la fraise modifie les rayons effectifs minimaux et maximaux de la partie active de l'outil en contact avec la matière. Pour avoir l'influence du dépinçage sans subir l'influence de la vitesse de coupe, il faut donc modifier la vitesse de rotation de la broche pour chaque inclinaison de manière à rester dans une plage de vitesse semblable. Si la fraise utilisée a plus que deux dents, alors il est fort probable qu'une ou plusieurs dents ne rejoignent pas l'axe de fraise. Il est difficile d'affûter sur une fraise plus que deux dents allant jusqu'à l'axe de fraise. Il en résulte alors pour une fraise 4 dents, que 2 dents s'arrêtent avant d'arriver à l'axe (caractérisé par un diamètre *Dz*) et que les deux autres sont « coupe au centre ». L'étude de l'influence du dépinçage avec une fraise de ce type est alors compliquée dans la mesure où le dépinçage de la fraise fait travailler l'outil dans différentes zones :

- une zone à 2 dents,
- une zone à 2 et 4 dents, pour les diamètres effectifs inférieurs à *Dz* seules deux dents travaillent avec une avance par dent doublée par rapport au reste,
- une zone à 4 dents complètes.

Guillemot (Guillemot, 2010) a étudié l'influence du dépinçage d'une fraise hémisphérique à 4 dents (fraise de diamètre 10 mm avec $Dz \approx 4{,}5$ mm) sur l'état de surface. Les conditions de coupe utilisées sont : $V_c = 300$ m/min, $f_z = 0{,}2$ mm/dt/tr, $a_e = 0{,}9$ mm, $a_p = 0{,}5$ mm et β_f prenant alternativement les valeurs : -45°, -20°, -12°, -10°, -5°, -1°, 0°, 1°, 3°, 5°, 10°, 20° et 45°, $\beta_f = 0°$. En se basant sur le modèle géométrique qui sera présenté au chapitre 3 de ce mémoire, le Tableau 1-5 donne les diamètres effectifs minimaux et maximaux associés à chaque inclinaison de fraise. La comparaison avec le diamètre *Dz* permet de connaitre le nombre de dents en travail :

- si le diamètre effectif maximal est inférieur à *Dz* alors il n'y a que deux dents en travail,
- si le diamètre effectif minimal est supérieur à *Dz* alors il y a 4 dents en travail,
- si le diamètre *Dz* est compris entre les deux diamètres effectifs, alors une partie de la fraise travaille avec 2 dents et une avance par dent doublée et l'autre avec 4 dents.

L'interprétation des résultats d'état de surface de Guillemot est donc compliquée dans la mesure où les essais ont été conduits avec une vitesse d'avance qui n'a pas tenu compte du nombre de dents en travail. La contribution de chaque dent ou de chaque portion de dent sur l'état de surface n'est pas simple à appréhender en termes d'épaisseur coupée, d'efforts de coupe générés…

β_f (°)	-45	-20	-12	-10	-5	-3	-1	0	1	3	5	10	20	45
$D_{eff\ min}$ (mm)	4,6	1,26	0,20	0	0	0	0	0	0,17	0,52	0,87	1,73	3,42	7,07
$D_{eff\ max}$ (mm)	7,7	5,33	4,74	4,63	4,43	4,38	4,36	4,35	4,48	4,74	5,00	5,65	6,89	9,22
Z	4	2-4	2-4	2-4	2	2	2	2	2	2-4	2-4	2-4	2-4	4

Tableau 1-5. Diamètres effectifs et nombre de dents en travail évalués avec le modèle géométrique présenté au chapitre 3

Chen et al. (Chen et al., 2013) proposent une étude similaire avec une fraise hémisphérique en carbure monobloc supposée à deux dents. Dans cette situation le nombre de dents en travail est toujours le même, égale à deux. Les essais effectués ont été conduits avec la même vitesse de rotation de broche quel que soit l'angle de dépinçage. Les surfaces ont donc été réalisées avec des vitesses de coupe différentes. A l'observation des résultats (Figure 1-18), les auteurs concluent que la vitesse de coupe pourrait être responsable de l'amélioration de l'état de surface dans le cas de l'influence du dépinçage normal à l'avance (tilt) mais par contre qu'aucune tendance ne se dégage des essais fonction du dépinçage dans la direction de l'avance (lead). Les auteurs évoquent les possibilités de vibrations et de flexions de fraise qui auraient générées un état de surface sans tendance claire.

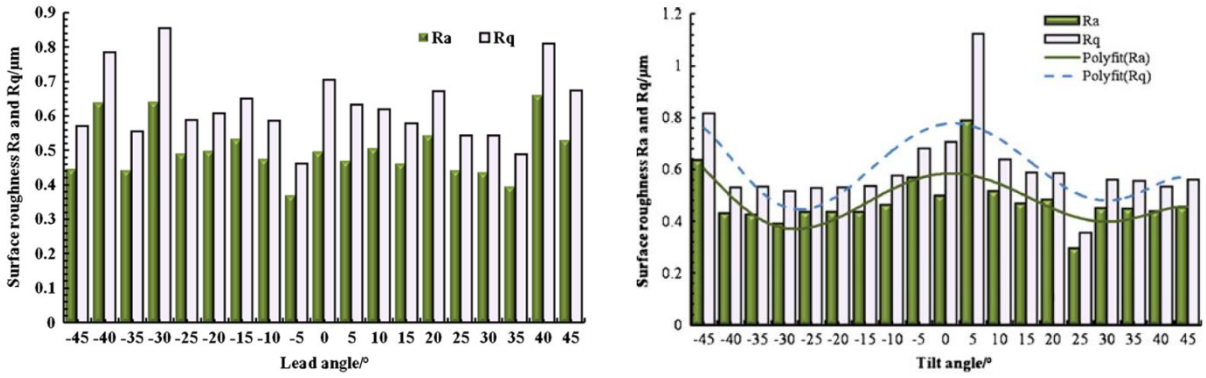


Figure 1-18. Influence des angles de dépinçage sur l'état de surface (Chen et al., 2013)

1.2.5. Conclusion sur l'utilisation de fraise à enveloppe sphérique

L'utilisation des fraises à enveloppe sphérique (composées des fraises boules et fraises hémisphériques) nécessite de bien paramétrer la fabrication. Les deux degrés de liberté apportés par la machine 5 axes modifient la portion d'arête en prise avec la matière et change les vitesses de coupe effectives. L'épaisseur coupée est un paramètre central pour analyser une opération d'usinage et est la source de toutes les modélisations des efforts de coupe. Ces derniers permettent de garantir la stabilité de coupe et d'estimer les contraintes résiduelles dans le matériau usiné. Les études portant sur l'état de surface des pièces produites montrent combien il est indispensable de disposer d'informations locales

(vitesse de coupe, épaisseur coupée, effort de coupe, nombre de dents en prise avec la matière…) pour comparer différentes configurations d'usinage. La mise en place de méthodes de caractérisation de la coupe est donc un préalable à l'utilisation de cette fraise en particulier pour la finition des veines fluides fermées.

1.3. Stratégies de finition des veines fluides fermées

1.3.1. Définition des veines

Dans cette section les veines considérées sont des volumes laissés libres sur une pièce pour permettre un passage de matière. Cette matière doit avoir un comportement déformable comme les gaz ou liquides (considérés comme fluides) et les matières solides comme certains métaux au comportement viscoplastique sous condition de température particulière. Les veines se trouvent sur les outillages des procédés de déformation plastique telle que des matrices profondes, les filières des techniques de filage ou tréfilage ou d'extrusion. Un exemple local est la matrice de la technique d'Extrusion Coudée à Aires Egales (ECAE, Figure 1-19).

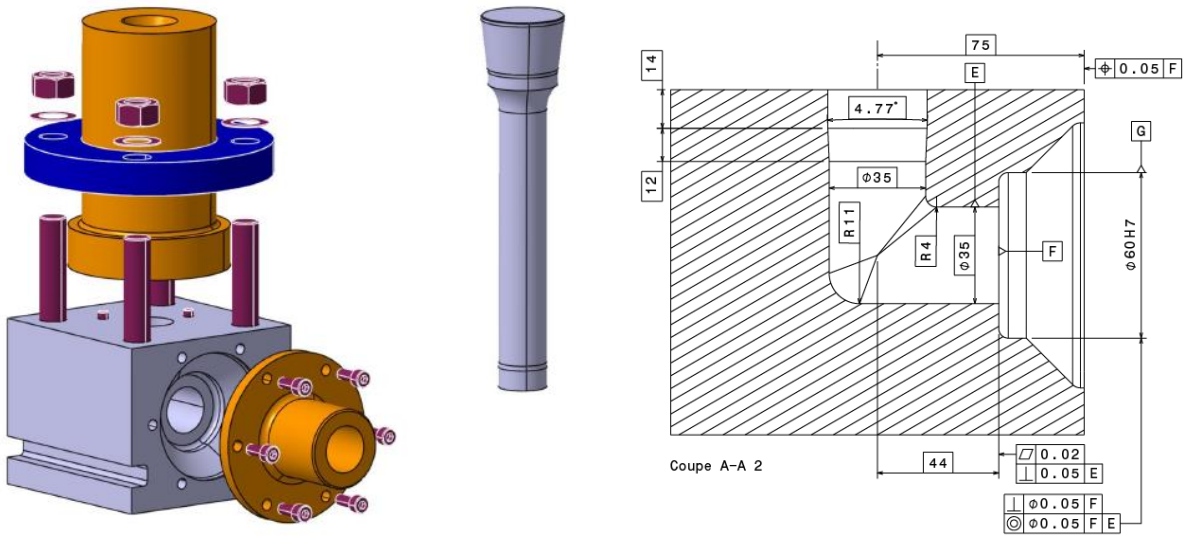
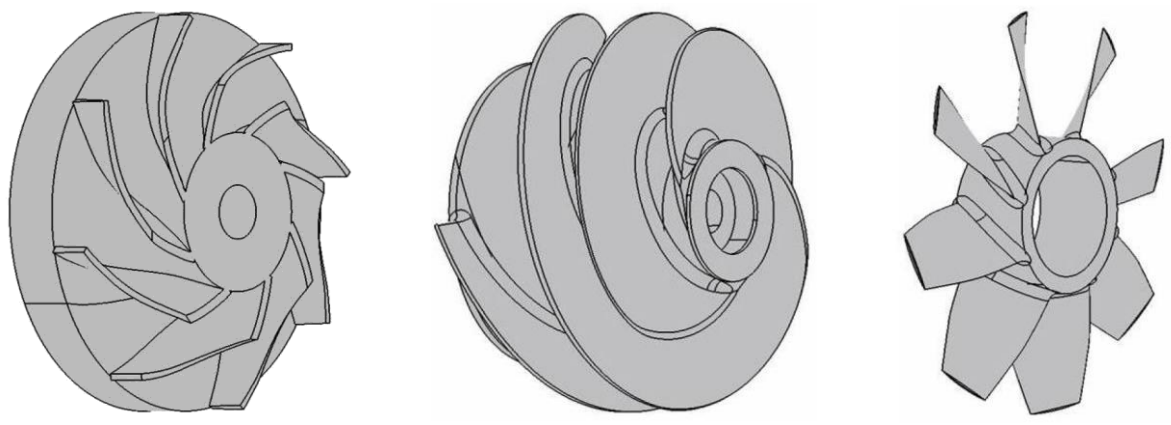


Figure 1-19. Modèle numérique de l'outillage d'ECAE : éclaté et plan partiel de la matrice monobloc (Campocasso, 2013)

Les pièces tournantes des turbomachines sont le deuxième contexte industriel où se trouvent des veines. Les matières circulant dans les veines sont des fluides (gaz et liquide). Il existe plusieurs géométries de pièces tournantes (Figure 1-20) dans les turbomachines qui correspondent à des fonctions différentes. En particulier la direction du fluide est axiale en entrée et sortie d'inducteur et de ventilateur alors qu'elle est axiale en entrée du rouet et radiale en sortie.

Chaves-Jacob (Chaves-Jacob, 2009) définit une veine fluide (Figure 1-21) par le volume compris entre l'intrados d'une pale, l'extrados de la pale précédente, le flasque et le moyeu.



Rouet Inducteur Ventilateur

Figure 1-20. Géométries des pièces tournantes de turbomachine (Chaves-Jacob et al., 2012)

Le moyeu est une surface qui est cinématiquement solidaire de la pièce tournante. Le flasque est matérialisé par une surface qui peut être solidaire de la pièce tournante ou non. Lorsque le flasque n'est pas solidaire de la pièce tournante, il est alors fixe et la veine fluide est dite « ouverte ». Lorsque pour différentes raisons fonctionnelles, liées à la mécanique des fluides et la résistance mécanique, le flasque est solidaire de la pièce tournante, la veine est dite « fermée ».

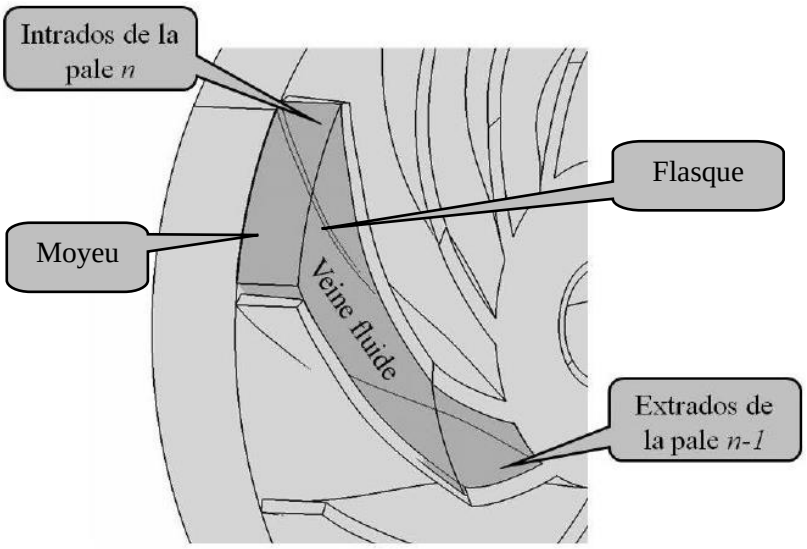


Figure 1-21. Veine fluide (ouverte) d'une pièce tournante de turbomachine (Chaves-Jacob, 2009)

Dans son travail de thèse Chaves-Jacob (Chaves-Jacob, 2009) s'est attaché à proposer des techniques de finition des pales de veine fluide ouverte afin de maitriser les défauts géométriques de la surface finie. Il modélise la surface des pales (intrados ou extrados) par une surface réglée. La finition de ces surfaces est réalisée par balayage d'un outil (fraise boule, tonneau ou cylindrique) (Chaves-Jacob et al., 2012) dont l'axe outil est voisin de l'orientation de la règle au point considéré de la surface. Ces techniques sont bien adaptées aux cas des veines ouvertes mais pas compatibles pour les veines fermées pour lesquelles l'accessibilité des outils aux surfaces à usiner n'est possible que par les surfaces d'entrée et de sortie de la veine fluide.

Dans le contexte de finition de veine fluide fermée, le nombre de travaux de recherche est faible voire inexistant. La réalisation de ce type de surface s'apparente dans le cas de l'usinage 3 axes à la réalisation de poche plus ou moins profonde pour laquelle il existe des stratégies d'ébauche et de finition.

1.3.2. Cas du passage de discontinuité

Une des problématiques de la finition de poche est le passage de discontinuités géométriques du profil de la poche.

1.3.2.1. Nature de la discontinuité

Il y a plusieurs niveaux de discontinuité géométrique. La première se situe au niveau des surfaces du modèle CAO. Généralement les modèles CAO sont constitués de surfaces continues mais qui peuvent comporter des discontinuités C^1 (non dérivable) à certaines extrémités (Msaddek et al., 2011) (Msaddek et al., 2012). Dans le cas des poches, la modélisation la plus classique est un contour réalisé par des plans et des portions de cylindre tangent. Cette modélisation permet de garantir la dérivabilité mais elle souffre de discontinuité C^2 (Pateloup et al., 2004).

Le deuxième niveau de discontinuité concerne le mode d'interpolation de la trajectoire programmée. En fabrication sur machine outil à commande numérique les interpolations rencontrées sont : l'interpolation linéaire, l'interpolation circulaire et l'interpolation polynomiale.

La trajectoire programmée, en 3 ou 5 axes, est donc une succession de segments (linéaire, circulaire ou polynomiale ou un mélange des trois). Des discontinuités peuvent apparaitre entre les segments. C'est particulièrement le cas en interpolation linéaire lors de la fabrication de surface complexe.

1.3.2.2. Engagement de l'outil réel – conditions de coupe théorique

Au passage de discontinuités de surface, en ébauche comme en finition la fraise va devoir supporter des variations de profondeur de passe radiale si la surépaisseur de matière est constante (Bae et al., 2003) (Pateloup et al., 2004) et d'épaisseur coupée (Dotcheva and Millward, 2005). Ces variations ont pour conséquence une modification des conditions de coupe locales et donc des efforts de coupe entre la fraise et la pièce. Dotcheva et Millward (Dotcheva and Millward, 2005) mettent en évidence une variation de flexion de fraise qui induit une erreur géométrique sur la surface finie. Dans les situations de chargement extrême comme en ébauche, il peut y avoir un risque de casser l'outil. Toutefois, le comportement de la machine-outil au passage d'une discontinuité va diminuer la vitesse d'avance ce qui limite la hausse des efforts.

1.3.2.3. Trajectoire réelle – trajectoire programmée - profil pièce

Dans le contexte du fraisage, la chaine numérique (CAO – FAO – Postprocesseur – CN) fait apparaitre deux tolérances : la tolérance d'usinage et la tolérance d'interpolation CN.

La tolérance d'usinage se situe au niveau de la création de la trajectoire programmée (lors de l'étape de FAO). Elle est la distance maximale autorisée par le programmeur entre la surface du modèle CAO et la trajectoire programmée. En interpolation linéaire, la tolérance d'usinage est principalement due à l'erreur de corde ou de flèche (Duc, 1998).

La tolérance d'interpolation CN est la distance maximale qui est imposée à la CN entre la trajectoire programmée et la trajectoire de consigne à l'entrée du variateur de la machine. Cette tolérance permet à l'interpolateur de la CN de créer une trajectoire de consigne sensiblement différente de la trajectoire programmée pour lisser cette dernière et permettre une vitesse d'avance plus fluide.

Lissage géométrique de la trajectoire

Beudaert (Beudaert, 2013) dans son travail de thèse présente une bibliographie large sur les problématiques de lissage de trajectoire. Il classe les techniques de lissage en deux catégories : le lissage global et l'arrondissement local.

Le lissage global consiste à utiliser des méthodes de modification de la trajectoire programmée pour limiter l'influence des discontinuités sur un nombre important de segments. Les commandes numériques industrielles proposent des options de lissage de trajectoire s'appuyant sur la tolérance d'interpolation CN. Lorsque la trajectoire est composée d'un grand nombre de segments (et donc de discontinuité C^1) le lissage global a tout son sens. En particulier la CN Heidenhain iTNC 530 (HEIDENHAIN, 2006) dispose d'un cycle de lissage appelé Cycle 32 qui est piloté par 3 paramètres :

- un paramètre d'activation d'un filtre pour le travail en ébauche,
- un paramètre de tolérance d'interpolation linéaire en millimètre,
- un paramètre de tolérance d'interpolation angulaire en degré.

Heidenhain ne précise pas le principe de lissage dans le manuel utilisateur (HEIDENHAIN, 2006), par contre il est indiqué que « la TNC (la CN) réduit automatiquement l'avance programmée de telle sorte que le programme soit toujours exécuté „sans à-coups" par la TNC et à la vitesse la plus rapide possible. Même lorsque la TNC se déplace à vitesse réduite, la tolérance que vous avez définie est systématiquement conservée. »

D'autres méthodes de lissage global existent (Beudaert, 2013) soit en modifiant la trajectoire dans l'espace pièce (par exemple lors de l'étape de FAO), soit dans l'espace articulaire (après l'étape du post-processeur) .

L'arrondissement local consiste à améliorer le passage d'une discontinuité entre deux segments successifs. Le Tableau 1-6 présente le positionnement des travaux sur ce thème. Les transitions proposées pour franchir les discontinuités sont basées sur des arcs de cercle tangent ou des courbes polynomiales. Ces dernières sont les seules à avoir une continuité de type C^2 pour peu que le degré du polynôme choisi soit supérieur ou égale à 3.

Interpolation	linéaire	circulaire	Polynomiale
Usinage 3 axes	(Pateloup et al., 2004) (Pessoles, 2010) (Msaddek et al., 2012) (Beudaert, 2013)	(Gassara et al., 2013)	
Usinage 5 axes	(Pessoles, 2010) (Beudaert, 2013)		(Beudaert, 2013)

Tableau 1-6. Positionnement de quelques travaux de lissage par arrondissement local

1.3.2.4. Vitesse d'avance réelle – vitesse programmée – vitesse d'avance du point générateur

Lors de franchissement de discontinuité, la vitesse d'avance réelle est souvent plus faible que la vitesse programmée. Les machines-outils à commande numérique ont des caractéristiques cinématiques limitées (vitesse, accélération et jerk). Vincent Pateloup (Pateloup, 2005) dans ses travaux de thèse présente les deux cas de figure de la vitesse d'avance réelle pour le passage d'une discontinuité entre deux segments linéaires (discontinuité en tangence) en usinage 3 axes :

- si la tolérance d'interpolation est nulle, alors la CN marque un arrêt entre les deux segments,

- si la CN dispose d'une tolérance d'interpolation alors la trajectoire est arrondie entre les deux segments et la vitesse d'avance est limitée par le rayon de courbure de la transition $R_{transition}$, l'accélération centripète maximale $a_{C\,max}$ et le jerk centripète. La vitesse d'avance réelle sera inférieure à la vitesse limite donnée par l'équation (Equ.1-4).

$$V_{f\ limite} = \sqrt{a_{C\,max} \times R_{transition}} \qquad \text{(Equ.1-4)}$$

Vitesse du point piloté – vitesse du point générateur

Dans le cas d'une trajectoire dont le support est un arc de cercle de rayon *R*, il y a lieu de différencier la vitesse d'avance du point générateur $V_{f\,pg}$ et la vitesse d'avance du point piloté $V_{f\,pp}$ lorsque la fraise ne travaille pas en correction de rayon. Si le rayon de la fraise est noté *r*, alors la vitesse d'avance au centre fraise (le point piloté) est donnée par :

$$V_{f\ pp} = V_{f\ pg} \times \frac{R - r}{R} \qquad \text{(Equ.1-5)}$$

Pour travailler à vitesse d'avance du point générateur constante lors d'une trajectoire basée sur des surfaces plane et cylindrique, il y a non seulement des discontinuités géométriques à résoudre mais également des discontinuités cinématiques liées à la variation de vitesse d'avance du point piloté. Ce point sera abordé dans les travaux de cette thèse.

Adaptation de la vitesse d'avance

La vitesse d'avance réelle le long d'une trajectoire d'usinage est donc liée à la définition de cette trajectoire, à la vitesse d'avance programmée, et à la machine-outil (caractéristiques cinématiques, CN…). Dans le cas où la vitesse d'avance programmée est atteignable par la machine, un certain nombre d'auteurs proposent de modifier la consigne de vitesse d'avance pour respecter un critère d'optimisation.

Pour certains, l'adaptation de la vitesse est liée aux efforts de coupe. L'objectif est de proposer une consigne de vitesse d'avance le long du trajet outil qui minimise les variations d'effort de coupe moyen lors d'un passage d'un coin dans une poche. C'est ce que proposent Bae et al. (Bae et al., 2003) avec une modélisation simple des efforts de coupe. Qiong et al. (Qiong et al., 2009) utilisent une modélisation des efforts de coupe basée sur une approche de Lee et Altintas (Lee and Altintas, 1996). La maitrise de l'effort moyen de coupe leur permet d'usiner des poches aux parois fines. Dotcheva et Millward (Dotcheva and Millward, 2005) adaptent la vitesse d'avance pour que la flexion de fraise estimée reste dans l'intervalle de tolérance spécifié par le bureau d'étude.

1.3.3. Contournage hélicoïdal

Le contournage hélicoïdal ou perçage orbital est une technique d'usinage 3 axes de réalisation de trou cylindrique qui utilise une fraise ayant un diamètre plus petit que le trou à réaliser. La trajectoire du point piloté de la fraise est une hélice à pas constant. Cette stratégie d'usinage est dans la plupart des études qui vont suivre une technique qui réalise la surface en une passe sans opérations d'ébauche préalables. Les fraises utilisées sont le plus souvent des fraises toriques monoblocs en carbure de tungstène. Il existe un logiciel de FAO (HyperMill de l'entreprise Open Mind) qui propose un cycle de contournage nommée cycle tube, toutefois il n'a fait l'objet d'aucune étude scientifique.

1.3.3.1. Qualité de la surface produite

Dans le cas de réalisation de trou cylindrique, les critères d'étude sont souvent le diamètre réalisé et l'état de surface de la paroi du cylindre. Iyer et al. (Iyer et al., 2007) ont réalisé une étude

expérimentale pour montrer la faisabilité du contournage hélicoïdal dans une pièce en acier à outil avec une dureté de 60 HRc. L'usinage est réalisé sans lubrifiant avec des fraises hémisphériques en carbure monobloc ou à plaquettes amovibles. Ces auteurs montrent que le trou peut atteindre la qualité H7 et une rugosité arithmétique de 0,3 µm à condition d'utiliser une fraise monobloc.

Denkena et al. (Denkena et al., 2008) montrent l'influence de l'effort radial de coupe sur la qualité dimensionnelle du trou (Figure 1-22). Pour les deux matériaux étudiés, Denkena montre que le diamètre réalisé suit une relation linéaire de l'effort normal de coupe. Ce dernier est fonction de l'avance par dent et se répartit en deux composantes : axiale f_{za} et tangentielle f_{zt} suivant l'angle de l'hélice. Les faibles efforts radiaux dans l'alliage de titane sont obtenus pour f_{zt} = 120 µm et f_{za} = 6 µm.

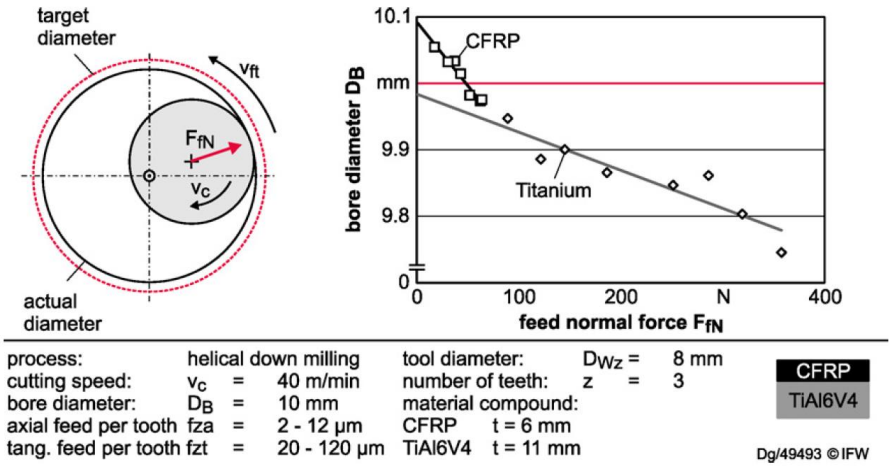


Figure 1-22. Influence de l'effort radial de coupe sur la qualité dimensionnelle du trou (Denkena et al., 2008)

1.3.3.2. Influence de la vitesse de coupe sur l'usure en contournage hélicoïdal

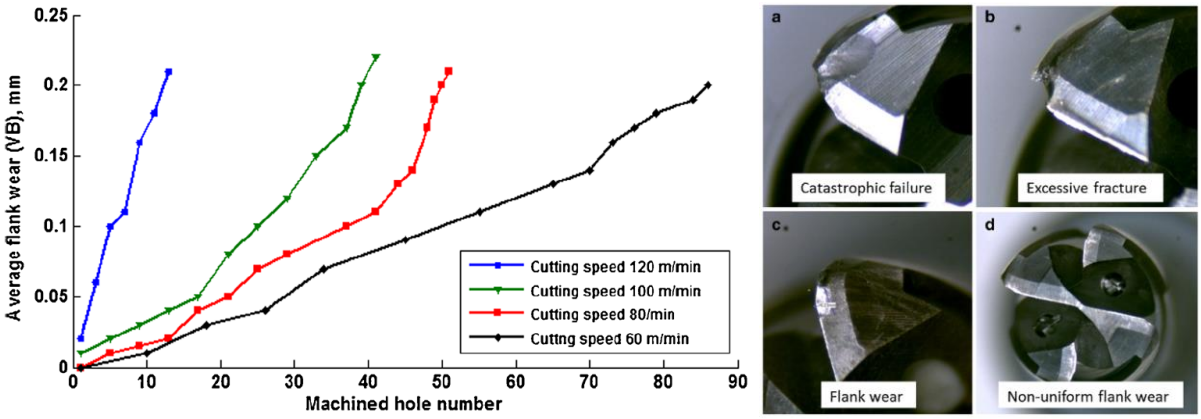


Figure 1-23. Influence de la vitesse de coupe sur l'usure en dépouille. Conditions de coupe : a) V_c = 120 m/min, b) V_c = 100 m/min, c) V_c = 80 m/min, d) V_c = 60 m/min, f_z = 0,04 mm/dt/tr, a_p = 0,2 mm/tour, D = 6 mm, Z = 4. (Li et al., 2014)

Li et al. (Li et al., 2014) étudient l'usure d'une fraise torique monobloc en carbure de tungstène dans le contexte du fraisage hélicoïdal de l'alliage de titane Ti-6Al-4V sans lubrifiant. Ils envoient de l'air comprimé pour aider à chasser les copeaux de la zone de coupe. Ils montrent que l'usure majoritaire est une usure en dépouille qui est fonction de la vitesse de coupe (Figure 1-23). La vitesse de coupe

agit sur le mode d'usure de la face en dépouille comme le montre la Figure 1-23 à droite. Les photographies des outils sont prises à la fin de chaque essai lorsque $Vb \approx 0{,}2$ mm. Ces essais montent l'importance capitale du choix de la vitesse de coupe dans une plage restreinte pour le contexte de l'usinage à sec de cet alliage.

1.3.3.3. Intérêt du contournage hélicoïdal par rapport à d'autres stratégies

Olvera et Urbicain du même laboratoire (Olvera et al., 2012) et (Urbicain et al., 2009) comparent trois stratégies d'usinage pour réaliser des trous dans une pièce en alliage de titane Ti-6Al-4V :

- une stratégie de perçage avec un foret (Drilling),
- une stratégie de fraisage hélicoïdal avec une fraise hémisphérique sans finition (Ball Helical Milling),
- une stratégie de fraisage avec une fraise hémisphérique en deux temps, une ébauche en fraisage hélicoïdal et une finition en contournage circulaire sur la partie cylindrique de la fraise. (Contouring Ball Helical Milling)

Les usinages sont réalisés avec une lubrification de type huile soluble externe. Les auteurs de cette étude, ont réalisé 120 trous de diamètre 9 mm et profondeur 7 mm avec chacune de ces trois stratégies. La vitesse de coupe est de 25 m/min pour le perçage et de 100 m/min pour les fraises hémisphériques. Le temps d'usinage d'un trou est légèrement plus rapide au foret mais cet avantage est à moduler car la bavure en sortie de trous percés est telle qu'une opération supplémentaire d'ébavurage peut être nécessaire ce qui n'est pas le cas des stratégies de fraisage hélicoïdal. Ces derniers présentent l'avantage de limiter l'effort axial par rapport au perçage (dans un rapport de 3 à 6). Pour les deux stratégies de fraisage, les auteurs montrent que le diamètre en sortie de trou est plus faible de 2 à 4 µm. La raison évoquée est la flexion de la fraise, ce qui rejoint le constat fait par Denkena à la Figure 1-22. Concernant l'état de surface, la stratégie simple de fraisage hélicoïdal présente la meilleure rugosité arithmétique voisine de 0,61 µm alors que les deux autres sont au-delà de 1 µm. Olvera explique que la fraise passe un grand nombre de fois sur la surface. Des mesures de micro-dureté ont été faites sur un extrait de la pièce dans un plan comprenant l'axe du trou. Elles montrent que le haut de la pièce est la zone la plus affectée par la baisse du niveau de micro-dureté. La raison serait due à un effet thermique et mécanique plus important en haut du trou du fait du grand nombre de passage d'outil. Par contre l'usure d'outil n'est pas très significative sur la micro-dureté. La comparaison de l'évolution de l'usure entre les trois stratégies d'usinage à la Figure 1-24 montre pour l'usure en dépouille que le contournage hélicoïdal limite l'usure par rapport au perçage dans un rapport de presque deux. Par ailleurs, la décomposition du travail en deux étapes (Ebauche puis finition, stratégie CBHM) limite l'usure en dépouille par rapport au contournage hélicoïdal en une passe (stratégie BHM).

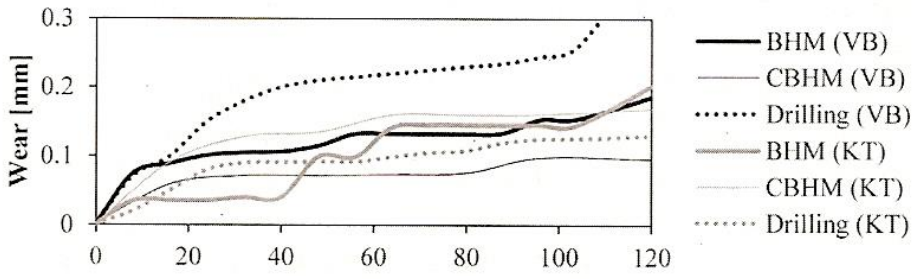


Figure 1-24. Evolution de l'usure en fonction du nombre de trou réalisé et de la stratégie d'usinage (Olvera et al., 2012)

En conclusion, le contournage hélicoïdal est une bonne stratégie d'ébauche alternative à la réalisation de trou. C'est particulièrement le cas lorsque la section du trou n'est pas circulaire. Par contre le fait de travailler en usinage 3 axes, impose à l'outil de passer un grand nombre de fois par un même point de la surface ce qui engendre une modification importante de la micro-dureté. Une proposition de contournage hélicoïdal de finition en fraisage 5 axes sera étudiée en deuxième partie de ce travail de thèse.

1.3.4. Tréflage

Le tréflage est une opération de fraisage de paroi en ébauche et finition où le vecteur vitesse d'avance est globalement colinéaire à l'axe de la fraise. Il existe en tréflage plusieurs types d'engagement présenté à la Figure 1-25. Le grignotage frontal se caractérise par le fait que l'arête de coupe de la fraise est engagée dans la matière sur le tour complet du mouvement de coupe (l'opération de perçage peut être considérée comme un cas particulier du tréflage). Dans le grignotage latéral, l'arête de coupe n'est engagée que sur une portion de tour.

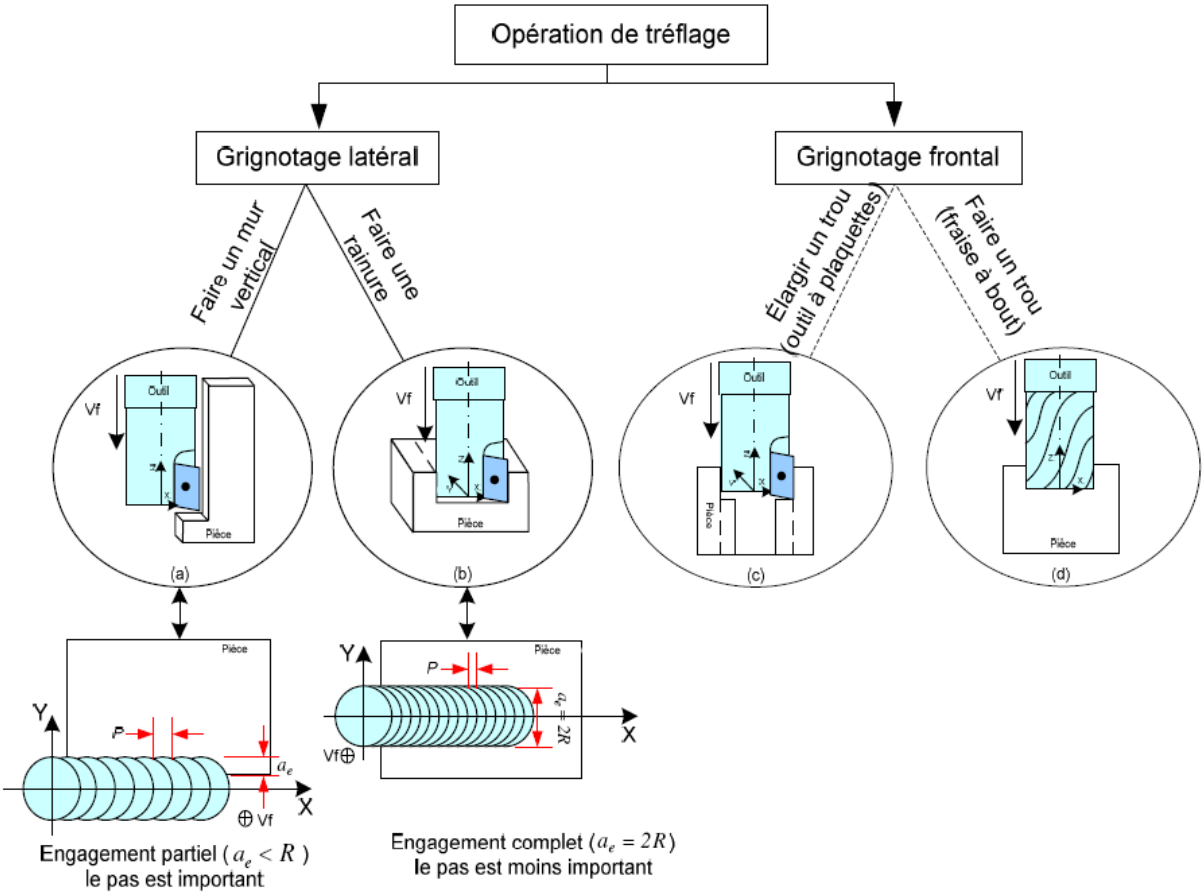


Figure 1-25. Types d'engagement en tréflage (Al-Ahmad, 2008)

Ren et al. (Ren et al., 2009) puis Liang et al. (Liang et al., 2014) montrent l'intérêt d'une trajectoire de tréflage sur machine 4 axes. Leur étude s'appuie sur l'ébauche d'une veine ouverte d'un disque aubagé monobloc en alliage de titane. La trajectoire de l'outil est toujours rectiligne mais la rotation de la machine-outil permet de changer l'orientation de chaque descente de tréflage de manière à optimiser la matière à enlever et s'affranchir des collisions. Ren constate que le tréflage réduit fortement les efforts de coupe par rapport à une stratégie de fraisage en roulant tout en augmentant le débit de copeaux.

1.3.4.1. Efforts de coupe et qualité de surface

Wakaoka et al. (Wakaoka et al., 2002) comparent la finition d'une paroi en fonte de 200 mm de haut entre la stratégie de tréflage avec des fraises munies de plaquettes céramique et une stratégie de contournage avec une fraise cylindrique de 250 mm de haut en acier rapide supérieur (ARS). Dans ce contexte ces auteurs montrent le gain de la stratégie de tréflage sur l'état de surface, le défaut de forme et d'orientation de la surface plane réalisée.

Al-Ahmad (Al-Ahmad, 2008) dans ses travaux de thèse sur la stratégie de tréflage montre plusieurs aspects. Il présente une large gamme d'outils à plaquette permettant de tréfler. Il est notamment un des rares à évoquer l'utilisation de cette stratégie pour la finition de surface même si sa préoccupation reste le travail d'ébauche. Il propose une modélisation des efforts de coupe par une approche mécaniste qui lui permet d'analyser les paramètres opératoires les plus influents sur les efforts de coupe. Ainsi Al-Ahmad montre que le pas de tréflage entre deux plongés successives est le paramètre le plus influent sur les trois composantes d'effort. Al-Ahmad a modélisé la hauteur de crête R_t laissé sur la pièce dans la direction transversale au mouvement de coupe par une approche géométrique et donne un modèle qui dépend du rayon de la fraise r et du pas de tréflage P :

$$R_t = r - \sqrt{r^2 - \frac{P^2}{4}} \qquad \text{(Equ.1-6)}$$

Al-Ahmad a mesuré le défaut de rectitude de la paroi pour des conditions de finition. La déviation de position fonction de l'altitude de la paroi montre la présence d'une zone de transition en haut de pièce à mesure que la plaquette s'engage dans la matière puis la flexion de la fraise se stabilise pour le reste de la surface.

1.3.4.2. Aspect dynamique et cinématique

Ko et Altintas (Ko and Altintas, 2007) ont étudié la stabilité de la coupe dans le cas de la stratégie de tréflage. Les conclusions de l'étude montrent que le défaut d'équilibrage de la fraise (fraise à plaquettes rapportées) est la source principale des vibrations en coupe. Les vibrations peuvent être réduites en renforçant la rigidité en torsion de la fraise.

Rauch et Hascoët (Rauch and Hascoet, 2007) ont mené une comparaison expérimentale sur la fabrication d'une poche en alliage d'aluminium (160 × 100 × 40 mm) en testant plusieurs stratégies d'ébauche dont la stratégie de tréflage. Dans le contexte de cette étude le tréflage offre un débit de copeau dans la moyenne des autres stratégies. Sur le plan des efforts de coupe, l'effort axial n'est pas la composante d'effort la plus importante dans la mesure où la fraise ne coupe pas sur un tour complet de celle-ci (grignotage latéral). Concernant la qualité de surface des parois de la poche, Rauch constate que la stratégie de tréflage est la meilleure. Cette stratégie offre un paramètre de réglage de la distance entre deux passes successives permettant de contrôler la hauteur de crête réalisée. La dynamique de la machine est très sollicitée avec cette stratégie du fait des discontinuités dans la direction de l'axe outil. En fin de cette étude, Rauch montre que la stratégie de tréflage a un débit de copeaux qui est proportionnel à la profondeur de la poche et que ce débit surclasse les autres stratégies à partir d'une certaine profondeur.

Plus récemment Rauch et Hascoët (Rauch and Hascoet, 2012) ont approfondi l'étude de la stratégie de tréflage en regardant l'influence des caractéristiques cinématiques de la machine-outil sur le débit de copeau. En particulier, ils insistent sur l'influence du jerk de la machine sur la capacité de celle-ci à atteindre la vitesse d'avance programmée. En imposant la géométrie de fraise et les conditions de coupe théorique, ces auteurs montrent (Figure 1-26) l'évolution du débit de copeau théorique en

fonction de la profondeur de la poche à usiner et du jerk maximal de la machine. Leur conclusion est que l'influence du jerk est sensible jusqu'à 100 m/s^3. Au-delà le gain est plus faible.

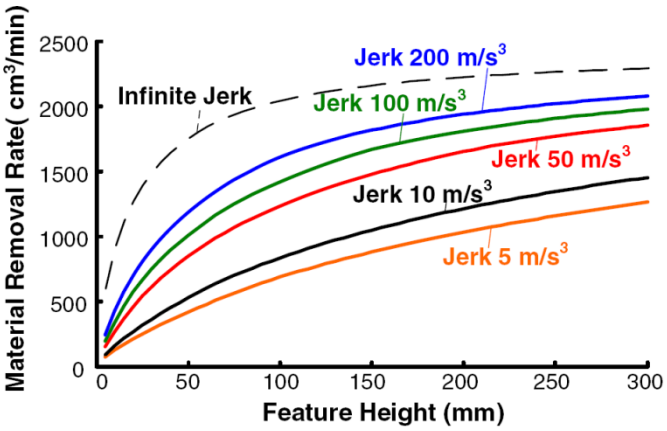


Figure 1-26. Evolution du débit de copeau fonction de la profondeur de la poche et du jerk maximal de la fraiseuse (Rauch and Hascoet, 2012)

1.3.4.3. Influence des conditions de coupe sur l'intégrité de surface

Kwong et al. (Kwong et al., 2009) proposent une comparaison entre une stratégie de perçage et une stratégie de tréflage sur une pièce en alliage de base Nickel. Ils comparent dans chaque cas plusieurs situations de coupe :

- une situation avec une condition de coupe et d'usure standard,
- une situation sans lubrifiant avec un débit de copeau 2,5 fois plus grand et une usure en dépouille 3 fois plus grande.

La conclusion de cette étude est que dans le cas du tréflage et pour le matériau usiné, à l'opposé du perçage, il n'y a pratiquement pas de différence entre les deux situations de coupe sur :

- l'observation optique de la surface,
- la microstructure de la pièce au voisinage de la surface usinée,
- le profil de micro-dureté sur les 125 µm sous la surface usinée,
- les contraintes résiduelles.

La stratégie de tréflage apparait pour ces auteurs une excellente stratégie de finition de surface alternative au perçage.

1.3.5. Conclusion sur la finition de veines fluides fermées

Les veines fluides fermées sont des surfaces non accessibles pour l'emploi des stratégies de balayage classique en fraise tonneau ou cylindrique. L'accessibilité des fraises ne peut être faite que par les surfaces d'entrée et de sortie de veine. Des stratégies nouvelles de finition sont à trouver sur la base des stratégies de contournage hélicoïdal ou de tréflage. Dans la littérature, ces stratégies sont majoritairement orientées pour des travaux d'ébauche en 3 axes mais plusieurs auteurs ont montré que des qualités de surface de finition peuvent être obtenues.

1.4. Conclusions

Après avoir montré les thèmes de recherche associés à l'usinage 5 axes, ce chapitre s'est concentré sur la coupe avec une fraise à enveloppe sphérique et sur les stratégies de finition des veines fluides fermées.

En particulier la section concernant la coupe avec une fraise à enveloppe sphérique a montré la nécessité de disposer de méthode ou outil de caractérisation.

- Les modélisations de fraise existantes sont très peu confrontées à la géométrie réelle. La modélisation de l'arête de coupe est un élément important qui conditionne le calcul de l'épaisseur coupée. Une méthodologie de mesure est à construire pour élaborer une géométrie d'arête fidèle à la fraise physique.
- Il n'existe pas d'étude sur l'analyse des angles d'outil de fraises hémisphériques ou boules que ce soit en main ou en travail. Une analyse de la coupe locale est donc à construire.
- Les formules analytiques existantes donnant les diamètres effectifs sont trop restrictives pour des applications recherchées pour un mouvement d'avance linéaire et n'existent pas pour un mouvement circulaire.
- De la même façon, le calcul de l'épaisseur coupée peut être réalisé plus ou moins finement. En finition de surface complexe, des approches existent mais ne prennent pas en compte le mouvement d'avance circulaire.
- La validation de conditions de coupe de finition peut passer par la mesure des efforts de coupe via un contexte d'acquisition qui nécessite l'emploi d'un capteur de sensibilité suffisante comme le dynamomètre 9256 de Kistler. Une nouvelle méthodologie de mesure des efforts de coupe via un dynamomètre fixe est donc à construire.
- L'exploitation des modélisations des efforts de coupe et de l'analyse de la stabilité de coupe permet de formuler des conditions imposées sur la profondeur de passe axiale pour garantir l'absence d'instabilité néfaste à l'état de surface.
- Les travaux sur la topologie de surface produite par la fraise à enveloppe sphérique demandent d'être éclairés par les outils mentionnés plus haut pour rendre l'analyse pertinente.

La dernière partie de ce chapitre sur la finition des veines fluides fermées a montré les difficultés de réalisation.

- Les présences de discontinuités de courbures sur la définition de la surface à produire et de tangences à cause de l'interpolation linéaire choisie seront des contraintes à prendre en compte.
- Les stratégies de contournage hélicoïdal et de tréflage sont principalement des stratégies d'ébauche en usinage 3 axes. Leur utilisation en fraisage 5 axes de finition est donc à développer.
- Compte tenu des sollicitations cinématiques des stratégies d'usinage choisies, la machine-outil à commande numérique dispose-t-elle d'un comportement suffisant ?

La première partie de ce mémoire va donc se concentrer sur la caractérisation de la fraise, la mise en place d'outils d'analyse de la coupe, et la détermination de conditions de coupe qui exploitent au mieux les capacités de la fraise dans le contexte de l'usinage de l'alliage de titane Ti-6Al-4V et garantissent une topologie de surface acceptable pour un travail de finition.

La seconde partie du mémoire va exploiter les outils d'analyse de la coupe sur les deux stratégies d'usinage retenues. Un développement sera réalisé pour étendre l'utilisation du contournage hélicoïdal et du tréflage au fraisage 5 axes de finition. Une analyse des sollicitations cinématiques engendrées par ces deux stratégies d'usinage va être menée pour vérifier si le choix de la machine retenue est adéquat. Enfin une comparaison expérimentale des stratégies sera conduite et montera les forces et faiblesses de chaque stratégie.

Partie I. Analyse et modélisation du fraisage 5 axes à l'échelle locale

Cette première partie du mémoire rassemble trois chapitres ayant trait au comportement en usinage de la fraise boule choisie dans un maximum de configuration d'usinage 5 axes. Le chapitre 2 va décrire la géométrie de la fraise choisie et donner quelques indications de son comportement sur la base des angles d'outil en main. Le chapitre 3 élabore des méthodes de caractérisation de la coupe (diamètres effectif, épaisseur coupé, mode d'usinage…) et propose une première analyse des configurations 5 axes. Le chapitre 4 rend compte des essais expérimentaux des configurations 5 axes.

Chapitre 2. Caractérisation et modélisation de l'outil de coupe

Ce chapitre a pour objectif de définir les caractéristiques essentielles de la fraise d'étude qui influencent le comportement en coupe. Pour cela les critères de choix de l'outil sont exposés, des méthodes et résultats de mesure sont explicités afin de caractériser la géométrie macroscopique et microscopique de la fraise. Sur la base de ces mesures, une modélisation de l'arête de coupe et de la face de coupe est menée et permet d'alimenter une étude des angles d'outil en main. Cette modélisation géométrique a également pour but d'alimenter la modélisation de la coupe mis en place au chapitre 3.

2.1. Choix de la fraise d'étude

L'étude de l'usinage de finition de forme complexe nécessite de faire un choix de fraise qui répond à un compromis de plusieurs critères :

Caractéristiques	**Critères**	**L'outil d'étude**
Diamètre d'outil	Il est dépendant du plus petit rayon de courbure concave de la surface à réaliser	12 mm
Intervalle de Tolérance du diamètre d'outil	Le plus faible possible	-0,02/-0,06 mm
Faux rond	Le plus faible possible	0,01 mm
Longueur	Elle doit être minimale pour garder une rigidité élevée, elle permet l'accès aux surfaces usinées sans collision	125 mm
Géométrie hémisphérique ou boule	Elle dépend de la stratégie d'usinage retenue	Boule
Détalonnage	Il est fonction de l'inclinaison maximale que pourra avoir l'outil par rapport à la surface à usiner	2,4 mm
Nombre de dent	Soit 1 soit le plus grand possible pour améliorer la continuité de coupe	4
Matériau	Il est à prendre en fonction de la nature du matériau de la pièce à réaliser. Il participe à la rigidité globale de l'outil	Carbure de tungstène
Revêtement	Il est à prendre en fonction de la nature du matériau de la pièce à réaliser	« méga 64 »
Angle de coupe	Il est à prendre en fonction de la nature du matériau de la pièce à réaliser	+4°
Angle d'obliquité d'arête	A choisir pour maximiser la continuité de coupe et la progressivité des efforts de coupe	15°
Pas différentiel	Peu sensible en finition, mais peut contribuer à une meilleure stabilité dynamique de coupe	Non
Attachement	Privilégier la meilleure liaison entre la queue de fraise et l'attachement	Cylindrique
Canaux d'arrosage internes	Suivant la stratégie de lubrification retenue	Non

Tableau 2-1. Caractéristiques et critères de choix d'une fraise de finition monobloc

Dans le cadre des travaux qui vont suivre, le choix de l'outil d'étude s'est porté sur un outil standard du commerce suffisamment grand (diamètre et longueur) pour effectuer des observations et des mesures d'efforts satisfaisantes.

Figure 2-1. Fraise d'étude

L'outil d'étude retenu en photo à la Figure 2-1 est donc une fraise boule en carbure de tungstène monobloc de diamètre 12 mm, 4 dents de chez SECO TOOLS (Tableau 2-1). Référence : Jabro 160120-MEGA-64. Les fabricants de fraise boule ou hémisphérique donnent quelques caractéristiques de leurs outils sur les catalogues mais sont rarement complets sur les angles d'outil ou sur le rayon d'arête. Cette difficulté vient entre autre de la variation des angles d'outil le long de l'arête en fonction du point considéré.

2.2. Caractérisation de l'outil d'étude

2.2.1. Caractérisation macroscopique

L'affûtage des fraises monoblocs est tel qu'il est difficile de réaliser plus de deux dents ayant une arête allant jusqu'à l'axe de symétrie (Figure 2-2).

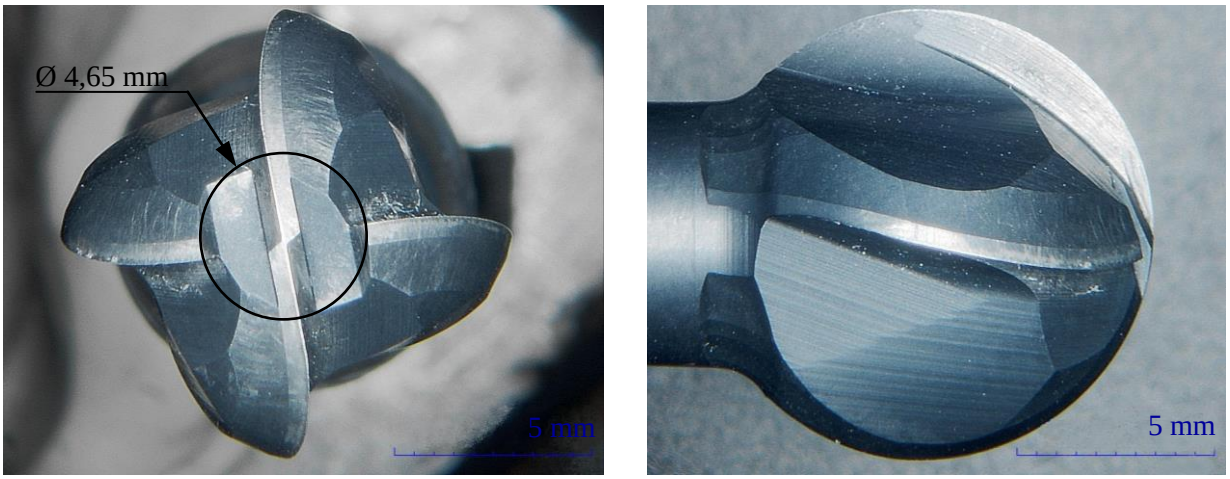


Figure 2-2. Visualisation des quatre dents de la fraise d'étude

Il existe donc un diamètre effectif limite *Dz* à partir duquel la fraise va changer de nombre de dent en travail. Pour la fraise d'étude, ce diamètre est de *Dz* = 4,65 mm (cf §1.2.4.3)

2.2.1.1. Différentes méthodes de mesure des angles d'outil

Il y a plusieurs moyens et méthodes permettant de mesurer les angles d'outil (coupe, dépouille et obliquité d'arête) en s'approchant le plus possible de la définition de la norme NF ISO 3002-1.

Bancs de mesure d'outil optique

Plusieurs entreprises proposent des appareils de mesure d'outil comme : Zoller, Walter, Seco… Dans le cadre du consortium Intercut dans lequel l'ENSAM participe, un projet collaboratif nommé EDGE a permis de réaliser une synthèse sur les moyens de mesure optique d'outil de coupe. Le LaBoMaP a

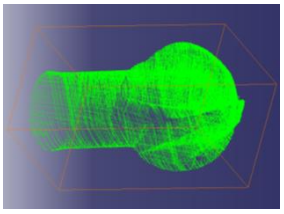
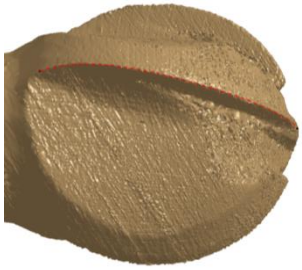
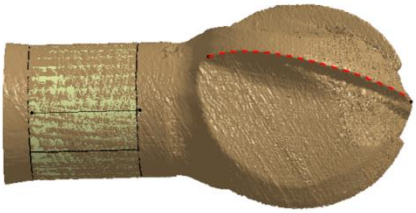
contribué à ces travaux par différents moyens dont un projet étudiants encadré entre autres par l'auteur de ce mémoire.

Profilomètre à contact

Le laboratoire n'étant pas équipé de moyens de mesure d'outil optique sophistiquée, d'autres voies ont été recherchées pour déterminer les angles d'outil. Une piste consiste à utiliser un profilomètre à contact (Hommel Surfascan 3D). La démarche consiste à mesurer des profils de fraise (face de coupe, arête, face de dépouille) dans différents plans perpendiculaires à l'axe de l'outil et dont les positions sont connues par rapport à l'axe de l'outil. Les points de mesure sont ensuite importés dans un logiciel de conception permettant de déterminer dans des plans de travail P_f les angles de coupe et de dépouille.

Numérisation 3D par nappe laser montée sur bras de robot

Dans le cadre d'une collaboration avec l'entreprise Hexagon Metrology, une numérisation de la fraise d'étude a été réalisée avec un scanner laser monté sur un bras de mesure 7 axes (ROMER Absolute Arm avec scanner intégré 7520 SI (Hexagon Metrology 2012)). Cette association permet de numériser des pièces mécaniques avec une précision volumétrique de 0,033 mm et une précision du système de numérisation de 0,058 mm (mesure selon la norme ASME B89.4.22). La numérisation de l'outil a généré un fichier de 240 000 points qui a été importé dans un logiciel de conception. La suite de la méthode est détaillée dans le Tableau 2-2.

Etape	Description	Illustration
1	Importation du fichier de points.	
2	Reconstruction d'une arête par interpolation à partir de 6 points sélectionnés.	
3	Définir l'axe de la fraise en créant un cylindre au niveau de la queue de la fraise.	

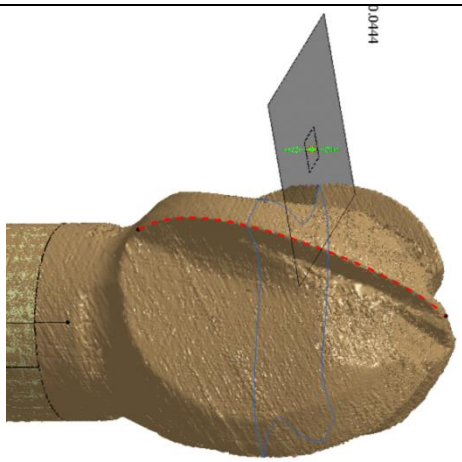
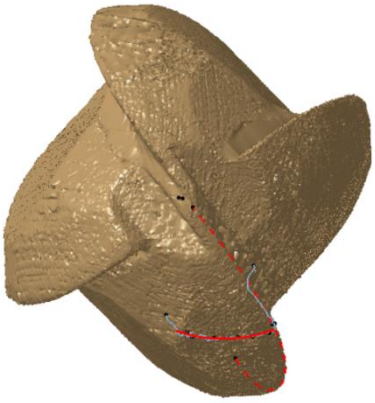
4	Faire l'intersection du nuage de points avec différents plans perpendiculaires à l'axe de l'outil.	
5	Sur chaque intersection, la face de coupe est approximée par une portion de droite et la face en dépouille par un arc de cercle. Sur chaque section, sont déterminés les angles de coupe et de dépouille. L'obliquité d'arête est obtenue en mesurant l'angle entre l'axe de fraise et la tangente à la courbe représentant l'arête pour chaque section.	

Tableau 2-2. Méthode d'obtention des angles d'outil à partir d'une numérisation 3D

Strato-numérisation de l'outil monté en broche avec un capteur laser par triangulation

Cette méthode de mesure consiste à mesurer la géométrie de l'outil avec la fraise montée dans son attachement directement lié à la broche de la machine outil. La mesure du profil circonférentiel de l'outil est prise dans différents plans perpendiculaires à l'axe de rotation par un laser à triangulation. Ce laser mesure la distance qui existe entre le spot laser sur la surface de la fraise et le laser lui-même. La position angulaire de la fraise est connue grâce au codeur de la broche qui délivre plusieurs informations dont un signal de top tour. Ryabov (Ryabov, Mori, and Kasashima 1998) a proposé une méthode de mesure d'outil allant jusqu'à la détection de l'usure d'outil, illustrée à la Figure 2-3.

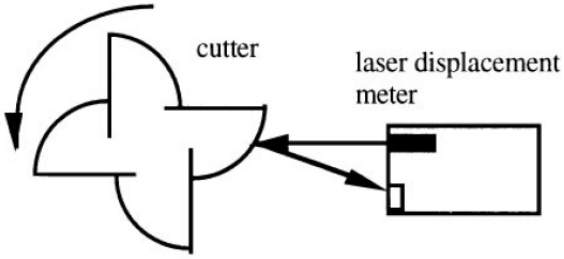


Figure 2-3. Méthode de mesure d'outil par (Ryabov, Mori, and Kasashima 1998)

Dans cette méthode l'axe du laser est choisi en direction de l'axe de rotation de la broche. Cette méthode ne permet pas l'observation de face de coupe avec un angle de coupe positif puisque l'arête vient cacher la face de coupe lors de son passage devant l'axe du tir laser.

Pour améliorer cette technique d'observation, il est possible de décaler l'axe du laser (Figure 2-4) afin de mesurer l'ensemble du profil tout en prenant en compte le décalage radial introduit noté *Dy*.

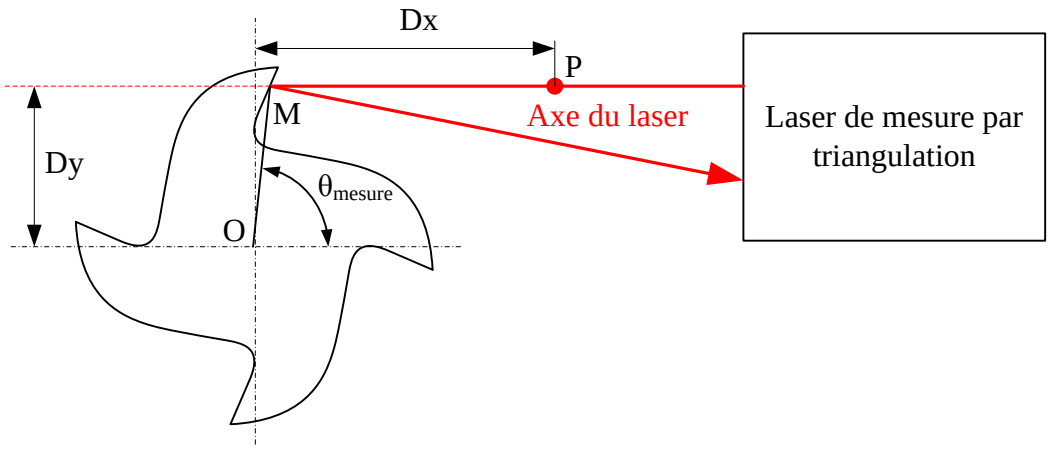


Figure 2-4. Positionnement de l'axe du laser par rapport à la broche (O) de la machine outil

La Figure 2-4 représente la position du laser dans un plan perpendiculaire à la broche (O). Sur la droite support du laser, le point *P* représente le point de référence de la mesure du capteur. *M* est le point du spot laser sur la surface de la fraise. La distance *PM* est la mesure algébrique donnée par le capteur laser. Si les dimensions *Dx* et *Dy* sont connues et que les informations de longueur *PM* et d'angle θ_{mesure} sont enregistrées au cours du temps, il est alors possible de tracer le profil de fraise en coordonnées polaires (*OM*, θ) grâce à l'équation :

$$\begin{cases} OM = \sqrt{Dy^2 + (Dx - PM)^2} \\ \theta = \theta_{mesure} + ArcTan\left[\dfrac{Dy}{Dx - PM}\right] \end{cases} \qquad \text{(Equ.2-1)}$$

Voici le protocole des mesures qui ont été prise dans le cadre de ces travaux pour garantir la connaissance des décalages *Dx* et *Dy*.

Préparation de la mise en place du laser :

1. Monter le laser sur son support. Orienter le boitier du laser de manière à ne pas être gêné par l'angle d'obliquité de l'arête de coupe.
2. Monter le support sur la table de la MO de manière à ce que le boitier du laser soit parallèle à un axe de la MOCN (par exemple l'axe *X*).
3. Contrôler l'orientation du boitier avec le comparateur fixé sur la broche de la MO :
    a. Vérifier le parallélisme du boitier avec l'axe *X* en mesurant la déviation du comparateur dans la direction *Y* de la MO.
    b. Vérifier la perpendicularité du boitier avec l'axe *Z* en mesurant la déviation du comparateur dans la direction *Z* de la MO.
4. Brancher le laser au contrôleur puis ce dernier à la carte d'acquisition de l'ordinateur.

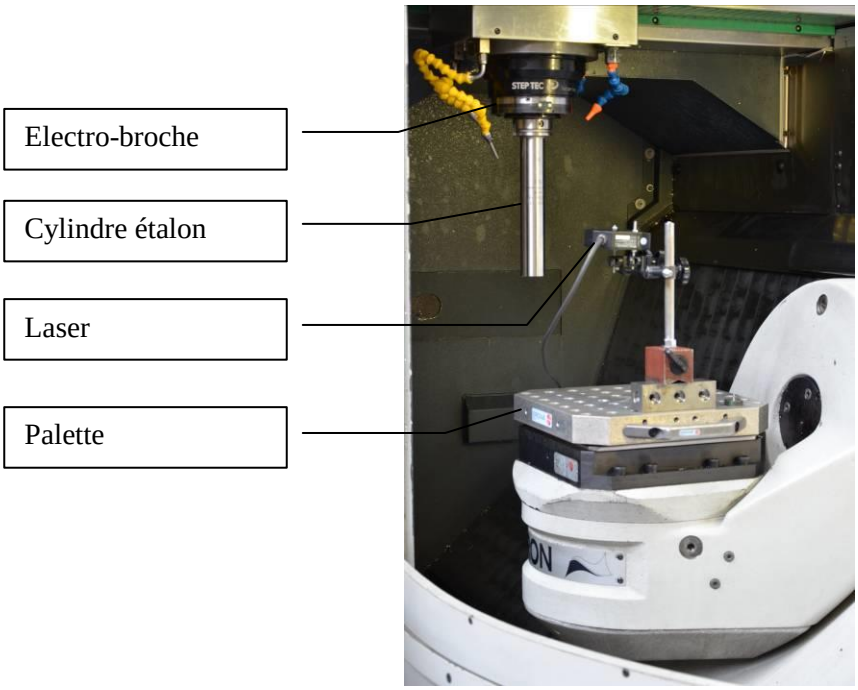


Figure 2-5. Montage du laser et du cylindre étalon

Recherche de l'origine du laser par rapport aux axes de la machine-outil :

1. Monter le cylindre étalon dans la broche (Figure 2-5)
2. Rechercher le point de rebroussement en *Y* en utilisant la visualisation de la mesure laser sur le logiciel LK-Navigator.
3. Mettre l'origine programme de la CN (DEC ou Preset) de l'axe *Y* à Zéro dans cette position.
4. Positionner l'axe *X* de manière à positionner la valeur mesurée du laser à Zéro sur le cylindre étalon.
5. Mettre l'origine programme de la CN de l'axe X égale au rayon du cylindre étalon dans cette position.
6. Monter la fraise dans la broche et placer le Zéro de la mesure laser sur l'axe de la broche.
7. Positionner l'outil de manière à ce que l'axe du laser soit coupé de moitié par le point le plus bas de l'outil. Regarder l'image du spot laser projetée sur la paroi opposée de la machine. Le spot laser ayant la forme d'un disque doit être coupé de moitié dans la position recherchée.
8. Mettre l'origine programme de la CN de l'axe Z égale à Zéro dans cette position.

D'autre part l'information de position angulaire de l'outil dans la broche est connue grâce au codeur de broche qui est un encodeur incrémental à roue dentée (256 dents) avec sortie sinusoïdale ou rectangulaire (MiniCoder GEL 244 de Lenord et Bauer). Pour récupérer les signaux du codeur, un boitier de dérivation (IBV 606 de Heidenhain) a été installé avec un facteur d'interpolation de deux. A la sortie du boitier de dérivation il y a quatre voies (format TTL) intéressantes :

- La voie 0V
- La voie *Z* : information de top tour
- La voie *A* avec 2 × 256 top par tour
- La voie *B* (en quadrature avec *A* : décalé d'un quart de période) avec 2 × 256 top par tour

L'électro-broche (StepTec HPC170) fonctionne de 0 à 24 000 tr/min. Pour s'assurer de mesures fiables avec une vitesse de broche la plus constante possible au cours de chaque tour de broche, le choix de la vitesse basse de la broche s'est porté à 1 000 tr/min.

			Rotation broche : 1 000 tr/min			Rotation broche : 10 000 tr/min		
Voie	Fréquence échantillonnage (Hz)	Nombre de top par tour	Nombre de top par min	Fréquence de la voie (Hz)	Nombre d'échantillon par top	Nombre de top par min	Fréquence de la voie (Hz)	Nombre d'échantillon par top
Z	50 000	1	1000	17	3 000	10 000	167	300
A	50 000	512	512000	8 533	5,86	5120000	85 333	0,586
Z	100 000	1	1000	17	6 000	10 000	167	600
A	100 000	512	512000	8 533	11,7	5120000	85 333	1,17

Tableau 2-3. Influence de la vitesse de broche et de la fréquence d'échantillonnage sur le nombre de points de mesure

Les voies *A* et *B* donnent une information de position angulaire avec une résolution accrue par rapport à la voie *Z* mais pour conserver un nombre suffisant de points de mesure (théorème de Shannon), l'exploitation des voies *A* et *B* n'est pas satisfaisante sur la plage de fréquence d'acquisition envisagée (Tableau 2-3). En effet le laser utilisé est un laser à triangulation (LK-G 32 de l'entreprise Keyence (Keyence 2006)) dont la fréquence du signal analogique maximale est de 50 kHz. Par ailleurs, la carte d'acquisition (National Instrument 6221) utilisée sur deux voies ne peut excéder une fréquence de 125 kHz par voie.

En conclusion, dans le cas de mesure à faible vitesse de broche (autour de 1 000 tr/min), il peut être envisagé d'exploiter les voies *A* et *B* avec une fréquence d'échantillonnage de 50 kHz. Au-delà de la vitesse de 3 000 tr/min il y a moins de 2 points de mesure par Top ce qui n'est plus satisfaisant. La seule solution est d'exploiter le signal *Z* (information d'un top par tour) avec l'hypothèse que la vitesse de rotation est stable au cours de chaque tour.

Méthode de dépouillement des résultats d'acquisition

La fraise est mesurée dans 16 plans de l'altitude 1 mm à 8,5 mm (Figure 2-6) avec un pas de 0,5 mm. A chaque fois sont notées l'altitude du plan et la position du point de référence laser (*Dx* et *Dy*) par rapport à la broche.

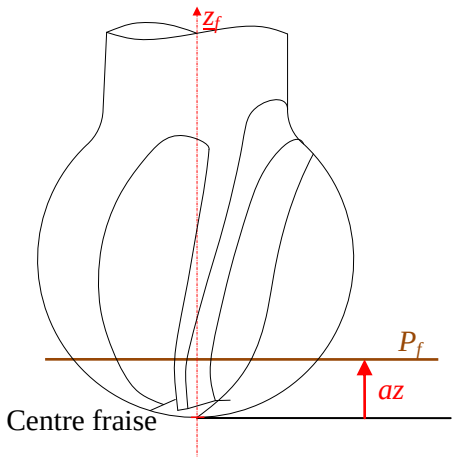


Figure 2-6. Paramétrage de l'altitude du plan P_f et définition de *az*

L'analyse des résultats d'acquisition est effectuée :

- par plan d'observation (Tableau 2-4) pour obtenir les angles de coupe γ_f de dépouille α_f dans le plan de travail P_f et la position des quatre points modélisant les arêtes $A_{n,i}$ (n pour le numéro de la dent et i pour l'indice de l'altitude du plan observé)
- puis en trois dimensions pour calculer l'obliquité d'arête λ_s de chacune des dents.

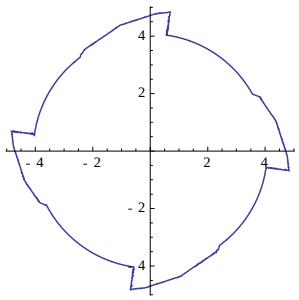
L'obliquité d'arête λ_s se mesure dans le plan d'arête de l'outil P_s. L'équation (Equ.2-2) donne l'obliquité d'arête pour toute fraise définie par une enveloppe de *Rayon[az]* et une hélice a pas constant.

$$\lambda_s[az] = \frac{\pi}{2} - ArcSin\left[\frac{\sqrt{1+\left(\frac{dRayon[az]}{daz}\right)^2}}{\sqrt{1+a^2*(Rayon[az])^2+\left(\frac{dRayon[az]}{daz}\right)^2}}\right] \quad \text{(Equ.2-2)}$$

Où *Rayon*[*az*] est la fonction donnant le rayon de l'enveloppe de fraise pour l'altitude *az* et *a* est le coefficient directeur de la fonction affine reliant la position angulaire de l'arête en fonction de l'altitude *az*.

L'obliquité d'arête $\lambda_{s\,n,i}$ (pour chaque dent et chaque altitude), est calculée par l'équation (Equ.2-3) où $\underline{A}_{n,i}$ sont les coordonnés cartésiennes de l'arête $A_{n,i}$ dans le plan P_f d'altitude az_i. Le coefficient a est déterminé grâce à la Figure 2-7.

$$\lambda_{s\,n,i} = \frac{\pi}{2} - ArcSin\left[\frac{\sqrt{1+\left(\frac{\|\underline{A}_{n,i}\|-\|\underline{A}_{n,i-1}\|}{az_i-az_{i-1}}\right)^2}}{\sqrt{1+a^2*\left(\|\underline{A}_{n,i}\|\right)^2+\left(\frac{\|\underline{A}_{n,i}\|-\|\underline{A}_{n,i-1}\|}{az_i-az_{i-1}}\right)^2}}\right] \quad \text{(Equ.2-3)}$$

Etape	Description	Illustration
1	Correction Equ.2- due aux décalages : *Dx* et *Dy* La référence angulaire de la fraise correspond au point du spot laser lorsque le top tour du codeur de broche arrive sur son niveau haut.	

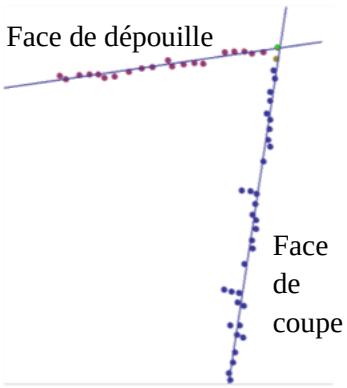
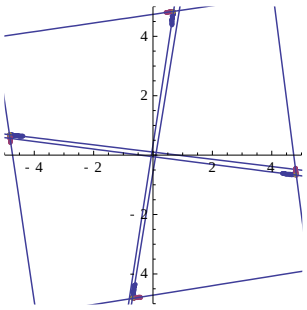
2	Pour chacune des 4 dents : Extrait des points voisins du point extrême (point vert). Extrait des points de la face de coupe (bleu), du voisinage de l'arête (jaune) et de dépouille (violet). Détermination des droites des moindres carrés sur les deux listes de points pour constituer la droite de la face de coupe et la droite de la face de dépouille. Contrôle des écarts des points à chaque droite.	
3	Pour chacune des 4 dents : Calcul des angles de coupe et de dépouille dans le plan d'observation P_f. Calcul de la position de l'arête $A_{n,i}$ (point intersection des deux droites de coupe et de dépouille) dans le référentiel de l'outil.	

Tableau 2-4. Etapes d'analyse des données mesurées dans un plan

2.2.1.2. Résultats des mesures des angles d'outil en main

Les résultats explicités ici sont basés sur la méthode de strato-numérisation d'outil monté en broche par laser.

La première observation est de regarder l'angle d'hélice de l'arête en traçant la position angulaire de chaque arête en fonction de l'altitude du point considéré az_i. La Figure 2-7 présente par des points la position angulaire des arêtes et par un trait continu la modélisation linéaire trouvée. L'évolution par dent montre que l'affûtage de la fraise a été conduit pour garder une hélice à pas constant. Ce choix implique que l'angle d'obliquité d'arête ne sera pas constant. En effet il existe l'affûtage à pas d'hélice constant ou à angle d'hélice constant. Cette dernière présente l'avantage de garder l'angle d'obliquité d'arête constant sur le profil, ce qui n'est pas le cas ici.

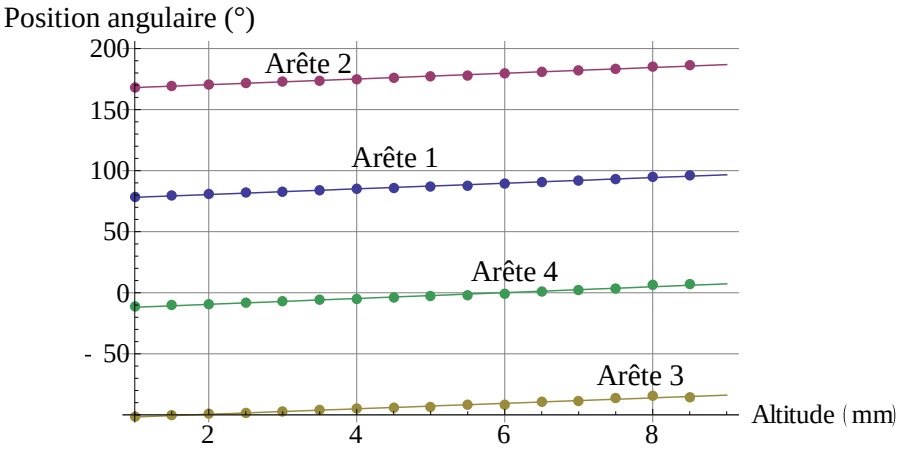


Figure 2-7. Position angulaire des arêtes en fonction de leur altitude *az*

L'évolution de l'angle d'obliquité d'arête (Figure 2-8) montre que celui-ci n'est pas constant le long de l'arête. Le carburier annonçait un angle nominal de 15°, les mesures indiquent des valeurs proches pour des altitudes supérieures à 4 mm. Pour les faibles altitudes, l'angle d'obliquité est faible, ce qui se traduit par une faible progressivité de l'engagement de l'arête de coupe dans la matière : toute la portion d'arête pénètre dans la matière au même moment. Sur ce point de vue, la coupe sera meilleure pour les portions d'arête où l'obliquité sera maximale.

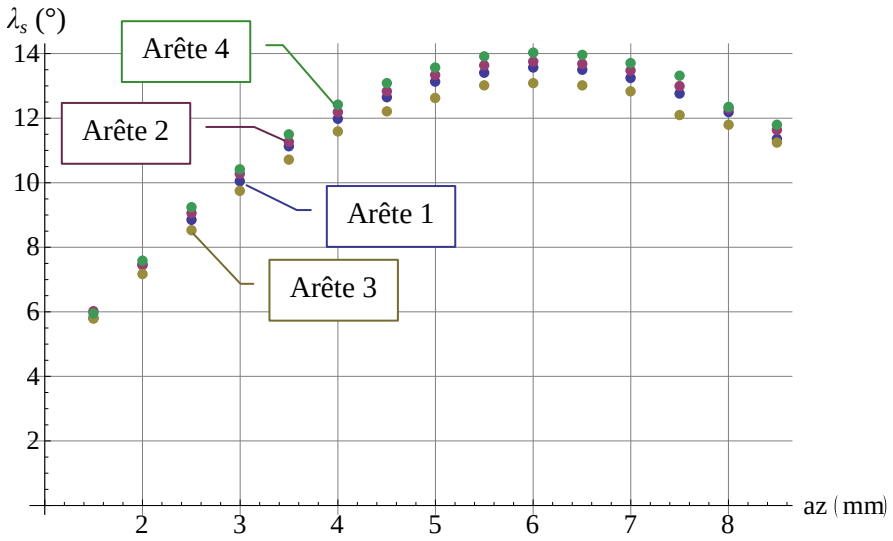


Figure 2-8. Evolution de l'angle d'obliquité d'arête

Les mesures faites dans le plan de travail conventionnel P_f ne permettent pas la connaissance des angles de coupe et de dépouille dans les autres plans d'observation comme le plan orthogonal à l'outil P_o ou le plan normal à l'arête P_n. En revanche ces angles se rejoignent pour un plan P_f particulier : celui de l'équateur de la sphère enveloppe pour $az = 6$ mm. La Figure 2-9 montre pour les quatre arêtes de coupe, l'évolution de l'angle de coupe latéral de l'outil γ_f. L'écart de mesure des angles entre les quatre arêtes est vraisemblablement du aux incertitudes de mesure. En effet, la qualité de mesure est accrue lorsque l'axe du laser a un angle d'incidence normal sur la surface à mesurer. Le décalage radial de l'axe du laser (Figure 2-4) permet l'observation de la face de coupe mais il subsiste un angle important entre la normale locale de la face de coupe et l'axe du laser. Par ailleurs la Figure 2-9 présente trois zones de niveau d'angle de coupe différent :

- La zone 1 : pour les altitudes comprises entre 1 à 5 mm. Cette zone de la fraise se caractérise par un angle de coupe latéral γ_f faible (sans doute positif) compris entre 0 et 2°.
- La zone 2 : pour les altitudes comprises entre 5,5 et 7 mm. Cette zone de la fraise se caractérise par un angle de coupe latéral γ_f moyen voisin de 2 à 4°.
- La zone 3 : pour les altitudes comprises entre 7,5 et 8,5 mm. Cette zone de la fraise se caractérise par un angle de coupe latéral γ_f négatif avec une évolution importante.

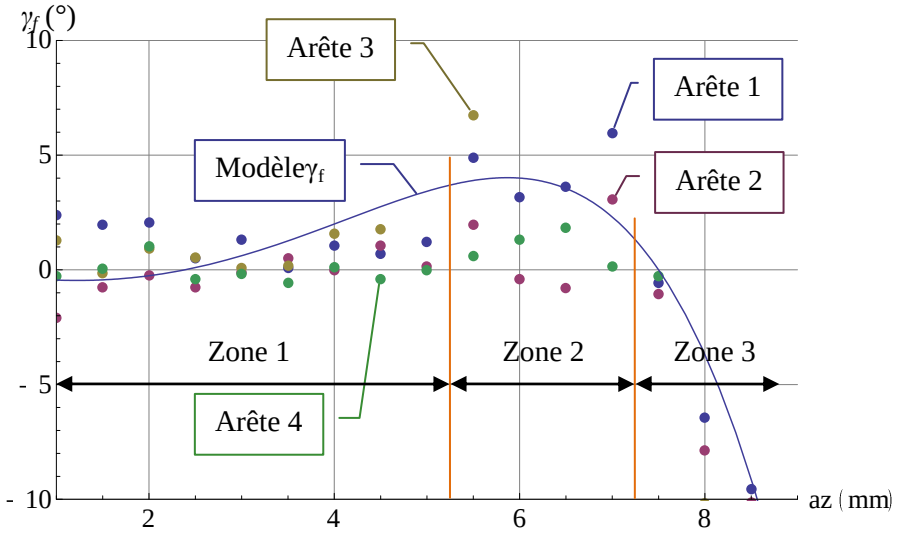


Figure 2-9. Evolution de l'angle de coupe latéral de l'outil

Sur la base des points mesurés, une fonction modèle polynômiale de degré 5 est déterminée. Elle est notée *Modèle*γ_f *[az]*. Cette fonction permettra de construire une modélisation de la face de coupe.

Les mesures d'angle de dépouille latérale α_f tracées à la Figure 2-10 montrent une évolution décroissante en fonction de l'altitude et tend vers une asymptote autour de 10° environ. Cela signifie que le risque de talonnage de la face de dépouille est faible. Pour une fraise cylindrique de diamètre 12 mm avec 4 dents et un angle de dépouille latérale de 10°, il faudrait (Equ.2-4) une avance par dent de près de 1,7 mm pour talonner avec la face en dépouille.

$$f_{z\,limite} = \frac{\pi \times D}{Z} \times Tan[\alpha_f] \qquad \text{(Equ.2-4)}$$

La fraise étudiée ici étant prévue pour une application en finition, le phénomène de talonnage n'aura pas lieu.

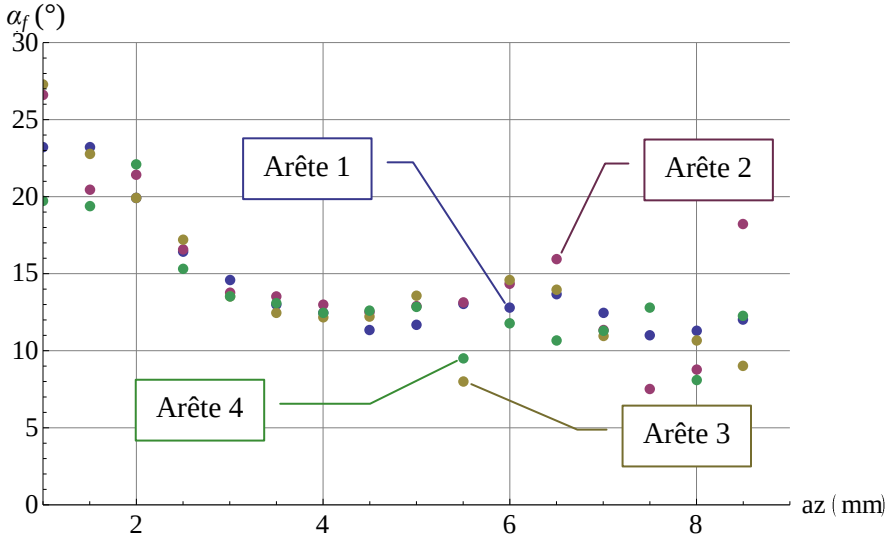


Figure 2-10. Evolution de l'angle de dépouille latéral de l'outil

2.2.2. Caractérisation à l'échelle microscopique

2.2.2.1. Le faux rond

Le faux rond pour les usineurs correspond au défaut de battement simple de métrologie. Il résulte de plusieurs défauts suivant la référence de la mesure et la surface mesurée. Voici quelques éléments fréquemment cités :

- Le faux rond intrinsèque à l'outil : entre les arêtes et la queue de la fraise,
- Le faux rond de l'attachement
- Le faux rond de la broche

Dans les travaux qui vont suivre, le faux rond envisagé sera le faux rond des dents de la fraise par rapport à la broche de la machine-outil (sauf mention contraire).

Par ailleurs, le faux rond est souvent caractérisé uniquement par un rayon, toutefois il faut le positionner angulairement dans le plan ou dans l'espace si la présence d'un défaut axial de la broche est considérée. Ici la modélisation du faux rond sera faite uniquement dans la direction radiale à l'axe de la broche (en négligeant le défaut axial) par un rayon et un angle positionnant le centre des quatre arêtes par rapport à l'axe de rotation de la broche.

En se basant sur les mesures faites avec la méthode de strato-numérisation par laser avec outil monté en broche, il est possible de retrouver les coordonnées du centre géométrique des quatre arêtes C_i en cherchant le barycentre des quatre Arêtes $A_{n,i}$.

$$\underline{C_i} = \underline{A}_{1,i} + \underline{A}_{2,i} + \underline{A}_{3,i} + \underline{A}_{4,i} \qquad \text{(Equ.2-5)}$$

Le centre géométrique des arêtes C_i peut être ensuite exprimé dans un repère cylindrique pour faire apparaitre le rayon et l'angle de faux rond. Dans l'exemple précédent le faux rond mesuré est de 11 µm soit un rayon de faux rond de 5,5 µm avec un angle de -63° par rapport à la référence angulaire de la fraise. Le rayon moyen mesuré de la fraise est alors de 5,978 mm. Par rapport à la broche, le centre de la fraise est défini par :

$$\underline{CentreFraise}[RayonFauxRond, AngleFauxRond] = \begin{Bmatrix} RayonFauxRond \times Cos[AngleFauxRond] \\ RayonFauxRond \times Sin[AngleFauxRond] \\ 0 \end{Bmatrix} \qquad \text{(Equ.2-6)}$$

Le faux rond est influencé par les conditions matérielles comme le type d'attachement utilisé ainsi que la vitesse de rotation de la broche. Deux attachements très différents ont été comparés en regardant l'influence de la vitesse de rotation de la broche sur la mesure du faux rond de la queue de l'outil au plus près des arêtes :

- Le capteur rotatif est le capteur 9123 de Kistler monté avec une rallonge et une interface avec l'outil en pince Schaublin D29. La vitesse de rotation maximale du capteur est de 10 000 tr/min. Cet attachement n'est pas classique pour la finition de surfaces complexes, mais il sera utilisé pour mesurer les efforts ultérieurement. Il est donc intéressant de le caractériser sur ce point.
- L'attachement Big est un attachement avec une liaison en pince avec la queue de fraise.

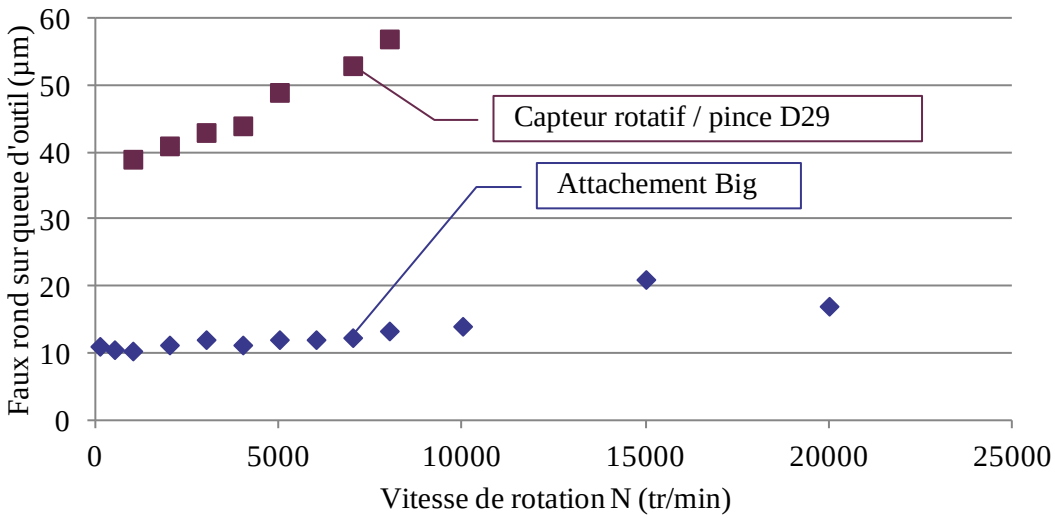


Figure 2-11. Influence de l'attachement et de la vitesse de rotation sur le faux rond de la queue d'outil

La Figure 2-11 montre uniquement le rayon du faux rond évoqué précédemment. Elle met en évidence deux comportements bien distincts :

- L'attachement Big reste sur un niveau faible de faux rond, entre 11 et 21 µm, et l'influence de la vitesse de rotation est relativement faible (surtout sur la plage de 0 à 10 000 tr/min).
- Le capteur rotatif présente un niveau élevé de faux rond, entre 39 à 57 µm, avec une forte influence de la vitesse de rotation.

En usinage de finition, le faux rond va directement influencer l'état de surface. Il est donc primordial de choisir des conditions matérielles pour lesquelles le faux rond sera minimal. La broche de la fraiseuse HSM 600U est qualifiée pour avoir un faux rond de moins de 10 µm à 189 mm du nez de broche. La solution de l'attachement Big avec ses 11 à 12 µm de faux rond parait donc un compromis satisfaisant.

2.2.2.2. Le rayon d'arête

Le rayon d'arête r_β défini par la norme ISO 3002-1 (sous le nom de rayon de l'arête arrondie) caractérise la géométrie de la surface entre la face de coupe et la face de dépouille dans le plan normal à l'arête P_n. cette norme modélise la section de l'arête par un arc de cercle caractérisé par son rayon r_β. Suivant l'affûtage de l'outil, ce rayon peut être de dimension très variable de quelques micromètres à quelques centièmes de millimètre. D'autre part la norme ne précise pas comment situer les limites de l'arête par rapport aux faces de coupe et de dépouille. Il existe plusieurs appareils permettant la mesure du rayon d'arête. Le résultat de mesure est le fruit de la méthode de mesure de l'arête et du traitement des données. Par contre, il est rare de trouver la façon dont sont traitées les données d'acquisition pour déterminer le rayon d'arête. Wyen et Wegener (Wyen and Wegener 2010) proposent une méthode de traitement itératif des données (Figure 2-12) dans leurs étude sur l'influence du rayon d'arête sur les efforts de coupe.

- Etape 1. Deux listes de points sont sélectionnées sur les faces de coupe et de dépouille.
- Etape 2. Deux droites des moindres carrés sont déterminées sur la base des listes de points. Ces droites forment un angle β entre elles et la bissectrice coupe le profil d'arête en un point P_{int}.

- Etape 3. Un cercle tangent aux droites est recherché passant par le point P_{int}. Les points de tangence du cercle avec les droites constituent les nouvelles limites des listes de points initialement déterminés à l'étape 1.
- Etape 4. Répétition des étapes 2 et 3 jusqu'à ce que l'écart entre les points de tangence de deux itérations successives soit voisin de zéro.
- Etape 5. Une liste de points du profil d'arête compris entre les deux derniers points de tangence permet de déterminer un cercle des moindres carrés. Le rayon de ce cercle est le rayon d'arête.

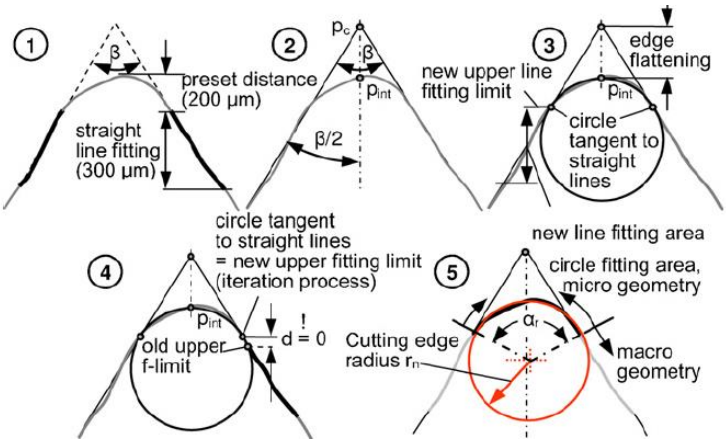


Figure 2-12. Etapes de la méthode de détermination du rayon d'arête (Wyen and Wegener 2010)

Cette méthode de détermination est intéressante dans la mesure où le rayon d'arête calculé est au plus près de la géométrie du profil d'arête, par contre il y a une dissociation de contact entre le cercle modélisant l'arête et les faces de coupe et de dépouille. Le centre du cercle des moindres carrés n'étant pas nécessairement sur la bissectrice des deux droites représentatives des faces de coupe et de dépouille.

Une nouvelle méthode de contrôle des écarts est proposée pour maitriser les écarts entre les différentes étapes de l'itération.

- Etape 1. Sélectionner deux listes de points sur les faces de coupe et de dépouille.
- Etape 2. Rechercher les droites des moindres carrés sur les faces de coupe et de dépouille. Contrôler l'écart moyen et maximal entre les droites modélisées et les points mesurés. Déterminer la droite bissectrice aux deux droites. Rechercher le point mesuré P_{int} le plus proche de la droite bissectrice.
- Etape 3. Initialiser la variable n à 3.
- Etape 3. Créer une liste de n points mesurés centrés sur le point P_{int} parmi les points du profil d'arête. Chercher le cercle des moindres carrés basé sur la liste des points sélectionnés. Le centre du cercle est contraint à être sur la droite bissectrice. Mesurer la distance des points de la liste au cercle : distance moyenne et distance maximale.
- Etape 4. Répéter l'étape 3 en augmentant le nombre de points d'une unité. La boucle s'arrête lorsque le rayon d'arête est le plus grand possible et que la distance moyenne entre les points de la liste et le cercle est inférieure à la moyenne des distances moyennes de l'étape 2, ou minimale.

Cette méthode permet de construire un cercle et deux droites dont les écarts aux points mesurés sont homogènes tout en gardant une construction symétrique (Figure 2-13). Elle a été appliquée sur des

mesures de profil obtenues par un profilomètre à contact (Hommel Surfascan 3D) situé à proximité du plan équatorial de la sphère enveloppe de l'outil pour les quatre arêtes de la fraise. Le stylet utilisé avait un angle de cône de 12° et un rayon de raccordement de 25 µm. La géométrie de ce stylet a été choisie pour filtrer la rugosité des surfaces et de s'affranchir du risque de talonnage. L'appareil délivre un point de mesure tous les micromètres de déplacement.

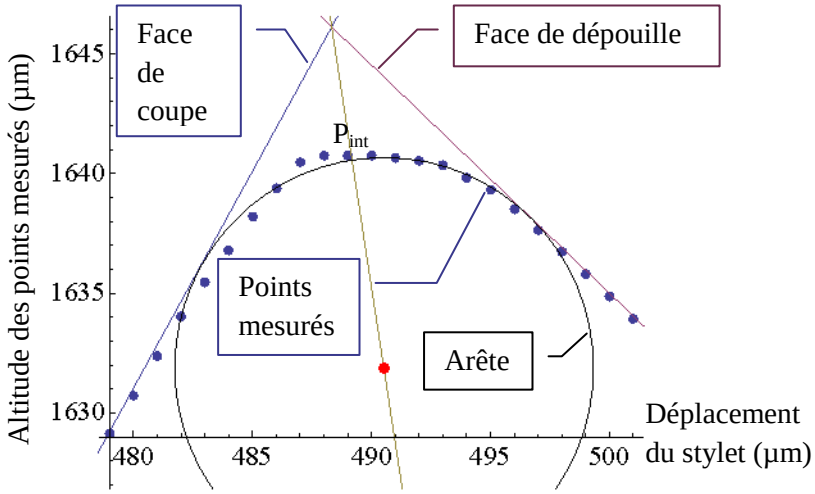


Figure 2-13. Modélisation du rayon d'arête de la dent 1

	Dent	1	2	3	4	Moyenne	Ecart type
	Rayon d'arête (µm)	**8,03**	**7,35**	**7,38**	**7,97**	**7,68**	**0,37**
Ecart moyen entre les points mesurés et :	le cercle de l'arête (µm)	0,174	0,517	0,151	0,813	**0,414**	**0,314**
	la droite de la face de coupe (µm)	0,190	0,290	0,547	0,224	**0,313**	**0,161**
	la droite de la face de dépouille (µm)	0,276	0,255	0,174	0,110	**0,204**	**0,076**

Tableau 2-5. Résultats des mesures de rayon d'arête

Le Tableau 2-5 renvoie les résultats de la méthode de contrôle des écarts associée au moyen de mesure Surfascan. Celle-ci a permis pour les dents 1 et 3 de déterminer un cercle modélisant l'arête en gardant un écart moyen voisin de ceux qui existent pour les faces de coupe et de dépouille. Ce n'est par contre pas le cas des dents 2 et 4 pour lesquelles les minima trouvés restent supérieur (dans un rapport de deux à quatre) aux écarts moyens des faces. Cela étant, cette méthode permet de situer le rayon d'arête dans un intervalle compris entre 7 et 8 micromètres ce qui est suffisant à ce niveau pour qualifier l'outil en vue de préciser ses conditions de coupe. L'épaisseur coupée devra être supérieure à 8 µm pour que l'énergie spécifique de coupe reste sur un niveau stable.

2.3. Modélisation géométrique de l'arête et de la face de coupe

Cette modélisation va permettre d'alimenter plusieurs calculs : le calcul des angles de coupe en main et en travail, l'épaisseur coupée et l'estimation des efforts de coupe.

2.3.1. Modélisation basée sur la méthode d'affûtage de la fraise

Un affûteur détermine le profil et la trajectoire de la meule pour obtenir au mieux la géométrie nominal de la fraise définie par le concepteur, toutefois il peut y avoir des écarts. La modélisation se base sur la connaissance de la fabrication de l'outil. Elle consiste à déterminer l'enveloppe de la trajectoire de la meule d'affûtage (Figure 2-14). Pour cela, il faut connaitre la géométrie de la meule, son positionnement et sa trajectoire d'affûtage dans le repère de la fraise.

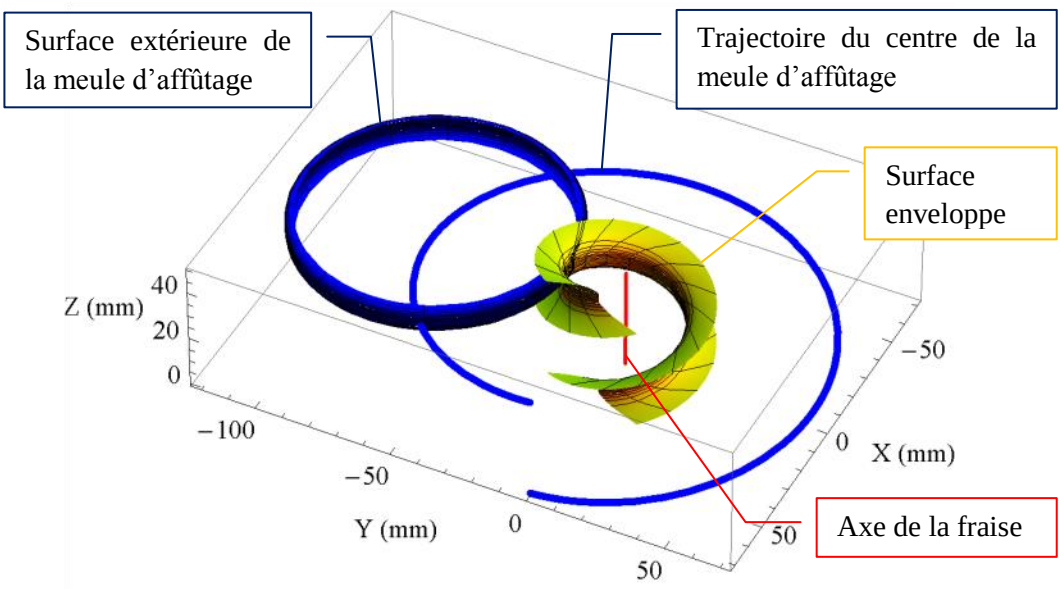


Figure 2-14. Enveloppe de la trajectoire d'une meule d'affûtage sur un pas d'hélice

La démarche de détermination de la surface enveloppe consiste à construire une fonction *ProfilMeule* qui définit le profil de la meule d'affûtage en fonction du paramètre axial *h*. Le vecteur *SurfaceMeule* définit la surface extérieure de la meule d'affûtage fonction de l'angle θ et du paramètre *h*.

$$\underline{SurfaceMeule}[\theta, h] = \begin{Bmatrix} ProfilMeule[h] \times Cos[\theta] \\ ProfilMeule[h] \times Sin[\theta] \\ h \end{Bmatrix} \qquad \text{(Equ.2-7)}$$

La trajectoire du centre de la meule d'affûtage est définie par la trajectoire de la meule dans le référentiel de la fraise et pilotée par la machine d'affutage. Elle est notée : *TrajectoireCentreMeule*. Cette trajectoire est un vecteur qui est fonction du temps t.

$$\underline{TrajectoireMeule}[\theta, h, t] = \underline{SurfaceMeule}[\theta, h] + \underline{TrajectoireCentreMeule}[t] \qquad \text{(Equ.2-8)}$$

L'enveloppe de la trajectoire de la meule d'affûtage est déterminée en recherchant la fonction $\theta = f\,[h,t]$ qui résout (Equ.2-9) :

$$Det \begin{vmatrix} \dfrac{\partial \underline{TrajectoireMeule}[\theta, h, t]}{\partial \theta} \\ \dfrac{\partial \underline{TrajectoireMeule}[\theta, h, t]}{\partial h} \\ \dfrac{\partial \underline{TrajectoireMeule}[\theta, h, t]}{\partial t} \end{vmatrix} = 0 \qquad \text{(Equ.2-9)}$$

La surface enveloppe (ie la surface de l'outil affûté) est alors obtenue par :

$$\underline{SurfaceEnveloppe}[h, t] = \underline{TrajectoireMeule}[\, f[h, t]\,, h\,, t\,] \qquad \text{(Equ.2-10)}$$

Pour connaitre la surface de la face de coupe, il faudrait disposer des informations de la meule de finition qui réalise cette surface. La difficulté d'emploi de cette méthode se focalise sur la connaissance de la trajectoire et le profil de la meule d'affûtage qui reste un savoir faire des carburiers.

Ne disposant pas de ces informations une autre méthode de modélisation de la face de coupe a été proposée, basée sur la numérisation de la fraise.

2.3.2. Modélisation basée sur les mesures de la strato-numérisation

La mesure directe de l'outil permet de faire abstraction des informations inconnues. La méthode de strato-numérisation a permis de déterminer :

- la position angulaire de chaque arête en fonction de l'altitude,
- une fonction modèle de répartition de l'angle de coupe latéral en fonction de l'altitude,
- le faux rond de la fraise monté en broche (rayon et position angulaire).

L'arête de coupe va être construite comme l'intersection d'une hélice circulaire et de la sphère enveloppe de la fraise. La face de coupe sera modélisée par une surface réglée construite à partir de l'arête de coupe et de la fonction Modèleγ_f.

2.3.2.1. Modélisation de l'arête de coupe

Le constat de linéarité de la position angulaire de chaque arête en fonction de l'altitude *az* conduit à une modélisation linéaire : *Theta*[*az*] ayant un coefficient directeur a_n voisin de 0,04 rad/mm et des ordonnées à l'origine b_n qui dépendent de chaque arête.

$$Theta[az]_n = a_n \times az + b_n \qquad \text{(Equ.2-11)}$$

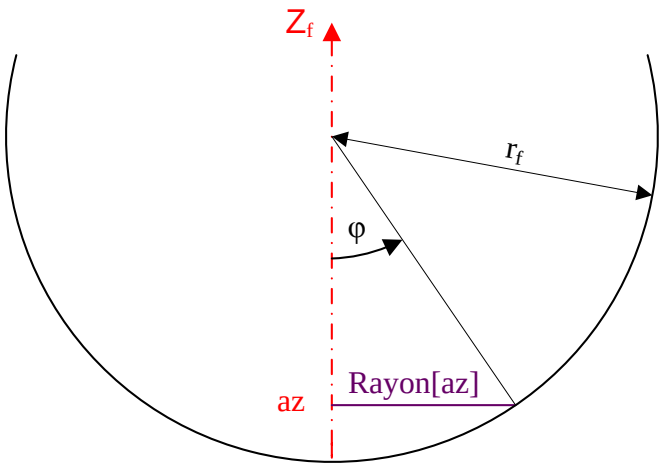


Figure 2-15. Paramétrage du rayon du point courant d'altitude *az*

Le rayon (Figure 2-15) d'un point d'altitude *az* situé sur un cercle de rayon r_f (le rayon de la fraise) est calculé par :

$$Rayon[az] = \sqrt{r_f^2 - (r_f - az)^2} \qquad \text{(Equ.2-12)}$$

L'arête de coupe est alors une courbe de l'espace notée <u>*Arête3D*</u> définie à partir du centre de la fraise (Equ.2-6) qui dépend du faux rond :

$$\underline{Arête3D}[az]_n = \underline{CentreFraise} + \begin{Bmatrix} Rayon[az] \times Cos[Theta[az]_n] \\ Rayon[az] \times Sin[Theta[az]_n] \\ az \end{Bmatrix} \qquad \text{(Equ.2-13)}$$

2.3.2.2. Modélisation de la face de coupe

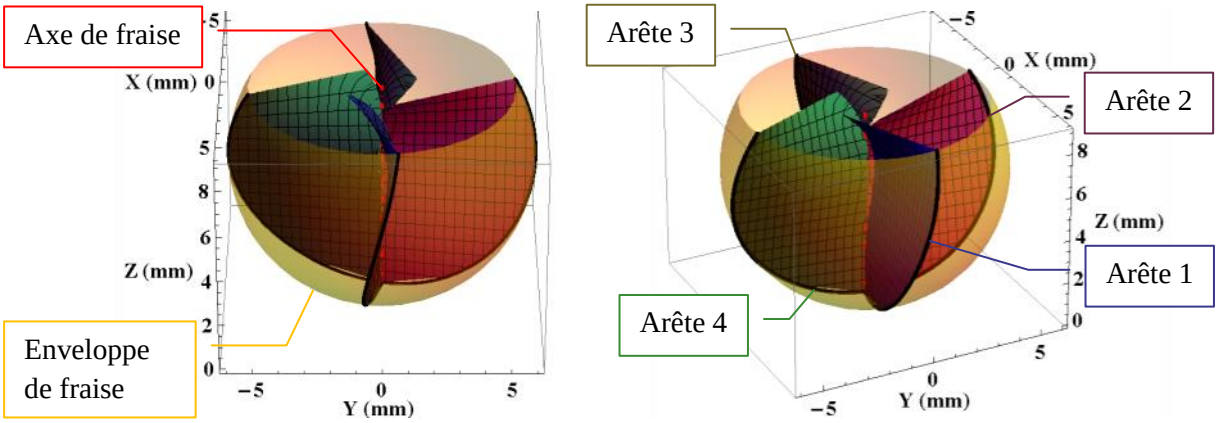


Figure 2-16. Représentation de la fraise avec les quatre faces de coupe

Cette face de coupe est construite à partir de la connaissance de l'arête de coupe *Arête3D* et de l'angle de coupe latéral *Modèle*γ_f qui sont deux fonctions du seul paramètre d'altitude *az*.

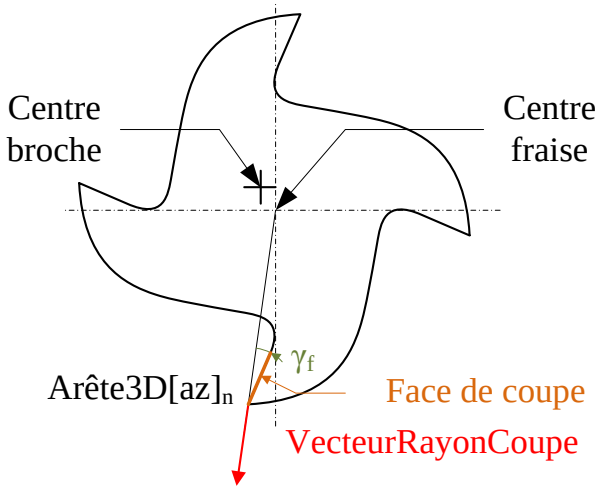


Figure 2-17. Construction de la face de coupe dans le plan P_f d'altitude az

L'intersection de la face de coupe et du plan *Pf* d'altitude *az* est une droite qui est construite par une rotation d'axe *Z* et d'angle - *Modèle*γ_f du vecteur *VecteurRayonCoupe*. Ce vecteur est un vecteur unitaire défini dans le plan P_f par :

$$\underline{VecteurRayonCoupe}[az]_n = \frac{\underline{Arête3D}[az]_n - \underline{CentreFraise} - \{0,0,az\}}{\left\|\underline{Arête3D}[az]_n - \underline{CentreFraise} - \{0,0,az\}\right\|} \quad \text{(Equ.2-14)}$$

RotationZ[θ] est la matrice de changement de base de rotation d'angle θ autour de l'axe *Z* d'un repère orthonormé direct. Une première face de coupe est construite avec les variables *az* pour l'altitude et *u* pour le paramètre de pilotage du point courant le long de la droite : passant par *Arête3D*$[az]_n$ et de vecteur directeur -*VecteurRayonCoupe*$[az]_n$.

$$\begin{aligned} &\underline{FaceDeCoupe1}[az,u]_n \\ &= \underline{Arête3D}[az]_n \\ &+ \underline{\underline{RotationZ}}\left[-Modèle\gamma_f\ [az]\right].\left(-\underline{VecteurRayonCoupe}[az]_n\right) \times u \end{aligned} \quad \text{(Equ.2-15)}$$

Une autre façon de paramétrer la face de coupe est de définir cette surface avec le paramètre d'altitude *az* et le rayon *R* du point courant le long de la droite citée précédemment. Pour cela une fonction $u = Ucalculé[az,R]_n$ est calculée tel que :

$$\left\|\underline{FaceDeCoupe1}[az,u]_n - \{0,0,az\}\right\| = R \quad \text{(Equ.2-16)}$$

La face de coupe définie en fonction de *az* et de *R* devient :

$$\underline{FaceDeCoupe}[az,R]_n = \underline{FaceDeCoupe1}[az, Ucalculé[az,R]_n]_n \quad \text{(Equ.2-17)}$$

2.3.2.3. Contrôle des écarts

La mesure dans chaque plan P_f des écarts entre les quatre arêtes mesurées par la méthode de strato-numérisation et la modélisation proposée est résumée dans le Tableau 2-6 . Compte tenu des incertitudes de mesure (observées sur la Figure 2-9), ces écarts sont considérés comme acceptables pour valider le choix de la modélisation proposée.

	Arête 1	Arête 2	Arête 3	Arête 4
Ecart moyen (mm)	0,043	0,040	0,061	0,055
Ecart maximum (mm)	0,089	0,097	0,192	0,151

Tableau 2-6. Mesure des écarts entre les arêtes mesurés et les arêtes modélisées

2.4. Analyse des angles d'outil en main

L'analyse des angles d'outil va être faite en s'appuyant sur la norme ISO 3002-1. L'intérêt de cette approche est de renseigner l'utilisateur de cette fraise sur sa capacité de coupe et ce dans un grand nombre de configurations d'usinage 5 axes possibles. Il existe plusieurs angles caractéristiques (coupe, taillant et dépouille) qui peuvent s'exprimer dans différents plans spécifiques (P_f, P_o, P_n). Grâce à la modélisation de l'arête et de la face de coupe proposée précédemment, l'angle de coupe dans l'ensemble des plans cités et l'obliquité d'arête sont accessibles. Pour ne pas inonder le lecteur d'angles de coupe différents, l'angle de coupe dans le plan normal à l'arête P_n sera privilégié pour l'étude. Cet angle est en effet considéré par plusieurs auteurs : (Yang and Park 1991), (Yucesan and Altintas 1996), (Sadeghi, Haghighat, and Elbestawi 2003), (Liu et al. 2005) comme le paramètre angulaire le plus pertinent pour les modèles d'efforts de coupe.

2.4.1. Méthode de calcul des angles d'outil en main

La méthode s'appuie sur le développement de (Fromentin and Poulachon 2010). Pour déterminer l'angle de coupe normal et l'obliquité d'arête, il faut définir le plan de référence de l'outil P_r (exprimé par son vecteur normal $\underline{VNP_r}$), le plan normal à l'arête P_n (exprimé par son vecteur normal $\underline{VNP_n}$) et le plan d'arête de l'outil P_s (exprimé par son vecteur normal $\underline{VNP_s}$) ainsi que le vecteur normal à la face de coupe ($\underline{VNFdC}$). Ils sont calculés comme suit pour l'arête 1 (n = 1) :

$$\underline{VNP_r}[az] = Normer\left[\left(\underline{Arête3D}[az]_1 - \{0,0,az\}\right) \times \{0,0,1\}\right] \quad \text{(Equ.2-18)}$$

$$\underline{VNP_n}[az] = Normer\left[\frac{\partial \underline{Arête3D}[az]_1}{\partial az}\right]$$

$$\underline{VNFdC}[az] = Normer\left[\frac{\partial FaceDeCoupe}{\partial az}[az, Rayon[az]] \times \frac{\partial FaceDeCoupe}{\partial R}[az, Rayon[az]]\right]$$

$$\underline{VNP_s}[az] = Normer\left[\underline{VNP_n}[az] \times \underline{VNP_r}[az]\right]$$

L'angle de coupe normal γ_n est calculé comme l'angle entre le vecteur intersection de $\underline{VNFdC}$ et de $\underline{VNP_n}$ et le vecteur intersection de $\underline{VNP_r}$ et de $\underline{VNP_n}$:

$$\underline{VIFdC_P_n}[az] = Normer\left[\underline{VNFdC}[az] \times \underline{VNP_n}[az]\right] \quad \text{(Equ.2-19)}$$

$$\underline{VIP_r_P_n}[az] = Normer\left[\underline{VNP_r}[az] \times \underline{VNP_n}[az]\right]$$

$$\gamma_n[az] = ArcSin\left[\left\|\underline{VIFdC_P_n}[az] \times \underline{VIP_r_P_n}[az]\right\|\right]$$

L'angle d'obliquité d'arête λ_s est calculé comme l'angle entre le vecteur intersection de $\underline{VNP_n}$ et de $\underline{VNP_s}$ et le vecteur intersection de $\underline{VNP_r}$ et de $\underline{VNP_s}$:

$$\underline{VIP_n_P_s}[az] = Normer\left[\underline{VNP_n}[az] \times \underline{VNP_s}[az]\right] \quad \text{(Equ.2-20)}$$

$$\underline{VIP_r_P_s}[az] = Normer\left[\underline{VNP_r}[az] \times \underline{VNP_s}[az]\right]$$

$$\lambda_s[az] = \frac{\pi}{2} - ArcSin\left[\left\|\underline{VIP_n_P_s}[az] \times \underline{VIP_r_P_s}[az]\right\|\right]$$

2.4.2. Résultat de l'obliquité d'arête en main

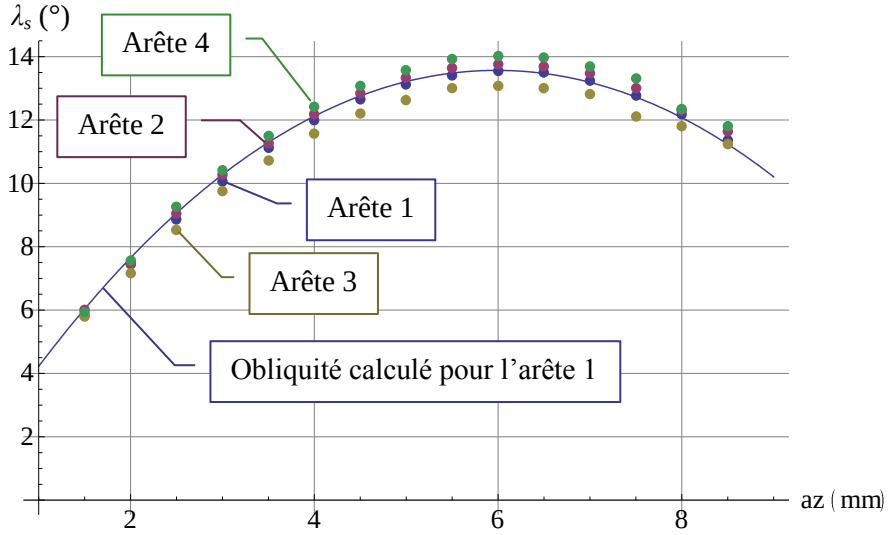


Figure 2-18. Obliquité d'arête basée sur la modélisation de la fraise et les points mesurés

Suite aux mesures de fraise par la méthode de strato-numérisation, l'angle de coupe latéral, l'angle de dépouille latérale et l'obliquité d'arête ont été tracés. L'obliquité calculée par (Equ.2-20) permet d'observer à la Figure 2-18 que l'écart avec les mesures est faible justifiant par la même le choix de la modélisation de l'arête de coupe.

2.4.3. Résultat de l'angle de coupe normal de l'outil

L'évolution de l'angle de coupe normal montre à la Figure 2-19 quatre zones de travail distinctes :

- la zone 1 avec *az* compris dans l'intervalle [0 ; 0,5] où 0° < γ_n < 4°,
- la zone 2 avec *az* compris dans l'intervalle [0,5 ; 6] où 4° < γ_n < 7°,
- la zone 3 avec *az* compris dans l'intervalle [6 ; 7] où 0° < γ_n < 4°,
- la zone 4 avec *az* supérieur à 7 mm où γ_n est négatif.

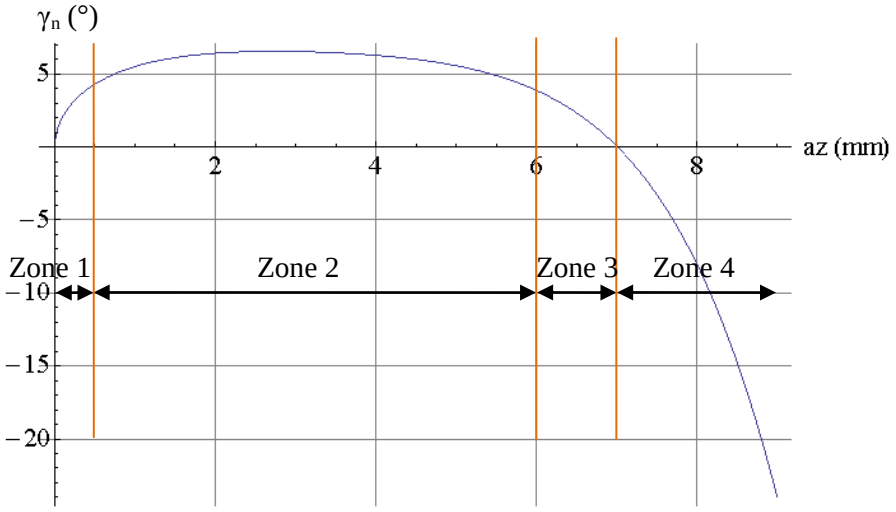


Figure 2-19. Evolution de l'angle de coupe normal basé sur la modélisation

L'observation des quatre zones de la Figure 2-19 montre que le travail dans la zone 4 sera différent par rapport au reste de la fraise. Celle-ci est spécifiée (Tableau 2-1) pour avoir un angle de coupe de +4°. Le travail en zone 4 est donc à déconseiller. La zone 2 présente un angle de coupe normal supérieur aux zones 1 et 3 avec une variation de niveau faible (2°), la coupe dans cette zone pourrait être meilleure, notamment sur le niveau d'effort de coupe. Les zones 1 et 3 conservent un angle de coupe positif ce qui permet de travailler des matériaux nécessitant une coupe positive. Cependant le niveau fortement variable de l'angle sur ces zones pourrait entraîner un comportement à la coupe différent pour des conditions de coupe variées, exploitant des points de ces mêmes zones.

2.5. Conclusions

Ce chapitre a permis de décrire les caractéristiques de la géométrie de la fraise. Des mesures par strato-numérisation par laser ont été conduites pour préciser les paramètres macroscopique et microscopique qui influenceront le phénomène de coupe et permettre la construction d'une modélisation de l'arête de coupe et d'une face de coupe. Ces deux modèles géométriques prennent en compte l'angle de coupe et l'obliquité d'arête locale et sont les données d'entrées d'une analyse des angles d'outil en main. Cette analyse met en valeur les premiers comportements en coupe de l'outil. Le chapitre suivant va proposer des outils d'analyse de la coupe en 5 axes basés sur la modélisation géométrique qui vient d'être proposée.

Chapitre 3. Analyse géométrique de la coupe en fraisage 5 axes

L'usinage 5 axes fait intervenir une multitude de thèmes comme cela a été décrit dans le chapitre sur l'état de l'art. Ce chapitre va détailler les aspects géométriques de la coupe. Dans un premier temps c'est l'enveloppe de la fraise qui est considérée permettant de situer le point à vitesse de coupe nulle vis-à-vis de la matière et de calculer les diamètres effectifs minimal et maximal. Dans un second temps la modélisation de la fraise établie au chapitre précédent va être utilisée pour déterminer l'épaisseur coupée en fonction des conditions de coupe et de regarder la répartition de la matière coupée le long de l'arête en fonction des angles de dépinçage. Enfin, l'influence des conditions de coupe sur les angles d'outil en travail sera présentée.

3.1. La prise en compte de l'orientation de l'axe de l'outil par rapport à la surface à usiner

Le contexte de l'analyse géométrique est basé sur la trajectoire de finition de la fraise. Sont donc connus :

- le modèle CAO de la surface à usiner et donc le repère de la pièce $R_p[O_p,\underline{x}_p,\underline{y}_p,\underline{z}_p]$,
- la trajectoire du point générateur,
- la géométrie de la fraise (basée sur la modélisation du chapitre précédent),
- les angles de dépinçage,
- les conditions de coupe :
  - la vitesse de rotation de la broche N (en tr/min),
  - l'avance par dent f_z (en mm/(dt.tr),
  - la profondeur de passe radiale a_e (en mm),
  - la profondeur de passe axiale a_p (en mm).

L'opération de fraisage met en œuvre plusieurs ensembles cinématiques : l'outil (la fraise), la broche, la pièce à usiner... Pour progresser dans cette étude un paramétrage géométrique est nécessaire.

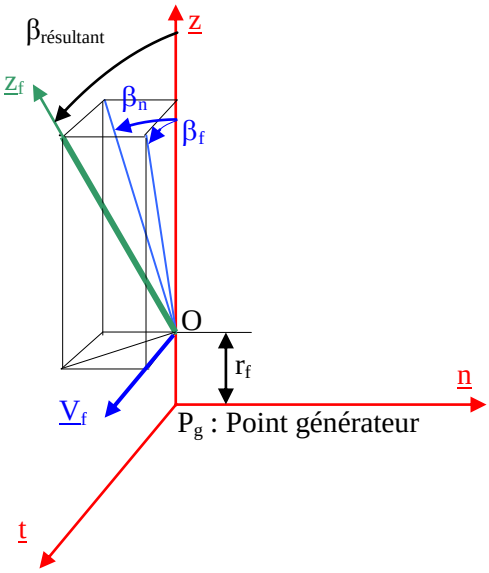


Figure 3-1. Paramétrage géométrique

Le repère local de la Figure 3-1, nommé repère opération R_o, est créé par les éléments $[P_g,\underline{t},\underline{n},\underline{z}]$:

- $\underline{z}$ est un vecteur normé correspondant à la normale locale au point générateur de la surface finie du modèle CAO de la pièce,
- $\underline{t}$ est un vecteur normé colinéaire à la vitesse d'avance,
- Le vecteur $\underline{n}$ est placé de manière à obtenir un trièdre orthonormé direct.

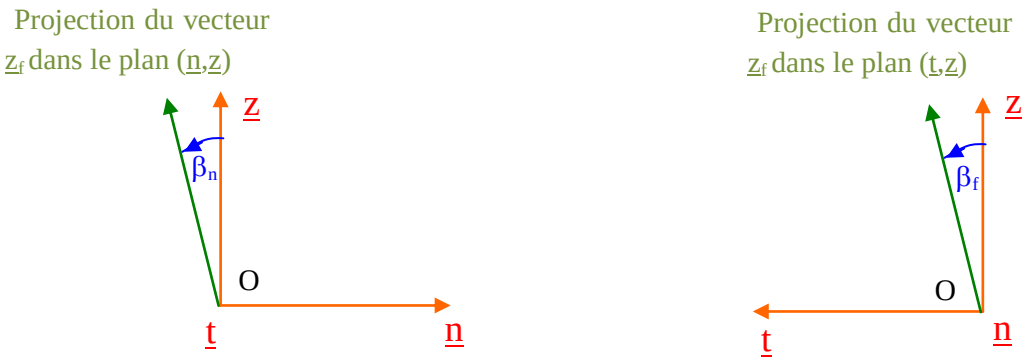


Figure 3-2. Angles de dépinçage dans les plans de projection

Dans ce repère, les angles de dépinçage dans le plan d'avance et dans le plan perpendiculaire sont alors définis. En effet, l'angle de dépinçage dans le plan d'avance β_f, est l'angle entre la projection de $\underline{z}_f$ dans le plan d'avance et le vecteur $\underline{z}$. De même l'angle de dépinçage dans le plan perpendiculaire β_n, est l'angle entre la projection de $\underline{z}_f$ dans le plan perpendiculaire au plan d'avance et le vecteur $\underline{z}$.

Les angles de dépinçage sont orientés (Figure 3-2) :

- si $[\underline{z} \times (\underline{z}_f - (\underline{z}_f.\underline{n}).\underline{n})].\underline{n} > 0$ l'angle de dépinçage β_f dans le plan d'avance est positif.
- si $[\underline{z} \times (\underline{z}_f - (\underline{z}_f.\underline{t}).\underline{t})].\underline{t} > 0$ l'angle de dépinçage β_n dans le plan perpendiculaire est positif.

Compte tenu des angles de dépinçage, les vecteurs $\underline{x}_b$, $\underline{y}_b$ et $\underline{z}_b$ sont exprimés dans le repère opération R_o :

$$\underline{z}_b = \frac{1}{\sqrt{1+\mathrm{Tan}(\beta_f)^2+\mathrm{Tan}(\beta_n)^2}} \cdot \begin{Bmatrix} \mathrm{Tan}(\beta_f) \\ -\mathrm{Tan}(\beta_n) \\ 1 \end{Bmatrix}_{[R_o]}$$

$$\underline{x}_b = \frac{\underline{x}_p - (\underline{x}_p.\underline{z}_b).\underline{z}_b}{\|\underline{x}_p - (\underline{x}_p.\underline{z}_b).\underline{z}_b\|} \qquad \text{(Equ.3-1)}$$

$$\underline{y}_b = \underline{z}_b \times \underline{x}_b$$

Une autre façon de paramétrer l'orientation de l'axe outil de la fraise $\underline{z}_f$ est d'utiliser un autre couple d'angles (β_{xy}, $\beta_{résultant}$) visible à la Figure 3-3 :

- l'angle d'inclinaison de l'outil $\beta_{résultant}$ est défini dans le plan (O,$\underline{z}$,$\underline{z}_f$) comme l'angle entre les vecteurs $\underline{z}$ et $\underline{z}_f$,
- l'angle de pivotement ou d'orientation de l'outil β_{xy} est défini dans le plan (O,$\underline{t}$,$\underline{n}$) comme l'angle entre $\underline{t}$ et la projection de l'axe $\underline{z}_f$ dans le plan (O,$\underline{t}$,$\underline{n}$).

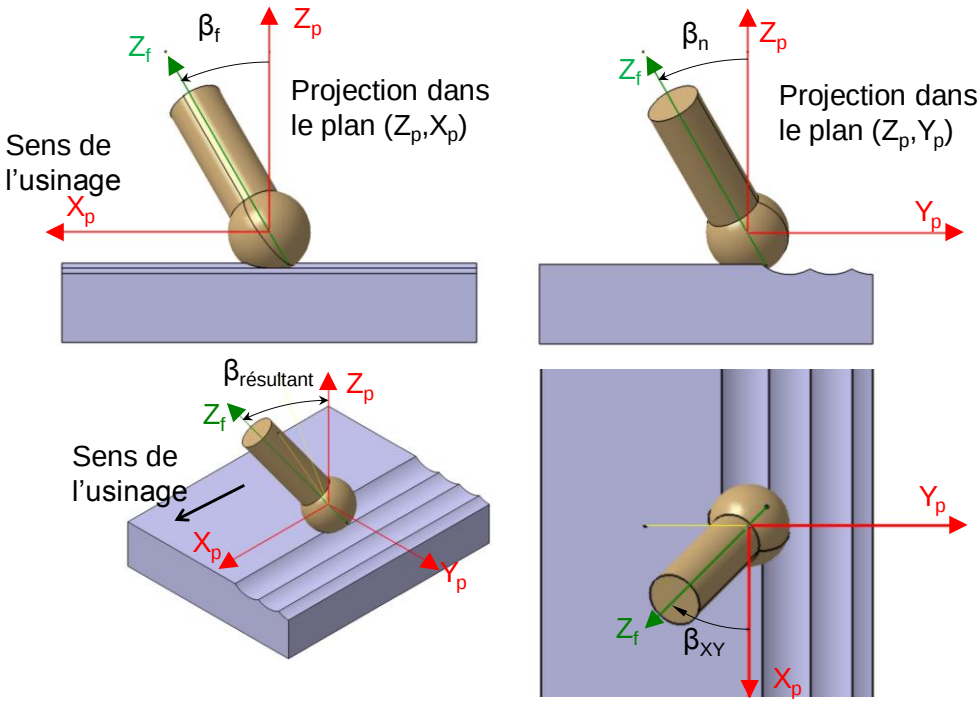


Figure 3-3. Paramétrages angulaires de la fraise.

La relation de passage entre les paramètres (β_f, β_n) et (β_{xy}, $\beta_{résultant}$) est alors :

$$\begin{cases} \beta_{xy} = ArcTan\left(\dfrac{Tan(\beta_n)}{Tan(\beta_f)}\right) \\ \beta_{résultant} = ArcTan\left(\sqrt{Tan^2(\beta_f) + Tan^2(\beta_n)}\right) \end{cases} \quad \text{(Equ.3-2)}$$

3.2. Analyse de l'engagement basé sur l'enveloppe de l'outil

Cette première modélisation ne prend pas en compte l'avance par dent. L'objectif est de montrer où se situe le point à vitesse de coupe nulle vis-à-vis de la matière à couper et de calculer les diamètres effectifs permettant de faire le lien entre la vitesse de broche et la vitesse de coupe locale.

3.2.1. Position du point à vitesse de coupe nulle

Pour couper la matière, une arête de coupe doit avoir une vitesse de coupe non nulle. La vitesse de coupe d'un point *M* d'une arête de l'outil est définie comme la vitesse du point *M* de l'arête considérée dans son mouvement par rapport à la broche de la machine. Le mouvement de coupe d'une fraise est toujours un mouvement de rotation, la vitesse de coupe est donc une vitesse tangentielle. Les fraises coupe au centre ayant au moins une arête passant par l'axe de rotation ont donc un point de l'arête ayant une vitesse de coupe nulle. Les fraises hémisphériques et boules sont donc concernées par cet aspect et ont donc un point à vitesse de coupe nulle noté P_{vcn}.

Pour usiner dans de bonnes conditions, au sens de la coupe, il faut choisir des paramètres de coupe (a_e, a_p, β_f, β_n) qui permettent d'éviter que le point à vitesse de coupe nulle soit dans la matière.

3.2.1.1. Condition suffisante fonction de la profondeur de passe axiale

Une condition suffisante pour que le point à vitesse de coupe nulle P_{vcn} soit hors matière, est que ce point soit au-dessus de la surface de la matière à usiner comme l'indique la Figure 3-4.

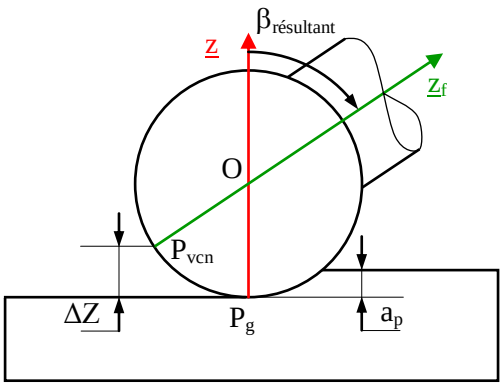


Figure 3-4. Point à vitesse de coupe nulle dans le plan (O,$\underline{z}$,$\underline{z_f}$)

La surface de la matière à usiner est située à une altitude a_p suivant l'axe $\underline{z}$ par rapport au point le plus bas qui est le point générateur. Le point à vitesse de coupe nulle est situé à l'altitude ΔZ défini par :

$$\Delta Z = r_f \times \left(1 - Cos(\beta_{résultant})\right) \qquad \text{(Equ.3-3)}$$

Une condition suffisante se traduit donc par :

$$\Delta Z > a_p \qquad \text{(Equ.3-4)}$$

3.2.1.2. Les autres cas

La condition définie précédemment est une condition suffisante mais pas nécessaire. Elle n'implique pas que, lorsqu'elle n'est pas vraie, le point à vitesse de coupe nulle soit nécessairement dans la matière. Si la condition n'est pas vérifiée cela implique seulement que le point à vitesse de coupe nulle est situé à une altitude plus basse que la surface de la matière à usiner. Il faut donc regarder la position du point à vitesse de coupe nulle par rapport à la matière.

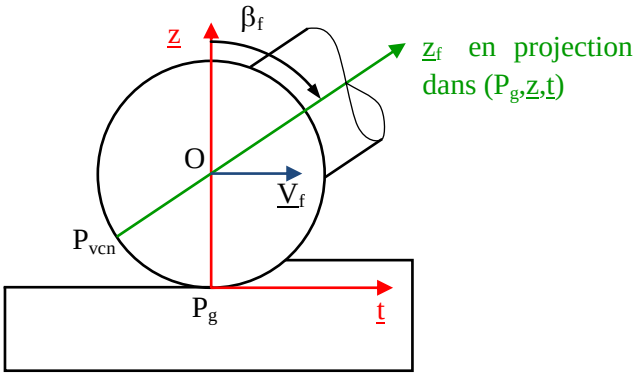


Figure 3-5. Point à vitesse de coupe nulle dans le plan (P_g,$\underline{z}$,$\underline{t}$)

Une autre condition suffisante est d'observer où se situe le point P_{vcn} par rapport aux demi-espaces de frontière le plan perpendiculaire au plan d'avance (P_g,$\underline{n}$,$\underline{z}$). Si l'angle β_f est positif (Figure 3-5) alors le point P_{vcn} est derrière le plan (P_g,$\underline{n}$,$\underline{z}$) et est donc hors matière. La condition est donc :

$$\beta_f > 0 \qquad \text{(Equ.3-5)}$$

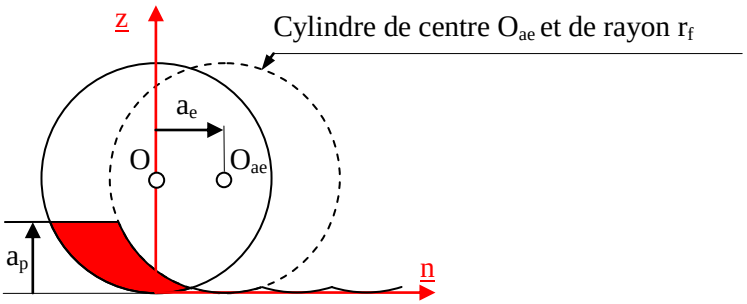


Figure 3-6. Projection dans le plan (*Pg*,*n*,*z*)

Si β_f est négatif ou nul alors il faut prendre en compte la profondeur de passe radiale a_e qui est prise dans la direction $\underline{n}$. La dernière condition à tester est la distance entre le point P_{vcn} et l'axe du cylindre de la passe précédente par rapport au rayon de la fraise r_f. Le cylindre est caractérisé par un point O_{ae} de coordonnées $\{0,a_e,r_f\}$ dans R_o (Figure 3-6) et de vecteur générateur $\underline{t}$ (a_e est algébrique). La condition est alors :

$$\left\| \underline{P_{vcn}O_{ae}} \times \underline{t} \right\| < r_f \qquad \text{(Equ.3-6)}$$

Si la condition (Equ.3-6) est vérifiée, cela signifie que le point P_{vcn} est dans le volume qui a été usiné à la passe précédente donc il se trouve hors matière.

En conclusion, si les trois conditions (Equ.3-4), (Equ.3-5) et (Equ.3-6) sont conjointement fausses alors le point à vitesse de coupe nulle P_{vcn} est situé dans la matière (zone rouge de la Figure 3-6).

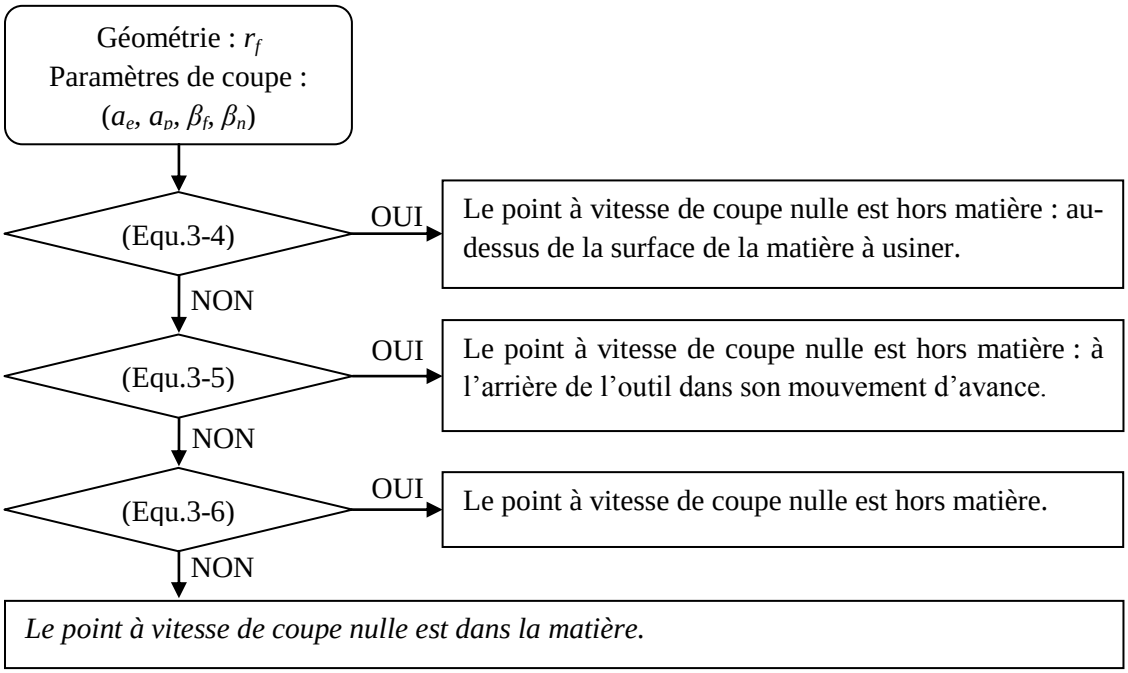


Figure 3-7. Organigramme des situations relatives à la position du point P_{vcn}

Trois conditions successives comme indiqué sur la Figure 3-7 sont à vérifier pour s'assurer que le point à vitesse de coupe nulle est hors matière. Si tel n'est pas le cas et qu'il reste un ou plusieurs degrés de liberté, il faut modifier un ou plusieurs paramètres parmi (a_e, a_p, β_f, β_n) pour s'affranchir de ce problème.

3.2.2. Détermination des diamètres effectifs de coupe

Pour caractériser la vitesse de coupe V_c d'un outil à un point donné de l'arête de coupe, il faut connaître le diamètre D du point considéré et la vitesse de rotation de l'outil N.

$$V_c = \frac{\pi \times D \times N}{1000} \qquad \text{(Equ.3-7)}$$

Dans le cas d'une fraise deux tailles, tous les points des arêtes latérales sont au même diamètre et ont donc la même vitesse de coupe. La fraise hémisphérique, elle, est différente car les points de l'arête sont à une distance variable de l'axe. Il est donc important de connaître les deux diamètres minimal et maximal des points de l'outil au contact de la matière à couper. Ces deux diamètres sont appelés :

- diamètre effectif minimal $D_{eff\ min}$,
- diamètre effectif maximal $D_{eff\ max}$.

La vitesse de coupe V_c d'un point de l'arête de coupe est donc comprise entre deux limites :

$$\frac{\pi \times D_{eff\ min} \times N}{1000} \leq v_c \leq \frac{\pi \times D_{eff\ max} \times N}{1000} \qquad \text{(Equ.3-8)}$$

Guillemot (Guillemot 2010) propose de ne retenir qu'un diamètre effectif correspondant au point de l'arête séparant équitablement l'arc entre les points de l'arête coïncidant avec le diamètre effectif minimal et maximal. Cette caractérisation de la coupe occulte par construction, la connaissance du comportement sur toute l'arête en prise avec la matière. C'est pour cette raison que les deux diamètres effectifs seront calculés ici.

3.2.2.1. Méthode de calcul des diamètres effectifs, cas d'une surface plane

L'intersection de l'enveloppe de l'outil (en couleur verte sur la Figure 3-8) avec la pièce à usiner fait apparaître ce qui sera nommée par la suite la surface intersection. Elle est délimitée par 3 frontières :

- Frontière plan∩sphère (F_1)
- Frontière sphère∩cylindre$_{passe\ actuelle}$ (F_2)
- Frontière cylindre$_{passe\ précédente}$∩sphère (F_3)

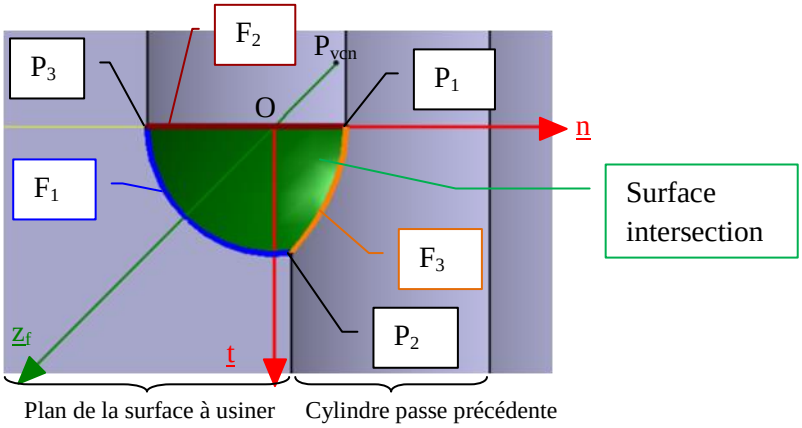


Figure 3-8. Intersection de la sphère de l'outil avec la pièce à usiner en projection sur (O,$\underline{t}$,$\underline{n}$)

La frontière plan∩sphère (F_1)

Cette frontière est caractérisée par un cercle de rayon $\sqrt{a_p.(2.r_f - a_p)}$ compris dans le plan situé à l'altitude $z = a_p$ et est centrée sur la droite (O, $\underline{z}$). Elle est modélisable par une courbe paramétrée fonction d'un angle θ_1 entre $\underline{OM}$ et $\underline{t}$:

$$\underline{F1[\theta_1]} = \left\{\sqrt{a_p.(2.r_f - a_p)}.Cos[\theta_1], \sqrt{a_p.(2.r_f - a_p)}.Sin[\theta_1], a_p\right\}_{R_o} \quad \text{(Equ.3-9)}$$

La frontière sphère∩cylindre$_{\text{passe actuelle}}$ (F_2)

C'est un cercle de rayon r_f de centre O compris dans le plan (O,$\underline{n}$,$\underline{z}$). Cette frontière est modélisable par une courbe paramétrée fonction d'un angle θ_2 entre $\underline{OM}$ et -$\underline{z}$:

$$\underline{F2[\theta_2]} = \{0, r_f.Sin[\theta_2], r_f.(1 - Cos[\theta_2])\}_{R_o} \quad \text{(Equ.3-10)}$$

La frontière cylindre$_{\text{passe précédente}}$∩sphère ($F_3$)

Cette dernière frontière est l'intersection entre deux surfaces :

- la sphère de l'outil (de centre O et de rayon r_f), définit par l'équation :

$$\underline{SphèreOutil}[\theta_3, z] = \left\{\sqrt{z.(2.r_f - z)}.\mathrm{Cos}[\theta_3], \sqrt{z.(2.r_f - z)}.\mathrm{Sin}[\theta_3], z\right\}_{R_o} \quad \text{(Equ.3-11)}$$

- le cylindre de la passe précédente. Ce cylindre est de rayon r_f et a pour axe (O_{ae}, $\underline{t}$).

$$Cylindre_{passe\ précédente}[y, z] = \sqrt{(y - a_e)^2 + (z - r_f)^2} - r_f \quad \text{(Equ.3-12)}$$

Un point M de coordonnées $\{x,y,z\}$ dans R_o, appartient au cylindre si l'équation (Equ.3-12) reste identique à la fonction nulle.

La frontière F_3 entre les deux surfaces est obtenue par la convolution des deux équations (Equ.3-11) et (Equ.3-12) qui permet d'avoir une fonction du paramètre θ_3 en fonction de z :

$$\theta_3[z] = \mathrm{ArcSin}\left[\frac{a_e\sqrt{(2r_f - z)z} - \mathrm{Sign}[a_e]\sqrt{2r_f{}^3z - r_f{}^2z^2 + (-2r_fz + z^2).[-r_f + z]^2}}{2r_fz - z^2}\right] \quad \text{(Equ.3-13)}$$

L'équation de la courbe paramétrée de la frontière $F3$ est alors une équation (issue de l'équation (Equ.3-11)) du seul paramètre z :

$$\underline{Sphère}[\theta_3[z], z] \quad \text{(Equ.3-14)}$$

Les points intersections

L'intersection de ces trois frontières, deux par deux, donne lieu à trois points (P_1, P_2 et P_3) définissant les extrémités des courbes. Les coordonnées de ces trois points dans le repère R_o sont données dans le Tableau 3-1.

P_1	$\left\{0, \frac{a_e}{2}, r_f - \sqrt{{r_f}^2 - \left(\frac{a_e}{2}\right)^2}\right\}$
P_2	$\underline{Sphère}[\theta_3[a_p], a_p]$
P_3	$\left\{0, -Sign[a_e].\sqrt{a_p.(2.r_f - a_p)}, a_p\right\}$

Tableau 3-1. Coordonnées des points dans le repère R_o

Le calcul des diamètres

Le calcul de la distance entre un point M d'une des frontières et l'axe de la fraise $(O,\underline{z_f})$ est :

$$Distance[M,(O,\underline{z_f})] = \|\underline{OM} \times \underline{z_f}\| \qquad \text{(Equ.3-15)}$$

Pour chaque frontière il faut rechercher les distances maximale et minimale entre la frontière (compris entre les points extrémités) et l'axe de la fraise. Le diamètre effectif maximal est donc :

$$Diamètre_{effectif\ Maxi} = 2.\underset{i}{\text{Maximum}}\left[Distance_{maximale}[F_i,(O,\underline{z_f})]\right] \qquad \text{(Equ.3-16)}$$

Le diamètre effectif minimal est :

$$\begin{aligned} Diamètre_{effectifMini} & \\ &= Si\left[P_{vcn} \cap Pièce\right. \\ &= \emptyset, 2.\underset{i}{\text{Minimum}}\left[Distance_{minimale}[F_i,(O,\underline{z_f})]\right], 0\left.\right] \end{aligned} \qquad \text{(Equ.3-17)}$$

Le calcul du diamètre effectif minimal fait apparaître une condition sur la position du point P_{vcn} par rapport à la pièce à usiner : si le point P_{vcn} est hors matière alors le diamètre effectif minimal est deux fois le minimum des distances minimales de chaque frontière, sinon le diamètre effectif est nul lorsque le point P_{vcn} est dans la matière.

3.2.2.2. Diamètres effectifs et la surface de la passe actuelle

La surface générée par la passe actuelle, et modélisée précédemment par un cylindre, peut se décomposer en deux surfaces cylindriques fonction de l'état d'achèvement de la surface (Figure 3-9) :

- soit la surface est finie,
- soit la surface sera coupée lors d'une passe suivante.

La frontière entre les deux domaines est déterminée ici grâce à la hauteur de crête nominale :

$$Hc = r_f - \sqrt{r_f^2 - \frac{a_e^2}{4}} \qquad \text{(Equ.3-18)}$$

A partir de ce constat, il est possible de déterminer les diamètres effectifs maximal et minimal sur la surface intersection comme précédemment mais également sur la surface finie. Pour cela, la méthode appliquée pour déterminer les diamètres effectifs, est utilisée en fixant la profondeur de passe égale à la hauteur de crête *Hc*. Une configuration d'usinage peut donc être caractérisée par quatre diamètres (et donc quatre vitesses de coupe) :

- le diamètre effectif maximal sur la surface intersection,
- le diamètre effectif minimal sur la surface intersection,

- le diamètre effectif maximal sur la surface finie,
- le diamètre effectif minimal sur la surface finie.

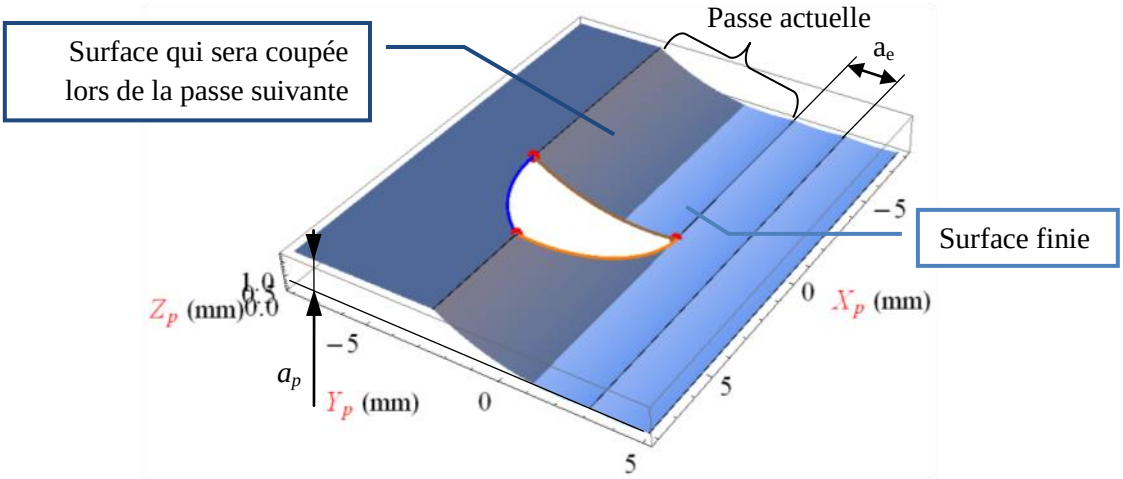


Figure 3-9. Présentation des différentes surfaces de la passe actuelle

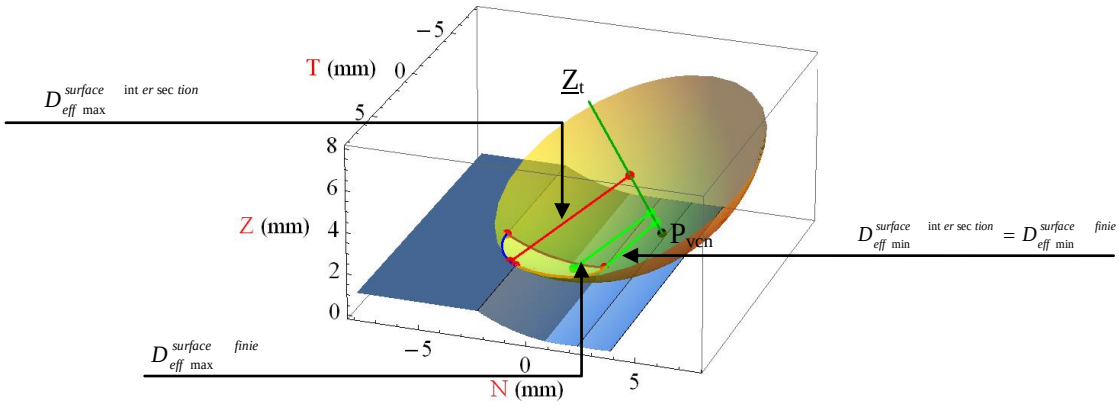


Figure 3-10. Représentation des diamètres effectifs (r_f = 8 mm, β_f = 20°, β_n = 20°, a_e = 1,5 mm, a_p = 1 mm)

3.2.2.3. Généralisation du calcul des diamètres effectifs aux surfaces toriques

Dans le cas général de l'usinage d'une surface complexe, pour déterminer les diamètres effectifs de manière analytique, il faudrait être capable d'exprimer les expressions analytiques de chacune des frontières :

- la frontière $\text{Surface}_{\text{brut}} \cap \text{sphère}$ (F_1),
- la frontière $\text{sphère} \cap \text{Surface}_{\text{passe actuelle}}$ (F_2),
- et la frontière $\text{Surface}_{\text{passe précédente}} \cap \text{sphère}$ (F_3).

Comme ces courbes de l'espace ne sont pas toujours facilement exprimables, une approximation est faite pour avoir une estimation des diamètres effectifs. Elle consiste à modéliser la surface finie par une surface torique dont les rayons de courbure longitudinal $R_{Longitudinal}$ (dans le sens de l'avance) et transversal $R_{Transversal}$ (dans le sens perpendiculaire à l'avance) correspondent aux rayons de courbure calculés au point générateur dans les directions citées. Dans ces conditions, les surfaces finie et brute ont pour expression :

$$\underline{Surface_{finie}}[u,v] = \begin{Bmatrix} \left(R_{\text{Longitudinal}} + R_{\text{Transversal}} \times (\text{Cos}[\text{v}] - 1)\right) \times Sin[u] \\ Signe[ae] \times R_{\text{Transversal}} \times \text{Sin}[\text{v}] \\ \left(R_{\text{Longitudinal}} + R_{\text{Transversal}} \times (\text{Cos}[\text{v}] - 1)\right) \times Cos[u] + R_{\text{Longitudinal}} \end{Bmatrix} \quad \text{(Equ.3-19)}$$

$$Surface_{brute}[x,y,z] = y^2 + (R_{\text{Longitudinal}} - \sqrt{x^2 + (z - R_{\text{Longitudinal}})^2} - R_{\text{Transversal}})^2 - (R_{\text{Transversal}} - \text{a}_\text{p})^2$$

La surface de la passe actuelle est paramétrée dans R_o par l'équation suivante :

$$Surface_{passe\ actuelle}[x,y,z] = y^2 - r_f^2 + \left(-r_f + R_{\text{Longitudinal}} - \sqrt{x^2 + \left(z - R_{\text{Longitudinal}} - R_{\text{Transversal}}\right)^2}\right)^2 \quad \text{(Equ.3-20)}$$

La surface de la passe précédente est paramétrée dans R_o par l'équation suivante :

$$Surface_{passe\ précédente}[x,y,z] = -r_f^2 + \left(R_{\text{Longitudinal}} - \sqrt{x^2 + \left(z - R_{\text{Longitudinal}}\right)^2} - R_{\text{Transversal}} + \left(R_{\text{Transversal}} - r_f\right) \text{Cos}[\mu]\right)^2 + \left(y - \left(R_{\text{Transversal}} - r_f\right) \text{Sin}[\mu]\right)^2 \quad \text{(Equ.3-21)}$$

Avec $\mu = 2\ \text{ArcSin}[\frac{a_e}{2\ R_{\text{Transversal}}}]$

Sur cette base, les courbes intersections *F1*, *F2* et *F3* sont calculées, ainsi que les points intersections *P1*, *P2* et *P3*. Les diamètres effectifs sont ensuite obtenus avec les équations (Equ.3-16) et (Equ.3-17). A partir de la connaissance de la hauteur de crête d'une surface concave ou convexe selon (R.-S. Lin and Koren 1996), le calcul des diamètres effectifs sur les surfaces intersection et finie est réalisé.

3.2.2.4. Conclusions

L'observation des différentes configurations d'orientations de l'axe de la fraise montre que :

- les diamètres effectifs maximaux et minimaux ne correspondent pas systématiquement à l'un des trois points (P_1, P_2 et P_3) définissant les extrémités des frontières,
- dans la plupart des cas, l'axe de l'outil, le diamètre effectif maximal et le diamètre effectif minimal ne sont pas coplanaires.

Ces observations rendent difficile la possibilité d'une formule analytique donnant les diamètres effectifs pour toutes les configurations.

Les configurations d'usinage peuvent être regroupées en trois catégories de travail différent.

- Cas où le point P_{vcn} est hors matière. Dans ce cas :

Soit $D_{eff\ max}^{surface\ finie} = D_{eff\ max}^{surface\ intersection}$ (Equ.3-22)

Soit $D_{eff\ min}^{surface\ finie} = D_{eff\ min}^{surface\ intersection}$ (Equ.3-23)

- Cas où le point P_{vcn} est sur la surface intersection, alors :

$$D_{eff\ min}^{surface\ intersection} = 0 \ \ mais \ \ D_{eff\ min}^{surface\ finie} \neq 0 \qquad \text{(Equ.3-24)}$$

- Cas où P_{vcn} est sur la surface finie, alors :

$$D_{eff\ min}^{surface\ intersection} = D_{eff\ min}^{surface\ finie} = 0 \qquad \text{(Equ.3-25)}$$

3.3. Modélisation géométrique de la coupe basée sur la trajectoire de l'arête de coupe

Cette modélisation va s'appuyer sur la construction de l'arête de coupe faite au chapitre deux. L'objectif est de calculer l'épaisseur coupée en tous points de l'arête et pour toutes les positions angulaire de la fraise par rapport à la broche. Le contexte de ces travaux de recherche étant l'analyse du fraisage de finition, le choix de la méthode de calcul de l'épaisseur coupée doit être au plus près de sa définition à savoir la distance normale à la surface générée par l'arête de coupe entre deux dents successives. La connaissance de l'épaisseur coupée permettra d'analyser l'influence du faux rond. Elle permettra également de calculer des critères de répartition de la matière coupée pour comparer la formation du copeau non déformé en fonction des angles de dépinçage.

3.3.1. Calcul de la surface générée par l'arête de coupe

3.3.1.1. Support de la trajectoire

Deux trajectoires sont envisagées : la trajectoire linéaire ou la trajectoire circulaire.

La surface support de la trajectoire linéaire du point générateur dans le repère pièce est paramétrée par :

$$\underline{Surface_{Traj_linéaire}}[uG, vG] = \begin{Bmatrix} uG \\ vG \\ 0 \end{Bmatrix} \qquad \text{(Equ.3-26)}$$

La surface support de la trajectoire circulaire du point générateur dans le repère pièce est basée sur la surface finie définie par (Equ.3-19) :

$$\underline{Surface_{Traj_circulaire}}[uG, vG] = \underline{Surface_{finie}}[\pi - \frac{uG}{R_{\text{Longitudinal}}}, \frac{vG}{R_{\text{Transversal}}}] \qquad \text{(Equ.3-27)}$$

Dans les deux cas, la trajectoire du point générateur est définie par :

$$\underline{Trajectoire_{Pt\ générateur}}[uG] = \begin{cases} soit\ \underline{Surface_{Traj_linéaire}}[uG, 0] \\ soit\ \underline{Surface_{Traj_circulaire}}[uG, 0] \end{cases} \qquad \text{(Equ.3-28)}$$

A partir de chacune des surfaces sont calculées les vecteurs tangents à la trajectoire, transversal à la trajectoire et normal à la surface par :

$$\underline{Vecteur_{Tangent}}[uG, vG] = Normer\left[\frac{\partial \underline{Surface}[uG, vG]}{\partial uG}\right] \quad \text{(Equ.3-29)}$$

$$\underline{Vecteur_{Transversal}}[uG, vG] = Normer\left[\frac{\partial \underline{Surface}[uG, vG]}{\partial vG}\right]$$

$$\underline{Vecteur_{Normal}}[uG, vG] = \underline{Vecteur_{Tangent}}[uG, vG] \times \underline{Vecteur_{Transversal}}[uG, vG]$$

Pour passer du point générateur au point à vitesse de coupe nulle deux matrices de transformations sont à définir : la matrice de passage du repère broche au repère opération et la matrice de passage du repère opération au repère pièce.

$$\underline{\underline{Matrice_{RepPiece/RepOpération}}}[uG] = \left\{\underline{Vecteur_{Tangent}}[uG, 0], \underline{Vecteur_{Normal}}[uG, 0] \times \underline{Vecteur_{Tangent}}[uG, 0], \underline{Vecteur_{Normal}}[uG, 0]\right\} \quad \text{(Equ.3-30)}$$

De même est définie la matrice de passage du repère broche au repère opération grâce à la définition donnée par (Equ.3-1) qui est fonction des angles de dépinçage :

$$\underline{\underline{Matrice_{RepOpération/RepBroche}}} = \left\{\underline{x_b}, \underline{y_b}, \underline{z_b}\right\} \quad \text{(Equ.3-31)}$$

3.3.1.2. Mouvements d'avance et de coupe

Le mouvement d'avance dans le repère pièce est piloté par l'angle de rotation θ en radian entre la fraise et la broche en fonction de l'avance par dent et du nombre de dents actives (deux pour les diamètres effectifs inférieur à Dz = 4,65 mm et quatre au-delà).

$$Vf = N \times Z \times f_z \quad \text{(Equ.3-32)}$$

$$uG[\theta] = \theta \times \frac{60 \times Z \times f_z}{2 \times \pi}$$

Le mouvement de coupe dans le repère de broche est obtenu par la rotation θ entre la fraise et la broche autour de l'axe $\underline{z_b}$. L'arête de coupe est issue de la modélisation d'outil proposée au chapitre précédent qui est fonction de l'altitude az du point courant sur l'arête d'indice n. Cette modélisation d'arête prend en compte le faux rond mesuré. L'angle θ_1 est l'angle de la première dent par rapport à l'axe $\underline{x_f}$ de la fraise.

$$\underline{MouvementCoupe}[\theta, az]_n = \underline{\underline{Matrice_{Rotation\ Z}}}[\theta + \theta_1] \times \underline{Arête3D}[az]_n \quad \text{(Equ.3-33)}$$

3.3.1.3. Calcul de la surface générée par l'arête dans le repère pièce

Dans le repère pièce, la trajectoire d'un élément *Elem3D* d'une dent n est donnée par :

$$\begin{aligned}\underline{TransformationRfRp}\left[\underline{Elem3D}, n, \theta\right] &= \underline{Trajectoire_{Pt\ générateur}}\left[uG[\theta]\right] \\ &+ \underline{\underline{Matrice_{RepPiece/RepOpération}}}\left[uG[\theta]\right] \\ &\times \left(\{0,0,r_f\} + \underline{\underline{Matrice_{RepOpération/RepBroche}}}\right. \\ &\times \left.\left(\underline{\underline{Matrice_{Rotation\ Z}}}[\theta+\theta_1] \times \underline{Elem3D} - \{0,0,r_f\}\right)\right)\end{aligned} \quad \text{(Equ.3-34)}$$

La trajectoire de l'arête de coupe est alors définie par :

$$\underline{SGAC}[\theta, az]_n = \underline{TransformationRfRp}\left[\underline{Arête3D}[az]_n, n, \theta\right] \quad \text{(Equ.3-35)}$$

3.3.2. Calcul de l'épaisseur coupée en fonction des conditions de coupe

Parmi les différentes méthodes de calcul de l'épaisseur coupée qui ont été présentées au premier chapitre la méthode s'approchant le plus de la définition de l'épaisseur coupée est la distance normale à la surface générée par l'arête de coupe entre deux dents successives. C'est cette méthode qui utilisée ici. Les méthodes approchées ont l'avantage d'être plus rapides à calculer mais introduisent des approximations de calcul qui pourraient être de l'ordre de grandeur des différences recherchées entre les configurations de finition.

3.3.2.1. Calcul de l'épaisseur coupée

Pour connaitre le vecteur normal à la surface générée par l'arête de coupe il faut déterminer les vecteurs tangents à cette surface. Le vecteur tangent au mouvement de coupe est pris à l'opposé de la dérivée partielle à cause de la rotation de la broche dans le sens horaire. Le vecteur normal est obtenu par le produit vectoriel des vecteurs tangents :

$$\underline{Tangente_{Var.\theta}}[\theta, az]_n = -\frac{\partial \underline{SGAC}[\theta, az]_n}{\partial \theta} \quad \text{(Equ.3-36)}$$

$$\underline{Tangente_{Var.az}}[\theta, az]_n = \frac{\partial \underline{SGAC}[\theta, az]_n}{\partial az}$$

$$\underline{Normale_{SGAC}}[\theta, az]_n = \frac{\underline{Tangente_{Var.\theta}}[\theta, az]_n \times \underline{Tangente_{Var.az}}[\theta, az]_n}{\left\|\underline{Tangente_{Var.\theta}}[\theta, az]_n \times \underline{Tangente_{Var.az}}[\theta, az]_n\right\|}$$

La droite normale passant par le point de la surface $\underline{SGAC[\theta,az]_n}$ est :

$$\underline{DroiteNormale}[\theta, az, u]_n = \underline{SGAC}[\theta, az]_n + u \times \underline{Normale_{SGAC}}[\theta, az]_n \quad \text{(Equ.3-37)}$$

L'épaisseur coupée h est obtenue en résolvant l'équation :

$$\underline{SGAC}\left[\tilde{\theta}, \widetilde{az}\right]_{n-1} = \underline{DroiteNormale}[\theta, az, h]_n \quad \text{(Equ.3-38)}$$

L'épaisseur coupée h est donc une fonction des paramètres θ, az et n. En particulier, parmi l'ensemble des épaisseurs coupées que compose un copeau non déformé, il y a l'épaisseur coupée maximale. Elle sera notée h_{max}.

Dans ces travaux, toute la formalisation du calcul est faite formellement. Seul la résolution du calcul de l'épaisseur coupée est numérique de manière à avoir une précision de calcule minimale de 0,1 µm. L'ensemble des calculs sont faits par le même logiciel de calcul formel Mathematica 8.

3.3.2.2. Bornage de l'épaisseur coupée

Le calcul mathématique de l'épaisseur coupée est possible, en principe, pour tous les paramètres : θ, *az* et *n*. Trois conditions sont à vérifier en fonction des conditions de coupe :

- l'épaisseur doit être positive sinon elle est nulle,
- l'altitude du point de la surface $\underline{SGAC[\theta,az]_n}$ est inférieur à la profondeur de passe a_p sinon l'épaisseur coupée est nulle,
- le point de la surface $\underline{SGAC[\theta,az]_n}$ doit être à l'extérieur du volume balayé par la fraise lors de la passe précédente sinon l'épaisseur coupée est nulle.

Pour cette dernière condition, le volume balayé par la fraise est modélisé pour la trajectoire linéaire par un cylindre de rayon r_f positionné au point O_{ae} à la Figure 3-6 et de vecteur générateur $\underline{t}$. Dans le cas d'une trajectoire circulaire le volume balayé est modélisé par un tore défini par l'équation (Equ.3-21).

3.3.3. Influence du faux rond sur l'épaisseur coupée maximale

Le faux rond a été défini au deuxième chapitre par deux paramètres : *RayonFauxRond* et *AngleFauxRond*.

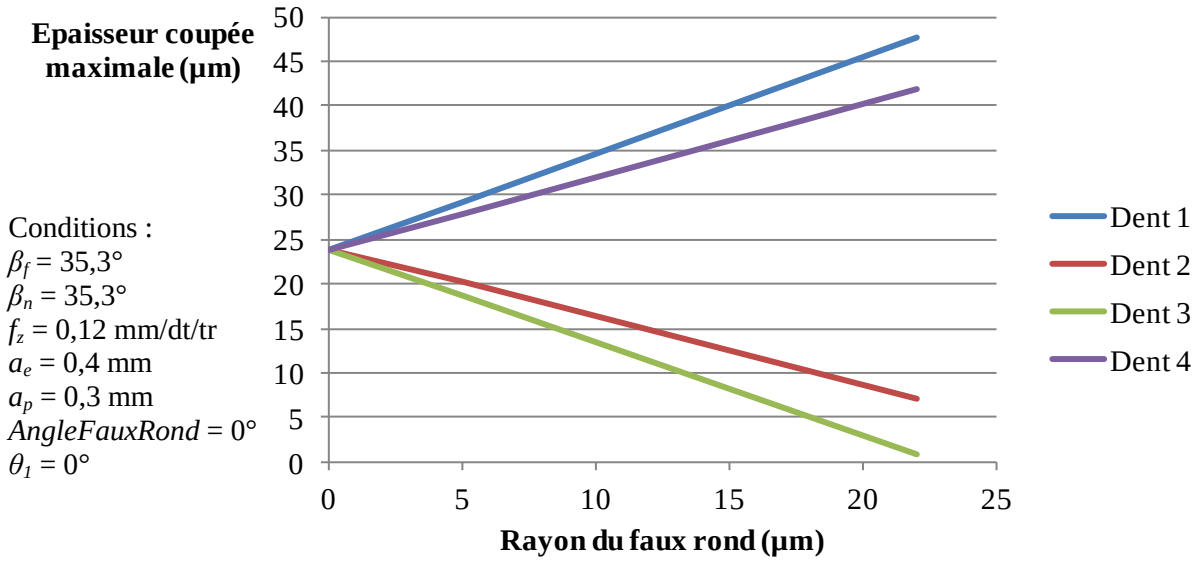


Figure 3-11. Influence du rayon du faux rond sur l'épaisseur coupée

Le rayon du faux rond agit sur l'épaisseur coupée des quatre dents de la fraise. La Figure 3-11 montre pour chaque dent de la fraise l'épaisseur coupée maximale calculée avec les conditions de coupe indiquées. Le premier constat est que l'influence du rayon du faux rond est linéaire sur l'épaisseur coupée. Le deuxième constat est qu'au delà d'un rayon de faux rond de 22 µm (soit un faux rond de 44 µm), la dent numéro 3 ne coupera plus (dans les conditions de ce calcul). Par contre les calculs montrent que le paramètre *AngleFauxRond* n'a pas d'influence sur l'épaisseur coupée maximale. Le paramètre angulaire θ_1 qui joue sur l'épaisseur coupée est la position de la dent 1 dans le repère de l'outil.

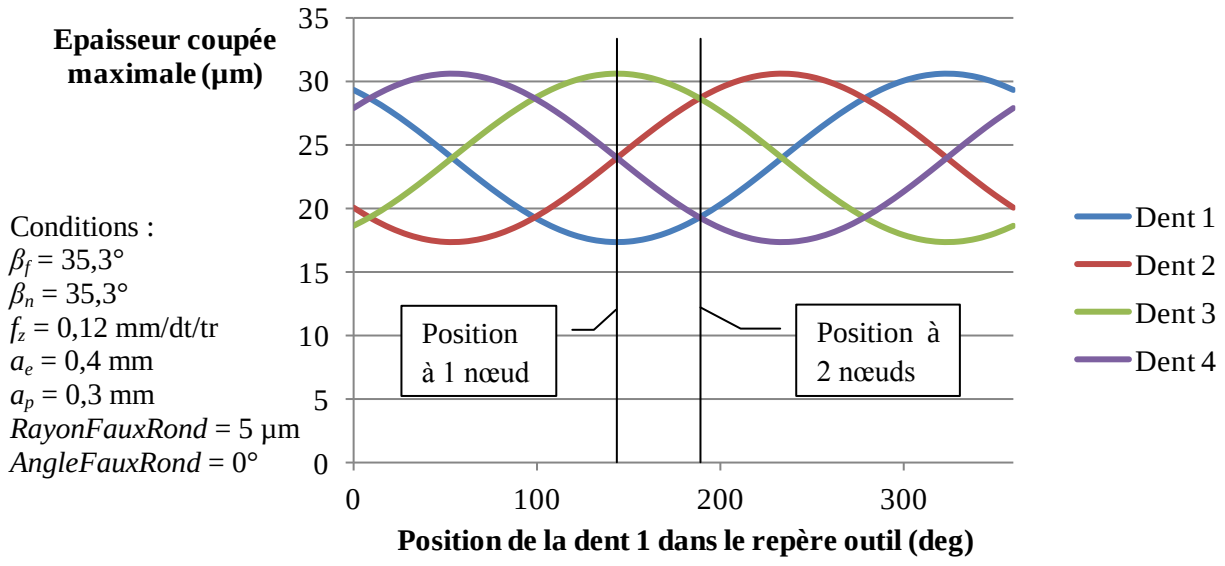


Figure 3-12. Influence de la position de la première dent θ_1 sur l'épaisseur coupée maximale

La Figure 3-12 montre, pour les conditions indiquées, l'évolution de l'épaisseur coupée maximale calculée en fonction de la position de la première dent dans le repère de l'outil pour chaque dent. L'épaisseur coupée maximale varie autour de 24 µm. C'est également l'épaisseur coupée lorsque le faux rond est nul. L'amplitude est de 6,6 µm. Deux situations extrêmes (un nœud et deux nœuds) se répètent plusieurs fois.

La position à un nœud se caractérise par le fait que deux dents ont la même épaisseur coupée à 24 µm et les deux autres dents sont aux extrêmes de l'amplitude. Cette situation particulière apparait lorsque les rayons effectifs moyens des quatre dents sont répartis sur deux rayons uniquement. Pour le cas de la Figure 3-12, les rayons effectifs sont pour les dents 1 et 2 de 4,758 mm et pour les dents 3 et 4 de 4,765 mm. Le faux rond apparent n'est alors que de 7 µm. La disposition de deux dents consécutives au même niveau de rayon permet l'obtention d'une épaisseur coupée de 24 µm, c'est-à-dire l'épaisseur coupée sans faux rond. La conséquence de cette situation est la présence d'une dent dominante qui va supporter une grande partie de l'usure d'outil (à défaut des autres dents) et développer un état de surface où probablement le pas de rugosité sera l'avance par tour et non par dent.

La position à deux nœuds se caractérise avec deux niveaux d'épaisseur coupée maximale seulement pour les quatre dents. Les rayons effectifs moyens sont répartis sur trois niveaux. Ici les rayons effectifs des dents 2 et 4 sont de 4,762 mm (soit le rayon effectif moyen de l'outil sans faux rond), la dent 1 a un rayon de 4,757 mm et la dent 3 de 4,767 mm. Le faux rond apparent est donc bien de 10 µm. Cette situation à l'avantage de mieux répartir l'épaisseur coupée sur les quatre dents malgré un faux rond plus élevé. L'usure d'outil est donc répartie principalement sur les deux dents dominantes 2 et 3 et l'état de surface fera apparaître un pas de rugosité de la moitié de l'avance par tour.

En conclusion, la présence d'un faux rond sur la fraise est inévitable. La répartition de ce faux rond sur les rayons des dents de la fraise a des conséquences sur les épaisseurs coupées. Si une dent dominante apparait seule alors la fraise se rapproche du cas de la situation à un nœud avec les conséquences sur l'usure et l'état de surface. Si par contre le rayon effectif de deux dents non consécutives se rapproche du rayon sans faux rond, alors la fraise est dans la situation à deux nœuds permettant de répartir l'épaisseur coupée de manière plus équitable. La recherche du faux rond minimum lors du réglage d'outil n'est donc pas forcément un gage de meilleur état de surface.

3.3.4. Classification des sections coupées

Pour comparer comment se réparti la matière coupée le long de l'arête de coupe ou en fonction de la rotation de la fraise, deux critères vont être introduit. Ils permettront de confronter les géométries des copeaux non déformés entre elles afin de dégager des comportements semblables.

Le premier critère est la section coupée prise pour chaque position angulaire θ de la fraise.

$$SectionCoupée[\theta] = \int_{s1}^{s2} h[\theta, az]_n \times ds \qquad \text{(Equ.3-39)}$$

Avec $s[az] = \int_0^{az} \left\| \frac{d\underline{Arête3D}[az]_n}{daz} \right\| daz$

Dans ces conditions, la section coupée se calcule donc :

$$SectionCoupée[\theta] = \int_{az=0}^{az=2*r_f} h[\theta, az]_n \times \left\| \frac{d\underline{Arête3D}[az]_n}{daz} \right\| \times daz \qquad \text{(Equ.3-40)}$$

Partant de là, plusieurs sous critères seront utilisés :

- la valeur moyenne des sections coupées non nulles (en mm²),
- la valeur moyenne des sections coupées sur un tour de fraise (en mm²),
- la largeur de la section coupée (en mm).

Le second critère est la surface coupée définie par la somme des épaisseurs coupées vue par un point de l'arête d'altitude *az* sur un tour de fraise. Elle se calcule par :

$$SurfaceCoupée[az] = \int_0^{2\pi} h[\theta, az]_n \times Rayon[az] \times d\theta \qquad \text{(Equ.3-41)}$$

De la même façon, plusieurs sous critères seront utilisés :

- la valeur moyenne des surfaces coupées non nulles (en mm²),
- la largeur de la surface coupée (en mm).

Une expérimentation numérique a été conduite pour calculer les géométries de copeaux non déformés en faisant varier les angles de dépinçage et le signe de la profondeur de passe radiale. Les angles de dépinçage ont été choisis de manière à conserver un angle $\beta_{résultant}$ de 45°. Les résultats des calculs sont reportés dans le Tableau 3-2 qui propose un regroupement des conditions de coupe qui conduisent à un comportement similaire des critères cités plus haut. Pour déterminer les frontières de ces regroupements, les valeurs de ce tableau ont été transformées par la notation centrée réduite. Cette notation positionne une valeur en nombre d'écart type par rapport à la valeur moyenne.

Le regroupement proposé par le Tableau 3-2 fait apparaitre 4 comportements différents.

- Famille A : conditions pour lesquelles la matière coupée est répartie sur une faible longueur d'arête par contre la fraise est en contact sur une grande longueur.
- Famille B : conditions où la répartition de la matière coupée correspond à la moyenne de chaque critère.
- Famille C : condition pour lesquelles la matière coupée est répartie sur une grande longueur d'arête par contre la fraise est en contact sur une faible longueur.

- Famille D : sensiblement proche de la famille C mais avec une longueur de contact entre la fraise et la matière coupée plus grande.

β_f	β_n	a_e	Moyenne des sections coupées non nulles (mm^2)	Largeur sections coupées (mm)	Moyenne des surfaces coupées non nulles (mm^2)	Largeur surfaces coupées (mm)	Famille
-45	0	-0,4	0,0085	2,932	0,0126	1,257	A
-45	0	0,4	0,0083	3,037	0,0127	1,257	
45	0	-0,4	0,0073	2,775	0,0119	1,309	
45	0	0,4	0,0070	2,932	0,0119	1,309	
35,3	35,3	-0,4	0,0080	2,985	0,0113	1,414	
35,3	-35,3	0,4	0,0081	2,880	0,0110	1,414	
Bilan			**Petite**	**Grande**	**Grande**	**Petite**	
-35,3	-35,3	-0,4	0,0076	2,775	0,0091	1,728	B
-35,3	35,3	0,4	0,0085	2,566	0,0094	1,728	
Bilan			**Petite**	**Moyenne**	**Moyenne**	**Moyenne**	
35,3	-35,3	-0,4	0,0109	1,728	0,0077	2,042	C
0	45	0,4	0,0135	1,466	0,0080	2,042	
0	-45	-0,4	0,0111	1,728	0,0077	2,042	
35,3	35,3	0,4	0,0091	2,147	0,0079	2,042	
Bilan			**Grande**	**Petite**	**Petite**	**Grande**	
0	45	-0,4	0,0117	2,461	0,0080	2,042	D
0	-45	0,4	0,0115	2,356	0,0076	2,042	
-35,3	35,3	-0,4	0,0108	2,723	0,0079	2,042	
-35,3	-35,3	0,4	0,0096	2,985	0,0077	2,042	
Bilan			**Grande**	**Moyenne**	**Petite**	**Grande**	

Tableau 3-2. Classement des familles de copeau non déformé

Il y a une symétrie des configurations géométriques liée aux signes de β_n et a_e. Les résultats obtenus pour a_e positif et β_n sont identiques à la configuration a_e négatif et $-\beta_n$. Une autre observation faite de ces calculs est que l'épaisseur coupée maximale est indépendante des angles de dépinçage (au moins pour une trajectoire d'usinage rectiligne sur une surface plane). Enfin, il n'y a pas de continuité de coupe possible en finition (a_e = 0,4 mm, a_p = 0,3 mm) avec cette fraise. Il y a donc au plus une dent en prise avec la matière au cours du temps.

3.4. Analyse des modes d'usinage

Il existe plusieurs manières de déterminer le mode d'usinage d'une opération de fraisage : soit par l'étude de la variation de l'épaisseur coupée, soit par l'analyse cinématique des vitesses de coupe et d'avance.

3.4.1. Méthode basée sur la variation de l'épaisseur coupée

Dans le cas de l'analyse de l'épaisseur coupée, c'est la variation temporelle de l'épaisseur coupée qui indique le mode d'usinage :

- si l'épaisseur coupée est croissante, le mode est opposition,
- si l'épaisseur coupée est décroissante, le mode est avalant.

En exploitant le modèle mis en place précédemment, le mode de coupe se trouve en observant la géométrie du copeau non déformé.

Dans la première situation du Tableau 3-3, l'épaisseur coupée est décroissante fonction du temps, ce qui implique un mode avalant. La matière à couper (en pointillés) est à droite de la normale de la surface usinée (O,$\underline{z}$) et à droite de l'axe de la fraise (O,$\underline{z}_f$) ce qui est cohérent avec le mode indiqué.

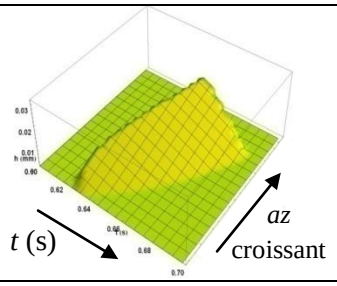
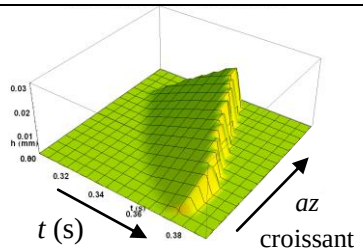
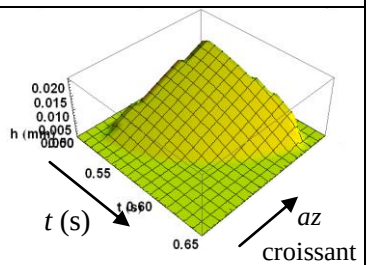
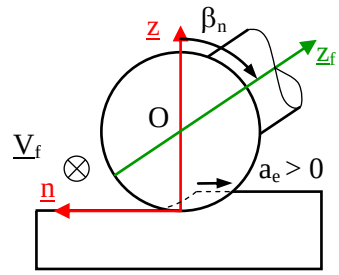
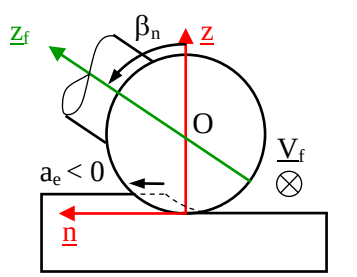
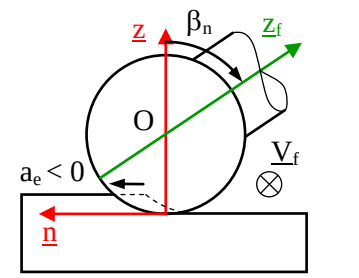
	Situation 1	Situation 2	Situation 3
Conditions de coupe	f_z = 0,1 mm/dt/tr **a_e = +0,2 mm**, a_p = 0,2 mm, β_f = +20° et **β_n = +20°**	f_z = 0,1 mm/dt/tr **a_e = -0,2 mm**, a_p = 0,2 mm, β_f = +20° et **β_n = -20°**	f_z = 0,1 mm/dt/tr **a_e = -0,2 mm**, a_p = 0,2 mm, β_f = +20° et **β_n = +20°**
Copeau non déformé			
Situation dans le plan (O,$\underline{n}$,$\underline{z}$)			
Mode	Avalant	Opposition	Avalant

Tableau 3-3. Trois situations d'usinage avec le mode d'usinage associé

Dans la seconde situation, la profondeur de passe radiale est négative, la matière à couper est à gauche de la normale locale (O,$\underline{z}$). La variation de l'épaisseur coupée est croissante fonction du temps ce qui donne un mode opposition. Or la matière à couper est également à gauche de l'axe de la fraise (O,$\underline{z}_f$) ce qui justifie également ce mode. Dans la troisième situation, la matière à couper est toujours à gauche de la normale locale (O,$\underline{z}$) ce qui dans le cas d'un fraisage 3 axes impliquerait un mode opposition. Or la fraise est dépinçée avec un angle β_n positif et la variation de l'épaisseur coupée est décroissante en fonction du temps. Le mode d'usinage est donc avalant. L'explication du mode réside dans la position de la matière par rapport à l'axe de la fraise. Ici la matière est à droite de l'axe de la fraise (O,$\underline{z}_f$) comme dans la première situation.

En conclusion, le mode de coupe est donné par la position de la matière à couper par rapport au plan (O,$\underline{t}$,$\underline{z}_f$) en regardant s'éloigner la fraise :

- si la matière est à droite du plan (O,$\underline{t}$,$\underline{z}_f$), le mode est avalant,
- si la matière est à gauche du plan (O,$\underline{t}$,$\underline{z}_f$), le mode est opposition.

3.4.2. Méthode du produit scalaire des vitesses

Ce dernier point de vue consiste à déterminer le signe du produit scalaire entre les vecteurs vitesses de coupe et d'avance, des points appartenant à l'arête au moment de couper la matière. La vitesse de coupe $\underline{V}_c$ est la vitesse du point de l'arête considérée appartenant à l'outil par rapport à la broche :

$$\underline{V_c} = \frac{d\theta}{dt} \cdot \frac{d}{d\theta}\left(\underline{SGAC}[\theta, az]_n\right) \qquad \text{(Equ.3-42)}$$

La vitesse d'avance $\underline{V_f}$ est la vitesse du point de l'arête considérée appartenant à la broche par rapport à la pièce.

$$\underline{V_f} = V_f \cdot \underline{t} \qquad \text{(Equ.3-43)}$$

Après analyse du produit scalaire des deux vecteurs précédents, il apparaît que la frontière pour lequel le produit scalaire est nul est un cercle de rayon r_f de centre O et compris dans le plan (O,$\underline{z_f}$,$\underline{t}$). En conclusion, lorsque la matière à couper est à gauche (respectivement à droite) du plan (O,$\underline{z_f}$,$\underline{t}$) dans le sens de l'avance, le produit scalaire est positif (respectivement négatif) donc le mode d'usinage est opposition (respectivement avalant).

Afin d'illustrer ces points de vue, plusieurs configurations d'usinage sont analysées. Les conditions de coupe sont regroupées dans le Tableau 3-4.

Configuration	r_f (mm)	β_f (°)	β_n (°)	a_e (mm)	a_p (mm)	$D_{eff\,max}$ (mm)	Mode d'usinage
1	4	0	+20	+0,2	0,3	5,39	Avalant
2	4	0	-20	+0,2	0,3	2,92	Opposition
3	4	0	+20	-0,2	0,3	2,92	Avalant
4	4	0	-20	-0,2	0,3	5,39	Opposition

Tableau 3-4. Conditions de coupe des configurations faisant varier le mode d'usinage

Le mode d'usinage, en fraisage 3 axes, est classiquement déterminé en regardant la position de la matière à couper par rapport à la normale de la surface locale, ici modélisé par le signe de la profondeur de passe radiale a_e. Dans le cas de l'usinage en 5 axes, l'angle de dépinçage dans le plan normal à l'avance modifie cette règle.

Le Tableau 3-5 montre 4 configurations d'usinage. Pour chacune d'entre elles, l'enveloppe de l'outil à un instant t a été représentée avec deux couleurs différentes :

- en bleu lorsque le produit scalaire est négatif,
- en rouge lorsque le produit scalaire est positif.

Sur le périmètre de la calotte sphérique de l'enveloppe d'outil sont représentés deux vecteurs $\underline{V_f}$ en bleu et deux vecteurs $\underline{V_c}$ en rouge ainsi que le diamètre qui relie les deux points d'où partent les vecteurs (en noir). Enfin, en gris est dessiné un extrait de la pièce avant et après usinage. Le sens de l'avance est toujours dans le sens du vecteur $\underline{t}$ qui dans notre cas est pris parallèle à la direction de $\underline{x_p}$.

L'observation du Tableau 3-5 montre que le mode d'usinage est donné par la position de la matière par rapport à l'axe de l'outil : lorsque la matière à couper est à gauche (respectivement à droite) du plan (O,$\underline{z_f}$,$\underline{t}$) dans le sens de l'avance, le produit scalaire est positif (négatif) donc le mode d'usinage est opposition (avalant). Dans les configurations étudiées l'inclinaison β_n vient modifier le mode d'usinage. Ce résultat est cohérent avec la définition du mode d'usinage obtenu par l'analyse de la variation de l'épaisseur coupée en fonction du temps.

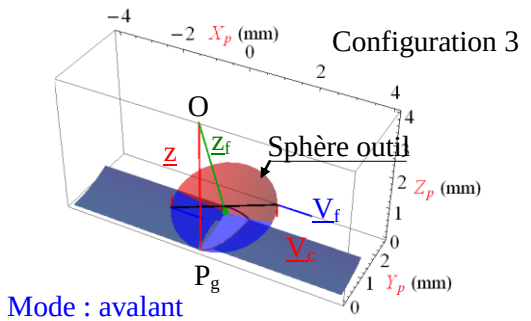
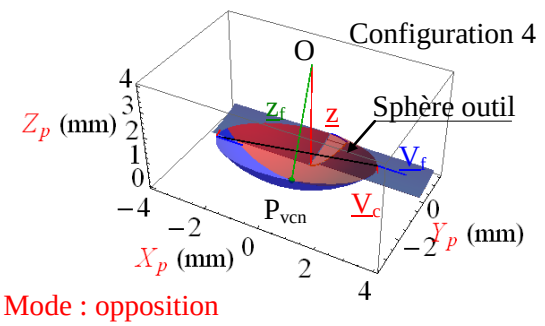
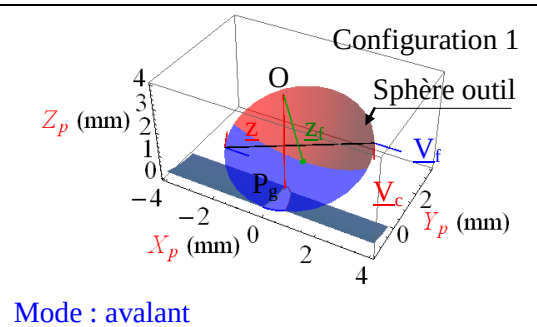
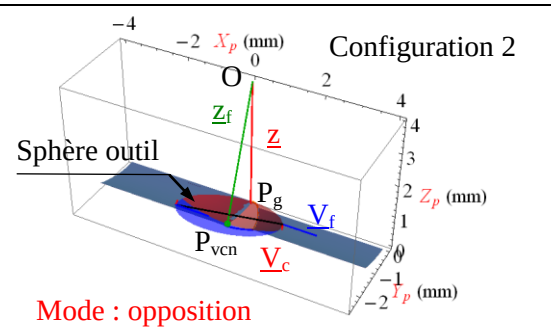
	β_n positif (+20°)	β_n négatif (-20°)
a_e négatif (-0,2mm) matière à gauche de z		
a_e positif (+0,2mm) matière à droite de z		

Tableau 3-5. Mode d'usinage fonction des conditions de coupe ($\beta_f = 0°$)

3.5. Influence des angles de dépinçage sur les angles d'outil en travail

Le chapitre précédent montre une analyse des angles d'outil en main. Ce type d'approche ne prend pas en compte la direction de la vitesse d'avance. Dans le cas de l'usinage 5 axes, cette direction peut être quelconque. Par ailleurs, en fraise boule, le rapport entre les vitesses de coupe et d'avance est également variable le long de l'arête. Ces éléments justifient le fait de mettre en place une analyse des angles d'outil en travail.

3.5.1. Méthode de calcul des angles d'outil en travail

L'analyse des angles en travail nécessite l'introduction de grandeurs :

- cinématiques que sont la vitesse de coupe $\underline{V_c}$ et la vitesse d'avance $\underline{V_f}$,
- géométriques que sont la trajectoire de l'arête dans le repère de la pièce $\underline{SGAC[\theta,az]_n}$ (Equ.3-35) et la fonction de transformation d'un élément du repère fraise vers le repère pièce $\underline{TransformationRfRp[Elem3D,n,\theta]}$ (Equ.3-34)(Equ.1-2).

$$\underline{VitesseRésultanteCoupe}[n,\theta,az] = \underline{V_c}[n,\theta,az] + \underline{V_f} \qquad \text{(Equ.3-44)}$$

$$\underline{VNP_{fe}}[n,\theta,az] = Normer\left[\underline{V_c}[n,\theta,az] \times \underline{V_f}\right]$$

$$\underline{VNP_{re}}[n,\theta,az] = Normer\left[\underline{VitesseRésultanteCoupe}[n,\theta,az]\right]$$

$$\underline{VNP_{ne}}[n,\theta,az] = Normer\left[\frac{\partial \underline{SGAC}[\theta,az]_n}{\partial az}\right]$$

$$\underline{VNFdC_e}[n,\theta,az] = Normer\left[\frac{\partial \underline{TransformationRfRp}[FacedeCoupe[az,R]],n,\theta]}{\partial az} \times \frac{\partial \underline{TransformationRfRp}[FacedeCoupe[az,R]],n,\theta]}{\partial R}\right]$$

$$appliqué\ pour\ R = Rayon[az]$$

L'angle de coupe normal effectif γ_{ne} est calculé grâce à la méthode proposée au chapitre 2 (Equ.2-19) en utilisant les vecteurs définis par l'équation (Equ.3-44). De la même façon l'obliquité d'arête effective λ_{se} est calculée en utilisant les vecteurs définis par l'équation (Equ.3-44). Il est à remarquer que dans le cas des angles en travail, les angles calculés sont fonction du numéro de dent *n*, de la position angulaire de la broche θ et de l'altitude du point courant le long de l'arête *az*.

3.5.2. Influence de la zone active de l'arête sur les angles d'outil en travail

La zone active de l'arête est la portion d'arête qui est engagée dans la matière en fonction des conditions de coupe. Dans cette section, les angles de dépinçage vont faire varier la zone active de l'arête. L'étude des angles d'outil en travail suppose de fixer des conditions de coupe. Voici les valeurs qui ont été choisies :

- la vitesse de broche : N = 2000 tr/min,
- l'avance par dent : f_z = 0,12 mm/(tr/dt),
- la profondeur de passe radiale : a_e = -0,4 mm (la matière est à gauche dans le sens de l'usinage),
- la profondeur de passe axiale : a_p = 0,3 mm.

Les angles de dépinçage (β_f, β_n) sont des variables de l'étude et permettront d'observer s'ils ont une influence sur les angles d'outil.

3.5.2.1. Influence de la zone active de l'arête sur l'angle d'obliquité d'arête en travail

La Figure 3-13 montre l'évolution de l'obliquité d'arête en travail λ_{se} pour cinq configurations d'orientation de l'axe de la fraise pour lesquelles β_n est nul et β_f aura les valeurs de +10°, +20°, +45°, +70° et +90°. Sur ce graphique sont reportées pour une même configuration les valeurs de l'obliquité de toute l'arête à l'instant du début de formation du copeau (en bleu) et de fin de formation du copeau (en violet) et ce, sur la longueur d'arête concernée pour couper l'ensemble du copeau.

La variation de l'obliquité d'arête entre le début et la fin de formation du copeau est particulièrement sensible pour les conditions d'angle de dépinçage faible (β_f = +10° et β_n = 0° notamment). Cette situation s'explique par le fait que la vitesse de coupe tend vers zéro pour les rayons de l'arête proche du point *CentreFraise* alors que le vecteur vitesse d'avance reste constant. Par ailleurs le signe de l'obliquité d'arête change pour les faibles altitudes. Cela signifie que sur la portion de l'arête en prise avec la matière, c'est la partie haute de cette arête qui touche la pièce en premier, puis la partie basse. Le copeau est donc dirigé dans la direction opposée à l'axe de la fraise soit vers la pièce. L'évacuation du copeau sera sans doute plus difficile dans ces configurations comparée aux cas où l'obliquité est largement positive.

Le cas de la configuration β_f = +20° et β_n = 0° montre une obliquité proche de zéro (faible variation de -2° à +2°). Cette situation peut faire craindre un travail au choc de l'arête puisque la projection de l'arête et du plan P_{re} sont pratiquement confondue dans le plan P_{se}.

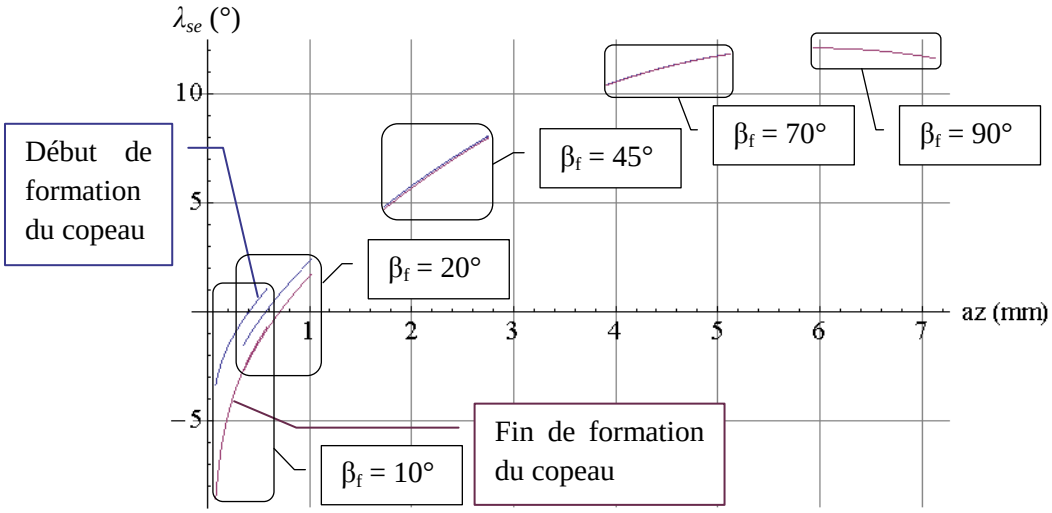


Figure 3-13. Evolution de l'obliquité d'arête en travail pour différentes conditions d'inclinaison de fraise (β_n = 0°, N = 2000 tr/min, f_z = 0,12 mm/(tr/dt), a_e = -0,4 mm, a_p = 0,3 mm)

Le cas des configurations, où l'obliquité est supérieure à +4° (β_f = +45°, β_f = +70° et β_f = +90°), montre donc un niveau positif d'obliquité pour lequel la partie basse de l'arête coupera le copeau en premier, puis la partie haute (au sens de l'axe de la fraise).

Enfin, l'évolution de l'obliquité d'arête en travail pour différentes conditions d'inclinaison de fraise avec β_f = 0° et β_n ayant les valeurs de -10°, -20°, -45°, -70° et -90° conduirait aux mêmes caractéristiques que la Figure 3-13, mais translatées de +2°.

3.5.2.2. Influence de la zone active de l'arête sur l'angle de coupe normal en travail

La Figure 3-14 montre l'évolution de l'angle de coupe normal en travail γ_{ne} pour cinq configurations d'orientation de l'axe de la fraise avec β_f = 0° et β_n aura les valeurs de -10°, -20°, -45°, -70° et -90°. Sur ce graphique sont reportées pour une même configuration les valeurs de l'angle de coupe de toute l'arête à l'instant du début de formation du copeau (en beige) et de fin de formation du copeau (en vert) et ce sur la longueur d'arête concernée pour couper l'ensemble du copeau.

L'évolution de l'angle de coupe normal en travail est proche de l'évolution en main vue au chapitre 2. Les quatre zones sont bien présentes et mettent en évidence les mêmes variations d'angle de coupe au sein de celles-ci. La configuration (β_f = 0° et β_n = -10°) est caractérisée par un angle de coupe variant de 1,5° à 5,5° sur la longueur de l'arête en prise et retrouve le comportement décrit en zone une. Les configurations où le dépinçage β_n est compris entre -20° et -70° se retrouvent dans la zone 2 où la coupe semble être la meilleure. Enfin la dernière configuration (β_f = 0° et β_n = -90°) marque une situation très différente des précédentes avec une variation d'angle de coupe de -6° à +4,5° sur la longueur d'arête en prise. Comme l'obliquité d'arête est positive pour cette configuration, cela signifie que le copeau est amorcé avec un angle de coupe positif et se termine avec un angle très négatif avec un mode d'usinage en opposition. Il est donc possible que dans une telle configuration il y a un risque de collage du copeau sur la surface brute ou sur la face de coupe à cause de l'angle de coupe négatif en fin de formation du copeau.

Les cinq configurations de la Figure 3-14 indiquent que sur l'ensemble de l'arête en prise, l'angle de coupe normal croit entre le temps de début et de fin de formation du copeau de l'ordre de un degré et

ce quel que soit l'angle de dépinçage β_n. Ce comportement est lié à ces configurations géométriques (β_f = 0°). Une étude plus globale va être conduite au paragraphe suivant.

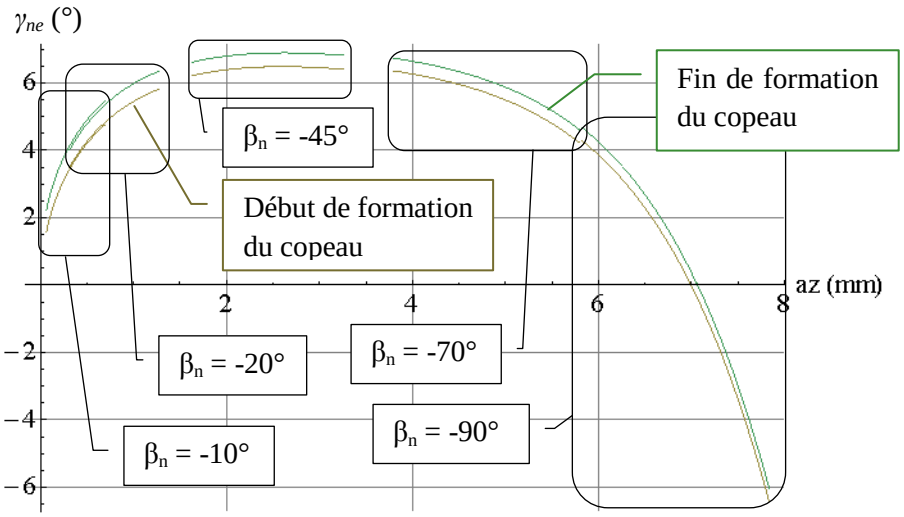


Figure 3-14. Evolution de l'angle de coupe normal effectif pour différentes conditions d'inclinaison de la fraise (β_f = 0°, N = 2000 tr/min, f_z = 0,12 mm/(tr/dt), a_e = -0,4 mm, a_p = 0,3 mm)

3.5.3. Influence de l'orientation de l'axe de fraise sur les angles d'outil en travail

L'étude qui est menée ici consiste à regarder l'influence du dépinçage sur les angles d'outil en travail (coupe normal et obliquité) en considérant toujours la même partie d'arête qui coupe la matière.

3.5.3.1. Influence du dépinçage sur l'angle de coupe normal en travail

Pour chaque configuration géométrique, l'évolution de l'angle de coupe normal en travail γ_{ne} a été calculé. Pour chaque cas, comme celui de la Figure 3-15, l'étendue de l'angle de coupe et l'évolution temporelle de l'angle a été déterminée.

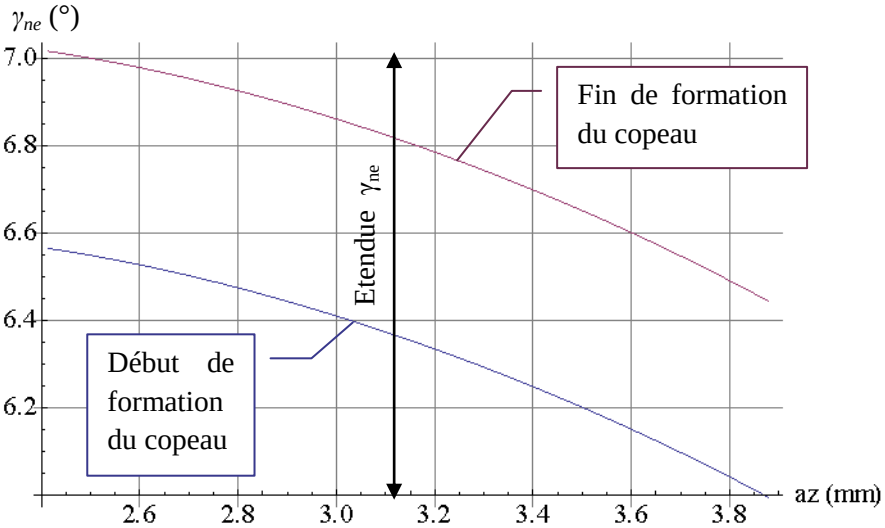


Figure 3-15. Evolution de l'angle de coupe normale en travail le long de l'arête (β_f= -45,9°, β_n= 45,9°, N = 2000 tr/min, f_z = 0,12 mm/(tr/dt), a_e = -0,4 mm, a_p = 0,3 mm)

Le Tableau 3-6 rassemble pour les 8 configurations (avec $a_e < 0$, les valeurs positives pourraient être déduites de la symétrie géométrique énoncée plus haut) calculées, les résultats des critères retenus. Le premier enseignement que le Tableau 3-6 donne est que l'angle γ_{ne} moyen varie faiblement en fonction du dépinçage. En revanche, l'étendue est sensible aux angles de dépinçage. Cela traduit le fait que tous les points de l'arête en prise avec la matière ne coupent pas avec le même angle de coupe normal en travail. La Figure 3-16 montre l'étendue de l'angle de coupe normal en travail par rapport aux angles de dépinçage. Cette figure montre qu'il existe une symétrie autour de l'axe β_f et que les étendues les plus grandes correspondent à l'angle de dépinçage β_f négatif ou nul. Les conséquences d'une telle variation peuvent se manifester par un niveau d'effort local différent et une usure de l'arête irrégulière.

β_f (°)	54,5	57,2	0	-62,6	-65	-45,9	0	43,3
β_n (°)	0	57,2	69,7	62,6	0	-45,9	-53,5	-43,3
γ_{ne} moyen (°)	6,62	6,5	6,6	6,45	6,65	6,5	6,5	6,5
Etendue γ_{ne} (°)	0,29	0,61	0,70	0,92	0,53	1,02	0,76	0,50
Variation de γ_{ne} en fonction du temps	↑	↓	↓	↓	↑	↑	↑	↑
Mode d'usinage		Avalant	Avalant	Avalant		Opposition	Opposition	Opposition

Tableau 3-6. Comparaison de l'angle de coupe normal en travail en fonction des angles de dépinçage

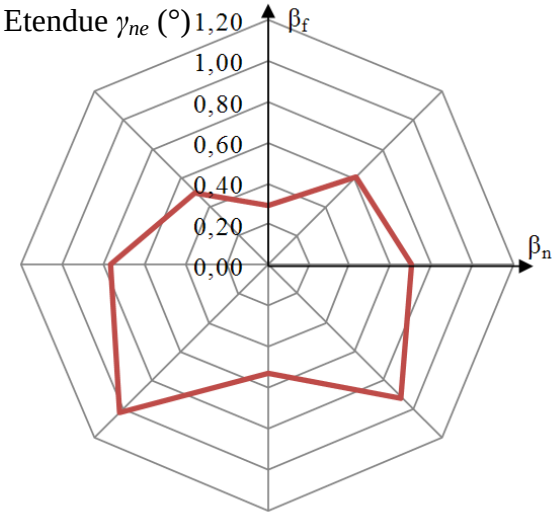


Figure 3-16. Représentation polaire de l'étendue de l'angle de coupe normal en travail
(N = 2000 tr/min, f_z = 0,12 mm/(tr/dt), a_e = -0,4 mm, a_p = 0,3 mm)

Le second enseignement du Tableau 3-6 se base sur l'évolution de l'angle de coupe normal en travail (croissante ou décroissante) en fonction du temps. Cette variation est à rapprocher du mode d'usinage. Les variations décroissantes (respectivement croissantes) se rencontrent pour le mode avalant (respectivement opposition). Cela traduit le fait qu'un copeau avec un mode avalant sera généré avec une épaisseur coupée décroissante et un angle de coupe normal également décroissant. Cela peut renforcer les défauts micro-géométriques d'état de surface lors de l'éjection du copeau. De la même façon pour le mode opposition, l'amorce du copeau est faite avec un angle de coupe plus faible pouvant provoquer des défauts micro-géométriques sur la pièce.

3.5.3.2. *Influence du dépinçage sur l'angle d'obliquité d'arête en travail*

De la même façon, pour chaque configuration géométrique, l'évolution de l'angle d'obliquité en travail λ_{se} a été calculé. Pour chaque cas, comme celui de la Figure 3-17, l'étendue de l'angle d'obliquité en travail et l'évolution temporelle de l'angle a été déterminée.

Le Tableau 3-7 rassemble pour les 8 configurations calculées les résultats des critères retenus. Comme la longueur d'arête en prise est différente selon les configurations, une ligne du tableau est dédiée à l'étendue relative de l'angle d'obliquité en travail.

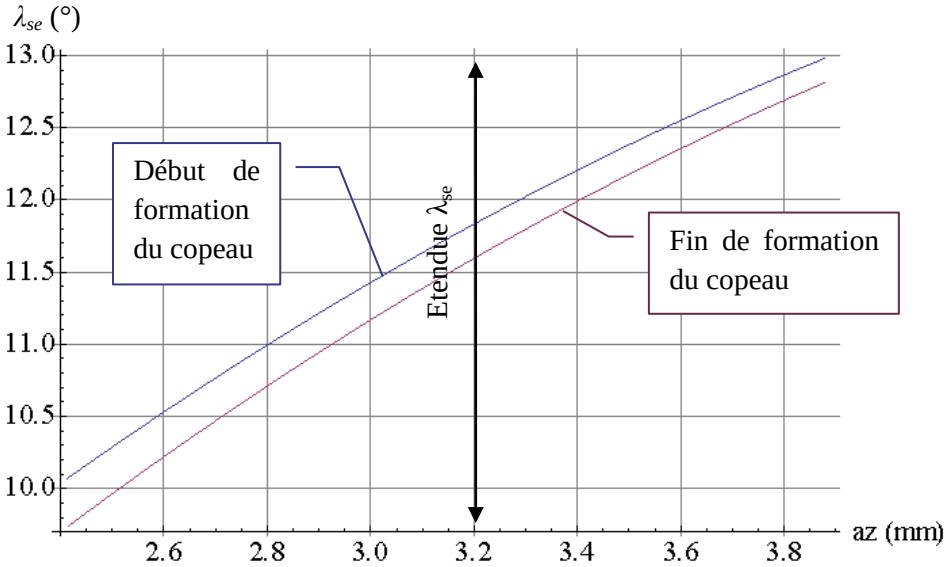


Figure 3-17. Evolution de l'angle d'obliquité d'arête en travail pour β_f = -45,9° et β_n = -45,9°

β_f (°)	54,5	57,2	0	-62,6	-65	-45,9	0	43,3
β_n (°)	0	57,2	69,7	62,6	0	-45,9	-53,5	-43,3
λ_{se} moyen (°)	8,65	9	10	11,75	12	11,4	10	9
Etendue λ_{se} (°)	2,77	3,23	4,08	3,54	2,14	3,24	4,14	4,19
Etendue relative λ_{se} (°/mm)	2,12	2,13	1,95	1,78	1,77	1,94	1,98	2,05

Tableau 3-7. Comparaison de l'angle d'obliquité en travail fonction des angles de dépinçage

Le niveau d'angle d'obliquité moyen est dépendant des angles de dépinçage et particulièrement de l'angle β_f. Une représentation analogue à la Figure 3-16, montrant le niveau de l'angle d'obliquité en fonction des angles de dépinçage monterait la même symétrie du problème et que l'angle d'obliquité moyen est grand lorsque l'angle de dépinçage β_f est négatif. Ce constat traduit le fait qu'un angle de dépinçage β_f négatif dispose les arêtes à rentrer dans la matière plus progressivement, cela tendrait à améliorer la continuité de coupe.

Le Tableau 3-7 montre également l'étendue de l'angle d'obliquité en travail le long de l'arête en prise avec la matière. La variation de ce paramètre est principalement due à la longueur d'arête en prise qui varie. En effet, l'étendue relative est très sensiblement constante.

3.5.4. Conclusions sur les angles d'outil en travail

Cette étude s'est concentrée sur l'angle de coupe normal en travail et l'angle d'obliquité d'arête en travail. Après avoir expliqué la méthode de calcul de ces angles basée sur la modélisation de la surface générée par l'arête de coupe, deux observations ont été faites.

La première est de regarder l'évolution des angles d'outil en travail le long d'une arête de coupe. Ainsi l'angle d'obliquité en travail est négatif ou nul pour les faibles valeurs de az ce qui rend l'évacuation du copeau plus difficile et une arête de coupe qui travaillera au choc, sans progression dans la rentrée dans la matière. Pour le reste de l'arête (au-delà de $az = 1$ mm) l'obliquité en travail augmente et améliore la progressivité de la rentrée de l'arête dans la matière. Dans le cas de l'angle de coupe normal en travail, l'évolution est proche des observations faites dans le cas des angles d'outil en main notamment par la présence de 4 zones distinctes. Lorsque $\beta_{résultant}$ est inférieur à 20° alors l'angle de coupe est positif mais faible. Les efforts de coupe pourraient être plus importants que pour la zone suivante. Pour $\beta_{résultant}$ compris entre 20° et 60°, l'angle de coupe est relativement stable avec un niveau de 6° à 7° ce qui est confortable pour usiner des matériaux tel de l'alliage de Ti6Al4V. Pour $\beta_{résultant}$ compris entre 60° et 90°, l'évolution de l'angle de coupe rejoint les observations faites lors de la première zone. Pour $\beta_{résultant}$ supérieur à 90°, l'angle de coupe est négatif et rend délicate la coupe avec des efforts sans doute élevés et un risque fort de collage de copeaux sur la surface finie.

La deuxième observation est l'influence des angles de dépinçage sur l'évolution des angles d'outil en travail sur la même portion d'arête. Le niveau moyen de l'angle de coupe normal en travail varie peu en fonction du dépinçage par contre il n'est pas constant sur l'ensemble de l'arête en prise, un écart de 0,3° à 1° peut être observé et est influencé par l'angle β_f. De plus l'angle de coupe évolue en fonction du temps et est toujours le plus faible lorsque l'épaisseur coupée est le plus faible soit au début pour le mode opposition et à la fin pour le mode avalant. Enfin le niveau moyen de l'angle d'obliquité d'arête en travail évolue pour être maximal dans les configurations où β_f est négatif.

3.6. Conclusions

Ce chapitre a présenté quelques aspects géométriques de la coupe en usinage 5 axes avec une fraise d'enveloppe sphérique. Il a permis de préciser la position du point à vitesse de coupe nulle P_{vcn} par rapport à la pièce. Une nouvelle méthode est montrée pour calculer les diamètres effectifs minimal et maximal sur la zone intersection mais également les diamètres effectifs qui vont générer la surface finie. La méthode s'applique pour des trajectoires d'usinage sur des surfaces plane ou torique. Le calcul de ces diamètres effectifs est un préalable au calcul des vitesses de coupe.

Une seconde partie de ce chapitre présente le calcul de l'épaisseur coupée pour les interpolations linéaire et circulaire. Pour chaque point de l'arête, l'épaisseur coupée renseigne sur la façon dont l'outil coupe la matière localement. Les angles de dépinçage change la position de la fraise et de ses arêtes et modifient la façon de couper la matière. Les différents comportements de coupe ont été regroupés en 4 familles de copeau non déformé.

Les modes d'usinage ont été définis par plusieurs méthodes. Dans le contexte de l'utilisation d'une fraise d'enveloppe sphérique en usinage 5 axes, c'est la position de la matière à couper par rapport au plan $(O,\underline{t},\underline{z}_f)$ qui définie le mode d'usinage (pilotée par l'angle de dépinçage β_n).

La dernière partie de ce chapitre est l'étude de la géométrie des angles d'outil en travail à travers l'angle de coupe normal et l'angle d'obliquité d'arête. Cette étude confirme les résultats vus au chapitre 2 sur les angles d'outil en main. Le premier facteur d'influence des angles d'outil est la zone de travail sur l'arête, puis en second lieu les angles de dépinçage qui peuvent les moduler.

Chapitre 4. Etude expérimentale des configurations de fraisage

Après avoir construit plusieurs outils de description de la géométrie de la coupe en fraisage 5 axes au chapitre précédent, ce nouveau chapitre a pour but de montrer expérimentalement l'influence des angles de dépinçage sur le phénomène de coupe à travers l'énergie spécifique de coupe, la durée de vie d'outil et l'état de surface. Un tableau en annexe 1 regroupe l'ensemble des configurations testées. Afin de vérifier que les essais menés dans cette étude ne sont pas influencés par une coupe instable, la première section de ce chapitre va présenter sommairement les conditions d'une coupe stable.

4.1. Analyse de la stabilité de la coupe par sonnage d'outil

Pour montrer le caractère stable de la coupe, deux aspects sont présentés :

- le premier est la comparaison du spectre fréquentiel de plusieurs attachements d'outils montés en broche suite à un échelon d'effort,
- le second est l'application d'une partie de la théorie des lobes de stabilité montrant qu'il existe une profondeur de passe axiale limite en-dessous de laquelle la coupe est stable.

4.1.1. Comparaison des attachements d'outil

Deux attachements ont été comparés avec la fraise d'étude montée pour différentes jauges outil :

- attachement fretté avec une jauge de 167 mm,
- attachement à pince avec une jauge de 154 mm (fraise rentrée au maximum),
- attachement à pince avec une jauge de 167 mm (configuration classique),
- attachement à pince avec une jauge de 202 mm (fraise sortie au maximum).

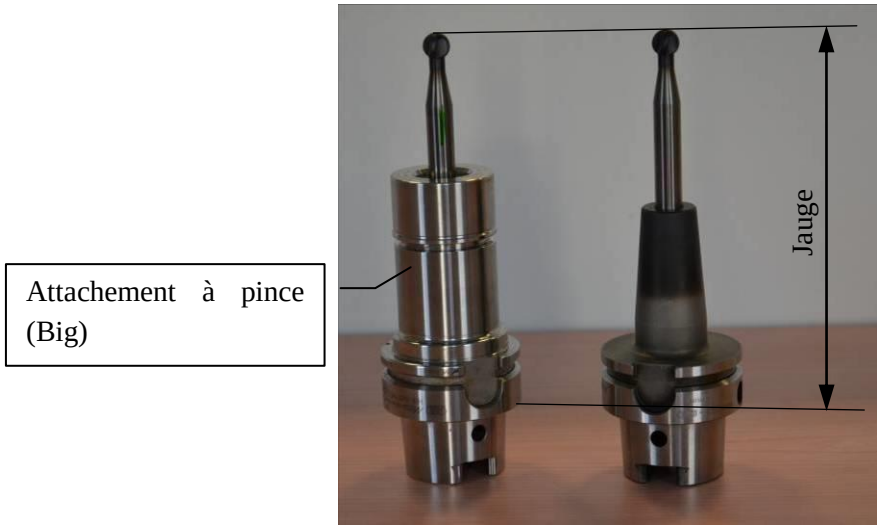


Figure 4-1. Attachement à pince et fretté avec une jauge de 167 mm

La comparaison du spectre fréquentiel de ces différentes configurations matérielles est rendue possible par des essais de sonnage avec un marteau instrumenté (MEGGITT, Model: 2302, sensibilité : 2,27mV/N) avec un embout métallique et un accéléromètre (ISOTRON : 752a12, sensibilité : 100mV/g) collé sur l'outil à l'aide de cire d'abeille. L'acquisition des signaux et le traitement ont été faits par le logiciel CutPro 4.5 permettant de construire le spectre fréquentiel par la synthèse de 5 essais de sonnages. Le dépouillement est réalisé en intégrant deux fois l'accélération pour calculer une fonction de transfert en déplacement par rapport à l'effort.

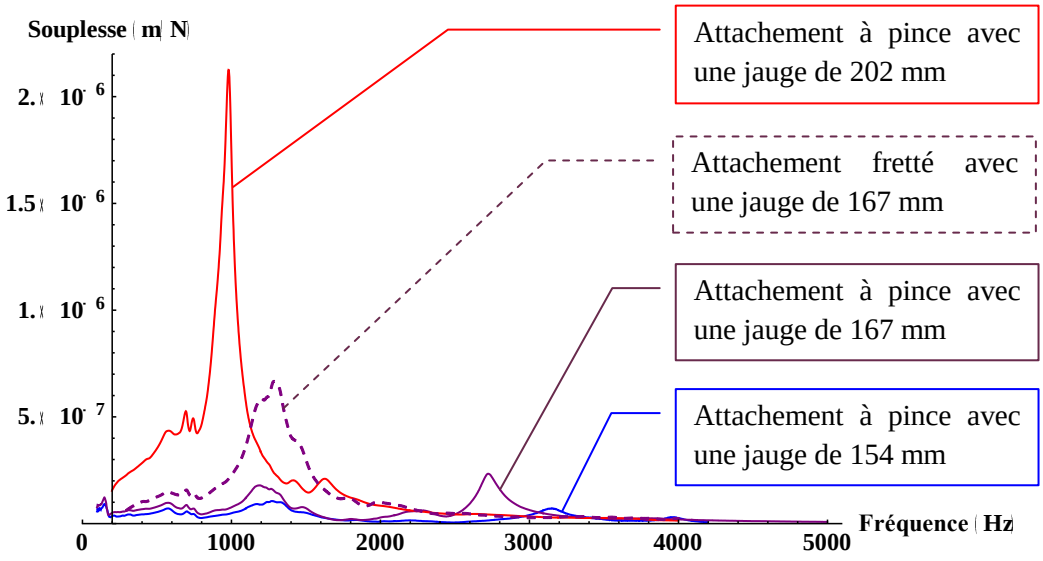


Figure 4-2. Influence de l'attachement sur le spectre fréquentiel

La Figure 4-2 met en évidence un mode de flexion majeur par attachement :

- l'attachement à pince avec une jauge de 154 mm a une fréquence propre de 3150 Hz,
- l'attachement à pince avec une jauge de 167 mm a une fréquence propre de 2724 Hz,
- l'attachement à pince avec une jauge de 202 mm a une fréquence propre de 980 Hz.
- l'attachement fretté avec une jauge de 167 mm a une fréquence propre de 1286 Hz

Ces niveaux de fréquence sont assez élevés par rapport à la plage de sollicitation de l'outil en coupe. Lorsque la fraise est sortie au maximum de l'attachement (jauge de 202 mm), il faut faire tourner la broche à 14700 tr/min pour atteindre la fréquence propre compte tenu des 4 dents de la fraise. Pour les deux autres configurations à pince, la limite de rotation de la broche de la machine d'usinage (24000 tr/min) est atteinte avant de pouvoir rejoindre les fréquences propres.

La comparaison du premier mode de vibration entre les deux solutions d'attachement (fretté et à pince) pour une jauge de 167 mm montre (Figure 4-2) que l'attachement fretté (courbe en pointillée) est moins amorti que l'attachement à pince (courbe en continue). Par contre la fréquence propre de l'attachement fretté est plus basse que la solution à pince tout en restant dans une plage de vitesse de rotation assez élevée, voisine de 19000 tr/min.

4.1.2. Détermination de la profondeur de passe axiale limite

En se basant sur la théorie des lobes de stabilité selon Tlusty (Tlusty, Smith, and Zamudio 1991), il est possible de trouver la profondeur de passe limite à partir de laquelle la coupe est toujours stable quel que soit le régime de broche. Cette profondeur de passe est calculée par :

$$a_{p\ limite} = \frac{-1}{2 \times Z_c \times K_c \times Min\left[Re\left[G[i \times \omega]\right]\right]} \qquad \text{(Equ.4-1)}$$

La fonction $G[i\times\omega]$ est la fonction de transfert issue du rapport de l'accélération mesurée sur l'outil sur la force exercée par le marteau en mm/N, Z_c est le nombre de dents en coupe de la fraise (ici Z_c vaux 1) et K_c l'effort spécifique de coupe en N/mm². Les mesures d'énergie spécifique de la coupe de l'alliage de titane utilisé avec la fraise d'étude (mesures explicitées dans la section suivante) donnent

une plage entre 60 et 70 W/(cm^3/min). Dans le cas le plus défavorable, cela conduit à un effort spécifique de coupe de 4200 N/mm².

Attachement :	Pince (jauge 202 mm)	Pince (jauge 167 mm)	Pince (jauge 154 mm)	Fretté (jauge 167 mm)
$a_{p\ limite}$ (mm)	0,11	0,95	3,40	0,41

Tableau 4-1. Profondeur de passe limite pour garantir la stabilité de la coupe

Le Tableau 4-1confirme les résultats précédents selon lesquels l'attachement en pince (pour une jauge identique) offre une plus grande plage de profondeur de passe pour garantir la stabilité de la coupe. Par ailleurs, la situation matérielle à pince avec la sortie d'outil maximale montre une profondeur de passe limite voisine de ce qui pourrait être utilisée en usinage de finition. Dans le cadre de ces travaux de thèse, c'est l'attachement à pince avec une jauge voisine ou inférieure à 167 mm qui sera utilisée. Dans ces conditions, il y aura une marge suffisante entre la valeur de profondeur de passe limite et la profondeur de passe programmée (voisine de 0,3 mm) pour garantir la stabilité de la coupe.

4.2. Influence des angles de dépinçage sur l'énergie spécifique de coupe

L'énergie spécifique de coupe est un élément qui traduit la qualité de la coupe. Plusieurs paramètres de coupe sont des éléments d'influence connus telles que l'avance par dent ou la vitesse de coupe. L'objectif de cette section est de montrer l'influence des angles de dépinçage. Pour calculer l'énergie spécifique de coupe plusieurs moyens sont possibles comme l'utilisation :

- d'un wattmètre mesurant la puissance électrique entre le variateur de la broche et le moteur de la broche de la fraiseuse mais ce moyen est peu adapté aux faibles puissances de coupe en usinage de finition,
- d'un dynamomètre mesurant les efforts s'exerçant entre l'outil et la pièce à usiner.

Dans cette section se pose donc également la question de la mesure des efforts de coupe en usinage 5 axes.

4.2.1. Méthodes de mesure des efforts de coupe en fraisage 5 axes de finition

4.2.1.1. Comparaison intrinsèque des dynamomètres

Il existe plusieurs dynamomètres piézo-électriques au laboratoire permettant la mesure d'efforts en fraisage. Ces moyens sont grossièrement comparés dans le tableau ci-dessous :

Capteur	Usage	Fixe - rotatif	Etendue de mesure sur Z	Fréquence de coupure	Mesure de couple
Kistler 9273	Perçage	fixe	20 kN	≈ 3 kHz	Oui
Kistler 9255	Fraisage	fixe	40 kN	≈ 1,7 kHz	Calcul possible
Kistler 9257	Fraisage	fixe	5 kN	≈ 2,3 kHz	Calcul possible
Kistler 9256C2 (MiniDyn)	Fraisage	fixe	250 N	≈ 4 kHz	Calcul possible
Kistler 9123C	Perçage-fraisage	rotatif	20 kN	1 kHz	Oui

Tableau 4-2. Comparaison des dynamomètres du laboratoire pour la technique de fraisage

Sur la base du Tableau 4-2 il est envisagé de ne garder que les deux dynamomètres les plus adaptés aux petits efforts ou au travail en 5 axes : la platine MiniDyn 9256C2 et le capteur rotatif 9123C. Ces deux dynamomètres présentent des avantages bien différents l'un de l'autre (Tableau 4-3). Le dynamomètre fixe présente une bonne sensibilité et des fréquences propres élevées. Le dynamomètre

rotatif mesure directement le couple de coupe et donne une information de top tour en plus des efforts et du couple.

	Platine MiniDyn 9256C2	Capteur rotatif 9123C
Gamme de mesure 1	-250 à 250 N sur chaque axe	+/- 5 kN sur X et Y +/- 20 kN sur Z +/- 200 Nm
Gamme de mesure 2	-25 à 25 N sur chaque axe	+/- 500 N sur X et Y +/- 2 kN sur Z +/- 20 Nm
Sensibilité (en gamme 1)	Voie x et z ≈ -26 pC/N Voie y ≈ -13 pC/N	Voie x et y ≈ 2 mV/N Voie z ≈ 0,5 mV/N Voie z ≈ 50 mV/Nm
Rigidité	Cx et Cz > 250 N/µm Cy > 300 N/µm	Non communiqué
Fréquence propre (a vide)	fn(x) ≈ 4 kHz fn(y) ≈ 4,8 kHz fn(z) ≈ 4,6 kHz	fn ≈ 2 kHz Filtre anti-repliement à 1 kHz
transmission de l'information entre le dynamomètre et le conditionneur	par câble haute impédence	Radio entre le capteur et le stator
Limitation	Le câble en fraisage 5 axes	Vitesse de broche 10000 tr/min

Tableau 4-3. Comparaison des caractéristiques techniques de deux dynamomètres (sources : Kistler)

4.2.1.2. Mesure des efforts de coupe avec un dynamomètre rotatif

La mise en œuvre d'un dynamomètre rotatif est relativement simple (Tableau 4-4) dans le contexte d'un fraisage en 5 axes. Le capteur 9123C donne directement le couple de coupe nécessaire au calcul de l'énergie spécifique ainsi qu'une information de type top tour pour connaitre la position angulaire de la fraise par rapport à la broche de la fraiseuse.

Avantage	Inconvénient
Pièce massive possible Efforts mesurés dans le repère outil Grande étendue de mesure Mesure du couple de couple directe Pas de liaison câblée	Sensibilité moyenne Bande passante faible Réglage des gains limité Induit un faux rond supplémentaire Jauge outil importante Limitation de la vitesse de rotation de la broche

Tableau 4-4. Bilan des mesures d'efforts de coupe avec un dynamomètre rotatif

4.2.1.3. Mesure des efforts de coupe avec un dynamomètre fixe

Le principe de la mesure des efforts de coupe avec un dynamomètre fixe va être explicité en présentant le contexte matériel (Tableau 4-5), puis les étapes du déroulement des essais et en fin le synoptique (Figure 4-3) permettant de dépouiller les fichiers d'acquisition pour calculer les efforts de coupe dans le repère outil, le couple de coupe et l'énergie spécifique.

Matériel	Référence
Fraiseuse 5 axes (CBX/YZ)	Mikron HSM 600U – Heidenhain iTNC530
Fraise boule de diamètre 12 mm	Jabro 160120-MEGA-64
Attachement HSK63A à pince	Big (cf. Figure 4-1)
Dynamomètre fixe	Kistler Platine MiniDyn 9256C2
Amplificateur de charges	Kistler 5019B13
Eprouvette la plus légère possible	Alliage Ti6Al4V
Codeur de broche	Lenord et Bauer : MiniCoder GEL 244

Boitier de dérivation du signal du codeur de broche	Heidenhain : IBV 606
Système d'acquisition synchrone (5 voies minimum) à plus de 50 kHz	National Instrument : NI cDAQ-9188, carte NI9215 et logiciel DasyLab 12
Laser de mesure	Keyence LK-G 32 et son contrôleur LK-G
Un cylindre étalon avec interface HSK63	Tolérance de circularité 1 µm
Trigger de déclanchement de mesure piloté par une fonction M dans le programme d'usinage	Développement du laboratoire

Tableau 4-5. Contexte matériel de la mesure des efforts de coupe avec un dynamomètre fixe

Déroulement des essais :

- Mise en place du matériel de numérisation d'outil (laser + cylindre étalon + codeur broche + acquisition 2 voies 60 kHz). Méthodologie expliquée au chapitre 2.
- Numérisation de l'outil sur toute la hauteur de l'arête.
- Dépouillement : connaitre la relation donnant la position angulaire des arêtes par rapport au repère outil en fonction de l'altitude az. Ne plus démonter la fraise de l'attachement pour garder la position des arêtes par rapport à la référence outil.
- Mise en place du matériel de mesure d'efforts (dynamomètre avec l'amplificateur de charges + codeur broche avec le boitier de dérivation + acquisition 5 voies à 100 kHz + trigger). Réglage des sensibilités et des gains, effort maximal dans le repère du dynamomètre de 100 N par voie.
- Génération du programme d'usinage en fonction de la situation du brut et des essais à piloter.
- Réalisation d'un essai de coupe instrumenté : (attention au câble entre le dynamomètre et l'amplificateur de charges)
    - Déclanchement de l'acquisition (5 voies enregistrées : *Fx Fy* et *Fz* du *R.platine*, le top tour et le trigger)
    - Lancement du programme d'usinage
    - Approche de l'outil de l'éprouvette
    - Déclanchement de la mesure (efforts et position) via la fonction M du programme
    - Usinage de l'éprouvette
    - Arrêt de la mesure
    - Dégagement de l'outil
    - Arrêt de l'acquisition
- Calcul du diamètre effectif moyen
- Dépouillement de l'essai (fichier d'acquisition, diamètre effectif moyen, angles de dépinçage, la position des arêtes dans le repère outil)

Le dépouillement des essais se fait en suivant le synoptique de la Figure 4-3. Ce synoptique fait intervenir plusieurs données extérieures :

- la position angulaire entre le repère de la platine et le repère de programmation,
- la position angulaire entre le repère de programmation et le repère opération,
- les angles de dépinçages : β_f et β_n,
- le diamètre effectif moyen,
- la position angulaire du top tour par rapport au repère de la broche.

Le calcul de la résultante des efforts radiaux dans le repère outil est obtenu par la formule :

$$F_{Résultant} = \sqrt{Fx^2 + Fy^2} \qquad \text{(Equ.4-2)}$$

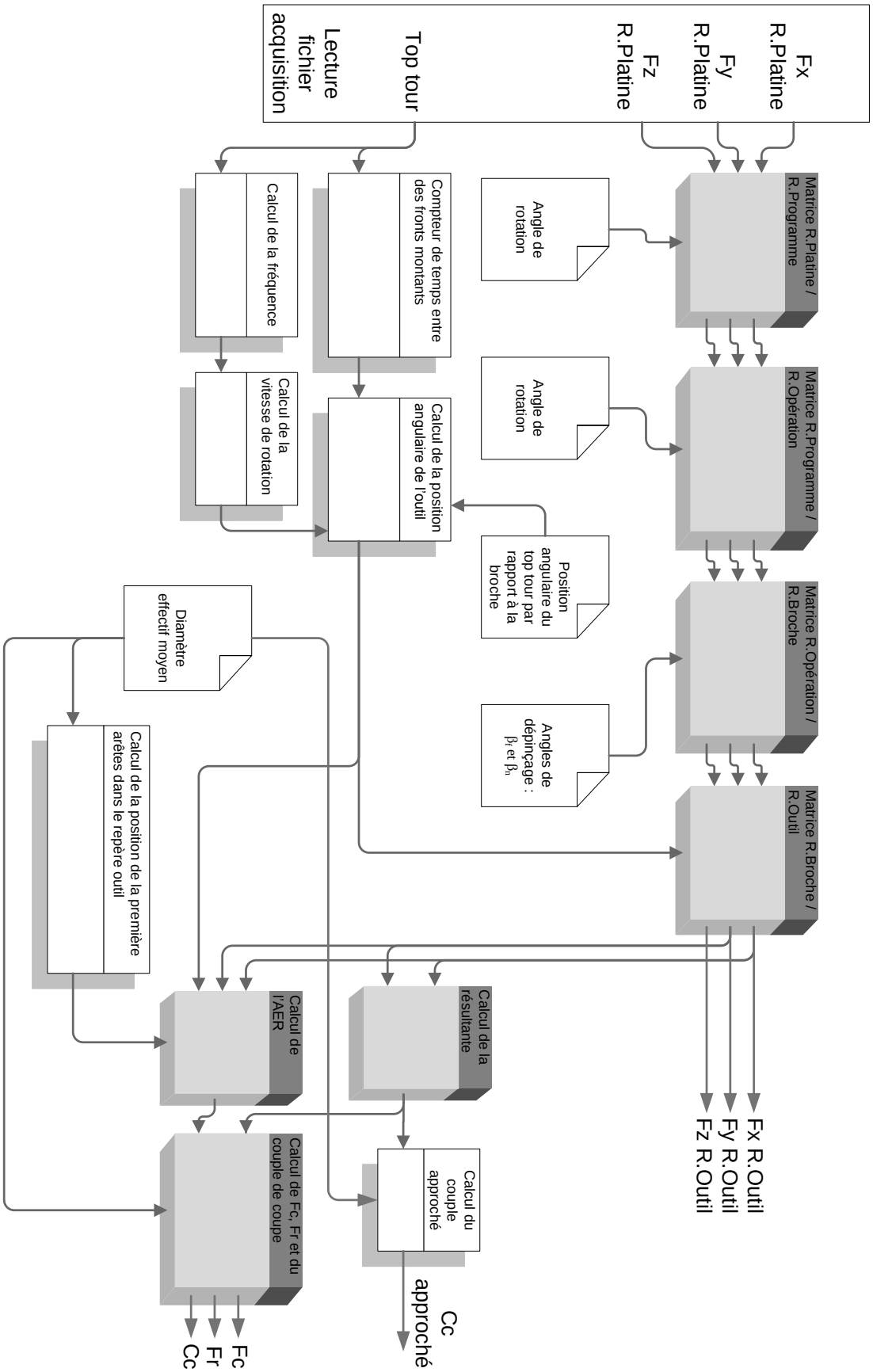


Figure 4-3. Synoptique d'exploitation des données d'efforts

Le calcul de la position angulaire de la première arête de coupe dans le repère outil θ_1 est déduit des mesures outil faites au laser et les équations (Equ.2-11) et (Equ.2-12):

$$\theta_1 = -\frac{\pi}{2} + 1{,}86 + 0{,}0385 \times \left(6 - \sqrt{6^2 - \left(\frac{D_{eff}}{2}\right)^2}\right) \qquad \text{(Equ.4-3)}$$

L'Angle Equivalent Radial (*AER*) est l'angle entre la résultante des efforts et l'effort de coupe. Il n'y a qu'une dent en travail.

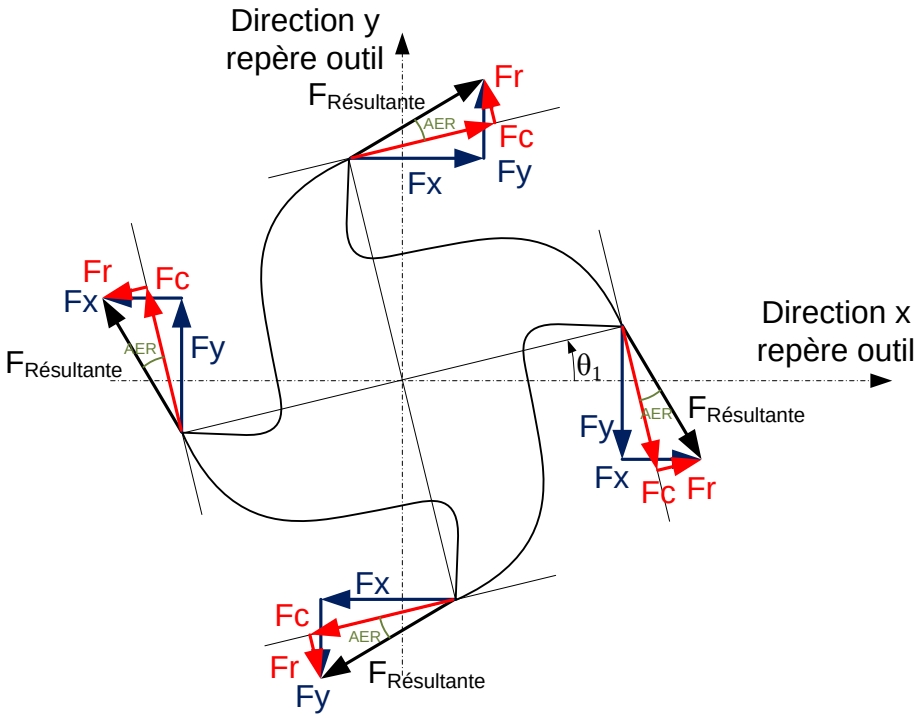


Figure 4-4. Représentation des quatre situations d'effort dans le repère outil

Le calcul de l'*AER* est alors différent en fonction de la dent active :

$$AER = ArcTan\left|\frac{Fx}{Fy}\right| - \theta_1 \qquad \text{(Equ.4-4)}$$

$$AER = ArcTan\left|\frac{Fy}{Fx}\right| - \theta_1$$

Les composantes d'efforts et de couple sont alors calculées avec :

$$F_c = F_{Résultant} \times Cos[AER] \qquad \text{(Equ.4-5)}$$

$$F_r = F_{Résultant} \times Sin[AER]$$

$$C_c = \frac{D_{eff\ moyen}}{2} \times F_c$$

$$C_{C\ approché} = \frac{D_{eff\ moyen}}{2} \times F_{Résultant}$$

L'énergie spécifique W_c (en W/(cm^3/min)) est ensuite calculée en mesurant le couple de coupe moyen puis en appliquant l'équation :

$$W_c = \frac{C_{c\,moyen} \times 2 \times \pi \times 1000}{60 \times f_z \times Z \times a_e \times a_p} \qquad \text{(Equ.4-6)}$$

En conclusion, voici un bilan synthétique concernant la mesure de l'énergie spécifique avec un dynamomètre fixe :

Avantage	Inconvénient
Bonne sensibilité Bonne bande passante Réglage des gains possible N'induit pas de faux rond ou de jauge outil supplémentaire	Pièce réduite a un échantillon Efforts mesurés à transformer dans le repère outil (mesure de la position de la broche en sus) Pas de mesure du couple de coupe Compensation du poids à prendre en compte Liaison par câble risquée avec rotation du plateau

Tableau 4-6. Bilan des mesures d'efforts de coupe avec un dynamomètre fixe

4.2.2. Comparaison des niveaux d'énergies spécifiques en fonction des angles de dépinçage

La comparaison des niveaux d'énergies spécifiques est ici basée sur la méthodologie du Couple Outil Matière en fraisage définie par la norme NF E 66-520-6. Cette méthodologie prévoit plusieurs types d'essais pour une même configuration :

- Essais de détermination de la plage d'utilisation en vitesse de coupe,
- Essais de détermination de la plage d'utilisation en épaisseur coupée,
- Essais de détermination des données limites,
- Essais d'usures,
- Détermination des paramètres auxiliaires.

Pour répondre à l'objectif de comparaison des niveaux d'énergies spécifiques, les deux premiers types d'essais (variation de vitesse et variation de l'épaisseur coupée) vont être conduits. Par ailleurs l'influence des angles de dépinçage sur l'usure d'outil sera présentée à la section suivante.

Configuration	1	2	3	4	5	6
Z	2	4	4	4	4	4
a_e (mm)	0,4	0,4	0,4	-0,4	-0,4	0,4
a_p (mm)	0,3	0,3	0,3	0,3	0,3	0,3
β_f (deg)	0	45	75	0	0	35,3
β_n (deg)	0	0	0	75	45	35,3
β_{res} (deg)	0	45	75	75	45	45
$D_{eff\,min}$ (mm)	0	8,49	11,59	10,04	5,41	8,32
$D_{eff\,max}$ (mm)	3,75	10,14	11,98	11,69	8,76	10,72

Tableau 4-7. Caractéristiques des 6 configurations géométriques de fraisage étudiées

Le plan d'essais (Tableau 4-7) a été construit avec trois orientations d'axe outil différentes :

- Une orientation $\beta_f = 0°$, $\beta_n \in \{0°, 45°, 75°\}$
- Une orientation $\beta_f \in \{0°, 45°, 75°\}$, $\beta_n = 0°$
- Une orientation $\beta_f = 35{,}3°$, $\beta_n = 35{,}3°$.

Le nombre de dents de la fraise est différent en fonction de la plage de diamètre effectif qui va être utilisée. La configuration 1 présente des diamètres effectifs inférieurs à Dz = 4,65 mm (limite de la zone à 2 dents) donc les essais seront conduits avec un nombre de dents de 2. Par ailleurs les autres configurations ont toutes des diamètres effectifs minimaux supérieurs à 4,65 mm, ce sont donc des configurations à 4 dents.

4.2.2.1. Comparatif des résultats mesurés en fonction des dynamomètres

Au cours de ces travaux de thèse, les essais, suivant la méthodologie du COM, ont été conduits avec les deux méthodes de mesure d'efforts.

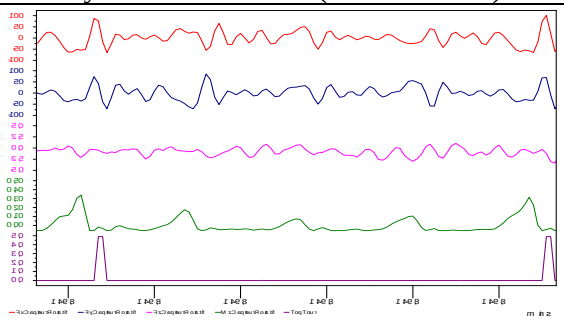
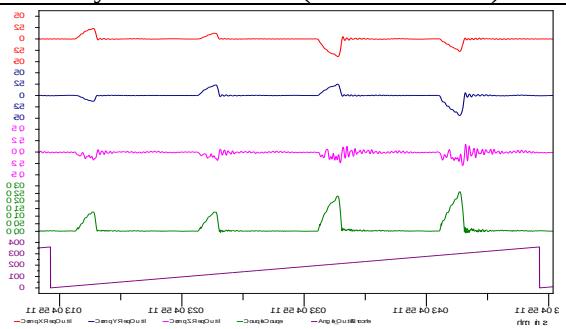
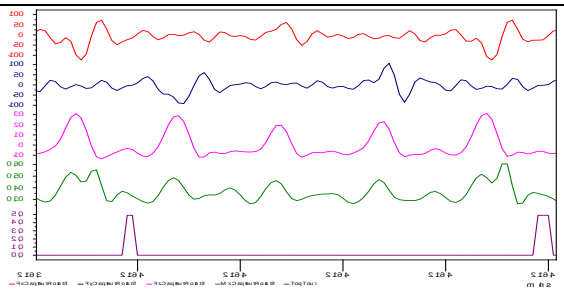
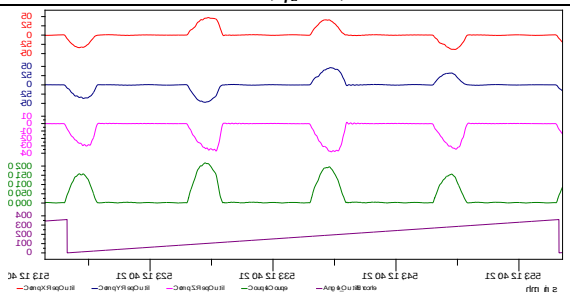
	Dynamomètre rotatif (Kistler 9123C)	Dynamomètre fixe (Kistler 9256C2)
Configuration 3	 N = 2300 tr/min, f_z = 0,12 mm/dt/tr	 N = 1500 tr/min, f_z = 0,12 mm/dt/tr
Configuration 5	 N = 3000 tr/min, f_z = 0,12 mm/dt/tr	 N = 1500 tr/min, f_z = 0,12 mm/dt/tr

Tableau 4-8. Profils d'efforts dans le repère outil sur un tour de fraise (Légende : Fx, Fy, Fz, Cc et top tour ou position angulaire outil/broche)

Le Tableau 4-8 présente les profils d'efforts dans le repère outil avec les deux méthodes de mesure d'effort. Le dynamomètre rotatif mesure les efforts de la pièce sur l'outil alors que le dynamomètre fixe mesure les efforts de l'outil sur la pièce ce qui explique les signes opposés des signaux.

La fréquence d'échantillonnage est différente pour les deux capteurs. Elle a été de 4 kHz pour le dynamomètre rotatif (limité à cause du filtre anti-repliement de 1 kHz) et de 100 kHz pour le dynamomètre fixe à cause de la mesure de position angulaire de l'outil par rapport à la broche. Ceci étant, la mesure des efforts de coupe ne nécessite pas un tel niveau d'échantillonnage mais la chaine d'acquisition utilisée ne permet pas d'acquérir différents signaux à des fréquences différentes même synchronisées entres elles.

Les profils d'efforts donnés par le dynamomètre rotatif sont relativement perturbés par une fréquence de 804 Hz pour la configuration 3 et de 840 Hz pour la configuration 5. La plage de fréquence de passage des dents est de 153 Hz pour N = 2300 tr/min et de 200 Hz pour N = 3000 tr/min. L'écart de fréquence étant important, il est alors probable que les fréquences de 804 et 840 Hz soient dues à la fréquence propre du système composé du dynamomètre rotatif, de la rallonge, de la pince et de la fraise. La jauge outil a été modifiée pour chaque configuration pour les essais avec le dynamomètre

rotatif (pour être la plus courte possible) ce qui explique que la fréquence propre a évolué entre les deux configurations.

Le niveau de perturbation est tel que l'exploitation des efforts via le dynamomètre rotatif n'est pas possible pour mesurer une différence de comportement de l'énergie spécifique entre les configurations d'usinage 5 axes. L'exploitation des efforts via la mesure au dynamomètre fixe est plus complexe mais nettement moins perturbée. C'est donc par la méthode de mesure au dynamomètre fixe que sera exploité l'ensemble des mesures d'efforts.

Il a été constaté une différence entre l'un des paramètres programmés et obtenus : la profondeur de passe a_p. Cette différence était due à un mauvais réglage de la machine au niveau de la connaissance de la position des deux axes de rotation dans le repère machine. Les conséquences de cette différence sont limitées car les calculs d'énergie spécifique sont faits en prenant en compte la profondeur de passe réelle et non celle programmée.

4.2.2.2. Comparaison de l'énergie spécifique en fonction de l'effort axial

Le synoptique d'exploitation des résultats d'essais (Figure 4-3) laisse entrevoir plusieurs possibilités de mesure de couple de coupe :

- Le couple recherché : C_c calculé à partir de l'effort de coupe
- Un couple approché : $C_{c\ approché}$ calculé à partir de l'effort résultant des composantes radiales dans le repère outil (Equ.4-5)
- Un couple approché : $C_{résultante}$ calculé à partir de la résultante des trois composantes d'efforts (Fx,Fy,et Fz)

	β_f (deg)	β_n (deg)	V_c (m/ min)	a_p (mm)	W_c avec $C_{c\ approché}$ (W/(cm^3/ min))	W_c avec $C_{résultante}$ (W/(cm^3/ min))	Différence W_c (W/(cm^3/ min))	λ_{se} (deg)	Fz moyen Rep Outil (N)	$D_{eff\ moyen}$ (mm)
Conf. 1	0	0	29	0,284	61	86	25	-2,75	-16,5	1,873
Conf. 5	0	45	34,3	0,236	88	102	14	4,8	-6,1	7,087
Conf. 2	45	0	58	0,232	69	75	6	6,2	-2,5	9,310
Conf. 6	35,3	35,3	44	0,262	78	84	6	7,3	-3	9,441
Conf. 4	0	75	52,5	0,153	101,7	105	3,3	11,75	-0,6	11,143
Conf. 3	75	0	55	0,185	82	82	0	11,55	-0,2	11,785

Tableau 4-9. Comparaison de l'énergie spécifique en fonction de l'effort axial avec f_z = 0,12 mm/dt/tr

Le Tableau 4-9 montre les résultats de mesure d'énergie spécifique approchée via $C_{c\ approché}$ et $C_{résultante}$. La vitesse de coupe proposée est la vitesse de coupe moyenne sur la portion d'arête en prise avec la matière. Elle est calculée à partir de la vitesse de rotation de l'outil et du diamètre effectif moyen $D_{eff\ moyen}$. La différence de niveau d'énergie spécifique (pour ces deux critères) pour une même configuration s'explique par la composante axiale des efforts de coupe dans le repère outil. Plus l'outil est utilisé sur un diamètre effectif élevé, plus l'effort axial est faible. Ce résultat est en opposition avec l'évolution de l'angle d'obliquité d'arête effective. Dans le cas d'un fraisage latéral avec une fraise deux tailles, plus l'angle d'obliquité est grand, plus la composante axiale est importante. Ici l'enveloppe de fraise étant sphérique, cette règle n'est pas valable. Pour voir l'effet de l'angle d'obliquité d'arête, il faut représenter les efforts dans un repère local lié à l'arête. Ce repère est peu différent du repère du dynamomètre fixe. La représentation des efforts est aisée mais la sensibilité de

la composante d'effort dans la direction de l'axe outil par rapport à l'obliquité est masquée par les variations de la profondeur de passe, rendant toutes comparaisons des efforts non significatives.

4.2.2.3. Comparaison des efforts en fonction de l'AER

Le Tableau 4-10 présente l'évolution de l'énergie spécifique calculée à partir de C_c et de $C_{c\ approché}$. La différence calculée entre ces deux énergies spécifiques est principalement due au niveau de l'angle équivalent radial (*AER*) qui n'est pas constant pour l'ensemble des configurations. Plus l'*AER* est important plus le rapport de la composante d'effort radiale sur la composante tangentielle est importante. Deux configurations (1 et 6) présentent un *AER* plus faible que les autres pour lesquels l'*AER* se situe entre 27° et 40°. La configuration 1 correspond à un usinage pour lequel l'axe outil est confondu avec la normale à la surface. Les vitesses de coupe sont faibles le long de l'arête puisque les diamètres effectifs sont faibles. Le niveau faible de l'*AER* pourrait être expliqué par le fait que les composantes d'efforts se répartissent principalement sur une composante de coupe et une composante axiale due à la vitesse de coupe faible et un angle de coupe normal effectif faible. Il est donc à noter que la composante d'effort radiale n'est pas négligeable devant l'effort de coupe surtout pour les angles de dépinçage élevés.

	β_f (deg)	β_n (deg)	V_c (m/min)	a_p (mm)	W_c (W/(cm^3/min))	W_c avec $C_{c\ approché}$ (W/(cm^3/min))	Différence W_c (W/(cm^3/min))	*AER* (deg)	$D_{eff\ moyen}$ (mm)	γ_{ne} (deg)
Config. 4	0	75	52,5	0,153	81	101,7	20,7	40	11,143	6,35
Config. 5	0	45	34,3	0,236	75	88	13	33	7,087	5,4
Config. 6	35,3	35,3	44	0,262	77	78	1	15	9,524	6,45
Config. 3	75	0	55	0,185	68	82	14	35	11,785	5,65
Config. 2	45	0	58	0,232	60	69	9	27	9,310	6,55
Config. 1	0	0	29	0,284	59	61	2	7	1,873	2

Tableau 4-10. Comparaison de l'énergie spécifique en fonction de l'*AER* avec f_z = 0,12 mm/dt/tr

4.2.2.4. Comparaison de l'énergie spécifique des configurations pour la même épaisseur coupée maximale

Le Tableau 4-11 est construit avec l'énergie spécifique mesurée pour les essais ayant la même épaisseur coupée maximale de 24 µm. La colonne de l'effort de coupe moyen est calculée à partir de l'énergie spécifique et des conditions de coupe communes (f_z = 0,12 mm/dt/tr, a_e = 0,4 mm, a_p = 0,3 mm et donc une épaisseur coupée maximale h_{max} = 24 µm) permettant de comparer les configurations sans être perturbé par les variations de la profondeur de passe axiale. Pour chacune des configurations, la section coupée moyenne sur un tour est calculée. L'effort spécifique de coupe K_c est obtenu par le rapport de l'effort de coupe moyen sur la section coupée moyenne.

	β_f (deg)	β_n (deg)	β_{res} (deg)	*Wc* W/(cm^3/min)	$F_{c\ moy}$ (N)	V_c (m/min)	γ_{ne} (deg)	Section coupée moyenne (×10^{-3} mm²)	K_c (Mpa)
Conf. 4	0	75	75	72	7,29	52,5	6,35	1,92	3797
Conf. 5	0	45	45	73,4	11,4	34,3	5,4	3,08	3699
Conf. 6	35,3	35,3	45	75,3	8,70	44	6,45	2,1	4142
Conf. 3	75	0	75	62,3	5,82	55	5,65	1,73	3362
Conf. 2	45	0	45	58,2	6,88	58	6,55	2,19	3140
Conf. 1	0	0	0	59,1	17,3	29	2	5,7	3044

Tableau 4-11. Comparaison de l'énergie spécifique avec h_{max} = 24 µm

Le Tableau 4-11 montre que l'angle de dépinçage dans le plan perpendiculaire à l'avance favorise une augmentation du niveau d'énergie spécifique. Cette augmentation s'explique par deux aspects.

- Le premier aspect est géométrique.
  - La section coupée moyenne a une grande variabilité en fonction des configurations. Les configurations 4, 5 et 6 ayant du dépinçage normal à l'avance présentent des sections coupées moyennes plus grandes (moyenne des sections de $2{,}37\times10^{-3}$ mm²) que les configurations 2 et 3 (moyenne des sections de $1{,}96\times10^{-3}$ mm²).
  - D'autre part, pour une même orientation de l'axe outil, l'augmentation de l'angle de dépinçage résultant a pour effet de diminuer le niveau de la section coupée moyenne ce qui joue sur l'énergie spécifique. Par exemple dans le cas des configurations 4 et 5, la section coupée moyenne est de $3{,}08\times10^{-3}$ mm² pour l'angle de dépinçage résultant β_{res} = 45° et seulement $1{,}92\times10^{-3}$ mm² pour β_{res} = 75°.
- Le deuxième aspect est un effet coupe à travers l'effort spécifique de coupe qui semble être constant (ou proche) pour chaque orientation de l'axe outil. Pour les configurations 4 et 5, K_c est voisin de 3750 MPa et pour les configurations 1, 2 et 3, K_c est voisin de 3150 MPa. La seule variation notable est celle qui semble corrélée avec l'angle de coupe normal effectif. Pour chaque orientation de l'axe outil, l'effort spécifique de coupe est plus élevé lorsque l'angle de coupe est faible.

Enfin, l'effort de coupe moyen n'est pas constant pour une même orientation de l'axe outil (configurations 2 et 3 ou 4 et 5). Ce résultat aurait pu être attendu mais l'effet géométrique est visiblement supérieur.

4.2.2.5. Comparaison de l'énergie spécifique en fonction de la vitesse de coupe

La Figure 4-5 montre l'évolution de l'énergie spécifique en fonction de la vitesse de coupe pour toutes les configurations avec f_z = 0,12 mm/dt/tr.

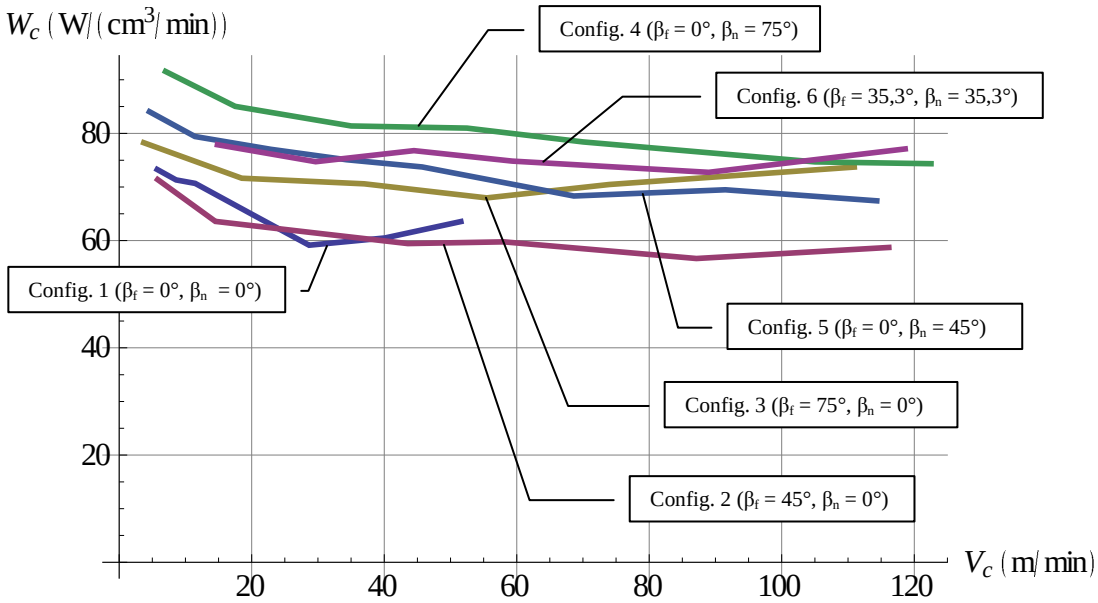


Figure 4-5. Evolution de l'énergie spécifique en fonction de la vitesse de coupe pour f_z = 0,12 mm/dt/tr

La configuration 1 présente un comportement resserré sur les faibles vitesses de coupe du fait des faibles diamètres effectifs de cette configuration. L'évolution des autres configurations est globalement semblable :

- une augmentation significative de l'énergie spécifique lorsque la vitesse de coupe ($V_{c\,min}$) est inférieure à la plage 20-30 m/min,
- une évolution quasi linéaire de l'énergie spécifique au-dessus de $V_{c\,min}$.

Pour la configuration 1, la vitesse de coupe minimum se situe plus vers 30 m/min. Toutefois, cette vitesse n'a pas beaucoup de sens car en réalité l'arête de coupe, dans cette configuration, balaye une grande plage de vitesse dont la vitesse moyenne qui est utilisée ici pour représenter la situation. Pour cette configuration, dire que la vitesse de coupe minimum est de 30 m/min signifie que l'arête couvre une plage de vitesse de 0 à 60 m/min. Le critère de vitesse moyenne sur l'arête n'a pas beaucoup de sens ici.

4.2.2.6. Comparaison de l'énergie spécifique en fonction de l'épaisseur coupée

La Figure 4-6 décrit l'évolution de l'énergie spécifique en fonction de l'épaisseur coupée. Réellement, les essais de coupe ont été pilotés par la variation de l'avance par dent entre 0,04 et 0,16 mm/dt/tr puis pour chaque essai l'épaisseur coupée maximale a été reportée. Il est important de rappeler que la valeur de l'épaisseur coupée maximale est indépendante des angles de dépinçage. Les énergies spécifiques de chaque configuration pour l'épaisseur coupée de 24 µm sont identiques à celles indiquées dans le Tableau 4-11. L'analyse faite à partir des données du Tableau 4-11 est valable ici. Les configurations 4, 5 et 6 ayant un angle de dépinçage normal non nul se détachent graphiquement des autres configurations.

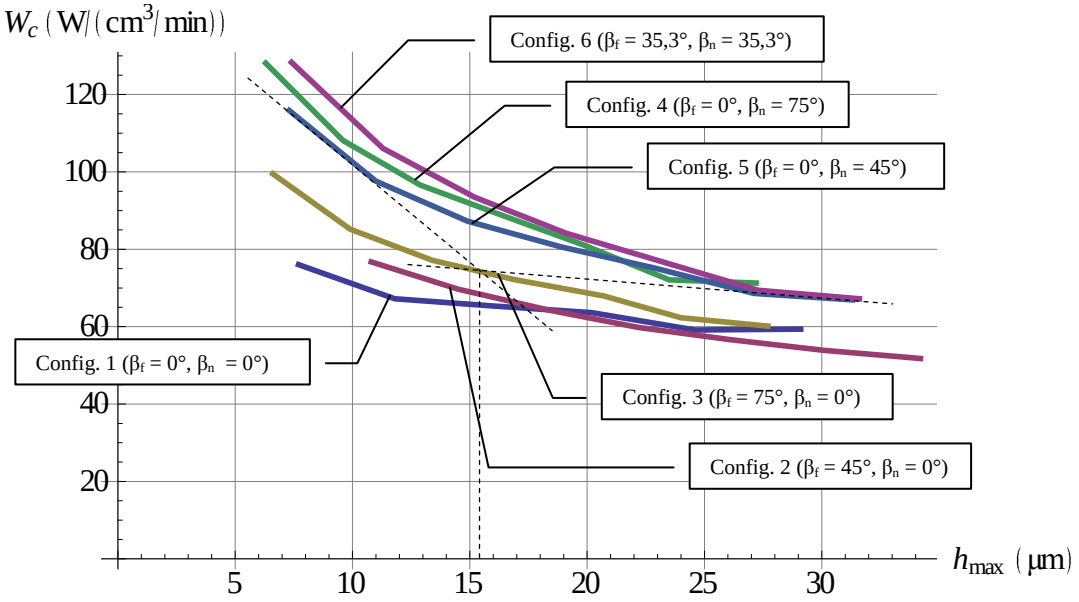


Figure 4-6. Evolution de l'énergie spécifique en fonction de l'épaisseur coupée pour les vitesses de coupe mentionnée au Tableau 4-11

L'angle de coupe normal effectif γ_{ne} semble avoir un effet sur l'énergie spécifique de coupe. L'énergie spécifique augmente lorsque l'angle de coupe diminue. Cependant, l'angle de coupe effectif

n'explique pas à lui seul les différences de niveau d'énergie spécifique, l'influence de la section coupée moyenne est prépondérante.

La valeur de l'épaisseur coupée minimale se situe autour de 15 µm. Le tracé en pointillé de la Figure 4-6 correspond à la configuration 5. Cette valeur est sensiblement la même pour les autres configurations. Elle est à mettre en regard du rayon d'arête (entre 7 et 8 µm) qui a été mesuré au deuxième chapitre de ce mémoire. L'épaisseur coupée minimale est donc bien supérieure au rayon d'arête. Une épaisseur coupée de 15 µm correspond par exemple aux conditions de coupe : f_z = 0,075 mm/dt/tr, a_e = 0,4 mm et a_p = 0,3 mm. Dans la suite du mémoire, une avance de 0,12 mm/dt/tr a été utilisée correspondant à une épaisseur coupée de 24 µm.

4.2.3. Conclusions

Cette étude montre la pertinence de la nouvelle proposition de méthode de mesure des efforts de coupe par un dynamomètre fixe avec une grande bande passante et une bonne sensibilité. Cette méthode met en évidence l'existence :

- d'une composante d'effort suivant l'axe de fraise qui diminue en fonction de l'augmentation du diamètre effectif moyen,
- d'une composante d'effort radiale non négligeable devant l'effort de coupe en particulier pour les grands angles de dépinçage.

Le niveau d'énergie spécifique est influencé :

- principalement par l'angle de dépinçage normal à l'avance β_n à travers la variation de la section coupée moyenne sur un tour,
- secondairement par l'angle de coupe normal effectif.

Enfin des conditions de coupe stables sont déterminées par la méthodologie du couple outil-matière.

4.3. Influence des angles de dépinçage sur l'usure de l'outil

Lors de la finition de surface par usinage, il est nécessaire de maitriser la durée de vie de l'outil de finition pour au moins deux raisons : la première est une question de qualité de surface. La fraise doit être capable de réaliser la surface avant d'avoir atteint un niveau d'usure mettant en péril l'état de surface. La deuxième raison est économique. La maitrise de la durée de vie permet de minimiser le coût de la fraise par rapport à la surface produite. Ainsi donc la connaissance des paramètres qui influent sur l'usure d'outil est un préalable à la maitrise de la durée de vie d'outil. La vitesse de coupe est un paramètre majeur connu, modélisé par la loi de Taylor. Cette section pose la question de l'influence des angles de dépinçage dans le cas d'un usinage 5 axes (à conditions de coupe égales) : existe-il des critères géométriques de comparaison permettant à priori de recommander certaines configurations d'usinage plutôt que d'autres ?

4.3.1. Critères géométriques influençant l'usure

Au chapitre précédent a été exposée la méthode de calcul de l'épaisseur coupée, de la section coupée et de la surface coupée. L'exploitation du modèle géométrique permet de faire ressortir deux critères :

Critère 1. L'évolution de l'usure est fonction de la section coupée (cf. équation (Equ.3-40)) : « plus la face en dépouille frotte sur la surface finie plus l'outil va s'user ». Ou encore autrement : « moins longtemps l'arête est en contact avec la matière et moins elle va s'user ».

Critère 2. L'évolution de l'usure est fonction de la surface coupée (cf. équation (Equ.3-41)) : « plus l'épaisseur coupée est importante sur la face de coupe plus l'outil va s'user ». Ou encore autrement : « plus l'épaisseur coupée est répartie sur une large portion d'arête et moins l'outil va s'user ».

Dans l'étude qui suit, la comparaison est à condition de coupe constante : vitesse de coupe, avance par dent et profondeur de passe axiale et radiale. Le volume du copeau qui est coupé par l'arête est identique quels que soient les angles de dépinçage. Par contre la répartition de la matière coupée le long de l'arête d'une part, et fonction de l'angle de rotation de la fraise en contact avec cette matière d'autre part, varie différemment par rapport aux angles de dépinçage.

Le Tableau 4-12 donne les angles de dépinçage des deux configurations étudiées. Les conditions de coupe sont identiques pour cette comparaison : V_c = 90 m/min, f_z = 0,12 mm/dt, a_e = +0,4 mm et a_p = 0,3 mm. La configuration 1 (un copeau de type A) correspond à une stratégie de tréflage et la configuration 2 (un copeau de type C) peut coïncider avec une stratégie de contournage hélicoïdal. Les stratégies seront définies dans la deuxième partie de ce mémoire.

	β_f (deg)	β_n (deg)	Surface coupée maximale (mm²)	Surface coupée moyenne (mm²)	Longueur d'arête en contact (mm)
Conf. 1	-75	0	0,021	0,014	1,15
Conf. 2	0	75	0,015	0,08	2,04

Tableau 4-12. Comparaison de la surface coupée de deux configurations différentes

La Figure 4-7 présente la répartition de la matière coupée suivant deux représentations : l'une fonction de la rotation de la fraise par rapport à la broche, l'autre suivant la position du point courant le long de l'arête.

La configuration 1 se caractérise par une surface coupée peu étendue avec une longueur d'arête en contact faible (1,15 mm). La fraise reste en contact avec la matière coupée sur un grand angle autour de l'axe de rotation. L'évolution de l'usure est pressentie pour être rapide.

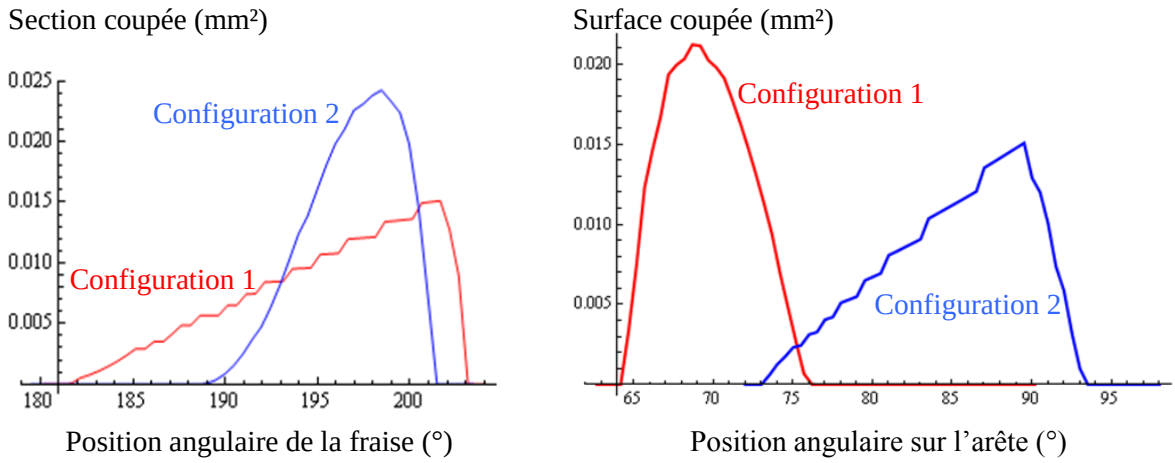


Figure 4-7. Caractéristiques des sections coupées et surfaces coupées des deux configurations d'études

A l'inverse, la configuration 2 se caractérise par une surface coupée très étendue avec une grande longueur d'arête en contact (2,04 mm). La fraise reste peu en contact avec la matière coupée. L'évolution de l'usure sera sans doute plus lente.

4.3.2. Essais de comparaison

Des essais de comparaison de l'évolution de l'usure en fonction de la longueur usinée ont été menés. L'objectif de ces essais est de confirmer l'influence de la répartition de la matière coupée sur la variation d'usure en fonction de la longueur usinée. Deux essais d'usure ont été menés sur une longueur usinée de plus de 30 m.

	N tr/min	f_z mm/dt/tr	a_e mm	a_p mm	β_f deg	β_n deg	$D_{eff\ min}$ mm	V_c m/min pour $D_{eff\ min}$	$D_{eff\ max}$ mm	V_c m/min pour $D_{eff\ max}$	V_c moyenne surface intersection
Config. 1	2552	0,12	0,4	0,3	-75	0	10,82	86,76	11,63	93,25	90,01
Config. 2	2440	0,12	0,4	0,3	0	75	11,48	88,01	12,00	91,99	90,00

Tableau 4-13. Plan d'essais de comparaison de l'évolution de l'usure d'outil

Pour chaque essai, une pause a été effectué tous les 2 m de longueur usinée pour mesurer l'évolution de l'usure en dépouille sur les quatre dents de la fraise.

La Figure 4-8 représente la moyenne de l'usure en dépouille maximale des quatre dents de la fraise en fonction de la longueur usinée. Pour la configuration 1, l'évolution de l'usure est quasi linéaire. Pour la configuration 2, l'évolution est également linéaire après un saut d'usure de près de 50 µm dès le premier mètre usiné. Ce comportement a été confirmé par un troisième essai d'usure avec les conditions de coupe de la configuration 2 montrant un saut d'usure identique puis une évolution lente de l'usure. La jauge outil pour ces essais d'usure était importante pour éviter toute collision avec le brut. Des essais ultérieurs de comparaison de stratégie d'usinage avec une jauge plus courte et d'un faux rond moindre ont monté que le saut était fortement réduit, sans doute à cause d'une rigidité accrue.

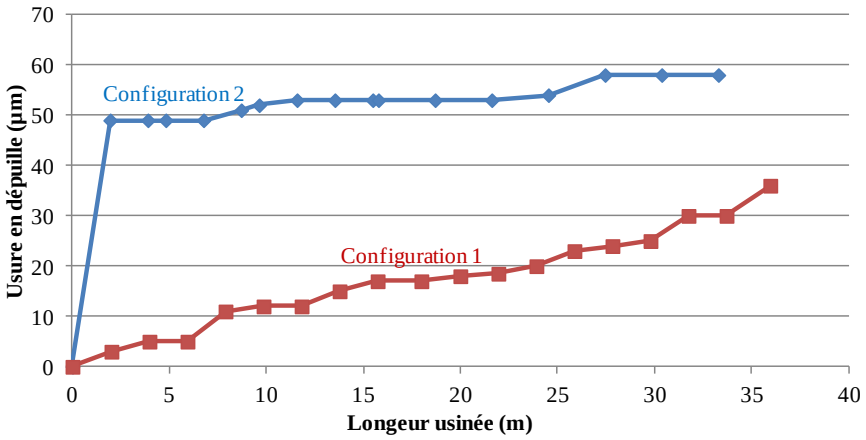


Figure 4-8. Evolution de l'usure en dépouille moyenne en fonction de la longueur usinée

Sur la base de la Figure 4-8, la pente moyenne de l'évolution de l'usure en fonction de la longueur usinée a été calculé et donne un coefficient directeur de 0,86 µm/m pour la configuration 1 et de 0,3 µm/m pour la configuration 2 (hors saut d'usure du premier mètre usiné). L'écart de pente entre les deux configurations confirme l'influence des deux critères sur l'évolution de l'usure.

4.3.3. Conclusions

L'évolution de l'usure dépend, en dehors des conditions de coupe, des deux critères :

- la répartition de l'épaisseur coupée en fonction de l'angle de rotation de la fraise,

- la répartition de l'épaisseur coupée en fonction de la position sur l'arête.

Dans la comparaison des deux configurations du Tableau 4-13, le volume de matière à couper est toujours constant fonction de l'avance et des profondeurs de passes. Les angles de dépinçage permettent de placer l'arête de coupe suivant différentes orientations possible :

- la matière coupée est répartie uniformément sur une grande portion d'arête de coupe, l'arête est peu en contact avec la pièce sur un tour de fraise : condition d'une évolution de l'usure lente,
- la matière coupée est répartie sur une petite portion d'arête de coupe, l'arête est en contact avec la pièce sur un angle d'engagement important : condition d'une évolution de l'usure rapide.

4.4. Etude des configurations de fraisage 5 axes sur l'état de surface

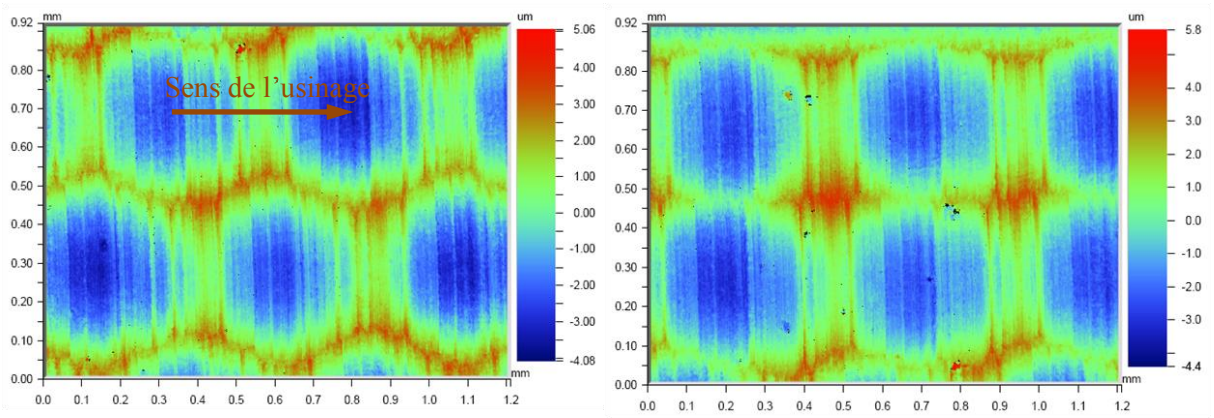
En fraisage, la qualité de la surface à produire est un élément pilotant les conditions de coupe en finition. Cette qualité de surface s'exprime par différents aspects depuis la position, l'orientation, le défaut de forme, l'ondulation jusqu'à l'état de surface. Dans cette section du mémoire, les influences du mode d'usinage, de la position du point à vitesse de coupe nulle vis-à-vis de la surface produite et de la vitesse de coupe sur les critères d'état de surface seront étudiées.

4.4.1. Topologie des surfaces usinées et méthodologie de mesure

Avant de se lancer dans l'analyse de l'influence des conditions de coupe et de dépinçage sur l'état de surface, il semble intéressant d'une part d'observer l'influence de la synchronisation de la position de la rotation de la fraise par rapport à la position de la passe d'usinage et d'autre part de fixer une méthodologie de mesure fidèle aux caractéristiques propres de la surface mesurée.

4.4.1.1. Influence de la synchronisation des positions angulaire et linéaire

La Figure 4-9 présente deux observations réalisées sur la même surface produite avec les conditions opératoires : β_f = 45°, β_n = 0°, N = 3000 tr/min, f_z = 0,12 mm/dt/tr, a_e = 0,4 mm, a_p = 0,3 mm.



En opposition de phase En phase

Figure 4-9. Observation de deux extraits de la même surface

La Figure 4-9 montre l'altitude par un code de couleur pour chaque point de la surface observée. Le faux rond de la fraise (10 µm environ) est tel que le motif laissé sur la pièce ne fait apparaitre la trace que d'une seule dent sur les quatre de la fraise. La morphologie des deux surfaces usinées est une succession de calotte sphérique générée par l'arête de coupe décalée de l'avance par tour dans la

direction du mouvement d'avance et de la profondeur de passe radiale dans la direction perpendiculaire. La différence de motif entre les deux extraits réside dans le fait que les calottes sphériques de la deuxième passe d'usinage sont alignées (ou non) verticalement (Figure 4-9 à droite, motif en phase) sur celle de la première passe. Sur la figure de gauche en opposition de phase, les calottes de la deuxième passe sont décalées de la moitié de l'avance par tour.

Pour obtenir volontairement de tel motif, il faudrait synchroniser la position angulaire de rotation de la fraise par rapport à la position linéaire de la passe. Cette synchronisation existe sur les fraiseuses à commande numérique pour les opérations de taraudage rigide où la position angulaire de la fraise est liée à la position axiale par le pas de l'hélice souhaité. En génération de surface par balayage, il n'existe pas encore de synchronisation entre la rotation de la fraise et la position de la fraise sur la surface sur les commandes numériques industrielles. Les conséquences sur l'état de surface ne sont pas neutres :

	En opposition de phase	En phase
S_a (µm)	1,24	1,23
S_t (µm)	9,14	10,16

Tableau 4-14. Critères surfaciques d'état de surface mesurés sur les observations de la Figure 4-9

Une modélisation simple composée de portions de sphère (en phase ou en opposition de phase) avec r_f comme rayon de fraise, et *Avance* comme distance entre deux calottes sphériques dans la direction du mouvement d'avance, donne une hauteur totale des altitudes de la surface :

$$En\ phase : S_t = r_f - \sqrt{r_f^2 - \frac{a_e^2}{4} - \frac{Avance^2}{4}} \qquad \text{(Equ.4-7)}$$

$$En\ opposition\ de\ phase : S_t = r_f - \sqrt{r_f^2 - \frac{(4 \times a_e^2 + Avance^2)^2}{64 \times a_e^2}}$$

L'application numérique de (Equ.4-7) avec $r_f = 6$ mm, $a_e = 0{,}4$ mm et *Avance* = 4×0,12 mm donne $S_t = 8{,}1$ µm en phase et $S_t = 6{,}1$ µm en opposition de phase.

La conclusion de ces observations est qu'il existe une certaine variabilité dans les mesures d'état de surface à cause de la synchronisation ou non des passages d'arêtes dans la matière.

4.4.1.2. Méthodologie de mesure et critères d'état de surface

Dans cette section du mémoire, les mesures d'état de surface vont être faites avec un microscope interférométrique à lumière blanche (VEECO Wyko NT1100). Les critères d'état de surface sont calculés par le logiciel Vision associé au microscope.

Les mesures ont été faites avec une lentille FOV de ×0,5 de manière à pouvoir observer une surface la plus grande possible. Le réglage du paramètre « modulation threshold » qui limite l'acceptation des points aberrants a été choisi à 2% suite à des mesures faites faisant varier ce paramètre de 1 à 4% et montrant une stabilisation des critères observés au delà de ce niveau.

L'étendue de la surface d'observation passe par le choix d'une lentille de grossissement et de l'utilisation de l'option de stitching (reconstruction de données à partir de plusieurs mesures ayant une zone commune). Pour ne pas être perturbé par un éventuel effet de synchronisation des passages d'arête de coupe, une étendue d'observation de 30 passages visibles d'arête a été retenue. Cette

étendue est donc de 1,9 × 4 mm² grâce à une lentille de grossissement ×5 et de 2 mesures synchronisées de 1,9 × 2,5 mm².

Afin de représenter au mieux la réalité de chaque surface quatre mesures ont été réalisées sur quatre zones distinctes de la même surface.

Les critères d'état de surface qui ont été retenus sont de deux types : les critères surfaciques (*Sa*, *St*, *Sq* et *Sz*) et les critères issus de la courbe de portance définis par la norme ISO 13 565.

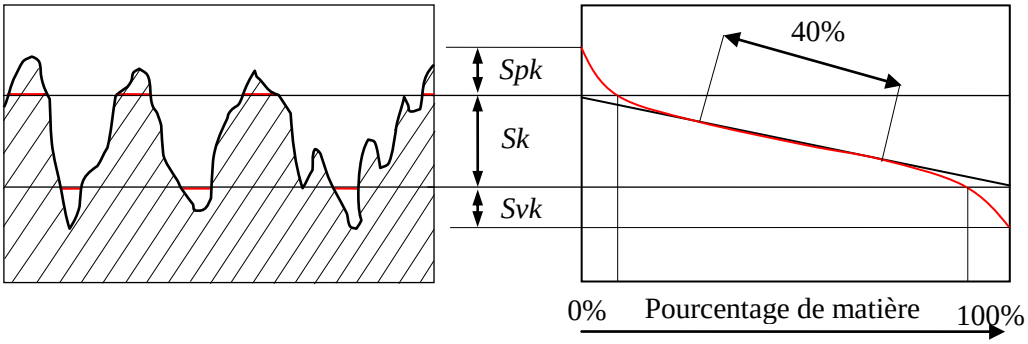


Figure 4-10. Paramètres issus de la courbe de portance

Paramètres caractérisant les pics :

- *Spk* : Hauteur moyenne des pics saillants, situés au-dessus du profil écrêté
- *Mr1* : Taux, en pour-cent, déterminé sur la ligne de coupure qui sépare les pics saillants du profil écrêté
- *V1* : Volume de matière qui sera enlevé lors d'opération de polissage

Paramètre caractérisant la partie centrale du profil de rugosité :

- *Sk* : Profondeur du profil écrêté

Paramètres caractérisant les vallées :

- *Svk* : Hauteur moyenne des creux, situés au-dessous du profil écrêté
- *Mr2* : Taux, en pour-cent, déterminé sur la ligne de coupure qui sépare les creux profonds du profil écrêté
- *V2* : volume de rétention de lubrifiant

4.4.2. Influence du mode d'usinage

Comme cela a été vu au chapitre précédent, il existe deux modes d'usinage. Le fraisage sur machine conventionnelle impose un travail en opposition à cause du jeu dans la transmission du mouvement d'avance. Sur machine à commande numérique, cette contrainte n'existe pas et laisse à l'usineur le choix du mode. Le mode avalant (quelque fois appelé concordance) est souvent pris par défaut comme le mode favorisant un « meilleur » état de surface. L'étude qui suit a pour but de montrer les caractéristiques d'état de surface de ces deux modes dans le contexte matériel de ces travaux de thèse.

Le Tableau 4-15 présente les conditions d'essais faisant varier les modes d'usinage tout en gardant une vitesse de coupe moyenne de 80 m/min sur la surface finie pour toutes les configurations. Les autres conditions de coupe communes sont : $N = 3000$ tr/min, $f_z = 0{,}12$ mm/dt/tr et $a_p = 0{,}3$ mm. Sont représentées les trois situations de mode d'usinage (avalant, opposition et combiné) sur les deux types

de surface finie et coupée. Dans le cas des configurations 1 et 2, le mode d'usinage est combiné sur la surface finie. Par contre sur la grande majorité de la surface coupée, l'un des deux modes se dégage clairement.

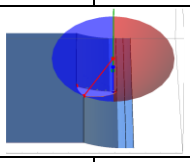
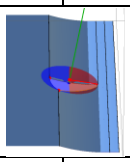
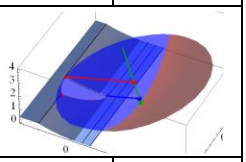
Configuration	1	2	3	4	5	6
Représentation des modes pour les configurations : 2, 4 et 6.						
β_f (deg)	45	45	44,7	44,7	44,7	44,7
β_n (deg)	0	0	8	-8	-8	8
a_e (mm)	-0,4	0,4	-0,4	0,4	-0,4	0,4
$D_{eff\ min\ Surf\ Finie}$ (mm)	8,49	8,49	8,45	8,45	8,45	8,45
V_c (m/min) pour $D_{eff\ min\ Surf\ Finie}$	79,97	79,97	79,62	79,62	79,62	79,62
$D_{eff\ max\ Surf\ Finie}$ (mm)	8,49	8,49	8,53	8,53	8,53	8,53
V_c (m/min) pour $D_{eff\ max\ Surf\ Finie}$	80,02	80,02	80,37	80,37	80,37	80,37
Mode d'usinage sur la surface finie	Combiné	Combiné	Av	Opp	Opp	Av
Mode d'usinage sur la surface coupée	Combiné/ opp	Combiné/ av	Combiné	Combiné	Opp	Av

Tableau 4-15. Plan d'essais fonction des modes d'usinage

Chaque configuration a été réalisée sur une surface de 20 × 3,6 mm² puis mesurée via le protocole énoncé plus haut. A la lecture des résultats de mesure aucun mode ne montre un niveau de qualité bien supérieur à l'autre. Par contre des différences de morphologie existent entre ces configurations. Pour les mettre en évidence, une analyse multivariée en composantes principales a été conduite. Cette analyse a pris en compte les paramètres mesurés d'état de surface et les conditions de coupe comme variables.

Les étapes d'élaboration de l'analyse en composantes principales (ACP) sont :

- La mise en forme des résultats en notation centrée réduite.
- La recherche des coefficients de corrélation linéaire entre les variables deux à deux et construction de la matrice des corrélations linéaires.
- Recherche des valeurs propres et des vecteurs propres (appelés facteurs) de la matrice des corrélations linéaires.
- Projection des individus sur les facteurs.
- Recherche de sens aux facteurs.

Dans le cas de l'étude de l'influence du mode d'usinage sur l'état de surface c'est le vecteur propre numéro 4 qui montre la différence de comportement entre les deux modes.

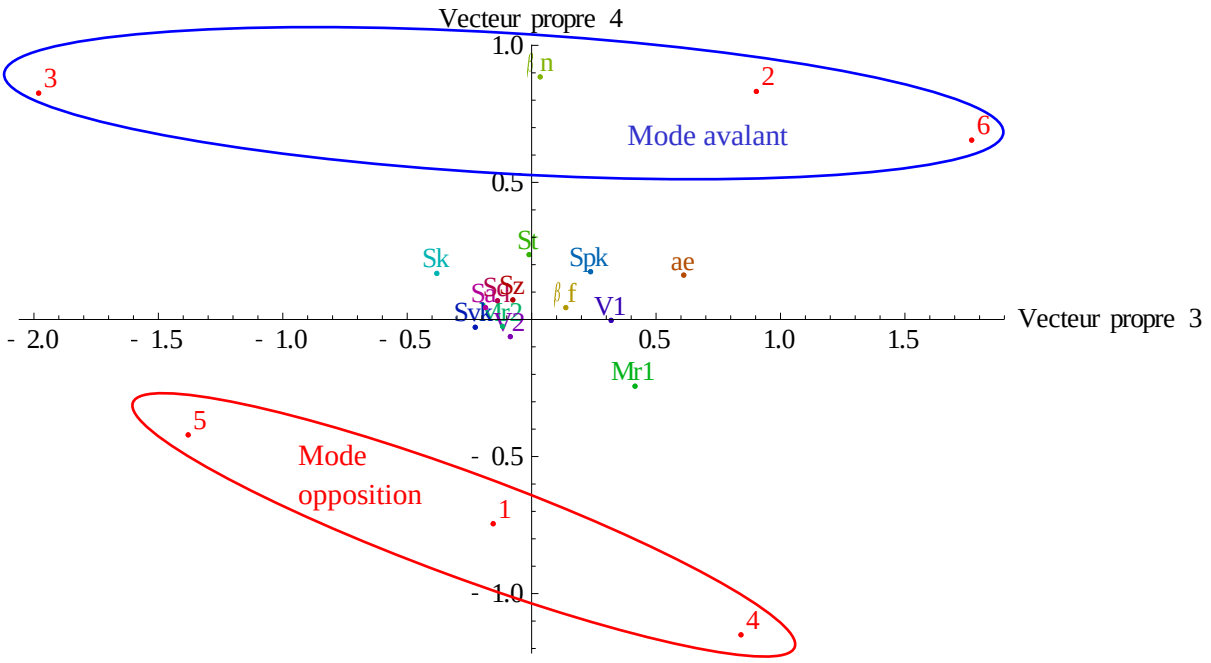


Figure 4-11. Projection des individus et des variables sur les vecteurs propres 3 et 4

La Figure 4-11 présente deux informations différentes sur le même graphique. Premièrement, les variables qui ont servi au calcul de la matrice des corrélations linéaires et les individus sont positionnées sur la projection plane des vecteurs propres 3 et 4. Ainsi, par exemple, il est visible que le vecteur propre 3 est fortement influencé par la variable « profondeur de passe radiale » a_e. De même, le vecteur propre 4 est marqué par « l'angle de dépinçage normal » β_n. Deuxièmement, les six configurations (numérotées de 1 à 6) sont également projetées (en rouge) sur ce nouveau repère constitué des vecteurs propres 3 et 4.

Le vecteur propre 3 est corrélé à la variable de profondeur de passe radiale. Les configurations 2, 4 et 6 qui ont un engagement radial positif se retrouvent bien du même coté du vecteur propre 3. Le vecteur propre 4 fortement influencé par l'angle de dépinçage normal est en réalité une combinaison linéaire des variables d'entrées (par ordre d'importance décroissante) :

- Corrélées : β_n, *St*, *Spk*, *Sk*, a_e…
- Anti-corrélées : *Mr1*, *V2*…

Ainsi donc le mode avalant (par rapport au mode opposition) favorise une rugosité totale *St* plus importante, une hauteur moyenne des pics saillant *Spk* plus grande, une profondeur du profil écrêté *Sk* accrue… et un taux de séparation des pics saillants *Mr1* faible. Une interprétation possible à ce constat réside dans le fait que l'épaisseur coupée est décroissante dans le cas du mode avalant. Il existe donc une zone où le copeau est de très faible épaisseur à la fin de son élaboration. La coupe ne serait pas franche favorisant l'apparition de pic saillant au delà du profil écrêté générant une rugosité totale plus grande.

4.4.3. Influence de la vitesse de coupe

La vitesse de coupe est l'un des paramètres des conditions de coupe le plus influent sur la coupe. A ce titre, son action sur l'état de surface est étudiée ici. Pour ce faire, la configuration 4 des essais selon la méthodologie du couple outil matière a été sélectionnée et des surfaces de 20 × 3,6 mm² ont été

réalisées (Tableau 4-16) pour les vitesses de coupe moyenne sur la surface finie de 5, 10, 15, 20, 30, 40 et 50 m/min.

	β_f (deg)	β_n (deg)	f_z (mm/dt/tr)	a_e (mm)	a_p (mm)	Z	$D_{eff\ min\ surf\ Finie}$ (mm)	$D_{eff\ max\ surf\ Finie}$ (mm)
Configuration 4	0	75	0,12	-0,4	0,3	4	11.481	11.688

Tableau 4-16. Conditions de coupe des essais sur l'influence de la vitesse de coupe sur l'état de surface

Une telle configuration donne une variation de diamètre de 1,8% sur les diamètres effectifs réalisant la surface finie. Cette variation va se retrouver sur la vitesse de coupe le long de l'arête. Elle sera considérée comme négligeable sur le résultat de l'état de surface.

Après la mesure des surfaces réalisées suivant le protocole énoncé plus haut, une analyse en composantes principales a permis de synthétiser les principaux résultats (Figure 4-12) suivant le premier vecteur propre.

Vecteur	1	2
V_c	-0,313	-0,263
St	0,031	-0,492
Mr1	0,302	-0,216
Mr2	-0,347	-0,079
Sk	-0,350	0,031
Spk	0,168	-0,457
Svk	0,326	0,141
V1	0,287	-0,275
V2	0,333	0,177
Sa	-0,347	-0,033
Sq	-0,344	-0,013
Sz	-0,030	-0,546

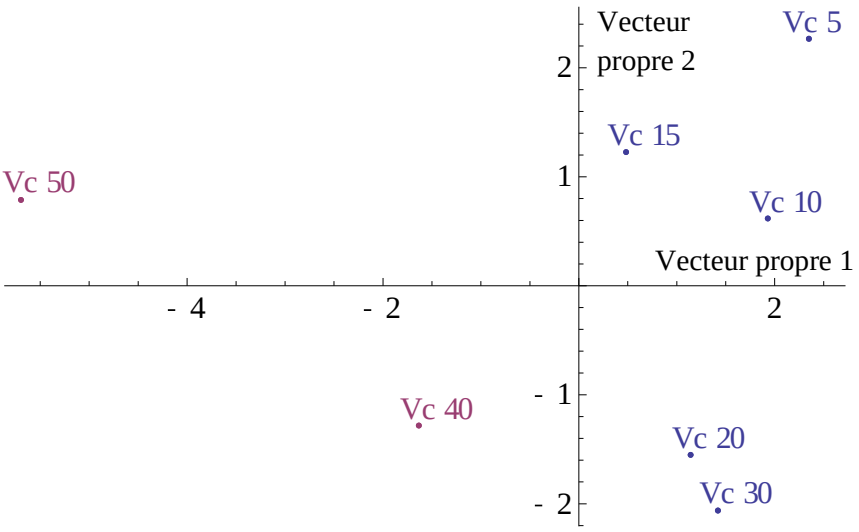


Figure 4-12. Coordonnées des vecteurs propres 1 et 2 - projection des individus sur les vecteurs propres 1 et 2

Le vecteur propre 1 montre dans le sens décroissant les vitesses de coupe des 7 surfaces réalisées. Il y a opposition entre les vitesses inférieures ou égales à 30 m/min (situées à droite) et celles supérieures (à gauche). Ce vecteur propre par construction (Figure 4-12) se caractérise par une morphologie ayant d'avantage de pic et de creux au delà du profil écrêté et des rugosités *Sa* et *Sq* plus faibles. A l'inverse, une grande vitesse de coupe va générer un profil avec une grande profondeur du profil écrêté et des rugosités *Sa* et *Sq* plus élevées.

Le cas des très faibles vitesses de coupe (par exemple 5 m/min) se situe en haut des deux vecteurs propres 1 et 2. Le profil de ces faibles vitesses est d'avantage marqué par une hauteur moyenne des creux *Svk* plus grands situés au-dessous du profil écrêté ainsi qu'un volume de rétention *V2* plus important. Une explication possible est que l'outil à faible vitesse, arrache le copeau et créé d'avantage de creux.

En conclusion, l'influence de la vitesse de coupe sur l'état de surface rejoint l'un des résultats formulés lors des essais selon la méthode du couple outil matière. La vitesse de coupe minimum qui

avait été trouvée était voisine de 30 m/min. L'état de surface est en cohérence avec le comportement mécanique de la coupe à travers l'énergie spécifique. Une faible vitesse de coupe génère une énergie spécifique plus élevée et un profil plus marqué au delà du profil écrêté.

4.4.4. Influence de la position du point à vitesse de coupe nulle

Ce point particulier de l'outil n'a pas de vitesse de coupe comme cela a été décrit précédemment. En réalité c'est une zone de l'arête qui va couper la matière avec une vitesse de coupe très faible. L'originalité de l'étude de l'influence de ce point sur l'état de surface présenté ici réside dans le fait de tenter de maitriser les influences parallèles de la vitesse de coupe sur la surface finie et du mode d'usinage. Le plan d'essais consiste donc à réaliser des surfaces obtenues pour une vitesse de coupe moyenne sur la surface finie de 15 m/min. Chaque condition d'orientation de l'axe outil sera produite avec les deux modes d'usinage. Les conditions de coupe des 8 configurations retenues sont détaillées dans le Tableau 4-17.

Configuration	1	2	3	4	5	6	7	8
β_f (deg)	0	0	-1,5	-1,5	0	0	0	0
β_n (deg)	0	0	0	0	8	-8	18,5	-18,5
N (tr/min)	24000	24000	16000	16000	3000	3000	1300	1300
a_e (mm)	-0,4	0,4	-0,4	0,4	-0,4	0,4	-0,4	0,4
$D_{eff\ min}$ (mm)	0	0	0	0	0	0	0,064	0,064
V_c (m/min) pour $D_{eff\ min}$	0	0	0	0	0	0	0,26	0,26
$D_{eff\ max}$ (mm)	3,747	3,747	3,759	3,759	2,670	2,670	4,185	4,185
V_c (m/min) pour $D_{eff\ max}$	35,3	35,3	35,3	35,3	25,2	25,2	17,1	17,1
$D_{eff\ min\ Surf\ Finie}$ (mm)	0,000	0,000	0,086	0,086	1,273	1,273	3,426	3,426
V_c (m/min) pour $D_{eff\ min\ Surf\ Finie}$	0,0	0,0	4,3	4,3	12,0	12,0	14,0	14,0
$D_{eff\ max\ Surf\ Finie}$ (mm)	0,4	0,4	0,508	0,508	2,065	2,065	4,185	4,185
V_c (m/min) pour $D_{eff\ max\ Surf\ Finie}$	30,2	30,2	25,6	25,6	19,5	19,5	17,1	17,1

Tableau 4-17. Plan d'essais fonction de la position du point à vitesse de coupe nulle

Les configurations 1 et 2 correspondent (Figure 4-13) au cas d'un usinage ou l'axe de rotation de la fraise et la normale de la surface sont confondus. Le point à vitesse de coupe nulle est alors en bordure de la surface finie. Le diamètre effectif maximal sur la surface finie étant le plus petit de toutes les configurations c'est donc lui qui va définir la plage de vitesse sur la surface finie. La vitesse de broche étant limitée à 24 000 tr/min, la vitesse de coupe moyenne est donc de 15 m/min à défaut de se situer au delà des 30 m/min trouvés lors des essais avec la méthodologie du couple outil matière.

Les configurations 3 et 4 montrent un positionnement du point à vitesse de coupe nulle au centre de la surface finie. Les configurations 5 et 6 coïncident avec le point à vitesse de coupe nulle en bordure de la zone intersection mais hors de la zone finie. Enfin, les configurations 7 et 8 situent le point à vitesse de coupe nulle à l'extérieur de la zone intersection tout en étant proche et sans dépasser le diamètre effectif de 4,65 mm pour rester dans la zone de travail à 2 dents.

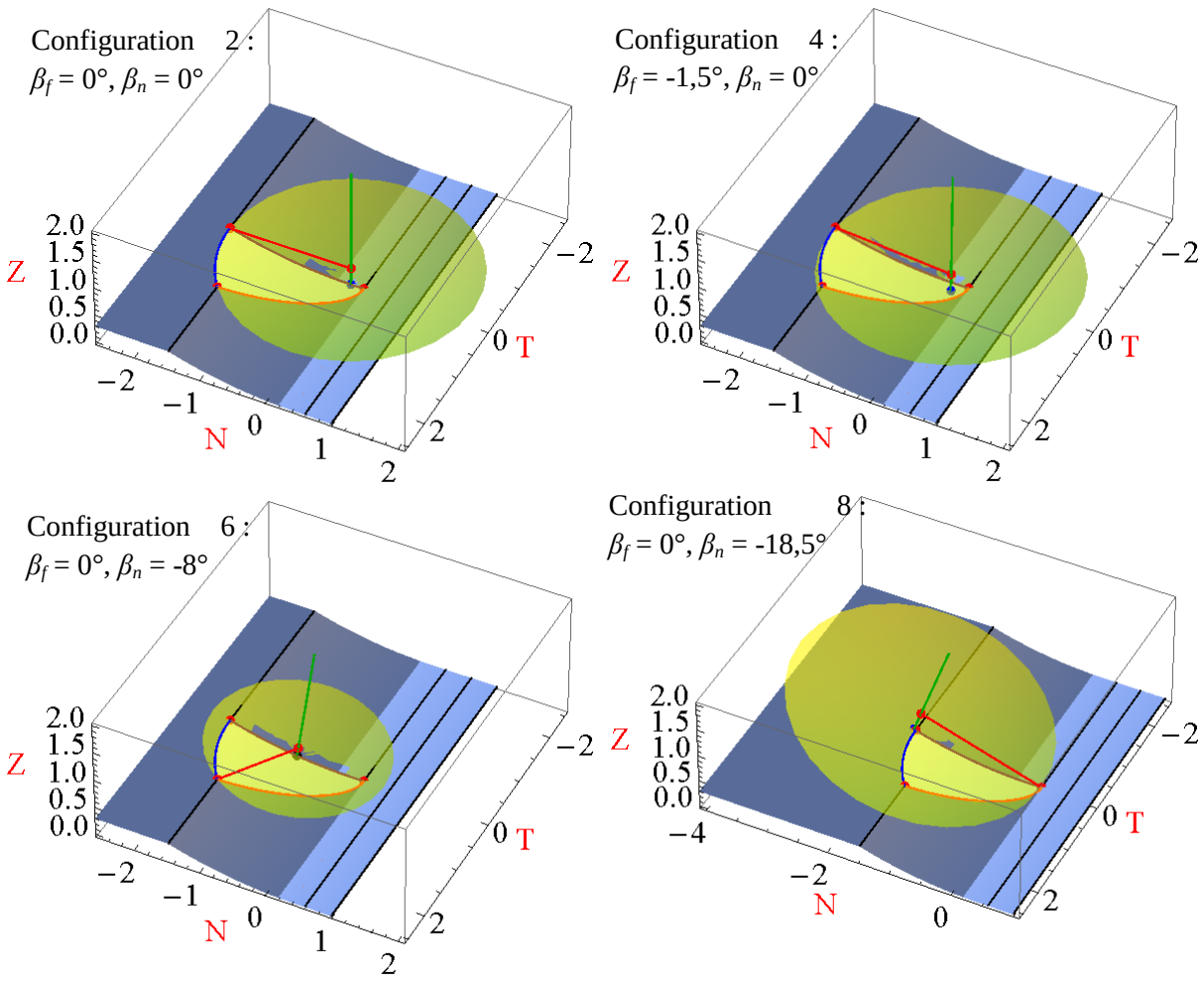


Figure 4-13. Représentation des configurations avec l'engagement radial positif (matière à droite)

De la même façon que pour l'étude des modes d'usinage, les 8 configurations ont été réalisées puis mesurées selon le même protocole. Les résultats de mesure ont été traités via une analyse en composante principale. Les vecteurs propres 1 et 2 de l'ACP (Figure 4-14) donnent une bonne synthèse des différences d'état de surface.

Le vecteur propre 1 montre une nette opposition entre les configurations où le point à vitesse de coupe nulle est en contact avec la zone finie (configuration de 1 à 4) et celles qui sont en dehors de celle-ci (configuration de 5 à 8). Plus la configuration est placée à droite de cet axe (Figure 4-14) :

- plus la hauteur moyenne des creux, situés au-dessous du profil écrêté *Svk*, est grande,
- plus le volume de rétention de lubrifiant *V2* est important,
- plus les autres paramètres sont petits (par ordre d'importance décroissante): *Spk*, *V1*, *Sk*, *Mr1*, *Sa*, *Sq*…

Le vecteur propre 2 met en évidence (Figure 4-14) l'opposition entre les configurations 1 et 2 où le point P_{vcn} est en bordure de la surface finie et les configurations 3 et 4 où le point P_{vcn} est dans la surface finie. Sur le plan de l'état de surface, le vecteur propre 2 caractérise :

- une grande hauteur moyenne des creux, situés au-dessous du profil écrêté *Svk*,
- un important volume de rétention de lubrifiant *V2*,
- une grande hauteur de rugosité totale St et de rugosité *Sz*,

- un taux de matière séparant les creux profonds du profil écrêté *Mr2* faible,
- un taux de matière séparant les pics saillants du profil écrêté *Mr1* faible.

Vecteur	1	2
St	-0,210	0,393
Mr1	-0,367	-0,102
Mr2	-0,242	-0,395
Sk	-0,370	-0,020
Spk	-0,384	-0,047
Svk	0,196	0,436
V1	-0,375	-0,042
V2	0,222	0,410
Sa	-0,325	0,254
Sq	-0,297	0,316
Sz	-0,236	0,390

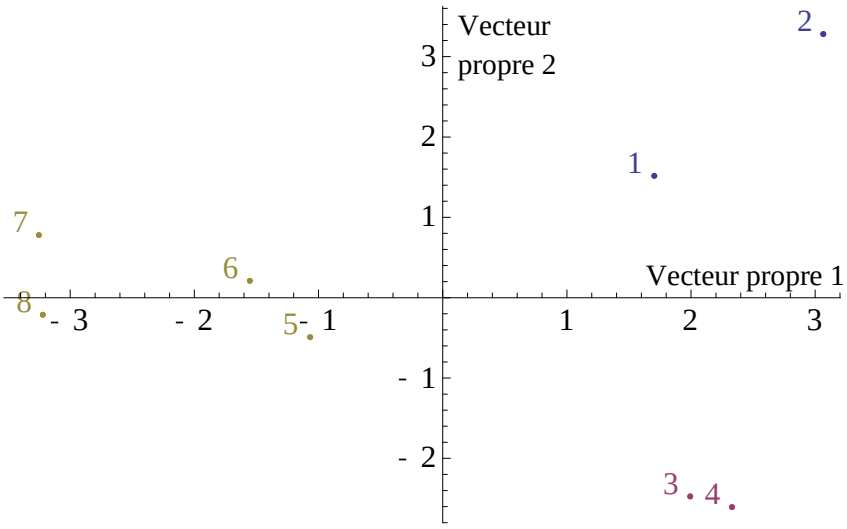


Figure 4-14. Coordonnées des vecteurs propres 1 et 2 - projection des individus sur les vecteurs propres 1 et 2

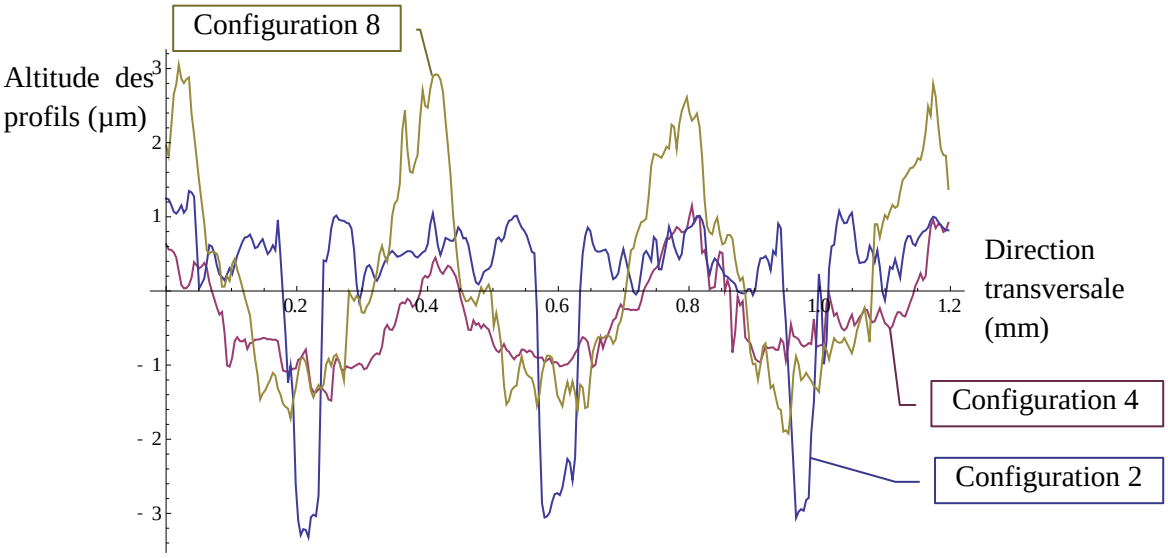


Figure 4-15. Extraits de profil transversal à la direction d'avance pour les configurations 2, 4 et 8

Ces observations peuvent se comprendre suivant trois explications. La première est cinématique, si la vitesse moyenne sur la surface finie est identique pour les 8 configurations, le gradient de vitesse est par contre en augmentation dans le sens du premier vecteur propre. Plus le gradient de vitesse de coupe est faible plus l'ensemble des points de l'arête ont une coupe semblable et la géométrie de la surface finie se rapproche du profil circulaire de la fraise (Figure 4-15). A l'inverse, lorsque le gradient de vitesse de coupe est élevé, le comportement de coupe varie le long de l'arête. L'étude sur l'influence de la vitesse de coupe précédente a montré que cette vitesse joue sur l'énergie spécifique et les profils au-delà du profil écrêté.

La deuxième raison est liée à la continuité de coupe. Plus le point P_{vcn} s'éloigne de la surface finie puis de la surface coupée, moins il y a de continuité de coupe. Dans le cas de la configuration 3 et 4, le

point P_{vcn} est dans la surface finie et donc il y a continuité de coupe. Les conséquences sont multiples. Les efforts de coupe sont sans doute davantage continus et progressifs. Il est possible que les efforts radiaux dans certaines positions angulaires de la fraise s'équilibrent. La flexion radiale de la fraise est plus limitée. La fraise est constamment en contact avec la matière amortissant ainsi la dynamique de coupe favorisant ainsi une meilleure stabilité.

La troisième raison est géométrique. La présence du point P_{vcn} sur la frontière de la surface finie signifie que ce point participe directement à l'élaboration de la surface. Lorsque le point P_{vcn} est au contact de la matière mais hors de la frontière (par exemple les configurations 3 et 4), alors ce point ne fait pas partie de la portion d'arête qui génère la surface finale.

En conclusion, l'état de surface généré sur la pièce est bien lié à la position du point à vitesse de coupe nulle. La configuration mettant le point P_{vcn} au centre de la surface finie montre une meilleure qualité d'état de surface mais qui suppose de bien maitriser le positionnement de l'axe outil vis-à-vis de la surface à couper. Qu'en est-il de la durée de vie de la fraise ?

4.5. Conclusions

Les angles de dépinçage offrent une multitude de possibilité de configuration d'usinage. Ce chapitre a montré pour certaines configurations leurs influences sur l'énergie spécifique de coupe, sur la vitesse de propagation de l'usure de l'outil et sur l'état de surface de la pièce finie.

La répartition de la matière coupée sur les arêtes a une influence directe sur l'énergie spécifique de coupe et la vitesse d'usure de l'outil. La section coupée moyenne sur un tour croit avec l'angle de dépinçage normal ce qui a pour conséquence d'augmenter l'énergie spécifique de coupe. L'angle de contact entre la fraise et la matière étant plus faible, et l'épaisseur coupée étant répartie sur une grande longueur d'arête, permettent de diminuer la vitesse de propagation de l'usure d'outil.

Par ailleurs, l'état de surface a été étudié pour observer l'influence du mode d'usinage, de la vitesse de coupe et de la position du point à vitesse de coupe nulle. Le comportement de l'alliage de titane est tel que le mode d'usinage n'a pas d'effet majeur sur les critères moyens d'état de surface. Par contre la vitesse de coupe modifie la topologie de la surface et les mesures ont confirmé que le phénomène de coupe était bien différent au-delà de la vitesse de coupe minimale de 30 m/min. Enfin, la coupe avec de faibles diamètres effectifs est possible en maitrisant la position du point à vitesse de coupe nulle vis-à-vis de la pièce. Un optimum d'état de surface se trouve pour la configuration plaçant le point P_{vcn} au milieu de la surface finie.

Partie II. Développement des stratégies de finition en 5 axes des veines fermées

La première partie du mémoire a permis de décrire et modéliser la fraise, de construire des outils de compréhension de la coupe en présence de dépinçage et d'analyser des configurations d'usinage 5 axes par des essais expérimentaux. La deuxième partie de ce mémoire rassemble trois chapitres ayant trait aux stratégies de finition de veines fermées. Tout en gardant le point de vue de l'interaction outil-matière de la première partie, le chapitre 5 va introduire la géométrie des veines fermées et développer les stratégies de finition choisies en fraisage 5 axes. Le chapitre 6 comparera le comportement de la machine d'usinage en fonction des différentes stratégies et géométries de veine. Le chapitre 7 proposera un comparatif expérimental des stratégies d'usinage de finition prenant en compte plusieurs critères d'évaluation micro et macro-géométriques.

Chapitre 5. Paramétrage du fraisage des veines fermées

Le premier chapitre du mémoire sur l'état de l'art a présenté le contexte des veines fluides fermées ainsi que quelques caractéristiques des stratégies d'usinage en 3 axes de tréflage et de contournage hélicoïdal. Ce chapitre se concentre sur la modélisation des veines fermées et sur le développement de deux nouvelles stratégies de finition en usinage 5 axes. Les deux stratégies retenues sont les stratégies de tréflage et de contournage hélicoïdal. L'objectif est de les développer en usinage 5 axes avec une vitesse d'avance du point générateur constante. La modélisation des surfaces et la création des trajectoires outil en usinage 5 axes sont faites avec un logiciel de calcul formel afin de maitriser parfaitement la géométrie et la cinématique de la trajectoire finale.

5.1. Définition de la géométrie des veines fermées étudiées

Les veines fluides fermées de pièces tournantes de turbomachine sont définies principalement par deux fonctions : transmettre l'énergie mécanique de la pièce au fluide et résister mécaniquement à l'action du fluide et aux effets d'inertie dus à la grande vitesse de rotation des turbomachines. Chaves-Jacob (Chaves-Jacob, 2009) évoque le cas de la turbopompe à hydrogène liquide du moteur Vulcain 2 qui est constituée de 6 pièces tournantes avec pour caractéristiques : une vitesse de rotation de 36 000 tr/min, une puissance de la turbine de 14 MW et une pression de sortie du fluide de 185 bar. L'étude de la mécanique des fluides d'une part et l'étude de la mécanique du solide de la pièce tournante d'autre part permettent aux spécialistes des turbomachines de définir la géométrie de chaque pièce tournante. Chaves-Jacob explique que les surfaces des pales de rouet sont couramment modélisées par des surfaces réglées alors que celles de ventilateur sont des surfaces gauches non réglées.

Des géométries de veines créées dans ce mémoire servent de support aux stratégies d'usinage qui vont suivre et de rendent compte de quelques difficultés de réalisation. Elles n'ont donc pas la prétention de correspondre au fonctionnel évoqué plus haut. Elles sont définies dans le repère de la pièce R_p. Les veines sont définies pour un axe supposé de la pièce tournante colinéaire à $\underline{z}_p$.

5.1.1. Principe de construction

Les surfaces des veines fermées envisagées dans ce mémoire (Figure 5-1) sont générées par le mouvement d'une courbe fermée plane (appelée section par la suite) le long d'une courbe guide de l'espace passant par le centre de gravité de la section. Le plan de la section est contraint à être perpendiculaire à la courbe guide au centre de gravité.

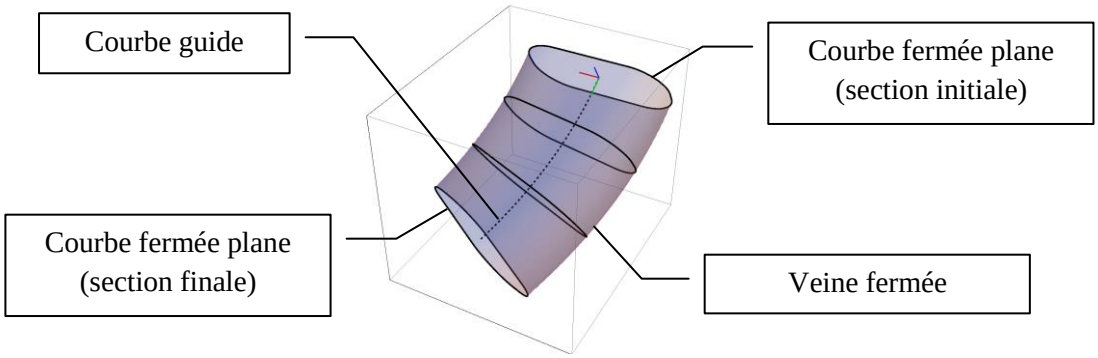


Figure 5-1. Désignation d'une veine fermée

5.1.2. Définition des courbes guides

Les courbes guides envisagées dans cette étude sont : droite, en hélice conique (avec l'hélice circulaire comme cas particulier). Les noms des paramètres associés à la définition des courbes guides terminent

par les lettres CG. Une courbe guide est définie par un point d'origine *PointOrigineCG*. Il est situé sur un rayon *RayonOrigineCG*, positionné par rapport à l'axe $\underline{x}_p$ d'un angle *AngleOrigineCG* autour de l'axe $\underline{z}_p$ et placé à l'altitude *AltitudeOrigineCG*.

$$\underline{PointOrigineCG} = \begin{Bmatrix} \text{RayonOrigineCG} \times \text{Cos}[\text{AngleOrigineCG}] \\ \text{RayonOrigineCG} \times \text{Sin}[\text{AngleOrigineCG}] \\ \text{AltitudeOrigineCG} \end{Bmatrix}_{R_p} \quad \text{(Equ.5-1)}$$

La hauteur de la courbe guide (dans la direction $\underline{z}_p$) est définie par le paramètre : *HauteurCG*.

5.1.2.1. Cas d'un courbe guide droite

Une courbe guide droite est définie par son point d'origine *PointOrigineCG* et un vecteur unitaire *VecteurCG*. Les coordonnées d'un point sur la courbe guide en fonction de l'abscisse curviligne *sG* est :

$$\underline{CourbeGuideAbsCurviligne}[sG] = \underline{PointOrigine}\text{CG} + Sens\text{CG} \times \underline{Vecteur}\text{CG} \times sG \quad \text{(Equ.5-2)}$$

Le paramètre *SensCG* vaut +1 si la future veine est au-dessus (dans le sens de $\underline{z}_p$) du point origine de la courbe guide, et -1 si la veine est au-dessous. L'abscisse curviligne de la courbe guide s'exprime en fonction de la différence d'altitude *uG* (dans la direction de $\underline{z}_p$) entre le point considéré et le point de l'origine de la courbe guide par :

$$AbscisseCurviligneCourbeGuide[uG] = \frac{uG}{\left|Coordonnée\left[\underline{Vecteur}\text{CG}, 3\right]\right|} \quad \text{(Equ.5-3)}$$

Les coordonnées d'un point sur la courbe guide en fonction de *uG* est alors :

$$\underline{CourbeGuide}[uG] = \underline{CourbeGuideAbsCurviligne}\left[AbscisseCurviligneCourbeGuide[uG]\right] \quad \text{(Equ.5-4)}$$

5.1.2.2. Cas d'une hélice conique et circulaire

L'hélice conique est construite sur un tronc de cône de hauteur *HauteurCG* et de rayons *RayonOrigineCG* et *RayonFinalCG*. Le tronc de cône a la droite (O_p,$\underline{z}_p$) pour axe de symétrie. L'origine du tronc de cône est à l'altitude *AltitudeOrigineCG*. L'hélice est définie par un pas algébrique : *PasHeliceCG*. L'hélice est dite « à droite » si le paramètre *PasHeliceCG* est positif. La courbe guide est alors définie par l'équation (Equ.5-5).

$$\underline{CourbeGuide}[uG] = \left\{RayonOrigineCG + uG \times \frac{(RayonFinalCG - RayonOrigineCG)}{HauteurCG} \times Cos\left[\frac{SensCG \times uG}{PasHeliceCG} + \text{AngleOrigineCG}\right],\ RayonOrigineCG + uG \times \frac{(RayonFinalCG - RayonOrigineCG)}{HauteurCG} \times Sin\left[\frac{SensCG \times uG}{PasHeliceCG} + \text{AngleOrigineCG}\right], SensCG \times uG\right\} \quad \text{(Equ.5-5)}$$

Par ailleurs, la courbe guide peut être une hélice circulaire si les rayons d'origine et final sont égaux.

5.1.3. Définition des sections

Les sections étudiées sont les sections circulaire et rectangulaire avec des congés de raccordements. La surface des sections peut être constante ou variable entre la section initiale et la section finale. Les sections sont construites dans un repère local R_s qui est ensuite orienté par rapport à la courbe guide. Les noms des paramètres associés à la définition des sections, se terminent par la lettre S.

5.1.3.1. Cas d'une section circulaire

La section circulaire est construite à partir de son rayon *RayonS* et du paramètre angulaire *θS* exprimé en radian.

$$ProfilSectionRs[\theta S] = \begin{Bmatrix} RayonS \times Cos[\theta S] \\ 0 \\ RayonS \times Sin[\theta S] \end{Bmatrix}_{R_s} \qquad \text{(Equ.5-6)}$$

5.1.3.2. Cas d'une section rectangulaire avec des congés de raccordement

La section rectangulaire (Figure 5-2) est définie par une hauteur, une largeur et un congé. La section rectangulaire est donc une succession de segment de droite et d'arc de cercle.

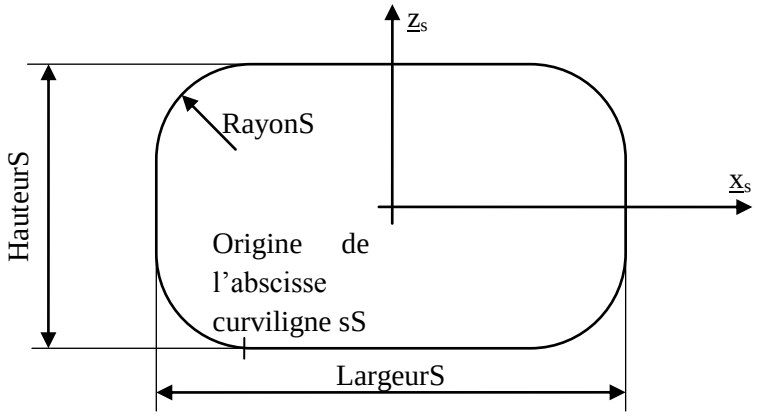


Figure 5-2. Section rectangulaire avec des congés de raccordement

La section rectangulaire (Figure 5-2) est initialement définie en fonction de son abscisse curviligne *sS* par la fonction *ProfilSectionRsAbsCurviligne[sS]*. Le périmètre de la section est calculé en fonction des paramètres de la section :

$$PerimetreS = 2 \times LargeurS + 2 \times HauteurS + RayonS \times (2\pi - 8) \qquad \text{(Equ.5-7)}$$

Les coordonnées d'un point du profil de la section sont ensuite exprimées en fonction de l'angle *θS* qui est choisi proportionnel au périmètre.

$$\underline{ProfilSectionRs}[\theta S] = \underline{ProfilSectionRsAbsCurviligne}\left[FonctionReste[\theta S, 2\pi]\frac{PerimetreS}{2\pi}\right] \qquad \text{(Equ.5-8)}$$

L'utilisation de la fonction *FonctionReste* permet à la variable *θS* d'évoluer parmi les nombres réels et renvoie le résultat du reste de la division de *θS* par 2π.

5.1.3.3. Variation de surface des sections

La variation de surface des sections est choisie proportionnelle à l'éloignement du point d'origine de la courbe guide et est paramétrée par *VariationSection*. Une fonction de pilotage de la réduction de fonction est alors créée par :

$$FonctionReduction[uG] = \big(1 - (VariationSection - 1)\big) \times \frac{uG}{HauteurCG} \qquad \text{(Equ.5-9)}$$

La section initiale garde toujours ses dimensions alors que la section finale a pour équation :

$$\begin{aligned} &FonctionReduction[HauteurCG] \times \underline{ProfilSectionRs}[\theta S] \\ &\quad = \big(1 - (VariationSection - 1)\big) \times \underline{ProfilSectionRs}[\theta S] \end{aligned} \qquad \text{(Equ.5-10)}$$

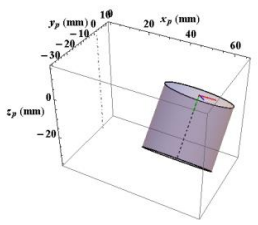
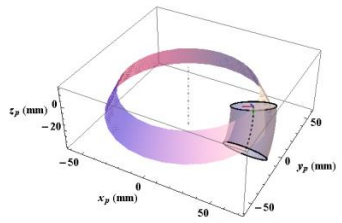
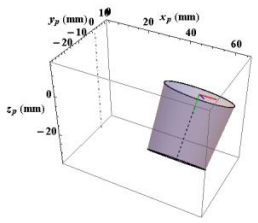
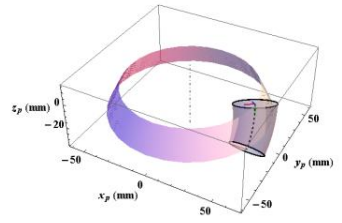
Si le paramètre *VariationSection* est égal à 1, alors les sections d'entrée et de sortie sont identiques.

5.1.4. Paramétrage de la veine

Une veine est créée par la génération d'un profil de section (qui subit l'influence de la fonction réduction et a été exprimé dans le repère de la pièce R_p) le long de la courbe guide. Pour passer du repère de la section au repère de la pièce, une matrice de changement de base $\underline{\underline{M_{RpRs}}}$ est créée. Elle est fonction du paramètre *uG* de sorte que le vecteur $\underline{y_s}$ soit toujours tangent à la courbe guide et que l'angle entre les vecteurs $\underline{x_s}$ et $\underline{z_p}$ soit toujours constant. L'expression d'un point d'une veine est alors :

$$\begin{aligned} &\underline{SurfaceVeine}[\theta S, uG] \\ &\quad = \underline{CourbeGuide}[uG] + \underline{\underline{M_{RpRs}}}[uG] \\ &\quad \times FonctionReduction[uG] \times \underline{ProfilSectionRs}[\theta S] \end{aligned} \qquad \text{(Equ.5-11)}$$

La surface de la veine est alors complètement parcourue lorsque θS est compris entre 0 et 2π, et *uG* entre 0 et *HauteurCG*. Cette construction permet par le même formalisme de décrire plusieurs géométries de veine fermée décrite au Tableau 5-1.

Sections	**Courbes guides**	
	Droite	**Hélice conique**
Circulaire *RayonS* = 15 mm		
Circulaire variable *RayonS* = 15 mm *VariationSection* = 1,18		

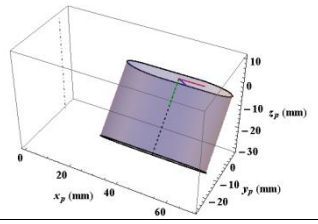
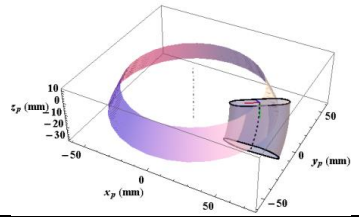
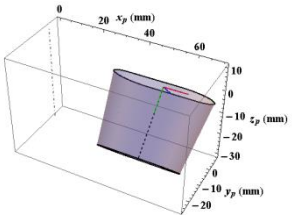
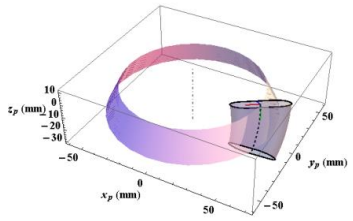
Rectangulaire *HauteurS* = 22 mm *LargeurS* = 40 mm *RayonS* = 10 mm		
Rectangulaire variable *HauteurS* = 22 mm *LargeurS* = 40 mm *RayonS* = 10 mm *VariationSection* = 1,18		

Tableau 5-1. Géométries d'étude des veines fermées

Le Tableau 5-1 est construit avec les paramètres des courbes guides suivants :

$$\underline{VecteurCG} = \left\{0, \frac{-1}{\sqrt{2}}, \frac{-1}{\sqrt{2}}\right\} \qquad \text{(Equ.5-12)}$$

AltitudeOrigineCG = 0 *mm*

HauteurCG = 20 *mm*

AngleOrigineCG = 0 *rd*

RayonOrigineCG = 50 *mm*

RayonFinalCG = 60 *mm*

SensCG = -1

$$PasHeliceCG = \frac{20}{\pi/8} \ mm/rd$$

5.1.5. Conclusions

Le paramétrage des veines proposé autorise 8 géométries de veines distinctes. La section rectangulaire rend compte de la problématique de discontinuité géométrique de courbure. Suivant les stratégies envisagées, la variation de section en tréflage, et la courbe guide en hélice conique pour le contournage hélicoïdal modifient la distance entre les passes de fraise et donc la hauteur de crête. Les veines rectangulaires de sections variables offrent des rayons de courbures locaux très variés entre des parties planes et des petits congés de raccordement. Cette variation de rayon impose une modification de la vitesse d'avance du point piloté pour garder constante la vitesse d'avance du point générateur. Enfin les sections initiale et finale sont les seules accès à la veine pour la fraise. Suivant les géométries de veines, les contraintes de collision limitent la profondeur de travail de la fraise. Les sections suivantes présentent le développement en finition sur une fraiseuse 5 axes des deux stratégies retenues.

5.2. Développement de la stratégie de tréflage en 5 axes

L'intérêt de la stratégie de tréflage sur une veine fermée est de générer une trajectoire d'outil voisine de la courbe guide. Le sens des stries d'usinage de chaque passe de tréflage est donc globalement le même que celui de l'écoulement du fluide de la pièce tournante de la turbomachine. Dans la littérature,

il est fait mention que cette stratégie peut souffrir d'une faible productivité du fait que l'outil ne travaille pas lors de la trajectoire de retrait, ainsi qu'une limitation cinématique par les arrêts à la fin de chaque passe de tréflage. La veine étant débouchante, la fraise entre et sort de la pièce fréquemment. Cette section présente le développement de cette stratégie dans un contexte d'utilisation en usinage 5 axes tout en proposant une trajectoire continue en courbure. La vitesse d'avance du point générateur est choisie constante (liée aux conditions de coupe) et les angles de dépinçage sont gardés identiques pour tous les points générateurs de la surface usinée.

5.2.1. Trajectoire du point générateur

Pour une même géométrie de veine il existe 4 possibilités de trajectoire de tréflage (Tableau 5-2). Selon que la passe actuelle est à droite ou à gauche de la précédente dans le sens de l'avance le mode d'usinage est respectivement avalant ou en opposition. D'autre part, la passe de tréflage peut s'entendre en aller simple par rapport à une des sections ou au trajet retour. En s'appuyant sur l'orientation et le sens $\underline{z_p}$ de la pièce tournante, la passe de tréflage est donc soit en montant, soit en descendant.

La trajectoire de tréflage du point générateur de la fraise est une courbe basée sur la surface *SurfaceVeine[θS,uG]* pour les paramètres : *θS* constant et *uG* variable entre 0 et *HauteurCG*. C'est une stratégie de balayage isoparamétrique, chaque passe de tréflage correspond à une valeur fixe du paramètre *θS*. Les quatre stratégies de tréflage sont alors paramétrées en fonction du Tableau 5-2.

	Sens du trajet d'usinage	
	montant	descendant
Matière à droite	La section initiale est en bas *θS* est décroissant *uG* évolue de 0 à *HauteurCG* *SensCG* = +1	La section initiale est en haut *θS* est croissant *uG* évolue de 0 à *HauteurCG* *SensCG* = -1
Matière à gauche	La section initiale est en bas *θS* est croissant *uG* évolue de 0 à *HauteurCG* *SensCG* = +1	La section initiale est en haut *θS* est décroissant *uG* évolue de 0 à *HauteurCG* *SensCG* = -1

Tableau 5-2. Paramétrage des quatre stratégies de tréflage d'une veine fermée

5.2.2. Construction de la trajectoire du point piloté et de l'orientation de l'axe de l'outil pendant la passe d'usinage

Le point piloté est le point à vitesse de coupe nulle. Pour passer du point générateur au point piloté il faut passer des coordonnées du point P_{vcn} dans le repère de la broche R_b au repère opération R_o puis au repère de la pièce R_p comme montré au paragraphe §3.3.1.

La matrice $\underline{Matrice_{RepPiece/RepOperation}}$ (exprimée à l'équation (Equ.4-30)) est fonction des angles de dépinçage (β_f, β_n). Comme pour la trajectoire du point générateur, en tréflage, la trajectoire du point P_{vcn} et l'orientation de l'axe de la fraise sont pilotées par les paramètres : *θS* constant et *uG* variable entre 0 et *HauteurCG*.

La trajectoire du point P_{vcn} et l'orientation de l'axe de la fraise sont alors :

$$\underline{TrajectoirePvcn}[\theta S, uG] = \underline{SurfaceVeine}[\theta S, uG] + \underline{\underline{Matrice_{RepPiece/RepOperation}}}[\theta S, uG] \times \left(\{0,0,r_f\} + \underline{\underline{Matrice_{RepOperation/RepBroche}}} \times \{0,0,-r_f\}\right) \quad \text{(Equ.5-13)}$$

$$\underline{AxeFraise}[\theta S, uG] = Normer\left[\underline{\underline{Matrice_{RepPiece/RepOperation}}}[\theta S, uG] \times \underline{\underline{Matrice_{RepOperation/RepBroche}}} \times \{0,0,1\}\right]$$

5.2.3. Gestion de la vitesse d'avance du point piloté pendant l'usinage

La vitesse d'avance du point piloté est conditionnée par la loi d'évolution du paramètre *uG* en fonction du temps (*t* en seconde). Il faut donc rechercher une fonction *uG* = *g*[*t*] pour que la vitesse d'avance du point générateur soit constante. L'intérêt de cette méthode est que la vitesse d'avance du point générateur est uniforme malgré les évolutions du rayon de courbure de la trajectoire d'usinage.

La vitesse d'avance V_f du point générateur est choisie en fonction des conditions de coupe :

$$V_f = \frac{1000 \times V_c}{\pi \times D_{eff\ moyen}} \times f_z \times Z \qquad \text{exprimée en mm/min} \quad \text{(Equ.5-14)}$$

Cette vitesse d'avance est donc fonction des conditions de coupe, du diamètre effectif moyen (calculé grâce à la méthode du chapitre 3) et du nombre de dents de la fraise qui vont réellement participer à l'usinage (suivant la position des diamètres effectifs par rapport au diamètre *Dz*). En se basant sur les résultats des essais de couple outil-matière du chapitre 4, les conditions de coupe suivante : V_c = 90 m/min, f_z = 0,12 mm/dt/tr, a_e = 0,4 mm, a_p = 0,3 mm, β_f = -80° et β_n = 10° donnent un diamètre effectif moyen sur la surface finie de 11,81 mm, une zone de travail à 4 dents, une épaisseur coupée maximale de 24 µm, une vitesse de rotation de la broche de 2425 tr/min et une vitesse d'avance de 1160 mm/min.

5.2.3.1. Vitesse des passes de tréflage

Pour que le point générateur avance à la vitesse V_f, il faut trouver une fonction du temps (*t* en seconde) *uG* = *g*[*t*] telle que :

$$\left\| \frac{\partial \underline{SurfaceVeine}[\theta S, g[t]]}{\partial t} \right\| = \frac{V_f}{60} \quad \text{(Equ.5-15)}$$

La résolution de l'équation (Equ.5-15) permet dans certains cas de déboucher sur l'expression formelle de la solution *g*[*t*]. Si ce n'est pas le cas une solution approchée satisfaisante est :

$$g[t] = \frac{V_f}{60 \times \left\| \frac{\partial \underline{SurfaceVeine}[\theta S, 0]}{\partial uG} \right\|} \times t \quad \text{(Equ.5-16)}$$

Avec la solution approchée donnée par (Equ.5-16), l'écart de vitesse d'avance du point générateur par rapport à V_f est inférieur à 2% sur la passe de tréflage dans les conditions géométriques du Tableau 5-1 ce qui est jugé satisfaisant.

5.2.3.2. Cas particulier de la première passe

La première passe de tréflage engage la fraise sur une profondeur de passe radiale $a_{e\ 1ière\ passe}$ égale à :

$$a_{e\ 1ère\ passe} = 2 \times \sqrt{a_p \times (2 \times r_f - a_p)} \qquad \text{(Equ.5-17)}$$

Pour la fraise d'étude avec une profondeur de passe axiale de 0,3 mm, l'engagement radial de la fraise est voisin de 3,75 mm. Or la profondeur de passe radiale est un des paramètres d'entrée du calcul des diamètres effectifs et de l'épaisseur coupée. Pour garder le chargement de la fraise le plus constant possible, il convient donc de modifier la vitesse de rotation pour garder une vitesse de coupe moyenne constante et l'avance par dent pour garder une épaisseur coupée constante par rapport aux passes suivantes. Une nouvelle vitesse d'avance spécifique à la première passe $V_{f\ 1ière\ passe}$ est calculée puis appliquée à l'équation (Equ.5-16) pour déterminer la nouvelle fonction $uG = g[t]$ à appliquer à cette première passe. Une consigne de vitesse de rotation différente peut être appliquée spécifiquement pour cette passe en vue de conserver une vitesse de coupe moyenne identique aux autres passes.

Avec les conditions de coupe tenant compte de la nouvelle profondeur de passe radiale : V_c = 90 m/min, f_z = 0,12 mm/dt/tr, a_e = 3,75 mm, a_p = 0,3 mm, β_f = -80° et β_n = 10° le diamètre effectif moyen sur la surface finie est de 11,84 mm et l'épaisseur coupée maximale est de 38 µm. Pour rester à une épaisseur de 24 µm, il faut modifier l'avance par dent à f_z = 0,075 mm/dt/tr. Sur cette base, la vitesse de rotation de la broche est de 2419 tr/min et la nouvelle vitesse d'avance $V_{f\ 1ière\ passe}$ est alors de 726 mm/min. L'écart de vitesse de rotation n'est pas significatif, par contre la nouvelle vitesse d'avance est près de 40% plus faible que la vitesse des passes suivantes. Si la vitesse d'avance de la première passe n'est pas modifiée, le risque encouru est de dégrader prématurément les arêtes de coupe et de générer une flexion de fraise importante provoquant un défaut de forme local à la surface finie.

5.2.4. Gestion de la distance entre les passes

Pour les géométries de veines étudiées, la distance entre les passes est pilotée par le paramètre θS. Or il y a plusieurs méthodes pour déterminer la distance entre les passes.

La méthode la plus simple est de faire un balayage avec une distance entre passe théorique constante. Comme les sections n'ont pas toutes le même périmètre, la distance entre les passes locales est variable. C'est particulièrement le cas si le paramètre θS est la description angulaire de la position du point courant sur une section non circulaire. Un même écart angulaire peut provoquer des longueurs d'arc de section très différentes.

Une autre méthode consiste à générer un balayage pour que la hauteur de crête théorique sur la surface finie soit constante. Cette méthode produit une trajectoire qui n'est plus une trajectoire isoparamétrique et le sens des stries d'usinage ne correspond plus au sens théorique du fluide.

Une dernière méthode consiste à faire travailler la fraise sur une trajectoire isoparamétrique où le paramètre θS effectue une description de la section proportionnelle à l'abscisse curviligne de la courbe descriptive de la section. Dans ce cas un même écart angulaire θS provoque des longueurs d'arc de sections identiques. Cette méthode est retenue pour les travaux de ce mémoire. C'est pour cette raison

que la description des sections (§5.1.3) a toujours été faite en se basant sur un paramétrage lié à l'abscisse curviligne.

Avec un paramétrage des surfaces proportionnel aux abscisses curvilignes, il est alors possible de trouver un pas *PasθS* de sorte que la distance entre les passes reste inférieure à la profondeur de passe radiale a_e. Pour cela, il faut déterminer le périmètre de la section la plus grande : *PerimetreMaximal* puis le nombre de passes entières *NbPasses* :

$$NbPasses = PartieEntiere\left[\frac{\text{PerimetreMaximal}}{a_e}\right] + 1 \qquad \text{(Equ.5-18)}$$

$$Pas\theta S = \frac{2\pi}{NbPasses}$$

Une telle description permet une répartition égale de la distance entre les passes de tréflage sur le périmètre de chaque section qui ne dépasse pas la profondeur de passe radiale. La hauteur de crête et la profondeur de passe radiale peuvent être plus petites pour la section ayant le plus petit périmètre. Avec le paramètre *VariationSection* = 1,18, la profondeur de passe radiale est réduite de 0,4 mm à 0,328 mm ce qui diminue la hauteur de crête théorique.

5.2.5. Trajectoire de bouclage entre les passes de tréflage

Entre deux passes de tréflage, l'outil doit se dégager de la matière à la fin de la première passe (trajectoire de retrait), se positionner au-dessus de la seconde passe puis s'engager dans la matière (trajectoire d'engagement) pour poursuivre avec la deuxième passe de tréflage. Pour éviter de solliciter mécaniquement la machine, il est souhaitable que la trajectoire du point piloté soit continue en courbure. C'est le cas de la passe de tréflage, il faut donc construire une trajectoire de liaison qui soit également continue en courbure. Cette trajectoire unique (retrait et engagement) et continue en courbure est appelée trajectoire de bouclage.

5.2.5.1. Trajectoire du point piloté

Pour atteindre cet objectif la trajectoire de bouclage *TrajectoireBouclage[uG]* est définie par trois composantes, chacune basée sur une fonction polynômiale du paramètre *uG* qui varie de *HauteurCG* à *(1+RapportTemps)×HauteurCG*. *RapportTemps* est un coefficient qui est une image du rapport du temps de la trajectoire de bouclage sur le temps de la trajectoire d'une passe de tréflage. Il est strictement supérieur à 0 et inférieur à 1. En prenant *RapportTemps* = 1, alors le temps de parcours de la trajectoire de bouclage est voisin de celui de la passe de tréflage. Avec *RapportTemps* = 0.2, alors le temps de parcours de la trajectoire de bouclage est voisin de 20% de celui de la passe de tréflage.

Il existe plusieurs critères pour construire la trajectoire de bouclage. Le premier est la continuité en position, tangence et courbure aux extrémités de la trajectoire de bouclage. Le second concerne la trajectoire elle-même entre les extrémités sachant qu'elle doit rester à l'intérieur de la veine. La proposition ici, est d'imposer le passage par le point milieu de la courbe guide. D'autres contraintes peuvent se rajouter, sur la courbure par exemple, mais elles rajoutent des opérations de calcul en plus.

La trajectoire de bouclage illustrée à la Figure 5-3 doit alors satisfaire 7 conditions :

- la position, la tangente et la courbure du début et la fin de la trajectoire de bouclage doivent être égales aux valeurs de la fin de la passe de tréflage θS_i et du début de la passe suivante θS_{i+1},
- la position du milieu de la trajectoire de bouclage passe par le milieu de la courbe guide.

Avec les trois composantes, cela donne 21 équations à vérifier. Pour résoudre ce système d'équations, cela impose que les trois polynômes doivent être au minimum de degré 6 (soit 7 coefficients par polynôme). Le système d'équations est alors défini par l'équation (Equ.5-19).

$$\underline{TrajectoireBouclage}[uG] = \underline{SurfaceVeine}[\theta S_i, HauteurCG] \qquad \text{(Equ.5-19)}$$

$$\frac{d\underline{TrajectoireBouclage}[uG]}{duG} = \frac{d\underline{SurfaceVeine}[\theta Si, HauteurCG]}{duG}$$

$$\frac{d^2\underline{TrajectoireBouclage}[uG]}{duG^2} = \frac{d^2\underline{SurfaceVeine}[\theta Si, HauteurCG]}{duG^2}$$

$$\underline{TrajectoireBouclage}\left[\frac{1+1+RapportTemps}{2} \times uG\right] = \underline{CourbeGuide}\left[\frac{HauteurCG}{2}\right]$$

$$\underline{TrajectoireBouclage}[(1+RapportTemps) \times uG] = \underline{SurfaceVeine}[\theta S_{i+1}, 0]$$

$$\frac{d\underline{TrajectoireBouclage}[(1+RapportTemps) \times uG]}{duG} = \frac{d\underline{SurfaceVeine}[\theta S_{i+1}, 0]}{duG}$$

$$\frac{d^2\underline{TrajectoireBouclage}[(1+RapportTemps) \times uG]}{duG^2} = \frac{d^2\underline{SurfaceVeine}[\theta S_{i+1}, 0]}{duG^2}$$

La résolution de l'équation (Equ.1-2) pour la valeur particulière de *uG* = *HauteurCG* permet de déterminer les 21 coefficients des polynômes.

5.2.5.2. Orientation de l'axe de l'outil lors de la trajectoire de bouclage

De la même façon, l'évolution de l'axe de fraise le long de la trajectoire de bouclage est déterminée par une fonction polynomiale nommée *AxeFraiseTrajectoireBouclage*[*uG*] pour laquelle 6 conditions sont à satisfaire : la position, la tangente et la courbure du début et la fin de la trajectoire de bouclage de l'axe de fraise doivent être égales aux valeurs de l'axe de fraise de la fin de la passe de tréflage et du début de la passe suivante. Avec les trois composantes, cela donne 18 équations à vérifier. Pour résoudre ce système d'équations, cela impose que les trois polynômes (composantes de *AxeFraiseTrajectoireBouclage*[*uG*]) doivent être au minimum de degré 5 (soit 6 coefficients par polynôme)

Il est donc possible (Figure 5-3) de calculer une trajectoire de bouclage et l'orientation de l'axe de l'outil correspondant en fonction du paramètre *uG* tout en gardant la trajectoire de bouclage à l'intérieur de la veine fermée.

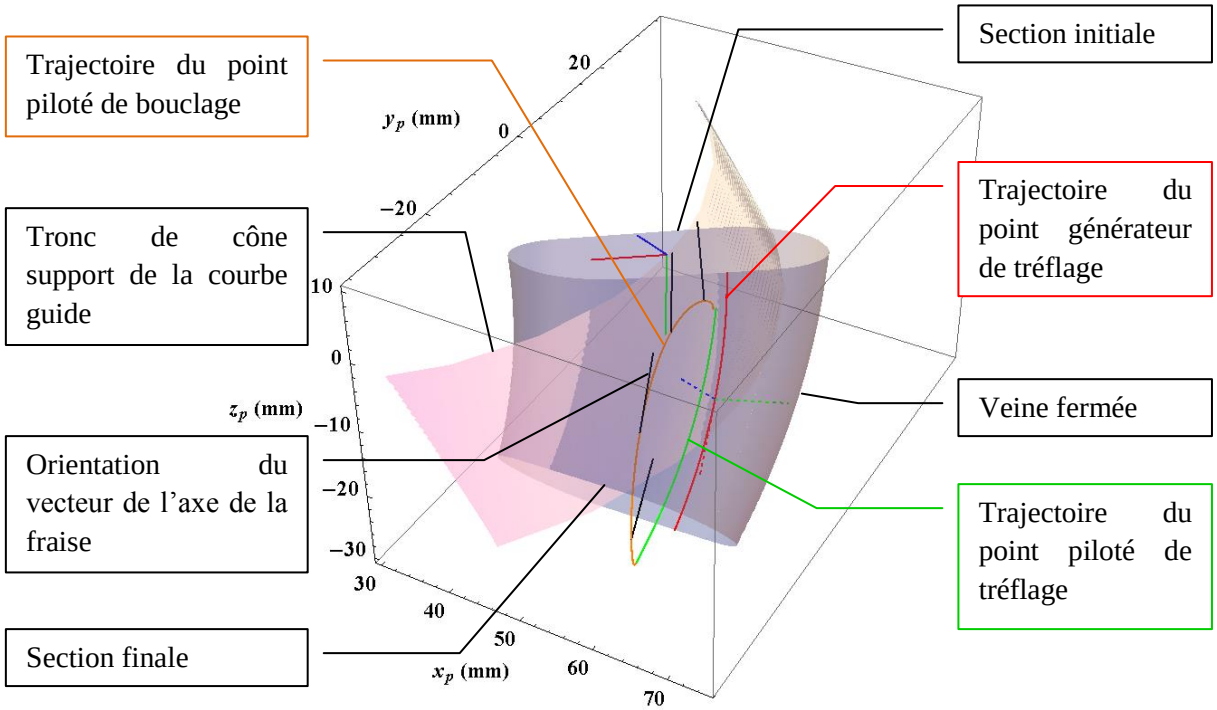


Figure 5-3. Visualisation de la trajectoire d'outil pour la veine rectangulaire de section variable avec une courbe guide en hélice conique et *RapportTemps* = 0,2

5.2.5.3. Vitesse de la trajectoire de bouclage

La vitesse de la trajectoire de bouclage et de l'axe de la fraise est dépendante de la fonction $uG = g_{Bouclage}[t]$. Cette fonction doit satisfaire les deux conditions de continuité de la vitesse d'avance du point piloté à la fin de la passe de tréflage *i* et au début de la passe suivante *i+1*. L'écart relatif entre ces deux vitesses étant inférieur à 1% pour les géométries du Tableau 5-1, la fonction est construite uniquement sur la condition de la passe *i*. Le choix de cette fonction est :

$$g_{Bouclage}[t] = HauteurCG + (t - TempsPasse_i) \times \frac{\left\| \frac{\partial TrajectoirePvcn[\theta S_i, HauteurCG]}{\partial uG} \right\|}{\left\| \frac{dTrajectoireBouclage[HauteurCG]}{duG} \right\|} \quad \text{(Equ.5-20)}$$

Cette fonction assure une continuité de temps avec la fonction $g[t]$ trouvée au paragraphe §5.2.3.1. L'introduction de la fonction $g_{Bouclage}[t]$ dans la trajectoire de bouclage et la trajectoire de bouclage de l'axe de la fraise permettent de piloter ces fonctions par rapport au temps *t* et plus par rapport au paramètre *uG*.

La Figure 5-4 représente l'évolution de la vitesse du point piloté sur une passe de tréflage et la boucle qui la suit pour la veine rectangulaire de section variable et une courbe guide en hélice conique définie au Tableau 5-1. Les conditions de coupe sont celles du paragraphe §5.2.3. Le temps d'usinage représente 82,5% du temps du cycle. La vitesse d'évolution de la trajectoire de bouclage est bien supérieure à celle d'usinage et passe par un maximum voisin de 12,4 m/min ce qui est encore loin de la capacité maximale de la machine en terme de vitesse. Ce point est approfondi au chapitre suivant.

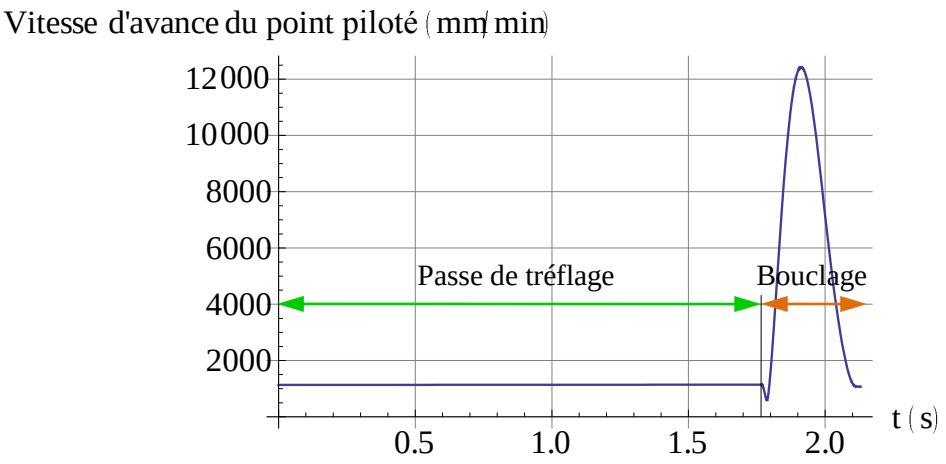


Figure 5-4. Evolution de la vitesse d'avance du point piloté en fonction du temps pour la veine rectangulaire de section variable avec une courbe guide en hélice conique et *RapportTemps* = 0,2

5.2.6. Description de la trajectoire en interpolation linéaire

Pour passer de la description continue de la trajectoire du point piloté à une description discrétisée, il faut définir un critère. Le plus simple est de discrétiser la trajectoire avec un pas constant du paramètre *uG* décrivant la trajectoire. Si ce paramètre n'est pas proportionnel à l'abscisse curviligne, la longueur des segments ne sera pas constante.

La longueur de la trajectoire du point générateur de tréflage est alors définie par :

$$\begin{aligned} &LongueurTrajectoireTreflage[\theta S, t] \\ &= \int_0^t \left\| \frac{\partial \underline{SurfaceVeine}[\theta S, g[\tau]]}{\partial \tau} \right\| d\tau = \int_0^t V_f \times d\tau \\ &= V_f \times t \end{aligned} \qquad \text{(Equ.5-21)}$$

Comme la longueur de la trajectoire du point piloté est proportionnelle au temps par la construction de la fonction *g*[*t*], il faut trouver le pas de temps tel que l'erreur de corde sur ce pas de temps soit inférieure à la valeur souhaitée.

L'erreur de corde entre les deux instants *t1* et *t2* est approximée comme la distance du point du temps moyen par rapport au segment constitué des points des temps *t1* et *t2* :

$$ErreurCorde[t1, t2] = \frac{\left\| \left(\underline{SV}\left[\frac{t1+t2}{2}\right] - \underline{SV}[t1] \right) \times \left(\underline{SV}[t2] - \underline{SV}[t1] \right) \right\|}{\left\| \underline{SV}[t2] - \underline{SV}[t1] \right\|} \qquad \text{(Equ.5-22)}$$

Avec la notation raccourcie : $\underline{SV}[t] = \underline{SurfaceVeine}[\theta S, g[t]]$

Si la courbure de la trajectoire du point piloté est constante alors l'erreur de corde est également constante sur toute la trajectoire pour le même pas de temps. C'est le cas des veines avec une courbe guide droite. Si la courbure n'est pas constante, alors une solution consiste à calculer le pas de temps *Δt* au voisinage de la courbure maximale tel que l'erreur de corde reste inférieure à la moitié de la tolérance d'usinage t_u.

Les points de la trajectoire du point piloté et l'orientation de l'axe outil sont alors calculés sur la base des multiples du pas de temps *Δt* sur la trajectoire de tréflage et la trajectoire de bouclage. Il est certain

que pour la trajectoire de bouclage, l'erreur de corde réelle sera plus élevée que celle de la trajectoire d'usinage du fait de rayon de courbure sans doute plus faible. Les points de la trajectoire sont alors presque équidistant les uns des autres avec des erreurs de corde variables mais inférieures à la moitié de t_u. Cette proposition a deux avantages :

- la première est de permettre la synchronisation des passes au sens de (Tournier, 2001) pour peu que la tolérance d'usinage soit faible avec une densité de points importante (la tolérance d'usinage choisie pour les comparaisons de stratégie au chapitre 7 est de 2 µm),
- la seconde est de faciliter le travail de la commande numérique qui va percevoir des segments de longueur identique pour favoriser une vitesse d'avance fluide.

5.2.7. Conclusions

Cette proposition de stratégie de tréflage présente plusieurs originalités. La première est que la trajectoire du point piloté évolue sur une surface non plane et que l'axe de la fraise évolue en fonction des angles de dépinçage et de l'orientation de la normale locale de la surface pour chaque point de la trajectoire. La vitesse du point piloté est construite pour garantir une vitesse constante du point générateur égale à la vitesse d'avance. La seconde originalité est que la trajectoire du point piloté est continue en courbure pendant la passe d'usinage et de bouclage. Les caractéristiques cinématiques de la trajectoire de bouclage sont fonction de la vitesse d'avance du point générateur et du paramètre *RapportTemps*. Pour rendre la stratégie optimale, le choix du paramètre *RapportTemps* est à confronter avec les capacités cinématiques de la machine-outil. La troisième originalité est la prise en compte des conditions d'engagement particulières de la première passe de tréflage, en lien avec les outils d'analyse de la coupe de la première partie de ce mémoire, de manière à garantir une meilleure qualité de surface.

5.3. Développement de la stratégie de contournage hélicoïdal en 5 axes

La stratégie de contournage hélicoïdal consiste à engager le point générateur de la fraise sur une trajectoire définie par une fonction $\theta S = f[uG]$ pour laquelle f est une fonction affine. Cette stratégie présente l'avantage, pour la fraise, de garder un engagement constant dans la matière avec très peu de déplacement hors matière. Les stries d'usinage sont perpendiculaires au sens global de l'écoulement du fluide dans la veine. Comme pour la stratégie de tréflage, la vitesse d'avance du point générateur est choisie constante et les angles de dépinçage sont gardés identiques pour tous les points générateurs de la surface usinée.

5.3.1. Trajectoire du point générateur

Il existe également 4 possibilités de trajectoire hélicoïdale. L'hélice de la trajectoire peut être à droite ou à gauche et la progression le long de la courbe guide en montant ou en descendant (par rapport à l'axe $\underline{z}_p$ de la pièce tournante).

La trajectoire de contournage hélicoïdal du point générateur de la fraise est une courbe basée sur la surface $\underline{SurfaceVeine}[\theta S,uG]$ pour les paramètres avec la contrainte de la fonction f définie par :

$$f[uG] = \frac{2 \times \pi}{Pas} \times uG \qquad \text{(Equ.5-23)}$$

Le paramètre *Pas* est la progression dans la direction de la courbe guide à chaque fois que le paramètre θS du point générateur de la fraise a réalisé 2π. Le paramètre uG évolue entre 0 et *HauteurCG*. Les quatre stratégies de tréflage sont alors paramétrées en fonction du Tableau 5-3.

	Progression	
	en montant	en descendant
Hélice à droite	La section initiale est en bas Le paramètre *Pas* est positif *uG* évolue de 0 à *HauteurCG* *SensCG* = +1	La section initiale est en haut Le paramètre *Pas* est positif *uG* évolue de 0 à *HauteurCG* *SensCG* = -1
Hélice à gauche	La section initiale est en bas Le paramètre *Pas* est négatif *uG* évolue de 0 à *HauteurCG* *SensCG* = +1	La section initiale est en haut Le paramètre *Pas* est négatif *uG* évolue de 0 à *HauteurCG* *SensCG* = -1

Tableau 5-3. Paramétrage des quatre stratégies de contournage hélicoïdal d'une veine fermée

5.3.2. Construction de la trajectoire du point piloté et de l'orientation de l'axe de l'outil

La trajectoire du point piloté et l'orientation de l'axe de la fraise sont basées sur l'équation (Equ.5-13) avec la contrainte $\theta S = f[uG]$. L'évolution du paramètre *uG* est fonction de la progression.

5.3.3. Gestion de la vitesse d'avance du point piloté dans le repère de programmation

Pour légitimer le choix d'une programmation avec la vitesse d'avance du point générateur constante, il suffit de comparer l'avance par dent au passage d'un congé. Lors d'un usinage avec une vitesse d'avance du point piloté constante, l'avance par dent dans un congé de 10 mm de rayon est (Equ.1-5) deux fois et demi celle de l'avance par dent sur un segment linéaire (avec une fraise de diamètre 12) alors qu'elle est constante pour un mode de programmation à vitesse d'avance du point générateur constante.

De la même façon que pour la stratégie de tréflage, une fonction $uG = g[t]$ est recherchée pour que la vitesse du point générateur soit constante à la vitesse d'avance.

$$\left\| \frac{\partial \underline{\underline{SurfaceVeine}}\left[f\left[g[t]\right], g[t]\right]}{\partial t} \right\| = \frac{V_f}{60} \qquad \text{(Equ.5-24)}$$

Comme la variation de la norme de la dérivée de la surface de la veine par rapport à *uG* est inférieure à 0,2% pour l'ensemble des géométries de veine définies au Tableau 5-1, une solution satisfaisante est :

$$g[t] = \frac{V_f}{60 \times \left\| \frac{\partial \underline{\underline{SurfaceVeine}}[f[0], 0]}{\partial uG} \right\|} \times t \qquad \text{(Equ.5-25)}$$

Avec les conditions de coupe suivantes : V_c = 90 m/min, f_z = 0,12 mm/dt/tr, a_e = 0,4 mm, a_p = 0,3 mm, β_f = 0° et β_n = +80° donnent un diamètre effectif moyen sur la surface finie de 11,81 mm, une zone de travail à 4 dents, une épaisseur coupée maximale de 24 µm, une vitesse de rotation de la broche de 2425 tr/min et une vitesse d'avance de 1164 mm/min. Pour la géométrie de veine à section rectangulaire et courbe guide en hélice conique (Tableau 5-1) avec une stratégie de contournage hélicoïdal à hélice à droite, l'évolution de la vitesse d'avance du point piloté sur un pas d'hélice est donnée à la Figure 5-5. Cette caractéristique montre que la vitesse évolue entre deux niveaux : 1164 mm/min lorsque la trajectoire de la fraise est sur une courbe à très grand rayon (voisine des portions droites de 20 mm et 2 mm de la section rectangulaire) et 587 mm/min sur les courbes à faible rayon (voisine des congés de raccordement de la section de rayon 10 mm). Entre ces deux niveaux l'accélération est très forte. Ce point sera étudié au prochain chapitre.

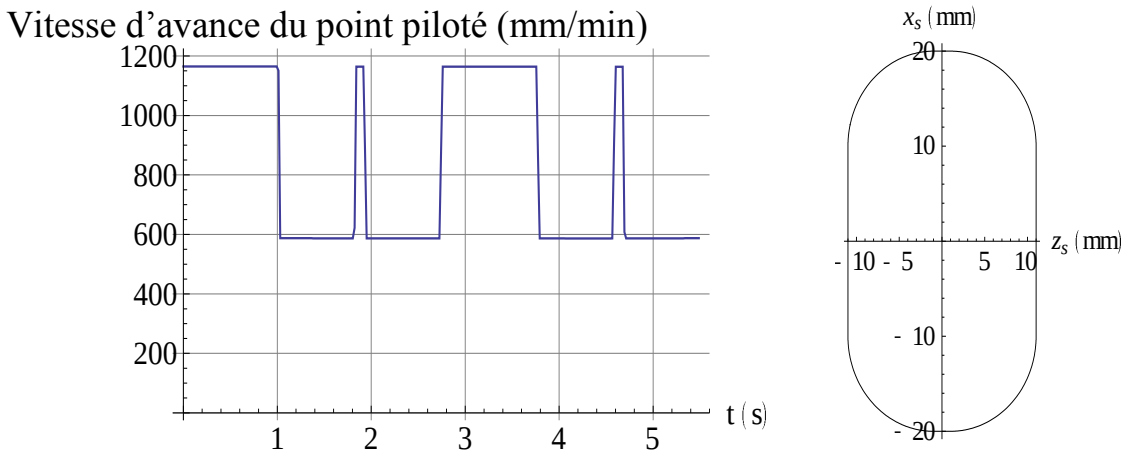


Figure 5-5. Evolution de la vitesse d'avance du point piloté en contournage pour une veine à section rectangulaire (Tableau 5-1) représentée dans le repère de la section R_s

5.3.4. Gestion du pas de l'hélice de la stratégie de contournage

Du fait de la courbure de la courbe guide, les longueurs des courbes d'iso-paramètre θS (qui correspondent aux longueurs de chaque passe du point générateur de la stratégie de tréflage) construit sur la surface des veines ne sont pas toutes identiques. Or la trajectoire de contournage hélicoïdal est choisie à pas constant. Cela se traduit par une profondeur de passe radiale variable. Pour ne pas risquer de surcharger la fraise, le pas de l'hélice est choisi pour que la profondeur de passe radiale maximale corresponde à la valeur nominale des conditions de coupe.

$$LongueurIsoParametre\theta S[\theta S, uG] = \int_0^{uG} \left\| \frac{\partial \underline{SurfaceVeine}[\theta S, u]}{\partial u} \right\| du \qquad \text{(Equ.5-26)}$$

La plus grande valeur de $LongueurIsoParametre\theta S$ fonction de θS (compris entre 0 et 2π) avec $uG = HauteurCG$ est obtenue pour $\theta S_{Longeur\ maxi}$. Le pas de l'hélice Pas de la stratégie de contournage est alors déterminé par la résolution de l'équation (Equ.1-2).

$$LongueurIsoParametre\theta S\left[\theta S_{Longueur\ maxi}, Pas\right] = a_e \qquad \text{(Equ.5-27)}$$

Dans le cas de la veine à section rectangulaire et courbe guide en hélice conique (Tableau 5-1) et une profondeur de passe radiale a_e nominale de 0,4 mm, le pas de l'hélice Pas est alors de 0,23 mm. La variation de profondeur de passe radiale réelle est alors comprise entre 0,28 et 0,4 mm.

La Figure 5-6 montre les trajectoires des points générateur et piloté pour une veine à section rectangulaire et courbe guide en hélice conique (Tableau 5-1) et une profondeur de passe radiale a_e nominale de 4 mm (cette valeur est volontairement importante pour les besoins de la représentation). La profondeur de passe radiale locale $a_{e\ local}$ est variable sur une spire de l'hélice mais reste toujours inférieure à la valeur nominale choisie.

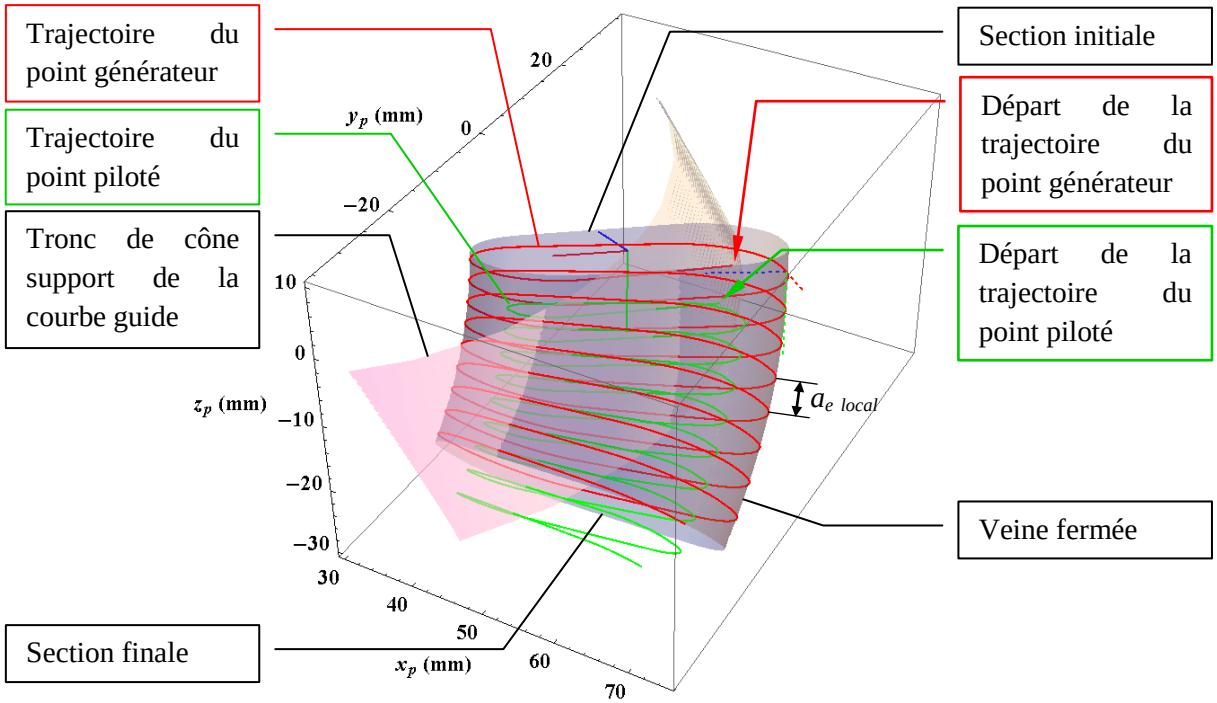


Figure 5-6. Représentation de la stratégie de contournage hélicoïdal (avec a_e = 4 mm) pour une veine à section rectangulaire et courbe guide en hélice conique (Tableau 5-1)

5.3.5. Dégagement de l'outil

A la fin de la trajectoire de la stratégie de contournage dans le cas d'une progression en descendant (pour une progression en montant cette trajectoire est à prévoir avant la stratégie), il faut dégager (respectivement engager) l'outil de la veine. La trajectoire de dégagement (Equ.1-2) du point piloté de la fraise peut s'appuyer sur la courbe guide qui est au centre de la veine. En ajoutant le rayon de la fraise au paramètre *uG*, la distance du point piloté de la trajectoire de dégagement au point piloté de la trajectoire de contournage est plus courte.

$$\underline{TrajectoireDegagement}[uG] = \underline{CourbeGuide}[uG + r_f] \qquad \text{(Equ.5-28)}$$

$$\underline{AxeOutilDegagement}[uG] = Normer\left[\frac{d\underline{CourbeGuide}[uG + r_f]}{duG}\right]$$

5.3.6. Description de la trajectoire en interpolation linéaire

La méthode de la stratégie de tréflage est utilisée ici. La longueur parcourue de la trajectoire du point générateur est proportionnelle au temps, puisque la vitesse d'avance de ce point est constante par construction. Il faut trouver le pas de temps tel que l'erreur de corde sur ce pas de temps soit inférieure à la moitié de la tolérance d'usinage t_u. La courbure de la trajectoire du point générateur n'est pas constante, l'erreur de corde ne l'est donc pas non plus. Le rayon de courbure de la trajectoire du point générateur est toujours supérieur ou égal au rayon du congé de la section (circulaire ou rectangulaire). Une approximation du pas de temps Δt (Equ.1-2) le plus faible (pour une erreur de corde constante) peut être trouvée pour le rayon *RayonS* (Figure 5-7).

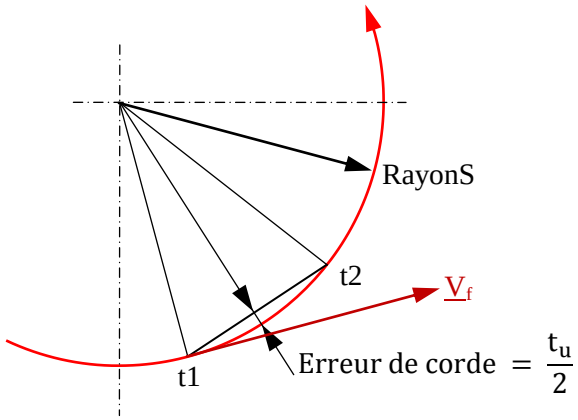


Figure 5-7. Erreur de corde pour une trajectoire circulaire du point générateur

$$\Delta t = \frac{2 \times 60 \times RayonS \times ArcCos\left[\frac{RayonS - \frac{t_u}{2}}{RayonS}\right]}{V_f} \qquad \text{(Equ.5-29)}$$

De la même façon que pour la stratégie de tréflage, les points de la trajectoire du point piloté et l'orientation de l'axe outil sont alors calculés sur la base des multiples du pas de temps Δt. Les points de la trajectoire sont alors presque équidistant les uns des autres avec des erreurs de corde variables mais inférieures à la moitié de t_u.

5.3.7. Conclusions

Cette stratégie de contournage hélicoïdal présente elle aussi plusieurs originalités. La première est qu'elle s'adapte sur différentes géométries de section (en particulier des sections non circulaires) et de courbe guide. L'orientation de l'axe de l'outil évolue en fonction des angles de dépinçage et de l'orientation de la normale locale de la surface pour chaque point de la trajectoire. La vitesse du point piloté est construite pour garantir une vitesse constante du point générateur égale à la vitesse d'avance. Cette proposition fait apparaitre des accélérations importantes au passage des discontinuités géométriques de la section. Une adaptation de la consigne de vitesse est à prévoir en fonction des capacités cinématiques de la machine-outil.

5.4. Prise en compte de la contrainte de collision

Les deux stratégies d'usinage 5 axes proposées travaillent avec des angles de dépinçage fixe pour toujours utiliser la même partie d'arête de l'outil et essayer de garantir la même qualité de surface sur toute la surface finie. Au cours de l'usinage, la fraise évolue sur sa trajectoire pour couvrir l'ensemble de la surface de la veine. Des collisions peuvent avoir lieu au cours de l'usinage entre plusieurs éléments : la broche, l'attachement d'outil, la queue de la fraise d'une part et la table de la machine, le montage d'usinage, la pièce, la surface usinée d'autre part. Dans la plupart des situations de collision, l'utilisation d'une fraise avec une longueur de queue plus longue élimine la collision (toutefois cela accentue le risque d'instabilité de coupe comme évoqué au chapitre 4). Il reste une situation de collision indépendante de la longueur de queue de la fraise : la collision entre la queue de la fraise et la surface usinée (Figure 5-8). C'est ce cas de collision qui est analysé ici.

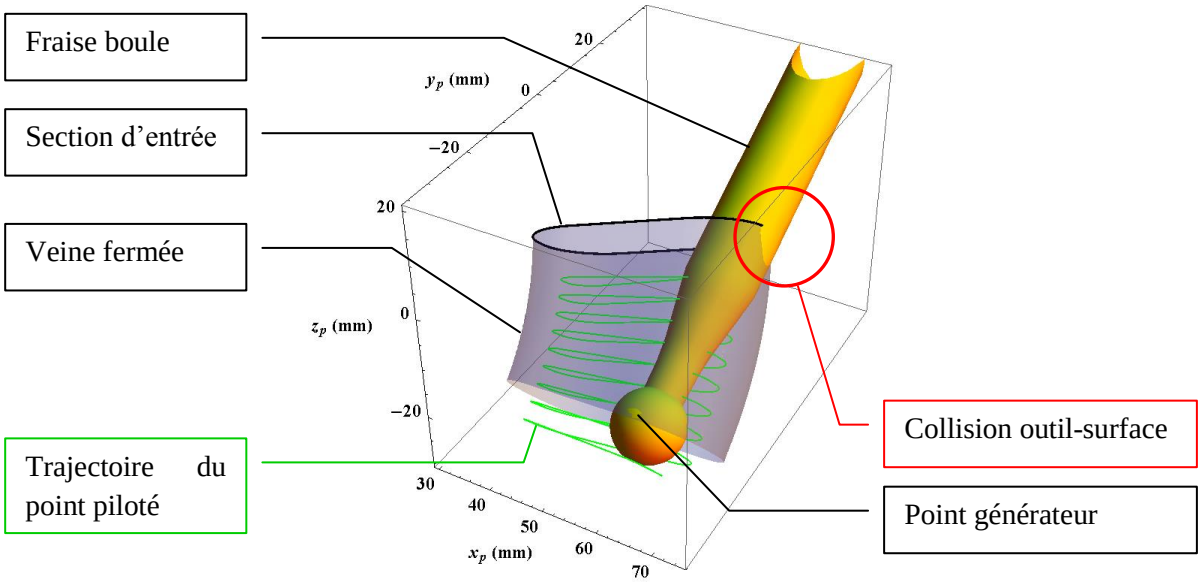


Figure 5-8. Cas d'une collision entre la queue de la fraise et la surface de la veine

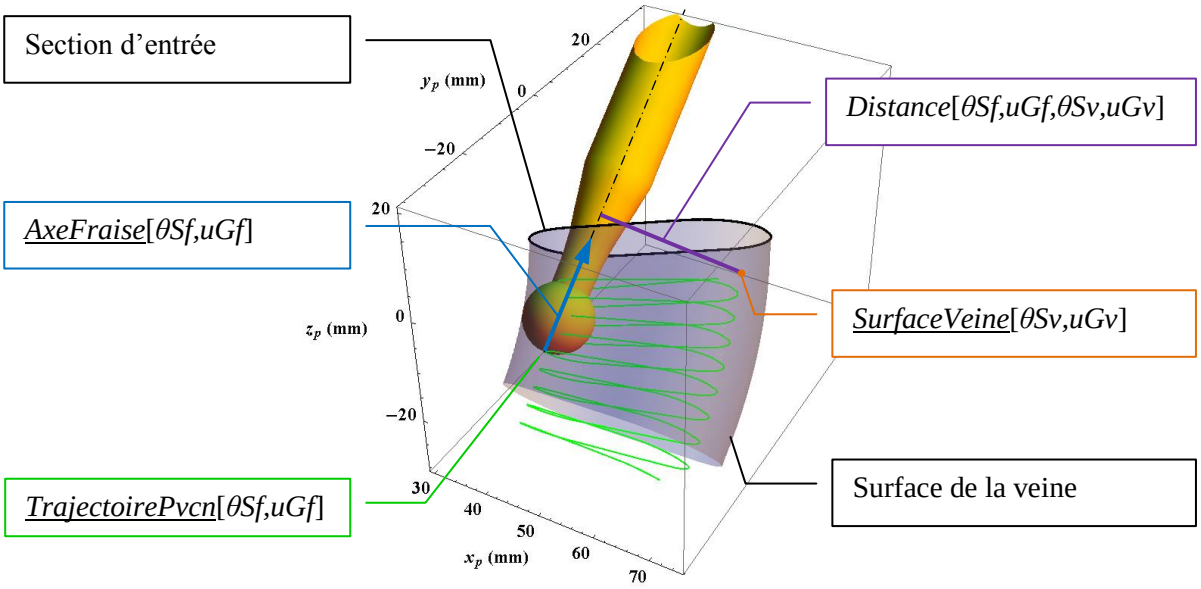


Figure 5-9. Distance de l'axe de la fraise à la section d'entrée

Géométriquement, il y a collision lorsque la queue de la fraise sort de la veine par une autre surface qu'une section. Il faut donc vérifier que la distance entre chaque point de la surface de la veine et l'axe de la fraise est plus grand que le rayon de la fraise r_f et ce pour l'ensemble de la trajectoire d'usinage et de dégagement. La distance (Figure 5-9) de l'axe de la fraise (définie pour les paramètres θSf et uGf) à un point de la surface de la veine (caractérisé par les paramètres θSv et uGv) est calculé par l'équation (Equ.5-30).

$$\begin{aligned} Distance[\theta Sf, uGf, \theta Sv, uGv] \\ = \left\| \left(\underline{SurfaceVeine}[\theta Sv, uGv] \right. \right. \\ \left. \left. - \underline{TrajectoirePvcn}[\theta Sf, uGf] \right) \times \underline{AxeFraise}[\theta Sf, uGf] \right\| \end{aligned} \qquad \text{(Equ.5-30)}$$

La norme du vecteur *AxeFraise* est toujours unitaire.

Si la fraise utilisée est une fraise boule, alors un détalonnage existe entre l'enveloppe des arêtes de coupe et la partie cylindrique de la queue de la fraise. Si bien que si la surface de la veine présente une faible partie convexe, le détalonnage (Figure 5-10) de la fraise permet d'éviter une collision de cette partie de surface de veine.

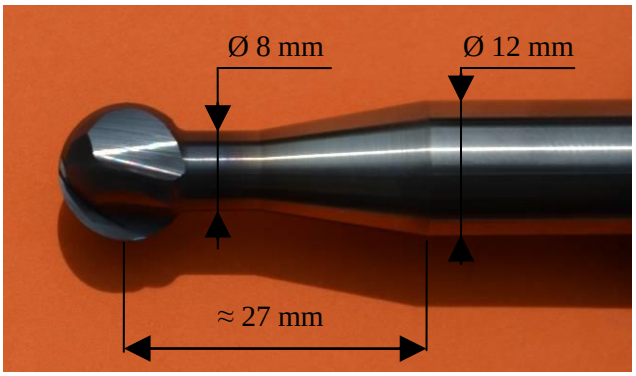


Figure 5-10. Détalonnage de la fraise boule d'étude

Si le détalonnage de la fraise est suffisant vis-à-vis de la partie convexe de la surface alors le risque de collision de l'ensemble de la surface se réduit à la section d'entrée de la veine $uGv_{Section\ entree}$ (pour *uGv* valant soit 0 soit *HauteurCG*)

5.4.1. Cas de la stratégie de tréflage

La trajectoire de tréflage est pilotée par les paramètres : θSf_i constant et *uGf* variable entre 0 et *HauteurCG*. La recherche de collision consiste à chercher pour chaque passe de tréflage θSf_i, la première valeur de uGf_i telle que :

$$Distance[\theta Sf_i, uGf_i, \theta Sv, uGv_{Section\ entree}] = r_f \qquad \text{(Equ.5-31)}$$

La hauteur de veine *uGMax* sans collision pour la stratégie de tréflage est alors le minimum des valeurs uGf_i.

5.4.2. Cas de la stratégie de contournage hélicoïdal

La trajectoire de contournage hélicoïdal est paramétrée par la fonction $\theta Sf = f[uGf]$. La recherche de collision consiste à chercher pour n'importe quel paramètre θSv, la première valeur de *uGf* notée *uGMax* telle que :

$$Distance[f[uGMax], uGMax, \theta Sv, uGv_{Section\ entree}] = r_f \qquad \text{(Equ.5-32)}$$

5.4.3. Conclusions

La contrainte de collision est prise en compte par la hauteur maximale *uGMax* de la veine. Si *uGMax* est plus grande que *HauteurCG* alors les choix des paramètres géométriques de la veine et les paramètres de la stratégie de finition permettent de réaliser toute la surface sans risque de collision entre la queue de la fraise et la surface de la veine. Dans tous les cas, le paramètre *uG* de la stratégie d'usinage ne peut aller que de 0 à *uGMax* pour ne pas risquer de collision.

5.5. Conclusions

Ce chapitre présente le paramétrage géométrique des veines fermées, le développement des stratégies de tréflage et de contournage hélicoïdal et la prise en compte d'une contrainte de collision.

Les sections des veines sont soit continue en courbure (section circulaire) ou seulement en tangence (section rectangulaire). Les trajectoires du point générateur construites sont alors continues en courbure pour la stratégie de tréflage mais pas pour la stratégie de contournage avec la section rectangulaire.

Les stratégies sont construites pour garantir une vitesse d'avance du point générateur et une orientation de l'axe de l'outil constantes. Compte tenu des variations de courbure de la trajectoire, la vitesse d'avance du point piloté est, elle, variable. Cette proposition est à confronter avec la capacité de la machine à pouvoir exécuter une telle consigne de position et de vitesse.

Chapitre 6. Modèle cinématique et dynamique du comportement de la Machine-Outil à Commande Numérique

Le chapitre précédent montre le développement de deux nouvelles stratégies de finition en usinage 5 axes. Les trajectoires du point piloté et de l'axe de la fraise sont générées en fonction du temps dans le repère de la pièce. Une transformation géométrique inverse TGI de la fraiseuse à 5 axes Mikron HSM 600U est utilisée pour passer des coordonnées du repère pièce au repère articulaire. Une comparaison des sollicitations des axes de la machine est proposée et comparée aux caractéristiques de la fraiseuse. La trajectoire discrétisée de chaque stratégie est analysée avec le point de vue des axes de la machine. L'influence de quelques paramètres géométriques des veines est regardée. Une méthode de lissage locale est développée pour répondre aux difficultés de passage des discontinuités de la stratégie de contournage. Enfin, des essais expérimentaux aident aux réglages des dispositifs de lissage de trajectoire afin d'optimiser la vitesse d'avance du point piloté en fonction des caractéristiques cinématiques de la MOCN.

6.1. Définition du modèle cinématique et dynamique

La description des sollicitations cinématique et dynamique des axes de la machine passe par l'utilisation de la transformation géométrique inverse appliquée à la trajectoire de la fraise et du vecteur de l'axe de la fraise défini dans le repère pièce. La trajectoire du point piloté et le vecteur de l'axe de la fraise sont discrétisés pour respecter une erreur de corde maximale inférieure à la moitié de la tolérance d'usinage. Le pas de temps de discrétisation est choisi constant pour toutes les comparaisons qui vont suivre. Il est basé sur l'équation (Equ.5-29) pour : $RayonS$ = 10 mm, t_u = 2 µm, et V_f = 1164 mm/min (avec les conditions de coupe : V_c = 90 m/min, f_z = 0,12 mm/dt/tr, a_e = 0,4 mm, a_p = 0,3 mm, β_f = 0° et β_n = +80°). Dans ces conditions, le pas de temps Δt vaut 14,6 ms ce qui donne une fréquence de 68 Hz. La longueur d'un segment sur une trajectoire rectiligne est alors de 0,28 mm.

6.1.1. Caractéristiques dans le repère pièce

La trajectoire d'usinage discrétisée du point piloté $\underline{TrajectoirePvcn}[\theta S,uG]$ et le vecteur de l'axe de la fraise $\underline{AxeFraise}[\theta S,uG]$ dans le repère de la pièce sont donc connus pour chacune des stratégies par l'intermédiaire des angles de dépinçage, des conditions de coupe, des fonctions $uG = g[t]$ et $\theta S = f[uG]$ pour la stratégie de contournage et du pas de temps Δt. Ainsi pour chaque pas de temps sont connues (Equ.1-2) les trois composantes de la trajectoire : $\{x_p,y_p,z_p\}$ et les trois composantes du vecteur de l'axe de la fraise : $\{i,j,k\}$ dans le repère pièce.

$$\begin{cases} x_p = Coordonnee\left[\underline{TrajectoirePvcn}[\theta S,uG],1\right] \\ y_p = Coordonnee\left[\underline{TrajectoirePvcn}[\theta S,uG],2\right] \\ z_p = Coordonnee\left[\underline{TrajectoirePvcn}[\theta S,uG],3\right] \\ i = Coordonnee\left[\underline{AxeFraise}[\theta S,uG],1\right] \\ j = Coordonnee\left[\underline{AxeFraise}[\theta S,uG],2\right] \\ k = Coordonnee\left[\underline{AxeFraise}[\theta S,uG],3\right] \end{cases} \quad \text{(Equ.6-1)}$$

6.1.2. Caractéristiques dans le repère machine

Grâce à la TGI (décrite en annexe 2) appliquée à la fraiseuse 5 axes Mikron HSM 600U du laboratoire, il est possible de déterminer les coordonnées articulaires de déplacement $\{x_m,y_m,z_m\}$ et angulaire avec les rotations B et C de chaque pas de temps.

Dans cette étude, l'origine de la pièce est placée sur l'axe du plateau. En production, il est rare de faire coïncider les deux axes et les décalages (Dec_x et Dec_y) sont là pour justement positionner l'origine de la pièce. Ici donc, sans dénaturer le problème, les valeurs de réglage sont choisies :

- Dec_x = 0 mm
- Dec_y = 0 mm
- Dec_z = -100 mm
- Dec_B = 0°
- Dec_C = 0°
- L = 167 mm (c'est la jauge outil dans la direction de l'axe de broche)

Ainsi pour chaque pas de temps, sont calculés les angles de rotation B et C par :

$$B = -ArcCos[k] \qquad \text{(Equ.6-2)}$$

$$C = -ArcTan2[i, j]$$

Ensuite, sont évaluées les positions des déplacements linéaires de la machine :

$$x_m = TGI_x[x_p, y_p, z_p, B, C] \qquad \text{(Equ.6-3)}$$

$$y_m = TGI_y[x_p, y_p, z_p, B, C]$$

$$z_m = TGI_z[x_p, y_p, z_p, B, C]$$

A chaque pas de temps, sont calculés : la position, la vitesse, l'accélération et le jerk des axes de la machine.

6.2. Sollicitations de la machine en fonction des stratégies

Les sollicitations théoriques de la machine dues à chaque stratégie d'usinage sont à comparer aux caractéristiques cinématiques de la fraiseuse Mikron HSM 600U du laboratoire (cette machine a fait l'objet d'un réglage spécifique des asservissements) dont les paramètres maximaux sont :

Axe	*X*	*Y*	*Z*	*B*	*C*
Amplitude	800 mm	600 mm	500 mm	-110° / +30°	n × 360°
Vitesse	40 m/min	40 m/min	40 m/min	200 tr/min	360 tr/min
Accélération	10 m/s²	9 m/s²	10 m/s²	1700°/s²	7000°/s²
Jerk	100 m/s³	100 m/s³	100 m/s³	50 000°/s³	100 000°/s³

Tableau 6-1. Caractéristiques cinématiques maximales de la machine Mikron HSM 600U du laboratoire

6.2.1. Etude de la stratégie de tréflage

La stratégie de tréflage est composée d'une alternance d'une passe d'usinage et d'une trajectoire de bouclage dont le paramétrage est défini au chapitre précédent. Les résultats présentés dans ce paragraphe correspondent à l'application de cette stratégie pour une veine avec une section rectangulaire variable et une courbe guide en hélice conique (définie au Tableau 5-1). Les conditions de coupe employées sont celles définies au chapitre précédent concernant les passes de tréflage. La vitesse d'avance du point générateur V_f est donc de 1160 mm/min. Les figures : Figure 6-1, Figure 6-2 et Figure 6-3 représentent les vitesses, les accélérations et les jerks des axes en fonction du temps pour le paramètre *RapportTemps* = 0,2 et la passe de tréflage correspondant à θS_i = 20° sur une passe de tréflage suivi d'une trajectoire de bouclage.

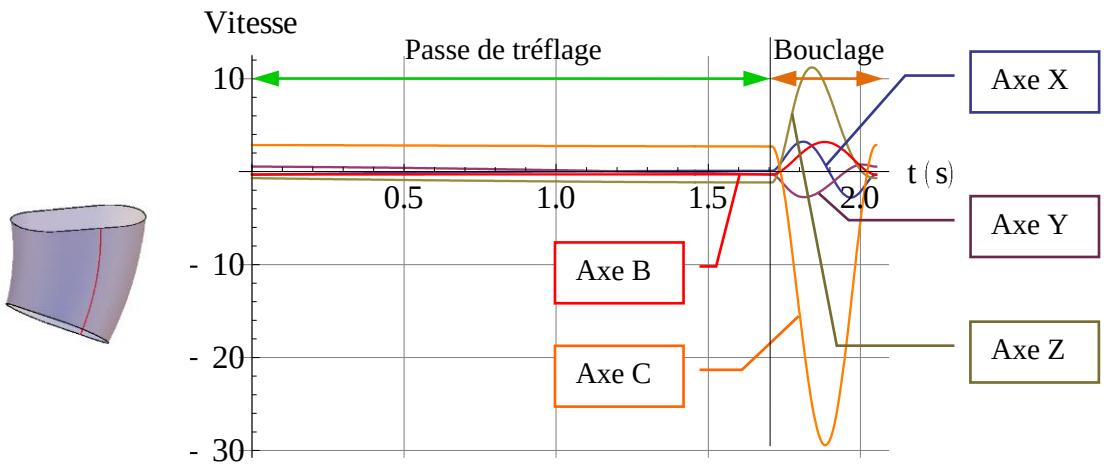


Figure 6-1. Vitesse des axes linéaires (en m/min) et rotatifs (en tr/min)

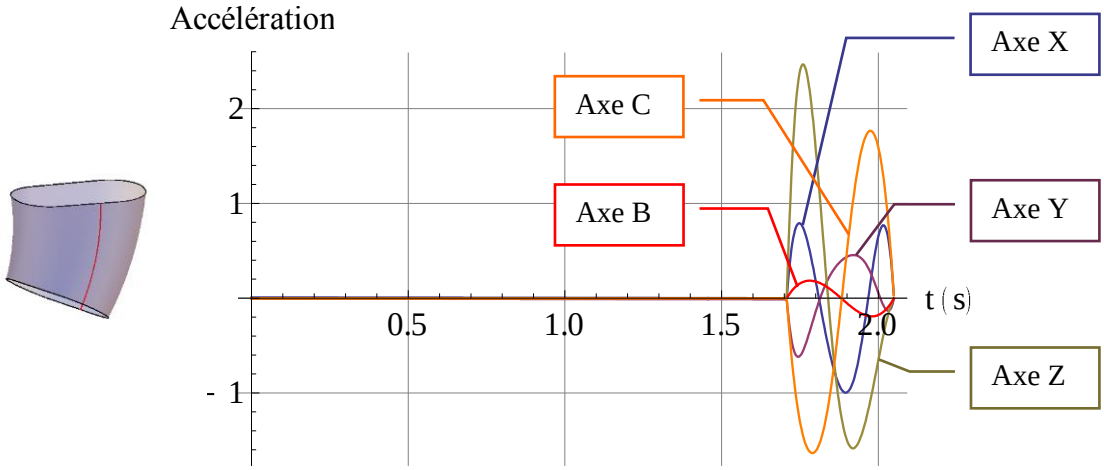


Figure 6-2. Accélération des axes linéaires (en m/s²) et rotatifs (en $\times 10^3$ °/s²)

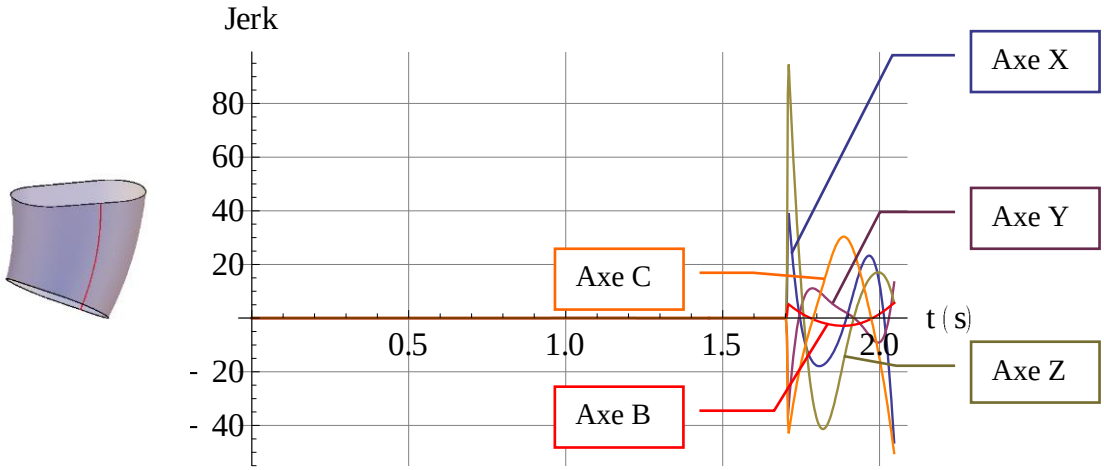


Figure 6-3. Jerk des axes linéaires (en m/s^3) et rotatifs (en $\times 10^3$ °/s^3)

La première observation de ces graphiques est que les caractéristiques de vitesse et d'accélération sont continues alors que le jerk est discontinu aux passages entre les passes de tréflage et les trajectoires de bouclage. Cette discontinuité est prévisible car la construction de la trajectoire de bouclage proposée assure la continuité en tangence par rapport aux passes de tréflage mais pas d'avantage. Pour obtenir la

continuité en jerk, il faut choisir un degré de polynôme supérieur pour la définition des fonctions composante de la trajectoire de bouclage.

La seconde observation est que le comportement est très différent entre la passe de tréflage et la trajectoire de bouclage. La variation de vitesse est pratiquement nulle pendant la passe de tréflage. L'accélération et le jerk des 5 axes, sur cette période, sont donc nuls. Le vecteur vitesse du point P_{vcn} sur la passe de tréflage varie peu en direction ainsi qu'en norme. Un cycle composé d'une passe de tréflage puis d'une trajectoire de bouclage constitue une trajectoire pratiquement fermée, c'est la trajectoire de bouclage qui assume la variation de direction du vecteur vitesse, et ce, dans un temps très court. Le temps d'exécution de la trajectoire de bouclage est voisin du produit *RapportTemps* (compris entre 0 et 1) par le temps de la passe de tréflage. Il est donc normal de constater que les sollicitations de la machine sur la trajectoire de bouclage soient plus fortes. Le Tableau 6-2 renvoie les extrema de chaque axe pour le contexte proposé. Les vitesses et accélérations des axes sont très raisonnables vis-à-vis de la capacité de cette machine (Tableau 6-1). Par contre les valeurs de jerk sur les axes de déplacement linéaire se rapprochent de la limite maximale de la machine de 100 m/s^3.

	Vitesse min. (m/min ou tr/min)	Vitesse max. (m/min ou tr/min)	Accélération min. (m/s² ou ×10^3 °/s²)	Accélération max. (m/s² ou ×10^3 °/s²)	Jerk min. (m/s^3 ou ×10^3 °/s^3)	Jerk max. (m/s^3 ou ×10^3 °/s^3)
Axe *X*	-2,79	3,22	-0,997	0,791	-46,3	39,1
Axe *Y*	-2,75	0,763	-0,618	0,455	-32,6	13,3
Axe *Z*	-1,17	11,2	-1,58	2,47	-41,4	94,6
Axe *B*	-0,309	3,19	-0,193	0,184	-2,86	5,69
Axe *C*	-29,4	2,87	-1,63	1,77	-50,3	30,4

Tableau 6-2. Bilan des sollicitations extrémales de la stratégie de tréflage pour *RapportTemps* = 0,2

La sollicitation de la machine en jerk est fortement liée au choix du paramètre *RapportTemps*. Plus ce paramètre est faible plus le temps de la trajectoire de bouclage est court. La Figure 6-4 trace l'évolution en échelle logarithmique de la sollicitation maximale en jerk en fonction de la valeur du paramètre *RapportTemps*. Cette évolution quasi logarithmique montre que le gain de temps de cycle obtenu entre *RapportTemps* = 0,1 et 0,2 est relativement faible alors que la sollicitation en jerk est considérable (respectivement 633 m/s^3 et 94 m/s^3). Ce constat rejoint la remarque de Rauch et Hascoët (Rauch and Hascoet, 2012) sur l'intérêt limité de disposer de machine ayant des limitations en jerk supérieures à 100 m/s^3. Le choix du paramètre *RapportTemps* = 0,2 semble donc un bon compromis.

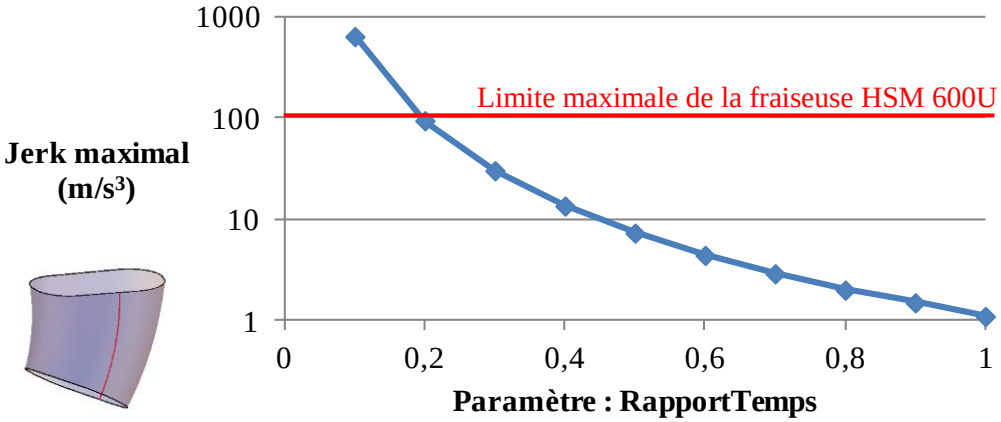


Figure 6-4. Influence du paramètre *RapportTemps* sur la sollicitation maximale en jerk

6.2.2. Etude de la stratégie de contournage hélicoïdal

La stratégie de contournage hélicoïdal se compose d'une seule trajectoire qui couvre l'ensemble de la surface sans que le point générateur ne quitte le contact de la surface finie. Les résultats présentés dans ce paragraphe correspondent à l'application de cette stratégie pour une veine ayant une section rectangulaire et une courbe guide en hélice conique (définie au Tableau 5-1). Les conditions de coupe employées sont celles définies au chapitre précédent concernant le contournage hélicoïdal. La vitesse d'avance du point générateur V_f est donc de 1164 mm/min. La géométrie de cette veine est donc composée de 8 surfaces correspondantes à la génération le long de la courbe guide des 8 segments de la section rectangulaire (Figure 6-5) : 4 segments circulaires (en bleu) et 4 segments linéaires (en rouge).

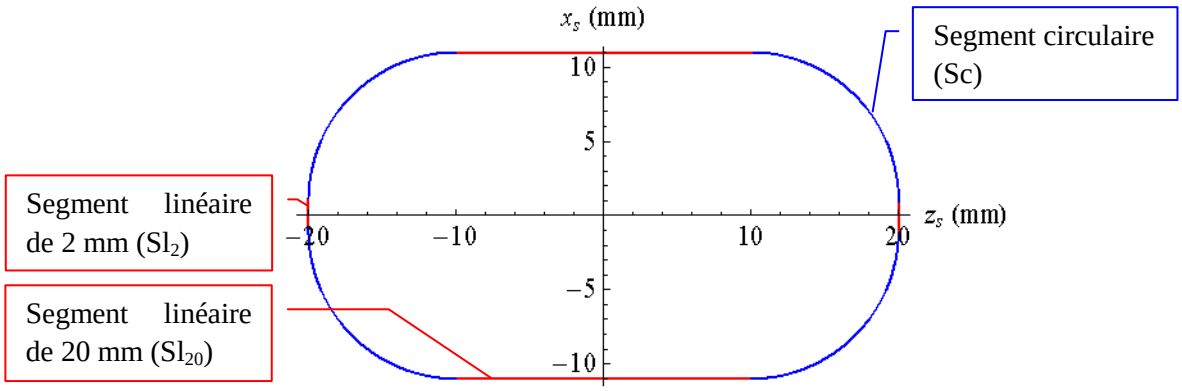


Figure 6-5. Section rectangulaire avec des congés de raccordement

6.2.2.1. Sollicitations sans lissage de trajectoire

La trajectoire du point générateur (et par suite du point piloté) sur un pas de l'hélice du contournage traverse les surfaces générées par les 8 segments de section. Les différentes surfaces sont construites continue en tangence et non en courbure or la trajectoire du point piloté et surtout les composantes du vecteur de l'axe de l'outil présentent des discontinuités (Figure 6-6) de tangence aux passages entre surfaces. L'axe des temps sur la Figure 6-6 change de couleur en fonction du type de surface rencontrée (même code de couleur que la Figure 6-5).

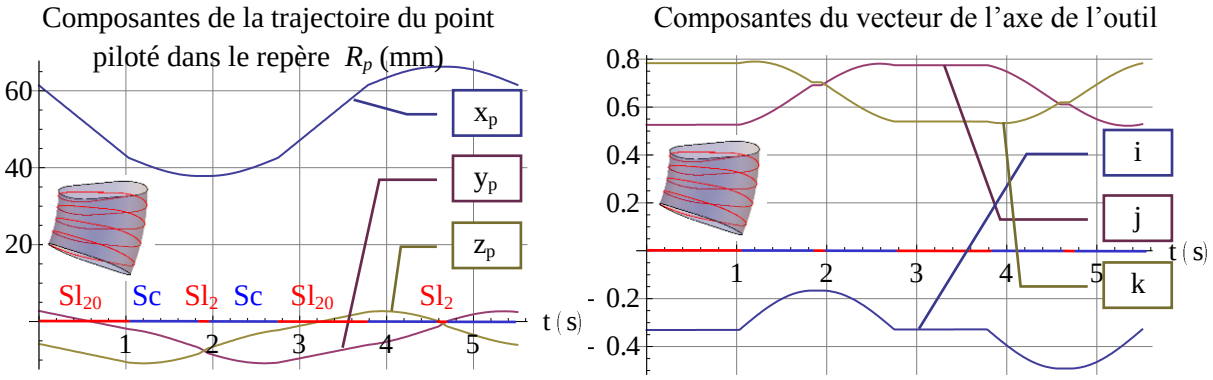


Figure 6-6. Représentation des composantes de la trajectoire du point piloté et du vecteur de l'axe de l'outil dans le repère de la pièce par rapport au temps sur un pas de l'hélice du contournage

Dans ces conditions, les figures : Figure 6-7, Figure 6-8 et Figure 6-9 représentent les vitesses, les accélérations et les jerks des axes de la machine en fonction du temps sur un pas de l'hélice de contournage avec le même intervalle de temps d'usinage que la Figure 6-6.

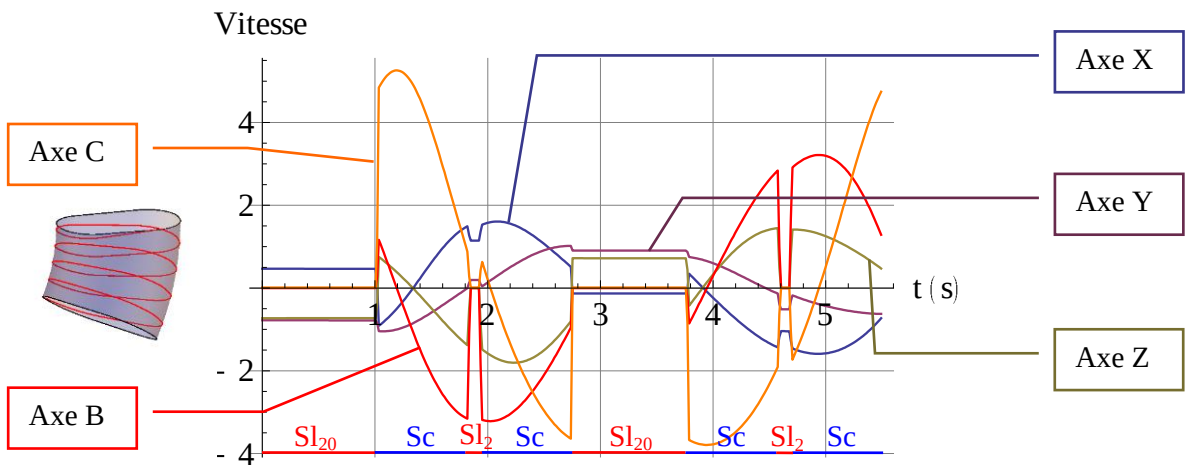


Figure 6-7. Vitesse des axes linéaires (en m/min) et rotatifs (en tr/min)

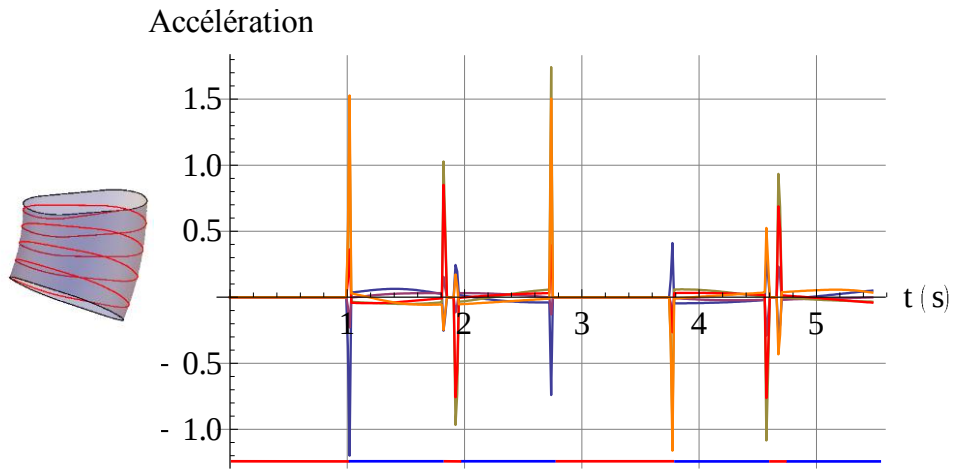


Figure 6-8. Accélération des axes linéaires (en m/s²) et rotatifs (en $\times 10^3$ °/s²)

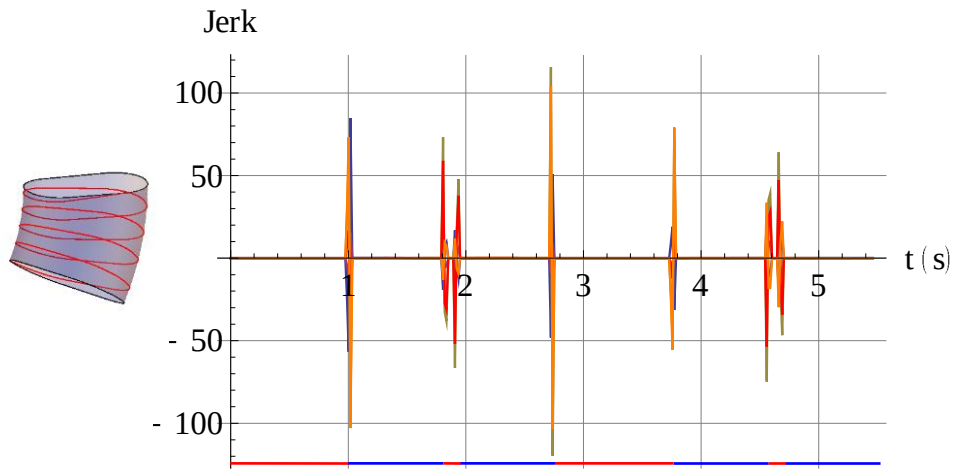


Figure 6-9. Jerk des axes linéaires (en m/s^3) et rotatifs (en $\times 10^3$ °/s^3)

La Figure 6-7 montre les vitesses des 5 axes de la machine. Le comportement en vitesse est différent en fonction du type de surface traversée. Les vitesses des axes rotatifs sont nulles lors du passage sur les surfaces générées par les segments linéaires de la section. Les vitesses des axes de déplacement

linéaires sont constantes. Sur les surfaces générées par les segments circulaires, les vitesses des 5 axes de la machine sont variables mais restent largement dans les capacités de la machine.

Malgré la continuité C^1 de la surface de la veine à section rectangulaire, la trajectoire du point piloté et du vecteur de l'axe de la fraise sont discontinus en tangence. Ceci a pour conséquence des discontinuités de vitesse entre les éléments de surfaces de veine. Les sauts de vitesse rencontrés sur les 5 axes de déplacement de la machine se reportent sur la représentation des accélérations (Figure 6-8) et des jerks (Figure 6-9) par des impulsions d'amplitude bien supérieures aux niveaux rencontrés en dehors des discontinuités. Les niveaux extrêmes rencontrés sont donnés dans le Tableau 6-3 et montrent que les jerks des axes rotatifs et linéaire de l'axe z dépassent les capacités de la machine.

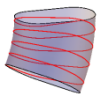
	Vitesse min. (m/min ou tr/min)	Vitesse max. (m/min ou tr/min)	Accélération min. (m/s² ou ×10³ °/s²)	Accélération max. (m/s² ou ×10³ °/s²)	Jerk min. (m/s³ ou ×10³ °/s³)	Jerk max. (m/s³ ou ×10³ °/s³)
Axe *X*	-1,59	1,61	-1,20	0,411	-56,7	84,8
Axe *Y*	-1,05	1,02	-0,291	0,232	-18,7	16,0
Axe *Z*	-1,80	1,45	-1,08	1,74	-120	116
Axe *B*	-3,22	3,21	-0,764	0,851	-53,6	59,0
Axe *C*	-3,79	5,26	-1,16	1,53	-103	104

Tableau 6-3. Bilan des sollicitations extrémales de la stratégie de contournage hélicoïdal sans lissage

Il est donc peu réaliste que la machine soit en mesure de respecter cette proposition de trajectoire d'usinage 5 axes à la vitesse demandée. Le plus probable est que la trajectoire soit respectée mais au détriment de la vitesse.

6.2.2.2. Sollicitations avec un lissage local de trajectoire

La commande numérique Heidenhain iTNC530, dont la machine est équipée, dispose d'un cycle de lissage géométrique de trajectoire (Cycle 32) avec une tolérance d'interpolation CN linéaire et angulaire. Ce lissage de trajectoire de type global, permet de conserver dans la limite du possible la vitesse demandée en gardant la trajectoire du point piloté et l'orientation de l'axe de l'outil dans la tolérance donnée. Cette option de lissage s'applique bien pour des faibles discontinuités réparties sur un grand nombre de points, or la problématique rencontrée au paragraphe précédent porte sur des discontinuités locales marquées aux frontières des surfaces. Cette étude propose une nouvelle méthode de lissage local à appliquer sur ces discontinuités.

Le lissage local proposé consiste à substituer une portion de trajectoire du point piloté ou du vecteur de l'axe de l'outil par une trajectoire de lissage *TrajectoireLissage* qui est raccordée par un certain niveau de continuité à ses extrémités tout en contrôlant l'écart de trajectoire. Comme la stratégie d'usinage est exprimée au final en interpolation linéaire, la fonction *TrajectoireLissage* est construite pour assurée une continuité en courbure. La portion de trajectoire substituée est caractérisée par la valeur du paramètre uG_d qui précise le lieu de la discontinuité et d'une longueur de lissage *LL* qui est appliquée avant et après la discontinuité. Ainsi la trajectoire de lissage doit vérifier les conditions (cas du vecteur de l'axe de l'outil) :

$$\underline{TrajectoireLissage}[\theta S, uG_d - LL] = \underline{AxeFraise}[\theta S, uG_d - LL] \qquad \text{(Equ.6-4)}$$

$$\frac{d\underline{TrajectoireLissage}[\theta S, uG_d - LL]}{duG} = \frac{d\underline{AxeFraise}[\theta S, uG_d - LL]}{duG}$$

$$\frac{d^2\underline{TrajectoireLissage}[\theta S, uG_d - LL]}{duG^2} = \frac{d^2\underline{AxeFraise}[\theta S, uG_d - LL]}{duG^2}$$

$$\underline{TrajectoireLissage}[\theta S, uG_d + LL] = \underline{AxeFraise}[\theta S, uG_d + LL]$$

$$\frac{d\underline{TrajectoireLissage}[\theta S, uG_d + LL]}{duG} = \frac{d\underline{AxeFraise}[\theta S, uG_d + LL]}{duG}$$

$$\frac{d^2\underline{TrajectoireLissage}[\theta S, uG_d + LL]}{duG^2} = \frac{d^2\underline{AxeFraise}[\theta S, uG_d + LL]}{duG^2}$$

Pour assurer la continuité en courbure, il y a donc 6 conditions à vérifier pour chacune des 3 composantes du vecteur *AxeFraise* (il en est de même pour la trajectoire du point piloté). La fonction choisie pour exprimer chaque composante de la trajectoire de lissage est une fonction polynômiale de degré 6. C'est le degré minimal pour vérifier l'équation (Equ.1-2) tout en ayant une courbe la plus tendue possible.

Le choix de la longueur de lissage est conditionné par l'écart de trajectoire du point générateur. Ainsi cet écart est la somme de deux contributions : celle du lissage de la trajectoire du point piloté et celle du lissage du vecteur de l'axe de l'outil.

$$\begin{aligned} EcartTrajectoirePvcn[\theta S, uG] \\ &= \left\| \underline{TrajectoireLissage}[\theta S, uG] \right. \\ &\left. - \underline{TrajectoirePvcn}[\theta S, uG] \right\| \end{aligned} \qquad \text{(Equ.6-5)}$$

$$\begin{aligned} EcartAxeFraise[\theta S, uG] \\ &= \left\| \underline{\underline{MatriceRotation}}.\left(\underline{SurfaceVeine}[\theta S, uG]\right.\right. \\ &\left. - \underline{TrajectoirePvcn}[\theta S, uG]\right) + \underline{TrajectoirePvcn}[\theta S, uG] \\ &\left. - \underline{SurfaceVeine}[\theta S, uG] \right\| \end{aligned}$$

La matrice *MatriceRotation* est la matrice de rotation qui fait passer le vecteur *AxeFraise* vers le vecteur *TrajectoireLissage*. Les écarts sont maximaux pour la valeur $uG = uG_d$. et nuls pour les valeurs uG_d–LL et uG_d+LL. Une expérience numérique montre que pour le cas du contournage hélicoïdal étudié sur la veine avec une section rectangulaire et une courbe guide en hélice conique (définie au Tableau 5-1), une longueur de lissage de 0,11 µm pour la trajectoire du point piloté et de 0,68 µm pour le vecteur de l'axe de l'outil donne un écart de trajectoire de 5 µm pour chacune des contributions (Equ.1-2).

Cette modification est locale sur un nombre de point limité de la trajectoire. Dans le cas d'une discrétisation de la trajectoire en interpolation linéaire avec un pas de temps de Δt = 14,6 ms entre points, la trajectoire de lissage modifie (pour les valeurs numériques données de cet exemple) au plus 3 points sur le vecteur de l'axe d'outil et 1 point sur la trajectoire du point piloté. Dans ce contexte, les vitesses, accélérations et jerks sont calculés en fonction du temps. En dehors des passages lissés le niveau des sollicitations de la machine reste identique au cas de la trajectoire sans lissage. Par contre sur les périodes de temps des trajectoires lissées, l'évolution est appréciable. C'est précisément sur ces périodes de temps que les figures : Figure 6-8 et Figure 6-9 montrent des sauts d'accélération et de jerk. Avec le lissage local, le niveau des impulsions diminue. La Figure 6-10 montre le niveau des jerks des 5 axes de la machine calculé, tenant compte du lissage local discrétisé avec Δt = 14,6 ms.

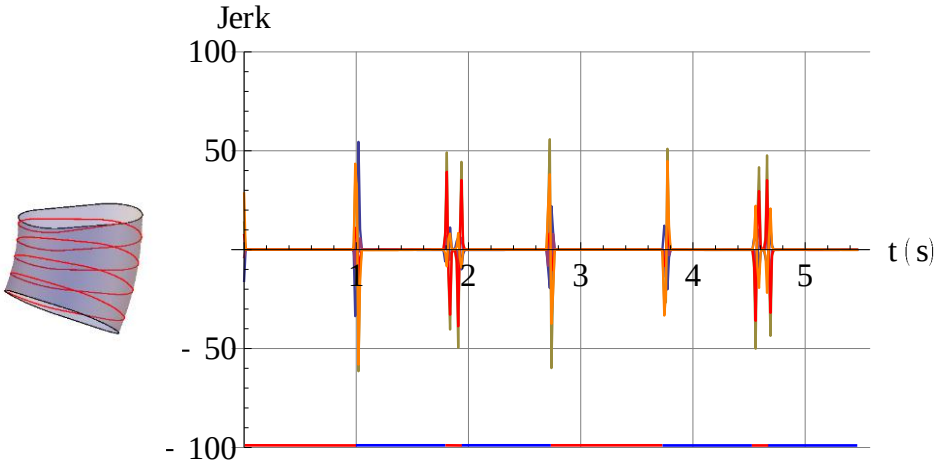


Figure 6-10. Jerk des axes linéaires (en m/s^3) et rotatifs (en ×10^3 °/s^3) avec le lissage local

Les niveaux des sollicitations extrémales indiqués au Tableau 6-4 montrent que chaque axe de la machine est exploité dans sa plage cinématique admissible. La stratégie de contournage hélicoïdal avec le lissage local en interpolation linéaire sollicite fortement la machine en jerk sur les 5 axes.

	Vitesse min. (m/min ou tr/min)	Vitesse max. (m/min ou tr/min)	Accélération min. (m/s² ou ×10^3 °/s²)	Accélération max. (m/s² ou ×10^3 °/s²)	Jerk min. (m/s^3 ou ×10^3 °/s^3)	Jerk max. (m/s^3 ou ×10^3 °/s^3)
Axe *X*	-1,59	1,61	-0,910	0,302	-33,6	54,5
Axe *Y*	-1,05	1,02	-0,273	0,222	-16,7	16,8
Axe *Z*	-1,80	1,44	-0,855	1,16	-61,4	55,9
Axe *B*	-3,22	3,21	-0,641	0,670	-38,7	39,5
Axe *C*	-3,79	5,26	-0,834	1,10	-58,1	44,9

Tableau 6-4. Bilan des sollicitations extrémales de la stratégie de contournage hélicoïdal avec le lissage local

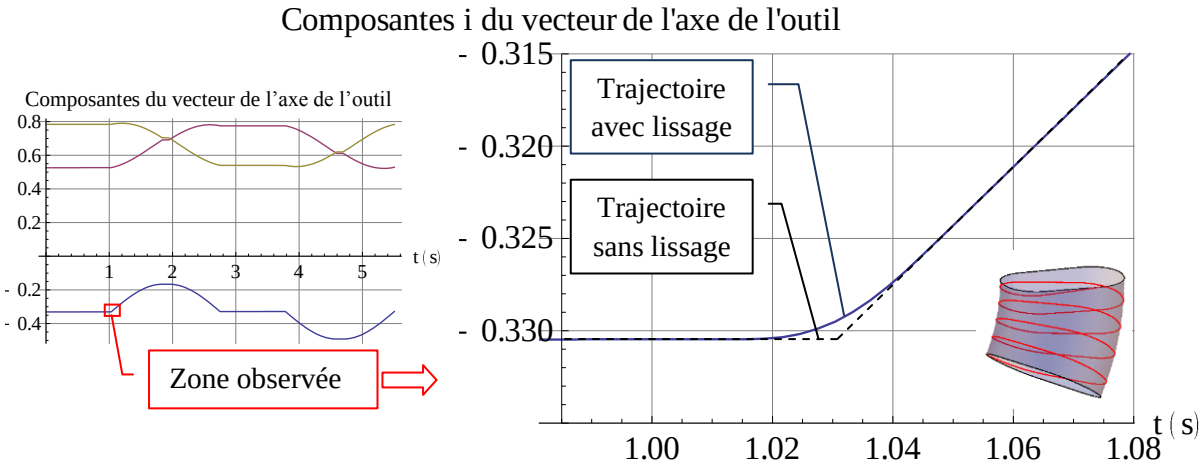


Figure 6-11. Visualisation du lissage de trajectoire sur la composante i du vecteur de l'axe de l'outil avec Δt = 3 ms

Les trajectoires de lissage du point piloté et du vecteur de l'axe de l'outil sont discrétisées de la même façon que le reste de la trajectoire. Or le nombre de points modifiés par les trajectoires de lissage est faible. Une modification du pas de temps de la discrétisation de l'interpolation linéaire est alors faite

pour augmenter le nombre de points modifiés. Le pas de temps choisi est alors Δt = 3 ms qui est la période de temps de calcul en entrée de la commande numérique iTNC 530. La Figure 6-11 montre sur un détail la nouvelle trajectoire tenant compte du lissage local par rapport à la trajectoire sans lissage en interpolation linéaire. Avec ce pas de temps, la modification apportée par les trajectoires de lissage du point piloté et du vecteur de l'axe de l'outil est mieux prise en compte : 15 points sur le vecteur de l'axe d'outil et 5 points sur la trajectoire du point piloté.

6.2.3. Conclusion

Pour les deux stratégies de finition en usinage 5 axes, l'exploitation des stratégies sollicite fortement les capacités cinématiques maximales de la machine. C'est la caractéristique de jerk qui limite le plus l'optimisation : la trajectoire de bouclage pour la stratégie de tréflage et le passage des discontinuités pour la stratégie de contournage hélicoïdal. L'utilisation de l'interpolation linéaire comme description de la trajectoire d'usinage 5 axes ne permet pas une exploitation optimale du lissage local même si les gains en accélération et surtout en jerks sont notables si le choix du pas de temps est choisi uniquement en fonction de l'erreur de corde et de la tolérance d'usinage. Pour un fonctionnement optimal avec ce type d'interpolation, une modification du pas de temps est à effectuer pour tendre vers la période de temps de calcul en entrée de la CN. Un test sur machine est à réaliser pour apprécier le comportement cinématique réel tenant compte en plus du cycle de lissage global.

6.3. Comparatif des sollicitations machine suivant les géométries de veines étudiées

Les géométries de pièce tournante de turbomachine sont très variées. Le chapitre 5 montre un certain nombre de paramètres géométriques pilotant ces géométries. Tous ces paramètres géométriques ont une influence plus ou moins grande sur le comportement cinématique de la machine en fonction de la stratégie choisie. L'objectif est d'observer dans quelle mesure la géométrie des veines modifie les sollicitations des axes de la machine pour une vitesse d'avance du point générateur identique. L'influence du rayon de la section, de l'inclinaison de la courbe guide et la position du point origine de la courbe guide par rapport au centre du plateau de la machine sont étudiés dans ce paragraphe.

6.3.1. Influence du rayon de section

L'influence du rayon de la section *RayonS* est étudiée sur une veine de section circulaire avec une courbe guide droite dont le vecteur directeur est colinéaire à l'axe $\underline{z}_p$. La vitesse d'avance du point générateur est toujours la même (définie au chapitre précédent) et le rayon de la fraise r_f est également gardé constant à 6 mm.

6.3.1.1. Cas de la stratégie de tréflage

Dans le cas de la stratégie de tréflage, le rayon de la section n'a pas de conséquence sur les sollicitations cinématiques de la machine. En revanche, l'augmentation du rayon de la section modifie le nombre de passes de tréflage puisque ce dernier est directement proportionnel au périmètre de la section.

6.3.1.2. Cas de la stratégie de contournage hélicoïdal

Pour la stratégie de contournage hélicoïdal, le rayon de la section modifie la cinématique des axes de la machine. Dans l'exemple qui est pris avec le vecteur directeur de la courbe guide colinéaire à l'axe $\underline{z}_p$, l'usinage de la veine est réalisé en gardant l'axe *B* constant et l'axe *C* à vitesse de rotation constante. Les autres axes varient en fonction de la position. A mesure que le rayon de la section diminue, la vitesse de l'axe *C* augmente pour garder la vitesse du point générateur constante. Les axes de déplacement linéaire évoluent pour garder l'outil sur la surface à usiner. La Figure 6-12 montre les vitesses maximales atteintes par les axes de déplacement linéaire *X* et *Y* et l'axe C de la machine en

fonction du rapport entre le rayon de la section par le rayon de la fraise. Cette figure suggère qu'une asymptote verticale existe lorsque le rayon de la section tend vers le rayon de la fraise. Le rayon de la fraise doit toujours être strictement plus petit que le rayon de courbure de la surface finie et brute.

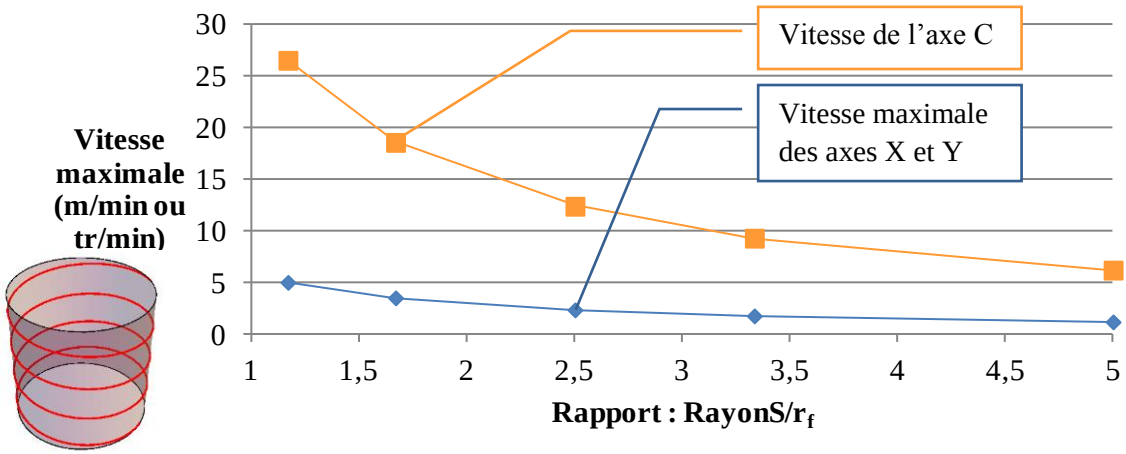


Figure 6-12. Evolution des vitesses maximales de déplacement des axes *X*, *Y* et *C* de la machine en fonction du rapport du rayon de la section sur le rayon de la fraise (la vitesse d'avance du point générateur est de 1164 mm/min)

6.3.2. Influence de l'inclinaison de la veine

L'inclinaison de la veine est perçue comme l'angle que réalise la courbe guide avec l'axe de la pièce tournante $\underline{z}_p$. Pour réaliser cette analyse, deux veines fermées avec une section circulaire constante et une courbe guide droite sont considérés. La différence entre ces deux veines est basée sur des vecteurs *VecteurCG* distincts : dans le cas 1, $\underline{VecteurCG_1} = \underline{z}_p$ et dans le cas 2, $\underline{VecteurCG_2} = Normer[\underline{y}_p + \underline{z}_p]$. Ainsi les inclinaisons des veines avec $\underline{z}_p$ sont nulle pour la première veine et de 45° pour la seconde veine. Les autres paramètres de définition géométrique des veines sont communs : *RayonOrigineCG* = 50 mm, *AngleOrigineCG* = 0°, *AltitudeOrigineCG* = 0 mm, *RayonS* = 15 mm, la longueur de la courbe guide est prise à 30 mm.

6.3.2.1. Cas de la stratégie de tréflage

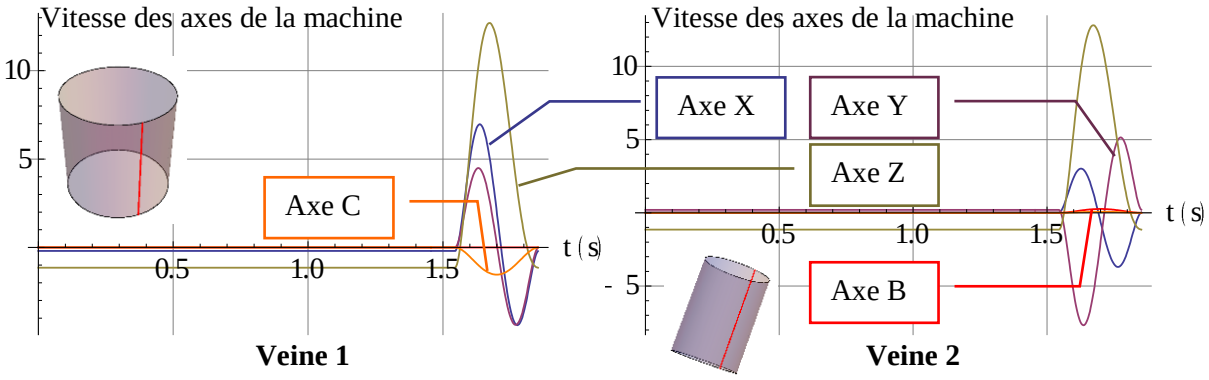


Figure 6-13. Vitesses des axes linéaires (en m/min) et rotatifs (en tr/min) pour les veines 1 et 2 avec la stratégie de tréflage (le code couleur est identique pour les deux veines, la vitesse d'avance du point générateur est de 1160 mm/min)

La Figure 6-13 montre que le comportement cinématique de la machine est sensiblement identique pour les deux veines dans le cas de la stratégie de tréflage. Les amplitudes des vitesses des axes

linéaire et rotatif de la machine (Figure 6-13) sont très voisines dans les deux situations. Le constat est le même sur le plan des accélérations et des jerks des axes linéaire et rotatif. La TGI n'entraine pas de différence malgré l'inclinaison distincte des deux veines.

6.3.2.2. Cas de la stratégie de contournage hélicoïdal

Pour la stratégie de contournage hélicoïdal, les angles de dépinçage proposé pour cet exemple sont $\beta_f = 80°$ et $\beta_n = 0°$ (soit un écart de 10° avec le vecteur normal de la surface finie au point générateur). Le comportement des axes rotatifs (Figure 6-14) est différent pour les deux veines.

Pour la veine 1, le comportement est similaire à la description donnée lors de l'étude de l'influence du rayon de la section avec la stratégie de contournage hélicoïdal. La machine met en mouvement les trois axes de déplacement linéaire et la rotation *C* à une vitesse constante. Pendant l'usinage, l'axe *C* tourne à vitesse constante du début à la fin de l'opération ce qui peut représenter un nombre important de tours. Le plateau de la machine ne doit pas être limité en nombre de tours. L'axe *B* reste à la même position. Cette situation d'usinage se rapproche d'une opération d'usinage 4 axes continus.

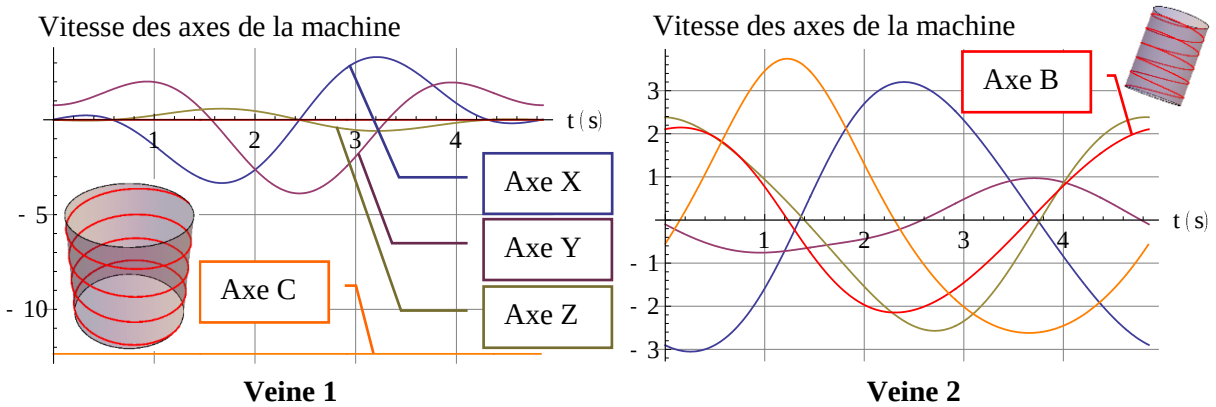


Figure 6-14. Vitesses des axes linéaires (en m/min) et rotatifs (en tr/min) pour les veines 1 et 2 avec la stratégie de contournage hélicoïdal (le code couleur est identique pour les deux veines, la vitesse d'avance du point générateur est de 1164 mm/min)

Pour la deuxième veine, les mouvements de la machine sont différents. Cette fois, l'axe *C* évolue entre 75° et 104° et non sur un enchainement continu de tour. La vitesse de cet axe (Figure 6-14) est bien plus faible. Par ailleurs l'axe *B* qui était fixe pour la veine 1, est mis en mouvement pour la veine 2 pour osciller entre -55° et -35°. Ces angles correspondent à l'angle d'inclinaison de la veine 45° qui est modulé de +/-10° lié au dépinçage. Les axes de déplacement linéaire suivent pour garder l'outil sur la surface à usiner. Dans ce cas, l'usinage sollicite vraiment les 5 axes de la machine. L'avantage de cette situation est que l'amplitude des vitesses (Figure 6-14) est relativement homogène sur les 5 axes de la machine.

6.3.3. Influence de la position du point d'origine de la courbe guide par rapport au centre du plateau

Le plateau d'une machine-outil à 5 axes est limité en dimension. Les constructeurs de machine préconisent généralement un volume de travail associé à l'encombrement de la machine et des courses des axes. La fraiseuse HSM 600U peut usiner une pièce ayant un diamètre maximal de 630 mm centrée sur le plateau. Cette section montre l'influence de la position du point d'origine de la courbe guide par rapport au centre du plateau. Le contexte géométrique est le même que pour l'étude précédente avec les deux veines fermées avec une section circulaire constante et une courbe guide droite définie par les deux vecteurs $\underline{VecteurCG_1}$ et $\underline{VecteurCG_2}$. La position de ces deux veines est

pilotée par rapport au centre du plateau par le paramètre *RayonOrigineCG*. Une expérience numérique est conduite en faisant varier le paramètre *RayonOrigineCG* de 0 à 300 mm pour les deux géométries de veine et les deux stratégies d'usinage. Les résultats de cette expérience sont les positions, vitesses, accélérations et jerks minimaux et maximaux des 5 axes en tréflage pour une passe de tréflage avec sa trajectoire de bouclage ou en contournage hélicoïdal sur un pas de l'hélice du contournage.

6.3.3.1. Cas de la stratégie de tréflage

La stratégie de tréflage consiste essentiellement dans un mouvement de va et vient le long de la veine. La position du point d'origine n'a pas d'influence sur les sollicitations de la machine pour les axes rotatifs. Sur les axes de déplacement linéaire, la position du point d'origine a une influence très limitée. Pour la veine 1, en dehors des positions des axes qui tiennent compte du paramètre *RayonOrigineCG*, la seule caractéristique cinématique qui est modifiée, est la vitesse maximale de l'axe Y qui évolue de la vitesse nulle lorsque la veine est au centre du plateau à près de 2 m/min à 300 mm du centre du plateau. Cette variation est cependant faible compte tenu du niveau de vitesse maximale de l'axe *Z* qui est voisin de 12,6 m/min et qui est indépendant de la position de la veine. Pour la veine 2, en dehors du fait que l'usinage fait intervenir les 5 axes de la machine, le paramètre *RayonOrigineCG* n'a pas d'influence sur les vitesses, accélérations et jerks de la machine.

6.3.3.2. Cas de la stratégie de contournage hélicoïdal

En contournage hélicoïdal, les sollicitations cinématiques des axes rotatifs sont indépendantes du paramètre *RayonOrigineCG*. Pour la veine 1, la vitesse de rotation de l'axe *C* est liée à la vitesse d'avance du point générateur par rapport au rayon de la veine. Comme ces deux éléments sont constants dans cette expérience, la vitesse de l'axe *C* reste identique quelque soit le paramètre *RayonOrigineCG*. En revanche, les axes de déplacement linéaire évoluent pour garder le contact de la fraise sur la surface à usiner. Comme la vitesse de rotation du plateau est constante et que le bras de levier est directement lié au paramètre *RayonOrigineCG*, la vitesse maximale des axes est proportionnelle à la distance de l'origine de la veine au centre du plateau. La Figure 6-15 montre pour les deux géométries de veine, l'évolution de la vitesse maximale atteinte sur l'axe *X* en fonction du paramètre *RayonOrigineCG*.

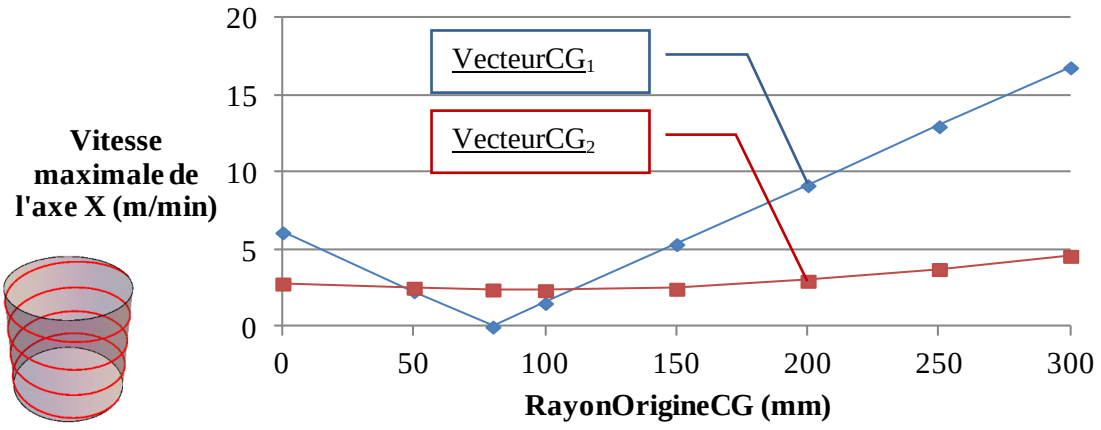


Figure 6-15. Evolution de la vitesse maximale de l'axe *X* en fonction du paramètre *RayonOrigineCG* pour les veines 1 et 2 en contournage hélicoïdal (la vitesse d'avance du point générateur est de 1164 mm/min)

Dans le cas de la veine 1, la caractéristique de vitesse est bien linéaire et fait apparaitre une position particulière du paramètre *RayonOrigineCG* (autour de 80 mm) pour laquelle la vitesse des axes de

déplacement est très faible. Par contre pour la position 300 mm, la vitesse maximale des axes *X* et *Y* est voisine de 17 m/min ce qui est important en comparaison de la vitesse d'avance du point générateur qui est de 1,16 m/min.

Pour la veine 2, l'opération de contournage donne lieu à un usinage sollicitant les 5 axes simultanément. L'axe *C* évolue sur une faible portion de tour avec une vitesse plus faible que dans le cas de la veine 1. Toutefois, la vitesse des axes de déplacement linéaire *X* et *Y* conserve une influence modérée du paramètre *RayonOrigineCG* pour atteindre 4,6 m/min pour le plus grand rayon.

6.3.4. Conclusions

Parmi les paramètres géométriques qui définissent une veine fermée, le rayon de la section, l'inclinaison de la courbe guide et le rayon de l'origine de la courbe guide sont sans doute les plus influant sur les sollicitations cinématiques de la machine d'usinage. C'est particulièrement la stratégie de contournage qui est la plus affectée par ces paramètres. Le principal enseignement est qu'une veine inclinée provoque un travail de la machine véritablement en 5 axes continus avec des caractéristiques cinématiques homogènes et raisonnables sur les 5 axes.

6.4. Caractérisation expérimentale du comportement de la MOCN

Après avoir présenté une modélisation du comportement dynamique de la machine en fonction des stratégies d'usinage et de quelques paramètres géométriques des veines, une étude expérimentale est conduite afin de montrer la faisabilité de ces stratégies sur la fraiseuse HSM 600U. Le principe de ces essais consiste à réaliser des trajectoires d'usinage sans réaliser de copeau et à enregistrer les informations de position, vitesse, accélération et jerk de chaque axe (calculés à partir des mesures de position sur les règles et les codeurs des axes) en fonction du temps. La commande numérique Heidendain iTNC530 associée au logiciel TNCscope (version 4.0) donne accès à ces informations avec une période d'échantillonnage de 3 ms. Une comparaison entre la trajectoire programmée et la trajectoire effectuée à vide est alors possible. La CN calcule la vitesse d'avance réelle du point piloté dans le repère de programmation en fonction de la vitesse effective de chacun des axes de la machine. Cette vitesse d'avance réelle est alors confrontée à la loi de vitesse donnée au chapitre précédent pour garder la vitesse du point générateur constante (sauf dans la trajectoire de bouclage pour la stratégie de tréflage pour laquelle une contrainte de temps d'exécution est imposée). Cette section présente alors le comportement de la machine pour les deux stratégies.

Les caractéristiques cinématiques des axes données par la CN sont le résultat d'une trajectoire qui tient compte d'un cycle de lissage géométrique de trajectoire (Cycle 32) avec une tolérance d'interpolation CN linéaire et angulaire. La CN modifie la trajectoire programmé dans les limites qui lui sont données pour limiter les « à-coups » (HEIDENHAIN, 2006) et conserve une vitesse d'avance la plus proche de celle indiquée dans le programme d'usinage. Ainsi pour la suite des essais sur machine, des tolérances d'interpolation linéaire de 2 µm et angulaire de 0,2° sont introduites dans chaque programme d'usinage. La tolérance angulaire est choisie pour représenter deux fois un écart de 5 µm sur le point générateur (c'est l'écart maximal qui a été proposé lors du lissage local pour la contribution du vecteur de l'axe de l'outil).

6.4.1. Test de la stratégie de tréflage

Le contexte géométrique de la veine, les conditions de coupe et le paramétrage de la stratégie de cet essai sont les mêmes que ceux présentés au paragraphe 6.2.1.

6.4.1.1. Exécution d'un programme avec une discrétisation temporelle de 14,6 ms

Au début de ce chapitre, un pas de temps Δt de 14,6 ms est calculé pour respecter une trajectoire circulaire d'un rayon de 10 mm (correspondant au plus petit rayon de courbure de la veine fermée) avec une tolérance d'usinage de 2 µm en interpolation linéaire. Le premier test consiste alors à exécuter une passe de tréflage suivie d'une trajectoire de bouclage. L'évolution programmée de la vitesse d'avance du point piloté est donnée à la Figure 5-4 et est composée de deux périodes distinctes :

- sur la passe de tréflage la vitesse d'avance est pratiquement constante à 1140 mm/min,
- sur la trajectoire de bouclage, la vitesse d'avance décroît et passe par un minimum de 600 mm/min puis croît jusqu'à un maximum de 12,4 m/min, et enfin décroît à nouveau pour revenir au niveau de la vitesse de la passe de tréflage suivante.

Pour des raisons de mise en œuvre de l'essai, les vitesses du point piloté du début de la passe de tréflage et de la fin de la trajectoire de bouclage sont programmées avec une vitesse nulle. Les mesures de la vitesse du point piloté dans le repère de programmation sont tracées sur la Figure 6-16. La passe de tréflage est exécutée conformément à ce qui est donné dans le programme. En revanche la vitesse sur la partie de la trajectoire de bouclage fait apparaitre plusieurs écarts importants :

- la vitesse décroît et passe par un minimum de 70 mm/min avec une oscillation d'amplitude de près de 230 mm/min,
- la vitesse monte à un maximum de 3 840 mm/min puis décroît en oscillant à une fréquence voisine de 10 Hz.

Le temps mis pour réaliser la trajectoire de la passe de tréflage et de bouclage est de près de 3,2 s.

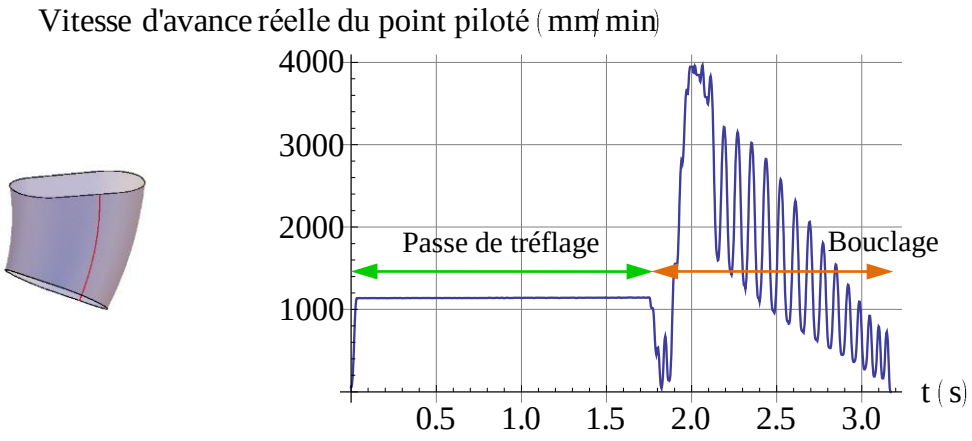


Figure 6-16. Vitesse d'avance réelle du point piloté avec Δt = 14,6 ms pour la consigne donnée à la Figure 5-4

Les mesures des sollicitations cinématiques extrémales de chacun des axes sont reportées dans le Tableau 6-5. Ce dernier nous renseigne sur les niveaux finalement atteints en vitesse et en accélération. Ceux-ci sont plus bas que ce qui était prévu au Tableau 6-2. La stratégie de tréflage repose principalement sur le mouvement de l'axe Z or la vitesse maximale n'est que de 41% de la prévision, et l'accélération de 56%. Le niveau des jerks est très élevé. La courroie de l'axe *Y* n'était pas assez tendue au moment des essais. Ce défaut de réglage machine a pour conséquence d'augmenter la souplesse du système et de diminuer la bande passante de l'axe asservi. Les niveaux

élevés des jerks (en particulier celui de l'axe *Y*) apparaissent au début de la trajectoire de bouclage correspondant à la phase de décélération puis d'accélération de la vitesse d'avance réelle du point piloté. Il est fort probable que le niveau élevé des jerks soit à l'origine de l'instabilité cinématique observée. Beudaert dans sa thèse (Beudaert, 2013) montre le lien entre le niveau de jerk maximal et les vibrations observées d'un axe de machine.

	Vitesse min. (m/min ou tr/min)	Vitesse max. (m/min ou tr/min)	Accélération min. (m/s² ou $\times 10^3$ °/s²)	Accélération max. (m/s² ou $\times 10^3$ °/s²)	Jerk min. (m/s^3 ou $\times 10^3$ °/s^3)	Jerk max. (m/s^3 ou $\times 10^3$ °/s^3)
Axe *X*	-2,14	1,16	-0,794	0,927	-87,5	134
Axe *Y*	-1,84	1,42	-1,98	1,65	-456	464
Axe *Z*	-2,00	4,61	-1,51	1,38	-148	167
Axe *B*	-0,764	0,557	-0,0668	0,0668	-24,6	26,2
Axe *C*	-4,69	2,86	-0,234	0,348	-30,2	35,0

Tableau 6-5. Bilan des sollicitations extrémales mesurées de la stratégie de tréflage avec Δt = 14,6 ms

Afin de tenter de limiter le niveau global des jerks sur l'ensemble des axes (en dehors du problème spécifique du réglage de la courroie de l'axe *Y*) une proposition de programme est testée avec une discrétisation temporelle plus faible.

6.4.1.2. Exécution d'un programme avec une discrétisation temporelle de 3 ms

Le constat de l'essai précédent est que les oscillations de la vitesse apparaissent suite au niveau élevé de jerk au début de la trajectoire de bouclage. La proposition de diminuer la discrétisation temporelle permet de rendre plus efficace l'action du cycle de lissage géométrique de trajectoire et limiter d'avantage tout effet de discontinuité en particulier sur le plan du jerk. La Figure 6-17 montre l'évolution de la vitesse du point piloté dans le repère de programmation avec la nouvelle discrétisation.

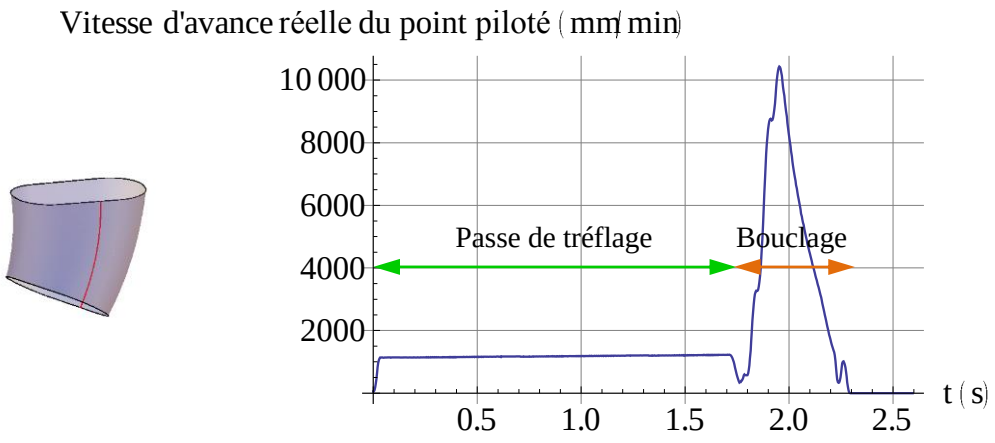


Figure 6-17. Vitesse d'avance réelle du point piloté avec Δt = 3 ms

La vitesse d'avance réelle sur la partie de la trajectoire de bouclage se rapproche d'avantage de celle programmée :

- la vitesse décroît et passe par un minimum de 340 mm/min avec une faible oscillation d'amplitude,

- la vitesse monte à un maximum de 10 430 mm/min puis décroît sans osciller jusqu'à un minimum de 340 mm/min.
- La vitesse accélère à nouveau pour tendre vers la vitesse de la passe de tréflage suivante, puis décroît pour s'arrêter.

Le temps mis pour réaliser le cycle de la passe de tréflage puis de la trajectoire de bouclage est de près de 2,295 s soit une réduction du cycle de 40% par rapport à l'essai précédent. Le rapport du temps de la trajectoire de bouclage sur le temps de la passe de tréflage est voisin de 34% (la prévision du chapitre précédent était de 20%). L'écart s'explique par le fait que le maximum de la vitesse d'avance n'a pas été atteint. Toutefois, le temps de la trajectoire de bouclage ne représente que 24% du temps d'exécution de la stratégie.

Le Tableau 6-6 donne les extrema des sollicitations cinématiques pour ce deuxième essai de tréflage. Il apparaît que le niveau de jerk des 3 axes de déplacement linéaire est plus faible que lors de l'essai précédent mais encore au-dessus du jerk de commande maximal (notamment sur l'axe *Y*). Il est fort probable que le réglage de la tension de la courroie améliorera le jerk de l'axe *Y*.

	Vitesse min. (m/min ou tr/min)	Vitesse max. (m/min ou tr/min)	Accélération min. (m/s² ou $\times 10^3$ °/s²)	Accélération max. (m/s² ou $\times 10^3$ °/s²)	Jerk min. (m/s^3 ou $\times 10^3$ °/s^3)	Jerk max. (m/s^3 ou $\times 10^3$ °/s^3)
Axe *X*	-6,62	1,15	-1,02	1,45	-120	82,5
Axe *Y*	-5,19	1,42	-1,17	1,62	-271	328
Axe *Z*	-1,99	13,5	-1,04	2,96	-159	132
Axe *B*	-0,764	2,02	-0,0906	0,0978	-19,9	19,9
Axe *C*	-18,3	2,85	-0,811	0,718	-30,2	30,2

Tableau 6-6. Bilan des sollicitations extrémales mesurées de la stratégie de tréflage avec Δt = 3 ms

6.4.2. Test de la stratégie de contournage hélicoïdal

Le contexte géométrique de la veine, les conditions de coupe et le paramétrage de la stratégie de cet essai sont les mêmes que ceux présentés au paragraphe 6.2.2. Trois situations sont testées :

- une trajectoire sans lissage local avec un pas de discrétisation temporelle de 14,6 ms,
- une trajectoire avec un lissage local et un pas de discrétisation temporelle de 14,6 ms,
- une trajectoire avec un lissage local et un pas de discrétisation temporelle de 3 ms.

6.4.2.1. Trajectoire sans lissage local et Δt = 14,6 ms

Dans ce contexte, la CN doit faire face aux discontinuités géométriques évoquées au paragraphe 6.2.2. Sur un pas de l'hélice de contournage, la vitesse du point piloté est tracée sur la Figure 6-18. Cette figure montre que la vitesse d'avance programmée est respectée sur pratiquement toute la trajectoire sauf aux discontinuités. La vitesse réelle chute systématiquement autour d'une moyenne des valeurs minimales de 95 mm/min au lieu de 587 mm/min avec 28 mm/min comme minimum des minimaux. le temps de parcours est de 5,85 s. Le programme d'usinage comprend un cycle de lissage global mais dont l'action reste visiblement très limitée. Ce constat justifie la nécessité d'introduire un lissage de trajectoire local.

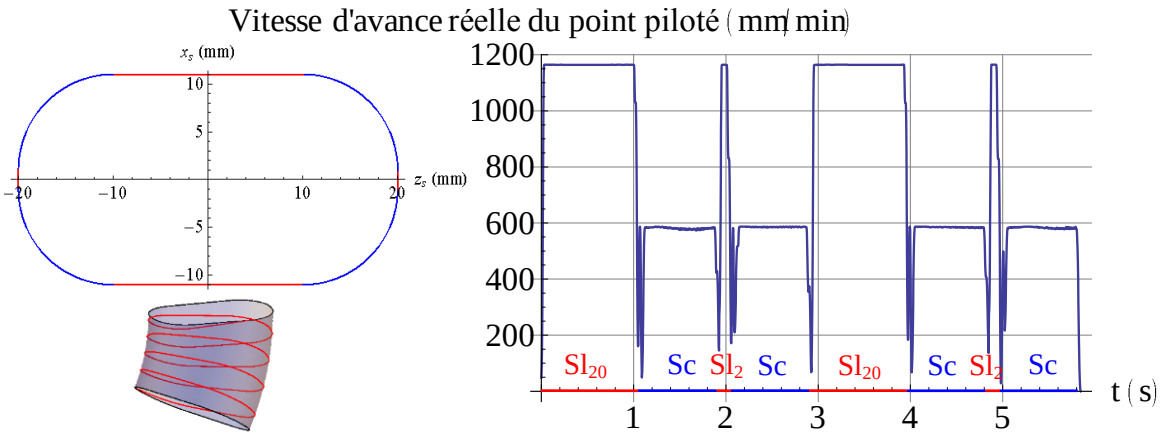


Figure 6-18. Vitesse d'avance réelle du point piloté sans lissage local avec Δt = 14,6 ms

6.4.2.2. Trajectoire avec lissage local et Δt = 14,6 ms

L'introduction d'un lissage local de trajectoire avec une discrétisation temporelle Δt = 14,6 ms modifie la trajectoire discrétisée d'usinage sur 3 points pour les valeurs des axes *B* et *C* et 1 point pour la trajectoire du point piloté par rapport à l'essai précédent. Le lissage local de trajectoire proposé impose un écart de trajectoire du point générateur de 10 µm qui se décompose en 5 µm provenant du lissage local de la trajectoire du point piloté et 5 µm provenant du lissage local du vecteur de l'axe de l'outil. A cela s'ajoute le cycle de lissage global. Le résultat de la vitesse d'avance du point piloté est tracé à la Figure 6-19.

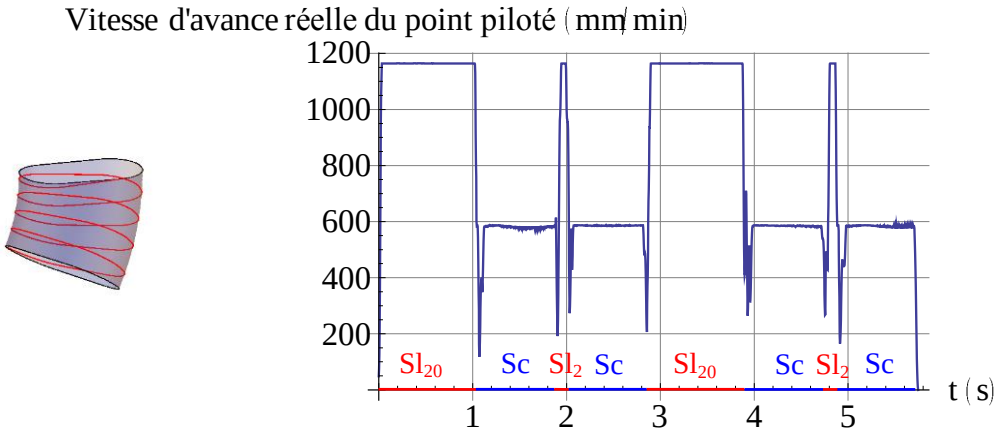


Figure 6-19. Vitesse d'avance réelle du point piloté avec un lissage local et Δt = 14,6 ms

Comme précédemment, la vitesse d'avance chute à chaque discontinuité géométrique mais dans une moins grande proportion. La vitesse la plus faible est de 117 mm/min avec une moyenne des vitesses minimales de transition de 212 mm/min. Le temps de parcours est de 5,75 s soit une réduction de 1,7% par rapport à l'essai précédent.

Les sollicitations cinématique extrémales des axes de la machine sont données dans le Tableau 6-7. Ce sont les valeurs des jerks des axes de déplacement linéaire qui limitent la vitesse des axes (le problème spécifique de l'axe *Y* est toujours présent). Comme l'influence du lissage local se limite à un très faible nombre de points, l'effet d'atténuation des discontinuités est limité.

	Vitesse min. (m/min ou tr/min)	Vitesse max. (m/min ou tr/min)	Accélération min. (m/s² ou ×10³ °/s²)	Accélération max. (m/s² ou ×10³ °/s²)	Jerk min. (m/s³ ou ×10³ °/s³)	Jerk max. (m/s³ ou ×10³ °/s³)
Axe *X*	-3,74	3,19	-0,905	0,773	-86,1	103
Axe *Y*	-0,836	0,922	-1,05	1,68	-490	442
Axe *Z*	-1,56	1,66	-0,814	0,412	-135	104
Axe *B*	-3,20	3,21	-0,217	0,203	-30,2	18,3
Axe *C*	-3,79	5,23	-0,236	0,257	-41,3	34,2

Tableau 6-7. Bilan des sollicitations extrémales mesurées de la stratégie de contournage hélicoïdal avec un lissage local de trajectoire et Δt = 14,6 ms

6.4.2.3. Trajectoire avec lissage local et Δt = 3 ms

En réduisant le pas de discrétisation temporelle de l'interpolation linéaire de 14,6 ms à 3 ms, le nombre de points modifiés du programme d'usinage est pratiquement multiplié par 5. L'intérêt est alors double : une meilleure prise en compte du lissage local de trajectoire et une action du cycle de lissage globale (Cycle 32) accrue. Elle se vérifie sur le tracé de la vitesse d'avance réelle du point piloté à la Figure 6-20. Ainsi le minimum des vitesses minimales n'est que de 300 mm/min avec une moyenne des vitesses minimales de transition de 415 mm/min (pour 587 mm/min programmée). Le temps de parcours est de 5,65 s soit une réduction de 3,5% par rapport à la situation sans lissage local de trajectoire.

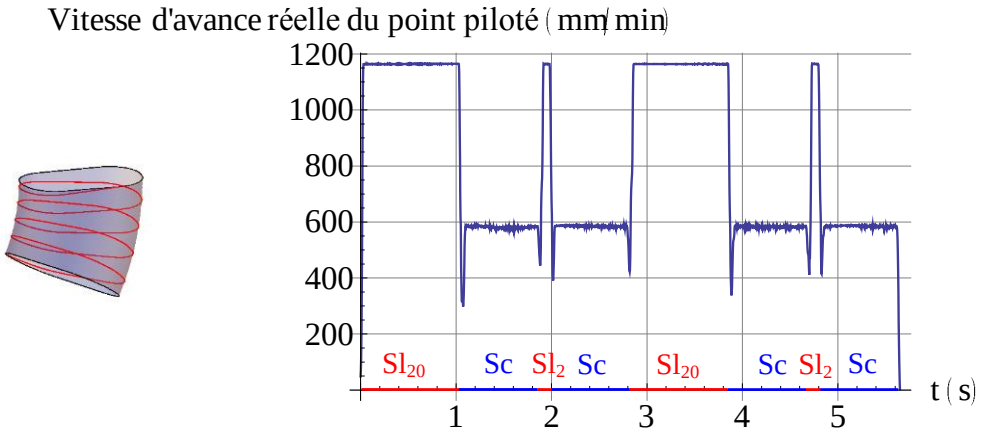


Figure 6-20. Vitesse d'avance réelle du point piloté avec un lissage local et Δt = 3 ms

	Vitesse min. (m/min ou tr/min)	Vitesse max. (m/min ou tr/min)	Accélération min. (m/s² ou ×10³ °/s²)	Accélération max. (m/s² ou ×10³ °/s²)	Jerk min. (m/s³ ou ×10³ °/s³)	Jerk max. (m/s³ ou ×10³ °/s³)
Axe *X*	-3,76	3,19	-0,673	0,608	-68,0	78,8
Axe *Y*	-0,851	0,913	-0,738	0,933	-142	132
Axe *Z*	-1,57	1,66	-0,799	0,362	-85,4	93,3
Axe *B*	-3,21	3,21	-0,203	0,193	-20,7	19,9
Axe *C*	-3,78	5,22	-0,229	0,279	-30,2	29,4

Tableau 6-8. Bilan des sollicitations extrémales mesurées de la stratégie de contournage hélicoïdal avec un lissage local de trajectoire et Δt = 3 ms

Le Tableau 6-8 indique que les niveaux de jerk des axes de la machine diminuent. A présent, seul l'axe *Y* est au dessus des valeurs des jerks commandés. Comme pour la stratégie de tréflage, il est probable que le réglage de la tension de la courroie améliorera le jerk de l'axe *Y* et potentiellement limitera encore la chute de vitesse des passages des discontinuités.

6.4.3. Conclusions sur les tests de comportement de la MOCN

Cette section expose les résultats du comportement cinématique de la MOCN suite à l'exécution de plusieurs programmes d'usinage correspondants à la stratégie de tréflage et de contournage hélicoïdal. Le suivi des niveaux de jerk des axes de la machine est l'indicateur pour optimiser chaque stratégie. Le cycle de lissage de trajectoire de la CN (Cycle 32) et le lissage local de trajectoire associés à une discrétisation temporelle adaptée permet de limiter les niveaux de jerk et un meilleur respect de la vitesse d'avance du point piloté (par rapport au programme).

Enfin, cette section montre que les deux stratégies de finition développées au chapitre précédent sont exécutable sur la fraiseuse 5 axes HSM 600U moyennant des tolérances d'interpolation linéaire de 2 µm et angulaire de 0,2° et l'introduction d'une tolérance locale maximale de 10 µm pour le lissage local pour la stratégie de contournage hélicoïdal.

6.5. Conclusions

Ce chapitre expose une modélisation cinématique et dynamique des sollicitations machine induites par les différentes stratégies d'usinage.

La caractéristique cinématique de jerk est l'indicateur fondamental de la réussite d'une stratégie d'usinage sur une MOCN particulière. D'une certaine façon, une bonne stratégie d'usinage est une stratégie qui minimise le niveau de jerk sur l'ensemble de la trajectoire d'usinage. Les moyens d'action pour limiter le niveau de jerk sont les dispositifs de lissage de trajectoire (cycle global ou local) associé à une discrétisation temporelle faible de l'interpolation linéaire.

Le cycle de lissage géométrique de trajectoire de la CN Heidenhain iTNC530 améliore les discontinuités issues de l'interpolation linéaire. Le cycle est d'autant plus efficace que le pas de discrétisation temporelle est faible.

Le lissage local de trajectoire, qui est développé, est indispensable pour limiter les discontinuités géométriques locales qui se traduisent par des discontinuités de jerk de la MOCN. Lorsque l'expression de la trajectoire passe par une interpolation linéaire, il est indispensable de joindre un cycle de lissage global pour couvrir les discontinuités spécifiques de cette interpolation. Le gain apporté par le lissage local n'est pas tant sur la réduction du temps d'exécution que sur les sollicitations cinématiques moins fortes de la MO.

Le chapitre suivant va comparer les deux stratégies en situation d'usinage sur une pièce en alliage de titane.

Chapitre 7. Comparaison des stratégies : tréflage et contournage hélicoïdal

Ce chapitre rassemble dans une même étude les outils d'analyse de la coupe construit dans la première partie de ce mémoire avec les nouvelles stratégies d'usinage en 5 axes de finition. L'objectif est de comparer la coupe de la matière et la qualité de surface entre les différentes stratégies d'usinage appliquées aux veines d'un point de vue théorique via les outils de caractérisation de la coupe et pratique avec des essais d'usinage dans une pièce en l'alliage de titane Ti6Al4V. La disposition des veines fermées est alors simplifiée par rapport à une pièce tournante de turbomachine. Les veines étudiées sont de section circulaire (constante et variable) avec une courbe guide droite, toutes parallèles à l'axe $\underline{z}_p$. Les stratégies d'usinage envisagées sont les 4 variantes de tréflage et les 4 variantes de contournage hélicoïdal énoncées au chapitre 5. Après avoir caractérisé la coupe, les essais d'usinage des veines vont montrer l'impact de la coupe associé aux stratégies sur l'état de surface et les défauts de forme obtenus.

7.1. Géométries des veines fermées étudiées

Deux géométries de veines sont étudiées : une veine de section circulaire constante (nommée veine cylindrique) et une veine de section circulaire variable (nommée veine conique). La hauteur de la pièce usinée ultérieurement est de 38 mm, toutefois la programmation des trajectoires va s'appuyer sur une géométrie de veine de 42 mm pour garantir une coupe régulière sur l'ensemble de la veine. Le paramètre *HauteurCG* vaut donc 42 mm. Comme l'origine programme est placée sur la surface supérieure de la pièce, pour chaque veine, l'altitude du point origine de la courbe guide est :

- soit +2 mm pour les veines avec une stratégie d'usinage descendante donc *SensCG* = -1,
- soit -40 mm pour les veines avec une stratégie d'usinage montante donc *SensCG* = +1.

7.1.1. Cas de la veine cylindrique

La veine cylindrique est définie par son rayon *RayonS* égale à 15,3 mm et son vecteur associé à la courbe guide droite : $\underline{VecteurCG} = \underline{z}_p$.

7.1.2. Cas de la veine conique

La veine conique est caractérisée par un rayon de 15,3 mm sur la surface supérieure de la pièce et un rayon de 12,8 mm sur la surface inférieure. Le demi-angle du cône est alors de 7,496°. Le paramétrage d'une veine conique est défini par le rayon de la section (pour la section d'origine) et le paramètre de variation de section. Il y a donc deux paramétrages pour la même géométrie de veine conique donnés au Tableau 7-1 et illustrés à la Figure 7-1.

	stratégie d'usinage descendante	stratégie d'usinage montante
AltitudeOrigineCG (mm)	+2	-40
SensCG	-1	+1
$\underline{VecteurCG}$	$\underline{z}_p$	$\underline{z}_p$
RayonS (mm)	15,432	12,668
VariationSection	1,18	0,78

Tableau 7-1. Paramétrages de la même veine conique mais avec des stratégies d'usinage différentes

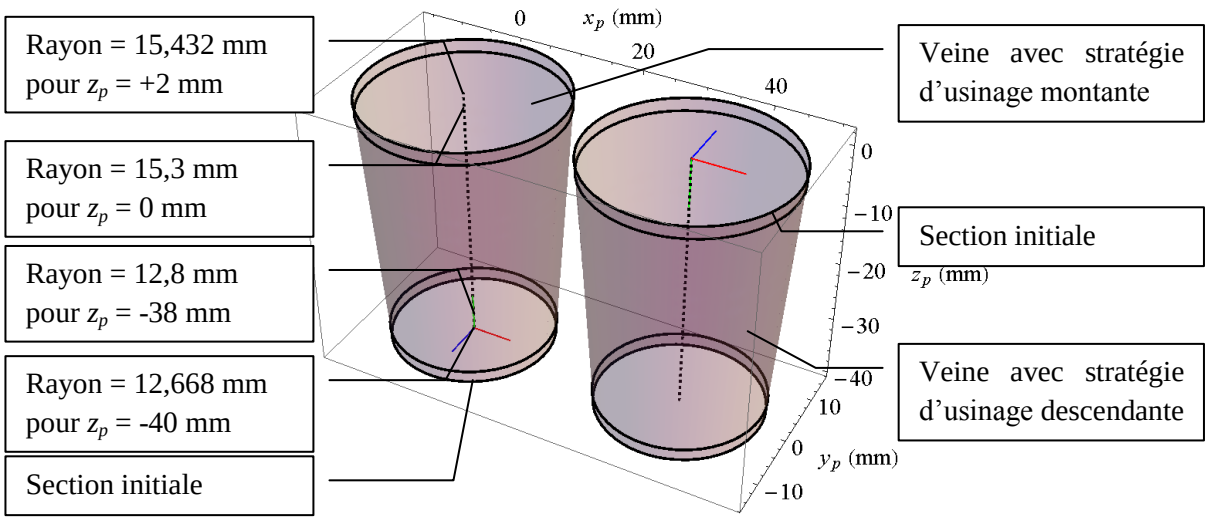


Figure 7-1. Illustration des deux veines coniques identiques correspondant au Tableau 7-1

7.2. Paramétrage des stratégies d'usinage étudiées

Le paramétrage des stratégies de tréflage et de contournage hélicoïdal sont défini au chapitre 5.

7.2.1. Cas des stratégies de tréflage

7.2.1.1. Choix des conditions de coupe

Les conditions de coupe de la première passe sont différentes des autres passes et sont choisies comme : V_c = 90 m/min, f_z = 0,075 mm/dt/tr, a_e = 3,75 mm, a_p = 0,3 mm, β_f = +/-80° et β_n = 10°. Sur cette base, la vitesse de rotation de la broche est de 2419 tr/min et la vitesse d'avance du point générateur $V_{f\ 1ière\ passe}$ est alors de 726 mm/min.

Pour les autres passes de tréflage, les conditions de coupe sont : V_c = 90 m/min, f_z = 0,12 mm/dt/tr, a_e = 0,4 mm, a_p = 0,3 mm, β_f = +/-80° et β_n = +/-10°.

Les trajectoires de tréflage sont construites sur des géométries de veines avec une courbe guide droite, les trajectoires d'usinage sont alors rectilignes. Les vitesses du point générateur et du point piloté sont donc identiques.

7.2.1.2. Paramètres des stratégies

En dehors du sens de parcours de la courbe guide (définie en association avec la géométrie de veine), il faut déterminer le nombre de passes de tréflage. Il est fonction de la géométrie de la veine et des conditions de coupe. Le Tableau 7-2 récapitule les valeurs pour les veines étudiées.

	Veine cylindrique	Veine conique
Périmètre maximal (mm)	96,96	97,79
Périmètre minimal (mm)	96,96	80,34
NbPasses	243	245
PasθS (°)	1,48	1,47
a_e *max.* (mm)	0,399	0,399
a_e *min.* (mm)	0,399	0,328

Tableau 7-2. Gestion de la distance entre les passes de tréflage

Pour ces essais, la trajectoire de bouclage est simplifiée par trois segments en interpolation linéaire : un segment de dégagement pour rejoindre la courbe guide au centre de la section, un segment le long

de la courbe guide pour rejoindre la section initiale et un dernier segment pour engager la fraise au point générateur de la passe suivante. L'objectif est l'étude de la coupe et de la qualité de la surface finie, le temps de réalisation n'étant pas ici un critère retenu. La tolérance d'usinage est gardée à 2 µm. La trajectoire de la passe de tréflage est rectiligne pour les deux géométries de veine, la distance entre les points d'usinage est alors espacée à 4,2 mm.

Enfin, suivant l'évolution du paramètre θS et du sens de la courbe guide *SensCG*, quatre variantes de stratégie pour la veine cylindrique existent et sont illustrées au Tableau 7-3.

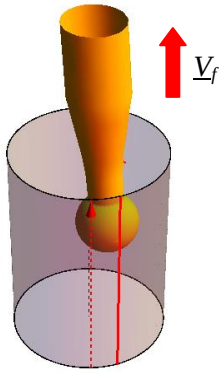
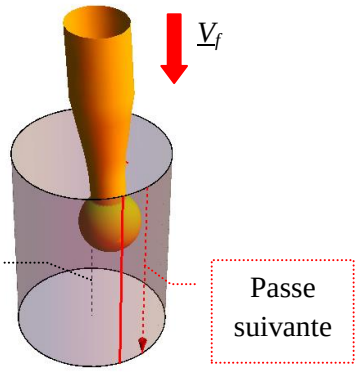
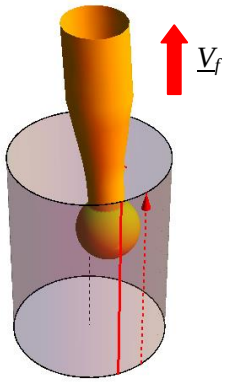
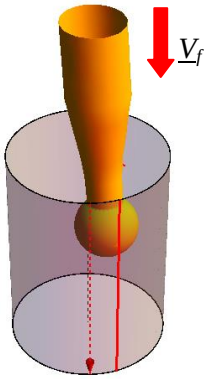
	Sens du trajet d'usinage	
	montant	descendant
Matière à droite	β_f = 80° β_n = -10°  	β_f = -80° β_n = 10° 
Matière à gauche	β_f = 80° β_n = -10°  	β_f = -80° β_n = 10° 

Tableau 7-3. Illustration des 4 stratégies de tréflage, la passe suivante est en trait pointillé rouge

7.2.2. Cas des stratégies de contournage hélicoïdal

7.2.2.1. Choix des conditions de coupe

Contrairement au tréflage, la stratégie de contournage applique les mêmes conditions de coupe sur toute la surface : V_c = 90 m/min, f_z = 0,12 mm/dt/tr, a_e = 0,4 mm, a_p = 0,3 mm, β_f = 0° et β_n = +/-80°. Sur cette base, le diamètre effectif moyen sur la surface finie est de 11,82 mm, la zone de travail est à 4 dents, ce qui donne une vitesse de rotation de la broche de 2425 tr/min et une vitesse d'avance du point générateur de 1164 mm/min.

Compte tenu de la géométrie des veines et en appliquant la gestion du point piloté proposée au chapitre 5, la vitesse d'avance du point piloté pour la veine cylindrique est de 786 mm/min et pour la veine conique les vitesses extrêmes sont de 789 mm/min et de 708 mm/min respectivement pour la grande et la petite section.

7.2.2.2. Paramètres des stratégies

Le pas de l'hélice de la stratégie de contournage est fonction de la plus grande longueur des courbes d'iso-paramètre θS. Le Tableau 7-4 donne les valeurs des longueurs maximales pour les deux géométries de veines. La différence de pas étant inférieure à 1 µm, un pas unique de 0,4 mm est choisi pour les deux veines.

La description en interpolation linéaire est faite avec une tolérance d'usinage de 2 µm et une erreur de corde de 1 µm. En appliquant l'équation 5-29, Le Tableau 7-4 donne les pas de temps associés à chaque géométrie. Les veines étudiées ne présentent pas de discontinuités géométriques, il n'est donc pas utile d'appliquer une méthode de lissage de trajectoire locale et de restreindre le pas de temps pour le lissage global comme montré au chapitre précédent pour la veine de sections rectangulaires.

	Veine cylindrique	Veine conique
LongueurIsoParametreθS maxi. (mm)	42	42,092
Pas (mm)	0,4	0,399
Rayon de section minimum (mm)	15,3	12,668
Δt (ms)	18	16,4

Tableau 7-4. Gestion du pas de l'hélice du contournage et du pas de temps

En jouant sur le signe du pas de l'hélice et le sens de la courbe guide, le Tableau 7-5 expose les 4 possibilités de stratégie de contournage hélicoïdal sur une veine cylindrique.

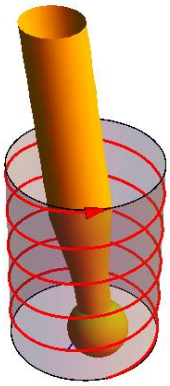
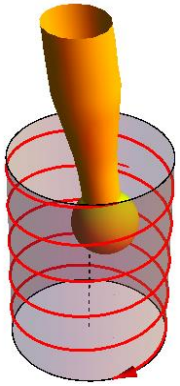
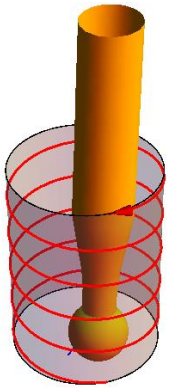
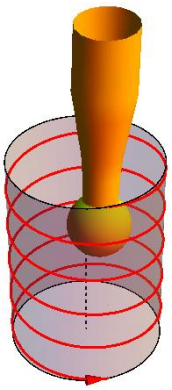
	Progression	
	en montant	en descendant
Hélice à droite	$\beta_f = 0°$ $\beta_n = 80°$ 	$\beta_f = 0°$ $\beta_n = -80°$ 
Hélice à gauche	$\beta_f = 0°$ $\beta_n = -80°$ 	$\beta_f = 0°$ $\beta_n = 80°$ 

Tableau 7-5. Illustration des 4 stratégies de contournage hélicoïdal (le pas de l'hélice est exagéré pour les besoins de la représentation)

7.2.3. Bilan des stratégies étudiées

Les 8 stratégies sont appliquées sur chaque géométrie de veine (cylindrique et conique). Le Tableau 7-6 récapitule les paramètres de chaque stratégie.

	Stratégie1	Stratégie2	Stratégie3	Stratégie4	Stratégie5	Stratégie6	Stratégie7	Stratégie8
Stratégie	Cont.hél.	Tréflage	Tréflage	Tréflage	Cont.hél.	Cont.hél.	Tréflage	Cont.hél.
Sens	montée	montée	descente	montée	descente	montée	descente	descente
Matière ou hélice	à gauche	à gauche	à gauche	à droite	à droite	à droite	à droite	à gauche
β_f (°)	0	80	-80	80	0	0	-80	0
β_n (°)	-80	-10	10	-10	-80	80	10	80

Tableau 7-6. Récapitulatif des 8 stratégies étudiées appliqués aux veines cylindrique et conique

7.3. Comparaison des stratégies d'usinage suivant les critères géométriques

Les différentes stratégies appliquées sur les veines cylindrique et conique donnent lieu à une grande variation de situations de coupe. Cette section présente la comparaison entre les différentes stratégies pour différents critères géométriques tel que les diamètres effectifs, le nombre de dents participant à l'usinage, l'épaisseur coupée et les critères associés comme la section coupée, le mode d'usinage, l'état de surface et l'angle de coupe normal.

7.3.1. Diamètres effectifs et nombre de dents

Plusieurs comparaisons sont possibles entre les stratégies d'usinage sur le plan des diamètres effectifs. L'utilisation de la méthode de calcul des diamètres effectifs sur une surface torique permet de distinguer le cas de la veine cylindrique de rayon 15,3 mm et la veine conique avec des rayons de 15,3 mm en haut et 12,8 mm en bas. Pour le cas des rayons de courbure de 15,3 mm, le Tableau 7-7 renseigne les diamètres minimaux et maximaux sur la surface intersection (SI) et sur la surface finie (SF). Une moyenne est proposée pour chaque ensemble.

	Stratégie1	Stratégie2	Stratégie3	Stratégie4	Stratégie5	Stratégie6	Stratégie7	Stratégie8
Stratégie	Cont.hél.	Tréflage	Tréflage	Tréflage	Cont.hél.	Cont.hél.	Tréflage	Cont.hél.
Sens	montée	montée	descente	montée	descente	montée	descente	descente
Matière ou hélice	à gauche	à gauche	à gauche	à droite	à droite	à droite	à droite	à gauche
$D_{eff\ min\ SI}$	11,742	11,816	11,275	11,812	10,549	11,742	11,360	10,549
$D_{eff\ max\ SI}$	12	12	11,822	12	11,881	12	11,869	11,881
$D_{eff\ moy\ SI}$	**11,871**	**11,908**	**11,549**	**11,906**	**11,215**	**11,871**	**11,615**	**11,215**
$D_{eff\ min\ SF}$	11,742	11,816	11,816	11,816	11,742	11,742	11,816	11,742
$D_{eff\ max\ SF}$	11,903	11,878	11,820	11,881	11,903	11,903	11,820	11,903
$D_{eff\ moy\ SF}$	**11,822**	**11,847**	**11,818**	**11,848**	**11,822**	**11,822**	**11,818**	**11,822**

Tableau 7-7. Diamètres effectifs sur la surface intersection (SI) et la surface finie (SF) en millimètre, le rayon de courbure est de 15,3 mm et la profondeur de passe radiale est de 0,4 mm

Le premier constat est que la fraise est exploitée dans une gamme de diamètre proche de son diamètre nominal. L'ensemble des diamètres mesurés sont supérieurs au diamètre *Dz* séparant la zone de travail entre 2 et 4 dents. Le choix des conditions de coupe conduit ici à un travail exclusivement avec 4 dents.

Le second enseignement porte sur les diamètres effectifs de la surface intersection. Il y a une différence entre les deux sens des stratégies : la montée et la descente. Dans le cas de la descente, les

diamètres effectifs sont plus faibles (entre 11,2 mm et 11,6 mm) que lors de la montée (voisin de 11,9 mm). La Figure 7-2 aide à comprendre la différence. En descente, la matière à couper est globalement située en dessous de l'équateur de l'enveloppe sphérique de la fraise avec des diamètres effectifs inférieurs au diamètre nominal de la fraise. Comme l'axe de la fraise (en vert sur la Figure 7-2) est incliné de 10° par rapport à la surface verticale, les stratégies travaillant en montée, coupent de la matière au voisinage du diamètre nominal de la fraise et au dessus.

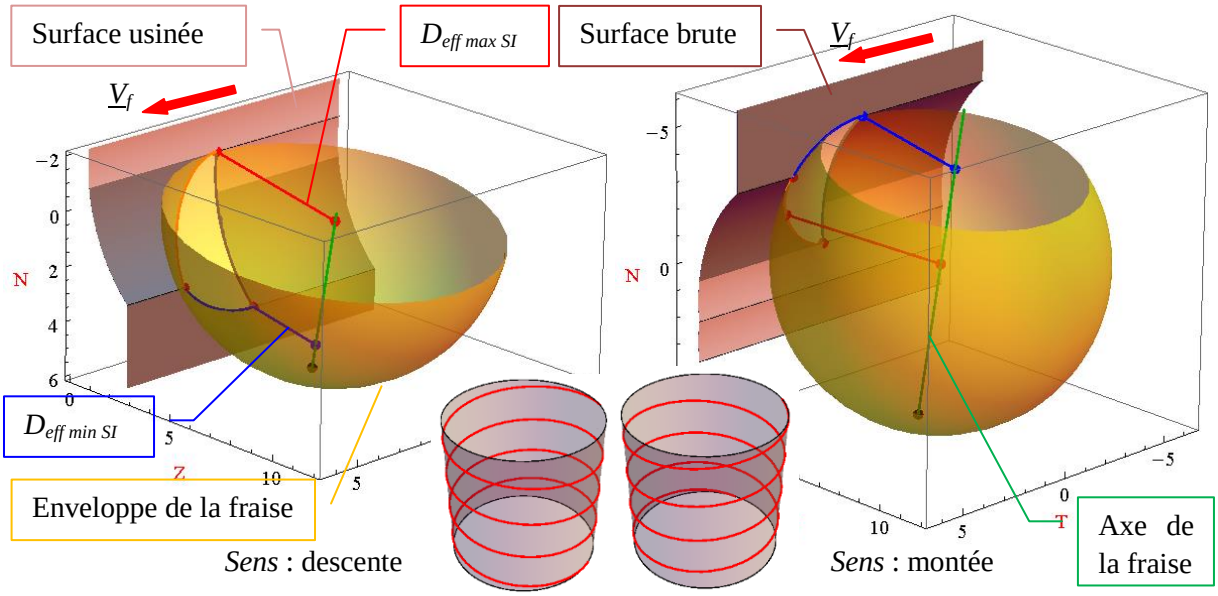


Figure 7-2. Représentation des diamètres effectifs de deux situations de contournage hélicoïdal pour les conditions : a_e = 1,5 mm, a_p = 2 mm, β_f = 0° et β_n = +80° (valeurs exagérées pour la représentation)

Une tendance similaire peut être observée sur les diamètres effectifs associés à la surface finie mais avec une différence sur la moyenne qui reste de l'ordre de 0,03 mm, ce qui est faible au regard du diamètre nominal.

Enfin, les diamètres effectifs sur la surface intersection et la surface finie, pour le cas du rayon de courbure de 12,8 mm de la veine conique, ont été calculés. Pour les stratégies de tréflage la profondeur de passe radiale de 0,328 mm (au lieu de 0,4 mm) a été prise en compte. Il en résulte que les différences de diamètres effectifs par rapport aux valeurs du Tableau 7-7 sont inférieures à 1%. Cette observation conduit à garder la même vitesse de rotation de la broche sur toute la surface conique.

7.3.2. Epaisseurs coupées

L'épaisseur coupée est une information locale de la coupe. La première partie de ce mémoire montre la méthode de calcul de l'épaisseur coupée pour une trajectoire linéaire et circulaire ainsi que l'influence de cette valeur sur l'énergie spécifique de coupe et la vitesse de propagation de l'usure dans le cadre de travaux expérimentaux. Cette section étudie l'influence de l'épaisseur coupée sur chacune des stratégies et géométrie des veines.

7.3.2.1. Caractéristiques de l'épaisseur coupée en fonction des stratégies

Une stratégie de tréflage (la stratégie 7) et une stratégie de contournage (la stratégie 8) sont retenues pour mettre en évidence les principales différences entre elles. Les détails de l'ensemble des stratégies sont donnés au paragraphe suivant. Les Figure 7-3 et Figure 7-4 représentent l'évolution de l'épaisseur coupée h pour les deux stratégies retenues ici, en fonction de la rotation de la fraise θ et de l'altitude du point courant le long de l'arête de coupe az. Ces calculs tiennent compte de la courbure de la

surface usinée et respectent la surépaisseur d'usinage et la distance entre passes liée à chacune des stratégies.

La première différence fondamentale entre les deux types de stratégie est la variation d'épaisseur coupée pour un point fixe de l'arête en situation d'usinage. Pour la stratégie de tréflage, la variation d'épaisseur est très faible alors qu'elle est fortement variable pour la stratégie de contournage. En effet, la formation du copeau avec la stratégie de tréflage rejoint celle de la technique de perçage avec une géométrie d'arête particulière. La faible variation d'épaisseur coupée est due au fait que l'angle de dépinçage dans le plan normal à l'avance β_n n'est pas nul (+10° pour la Figure 7-3).

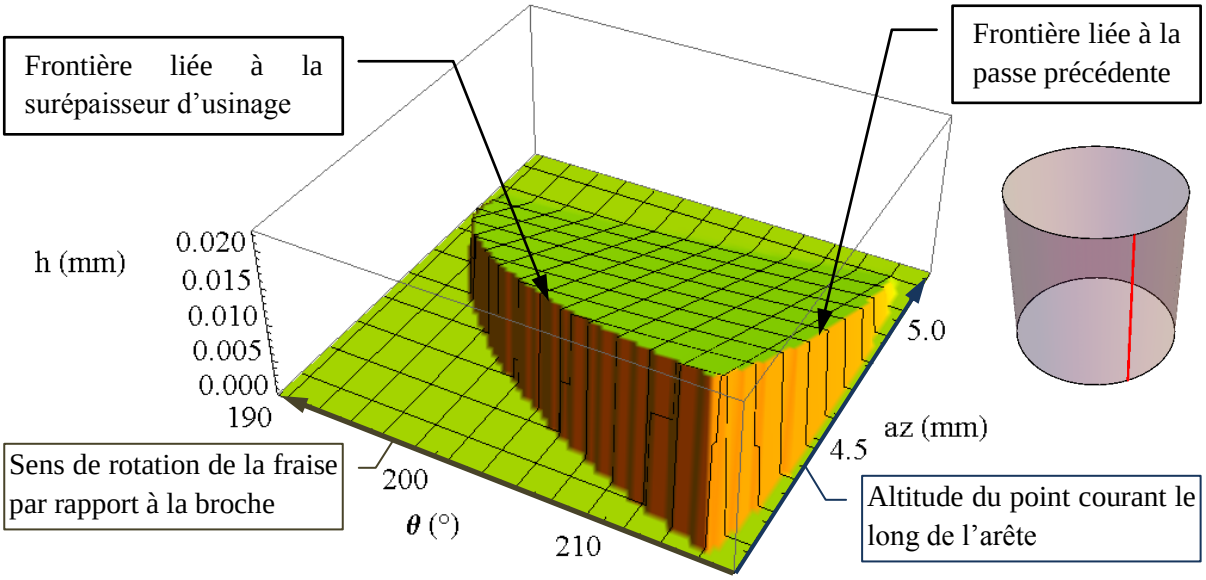


Figure 7-3. Epaisseurs coupées de la stratégie 7 (tréflage) en fonction de la rotation de la fraise et de la position du point courant sur l'arête pour la veine cylindrique

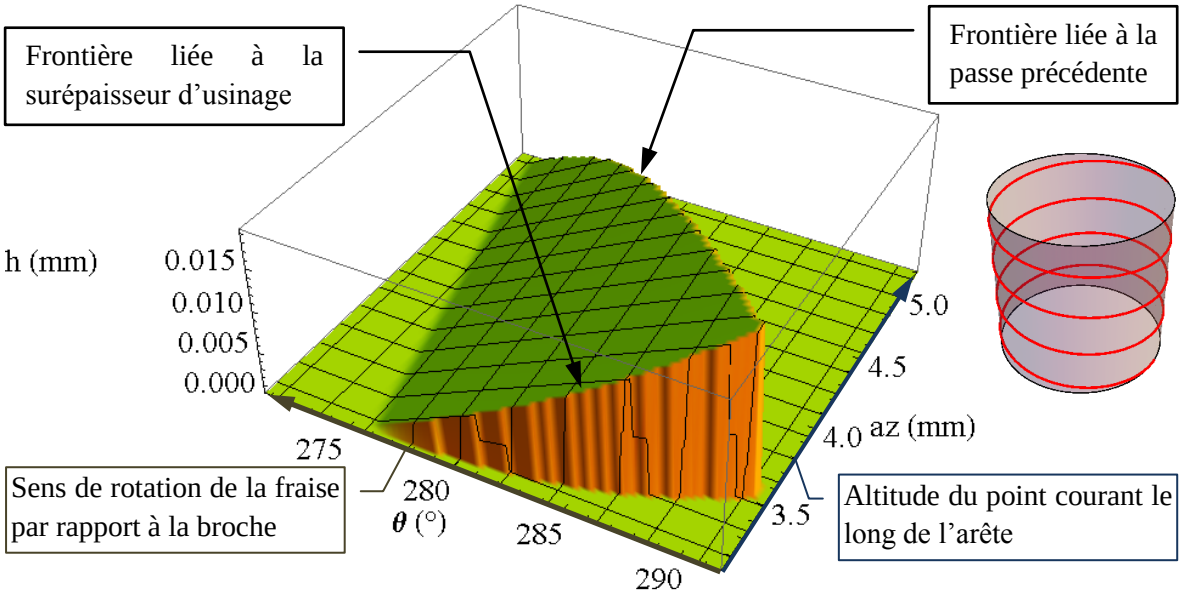


Figure 7-4. Epaisseurs coupées de la stratégie 8 (contournage hélicoïdal) en fonction de la rotation de la fraise et de la position du point courant sur l'arête pour la veine cylindrique

La deuxième différence est que la formation du copeau avec une stratégie de tréflage donne lieu à une brusque variation d'épaisseur coupée au début et à la fin de la formation de celui-ci. Pour la stratégie de contournage hélicoïdal, la variation est progressive pour la fin de formation du copeau lors d'un mode d'usinage en avalant ou du début de formation pour le mode en opposition.

Enfin, le niveau d'épaisseur coupée est variable pour les deux stratégies et un maximum est atteint. L'épaisseur coupée maximale h_{max} est différente pour les deux stratégies : 20 µm pour la stratégie de tréflage et 18 µm pour la stratégie de contournage. Cette différence n'est pas intrinsèque à la différence de stratégie mais au rayon de courbure longitudinale qui est infinie pour la stratégie de tréflage d'une veine cylindrique et de 15,3 mm pour le contournage hélicoïdal de la même veine.

Une autre exploitation de l'épaisseur coupée passe par le calcul de la section coupée et de la surface coupée. Les essais d'usure du chapitre 4 montrent que l'évolution de l'usure est liée à la répartition de la matière à couper le long de l'arête. La Figure 7-5 expose les sections coupées et les surfaces coupées des deux stratégies étudiées.

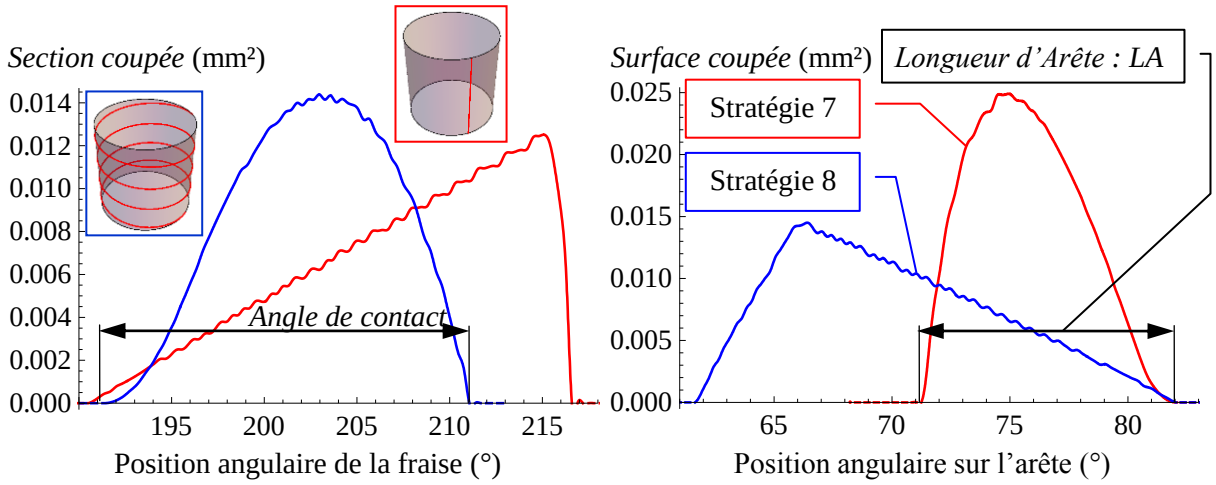


Figure 7-5. Caractéristiques des sections coupées et surfaces coupées des deux stratégies étudiées

La longueur d'arête de coupe (*LA*) exploitée par chacune des stratégies est très différente. La stratégie de tréflage utilise une portion d'arête pratiquement deux fois plus faible que celle utilisée par la stratégie de contournage. Par contre, suivant le mouvement de coupe, la fraise reste en contact plus longtemps avec la pièce dans le cadre de la stratégie de tréflage par rapport au contournage hélicoïdal. Ceci rejoint les observations qui ont été faites au paragraphe 4.3 mais avec la prise en compte, ici, de la courbure de la pièce.

7.3.2.2. Comparatif de l'épaisseur coupée en fonction des stratégies

L'épaisseur coupée de chaque stratégie est calculée et les critères caractéristiques sont reportés dans le Tableau 7-8. Les critères retenus sont : la section coupée moyenne sur un tour de fraise $A_{D\ moyenne\ par\ tour}$, l'angle de contact entre l'arête de coupe et la pièce (définie sur la Figure 7-5 pour la stratégie 8), la longueur d'arête en contact avec la pièce (définie sur la Figure 7-5 pour la stratégie 7) et l'épaisseur coupée maximale h_{max}.

Les mesures d'efforts de coupe au chapitre 4 montrent que la section coupée moyenne est un critère influent sur le niveau d'énergie spécifique. Les niveaux élevés d'énergie spécifique sont obtenus avec les plus grandes sections coupées moyennes. Le Tableau 7-8 met en évidence le fait que les sections coupées moyennes les plus élevées correspondent aux stratégies qui descendent. Les stratégies

montantes semblent donc à recommander si l'objectif est de limiter les efforts de coupe pendant l'opération de finition.

L'angle de contact et la longueur d'arête caractérisent la disposition de la matière à couper par rapport à l'arête de coupe. Le Tableau 7-8 dévoile que les stratégies de tréflage ont un angle de contact entre la fraise et la pièce plus important que les stratégies de contournage. A l'inverse, la longueur d'arête *LA* des stratégies de tréflage sont plus courtes (de moitié) par rapport aux stratégies de contournage. Cette observation rejoint celles du paragraphe 4.3 sur l'influence des angles de dépinçage sur l'usure d'outil. La conclusion de ce paragraphe est que l'évolution de l'usure est d'autant plus rapide avec une longueur d'arête plus courte et un angle de contact important, ce qui est le cas de la stratégie de tréflage.

Enfin, l'épaisseur coupée maximale n'est pas constante en fonction des stratégies. Elle est plus importante pour la stratégie de tréflage (en moyenne autour de 20 µm) que pour la stratégie de contournage hélicoïdal (entre 17 et 18 µm). Dans le cas d'une trajectoire linéaire sur une surface plane, les angles de dépinçage n'ont pas d'influence sur la valeur de l'épaisseur coupée maximale. Dans le cas d'une trajectoire d'usinage sur une surface torique (ou considérée localement comme telle), les angles modifient l'épaisseur coupée maximale. En tréflage le rayon de courbure est de 1000 mm pour la direction longitudinale (valeur utilisée pour les calculs et supposée suffisamment grande pour modéliser la trajectoire rectiligne de la veine) et 15,3 mm pour la direction transversale. En contournage hélicoïdal, les rayons sont inversés. Les épaisseurs coupées maximales, avec l'avance par dent de 0,12 mm/dent/tr identique pour toutes les stratégies, restent cependant supérieures au rayon d'arête de 8 µm mesuré au chapitre deux.

	Stratégie1	Stratégie2	Stratégie3	Stratégie4	Stratégie5	Stratégie6	Stratégie7	Stratégie8
Stratégie	Cont.hél.	Tréflage	Tréflage	Tréflage	Cont.hél.	Cont.hél.	Tréflage	Cont.hél.
Sens	montée	montée	descente	montée	descente	montée	descente	descente
Matière ou hélice	à gauche	à gauche	à gauche	à droite	à droite	à droite	à droite	à gauche
$A_{D\ moyenne\ par\ tour}$ ($\times 10^{-3}$ mm²)	1,67	1,54	1,82	1,69	1,76	1,72	1,79	1,81
Angle de contact (°)	18	24	24	24	16	14	25	18
LA (mm)	1,99	0,94	1,05	0,94	2,09	1,99	0,94	2,09
h_{max} (µm)	18	19	21	20	17	17	20	18

Tableau 7-8. Résultats du calcul d'épaisseur coupée et caractéristiques associées pour chaque stratégie avec la veine cylindrique

7.3.2.3. Comparatif de l'épaisseur coupée en fonction de la géométrie des veines

Le Tableau 7-8 correspond à la géométrie de la veine cylindrique et à la partie supérieure de la veine conique. Le Tableau 7-9 expose les valeurs des critères caractéristiques associées à la partie inférieure de la veine conique avec un rayon de section de 12,8 mm.

La diminution du rayon de section de 16% et de la modification de la profondeur de passe radiale de la stratégie de tréflage provoquent une réduction de la section coupée moyenne de moins de 5% pour la stratégie de contournage et entre 5 et 15% pour la stratégie de tréflage. L'énergie spécifique de coupe pourrait être alors plus faible dans cette zone. Toutefois, l'épaisseur coupée maximale diminue également de 5 à 10% tout en restant supérieure au rayon d'arête mesuré. Il y a alors conjonction de

deux phénomènes opposés. Une mesure des efforts de coupe dans le contexte de l'usinage d'une surface torique permettrait de mieux discerner l'influence de l'épaisseur coupée.

La longueur d'arête n'est pas modifiée par la diminution de rayon de section. En revanche, l'angle de contact augmente systématiquement de 4 à 8%. L'évolution de l'usure pourrait être plus importante sur cette zone.

	Stratégie1	Stratégie2	Stratégie3	Stratégie4	Stratégie5	Stratégie6	Stratégie7	Stratégie8
Stratégie	Cont.hél.	Tréflage	Tréflage	Tréflage	Cont.hél.	Cont.hél.	Tréflage	Cont.hél.
Sens	montée	montée	descente	montée	descente	montée	descente	descente
Matière ou hélice	à gauche	à gauche	à gauche	à droite	à droite	à droite	à droite	à gauche
$A_{D\ moyenne\ par\ tour}$ ($\times 10^{-3}$ mm²)	1,62	1,44	1,54	1,50	1,75	1,67	1,52	1,83
Angle de contact (°)	19	25	26	26	17	15	26	19
LA (mm)	1,99	0,94	1,05	0,94	2,09	1,99	0,94	2,09
h_{max} (µm)	17	18	19	19	16	16	18	16

Tableau 7-9. Résultats du calcul d'épaisseur coupée et caractéristiques associées pour le rayon de 12,8 mm de la veine conique (a_e = 0,4 mm pour la stratégie de contournage et de 0,328 mm pour la stratégie de tréflage)

7.3.3. Mode d'usinage

Deux méthodes existent pour déterminer le mode d'usinage : la variation de l'épaisseur coupée par rapport au mouvement de coupe et le signe du produit scalaire de la vitesse de coupe par la vitesse d'avance. Ces deux méthodes exposées au chapitre trois conduisent au même résultat. C'est principalement la valeur de l'angle de dépinçage dans le plan normal à l'avance qui impose le mode d'usinage.

La Figure 7-6 illustre les 4 situations de la stratégie de tréflage. L'enveloppe sphérique de la fraise est colorée en fonction du mode d'usinage. Il apparait que la surface finie (*SF*) est obtenue avec un mode constant sur toute la surface. En revanche, les stratégies 3 et 4 n'ont pas un mode constant sur la surface intersection mais un mode combiné comme cela a été vu au paragraphe 4.4.2. Si l'angle de dépinçage β_n est choisi nul pour les quatre stratégies de tréflage alors les surfaces finies seront obtenues avec le mode combiné. Pour éviter d'avoir des modes combinés sur la surface coupée il faut prendre un dépinçage de plus de 20° (au lieu de 10° proposé) mais cela génère rapidement une contrainte de collision qui empêche de réaliser les veines sur toute la hauteur.

Les modes d'usinage associés aux stratégies de contournage sont très clairs du fait de la valeur importante de l'angle de dépinçage β_n. Lorsque celui-ci est négatif, le mode est en opposition et vis et versa. Le Tableau 7-10 synthétise les modes d'usinage sur la surface finie pour l'ensemble des stratégies. Les conséquences du mode d'usinage portent sur l'état de surface comme l'ont montré les essais du paragraphe 4.4.2.

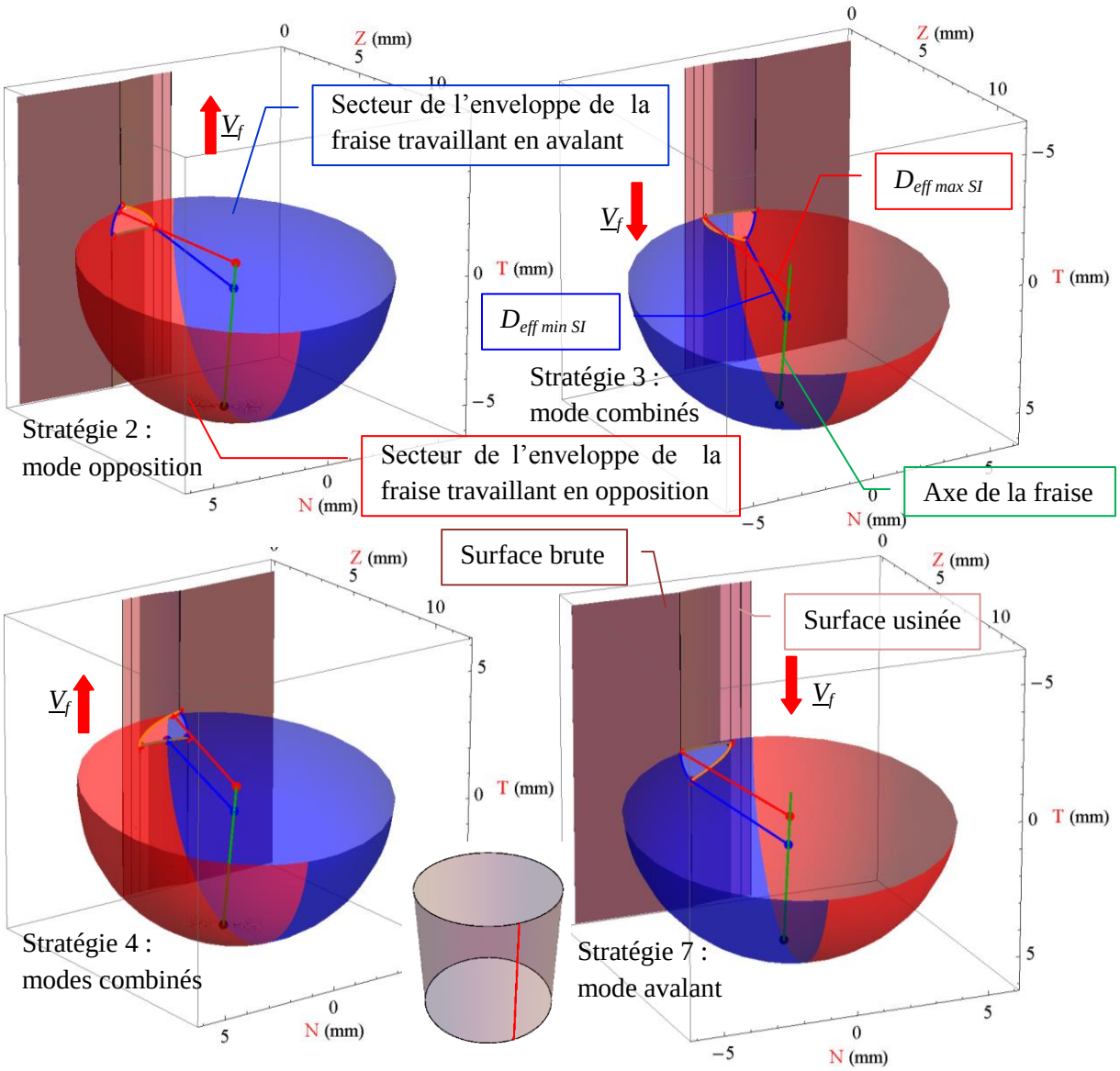


Figure 7-6. Mode d'usinage sur la surface intersection des stratégies de tréflage

	Stratégie1	Stratégie2	Stratégie3	Stratégie4	Stratégie5	Stratégie6	Stratégie7	Stratégie8
Stratégie	Cont.hél.	Tréflage	Tréflage	Tréflage	Cont.hél.	Cont.hél.	Tréflage	Cont.hél.
Sens	montée	montée	descente	montée	descente	montée	descente	descente
Matière ou hélice	à gauche	à gauche	à gauche	à droite	à droite	à droite	à droite	à gauche
β_f (°)	0	80	-80	80	0	0	-80	0
β_n (°)	-80	-10	10	-10	-80	80	10	80
a_e (mm)	-0,4	-0,4	-0,4	0,4	0,4	0,4	0,4	-0,4
Mode usinage sur la SF.	Opposition	Opposition	Avalant	Opposition	Opposition	Avalant	Avalant	Avalant

Tableau 7-10. Mode d'usinage sur la surface finie (SF) en fonction des stratégies sur les veines cylindrique et conique

7.3.4. Etat de surface

Chaque stratégie se caractérise par un positionnement du mouvement d'avance particulier par rapport à la courbure de la veine à usiner. Deux rugosités distinctes existent : l'une dans le sens longitudinal du mouvement d'avance, l'autre dans la direction transversale. La rugosité longitudinale dépend des conditions de coupe locale, de la trajectoire de la fraise et du faux rond de celle-ci. La rugosité transversale, avec le critère de la rugosité totale, a fait l'objet d'une modélisation au paragraphe 3.2.2 et est détaillée dans le Tableau 7-11 pour chaque stratégie et rayon de section.

Il apparait que la rugosité transversale pour les stratégies de contournage hélicoïdal est constante pour les veines cylindrique et conique. La raison principale est que la distance entre les passes est constante pour cette stratégie et que la courbure de la direction transversale à l'avance est nulle. En revanche, pour la stratégie de tréflage, le rayon de courbure de la direction transversale de la veine conique est variable et la distance entre les passes est réduite pour le rayon de section de 12,8 mm (a_e = 0,328 mm au lieu de 0,4 mm). La rugosité totale est alors plus faible. Elle n'est donc pas constante sur l'ensemble de la veine conique.

	Stratégie1	Stratégie2	Stratégie3	Stratégie4	Stratégie5	Stratégie6	Stratégie7	Stratégie8
Stratégie	Cont.hél.	Tréflage	Tréflage	Tréflage	Cont.hél.	Cont.hél.	Tréflage	Cont.hél.
Sens	montée	montée	descente	montée	descente	montée	descente	descente
Matière ou hélice	à gauche	à gauche	à gauche	à droite	à droite	à droite	à droite	à gauche
R_t (µm) pour *RS*=15,3mm	3,33	2,02	2,02	2,02	3,33	3,33	2,02	3,33
R_t (µm) pour *RS*=12,8mm	3,33	1,77	1,77	1,77	3,33	3,33	1,77	3,33

Tableau 7-11. Rugosité totale théorique transversale à la direction d'avance pour différents rayons de section (*RS*) des veines cylindrique et conique

Enfin, cette approche théorique ne prend pas en compte la réalité de la coupe, de l'influence de la synchronisation des positions angulaire et linéaire de la fraise (traité au paragraphe 4.4.1.1). Des mesures sur veines usinées sont donc à prévoir pour rendre compte au mieux la qualité de la surface.

7.3.5. Angle de coupe

Le dernier critère de caractérisation de la coupe proposé ici est l'angle de coupe normal. Le chapitre deux du mémoire présente une méthode de modélisation des outils avec le calcul des angles d'outil en main. Le Tableau 7-12 expose la valeur de l'angle de coupe normal moyen calculé sur la portion d'arête en prise avec la pièce pour une veine cylindrique.

L'observation des différentes stratégies permet de classer ces dernières en deux catégories : les stratégies montantes avec un angle de coupe normal entre 4,4° et 5° et les stratégies descendantes avec un angle supérieur compris entre 5,9° et 6,3°. Ce constat est à rapprocher du calcul des diamètres effectifs au paragraphe 7.3.1 et de l'explication du fait suivant : dans le cas des stratégies montantes la matière coupée est située plutôt au-dessus de l'équateur de l'enveloppe sphérique de la fraise. Or l'évolution de l'angle de coupe normal (Figure 2-19) est décroissante en fonction de l'altitude du point courant sur l'arête. La coupe est donc à priori moins bonne pour les stratégies montantes. Toutefois, les mesures d'efforts de coupe au chapitre 4 montrent que l'angle de coupe n'est pas le paramètre principal pilotant le niveau d'effort mais qu'il apporte une contribution limitée.

Le calcul des angles de coupe pour les stratégies appliquées sur la veine conique renvoie des résultats très proches au Tableau 7-12 avec une différence nulle pour les stratégies de contournage hélicoïdal et

inférieure à 2% pour les stratégies de tréflage. Le changement de rayon de courbure est trop faible pour être significatif sur l'angle de coupe normal.

	Stratégie1	Stratégie2	Stratégie3	Stratégie4	Stratégie5	Stratégie6	Stratégie7	Stratégie8
Stratégie	Cont.hél.	Tréflage	Tréflage	Tréflage	Cont.hél.	Cont.hél.	Tréflage	Cont.hél.
Sens	montée	montée	descente	montée	descente	montée	descente	descente
Matière ou hélice	à gauche	à gauche	à gauche	à droite	à droite	à droite	à droite	à gauche
γ_n (°)	4,41	4,99	6,03	4,99	6,23	4,41	5,92	6,23

Tableau 7-12. Angle de coupe normal moyen de l'outil en main pour la veine cylindrique

7.3.6. Conclusions

Les essais expérimentaux du chapitre 4 sont construits en ne faisant varier qu'un nombre très limité de paramètres afin de pouvoir évaluer l'influence du ou des paramètres sur la coupe. Le contexte de l'étude proposée ici montre que sur des géométries de veine cylindrique et conique apparemment simples, les situations d'usinage sont très variées. Il est alors délicat de prédire le comportement des efforts de coupe, de l'usure d'outil ou de l'état de surface avec certitude. La dernière partie de ce chapitre apporte un point de vue expérimental à cette comparaison de stratégies.

7.4. Comparaison expérimentale des stratégies

Cette étude a pour objectif de montrer la qualité de surface générée par les différentes stratégies à travers l'état de surface et le défaut de forme mesurés sur chaque veine.

Dans le projet initial de cette thèse, la mesure des efforts de coupe était prévue via un dynamomètre rotatif or la comparaison des moyens de mesures au chapitre 4 conclut que le dynamomètre rotatif est trop restreint en bande passante pour pouvoir être exploité sur ce type d'application. Par ailleurs, la méthode de mesure des efforts de coupe avec un dynamomètre fixe de meilleur sensibilité et de plus grande bande passante n'est pas adaptée à cet usinage. La raison principale est que le plateau est amené à réaliser un nombre important de tours par veine (de l'ordre d'une centaine) ce qui n'est techniquement pas acceptable pour le câble de jonction entre le dynamomètre fixe sur le plateau et l'amplificateur de charge. De plus le poids de la pièce à usiner doit être limité au maximum pour garder une bande passante intéressante. La mesure des efforts n'est donc pas conservée.

7.4.1. Contexte expérimental

La pièce contenant les 16 veines (2 géométries de veine par 8 stratégies) est définie partiellement à la Figure 7-7. La géométrie des veines est définie au début de ce chapitre. Le matériau de la pièce est le même alliage qui a servi pour l'étude expérimentale de la coupe au chapitre 4. La disposition des stratégies est inscrite sur la Figure 7-7. Cette disposition a été choisie pour placer les stratégies de contournage à une égale distance du centre de la pièce, elle-même située au mieux par rapport au centre du plateau de la machine. La raison est de disposer des mêmes effets d'inertie et de bras de levier par rapport aux axes de rotation *B* et *C*. Enfin l'alignement des veines a été imposé pour pouvoir découper la pièce suivant les traits mixtes fins afin de mesurer les états de surface par le microscope interférométrique à lumière blanche. Ce moyen de mesure étant tombé en panne sur la fin de la thèse, les mesures d'état de surface ont finalement été réalisées sur une machine à mesurer la circularité par contact.

La gamme de fabrication des 16 veines est composée de :

- une opération d'ébauche avec une fraise torique en carbure monobloc de diamètre 20 mm en contournage hélicoïdal en 3 axes laissant une surépaisseur constante de 0,6 mm par rapport à la surface finie,
- une opération de semi-finition avec la fraise d'étude (exemplaire servant à la préparation des pièces) en contournage hélicoïdal basé sur la stratégie 1 laissant une surépaisseur constante de 0,3 mm,
- une opération de finition avec la fraise d'étude en appliquant les 8 stratégies sélectionnées.

Une mesure de la géométrie des veines est réalisée avant et après l'opération de finition sur une Machine à Mesurer Tridimensionnelle avec une incertitude de mesure de +/-(1,4+L/333) µm pour apprécier le travail spécifique de l'opération de finition. La pièce est bridée sur un plateau équipé d'un système de mise et maintien en position performant garantissant une remise en position du plateau sur la machine inférieur à 0,01 mm. Une mesure de la position du centre de chaque veine est faite avec le palpeur pièce de la machine avant chaque finition pour s'assurer que le démontage de la palette n'a pas eu d'influence sur la position. Si l'écart était supérieur à 2 µm, une correction était apportée.

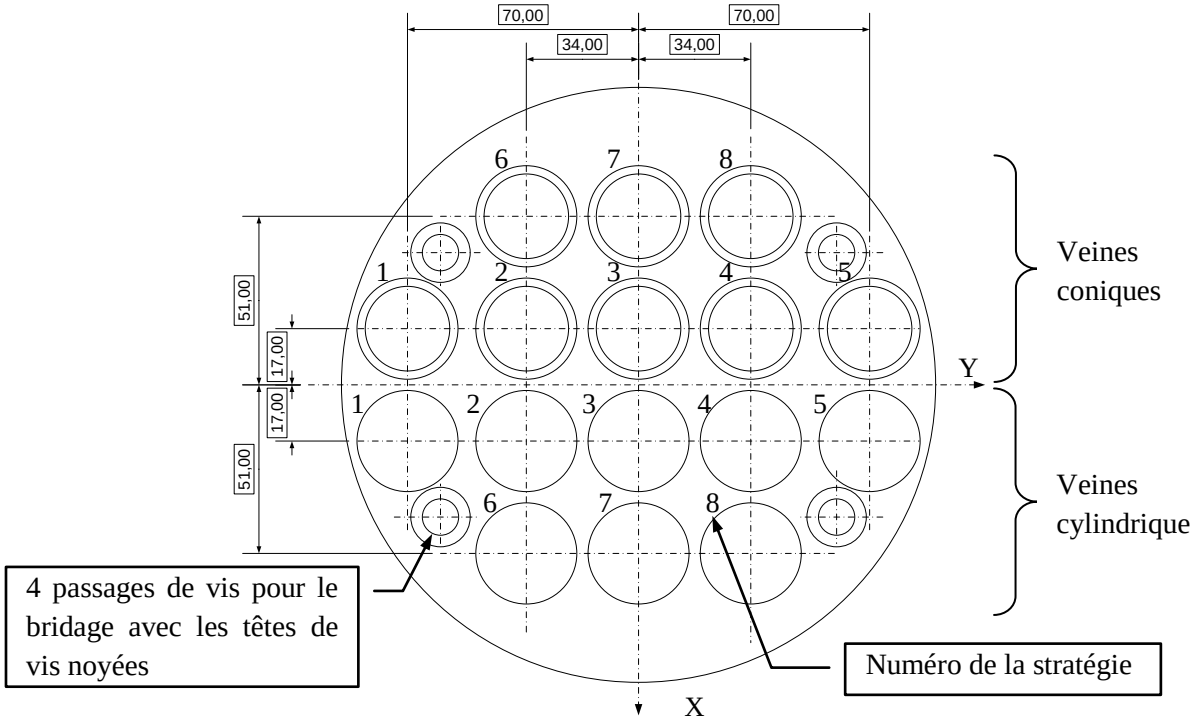


Figure 7-7. Plan partiel de la pièce d'essai contenant les 16 veines cylindriques et coniques

Les opérations de finition ont été réalisées sans lubrification. Toutefois, le système de micro-lubrification de la machine est utilisé pour souffler de l'air comprimé sans huile sur la sphère enveloppe de la fraise afin de chasser les copeaux générés.

La longueur de sortie d'outil, est déterminée en fonction de la position la plus basse que va atteindre l'outil et de l'inclinaison de l'axe de la fraise pour éviter les collisions avec la face du dessus de la pièce. Dans le contexte des essais envisagés, une longueur de sortie de la fraise de 50 mm par rapport à l'attachement à pince permet de travailler avec une sécurité de 5 mm. La jauge outil à viser pour être au plus court est alors de 160 mm dans la direction de l'axe de la broche. Cette jauge est plus faible que la jauge limite (de 167 mm) établie au chapitre quatre pour des raisons de stabilité de coupe. Par

ailleurs, les faux rond de toutes les fraises sont mesurés et sont compris entre 7 et 11 µm avec une moyenne de 9,4 µm.

7.4.2. Observation des veines

L'observation des veines usinées indique trois niveaux d'aspect visuel des surfaces. La Figure 7-8 donne des extraits photographiques de trois veines cylindriques représentatives :

- les stratégies 1, 5 et dans une moindre mesure 3 et 4, révèlent des traces de copeaux collés à la surface des veines,
- les stratégies de tréflage à l'image de la stratégie 7 avec une organisation verticale des motifs,
- les stratégies de contournage hélicoïdal comme la stratégie 6, avec une organisation pratiquement circulaire des motifs.

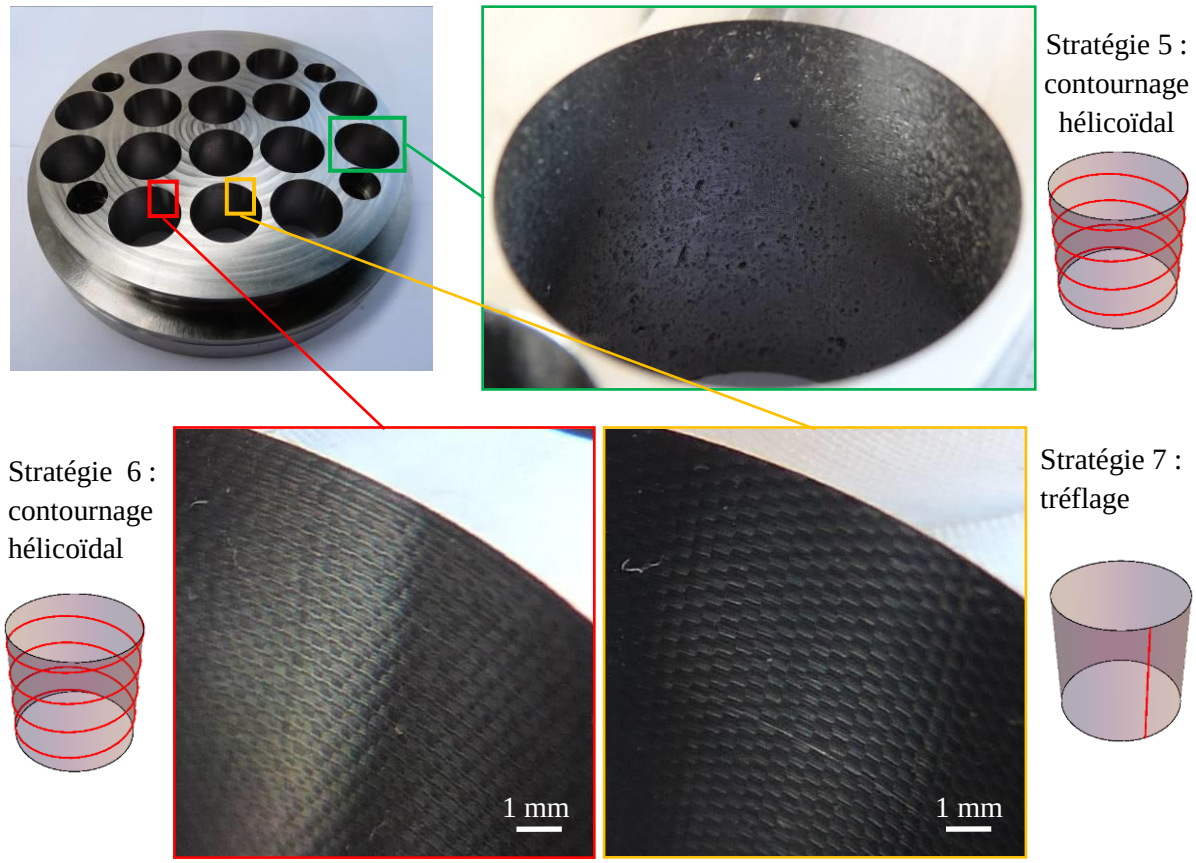


Figure 7-8. Observation visuelle des veines réalisées

La dimension des motifs élémentaires correspondent à la profondeur de passe radiale de 0,4 mm dans la direction transversale et à l'avance par tour de 4×0,12 soit 0,48 mm pour la direction d'avance. Les motifs peuvent être synchronisés ou non sur la même veine selon les passages d'arête dans la matière.

Le phénomène de recyclage de copeaux (Figure 7-8, stratégie 5) apparait fortement pour les stratégies de contournage hélicoïdal ayant un mode d'usinage en opposition. Les stratégies 3 et 4 de tréflage présentent également des traces de recyclage de copeaux mais de manière limitée en comparaison avec les stratégies 1 et 5. Plusieurs raisons peuvent conduire à l'apparition de ce phénomène.

Le mode opposition est un mode avec une épaisseur coupée qui est croissante. Or il est fréquent que le dernier copeau coupé par l'arête reste collé au voisinage de celle-ci. L'arête de coupe s'engage pour réaliser un nouveau copeau au contact de la surface finie avec le copeau précédent devant l'arête. Le

copeau précédent est alors étalé sur la surface finie pour une part et aggloméré au copeau suivant pour le reste. Ce phénomène est certainement présent pour le mode d'usinage avalant au détail près que le démarrage de la création du copeau se fait sur la surface brute et non la surface finie comme en opposition.

Le copeau a tendance à coller sur la face de coupe au voisinage de l'arête. L'utilisation de l'air comprimé pour chasser les copeaux fonctionne pour l'usinage des surfaces ouvertes (comme au chapitre 4) pour lesquelles le jet d'air n'est pas coupé ou gêné par la pièce. Pour les veines fermées, une solution d'apport d'air comprimé passant par la queue de la fraise et débouchant au voisinage des faces de coupe serait une alternative intéressante à tester.

Les stratégies de tréflage sont moins sujettes au recyclage de copeaux : leurs épaisseurs coupées ne varient pas autant que pour les stratégies de contournage. La Figure 7-6 expose les 4 stratégies possibles de tréflage. Les stratégies 3 et 4 sont celles qui amorcent un nouveau copeau avec l'arête de coupe au voisinage de la surface finie, or c'est précisément sur ces veines que sont retrouvées des traces de recyclage de copeaux mais de manière limitée.

7.4.3. Analyse des résultats de l'état de surface

Les états de surfaces des veines sont évalués sur un mesureur de circularité et cylindricité à contact de type Talyrond 585H de Taylor Hobson. L'exploitation des résultats est faite sur le logiciel MontainsMap 7.1. Les mesures sont faites sur un parcours circulaire du stylet (un cercle au milieu des veines cylindriques et deux cercles à 10 mm des sections d'extrémités pour les veines coniques) et rectiligne dans la direction de l'axe des veines. Pour les veines cylindriques la mesure rectiligne est réalisée sur 20 mm par contre sur les veines coniques, l'appareil n'a permis une mesure que sur 2 mm à cause de l'angle du cône. Certains critères d'état de surface n'ont pu être calculés faute d'une longueur de mesure suffisante comme les critères associés à la courbe de portance.

Les critères d'état de surface retenus sont les mêmes que ceux du chapitre 4 avec la différence, cette fois, que les mesures soient linéiques et non surfaciques (du à la méthode de mesure). Les noms de critère sont donc suivis par une lettre T ou L en indice pour préciser si la mesure est Transversale à l'avance ou Longitudinale. Les conditions de coupe étant les mêmes pour toutes les stratégies, seuls les diamètres effectifs modifient la vitesse d'avance du point générateur, il est de fait constaté une plus faible variation des critères longitudinaux. A titre d'exemple, l'écart-type des mesures, sans les veines ayant du recyclage de copeaux, du critère R_a est de 0,06 µm pour la direction longitudinale et de 0,16 µm pour la direction transversale. D'autre part, le calcul des corrélations linéaires entre les critères longitudinaux montre que les paramètres : Rz_L, Ra_L, Rq_L, Rpk_L, Rvk_L et $V2_L$ sont fortement corrélés (supérieure à 90%) avec la rugosité totale Rt_L. Par souci de lisibilité, les analyses qui sont présentées ne gardent que le critère Rt_L comme représentant de l'ensemble. De la même façon, Rt_T étant fortement corrélé à Ra_T et Rq_T, seul Rt_T est retenu pour la suite.

La veine 5 est très altérée par le recyclage de copeaux (Rt_L = 65 µm alors que la moyenne est inférieure à 4 µm). Les résultats associés à cette veine ne sont donc pas pris en compte pour regarder le lien entre l'état de surface et les stratégies de finition.

La méthode d'analyse utilisée ici est l'Analyse en Composante Principale (ACP) qui a déjà été employée au chapitre 4 dans l'analyse des états de surface. Pour chaque veine cylindrique retenue (les individus) les variables que sont les valeurs des critères transversaux et longitudinaux retenues sont transformées en notation centrée réduite. La méthode poursuit en calculant les coefficients de corrélation linéaire entre les variables puis recherche les valeurs propres et les vecteurs propres de la matrice des corrélations linéaires. Des cartes de projection des individus sur les vecteurs propres sont

alors données en Figure 7-9 et Figure 7-10. Un sigle est donné aux individus par une lettre, *H* pour la stratégie de contournage hélicoïdal et *T* pour le tréflage, suivi du numéro de la stratégie (de 1 à 8).

Le vecteur propre 1 montre l'opposition claire entre les stratégies de tréflage et de contournage hélicoïdal. Les stratégies de tréflage sont caractérisées par :

- un niveau élevé des creux sur le profil transversal (Rvk_T, $V2_T$) et un pourcentage élevé de matière supérieure et inférieure au profil écrêté longitudinal ($Mr1_L$ et $Mr2_L$),
- un niveau faible du pourcentage de matière supérieure et inférieure au profil écrêté transversal ($Mr2_T$ et $Mr1_T$), un niveau faible des hauteurs des pics et du volume de matière polissable du profil transversal (Rpk_T, $V1_T$), enfin un faible niveau de rugosité totale longitudinale Rt_L.

Le vecteur propre 2 caractérise le mode d'usinage ou plus précisément la variation d'épaisseur coupée. Le sens positif du vecteur propre correspond à une variation décroissante de l'épaisseur, le sens négatif à une variation croissante. Les stratégies de contournage se positionnent donc aux extrémités du vecteur alors que les stratégies de tréflage sont plus centrales. Les stratégies *H*6 et *H*8 (par opposition à la stratégie *H*1) portent alors :

- un niveau supérieur de la hauteur de profil écrêté transversal Rk_T et du taux de matière des creux profonds $Mr2_T$,
- un niveau inférieur de rugosité totale (Rt_T et Rt_L) du à l'absence de recyclage de copeaux, une hauteur faible des pics (Rpk_T) et un faible volume de matière à polir ($V1_T$ et $V1_L$).

Vecteur	1	2
Rz_T	-0,33	-0,19
Rt_T	0,06	-0,42
Rpk_T	-0,30	-0,32
Rk_T	-0,26	0,21
Rvk_T	0,27	-0,33
$Mr1_T$	-0,30	-0,21
$Mr2_T$	-0,35	0,19
$V1_T$	-0,30	-0,30
$V2_T$	0,31	-0,24
Rt_L	-0,24	-0,37
Rk_L	0,12	-0,04
$Mr1_L$	0,28	-0,14
$Mr2_L$	0,31	-0,03
$V1_L$	0,08	-0,38

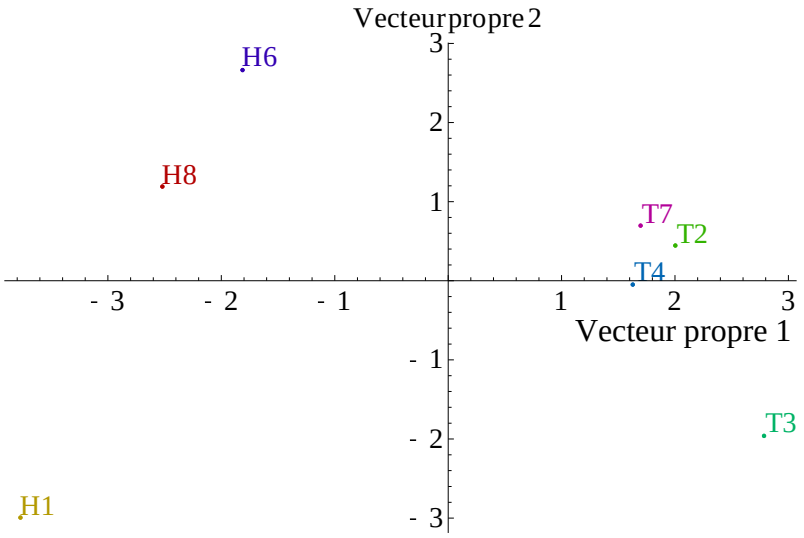


Figure 7-9. Coordonnées des vecteurs propres 1 et 2 - projection des individus sur les vecteurs propres 1 et 2

Le vecteur propre 3 de la Figure 7-10 sépare les stratégies qui amorcent la formation du copeau sur la surface finie (sens plus du vecteur propre 3) de celles qui l'amorcent sur la surface brute. Ainsi donc les stratégies *T*3 et *T*4 (par opposition à *T*1 et *T*2 principalement) présentent :

- une rugosité totale transversale (Rt_T) et un volume de rétention de lubrifiant du profil transversal ($V2_T$) plus grand,
- des hauteurs de profils transversaux et longitudinaux écrêtés faibles (Rk_T et Rk_L), un pourcentage de pic du profil longitudinal ($Mr1_L$) et un volume de matière à polir ($V1_L$) faible.

Enfin, le vecteur propre 4 précise l'influence du sens (montée ou descente) de l'usinage sur les stratégies de tréflage. Les stratégies de tréflage en montant dégagent :

- un pourcentage de matière de pic du profil transversal ($Mr1_T$) et une hauteur du profil longitudinal écrêté (Rk_L) supérieurs,
- par contre, une hauteur du profil transversal écrêté (Rk_T) et une hauteur maximale du profil transversal (Rz_T) inférieures, un pourcentage de matière de pic du profil longitudinal ($Mr1_L$) faible et un volume de matière à polir ($V1_L$) faible.

Vecteur	3	4
Rz_T	-0,12	-0,24
Rt_T	0,34	-0,10
Rpk_T	-0,04	0,08
Rk_T	-0,30	-0,44
Rvk_T	0,15	-0,17
$Mr1_T$	0,14	0,52
$Mr2_T$	-0,07	-0,08
$V1_T$	-0,05	0,16
$V2_T$	0,19	-0,12
Rt_L	-0,15	-0,13
Rk_L	-0,52	0,49
$Mr1_L$	-0,35	-0,21
$Mr2_L$	-0,29	0,23
$V1_L$	-0,43	-0,18

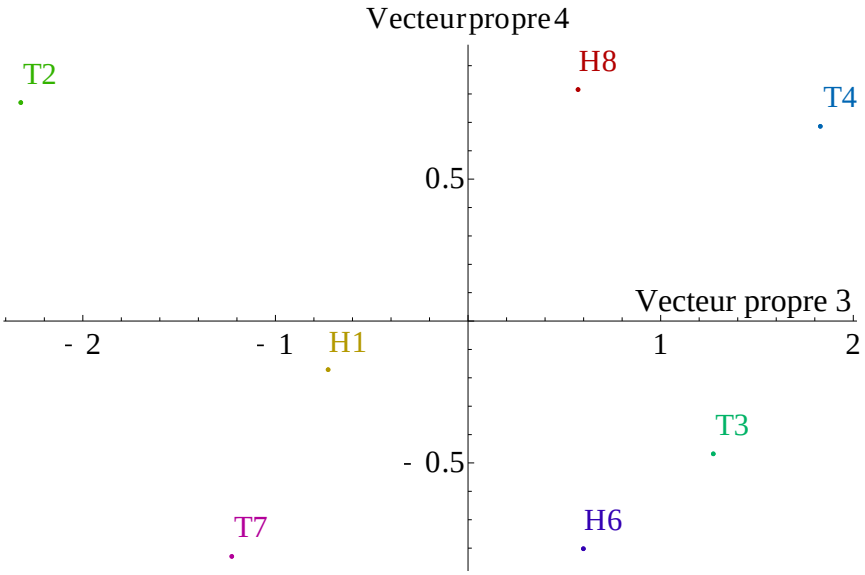


Figure 7-10. Coordonnées des vecteurs propres 3 et 4 - projection des individus sur les vecteurs propres 3 et 4

Les analyses de l'état de surface des veines coniques sont très similaires aux veines cylindriques pour autant que les mesures soient possibles et en prenant en compte la conicité des veines. La rugosité totale transversale des stratégies de tréflage calculée plus haut (§7.3.4) est de 2,02 µm sur le rayon de section de 15,3 mm et de 1,77 µm pour le rayon de 12,8 mm. Le critère de rugosité totale est facile à modéliser sur le plan géométrique, par contre expérimentalement, il souffre de la moindre perturbation. Les moyennes des mesures à 10 mm de chaque extrémité de veine donnent 5,3 µm (théorique 1,95 µm) pour un rayon de section de 14,64 mm et 4 µm (théorique 1,83 µm) pour le rayon de 13,46 mm. Il y a donc bien une baisse du critère d'état de surface dans une proportion plus forte que la prévision théorique. Cette observation ne concerne pas la stratégie de contournage hélicoïdal qui conserve un niveau homogène d'état de surface sur toute la veine conique.

7.4.4. Analyse des résultats des défauts de forme

Les veines sont mesurées trois fois avant et trois fois après l'opération de finition avec la même gamme de contrôle sur la même MMT. Après la mise en place d'un repère lié à la pièce, chaque veine est mesurée par 6 cercles répartis sur la hauteur de la veine et composés de 36 points chacun. Un cylindre est ensuite créé par l'association des 6 cercles mesurés par veine cylindrique. Le logiciel PC-DMIS V4.2 associé à la MMT analyse les points mesurés et renvoie :

- la position du centre de chaque cercle, le diamètre des moindres carrés et le défaut de circularité,
- le défaut de forme de cylindricité des veines cylindriques.

Les mesures des cercles sont effectuées dans un plan perpendiculaire à l'axe supposé des veines. La correction du rayon de bille n'est donc pas correcte pour les veines coniques car le logiciel n'a pas connaissance de la normale de chaque point palpé. L'erreur de position commise est voisine de 21 µm. Par conséquent, les valeurs calculées des défauts de circularité des veines coniques sont fausses mais elles permettent de faire une comparaison relative, interne à cette géométrie. La comparaison directe des valeurs des défauts de circularité entre les veines cylindrique et conique n'est alors pas faisable.

7.4.4.1. Vérification de la profondeur de passe axiale

La comparaison des diamètres des cercles avant et après l'opération de finition indique la quantité de matière qui a été enlevée. Les profondeurs de passe moyenne sont reportées dans le Tableau 7-13 et indiquent de faibles écarts par rapport à la profondeur de passe axiale programmée de 0,3 mm. Les écarts observés peuvent provenir de la trajectoire, du faux rond différent de chaque fraise pour la finition et de la flexion de fraise.

Moyenne	des 8 stratégies	de tréflage	de contournage hélicoïdal
Veines cylindriques (mm)	0,291	0,297	0,284
Veines coniques (mm)	0,305	0,309	0,301

Tableau 7-13. Profondeurs de passe axiale mesurées

7.4.4.2. Défauts de forme

Plusieurs défauts de forme sont analysés : la circularité des mesures de cercle, la rectitude de l'axe de chaque veine et la cylindricité des veines cylindriques. Les résultats des défauts sont reportés au Tableau 7-14. Pour chaque défaut de forme, une distinction est faite entre les stratégies de tréflage et les stratégies de contournage hélicoïdal. La répétition des mesures complètes à trois reprises indique des différences inférieures au micromètre sur l'ensemble des mesures. Aucune différence n'a été remarquée entre les stratégies de même nature. Le sens de l'usinage (montée ou descente) ou le côté de la matière à usiner en tréflage ou le sens de l'hélice en contournage hélicoïdal n'ont pas d'effets significatifs sur les défauts de forme.

	Moyenne	des 8 stratégies	de tréflage	de contournage hélicoïdal
Circularité	Cylindre	41	23	60
	Cône	17	13	22
Rectitude	Cylindre	4,9	3	6,9
	Cône	1,3	0,6	2
Cylindricité	Cylindre	97	54	140

Tableau 7-14. Défauts de forme exprimés en micromètre

Les défauts de circularité observés sont différents entre les stratégies de tréflage et les stratégies de contournage hélicoïdal d'un rapport de presque deux. La raison de cet écart est probablement due au défaut de tension de la courroie de l'axe Y. La Figure 7-11 trace l'évolution de l'erreur de poursuite entre la position mesurée sur la règle et la consigne de l'interpolateur pour les axes *X* et *Y* de la machine pendant l'usinage d'une veine en contournage hélicoïdal. La valeur absolue de l'erreur de poursuite de l'axe *X* est toujours inférieure à 2 µm alors que pour l'axe *Y*, l'erreur de poursuite est comprise entre -20 µm et +5 µm. Ces erreurs de poursuite ne se traduisent pas nécessairement par un écart de contour de la même ampleur mais elles y contribuent. Pour la stratégie de contournage hélicoïdal les pics d'erreur de poursuite de l'axe *Y* ont lieu pendant l'usinage alors que pour la stratégie de tréflage, ils ont lieu pendant la trajectoire de bouclage et n'ont donc pas de conséquence sur la surface usinée.

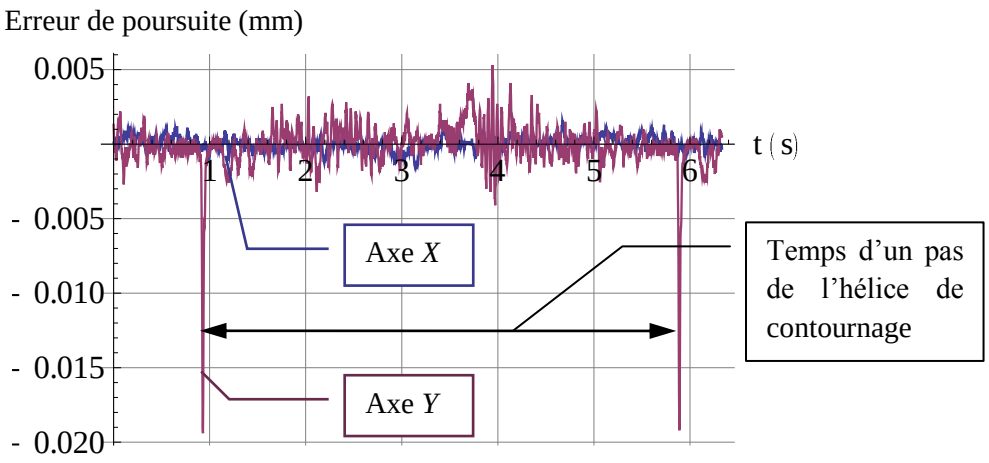


Figure 7-11. Extrait de l'erreur de poursuite des axes *Y* et *Y* de la machine pour la stratégie 5 appliquée à la veine cylindrique pendant l'usinage

Le défaut de rectitude des axes des veines (Tableau 7-14) correspond au défaut de rectitude des centres des cercles. Les défauts de rectitude mesurés sont faibles pour les deux géométries de veine. Toutefois, la rectitude des axes des veines obtenues par tréflage est plus faible que celles obtenues par contournage hélicoïdal. La trajectoire de tréflage associée à des veines avec une courbe guide droite met en mouvement les axes *X* et *Z*, les autres axes sont fixes pendant l'usinage. Ce nombre limité d'axe favorise une meilleure maitrise des positions par la CN.

Le défaut de forme de cylindricité englobe les deux défauts cités précédemment. Il n'est donc pas surprenant qu'il soit supérieur en valeur. Il s'explique principalement par la contribution des défauts de circularité plus que le défaut de rectitude de l'axe.

En conclusion, le défaut de forme associé aux stratégies de contournage hélicoïdal est principalement un défaut de circularité issu d'une trajectoire d'usinage mettant en œuvre un nombre d'axe plus important que les stratégies de tréflage.

7.5. Conclusions

Ce chapitre présente une comparaison détaillée de 8 stratégies de finition de veines fermées en usinage 5 axes. Après avoir précisé la géométrie des deux veines cylindrique et conique, les 4 stratégies de tréflage et les 4 stratégies de contournage hélicoïdal sont définies. La comparaison des stratégies est d'abord basée sur les différents critères géométriques (définis au chapitre trois) tel que les diamètres effectifs, le nombre de dents participant à l'usinage, l'épaisseur coupée et les critères associés comme la section coupée, le mode d'usinage, l'état de surface et l'angle de coupe normal. Après avoir réalisées les veines dans une pièce en alliage de titane, les stratégies sont analysées par une observation visuelle, par des mesures d'état de surface et de défauts de forme.

La comparaison des stratégies montre tout l'intérêt des critères géométriques de la coupe en fraise boule mis en place au chapitre 3. Ils permettent la construction cohérente des conditions de coupe et d'éclairer les observations d'état de surface.

De manière synthétique deux comportements ressortent de cette comparaison correspondant au type de stratégie employée. Le Tableau 7-15 rassemble des critères de comparaison concernant la qualité de surface, les sollicitations dynamiques de la machine, la vitesse d'évolution de l'usure de l'outil, l'effort de coupe supposé et la productivité.

	Stratégie1	Stratégie2	Stratégie3	Stratégie4	Stratégie5	Stratégie6	Stratégie7	Stratégie8
Stratégie	Cont.hél.	Tréflage	Tréflage	Tréflage	Cont.hél.	Cont.hél.	Tréflage	Cont.hél.
Sens	montée	montée	descente	montée	descente	montée	descente	descente
Matière ou hélice	à gauche	à gauche	à gauche	à droite	à droite	à droite	à droite	à gauche
Constance de l'état de surface	oui	non	non	non	oui	oui	non	oui
Recyclage copeaux	oui	non	oui	oui	oui	non	non	non
Polissage	fort	faible	faible	faible		fort	faible	fort
Défauts de forme	fort	faible	faible	faible	fort	fort	faible	fort
Jerk de la machine	faible	fort	fort	fort	faible	faible	fort	faible
Usure outil	faible	forte	forte	forte	faible	faible	forte	faible
Effort de coupe	fort	faible	faible	faible	fort	fort	faible	fort
productivité	forte	faible	faible	faible	forte	forte	faible	forte

Tableau 7-15. Synthèse comparative des stratégies des veines à courbe guide droite

La stratégie de tréflage ne permet pas de garantir un état de surface constant sur toute la surface si une variation de section est présente. Le volume de matière potentiellement à polir est plus grand en contournage hélicoïdal par contre le volume des creux est plus faible. Dans le contexte des essais sur la fraiseuse HSM 600U du laboratoire les défauts de cylindricité sont plus faibles en tréflage mais cette stratégie sollicite fortement la dynamique de la machine lors de la trajectoire de bouclage. La vitesse de l'évolution de l'usure en fonction de la longueur usinée est dépendante des critères associés à l'épaisseur coupée et favorise la stratégie de contournage. Les efforts de coupe n'ont pu être mesuré, toutefois sur la base de la section coupée moyenne sur tour, l'énergie spécifique de coupe et par suite l'effort de coupe sont attendus pour être plus faible dans le cas des stratégies de tréflage. La productivité est meilleure en contournage hélicoïdal car le point générateur reste constamment sur la surface. La stratégie de tréflage perd du temps sans usiner lors des trajectoires de bouclage. Les essais du chapitre 6 montrent que la trajectoire de bouclage représente 24% du temps d'exécution de la stratégie. Pour réduire cette proportion, une perspective est d'associer une stratégie de tréflage descendante avec une montante. L'usure d'outil serait répartie sur une plus grande portion d'arête.

Une modulation de ces deux comportements est à faire en fonction du lieu d'amorçage du copeau. Si celui-ci démarre sur la surface finie alors il y a un risque de recyclage de copeau avec des conséquences sur la qualité de surface.

8. Conclusions et perspectives

8.1. Bilan des objectifs

L'objet de la thèse est de développer et maîtriser des nouvelles stratégies de finition en usinage 5 axes de veines fermées. Pour cela, deux objectifs majeurs sont étudiés. Le premier est l'étude de la coupe en usinage 5 axes en caractérisant la géométrie de coupe, l'état de surface et l'énergie spécifique de coupe en fonction des angles de dépinçage. Le second objectif est le développement de nouvelles stratégies de finition en usinage 5 axes, avec une vitesse d'avance du point générateur constante.

En réponse, le chapitre 2 développe des méthodologies de mesure de la géométrie d'outil permettant de connaitre la macro et micro-géométrie de la fraise et de construire une modélisation géométrique pour les calculs d'épaisseur coupée. Le chapitre 3 présente une modélisation de différents aspects géométriques de la coupe à travers, d'une part, les diamètres effectifs sur la surface finie et la surface intersection, et d'autre part, l'épaisseur coupée et les critères associés comme la section coupée. Cette modélisation est construite pour une trajectoire basée sur une surface plane ou torique avec deux rayons de courbure. L'exploitation de la modélisation donne une meilleure connaissance de la coupe de la matière notamment en précisant l'influence du faux rond, le mode d'usinage et les angles d'outil en main.

Les différents essais expérimentaux du chapitre 4 apportent un éclairage complémentaire à la compréhension de la coupe. Les mesures de l'effort de coupe soulignent le lien étroit entre l'énergie spécifique de coupe et la section coupée lors de la variation des angles de dépinçage. Les essais d'usure d'outil marquent le rôle de l'épaisseur coupée dans la comparaison de la vitesse d'évolution de l'usure entre deux configurations d'usinage 5 axes. Enfin l'influence des angles de dépinçage sur l'état de surface est exposée à travers les modes d'usinage, la variation de la vitesse de coupe ou la position du point à vitesse de coupe nulle.

En réponse au second objectif, le chapitre 5 définit la géométrie des veines fermées étudiées et développe les deux nouvelles stratégies de finition en usinage 5 axes dont la vitesse d'avance du point générateur est constante lors de l'usinage. La stratégie de tréflage se caractérise par une trajectoire continue en courbure avec une gestion de la vitesse d'avance particulière pour la première passe de tréflage respectant une épaisseur coupée identique aux passes suivantes. La stratégie de contournage hélicoïdal met en évidence, pour les veines de section rectangulaire avec congés, une discontinuité en tangence de la trajectoire et de la vitesse du point piloté.

Pour s'assurer que la trajectoire exécutée par la machine-outil associée à la commande numérique soit fidèle à celle programmée, le chapitre 6 analyse les sollicitations cinématique et dynamique issues de chaque stratégie. Il en ressort que des outils de lissage global et local de la trajectoire sont indispensables pour assurer un comportement de la machine raisonnable, en particulier sur le plan des sollicitations en jerk et du respect de la vitesse d'avance programmée avec une tolérance d'interpolation de la CN très faible.

Le dernier chapitre réalise une comparaison entre 4 stratégies de tréflage et 4 stratégies de contournage hélicoïdal appliquées sur des veines cylindriques et coniques dans une pièce en alliage de titane Ti6Al4V. Cette comparaison déploie tous les critères de caractérisation de la coupe construits dans ce mémoire. Elle est complétée par une observation visuelle des veines et une analyse des états de surface et des défauts de forme. Il n'existe pas de stratégie parfaite sur l'ensemble des critères de comparaison,

cependant le caractère de chaque type de stratégie ressort avec une modulation par le phénomène de recyclage de copeau qui est démontrée.

8.2. Les apports de la thèse

8.2.1. Sur le plan des outils méthodologiques

Les travaux de recherche ont conduit à mettre en place des outils originaux. Ils se classent en 5 familles.

1. La mesure de la micro et macro-géométrie d'outil

La mesure d'outil se décompose en micro-géométrie (rayon d'arête et les paramètres de faux rond) et macro-géométrie (les rayons de chaque dent, le pas de l'hélice d'affûtage et les angles d'outil en main). Le rayon d'arête est déterminé en maitrisant les écarts de modélisation entre la face de coupe, le rayon d'arête et la face de dépouille. Les autres caractéristiques sont issues d'une mesure par strato-numérisation par laser avec l'outil monté en broche.

2. La modélisation géométrique de la coupe

Cette modélisation part de l'outil pour aller dans le cas de l'usinage 5 axes déterminer les diamètres effectifs sur la surface finie et la surface intersection, les épaisseurs coupées, la section coupée et la surface coupée, le mode d'usinage et les angles d'outil en travail. Cette modélisation est paramétrée en fonction des mesures de la géométrie de fraise, des conditions de coupe, de la géométrie de la surface support de la trajectoire d'usinage (plane ou torique).

3. La mesure des efforts de coupe en usinage 5 axes de finition

Une méthodologie originale de mesure des efforts de coupe est proposée par l'emploi d'un dynamomètre avec une bonne sensibilité et grande bande passante placé entre le plateau de la machine et l'échantillon à usiner. L'exploitation des efforts est permise en mesurant conjointement aux efforts, la position angulaire des arêtes de coupe par rapport à l'échantillon. Elle tient compte de l'angle d'hélice de la fraise.

4. La génération de trajectoires d'usinage

Une méthode de génération de trajectoires gardant constante la vitesse d'avance du point générateur est donnée. Elle s'appuie sur la définition de surfaces paramétrées dont les paramètres sont proportionnels aux abscisses curvilignes. L'originalité de la stratégie de tréflage réside dans la prise en compte de la vitesse de la première passe de tréflage et la continuité en courbure de la trajectoire du point piloté.

5. Le lissage local de trajectoire

La méthode de lissage local de trajectoire est associée à une trajectoire exprimée en interpolation linéaire. Les tronçons de trajectoire présentant des discontinuités de tangence (du point piloté et du vecteur de l'axe de l'outil) sont remplacés par des polynômes de degré 6 permettant d'assurer la continuité en courbure, tout en contrôlant l'écart de trajectoire effectué. Pour être efficace en interpolation linéaire, le pas de discrétisation temporelle doit être réduit pour couvrir les discontinuités inhérentes à cette interpolation.

8.2.2. Sur le plan des résultats et compréhensions

Cette thèse a permis de mettre en évidence plusieurs résultats originaux sur la compréhension de la coupe et la performance des nouvelles stratégies d'usinage.

8.2.2.1. Compréhension de la coupe

Le calcul des diamètres effectifs révèle que ces derniers sont rarement coplanaires avec l'axe de la fraise, et confirme donc l'intérêt d'une telle modélisation pour assurer le lien entre la vitesse de rotation de la broche et de la vitesse de coupe. La connaissance des diamètres effectifs valide le nombre de dents de la fraise participant à l'usinage et donc de la vitesse d'avance correspondante.

Sur le plan de l'épaisseur coupée, il apparait que le paramètre géométrique de l'épaisseur maximale h_{max} est invariant en fonction des angles de dépinçage dans le cas de la trajectoire rectiligne basée sur une surface plane. La modélisation géométrique dévoile l'existence de 4 familles de copeaux non déformés au comportement similaire. L'épaisseur coupée est à l'origine de plusieurs phénomènes associés à la coupe tels que la vitesse d'évolution de l'usure en dépouille de la fraise et les efforts de coupe.

Le mode d'usinage n'est pas seulement dépendant du côté où se trouve la matière à couper par rapport à la passe d'usinage actuelle mais également des angles de dépinçage. Le mode de coupe ne modifie pas fondamentalement les principaux critères d'état de surface liés à la ligne moyenne lorsque les copeaux ne collent pas à l'arête. Toutefois, les modes d'usinage se différentient sur le plan de la courbe de portance des surfaces produites.

La mesure des efforts de coupe associée à la méthodologie du Couple Outil Matière caractérise l'évolution de l'énergie spécifique de coupe et permet de choisir des conditions de coupe acceptables. En fonction de l'épaisseur coupée maximale, l'énergie spécifique de coupe est trouvée stable pour des épaisseurs supérieures aux mesures de rayon d'arête. L'angle de coupe normal effectif apporte une contribution faible à l'effort de coupe. Les mesures d'efforts indiquent la présence d'une composante d'effort radial non négligeable, quantifiée par des AER entre 15° et 40°. L'AER augmente avec l'angle de dépinçage résultant.

L'état de surface produit est fonction d'une multitude de paramètres. Entre autres, ils sont liées aux angles de dépinçage, aux paramètres de faux rond et à la synchronisation ou non des passages d'arête avec la rotation de la broche. L'état de surface peut être fortement affecté par le phénomène de recyclage des copeaux lorsque le copeau colle à l'arête et que l'amorce du copeau est réalisée au voisinage de la surface finie. Le mode d'usinage en opposition est alors à éviter.

8.2.2.2. Performance des nouvelles stratégies

Pour la stratégie de tréflage, la vitesse d'avance est respectée pendant l'usinage avec une tolérance d'interpolation CN linéaire de 2 µm et angulaire de 0,2°. Pour limiter le temps de la trajectoire de bouclage, la vitesse d'avance est modifiée. Elle varie donc jusqu'à un maximum mesurée de près de 10,5 m/min et donne un temps improductif de 24% du temps de cycle complet. Pour cela, il est indispensable de diminuer le pas de temps de discrétisation temporelle pour profiter du cycle de lissage global de trajectoire de la commande numérique.

La stratégie de contournage hélicoïdal respecte la vitesse d'avance du point générateur constante sur toute la trajectoire sauf aux discontinuités en tangence de celle-ci avec une chute de la vitesse de 84% de la consigne. Le lissage local de trajectoire proposé permet alors de limiter la chute de vitesse à 30% de la consigne avec un écart de trajectoire du point générateur inférieur à 10 µm et des tolérances d'interpolation CN identiques à la stratégie précédente.

8.3. Les perspectives de recherche

Plusieurs directions de recherche peuvent constituer une suite aux travaux exposés dans ce mémoire.

8.3.1. Perspectives liées à l'échelle locale de la coupe

Le premier thème de recherche porte sur l'approfondissement de la maitrise du procédé de fraisage 5 axes avec une fraise boule sur le plan mécanique. La méthode de calcul de l'épaisseur coupée et la méthodologie d'acquisition des efforts de coupe conduisent à mettre en place un modèle d'effort de coupe. Pour différentes configurations géométriques d'usinage 5 axes, l'exploitation de ce modèle permettra d'affiner la compréhension des différences sur le plan de l'état de surface et de l'usure d'outil.

Un deuxième thème de recherche est lié à l'optimisation de la géométrie de fraise pour améliorer la coupe et la durée de vie de l'outil. Le constat de cette thèse est que la continuité de coupe est faible, et que les angles d'outils en travail ne sont pas constants le long de l'arête. Le matériau utilisé ici impose des vitesses de coupe plutôt faibles. Le calcul des épaisseurs coupées mis en place dans cette thèse peut servir à construire un modèle d'efforts de coupe pour garantir la résistance de fraise. Par ailleurs la modélisation géométrique paramétrée de la fraise peut alimenter une étude plus approfondie sur son influence concernant les angles d'outil en main et en travail pour différentes gammes de vitesse de coupe et d'avance.

Un troisième thème d'approfondissement est l'étude de l'influence de la lubrification sur la surface produite. Les essais réalisés dans cette thèse montrent que, sous certaines conditions, un phénomène de recyclage de copeaux apparait en usinage à sec. Dans quelle mesure d'autres modes de lubrification (micro-lubrification, cryogénie…) peuvent améliorer l'état de surface de la pièce ainsi que la durée de vie de la fraise.

Un quatrième thème de recherche concerne la tenue en service des pièces. Parmi les paramètres participant à la durée de vie des pièces, il y a l'intégrité de la surface de la pièce générée par la fabrication. Les contraintes résiduelles, la microstructure et l'état de surface sont des points d'entrée pour caractériser la surface et sont directement issus de la coupe à l'échelle locale du procédé de finition. Les travaux de cette thèse peuvent aider à la construction d'un modèle d'effort pouvant alimenter une modélisation des contraintes résiduelles par une approche hybride. L'analyse des états de surface proposée dans ce mémoire est à confronter avec les exigences fonctionnelles de durée de vie de la pièce. La modification de la microstructure du matériau en proche surface par le procédé de coupe est un point soulevé dans la bibliographie. Dans quelle mesure ces éléments peuvent nuire à la tenue en fatigue de la pièce. Les modélisations proposées ici sont des éléments importants, pouvant limiter des approches expérimentales fastidieuses.

8.3.2. Perspectives liées à l'échelle macroscopique de la coupe et aux stratégies d'usinage

Un cinquième thème est basé sur l'étude de la stabilité de la coupe en lien avec un contexte matériel de géométrie de pièce et de fraise. La thèse a montré que plusieurs éléments (pièce, outil, attachement…) de la chaine usinante apportent de la souplesse. Le calcul des épaisseurs coupées mis en place dans cette thèse peut servir à construire un modèle d'efforts de coupe. Ces derniers associés à un contexte matériel (pièce et/ou outil) participent à l'équation différentielle, issue du principe fondamental de la dynamique, et une méthode temporelle peut être mise en place pour observer l'influence des angles de dépinçage sur la stabilité de coupe.

Un sixième thème de recherche concerne le comportement de la machine-outil associée à la commande numérique des stratégies mises en place dans cette thèse. En effet, une ouverture a

différents contextes de géométrie de pièce, de matière et d'interpolation de la trajectoire peut être proposée. La géométrie des veines définie dans ce mémoire est à confronter aux pièces industrielles. Les conditions de coupes associées à des pièces en alliage de titane, acier inoxydable ou alliage d'aluminium sont très différentes et vont impacter la vitesse d'avance à programmer. Enfin l'interpolation linéaire est sans doute le mode de programmation le plus répandu, toutefois cette interpolation souffre de sa discontinuité géométrique. Une ouverture à d'autres modes d'interpolation, comme l'interpolation polynomiale, peut être judicieuse pour améliorer le comportement cinématique et dynamique de la machine et diminuer par exemple les temps improductifs de la stratégie de tréflage.

Un dernier thème de recherche consiste à analyser le couplage entre la finition et l'ensemble de la gamme de fabrication. Les problématiques de fabrication étant différentes entre l'ébauche, la semi-finition, la finition et le polissage si besoin, il semble intéressant d'aborder la gamme afin de concilier tous les aspects.

Références bibliographiques

Agson Gani, E., Kruth, J.P., Vanherck, P., Lauwers, B., 1997. A geometrical model of the cut in five-axis milling accounting for the influence of tool orientation. Int. J. Adv. Manuf. Technol. 13, 677–684.

Al-Ahmad, M., 2008. Industrialisation de procédé: contribution à la maîtrise de l'opération de tréflage ou fraisage vertical - approches analytique et expérimentale (Thèse). Arts et Métiers ParisTech.

Altintas, Y., Budak, E., 1995. Analytical prediction of stability lobes in milling. CIRP Ann.-Manuf. Technol. 44, 357–362.

Altintas, Y., Lee, P., 1996. A general mechanics and dynamics model for helical end mills. CIRP Ann. - Manuf. Technol. 45, 59–64.

Azeem, A., Feng, H.-Y., 2013. Cutting force prediction for ball-end mills with non-horizontal and rotational cutting motions. Int. J. Adv. Manuf. Technol. 67, 1833–1845. doi:10.1007/s00170-012-4612-3

Azeem, A., Feng, H.-Y., Wang, L., 2004. Simplified and efficient calibration of a mechanistic cutting force model for ball-end milling. Int. J. Mach. Tools Manuf. 44, 291–298. doi:10.1016/j.ijmachtools.2003.09.007

Bae, S.-H., Ko, K., Kim, B.H., Choi, B.K., 2003. Automatic feedrate adjustment for pocket machining. Comput.-Aided Des. 35, 495–500. doi:10.1016/S0010-4485(01)00195-6

Banerjee, A., Feng, H.-Y., Bordatchev, E.V., 2012. Geometry of chip formation in circular end milling. Int. J. Adv. Manuf. Technol. 59, 21–35. doi:10.1007/s00170-011-3478-0

Beudaert, X., 2013. Commande numérique ouverte: interpolation optimisée pour l'usinage 5 axes grande vitesse des surfaces complexes (Thèse). École normale supérieure de Cachan.

Bohez, E.L., 2002a. Five-axis milling machine tool kinematic chain design and analysis. Int. J. Mach. Tools Manuf. 42, 505–520.

Bohez, E.L., 2002b. Compensating for systematic errors in 5-axis NC machining. Comput.-Aided Des. 34, 391–403.

Bohez, E.L.J., Ariyajunya, B., Sinlapeecheewa, C., Shein, T.M.M., Lap, D.T., Belforte, G., 2007. Systematic geometric rigid body error identification of 5-axis milling machines. CAD Comput. Aided Des. 39, 229–244. doi:10.1016/j.cad.2006.11.006

Bolsunovsky, S., Vermel, V., Gubanov, G., 2013. Cutting Forces Calculation and Experimental Measurement for 5-axis Ball End Milling. Procedia CIRP 8, 235–239. doi:10.1016/j.procir.2013.06.095

Boujelbene, M., Moisan, A., Bouzid, W., Torbaty, S., 2007. Variation cutting speed on the five axis milling. J. Achiev. Mater. Manuf. Eng. 21, 7–14.

Bouzakis, K.-D., Aichouh, P., Efstathiou, K., 2003. Determination of the chip geometry, cutting force and roughness in free form surfaces finishing milling, with ball end tools. Int. J. Mach. Tools Manuf. 43, 499–514. doi:10.1016/S0890-6955(02)00265-1

Bringmann, B., Knapp, W., 2006. Model-based "Chase-the-Ball" calibration of a 5-axes machining center. CIRP Ann. - Manuf. Technol. 55, 531–534. doi:10.1016/S0007-8506(07)60475-2

By Chen, J.-S., Huang, Y.-K., Chen, M.-S., 2005. Feedrate optimization and tool profile modification for the high-efficiency ball-end milling process. Int. J. Mach. Tools Manuf. 45, 1070–1076. doi:10.1016/j.ijmachtools.2004.11.020

Campocasso, S., 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 ParisTech.

Cao, Q., Xue, D., Zhao, J., Li, Y., 2011. A cutting force model considering influence of radius of curvature for sculptured surface machining. Int. J. Adv. Manuf. Technol. 54, 821–835. doi:10.1007/s00170-010-2980-0

Cao, Q., Zhao, J., Han, S., Chen, X., 2012. Force coefficients identification considering inclination angle for ball-end finish milling. Precis. Eng. 36, 252–260. doi:10.1016/j.precisioneng.2011.10.007

Cao, Q., Zhao, J., Li, Y., Zhu, L., 2013. The effects of cutter eccentricity on the cutting force in the ball-end finish milling. Int. J. Adv. Manuf. Technol. 69, 2843–2849. doi:10.1007/s00170-013-5205-5

Chaves-Jacob, J., 2009. Développement d'une méthodologie de réduction des défauts géométriques: application à l'usinage 5-axes de composants de turbomachine (Thèse). Arts et Métiers ParisTech.

Chaves-Jacob, J., Poulachon, G., Duc, E., 2012. Optimal strategy for finishing impeller blades using 5-axis machining. Int. J. Adv. Manuf. Technol. 58, 573–583. doi:10.1007/s00170-011-3424-1

Chen, X., Zhao, J., Dong, Y., Han, S., Li, A., Wang, D., 2013. Effects of inclination angles on geometrical features of machined surface in five-axis milling. Int. J. Adv. Manuf. Technol. 65, 1721–1733. doi:10.1007/s00170-012-4293-y

Corduan, N., 2006. Etude des phénomènes vibratoires en fraisage de finition de plaques minces: application aux aubages de turbines aéronautiques (Thèse). Arts et Métiers ParisTech.

Corduan, N., Costes, J.-P., Lapujoulade, F., Larue, A., 2006. Experimental approach of milling stability of thin walled parts, comparison with time domain simulation. Presented at the CIRP International Workshop on Modeling of Machining Operations, Bled, Slovenia, pp. 59–69.

Denkena, B., Boehnke, D., Dege, J.H., 2008. Helical milling of CFRP-titanium layer compounds. High Perform. Cut. 1, 64–69. doi:10.1016/j.cirpj.2008.09.009

Diciuc, V., Lobontiu, M., Cosma, M., 2010. Optimization of cutting conditions when five axis milling using ball nose end mills. theoretical study. Proc. Manuf. Syst. 5.

Dongming, G., Fei, R., Yuwen, S., 2010. An approach to modeling cutting forces in five-axis ball-end milling of curved geometries based on tool motion analysis. J. Manuf. Sci. Eng.-Trans. Asme 132, 041004–041004. doi:10.1115/1.4001420

Dotcheva, M., Millward, H., 2005. The application of tolerance analysis to the theoretical and experimental evaluation of a CNC corner-milling operation. J. Mater. Process. Technol. 170, 284–297. doi:10.1016/j.jmatprotec.2005.05.016

Du, J., Yan, X.-G., Tian, X.-T., 2012. The avoidance of cutter gouging in five-axis machining with a fillet-end milling cutter. Int. J. Adv. Manuf. Technol. 62, 89–97. doi:10.1007/s00170-011-3779-3

Duc, E., 1998. Usinage de formes gauches Contribution à l'amélioration de la qualité des trajectoires d'usinage (Thèse). Ecole Normale Supérieure de Cachan.

Eksioglu, C., Kilic, Z.M., Altintas, Y., 2012. Discrete-Time Prediction of Chatter Stability, Cutting Forces, and Surface Location Errors in Flexible Milling Systems. J. Manuf. Sci. Eng. 134, 061006. doi:10.1115/1.4007622

Engin, S., Altintas, Y., 2001. Mechanics and dynamics of general milling cutters. Part I: Helical end mills. Int. J. Mach. Tools Manuf. 41, 2195–2212. doi:10.1016/S0890-6955(01)00045-1

Erdim, H., Sullivan, A., 2013. Cutter Workpiece Engagement Calculations for Five-axis Milling Using Composite Adaptively Sampled Distance Fields. Procedia CIRP 8, 438–443. doi:10.1016/j.procir.2013.06.130

Fontaine, M., 2004. Modélisation thermomécanique du fraisage de forme et validation expérimentale. (Thèse). Université de Metz.

Fontaine, M., Devillez, A., Moufki, A., Dudzinski, D., 2006. Predictive force model for ball-end milling and experimental validation with a wavelike form machining test. Int. J. Mach. Tools Manuf. 46, 367–380. doi:10.1016/j.ijmachtools.2005.05.011

Fontaine, M., Devillez, A., Moufki, A., Dudzinski, D., 2007a. Modelling of cutting forces in ball-end milling with tool-surface inclination. Part II. Influence of cutting conditions, run-out, ploughing and inclination angle. J. Mater. Process. Technol. 189, 85–96. doi:10.1016/j.jmatprotec.2007.01.007

Fontaine, M., Moufki, A., Devillez, A., Dudzinski, D., 2007b. Modelling of cutting forces in ball-end milling with tool-surface inclination. Part I: Predictive force model and experimental validation. J. Mater. Process. Technol. 189, 73–84. doi:10.1016/j.jmatprotec.2007.01.006

Fromentin, G., Poulachon, G., 2010. Geometrical analysis of thread milling—part 1: evaluation of tool angles. Int. J. Adv. Manuf. Technol. 49, 73–80. doi:10.1007/s00170-009-2402-3

Gassara, B., Baili, M., Dessein, G., Hbaieb, M., Saï, W.B., 2013. Feed rate modeling in circular–circular interpolation discontinuity for high-speed milling. Int. J. Adv. Manuf. Technol. 65, 1619–1634. doi:10.1007/s00170-012-4284-z

Gilles, P., Cohen, G., Monies, F., Rubio, W., 2013. Torus cutter positioning in five-axis milling using balance of the transversal cutting force. Int. J. Adv. Manuf. Technol. 66, 965–973. doi:10.1007/s00170-012-4381-z

Gradisek, J., Kalveram, M., Insperger, T., Weinert, K., Stépán, G., Govekar, E., Grabec, I., 2005. On stability prediction for milling. Int. J. Mach. Tools Manuf. 45, 769–781. doi:10.1016/j.ijmachtools.2004.11.015

Gradisek, J., Kalveram, M., Weinert, K., 2004. Mechanistic identification of specific force coefficients for a general end mill. Int. J. Mach. Tools Manuf. 44, 401–414. doi:10.1016/j.ijmachtools.2003.10.001

Guillemot, N., 2010. Prise en compte de l'intégrité de surface pour la prévision de la tenue en fatigue de pièces usinées en fraisage (Thèse). École normale supérieure de Cachan.

Harik, R.F., Gong, H., Bernard, A., 2012. 5-axis flank milling: A state-of-the-art review.

HEIDENHAIN, 2006. HEIDENHAIN iTNC 530 Manuel d'utilisation. HEIDENHAIN.

Hexagon Metrology, 2012. Romer absolut arm.

Huang, T., Zhang, X., Ding, H., 2013. Decoupled chip thickness calculation model for cutting force prediction in five-axis ball-end milling. Int. J. Adv. Manuf. Technol. 69, 1203–1217. doi:10.1007/s00170-013-5099-2

ISO 10791, 2001. Test conditions for machining centres. ISO 10791.

ISO 10791-6, 1998. Test conditions for machining centres — Part 6: Accuracy of feeds, speeds and interpolations. ISO 10791-6.

ISO 10791-7, 1998. Test conditions for machining centres — Part 7: Accuracy of a finished test piece. ISO 10791-7.

ISO 230, 2012. Test code for machine tools. ISO 230.

ISO 3002-3, 1984. Basic quantitises in cutting and grinding - Geometric and kinematic quantities in cutting. ISO.

ISO 4343, 1978. Automatically Programmed Tool - Advanced Contourning (APT-AC) Numerical Control Processor. ISO 4343.

ISO 841, 2001. Industrial automation systems and integration - numerical control of machines - coordinate system and motion nomenclature. ISO 841.

Iyer, R., Koshy, P., Ng, E., 2007. Helical milling: An enabling technology for hard machining precision holes in AISI D2 tool steel. Int. J. Mach. Tools Manuf. 47, 205–210. doi:10.1016/j.ijmachtools.2006.04.006

Jun, C.-S., Cha, K., Lee, Y.-S., 2003. Optimizing tool orientations for 5-axis machining by configuration-space search method. CAD Comput. Aided Des. 35, 549–566. doi:10.1016/S0010-4485(02)00077-5

Keyence, 2006. Catalogue général Keyence.

Kim, G.M., Cho, P.J., Chu, C.N., 2000. Cutting force prediction of sculptured surface ball-end milling using Z-map. Int. J. Mach. Tools Manuf. 40, 277–291. doi:10.1016/S0890-6955(99)00040-1

Kim, K.-K., Kang, M.-C., Kim, J.-S., Jung, Y.-H., Kim, N.-K., 2002. A study on the precision machinability of ball end milling by cutting speed optimization. J. Mater. Process. Technol. 130-131, 357–362. doi:10.1016/S0924-0136(02)00824-5

Klocke, F., Arntz, K., Cabral, G.F., Stolorz, M., Busch, M., 2011. Characterization of tool wear in high-speed milling of hardened powder metallurgical steels. Adv. Tribol. doi:10.1155/2011/906481

Ko, J.H., Altintas, Y., 2007. Time domain model of plunge milling operation. Int. J. Mach. Tools Manuf. 47, 1351–1361. doi:10.1016/j.ijmachtools.2006.08.007

Ko, J.H., Cho, D.-W., 2005. 3D ball-end milling force model using instantaneous cutting force coefficients. J. Manuf. Sci. Eng. Trans. ASME 127, 1–12. doi:10.1115/1.1826077

Kwong, J., Axinte, D.A., Withers, P.J., 2009. The sensitivity of Ni-based superalloy to hole making operations: Influence of process parameters on subsurface damage and residual stress. J. Mater. Process. Technol. 209, 3968–3977. doi:10.1016/j.jmatprotec.2008.09.014

Lamikiz, A., Lopez De Lacalle, L.N., Sanchez, J.A., Salgado, M.A., 2004. Cutting force estimation in sculptured surface milling. Int. J. Mach. Tools Manuf. 44, 1511–1526. doi:10.1016/j.ijmachtools.2004.05.004

Lasemi, A., Xue, D., Gu, P., 2010. Recent development in CNC machining of freeform surfaces: A state-of-the-art review. Comput.-Aided Des. 42, 641–654. doi:10.1016/j.cad.2010.04.002

Lavernhe, S., 2006. Prise en compte des contraintes associées au couple MO-CN en génération de trajectoires 5 axes UGV (Thèse). École normale supérieure de Cachan.

Lavernhe, S., Quinsat, Y., Lartigue, C., 2010. Model for the prediction of 3D surface topography in 5-axis milling. Int. J. Adv. Manuf. Technol. 51, 915–924. doi:10.1007/s00170-010-2686-3

Lazoglu, I., Liang, S.Y., 2000. Modeling of ball-end milling forces with cutter axis inclination. J. Manuf. Sci. Eng. Trans. ASME 122, 3–11.

Lee, P., Altintas, Y., 1996. Prediction of ball-end milling forces from orthogonal cutting data. Int. J. Mach. Tools Manuf. 36, 1059–1072. doi:10.1016/0890-6955(95)00081-X

Li, H., He, G., Qin, X., Wang, G., Lu, C., Gui, L., 2014. Tool wear and hole quality investigation in dry helical milling of Ti-6Al-4V alloy. Int. J. Adv. Manuf. Technol. 71, 1511–1523. doi:10.1007/s00170-013-5570-0

Liang, X.-G., Yao, Z.-Q., 2011. An accuracy algorithm for chip thickness modeling in 5-axis ball-end finish milling. Comput.-Aided Des. 43, 971–978. doi:10.1016/j.cad.2011.04.012

Liang, Y., Zhang, D., Chen, Z.C., Ren, J., Li, X., 2014. Tool orientation optimization and location determination for four-axis plunge milling of open blisks. Int. J. Adv. Manuf. Technol. 70, 2249–2261. doi:10.1007/s00170-013-5440-9

Lin, R.-S., Koren, Y., 1996. Efficient tool-path planning for machining free-form surfaces. J. Eng. Ind. - Trans. ASME 118, 20–27.

Liu, X.-W., Cheng, K., Longstaff, A.P., Widiyarto, M.H., Ford, D., 2005. Improved dynamic cutting force model in ball-end milling. Part I: Theoretical modelling and experimental calibration. Int. J. Adv. Manuf. Technol. 26, 457–465. doi:10.1007/s00170-003-2014-2

Lopez De Lacalle, L.N., Lamikiz, A., Sánchez, J.A., Bustos, I.F. de, 2006. Recording of real cutting forces along the milling of complex parts. Mechatronics 16, 21–32. doi:10.1016/j.mechatronics.2005.09.001

Lopez De Lacalle, L.N.L., Lamikiz, A., Sanchez, J.A., Salgado, M.A., 2004. Effects of tool deflection in the high-speed milling of inclined surfaces. Int. J. Adv. Manuf. Technol. 24, 621–631. doi:10.1007/s00170-003-1723-x

Matsumura, T., Shimada, M., Teramoto, K., Usui, E., 2013. Predictive cutting force model and cutting force chart for milling with cutter axis inclination. Int. J. Autom. Technol. 7, 30–38.

Moufki, A., Devillez, A., Dudzinski, D., Molinari, A., 2004. Thermomechanical modelling of oblique cutting and experimental validation. Int. J. Mach. Tools Manuf. 44, 971–989. doi:10.1016/j.ijmachtools.2004.01.018

Msaddek, E.B., Bouaziz, Z., Baili, M., Dessein, G., 2011. Modeling and simulation of high-speed milling centers dynamics. Int. J. Adv. Manuf. Technol. 53, 877–888. doi:10.1007/s00170-010-2884-z

Msaddek, E.B., Bouaziz, Z., Dessein, G., Baili, M., 2012. Optimization of pocket machining strategy in HSM. Int. J. Adv. Manuf. Technol. 62, 69–81. doi:10.1007/s00170-011-3801-9

Olvera, D., De Lacalle, L.N.L., Urbikain, G., Lamikiz, A., Rodal, P., Zamakona, I., 2012. Hole making using ball helical milling on titanium alloys. Mach. Sci. Technol. 16, 173–188. doi:10.1080/10910344.2012.673958

Ozturk, B., Lazoglu, I., 2006. Machining of free-form surfaces. Part I: Analytical chip load. Int. J. Mach. Tools Manuf. 46, 728–735. doi:10.1016/j.ijmachtools.2005.07.038

Ozturk, E., Budak, E., 2007. Modeling of 5-axis milling processes. Mach. Sci. Technol. 11, 287–311. doi:10.1080/10910340701554808

Ozturk, E., Budak, E., 2010. Dynamics and stability of five-axis ball-end milling. J. Manuf. Sci. Eng. Trans. ASME 132, 0210031–02100313. doi:10.1115/1.4001038

Ozturk, E., Tunc, L.T., Budak, E., 2009. Investigation of lead and tilt angle effects in 5-axis ball-end milling processes. Int. J. Mach. Tools Manuf. 49, 1053–1062. doi:10.1016/j.ijmachtools.2009.07.013

Pateloup, V., 2005. Amélioration du comportement cinématique des machines outils UGV. Application au calcul des trajets d'évidement de poches (Thèse). Université Blaise Pascal - Clermont-Ferrand II.

Pateloup, V., Duc, E., Ray, P., 2004. Corner optimization for pocket machining. Int. J. Mach. Tools Manuf. 44, 1343–1353. doi:10.1016/j.ijmachtools.2004.04.011

Pessoles, X., 2010. Aide au choix du posage en usinage 5 axes continus par la modélisation du comportement cinématique des machines - outils (Thèse). Université Toulouse 3 Paul Sabatier.

Pessoles, X., Landon, Y., Segonds, S., Rubio, W., 2013. Optimisation of workpiece setup for continuous five-axis milling: Application to a five-axis BC type machining centre. Int. J. Adv. Manuf. Technol. 65, 67–79. doi:10.1007/s00170-012-4151-y

Prat, D., Fromentin, G., Poulachon, G., Dessoly, M., 2008. Usinage 5 axes a la fraise hémisphérique: analyse de l'épaisseur coupée et du mode d'usinage. Presented at the Assise MUGV, Nantes.

Prat, D., Fromentin, G., Poulachon, G., Duc, E., 2012. Experimental Analysis and Geometrical Modeling of Cutting Conditions Effect in 5 Axis Milling with Ti6Al4 V Alloy. Procedia CIRP 1, 84–89. doi:10.1016/j.procir.2012.04.013

Prévost, D., 2011. Modélisation avancée du couple Machine Outil / Commande Numérique dans un contexte UGV pour l'optimisation du calcul de trajectoires multi axes (Thèse). École normale supérieure de Cachan.

Qiong, W., Yidu, Z., Hongwei, Z., 2009. Corner-milling of Thin Walled Cavities on Aeronautical Components. Chin. J. Aeronaut. 22, 677–684. doi:10.1016/S1000-9361(08)60158-2

Quinsat, Y., 2004. Contribution au choix de stratégies d'usinage: application à la finition des pièces de formes complexes (Thèse). Université Blaise-Pascal.

Rauch, M., Hascoet, J.-Y., 2007. Génération de trajectoires de tréflage et d'usinage trochoïdal pour le vidage de poche. Mécanique Ind. 8, 445–453. doi:10.1051/meca:2007067

Rauch, M., Hascoet, J.-Y., 2012. Selecting a milling strategy with regard to the machine tool capabilities: application to plunge milling. Int. J. Adv. Manuf. Technol. 59, 47–54. doi:10.1007/s00170-011-3498-9

Rauch, M., Xu, X., 2010. Five-axis machining: Technologies and challenges. Int. J. Manuf. Res. 5, 327–352. doi:10.1504/IJMR.2010.033470

Ren, J.X., Yao, C.F., Zhang, D.H., Xue, Y.L., Liang, Y.S., 2009. Research on tool path planning method of four-axis high-efficiency slot plunge milling for open blisk. Int. J. Adv. Manuf. Technol. 45, 101–109. doi:10.1007/s00170-009-2153-1

Ryabov, O., Mori, K., Kasashima, N., 1998. Laser displacement meter application for milling diagnostics. Opt. Lasers Eng. 30, 251–263.

Sadeghi, M.H., Haghighat, H., Elbestawi, M.A., 2003. A solid modeler based ball-end milling process simulation. Int. J. Adv. Manuf. Technol. 22, 775–785. doi:10.1007/s00170-002-1452-6

Senatore, J., Moussaoui, K., Segonds, S., Moniès, F., Rubio, W., 2013. Analysis of drift in iso-scallop planning—machining by regions. Int. J. Adv. Manuf. Technol. 67, 719–732. doi:10.1007/s00170-012-4517-1

Sim, C., Yang, M., 1993. The prediction of the cutting force in ball-end milling with a flexible cutter. Int. J. Mach. Tools Manuf. 33, 267–284.

Smaoui, M., Bouaziz, Z., Zghal, A., Dessein, G., Baili, M., 2011. Simulation of the deflected cutting tool trajectory in complex surface milling. Int. J. Adv. Manuf. Technol. 56, 463–474. doi:10.1007/s00170-011-3213-x

Song, G., Li, J., Sun, J., 2013. Approach for modeling accurate undeformed chip thickness in milling operation. Int. J. Adv. Manuf. Technol. 68, 1429–1439. doi:10.1007/s00170-013-4932-y

Soo, S.L., Dewes, R.C., Aspinwall, D.K., 2010. 3D FE modelling of high-speed ball nose end milling. Int. J. Adv. Manuf. Technol. 50, 871–882. doi:10.1007/s00170-010-2581-y

Subrahmanyam, K.V.R., San, W.Y., Soon, H.G., Sheng, H., 2010. Cutting force prediction for ball nose milling of inclined surface. Int. J. Adv. Manuf. Technol. 48, 23–32. doi:10.1007/s00170-009-2275-5

Tai, C.-C., Fuh, K.-H., 1994. A predictive force model in ball-end milling including eccentricity effects. Int. J. Mach. Tools Manuf. 34, 959–979.

Terrier, M., Dugas, A., Hascoët, J.-Y., 2005. PKM machine and high speed machining. Mec. Ind. 6, 431–437. doi:10.1051/meca:2005051

Tlusty, J., Smith, S., Zamudio, C., 1991. Evaluation of Cutting Performance of Machining Centers. CIRP Ann. - Manuf. Technol. 40, 405–410. doi:10.1016/S0007-8506(07)62017-4

Tournier, C., 2001. Contribution à la conception des formes complexes: la surface d'usinage en fraisage 5 axes isocrête (Thèse). École normale supérieure de Cachan.

Tournier, C., Lartigue, C., 2008. 5-axis Iso-scallop Tool Paths along Parallel Planes. Comput.-Aided Des. Appl. 5, 278–286. doi:10.3722/cadaps.2008.278-286

Tsutsumi, M., Tone, S., Kato, N., Sato, R., 2013. Enhancement of geometric accuracy of five-axis machining centers based on identification and compensation of geometric deviations. Int. J. Mach. Tools Manuf. 68, 11–20. doi:10.1016/j.ijmachtools.2012.12.008

Tuysuz, O., Altintas, Y., Feng, H.-Y., 2013. Prediction of cutting forces in three and five-axis ball-end milling with tool indentation effect. Int. J. Mach. Tools Manuf. 66, 66–81. doi:10.1016/j.ijmachtools.2012.12.002

Urbicain, G., Olvera, D., de Lacalle, L.N.L., Zamakona, I., Rodal, P., Segui, V.J., 2009. New Strategies For Hole Making In Ti-6Al-4V. pp. 361–369. doi:10.1063/1.3273651

Valiorgue, F., 2008. Simulation des processus de génération de contraintes résiduelles en tournage du 316L.Nouvelle approche numérique et expérimentale (Thèse). Ecole Nationale Supérieure des Mines de Saint-Etienne.

Wakaoka, S., Yamane, Y., Sekiya, K., Narutaki, N., 2002. High-speed and high-accuracy plunge cutting for vertical walls. J. Mater. Process. Technol. 127, 246–250. doi:10.1016/S0924-0136(02)00151-6

Wan, M., Zhang, W.H., Qin, G.H., Tan, G., 2007. Efficient calibration of instantaneous cutting force coefficients and runout parameters for general end mills. Int. J. Mach. Tools Manuf. 47, 1767–1776. doi:10.1016/j.ijmachtools.2006.06.012

Weck, M., Staimer, D., 2002. Parallel kinematic machine tools - Current state and future potentials. CIRP Ann. - Manuf. Technol. 51, 671–683.

Wei, Z.C., Wang, M.J., Cai, Y.J., Wang, S.F., 2013. Prediction of cutting force in ball-end milling of sculptured surface using improved Z-map. Int. J. Adv. Manuf. Technol. 68, 1167–1177. doi:10.1007/s00170-013-4909-x

Wei, Z.C., Wang, M.J., Zhu, J.N., Gu, L.Y., 2011. Cutting force prediction in ball end milling of sculptured surface with Z-level contouring tool path. Int. J. Mach. Tools Manuf. 51, 428–432. doi:10.1016/j.ijmachtools.2011.01.011

Wyen, C.-F., Wegener, K., 2010. Influence of cutting edge radius on cutting forces in machining titanium. CIRP Ann. - Manuf. Technol. 59, 93–96. doi:10.1016/j.cirp.2010.03.056

Yang, M., Park, H., 1991. The prediction of cutting force in ball-end milling. Int. J. Mach. Tools Manuf. 31, 45–54.

Yucesan, G., Altintas, Y., 1996. Prediction of ball end milling forces. J. Eng. Ind. 118, 95–103.

Zeroudi, N., Fontaine, M., Necib, K., 2012. Prediction of cutting forces in 3-axes milling of sculptured surfaces directly from CAM tool path. J. Intell. Manuf. 23, 1573–1587. doi:10.1007/s10845-010-0460-x

Zhang, L., 2011. Process modeling and toolpath optimization for five-axis ball-end milling based on tool motion analysis. Int. J. Adv. Manuf. Technol. 57, 905–916. doi:10.1007/s00170-011-3354-y

Zhu, R., Kapoor, S.G., DeVor, R.E., 2001. Mechanistic modeling of the ball end milling process for multi-axis machining of free-form surfaces. J. Manuf. Sci. Eng. Trans. ASME 123, 369–379.

Zhu, S., Ding, G., Qin, S., Lei, J., Zhuang, L., Yan, K., 2012. Integrated geometric error modeling, identification and compensation of CNC machine tools. Int. J. Mach. Tools Manuf. 52, 24–29. doi:10.1016/j.ijmachtools.2011.08.011

Annexes

Annexe 1. Bilan des configurations d'usinage testées

Etude	configuration	β_f (°)	β_n (°)	a_e (mm)	a_p (mm)
COM	1	0	0	0,4	0,3
	2	45	0	0,4	0,3
	3	75	0	0,4	0,3
	4	0	75	-0,4	0,3
	5	0	45	-0,4	0,3
	6	35,3	35,3	0,4	0,3
Usure	1	-75	0	0,4	0,3
	2	0	75	0,4	0,3
Mode usinage	1	45	0	-0,4	0,3
	2	45	0	0,4	0,3
	3	44,7	8	-0,4	0,3
	4	44,7	-8	0,4	0,3
	5	44,7	-8	-0,4	0,3
	6	44,7	8	0,4	0,3
Vitesse de coupe	4 idem config.4 du COM	0	75	-0,4	0,3
P_{vcn}	1	0	0	-0,4	0,3
	2	0	0	0,4	0,3
	3	-1,5	0	-0,4	0,3
	4	-1,5	0	0,4	0,3
	5	0	8	-0,4	0,3
	6	0	-8	0,4	0,3
	7	0	18,5	-0,4	0,3
	8	0	-18,5	0,4	0,3

Tableau 9-1. Bilan des différentes configurations d'usinage 5 axes rencontrées au chapitre 4

Annexe 2. Transformation géométrique directe et inverse

Les essais de cette thèse sont basés sur la fraiseuse Mikron HSM 600U (Figure 10-1) du laboratoire. Elle est équipée d'une commande numérique Heidenhain iTNC530.

Figure 10-1. Fraiseuse Mikron HSM 600U

10.1. Paramétrage de la machine

La fraiseuse HSM 600U est une fraiseuse à 5 axes. La pièce à usiner est posée sur le plateau R_0.

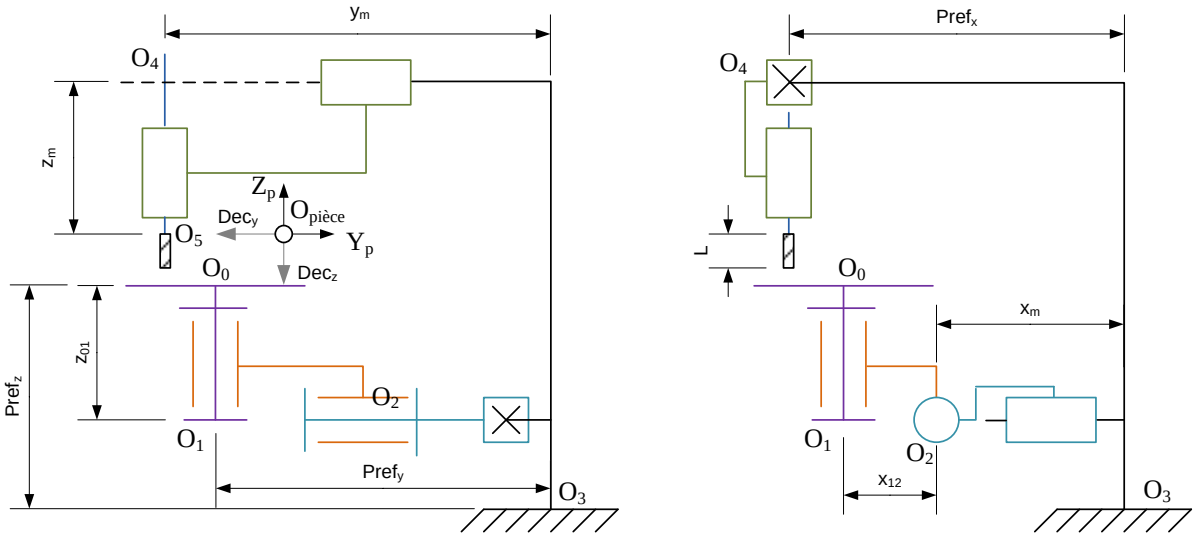


Figure annexes-10-2. Paramétrage géométrique et cinématique de la fraiseuse HSM 600U

Les paramètres géométriques de la machine sont :

- $Pref_x$ = -615,9566 mm
- $Pref_y$ = 243,9046 mm
- $Pref_z$ = -12,2532 mm
- x_{12} = 79,9864 mm
- z_{01} = -0,9809 mm

10.2. Calcul des matrices de changement de base

Le formalisme des matrices homogènes est utilisé.

10.2.1. Liaison pièce / plateau

Rotation d'un angle Dec_C autour de $\underline{z}_p$

Translation $\underline{O_pO_0}$ = {Dec_x,Dec_y,Dec_z} dans R_p

$$\underline{\underline{Matrice_{RpR0}}} = \begin{bmatrix} Cos[Dec_C] & -Sin[Dec_C] & 0 & Dec_x \\ Sin[Dec_C] & Cos[Dec_C] & 0 & Dec_y \\ 0 & 0 & 1 & Dec_z \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad \text{(Equ.10-1)}$$

10.2.2. Liaison plateau / berceau

Rotation d'un angle C autour de $\underline{z}_0$

Translation $\underline{O_0O_1}$ = {0,0,z_{01}} dans R_0

$$\underline{\underline{Matrice_{R0R1}}} = \begin{bmatrix} Cos[C] & -Sin[C] & 0 & 0 \\ Sin[C] & Cos[C] & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & z_{01} \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad \text{(Equ.10-2)}$$

10.2.3. Liaison berceau / support axe X

Rotation d'un angle B autour de $\underline{y}_1$, plus le décalage éventuel de Dec_B

Translation $\underline{O_1O_2}$ = {x_{12},-$Pref_y$,0} dans R_p

$$\underline{\underline{Matrice_{R1R2}}} = \begin{bmatrix} Cos[Dec_B + B] & 0 & Sin[Dec_B + B] & x_{12} \\ 0 & 1 & 0 & -Pref_y \\ -Sin[Dec_B + B] & 0 & Cos[Dec_B + B] & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad \text{(Equ.10-3)}$$

10.2.4. Liaison support axe X / bâti

Pas de rotation

Translation $\underline{O_2O_3}$ = {x_m,0,-$Pref_z$-z_{01}} dans R_2

$$\underline{\underline{Matrice_{R2R3}}} = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & x_m \\ 0 & 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & -Pref_z - z_{01} \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad \text{(Equ.10-4)}$$

10.2.5. Liaison bâti / coulisseau

Pas de rotation

Translation $\underline{O_3O_4}$ = {$Pref_x$,y_m,0} dans R_3

$$\underline{\underline{Matrice_{R3R4}}} = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & Pref_x \\ 0 & 1 & 0 & y_m \\ 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad \text{(Equ.10-5)}$$

10.2.6. Liaison coulisseau / fourreau

Pas de rotation

Translation $\underline{O_4O_5}$ = {0,0,z_m} dans R_4

$$\underline{\underline{Matrice_{R4R5}}} = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & z_m \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \qquad \text{(Equ.10-6)}$$

10.3. Modèle géométrique direct

Le modèle géométrique direct consiste à exprimer la position du point piloté soit P_{vcn} (x_p,y_p,z_p,i,j,k) dans le repère pièce en fonction des coordonnées articulaires (x_m,y_m,z_m,B,C). Pour cela les coordonnées de P_{vcn} dans R_p sont :

$$\begin{Bmatrix} x_p \\ y_p \\ z_p \\ 1 \end{Bmatrix} = \underline{\underline{Matrice_{RpR0}}} \times \underline{\underline{Matrice_{R0R1}}} \times \cdots \times \underline{\underline{Matrice_{R4R5}}} \times \begin{Bmatrix} 0 \\ 0 \\ -L \\ 1 \end{Bmatrix} \qquad \text{(Equ.10-7)}$$

Les coordonnées du vecteur outil dans R_p sont :

$$\begin{Bmatrix} i \\ j \\ k \\ 0 \end{Bmatrix} = \underline{\underline{Matrice_{RpR0}}} \times \underline{\underline{Matrice_{R0R1}}} \times \cdots \times \underline{\underline{Matrice_{R4R5}}} \times \begin{Bmatrix} 0 \\ 0 \\ 1 \\ 0 \end{Bmatrix} \qquad \text{(Equ.10-8)}$$

10.4. Modèle géométrique inverse

Le modèle géométrique inverse consiste à exprimer les coordonnées articulaires (x_m,y_m,z_m,B,C) en fonction de la position du point piloté (x_p,y_p,z_p) et de l'orientation de l'axe de l'outil (i,j,k) dans le repère pièce. Ce calcul s'effectue en deux temps. La première étape consiste à déterminer une solution des angles B et C fonction de l'orientation de l'axe de l'outil (i,j,k). La seconde étape est de calculer les déplacements des axes linéaires (x_m,y_m,z_m) en fonction de la position du point piloté (x_p,y_p,z_p) et des angles B et C.

L'architecture de cette machine fait qu'il y a plusieurs solutions au calcul des angles B et C. Comme l'axe B est limité de -110° à +30°, le choix se porte sur la solution :

$$B = -ArcCos[k] - Dec_B \qquad \text{(Equ.10-9)}$$

$$C = -ArcTan2[i,j] - Dec_C$$

La fonction ArcTan2[x,y] donne le résultat de l'ArcTan[y/x] en tenant compte dans quel cadrant se trouve le point de coordonnées {x,y}.

Avec la connaissance des angles B et C, il est possible, grâce à l'équation (Equ.10-7), d'exprimer les déplacements des axes linéaires (x_m,y_m,z_m) par des fonctions nommées Transformation Géométrique Inverse :

$$x_m = TGI_x[x_p, y_p, z_p, B, C]$$ (Equ.10-10)

$$y_m = TGI_y[x_p, y_p, z_p, B, C]$$

$$z_m = TGI_z[x_p, y_p, z_p, B, C]$$

DEVELOPPEMENT ET MODELISATION DE STRATEGIES DE FRAISAGE 5 AXES DE FINITION - APPLICATION A L'USINAGE DE VEINES FERMEES

RESUME : La qualité des surfaces des veines fluides fermées des pièces tournantes de turbomachine participe au rendement de la turbomachine. Il est donc essentiel de maîtriser la finition des veines en usinage 5 axes avec une fraise boule en carbure monobloc. L'alliage de titane Ti6Al4V est l'un des matériaux utilisés et souffre d'une faible usinabilité. Le choix des paramètres de coupe conditionne la qualité de surface et la durée de vie de la fraise. Pour maîtriser le fraisage 5 axes, des méthodes de caractérisation de la coupe sont développées pour des trajectoires linéaire et circulaire. Les diamètres effectifs et l'épaisseur coupée sont à l'origine de plusieurs phénomènes associés à la coupe tels que la vitesse de coupe, la vitesse d'évolution de l'usure d'outil, des modes d'usinage et des efforts de coupe. Des essais font le lien entre les mesures d'efforts de coupe et d'état de surface avec les méthodes de caractérisation de la coupe. Une fois l'usinage 5 axes en fraise boule caractérisé, deux stratégies de finition multiaxes de veines fermées sont développées en gardant constantes la vitesse d'avance du point générateur et l'orientation relative de l'axe de l'outil avec la normale de la surface locale. La stratégie de tréflage se caractérise par une trajectoire continue en courbure. La stratégie de contournage hélicoïdal met en évidence des discontinuités en tangence de la trajectoire. Une méthode de lissage local de trajectoire est alors développée pour assurer un comportement cinématique et dynamique raisonnable de la machine.

Mots clés : fraisage 5 axes, diamètre effectif de coupe, épaisseur coupée, efforts de coupe, stratégie d'usinage, lissage local de trajectoire, comportement machine.

DEVELOPMENT AND MODELLING OF FINISH MILLING STRATEGIES IN 5 AXIS - APPLICATION IN THE MACHINING OF CLOSED VEINS

ABSTRACT : The surface quality of closed fluid veins rotating parts of turbo machines participates in the machine output. It is therefore essential to control the finishing of veins in 5-axis machining with a ball end mill. The titanium alloy Ti6Al4V is one of the materials used and suffers from a poor machinability. The choice of cutting parameters affects the surface quality and the life of the cutter. In order to control the 5-axis milling, characterization methods of cutting are developed for linear and circular paths. Effective diameters and the uncut chip thickness is responsible for several phenomena associated with the cut such as the cutting speed, the speed of evolution of the tool wear, the milling modes and cutting forces. Tests are the link between measures of cutting forces and surface quality and characterization methods of cutting. Once the 5-axis machining with ball end mill characterized, two strategies of finishing closed veins in multiaxis are developed keeping constant the feed speed of the contact and the relative orientation of the tool axis with the normal the local surface. The plunge milling strategy is characterized by a curvature continuous trajectory. The helical milling strategy reveals tangent discontinuities of the trajectory. A method of local smoothing trajectory is then developed to provide a reasonable kinematics and dynamics behavior of machine.

Keywords : 5-axis milling, effective cutting diameters, uncut chip thickness, cutting forces, machining strategy, local smoothing trajectory, machine behavior.

ARTS ET MÉTIERS ParisTech

ParisTech
INSTITUT DES SCIENCES ET TECHNOLOGIES
PARIS INSTITUTE OF TECHNOLOGY