

Contribution à l'étude expérimentale et à la modélisation de l'usinage des pièces de grandes dimensions : application au cas du taillage de dentures à la fraise-mère

Naoual Sabkhi

▶ **To cite this version:**

Naoual Sabkhi. Contribution à l'étude expérimentale et à la modélisation de l'usinage des pièces de grandes dimensions : application au cas du taillage de dentures à la fraise-mère. Autre. Université de Lorraine, 2015. Français. NNT : 2015LORR0261 . tel-01754546

HAL Id: tel-01754546
https://hal.univ-lorraine.fr/tel-01754546

Submitted on 30 Mar 2018

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.

AVERTISSEMENT

Ce document est le fruit d'un long travail approuvé par le jury de soutenance et mis à disposition de l'ensemble de la communauté universitaire élargie.

Il est soumis à la propriété intellectuelle de l'auteur. Ceci implique une obligation de citation et de référencement lors de l'utilisation de ce document.

D'autre part, toute contrefaçon, plagiat, reproduction illicite encourt une poursuite pénale.

Contact : ddoc-theses-contact@univ-lorraine.fr

LIENS

Code de la Propriété Intellectuelle. articles L 122. 4
Code de la Propriété Intellectuelle. articles L 335.2- L 335.10
http://www.cfcopies.com/V2/leg/leg_droi.php
http://www.culture.gouv.fr/culture/infos-pratiques/droits/protection.htm

N° d'ordre attribué par la bibliothèque : ⌞⌞⌞⌞⌞⌞⌞⌞⌞⌞⌞⌞⌞

THÈSE

Présentée pour obtenir le grade de

DOCTEUR

De

L'UNIVERSITÉ DE LORRAINE

Spécialité : Mécanique et Énergétique

École Doctorale EMMA 409 (Énergie Mécanique MAtériaux)

Présentée par

Naoual SABKHI

Contribution à l'étude expérimentale et à la modélisation de l'usinage des pièces de grandes dimensions : Application au cas du taillage de dentures à la fraise-mère

Directeurs de thèse : Abdelhadi MOUFKI & Mohammed NOUARI

Soutenue publiquement le vendredi 18 décembre 2015 devant le jury composé de :

M. Adinel GAVRUS	Maitre de conférences HDR, INSA de Rennes	Rapporteur
M. Henri PARIS	Professeur, Université Joseph Fourier de Grenoble	Rapporteur
M. Claude BARLIER	Professeur, Directeur du CIRTES, Directeur du GIP-InSIC et Président d'INORI	Examinateur
M. Alain DAIDIE	Professeur, INSA de Toulouse	Examinateur
Mme. Michele GUINGAND	Maitre de conférences HDR, INSA de Lyon	Examinateur
M. José OUTEIRO	Professeur, Arts et Métiers ParisTech	Examinateur
M. Abdelhadi MOUFKI	Professeur, Université de Lorraine	Directeur de thèse
M. Mohammed NOUARI	Professeur, Directeur de la recherche du GIP-InSIC, Université de Lorraine	Directeur de thèse
M. Cyril PELAINGRE	Ingénieur-Docteur, Responsable R&D, CIRTES	Encadrant industriel

LEM3 : Laboratoire d'étude des microstructures et de mécanique des matériaux
LEMTA UMR CNRS 7563 : Laboratoire d'Energétique et de Mécanique Théorique et Appliquée
Université de Lorraine - Pôle M4 : matière, matériaux, métallurgie, mécanique

Remerciements

Ces travaux ont été réalisés dans le cadre d'un partenariat entre le Centre de Recherche et Développement CIRTES à Saint-Dié-des-Vosges, le Laboratoire d'Étude des Microstructures et de Mécanique des Matériaux (LEM3) à Metz et le Laboratoire d'Énergétique et de Mécanique Théorique et Appliquée (LEMTA UMR CNRS 7563) site de GIP-InSIC à Saint-Dié-des-Vosges.

J'adresse une attention particulière à mes directeurs de thèse, Monsieur Abdelhadi MOUFKI (Professeur-laboratoire LEM3, Université de Lorraine) et Monsieur Mohammed NOUARI (Professeur-laboratoire LEMTA, Université de Lorraine, directeur de la recherche de l'InSIC) qui se sont rendus disponibles et ont su m'orienter dans mon travail. Je leur suis également reconnaissante pour le temps conséquent qu'ils m'ont accordé, pour leurs qualités pédagogiques et scientifiques, pour leur soutien et leur professionnalisme.

Mes remerciements s'adressent également à Monsieur Claude BARLIER (Professeur, directeur de l'InSIC et du CIRTES) pour m'avoir choisie sur ce projet et pour m'avoir fait confiance tout au long de ces années de thèse.

Je remercie Monsieur Adinel GAVRUS (Maître de conférences HDR à l'INSA de Rennes) et Monsieur Henri PARIS (Professeur à l'Université Joseph Fourier de Grenoble) les deux rapporteurs pour avoir accepté de s'intéresser à mon travail et pour leurs travaux d'expertise.

Mes sincères remerciements vont également à Monsieur Alain DAIDIE (Professeur à l'INSA de Toulouse) qui a accepté de présider mon jury de thèse, ainsi qu'à Madame Michèle GUINGAND (Maître de conférences HDR à l'INSA de Lyon) et Monsieur José OUTEIRO (Professeur Arts et Métiers ParisTech) pour avoir bien voulu faire partie du jury en tant qu'examinateurs.

Je tiens également à remercier Monsieur Cyril PELAINGRE, Responsable R&D Procédés au CIRTES, pour ses aides et ses explications éclairées et pour sa participation à mon jury de thèse.

Pour ses conseils et ses disponibilités, je remercie Monsieur Julien THIL, Ingénieur R&D au CIRTES.

Pour leur contribution à la mise en œuvre et à la réalisation de travaux expérimentaux et les travaux de l'étude cinématique, je remercie Monsieur Denis CUNIN, Responsable CFAO au CIRTES, et Monsieur Jérémy COLIN, Ingénieur R&D Surveillance de l'usinage d'Actarus.

Merci aux collègues et aux amis thésards du CIRTES, de l'InSIC et du LEM3 que j'ai eu la chance de rencontrer et qui ont contribué à leur tour au bon déroulement de cette thèse. Je les remercie toutes et tous chaleureusement. Je remercie également toutes les personnes croisées et qui m'ont apporté leur aide et leur contribution au bon déroulement de cette thèse.

Enfin, je remercie chaleureusement toute ma famille et particulièrement mes parents pour leur soutien et leurs encouragements. Elle m'a toujours encouragée à aller de l'avant dans la vie malgré la difficulté d'être loin de ses proches. Merci d'avoir été là pour écarter les doutes, soigner les blessures et partager les joies. Cette thèse est aussi la vôtre

♣♣♣♣♣

Table des matières

Remerciements ..... **i**

Table des matières ..... **iii**

Introduction générale **1**

Chapitre 1 Etude bibliographique du procédé de taillage de pièces de grandes dimensions **3**

1 Généralités sur les procédés de taillage **3**

1.1 Opération de taillage des engrenages à la fraise-mère 3
1.1.1 Définition des engrenages 3
1.1.2 Description du principe de base de l'opération du taillage à la fraise-mère 5
1.1.3 Avantages et limites de l'opération de taillage 6
1.1.4 Description de l'outil fraise-mère 7
1.1.5 Description de la machine de taillage 10
1.2 Principales problématiques de l'opération de taillage des pièces de grandes dimensions 11
1.2.1 Gabarit des pièces de grandes dimensions 11
1.2.2 Lubrification et revêtements des outils fraises-mères 15
1.2.3 Durée de vie des outils de taillage 17
1.3 Conclusion intermédiaire 19

2 Etude de l'opération de taillage **19**

2.1 Paramètres de coupe pour une opération de taillage 20
2.2 Etude des phénomènes mis en jeu lors de la formation des copeaux 23
2.2.1 Processus de formation de copeaux 23
2.2.2 Simulation de la cinématique du procédé de taillage 25
2.2.3 Limitation des simulations cinématiques de la coupe en taillage 30
2.3 Etude des efforts de coupe en taillage 30
2.4 Caractérisation expérimentale de l'opération de taillage 37
2.4.1 Essais de caractérisation 37
2.4.2 Essais spécifiques pour le taillage 38

3 Conclusion **40**

Chapitre 2 Etude de la cinématique de la coupe lors d'une opération de taillage **41**

1 Introduction **41**

2 Procédure de modélisation des copeaux en taillage **42**

2.1 Modélisation géométrique de l'outil fraise-mère 42
2.1.1 Présentation de la technique de numérisation 3D 42
2.1.2 Numérisation de l'outil fraise-mère 43
2.1.3 Définition et extraction du profil 3D de l'outil 44
2.2 Modélisation géométrique de la pièce à usiner (roue à denture droite) 46
2.3 Modélisation de l'intersection outil-matière en taillage 48
2.4 Modélisation des copeaux non-déformés 50

3 Analyse des copeaux non-déformés **52**

3.1 Caractérisation des profils 3D des copeaux 52
3.2 Caractérisation de l'épaisseur maximale du copeau 54

3.3 Caractérisation de l'épaisseur moyenne du copeau 55
3.4 Caractérisation de l'épaisseur équivalente du copeau 56
3.5 Caractérisation de l'engagement d'arête 57

4 Conclusion 58

Chapitre 3 Etude expérimentale 59

1 Introduction 59

2 Procédure expérimentale 60

2.1 Machines-outils utilisées 60
2.2 Instrumentation des machines-outil 61
2.2.1 Instrumentation du centre de tournage 61
2.2.2 Instrumentation du centre de fraisage 64
2.2.3 Pièces, outils et porte-outils utilisés 66

3 Présentation des résultats expérimentaux 70

3.1 Essais expérimentaux de coupe orthogonale 70
3.1.1 Analyses des efforts de coupe 71
3.1.2 Analyse de la morphologie des copeaux 72
3.1.3 Analyse de la formation de l'arête rapportée 74
3.1.4 Analyse de l'évolution de la température 75
3.1.5 Synthèse 77
3.2 Essais expérimentaux de fraisage 77
3.2.1 Analyse des efforts de coupe 79
3.2.2 Analyse de la rugosité moyenne 82
3.2.3 Synthèse 82

4 Conclusion 83

Chapitre 4 Modélisation thermomécanique du taillage 84

1 Introduction 84

2 Modélisation thermomécanique de l'opération du taillage 87

2.1 Modélisation des efforts de coupe en taillage 89
2.2 Modélisation du processus thermomécanique de formation d'un copeau élémentaire au niveau d'un élément d'arête *ds* : approche analytique 91
2.2.1 Modèle analytique de coupe oblique libre 92
2.2.2 Application du modèle analytique de coupe oblique libre à l'opération de taillage en finition 105
2.2.3 Modèle analytique de coupe oblique contrainte 108
2.3 Modélisation numérique par éléments finis (EF) : approche ALE 109

Chapitre 5 Résultats et discussions 113

1 Introduction 113

2 Coupe orthogonale : validation expérimentale du modèle éléments finis (EF) 113

2.1 Calibration du coefficient de frottement local μ_{loc} et validation expérimentale 115
2.2 Analyse du contact outil-copeau 119
2.3 Analyse de la zone primaire de cisaillement 123

3 Validation du modèle analytique de coupe orthogonale 124

4 Application au cas du taillage 132

4.1 Analyse des efforts de coupe 132
4.2 Analyse locale des efforts de coupe et des paramètres thermomécaniques du contact outil-copeau 139

Conclusion générale et perspectives 148

Références bibliographiques 151

Annexes A : Evolution des épaisseurs maximales pour l'ensemble des dents de l'outil 157

Nomenclature 160

Résumé 165

Abstract 166

Introduction générale

Les procédés d'usinage par enlèvement de matière sont souvent utilisés dans l'industrie pour la mise en forme des pièces mécaniques [1]. Bien que leur utilisation remonte à plusieurs siècles, ils restent néanmoins en constante évolution notamment à cause de la forte concurrence au niveau national et international ainsi que l'augmentation de la complexité et de la technicité des pièces à fabriquer. Parmi les familles de pièces mises en forme par usinage, on trouve celles dites de grandes dimensions. En effet, ces pièces sont réservées aux domaines technologiques de pointe comme le nucléaire civil, l'aéronautique, l'aérospatial,...

L'opération de taillage des grandes couronnes dentées en phase de finition fait l'objet d'étude de ce travail de recherche et présente une très bonne application pour l'usinage des pièces de grandes dimensions. Le taillage est un procédé d'enlèvement de matière le plus utilisé pour la fabrication des engrenages à profil de développante de cercle dans l'industrie mécanique, [2,3]. La mise en forme de ces couronnes est longue, notamment si des traitements thermiques sont nécessaires. Si un incident survient en fin de phase de la mise en forme, la mise au rebut de la pièce induit une perte économique nette importante pour les industriels. Ces derniers doivent généralement utiliser des paramètres opératoires moins risqués qui nuisent sévèrement à la productivité. En effet, les dimensions importantes de ces pièces n'ont pas permis à ce type d'usinage de bénéficier dans les mêmes proportions de l'évolution des approches scientifiques développées pour les autres procédés. L'étude du taillage des pièces de grandes dimensions constitue donc un grand enjeu scientifique, technologique, technique et économique pour les industries spécialisées dans la fabrication de ce type de pièces.

L'opération de taillage est utilisée pour la fabrication des engrenages indépendamment de la taille des pièces usinées, qui peut aller de quelques millimètres à plusieurs mètres. Malgré la qualité remarquable des surfaces usinées en taillage par rapport à d'autres procédés, de nombreux problèmes subsistent pour cette opération, comme par exemple l'usure prématurée ou la rupture de l'arête, les vibrations, la rugosité élevée de la surface usinée... Pour contribuer à résoudre ces problèmes, la compréhension et la modélisation des mécanismes de la coupe en taillage a suscité une attention toute particulière tant de la part des chercheurs académiques que celle des industriels utilisateurs. La modélisation permet d'analyser finement à l'échelle locale le travail de chaque dent lors de la coupe en termes d'efforts de coupe, pression de contact et température (comme la température dans le copeau et le long de la face de coupe de la dent). Ce type de données est généralement difficilement accessible via l'étude expérimentale du taillage. Ceci est encore plus vrai dans le cas du taillage d'une pièce de grande dimension où même la mesure des efforts de coupe est très difficilement réalisable.

L'objectif de ce travail de thèse est de développer une modélisation thermomécanique pour le taillage des pièces de grandes dimensions. Cela consiste à proposer un modèle de coupe pour prédire les efforts de coupe, les contraintes et la température le long de la face de coupe de l'outil afin d'améliorer la compréhension du processus de la formation du copeau en taillage. Le niveau des efforts de coupe peut être considéré comme le premier indicateur de l'intensité

du chargement mécanique appliqué sur l'outil et la pièce lors du processus de coupe. La connaissance des efforts de coupe peut également permettre de définir de nouvelles géométries d'outils, revêtements ou préparations d'arêtes dans le but de minimiser ou d'orienter les actions mécaniques pour limiter leur impact sur l'intégrité des surfaces usinées, en particulier dans le cas d'usinage de finition.

Ce mémoire est organisé en cinq chapitres. Le premier chapitre expose une revue bibliographique divisée en deux parties. La première partie présente des généralités sur le taillage et les principales problématiques liées à la mise en forme des pièces de grandes dimensions. Cet état de l'art permet de présenter le taillage et les spécificités de cette opération d'usinage. La deuxième partie illustre les travaux de modélisation de l'opération de taillage dans la littérature. Elle est principalement consacrée aux différentes approches développées pour la prédiction de la morphologie des copeaux et des efforts de coupe.

Le deuxième chapitre présente un modèle CAO qui permet de simuler la cinématique de la coupe de l'opération de taillage pour nos cas d'étude. La procédure de la modélisation de l'outil et de la pièce ainsi que la méthode de la création du profil du copeau non-déformé sont présentées. Ce travail permet de comprendre l'influence de la cinématique complexe de la coupe sur la morphologie des copeaux non-déformés générés par les dents de l'outil lors du taillage. L'étude des mouvements de coupe de cette opération a permis de définir la géométrie tridimensionnelle des copeaux non-déformés et de calculer ses caractéristiques. Cette approche s'inscrit dans une démarche globale visant à caractériser l'opération de taillage des pièces de grandes dimensions.

Le troisième chapitre est dédié aux différentes approches expérimentales développées dans le but de comprendre localement la coupe en taillage (c'est à dire l'interaction arête-matière). La première partie de cette étude traite le cas du tournage orthogonal. Elle consiste à étudier l'influence des paramètres de coupe sur la morphologie des copeaux, l'évolution des efforts de coupe et celle de la température de l'outil de coupe. La deuxième partie est consacrée aux résultats de caractérisation des effets de la vitesse de coupe lors des essais spécifiques de fraisage. Ces essais permettent de reproduire localement la coupe d'une dent de l'outil fraise-mère.

Le développement d'un modèle thermomécanique de l'opération de taillage est présenté dans le quatrième chapitre. Ce chapitre débute par l'analyse de la coupe le long de l'arête de coupe des dents de l'outil fraise-mère visant à identifier la nature de la coupe élémentaire de la dent. Ensuite, pour la modélisation des efforts de coupe en taillage, deux modèles de coupe sont présentés, le premier est basé sur l'approche analytique et le deuxième sur l'approche éléments finis avec une formulation ALE (Arbitrary Lagrangian Eulérian).

Le cinquième chapitre est consacré aux résultats de la validation expérimentale des modèles de coupe utilisés et à l'application de ces modèles au cas du taillage des pièces de grandes dimensions. Différentes approches pour le calcul des efforts de coupe sont comparées. L'analyse des effets des conditions de coupe sur les paramètres thermomécaniques du contact outil-copeau est également proposée.

Ce mémoire se termine par une conclusion générale faisant état d'une synthèse des résultats obtenus, ainsi que par quelques perspectives.

Chapitre 1 Etude bibliographique du procédé de taillage de pièces de grandes dimensions

1 Généralités sur les procédés de taillage

Le paragraphe suivant illustre les principaux phénomènes mis en jeu lors de l'opération de taillage de pièces de grandes dimensions.

1.1 Opération de taillage des engrenages à la fraise-mère

1.1.1 Définition des engrenages

Un engrenage est un ensemble de roues munies de dents permettant de transmettre un mouvement de rotation d'une pièce vers une ou plusieurs autres pièces. La plupart des engrenages possèdent des dents à profil en développante de cercle. Il s'agit du profil de la surface en contact entre deux roues dentées. Une développante de cercle est une courbe définie par l'ensemble des points V tels que montré par la Figure 1.1. Par définition, on a donc:

$$\overline{TV} = arc(TQ) \tag{1.1}$$

D'un point de vue purement géométrique, une développante de cercle est la trajectoire d'un point V appartenant à une droite qui roule sans glisser sur le cercle de base (cercle bleu sur la Figure 1.1) de la développante. En pratique, les principales formes des dentures d'engrenages sont droites, hélicoïdales ou en chevron comme présenté sur la Figure 1.2.

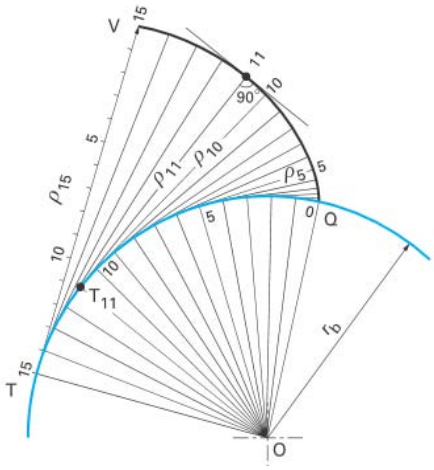


Figure 1.1. Construction de la développante de cercle, [4].

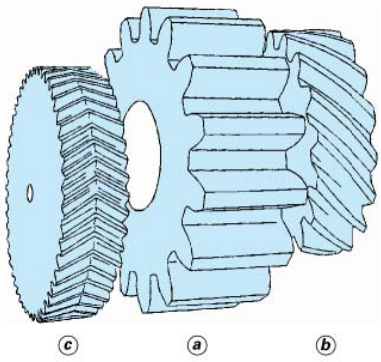


Figure 1.2. Différents types d'engrenages : (a) Dentures droites, (b) Dentures hélicoïdales (c) Denture en chevron, [4].

La terminologie liée à l'engrenage droit est présentée par la Figure 1.3. En effet, la géométrie d'une roue dentée est caractérisée par 7 principaux paramètres tels que le module *m*, le nombre de dents z_1, la largeur de denture *b*, le diamètre du cercle de tête, le diamètre du cercle de pied, l'angle de pression $\tilde{\alpha}$ et le coefficient de déport *x*. La plupart de ces paramètres sont géométriquement liés. Les relations sont illustrées par le Tableau 1.1 pour une roue sans déport de denture. A noter que seules quelques définitions et relations de base sont rappelées pour faciliter la compréhension de la suite de ce travail. Les caractéristiques géométriques des dentures des engrenages sont normalisées et décrites par la norme ISO 1328-1.

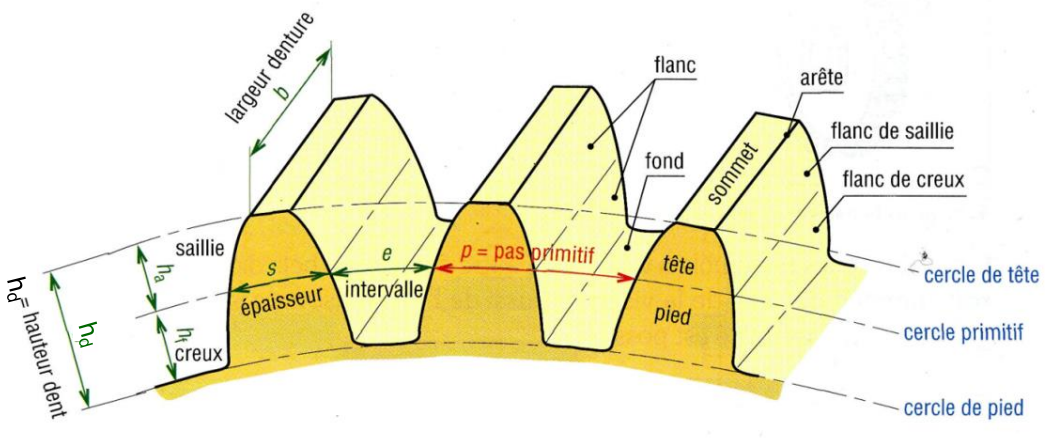


Figure 1.3. Terminologie principale définissant les caractéristiques d'une denture droite.

Module	m	Nombre de dents	Z_p
Diamètre primitif	$d = m\, z_1$	Pas au diamètre primitif	$p = m\,\pi$
Diamètre de tête	$d_a = d + 2m$	Diamètre de pied	$d_f = d - 2.5m$
Hauteur de la dent	$h_d = 2.25m$	Largeur de la dent	$b = k^{(*)}\, m$
Hauteur de saillie (h_a)	$h_a = m$	Hauteur de creux (h_f)	$h_f = 1.25m$
Epaisseur de la dent au primitif de taillage	$s = \frac{\pi.m}{2}$	Intervalle entre deux dents au primitif de taillage	$e = \frac{\pi.m}{2}$

Tableau 1.1. Relations entre les paramètres d'un engrenage droit, (*) k : coefficient de largeur de denture.

Deux stratégies différentes sont utilisées pour la fabrication des engrenages, Figure 1.4. Le principe de base est le même, seul l'ordre entre l'étape d'usinage de finition et le traitement thermique diffèrent :

- Pour la stratégie I, le traitement de durcissement de la pièce a lieu après l'opération d'usinage de finition. Cette stratégie consiste donc à donner la géométrie finale des dentures avant le traitement thermique. Elle implique d'anticiper les déformations éventuelles lors de la phase d'usinage.
- Pour la stratégie II, l'usinage de finition se fait après le traitement de durcissement. Cette stratégie permet d'obtenir des dimensions plus précises par rapport à la première stratégie.

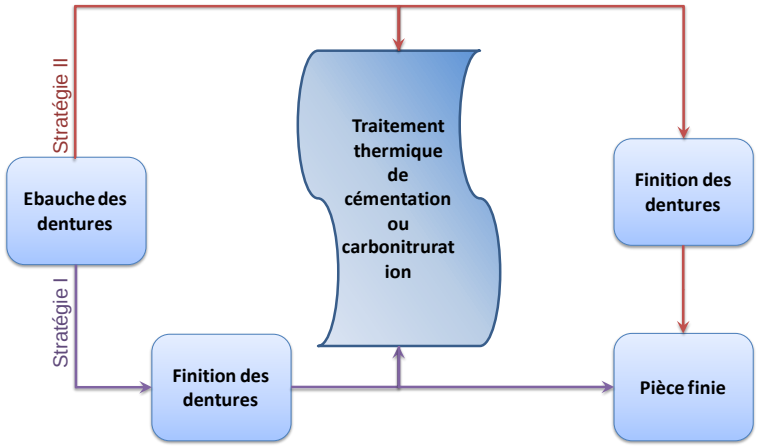


Figure 1.4. Deux stratégies de fabrication des engrenages.

En raison de leur capacité de transmission de mouvement et de puissance, les engrenages sont utilisés dans de nombreux domaines de la mécanique. Les applications s'étendent de l'horlogerie jusqu'aux réducteurs de l'industrie lourde. Les systèmes d'engrenage sont des systèmes fiables à bon rendement mais complexes à réaliser. Pour cela, une attention particulière est accordée à la fabrication de ce type de pièces en raison de l'exigence demandée. Les flancs de dents d'engrenage ont une forme précise avec des exigences élevées à la finition de surface.

Les techniques de mise en forme par enlèvement de matière des profils spécifiques des dentures des engrenages sont multiples. Il est possible de distinguer quatre grandes familles d'opérations d'usinage pour la génération des roues dentées :

- Fraisage de forme à la fraise 2 ou 3 tailles, dénommée aussi fraise module,
- Taillage à l'outil crémaillère,
- Taillage à l'outil pignon,
- Taillage à la fraise-mère.

Seul le procédé de taillage à la fraise-mère sera détaillé dans la suite de document.

1.1.2 Description du principe de base de l'opération du taillage à la fraise-mère

L'opération de taillage à la fraise-mère est le procédé le plus utilisé pour la fabrication des roues dentées par enlèvement de matière [2]. Elle peut être utilisée en configuration d'ébauche comme en finition des engrenages de petites et de très grandes dimensions.

Le taillage à la fraise-mère utilise le principe de base d'un système de roue et vis sans fin. La pièce à tailler étant l'engrenage et la fraise mère la vis sans fin. La fraise-mère est matérialisée par une vis sans fin dans laquelle sont aménagées des goujures dont les intersections avec le ou les filets sont les arêtes coupantes, Figure 1.5-(a). Pour avoir des angles de coupe corrects lors de la coupe, une opération de détalonnage est appliquée sur chacune des dents de l'outil

de coupe. Durant le processus de coupe, l'outil et la pièce usinée tournent selon des mouvements de rotation coordonnés, Figure 1.5-(b). Une avance linéaire est également appliquée à l'outil de coupe pour usiner la totalité de la largeur de la roue dentée. La cinématique spécifique de cette opération permet de générer le profil en développante de cercle des dentures de l'engrenage. La coupe se fait progressivement et simultanément par toutes les dents, comme illustré par la Figure 1.6.

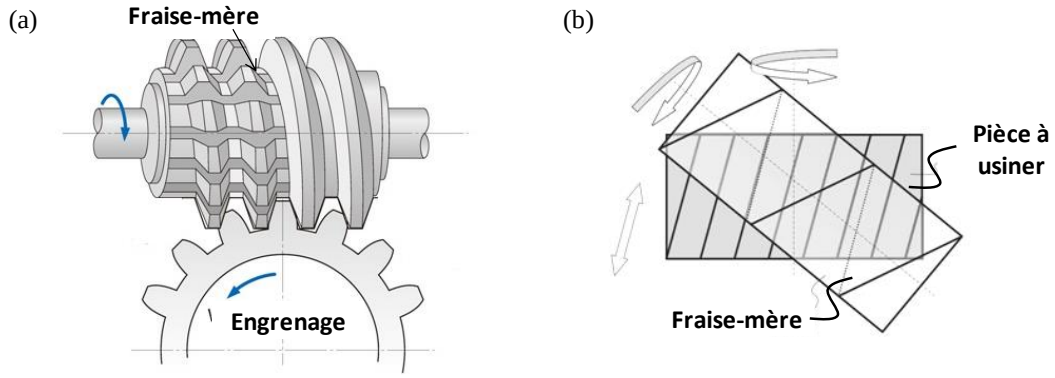


Figure 1.5. (a) Schématisation de la fraise-mère et de la pièce en cours de taillage. (b) Cinématique d'usinage de l'opération de taillage.

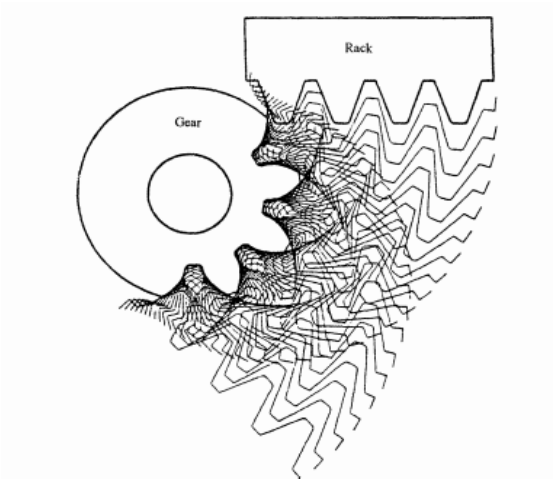


Figure 1.6. Processus de génération des dentures d'engrenage par l'outil fraise-mère, [5].

1.1.3 Avantages et limites de l'opération de taillage

L'opération de taillage à la fraise mère présente de nombreux avantages tels que :

- La flexibilité : il est possible d'usiner une infinité d'engrenages avec le même outil fraise-mère. La seule condition à respecter étant que son module et son angle de pression réel soient identiques à ceux de l'engrenage usiné. Ceci permet de réduire ainsi le coût de production des engrenages.
- La rotation continue entre la fraise-mère et la pièce à usiner, permet une coupe continue conduisant à une bonne qualité sans indexation ou d'autres mouvements intermittents.
- Cette opération permet la production des engrenages dans des temps très courts avec une qualité remarquable par rapport à d'autres opérations d'usinage.
- Les outils fraise-mère peuvent être réutilisés grâce à l'opération de l'affûtage successif qui permet d'optimiser le coût de production.
- La même machine de taillage permet de former des engrenages droits et hélicoïdaux.

La difficulté de l'opération de taillage tient à l'impossibilité d'usiner des engrenages à dentures internes. Ceci est dû à l'encombrement important de l'outil de coupe. Ce type d'engrenage nécessite une tête de taillage spéciale sur la machine d'usinage et un diamètre raisonnablement grand pour la pièce à usiner.

1.1.4 Description de l'outil fraise-mère

1.1.4.1 Définition

Un outil fraise-mère est une hélice menée par des goujures pour créer des dents de coupe, Figure 1.7. Le profil de référence de la fraise-mère constitue la base de calcul de la géométrie 3D de l'outil fraise-mère. Il est défini comme la section normale d'une crémaillère, Figure 1.8, qui s'engrène dans la denture de la pièce à tailler sous certaines conditions telles que :

i. La ligne de référence du profil de la crémaillère roule sur le diamètre primitif de fonctionnement de la pièce à usiner,
ii. Le pas de la crémaillère est égal au pas sur le diamètre primitif de fonctionnement,
iii. L'engrènement dans la roue à usiner se déroule d'après la loi fondamentale de la denture ; la perpendiculaire commune au point de contact, entre le flanc de la roue et le flanc de la crémaillère, passe par le point de contact entre le cercle primitif de fonctionnement et la ligne de référence du profil de la crémaillère.

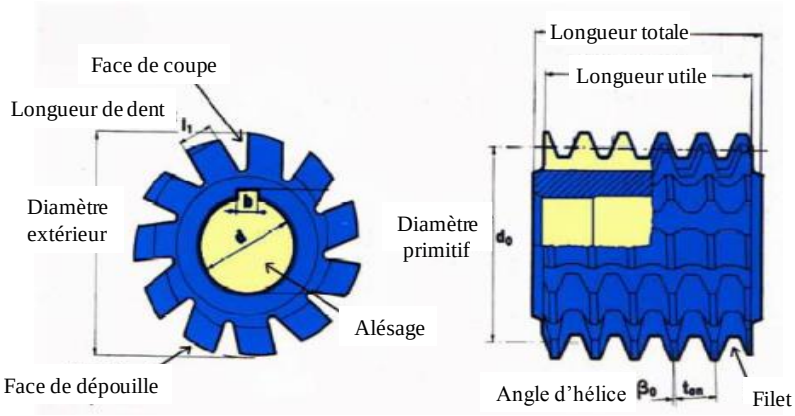


Figure 1.7. Vocabulaire associé à l'outil fraise-mère, [6].

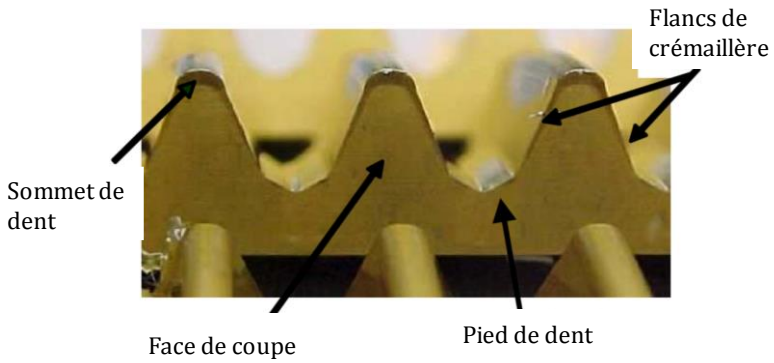


Figure 1.8. Vocabulaire associé à la crémaillère génératrice de la fraise-mère, [6].

Les outils fraise-mère peuvent être conçus avec un ou plusieurs filets. La plus part des outils fraise-mère utilisés ont un seul filet. Ceci permet d'avoir une meilleure précision lors de l'usinage. Les outils à deux ou plusieurs filets permettent d'augmenter la capacité de taillage dans une production très élevée, Figure 1.9. Toutefois, l'augmentation du nombre de filets de

la fraise est défavorable à la qualité de surface de la pièce usinée, Figure 1.10. De ce fait, l'usinage des pièces doit être terminé par une autre opération de finition. Cela s'applique surtout aux petits modules (module ≤ 2,5) et pour une production élevée, [7].

Les éléments de calcul de la géométrie de la fraise-mère dépendent de la denture à usiner mais le diamètre extérieur de l'outil et le nombre de filets exercent eux aussi une influence sur le profil d'un outil fraise-mère. La Figure 1.11 illustre plusieurs variances de géométries de l'outil fraise-mère existant sur le marché.

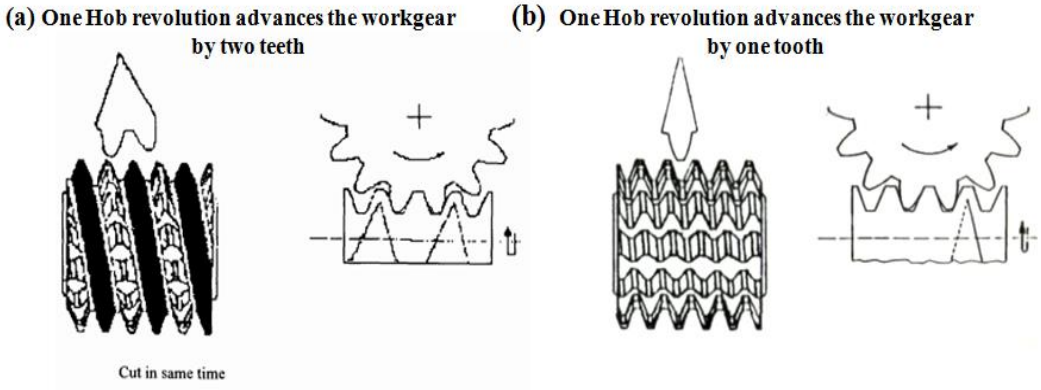


Figure 1.9. Illustration 3D d'un outil fraise-mère (a) à deux filets (b) à un seul filet, [8].

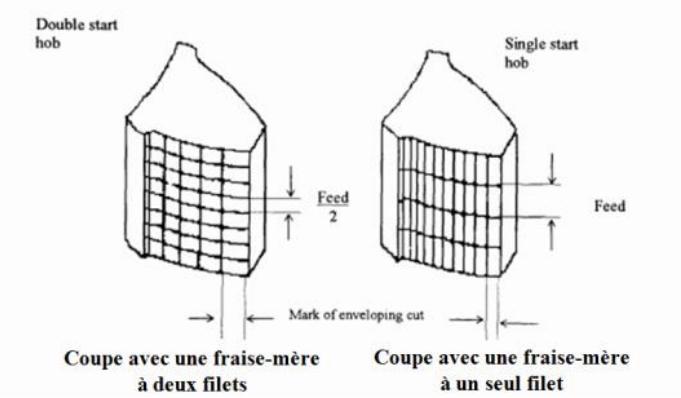


Figure 1.10. Flancs des dentures usinées avec une fraise-mère à un seul filet et à double filets pour une durée d'usinage identique, [8].



Figure 1.11. Illustration des variations géométriques de l'outil fraise-mère, [9].

1.1.4.2 Conceptions de l'outil fraise-mère

Le corps géométrique de base d'une fraise-mère est toujours une hélice menée par des goujures pour créer des dents de coupe. Cependant, pour une même géométrie, il existe trois types de conceptions d'outils :

- *Les fraises-mères monoblocs* présentent la première conception de l'outil à apparaître, Figure 1.12-(a). Les outils monoblocs sont caractérisés par une géométrie affûtable qui permet sa réutilisation pour le taillage d'autres pièces.
- *Les outils à lames amovibles* sont des fraises-mères avec un corps en acier de construction et des lames en acier rapide, Figure 1.12-(b) et cela en vue de limiter la consommation des matériaux d'outils (W, Cr, Mo, V). Malgré le prix de revient élevé de ces derniers, ils sont caractérisés par une très grande longueur affûtable en comparaison avec les fraises-mères monoblocs, comme le montre la Figure 1.13. En effet, du fait de leur construction en lames indépendantes celles-ci peuvent être affûtées indépendamment du corps de la fraise, ce qui autorise de profiler les dents sur toutes leurs longueurs. Cela permet aussi d'accroître la qualité d'affûtage du fait de la grande accessibilité des meules de rectification (utilisation des meules de grand diamètre).

(a) (b)

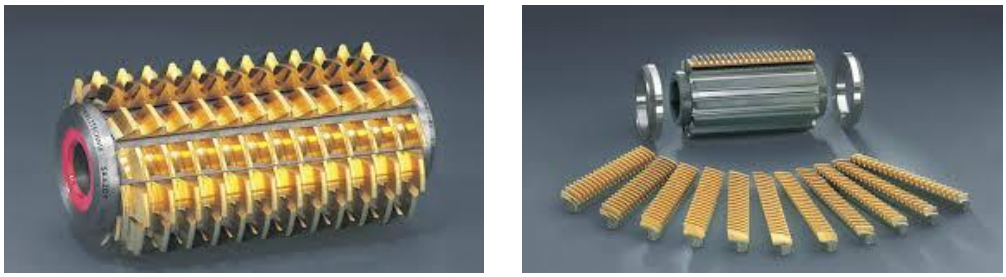


Figure 1.12. (a) Exemple d'une fraise-mère monobloc. (b) Exemple d'une fraise-mère à lames amovibles, [10].

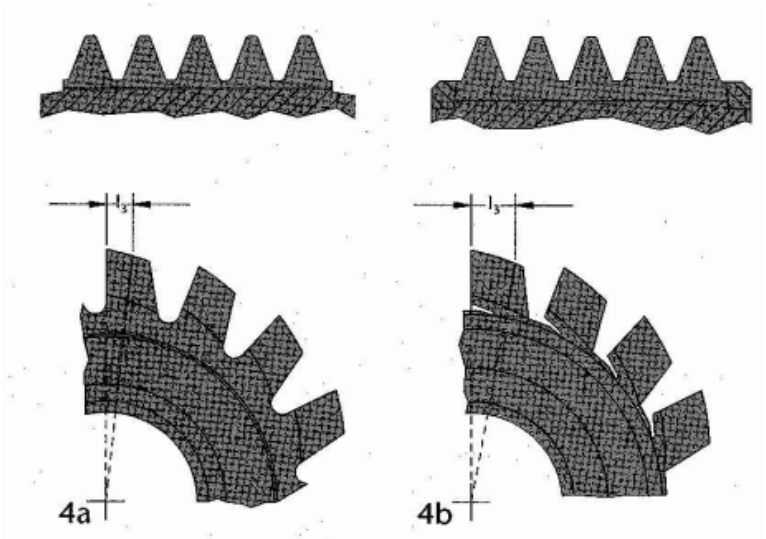


Figure 1.13. Illustration de la longueur affûtable l_3 sur une fraise-mère monobloc (à gauche) et une fraise à lame (à droite) ayant le même diamètre et le même nombre de goujures, (source Saazor d'après [6]).

- *Les outils à plaquettes réversibles* représentent une nouvelle génération pour ce type d'outils. Elles se composent d'un corps de fraise sur lequel sont fixés des segments ainsi

que des plaquettes réversibles en carbure. Celles-ci sont vissées dans les logements des segments, comme montré sur la Figure 1.14.



Figure 1.14. Exemple d'une fraise-mère à plaquettes réversibles, [7].

La complexité de la géométrie des outils fraises-mères limite les possibilités de faire varier ses matériaux de coupe. En effet, il existe des limites technologiques, en raison de la haute précision demandée. Pour cette raison, les principaux matériaux utilisés sont certains aciers rapide à hautes performances (HSS) et depuis peu les substrats carbure ont fait leur apparition, grâce à l'évolution des techniques de frittage permettant maintenant d'obtenir des ébauches dans des diamètres et longueurs correspondant aux contraintes d'une fraise-mère.
Industriellement, le choix est possible entre trois principales familles de matériaux de coupe :

- Acier rapide conventionnels de type M35,
- Acier rapide fritté de type ASP, REX ou autres,
- Carbure P, K de grade 10 à 40 (selon ISO 513).

Les outils en acier rapide (HSS) et les outils en aciers rapide fritté (PM-HSS) sont les plus utilisés par les industriels lors de la fabrication des engrenages, [11]. Ces outils sont les moins couteux par rapport aux outils en carbure. Ceci est lié au prix d'achat initial, la possibilité de l'affûtage et la nécessité d'un revêtement pour l'outil en plusieurs fois. Dans ce contexte, une analyse des ventes des outils proposés par Oerlikon Balzers en 2011 confirme l'importance des fraises en acier fritté (PM-HSS) pour l'usinage des engrenages, Figure 1.15.

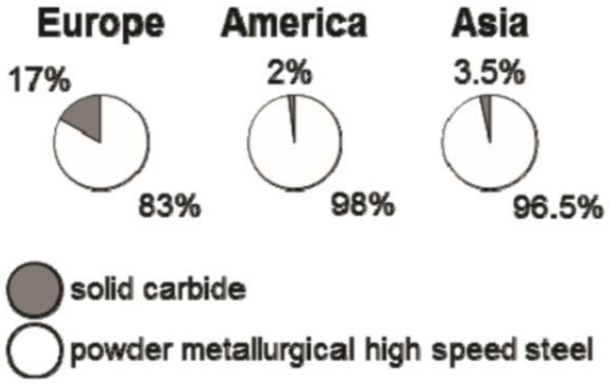


Figure 1.15. Part de marché des outils en PM-HSS et en carbure pour tailler les engrenages, [12].

1.1.5 Description de la machine de taillage

Comme le montre le schéma de la Figure 1.16, les machines de taillage se caractérisent par 6 axes :

- 3 axes de translation de la fraise-mère par rapport à la pièce,

- 3 axes de rotation (2 axes permettant de réaliser l'engrènement du système roue et vis-sans-fin et 1 axe de mise en position permettant d'orienter l'axe de l'arbre porte-fraise par rapport à l'hélice de la denture à tailler).

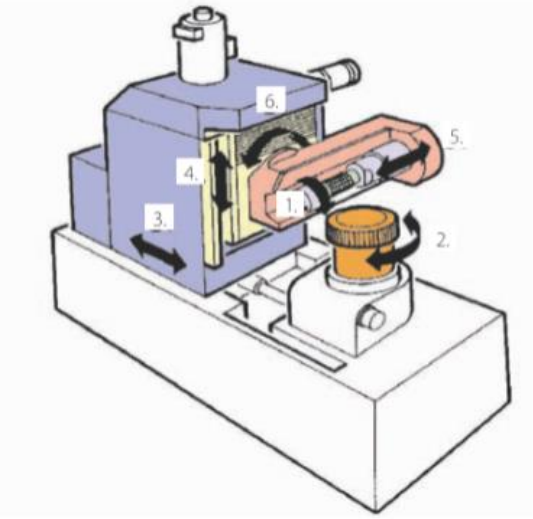


Figure 1.16. Schéma cinématique d'une machine de taillage.

Les autres axes éventuels sont généralement dédiés à des fonctions auxiliaires telles que le bridage ou le changement de pièces. La Figure 1.16 donne une représentation du schéma cinématique d'une machine de taillage destinée à la génération des pignons. Avec l'accroissement technologique des outils, des tailleuses à commande numériques ont été développées.

1.2 Principales problématiques de l'opération de taillage des pièces de grandes dimensions

L'application de l'opération de taillage à la fraise-mère pour la génération des dentures à profil de développante de cercle s'étend de l'horlogerie aux industries lourdes. Une part importante des notions de base du taillage conventionnel s'applique aux cas du taillage de grands engrenages. Cette opération fait l'objet de la présente étude. En effet, la cinématique de coupe reste la même indépendamment de la taille des pièces usinées (de quelques millimètres à plusieurs mètres). Ce procédé de fabrication fait face à des problèmes technologiques multiples [9]. L'opération de taillage à la fraise-mère de pièces de grandes dimensions se caractérise par plusieurs contraintes spécifiques qui sont détaillées dans la suite de cette partie.

1.2.1 Gabarit des pièces de grandes dimensions

La mise en position des pièces de grandes dimensions et les réglages machine se font par des moyens de manutention particulière. Les machines-outils sont spécialement conçues pour la fabrication de certaines géométries de ces pièces. Uriarte et al. [13] ont analysé la conception, les principes de l'ingénierie et les applications des machines-outils pour les grandes pièces. Ils ont montré les différentes particularités de ces machines selon l'évolution du besoin en termes de productivité et de précision par la fabrication. Dans ce contexte, Bellanger [14,15] a

montré par exemple la particularité des techniques pour la coulée et le moulage de grosses pièces dans le secteur de fonderie.



Figure 1.17. Exemple d'une machine de taillage pour les grandes couronnes, (Source Ferry capitain).

Concernant l'opération de taillage, la conception de la machine-outil est bien adaptée pour accueillir les dimensions de la pièce à usiner, comme montré sur la Figure 1.17. Elle est généralement conçue pour des applications spécifiques. La couronne est positionnée sur des cales puis centrée sur un plateau. Le nombre et le positionnement de cales utilisées pour le maintien de la pièce dépendent du diamètre extérieur de la pièce usinée et de la dimension des cales. La Figure 1.18 montre un exemple du montage d'une couronne sur le plateau de la machine-outil.

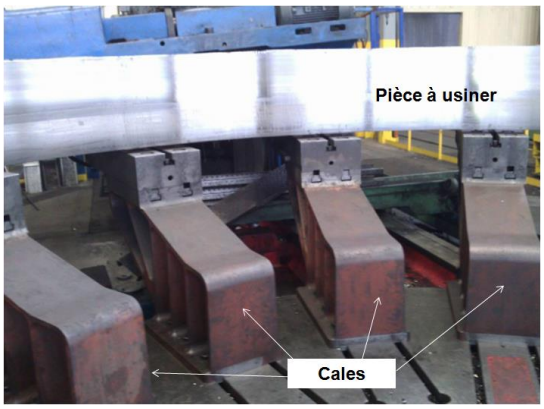


Figure 1.18. Exemple du montage d'une couronne sur le plateau de la machine-outil.

Les pièces de grandes dimensions sont souvent usinées à très faibles vitesses de coupe en comparaison avec l'usinage des pièces conventionnelles afin de réduire les effets d'inertie et des vibrations dues à la taille de la pièce [16]. Ces faibles vitesses engendrent des phénomènes physiques de coupe spécifiques tels que :

- Des conditions tribologiques complexes à l'interface outil-copeau,
- La formation d'arête rapportée au voisinage du rayon d'arête,
- Des problèmes de transfert thermique entre l'outil, le copeau et la pièce.

i. Conditions tribologiques complexes à l'interface outil-copeau

Lors de l'usinage, les outils sont soumis à des conditions extrêmes avec des grands chargements mécaniques et thermiques conduisant rapidement à la formation de cratères sur la face de coupe à cause notamment du glissement des copeaux sur l'outil. La nature du

contact à l'interface outil-copeau est fortement dépendante de la vitesse de coupe utilisée. Plusieurs observations expérimentales ont permis de montrer que le contact à l'interface outil-copeau est la combinaison d'un contact collant et d'un contact glissant. Trent et Wright [17] indiquent que le contact glissant ne se produit qu'à très faible vitesse de coupe. Iqbal et al. [18] ont également montré à la fois expérimentalement, à partir d'une étude de la coupe orthogonale d'un acier AISI 1045, et numériquement, que le contact est parfaitement glissant pour des gammes de vitesses faibles alors qu'on trouve les deux types de contact collant et glissant pour des gammes de vitesses assez élevées. Un contact est dit collant quand la vitesse de la matière à l'interface outil-copeau est quasi-nulle, et glissant quand cette vitesse est proche de la vitesse du copeau.

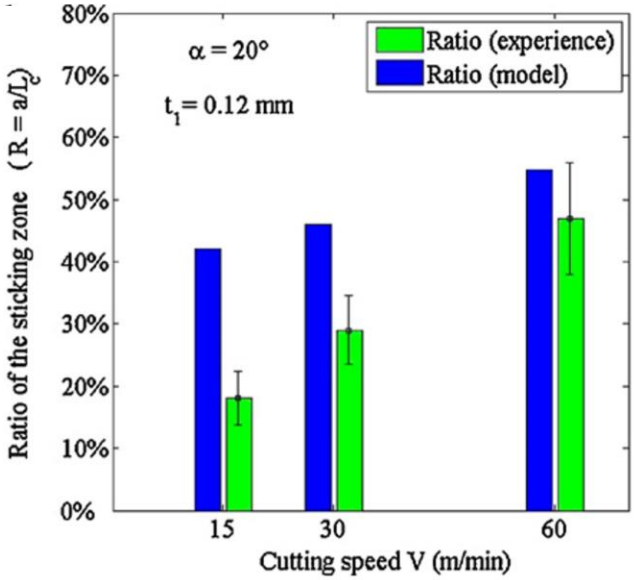


Figure 1.19. Comparaison entre le ratio du L_s / L_c simulé et celui mesuré expérimentalement en fonction de la vitesse de coupe V pour une avance f = 0.12 mm et un angle de coupe α = 20° avec L_s la longueur du contact collant et L_c la longueur du contact total, [19].

Pour quantifier la part du contact collant dans le contact total, les travaux de Bahi et al. [19,20] par exemple ont permis l'identification de la nature du contact et la répartition des contacts collant et glissant en fonction des conditions de chargement (pression, vitesse, frottement, etc.). Sur la base d'une résolution hybride analytique/numérique du problème thermomécanique de la formation du copeau, la part du contact collant dans le contact total a été estimée à partir de la mesure du coefficient de frottement apparent (rapport des efforts de coupe et d'avance). Ils ont montré que la part du contact collant à l'interface outil-copeau augmente en fonction de la vitesse de coupe, Figure 1.19.

ii. Formation d'arête rapportée

L'arête rapportée apparait dans certaines conditions de coupe, notamment à faibles vitesses de coupe [21]. Il s'agit d'un dépôt de matière qui se forme entre le copeau généré et la face de coupe de l'outil, Figure 1.20. Cette arête a tendance à grossir, elle devient instable et peut conduire à l'usure en cratère de la face de coupe. Quand l'arête rapportée se brise, une partie de la matière est emportée par le copeau, le reste peut passer sous l'arête de coupe et coller sur la surface fraîchement usinée. Le processus de formation et de destruction de l'arête rapportée

peut se répéter plusieurs fois au cours d'un usinage causant une variation périodique de l'avance et de l'angle de coupe [22]. La qualité de la pièce décroît considérablement lorsque les dimensions de l'arête augmentent. Ce phénomène est souvent observé lors de l'usinage de pièces de grandes dimensions [16].

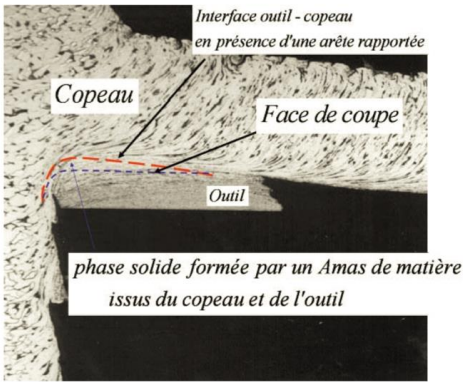


Figure 1.20. Modification de l''interface outil-copeau par la présence de l'arête rapportée, [17].

iii. Transfert de chaleur aux interfaces outil-pièce et outil-copeau

Le processus de coupe génère de la chaleur par un auto-échauffement au sein du matériau de la pièce dû à la déformation plastique et par frottement à l'interface outil-pièce. Les phénomènes thermiques qui en résultent diffèrent en fonction des vitesses de coupe utilisées. A faible vitesse, l'énergie thermique générée lors de la coupe s'évacue principalement dans le copeau mais également une partie de cette énergie est transmise dans la pièce et l'outil dans des proportions non négligeables par rapport à l'usinage à grande vitesse. Ainsi, le matériau subit un traitement thermique local (trempe superficielle) qui a tendance à modifier les caractéristiques superficielles de la pièce finie. Le Calvez [23] a fait une analyse de l'effet de la vitesse de coupe sur la carte thermique d'un outil lors du tournage, Figure 1.21. On remarque la localisation d'un point chaud dans l'outil pour la vitesse la plus élevée alors que pour les faibles vitesses, il se produit un échauffement global de l'outil et de la pièce.

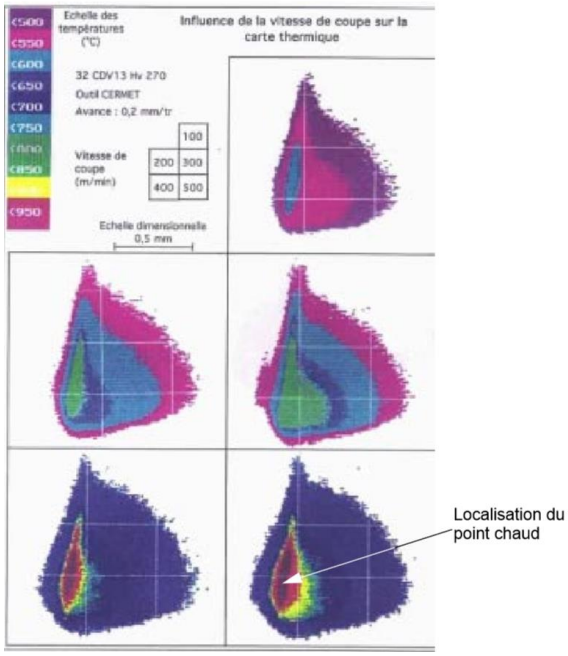


Figure 1.21. Influence de la vitesse de coupe sur la carte thermique d'un outil, [23].

Au cours de l'usinage de pièces de grandes dimensions, la caractérisation expérimentale de la coupe n'est pas toujours possible. En effet, l'instrumentation de la machine-outil, la pièce et l'outil est quasi-impossible, en particulier sur les tailleuses des grandes couronnes. Ceci est dû à plusieurs facteurs :

- la cinématique complexe et les dimensions importantes de l'outil et de la pièce,
- l'encombrement de la zone de coupe (plusieurs dents qui usinent en même temps),
- le prix de revient très élevé de ce type de pièce (environ 1M€) ne permet pas de réaliser des essais de caractérisation destructifs.

1.2.2 Lubrification et revêtements des outils fraises-mères

Le fluide de coupe permet de limiter l'élévation de la température dans les zones de coupe et d'établir la présence d'un film entre les différentes surfaces de contact outil-pièce. Cependant, dans un souci de protection de l'environnement et de la santé des opérateurs, la tendance actuelle est de limiter ou même de supprimer l'utilisation des fluides de coupe.

La totalité des opérations de taillage à la fraise-mère de pièces de grandes dimensions sont réalisées sous huile entière afin de refroidir les zones de coupe lors du taillage, Figure 1.22. En effet, la haute température de coupe générée lors de l'opération de taillage entraîne des écarts dimensionnels et l'usure prématurée de l'outil de coupe. Elle est également à l'origine des contraintes résiduelles de traction et des microfissurations de la surface usinée en plus de l'oxydation et de la corrosion, [24]. L'utilisation de l'huile entière se justifie aussi par le fait que la gamme des vitesses de coupe employées est très basse en association avec des outils en acier rapide non revêtus. L'huile entière a pour fonction de limiter les phénomènes d'adhésion des aciers usinés, [6].

L'utilisation abondante, le prix toujours plus élevé d'achat ainsi que la maintenance et le retraitement des huiles entières constituent les principales causes qui poussent les fabricants de dentures des engrenages à développer des solutions pour éliminer ou réduire la consommation de l'huile lors du taillage. En effet, un inventaire mené dans les industries automobiles allemandes montre que les huiles entières constituent de 7 à 17% du prix de revient d'un pignon taillé (toutes technologies d'usinage comprises), [25]. Ce coût est plusieurs fois plus élevé que le coût d'outillage, qui représente environ 2 à 4%, [25,26]. De plus, les huiles entières causent beaucoup de problèmes sanitaires pour les opérateurs.

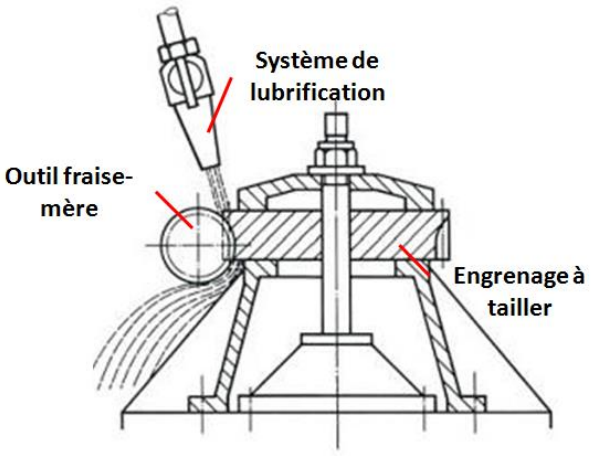


Figure 1.22. Schématisation du système de lubrification en taillage.

Le revêtement est une technologie développée pour améliorer la capacité et la performance des outils coupants. L'outil n'est pas modifié chimiquement, mais revêtu d'une fine couche de quelques µm. La fonction du revêtement pour les outils fraises-mères devient incontournable pour un bon nombre d'applications, et notamment en usinage à grande vitesse et à sec, [27]. Les revêtements ont une action importante sur les phénomènes à l'interface pièce/outil/copeau. Rech [6] a étudié l'effet de différents types de revêtements [TiN, (Ti,Al)N, (Ti,Al)N+MoS2] sur le comportement des outils fraise-mère lors du taillage. Il a montré que l'utilisation des revêtements est indispensable en taillage. Ils influencent la coupe à deux niveaux : tribologique et thermique. Les revêtements permettent globalement de réduire de façon importante les efforts de coupe et d'avance à basses vitesses de coupe, [28,29], alors qu'à hautes vitesses de coupe cette baisse est moins importante, [28]. Avec l'apparition des outils revêtus et la hausse des vitesses de coupe employées, le choix de la lubrification par huile entière ne s'imposait plus pour certaines opérations de taillage de pièces de taille moyenne.

La déposition de revêtements pour les outils fraises-mères se fait principalement selon deux techniques, par voie physique (Physical Vapor Deposition : PVD) ou par voie chimique (Chemical Vapor Deposition : CVD). Chacune de ces techniques de déposition possède des avantages et des inconvénients lors de leurs manipulations comme cela est présenté dans le Tableau 1.2.

	Avantages	**Inconvénients**
PVD	- Faible température de dépôt - Bonne adhérence du dépôt - Couches en contraintes de compression - Nombreuses possibilités de dépôt - Bonne acuité d'arête des outils après dépôt	- Nécessité de réaliser les dépôts sur des pièces de formes similaires - Vitesse de dépôt faible - Dépôts non uniformes - Difficultés pour revêtir des outils à géométrie complexe
CVD	- Grande pureté des dépôts - Grande variété de composition - Possibilité de dépôt sur des pièces complexes - Bonne adhérence sur substrat carbure	- Température de déposition élevée - Résidus toxiques de déposition - Temps de cycle long - Mauvaise acuité d'arête des outils après dépôt - Couches en contraintes de traction - Risques d'attaque des substrats par les gazs corrosifs

Tableau 1.2. Comparaison des propriétés des techniques de déposition PVD et CVD, [6].

Il est cependant nécessaire de préciser que la conception et les matériaux de coupe des fraises-mères déterminent, entre autres, la possibilité d'appliquer plusieurs fois le revêtement sur l'outil après affûtage. A titre d'exemple, les fraises-mères à lames rapportées ne peuvent pas être revêtues une deuxième fois [6]. Une très large majorité des fraises-mères sont aujourd'hui revêtues de TiN par le procédé de déposition physique (PVD) [30].

Aujourd'hui, le taillage lubrifié est encore largement répandu pour la fabrication des engrenages de grands diamètres même avec des outils revêtus compte-tenu des faibles

sections enlevées, des faibles vitesses de coupe utilisées (risques très importants d'adhésion) et de la longue durée d'usinage d'une seule pièce.

1.2.3 Durée de vie des outils de taillage

La durée de vie de l'outil est un paramètre important retenu par l'industriel pour jauger les performances de l'outil. De ce fait, le taux d'usure des outils de coupe présente l'une des principales problématiques en taillage de pièces de grandes dimensions. Il est dû principalement aux chargements thermomécaniques extrêmes appliqués aux niveaux des zones de contact outil-copeau et outil-pièce. Lors de l'opération de taillage de grandes pièces, l'usinage se fait avec des vitesses de coupe très faibles (inférieur à $1ms^{-1}$) par rapport au taillage conventionnel, ce qui nécessite un temps d'usinage très long compte tenu de la taille importante de la pièce à usiner. A titre d'exemple, le temps de taillage d'une couronne de diamètre égal à 6 mètres, en phase de finition, est en moyenne de **60 heures** en continu. Cette opération doit se faire avec un seul outil pour garantir une bonne qualité de la surface usinée. En effet, le changement de l'outil implique un nouveau réglage de position, ce qui influence la qualité de l'usinage.

Un grand taux d'usure de l'outil de coupe provoque des écarts géométriques conséquents entre les arêtes de coupe des dents de la fraise entraînant une modification importante des phénomènes lors de la coupe. En taillage, l'ensemble des dents actives ne coupent ni de la même façon ni la même quantité de matière. Les chargements dus à la coupe et leurs conséquences sur le développement de l'usure des dents varient significativement, en raison des particularités de la formation des copeaux dans le cas du taillage.

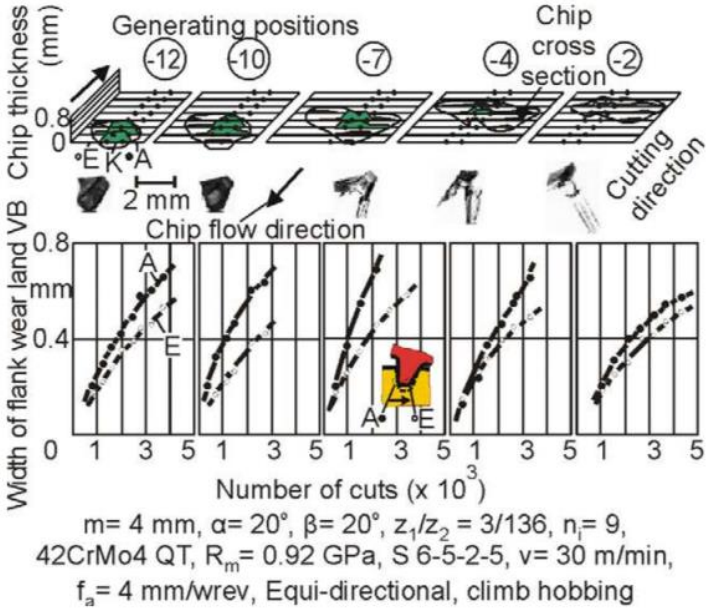


Figure 1.23. Evolution de l'usure en dépouille pour différentes positions de génération d'outil lors du taillage en avalant, [31].

La Figure 1.23 montre l'évolution du taux d'usure V_B des flancs de la dent de l'outil dans plusieurs positions génératrices individuelles lors de la fabrication des engrenages, [31,32]. Les principales formes d'usure identifiées sur la dent d'une fraise mère sont montrées par la Figure 1.24. En effet, l'usure en dépouille est due au frottement de la pièce sur la face de dépouille de l'outil qui se manifeste sous forme d'une bande striée parallèle à l'arête de coupe.

Elle est caractérisée par une valeur V_B (épaisseur moyenne de la bande striée), Figure 1.25-A. Au-delà d'une valeur limite V_{Blim}, une opération de réaffutage de l'outil devient nécessaire. Ce mode d'usure est généralement pris comme critère pour estimer la durée de vie de l'outil fraise-mère en taillage, [12,33]. La deuxième forme d'usure la plus importante est l'usure en cratère. Elle résulte du passage du copeau sur la face de coupe de la dent de l'outil, Figure 1.25-B. Ce passage entraîne une perte importante de la masse de l'outil lors de l'usinage, provoquant ainsi la formation d'un cratère au niveau de la face de coupe. L'usure en dépouille et celle en cratère sont les deux modes d'usure dominants pour les opérations de taillage, [6] alors que les modes d'usure tels que l'écaillage, l'arrondissement des arêtes de coupe et la rupture des dents sont les modes d'usure aléatoires ou accidentelles, Figure 1.24.

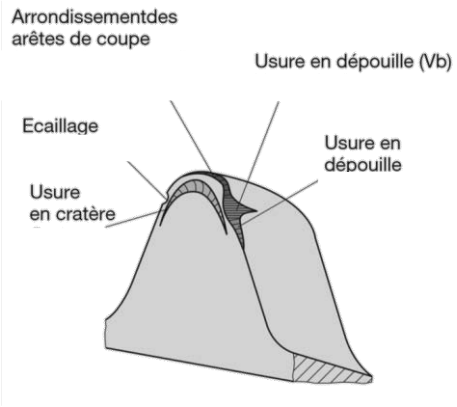


Figure 1.24. Formes d'usure observées sur la dent d'une fraise-mère en taillage, [7].

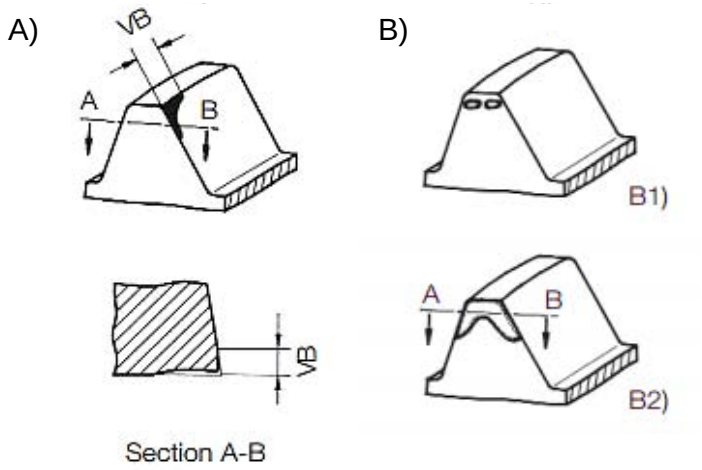


Figure 1.25. Caractéristiques des modes d'usure en dépouille et en cratère lors d'une opération de taillage, [34].

L'usure est généralement décrite comme une fonction de plusieurs facteurs combinés notamment, la nature du matériau usiné, les conditions de coupe utilisées et le procédé de coupe choisi. Pour un couple outil-matière donné, deux paramètres principaux affectent l'usure en taillage, [9] ; la vitesse et la morphologie des copeaux. La vitesse de coupe et la vitesse d'avance sont les paramètres les plus influents selon Joppa [35], Sovily et al.[36] et Stein et al.[12]. La morphologie des copeaux générés par les différentes dents a également une importance sur la durée de vie de l'outil. Bouzakis et al. [31] ont décrit les mécanismes de formation de copeaux en taillage pour introduire 5 formes de copeaux générés par l'outil fraise-mère. La Figure 1.26 montre l'évolution du taux d'usure en dépouille en fonction du

nombre de pièces usinées pour les 5 formes de copeaux. Il est clair que le taux d'usure est très variable en fonction de la géométrie des copeaux enlevés.

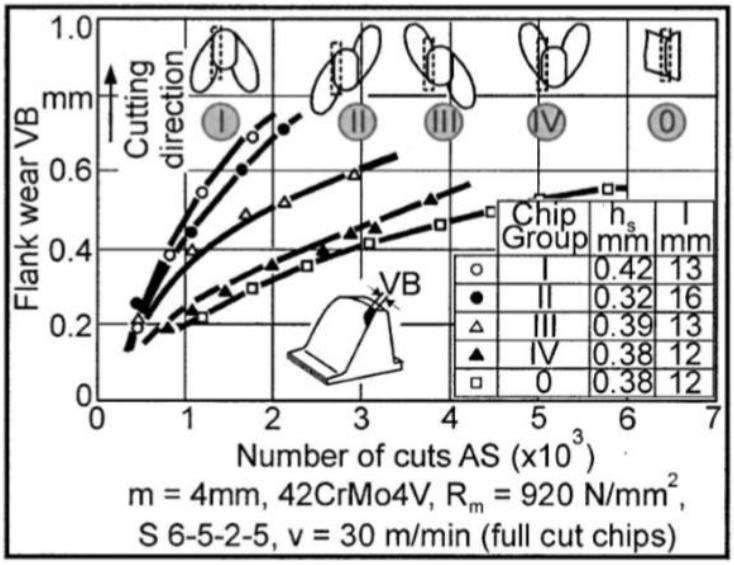


Figure 1.26. Effet de la géométrie des copeaux sur l'évolution de l'usure en dépouille en taillage, [33].

1.3 Conclusion intermédiaire

L'opération de taillage de pièces de grandes dimensions est une opération très courante pour la fabrication des engrenages à profil de développante de cercle. Elle est caractérisée par une cinématique de coupe particulière en comparaison avec d'autres procédés d'usinage conventionnels tels que le tournage, le fraisage, etc. L'analyse des principales contraintes liées au taillage de pièces de grandes dimensions a montré plusieurs verrous scientifiques tels que la limite des possibilités pour la caractérisation expérimentale du procédé industriel. Toutefois, de nombreux problèmes liés au taillage peuvent avoir lieu comme par exemple l'erreur de forme, morphologie aléatoire des copeaux, rugosité élevée, vibration et usure prématurée de l'outil. Ces difficultés sont dues principalement à un mauvais choix de l'outil ou des conditions de coupe utilisées. Pour résoudre ce problème, la modélisation du taillage associée avec des approches expérimentales de caractérisation de la coupe constitue un outil intéressant qui permet d'améliorer la compréhension des phénomènes physiques régissant la coupe en taillage.

Dans le cadre de ces travaux de thèse, nous proposons de nous intéresser à l'étude des efforts de coupe et à la morphologie des copeaux générés en taillage. La modélisation des efforts de coupe reste encore aujourd'hui l'objectif de nombreux chercheurs spécialistes du procédé de taillage. Les efforts impactent les caractéristiques de la pièce usinée (géométrie, état de surface, …) et doivent être estimés pour avoir une bonne maîtrise du procédé.

2 Etude de l'opération de taillage

Cette partie est consacrée à une revue bibliographique de l'opération de taillage. La première section présente les principaux paramètres de coupe de l'opération de taillage. La deuxième section présente l'étude de la formation des copeaux générés par les dents de l'outil fraise-

mère. Dans notre étude sur le taillage, les principales approches de modélisation des efforts de coupe utilisées dans la littérature sont détaillées.

2.1 Paramètres de coupe pour une opération de taillage

Le taillage des engrenages cylindriques nécessite des réglages différents suivant que l'on taille des engrenages cylindriques droits ou hélicoïdaux. Le seul impératif géométrique à respecter lors de l'opération de taillage est que la tangente à l'hélice primitive de la fraise-mère reste également la tangente à l'hélice primitive de l'engrenage à tailler. La Figure 1.27 représente la configuration de la génération d'un engrenage à tailler ayant une hélice primitive l'inclinaison β_{P0}, avec une fraise mère ayant une hélice primitive d'inclinaison β_{F0}. Le Tableau 1.3 donne toutes les combinaisons possibles suivant le sens d'inclinaison du filet de la fraise-mère et du sens d'inclinaison de l'engrenage à tailler en avalant, [37].

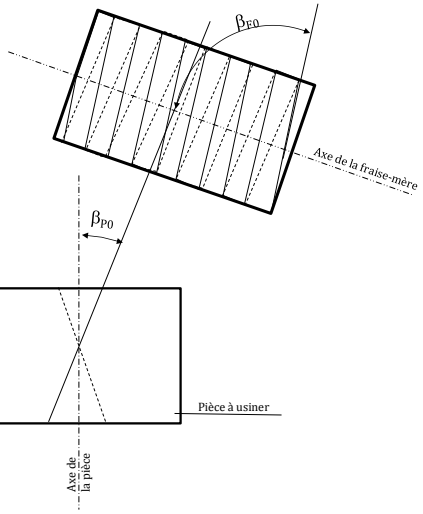


Figure 1.27. Position relative de la fraise-mère par rapport à l'engrenage à tailler.

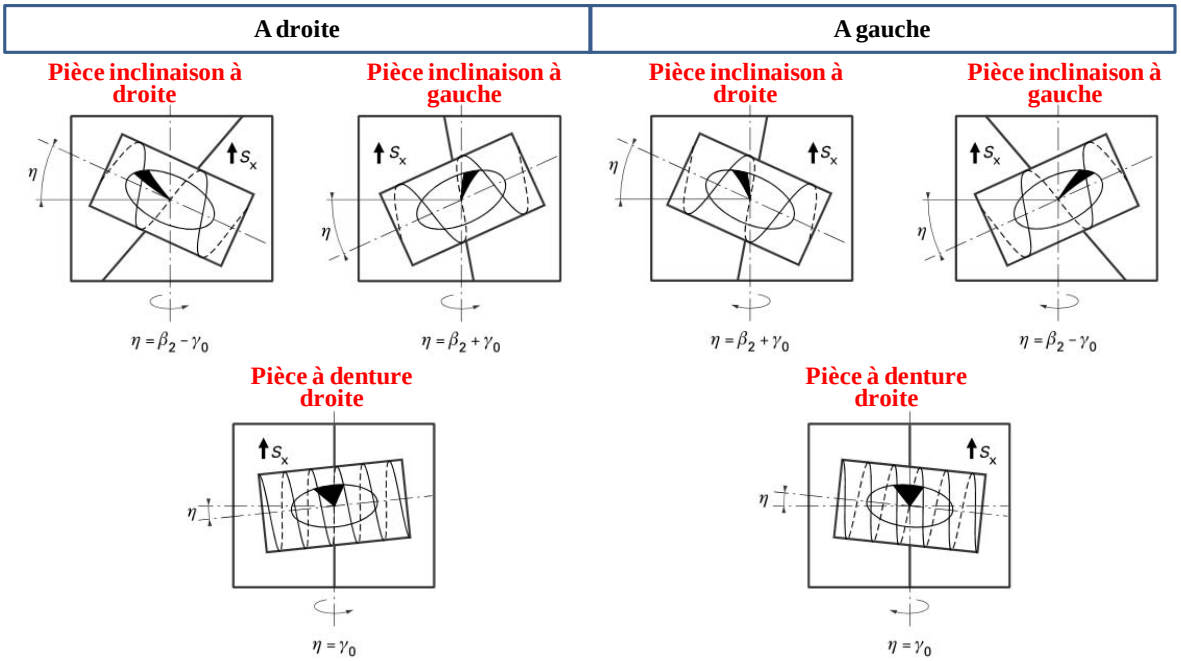


Tableau 1.3. Différentes possibilités du taillage des engrenages cylindriques, [37].

Avec S_x l'avance axiale de la fraise mère à chaque tour de roue, β_2 l'angle de l'hélice primitive de l'engrenage, γ_0 l'inclinaison du filet de la fraise-mère et η l'angle de pivotement de la fraise mère.

Les conditions de coupe associées aux opérations de taillage à la fraise-mère sont la vitesse de coupe, la vitesse d'avance et la vitesse de rotation de la pièce usinée.

La vitesse de coupe V est directement donnée à la fraise-mère par sa rotation propre N_F. Elle est calculée par l'équation (1.2).

$$V = \frac{2\pi \, N_F \, r_F}{1000} \tag{1.2}$$

avec V la vitesse de coupe [m/min], N_F la vitesse de rotation de l'outil fraise-mère [tr/min] et r_F le rayon extérieur de l'outil [mm].

La Figure 1.28 illustre les trois mouvements d'avance de l'outil en taillage. Il est possible de combiner plusieurs directions d'avance simultanées ou successives. La Figure 1.29 montre une méthode de taillage qui combine deux avances radiale et axiale de l'outil fraise-mère. Cette méthode est utilisée quand l'usinage avec une avance axiale n'est pas possible, [5].

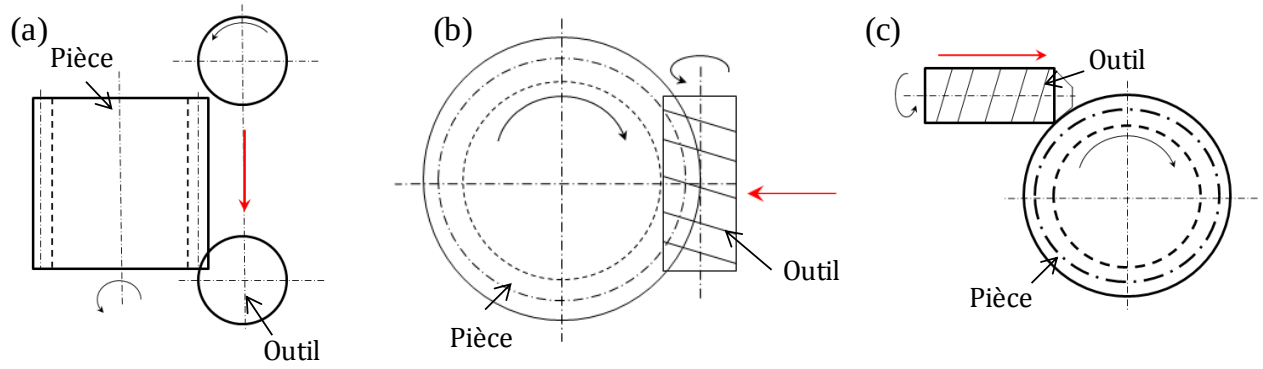


Figure 1.28. Différents types d'avances en taillage (a) Avance axiale (b) Avance radiale (c) Avance tangentielle.

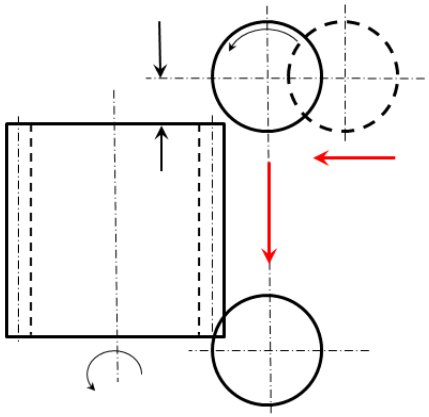


Figure 1.29. Combinaison des deux avances radiale et axiale en taillage.

Pour assurer la synchronisation lors de l'opération de taillage, le mouvement de génération nécessite de lier la rotation de la broche porte fraise et la rotation de la broche porte pièce. Pour lier ces deux mouvements de rotation, un rapport de transmission (i) est essentiel. Il exprime l'égalité entre le rapport des vitesses de rotation et le rapport inverse des nombres de dents :

$$i = \frac{N_p}{N_F} = \frac{Z_F}{Z_P} \tag{1.3}$$

Avec N_P la vitesse de rotation de la pièce [tr/min], N_F la vitesse de rotation de l'outil fraise mère [tr/min], Z_P le nombre des dents de la pièce et Z_F le nombre de filet de l'outil fraise-mère.

Cette condition est vraie pour le taillage des engrenages droits. Pour les engrenages hélicoïdaux, une vitesse de rotation complémentaire doit être ajoutée à la pièce à usiner pour compenser l'avance axiale de l'outil par rapport à l'angle d'hélice de l'engrenage à tailler. Etant donné qu'une hélice effectue un tour complet en une distance axial égale au pas apparent (p_t) de l'engrenage et la vitesse d'avance de l'outil égale à $(f_a N_P)$, la vitesse complémentaire à ajouter à la vitesse de rotation de la pièce est de $\left(\frac{f_a N_P}{p_t}\right)$. Donc la relation entre les vitesses de rotation lors du taillage des engrenages hélicoïdaux est :

$$N_p = \left(\frac{Z_F}{Z_p}\right) N_F \pm \frac{f_a N_P}{p_t} = \left(\frac{Z_F}{Z_P}\right) N_F \pm \left(\frac{f_a \sin \beta_2}{\pi Z_p m}\right) N_P \qquad (1.4)$$

Avec β_2 l'angle d'hélice de l'engrenage à tailler, f_a la vitesse d'avance en taillage [mm/tr], Z_P le nombre des dents de la pièce et Z_F le nombre de filet de l'outil fraise-mère et m le module de l'engrenage à tailler.

L'Equation (1.5) permet de calculer le rapport de transmission nécessaire pour le taillage des engrenages hélicoïdaux :

$$i = \frac{N_p}{N_F} = \left(\frac{Z_F}{Z_p}\right) \frac{1}{\left(1 \pm \frac{f_a \sin \beta}{\pi Z_p m}\right)} \qquad (1.5)$$

Pour les engrenages droits, le rapport de transmission est égale à $\frac{Z_F}{Z_P}$.

Lors du taillage en opposition (ou conventionnel), la direction de l'avance de la fraise-mère est identique à la direction de la rotation ω_0, et est de sens opposé à la réaction de l'outil, Figure 1.30-(a). Dans le cas du taillage en avalant, la direction de l'avance de la fraise-mère est opposée à la rotation ω_0, et est de même sens que la réaction de l'outil, Figure 1.30-(b).

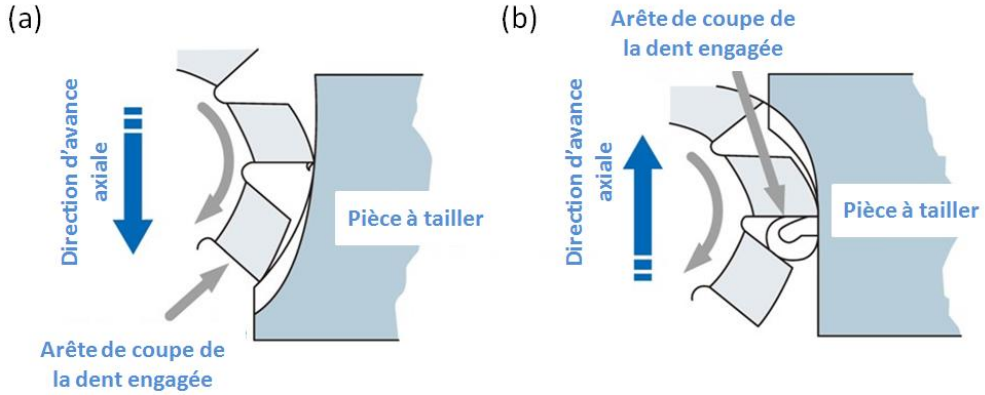


Figure 1.30. Mode de taillage d'une fraise-mère (a) Usinage en opposition (b) Usinage en avalant.

Concernant la technique de shifting, elle est simple par son approche. Elle consiste à décaler la fraise-mère, le long de son axe de rotation, après un nombre de pièces taillées (ou un nombre de serrages en cas de serrage par paquets), Figure 1.31. La valeur du décalage est relative au nombre de pièces à tailler. Cette méthode permet d'utiliser le plus uniformément possible la largeur de la fraise et d'augmenter la durée de vie de l'outil car elle permet de suivre très facilement l'évolution de l'usure de l'outil et donc de mieux la maîtriser.

L'avantage de cette méthode est de permettre l'utilisation de l'outil, pour un plus grand nombre de pièces à tailler. Le déplacement pas à pas de la fraise permet de répartir l'usure plus régulièrement sur toute sa longueur utile. De ce fait, la durée d'usage de la fraise a tendance à augmenter considérablement.

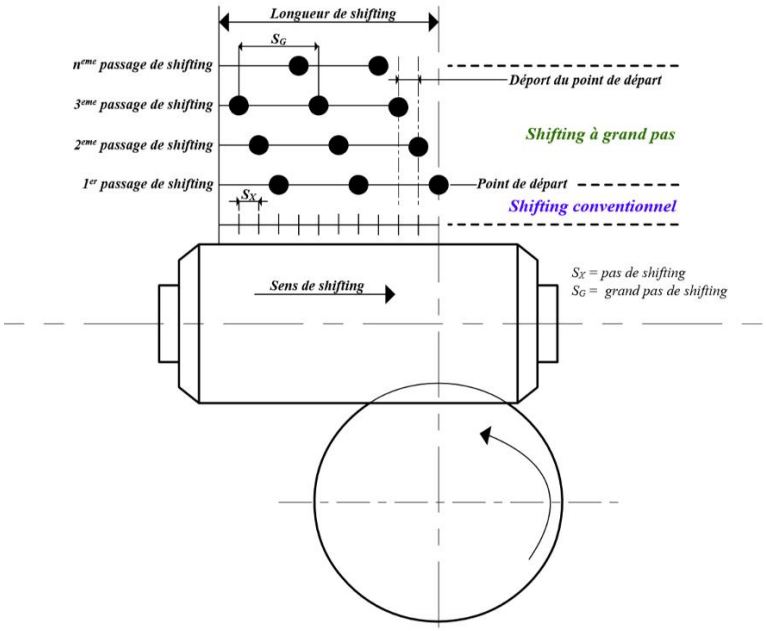


Figure 1.31. Stratégie de shifting à grand pas, [30].

2.2 Etude des phénomènes mis en jeu lors de la formation des copeaux

2.2.1 Processus de formation de copeaux

Le procédé d'usinage par enlèvement de matière se fait par une action mécanique d'un outil coupant sur la pièce à usiner. La force appliquée induit la formation d'un ou plusieurs copeaux. Dans le cas de la coupe orthogonale et en régime stationnaire, la force exercée par l'outil lors de son engagement dans la matière provoque à l'échelle mésoscopique une forte compression de la matière et engendre principalement 3 zones de cisaillement entre les faces de l'outil et la matière, Figure 1.32. Au niveau de la zone 1 appelée zone de cisaillement primaire (**Z1**), l'outil sépare la couche superficielle de la pièce en générant un cisaillement intense entre la pointe de l'outil et la surface de celle-ci, [38]. Cette zone est caractérisée par des déformations intenses de l'ordre de 200% à 300% et de grandes vitesses de déformation de $10^3 s^{-1}$ à $10^6 s^{-1}$, [39]. Cette zone est assimilée à une bande très fine appelée bande de cisaillement adiabatique et inclinée d'un angle ϕ dit 'angle de cisaillement primaire'. Ce dernier a été déterminé par Merchant [38] en minimisant l'énergie de coupe et en supposant un comportement parfaitement plastique pour le matériau usinée. L'angle ϕ est alors défini par :

$$\phi = \frac{\pi}{4} - \frac{1}{2}\left(\lambda - \alpha_n\right) \tag{1.6}$$

avec λ l'angle de frottement entre l'outil et le copeau et α_n l'angle de coupe.

La deuxième zone est la zone de cisaillement secondaire, Figure 1.32. Elle est le résultat du frottement du copeau sur la face de coupe de l'outil (**ZII**). Cette seconde zone est souvent la cause de l'usure en cratère sur la face de coupe de l'outil. Elle est soumise à la fois à un fort taux de cisaillement et à une augmentation importante de la température résultat de la source de chaleur générée par frottement. Et enfin la zone 3 qui est le résultat du frottement entre la nouvelle surface usinée et la face de dépouille de l'outil. Elle est nommée zone de cisaillement tertiaire (**ZIII**). Cette zone est plus petite par rapport aux deux premières mais elle n'est pas à négliger pour autant. En effet, c'est cette zone qui conditionne fortement l'intégrité de surface de la pièce notamment par rapport aux contraintes résiduelles et l'écrouissage.

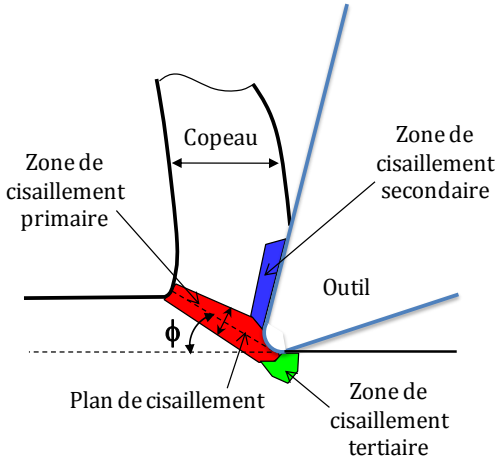


Figure 1.32. Définition des zones de cisaillement lors de la formation d'un copeau.

Lors de l'opération de taillage, le profil en développante de cercle des flancs de la denture d'engrenage est généré par la pénétration successive de l'ensemble des dents de l'outil fraise mère à un ou plusieurs filets. La morphologie du copeau généré par une dent est variable en fonction de sa position sur l'outil fraise-mère lors du processus de coupe [9]. Dans le cas de l'utilisation d'un outil fraise-mère à un seul filet, chaque dent de l'outil pénètre dans les différentes entre-dents de l'engrenage pour générer la même géométrie des copeaux durant le processus de coupe d'une seule pièce [40]. La totalité de la largeur de la pièce est ensuite usinée par l'intermédiaire de l'avance axiale appliquée à l'outil.

La connaissance de la section des copeaux enlevés par chacune des dents de l'outil fraise-mère est très importante. Elle constitue un élément de base pour le calcul des efforts de coupe en taillage. Dans ce contexte, plusieurs travaux de modélisation ont été faits par de nombreux chercheurs afin de décrire la géométrie des copeaux générés par taillage et de calculer les différentes sections de coupe en tenant compte de l'outil, de la pièce et des conditions de coupe.

Parmi les auteurs qui ont travaillé dans ce domaine, Sidorenko, en 1951 [41] a étudié graphiquement l'évolution de la forme et de la zone de coupe des dents de l'outil fraise-mère. Il a conclu que le sommet et les flancs des dents de l'outil fraise-mère n'enlèvent pas la même quantité de matière. Son étude est basée uniquement sur des résultats expérimentaux. Sunajev et al. [42] ont déterminé les formes des copeaux générés par les arêtes de coupe d'un outil fraise-mère lors du taillage en phase d'ébauche d'un engrenage en cire. Ils ont mentionné que

le sommet d'une dent de l'outil fraise-mère usine environ 60% du volume enlevé du copeau alors que le flanc ne retire que 20%. Par ailleurs, Ziegler [43] a calculé l'épaisseur maximale des copeaux non déformés dans des positions génératrices successives de l'outil fraise-mère. Il a ensuite corrélé ces résultats avec les efforts de coupe mesurés lors de l'opération de taillage. Cette méthode d'analyse a également été développée par Hoffmeister [44] qui a étudié les épaisseurs de copeaux non-déformés en se basant sur des représentations graphiques instantanées des intersections fraise-mère/pièce pour chaque dent qu'il a ensuite superposées afin de trouver une estimation des sections locales coupées, Figure 1.33. Il a établi à partir de ces travaux, une loi empirique, Equation (1.7), qui permet d'estimer l'épaisseur maximale du copeau non-déformé en tête de dent pour une opération de taillage à la fraise-mère en phase d'ébauche. Selon Rech [6], cette loi, décrite par l'Equation (1.7), est utilisée comme référence chez les utilisateurs des outils fraises-mères.

$$h_{\max} = 4{,}9\ m\ z_p^{(9{,}2510^{-3}\beta_2 - 0{,}542)} e^{-0{,}015x} e^{-0{,}015\beta_2} \left(\frac{r_0}{m}\right)^{(-8{,}2510^{-3}\beta_2 - 0{,}225)} \left(\frac{N_0}{z_F}\right)^{-0{,}877} \left(\frac{f_a}{m}\right)^{0{,}511} \left(\frac{t}{m}\right)^{0{,}319} \quad (1.7)$$

Avec f_a l'avance de la fraise-mère par tour de pièce [mm/tr], m le module normal de la denture à tailler, z_F le nombre de filets de la fraise-mère, N_o le nombre de goujures de la fraise-mère, z_p le nombre de dents à tailler, x le déport de la denture à tailler [mm], t la profondeur de coupe [mm], β_2 l'angle d'hélice de la denture à tailler [radian] et r_o le rayon primitif de la fraise-mère [mm].

L'étude des copeaux a construit la base de la majorité des études scientifiques autour de l'opération de taillage. L'ensemble des dents de l'outil travaillent en continu et en même temps. Le travail de chacune des dents contribue à générer le profil des dentures de l'engrenage usiné. En effet, la formation du copeau résulte d'actions mécaniques complexes durant le processus de coupe en usinage. En plus, la cinématique de la coupe en taillage est complexe par rapport à d'autres opérations d'usinage. Pour cela, plusieurs modèles ont été mis en place pour simuler la cinématique du processus de taillage et la formation des copeaux non-déformés générés par les dents de l'outil fraise-mère.

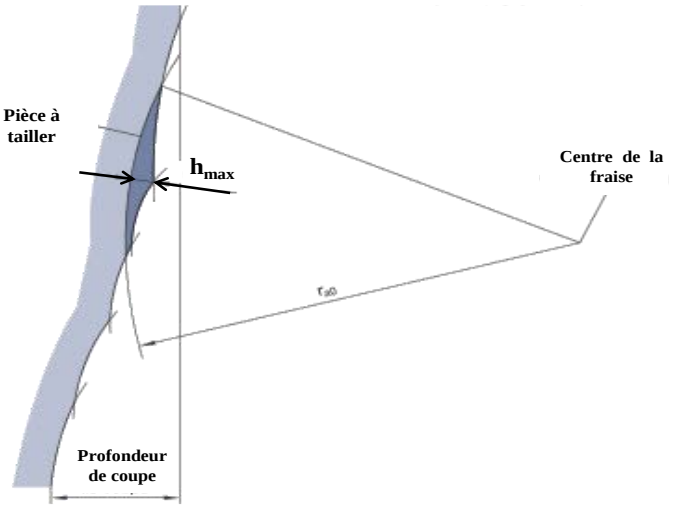


Figure 1.33. Epaisseur maximale du copeau en tête de dent, Hoffmeister, [44].

2.2.2 Simulation de la cinématique du procédé de taillage

Compte tenu de la complexité géométrique et cinématique de l'opération de taillage, plusieurs modèles de simulation ont été développés ces dernières années. Sulzer a développé une

simulation numérique pour suivre la cinématique de coupe de l'opération de taillage à la fraise-mère en ébauche, [45,46] et calculer les caractéristiques géométriques des copeaux non-déformés générés par l'ensemble des dents de l'outil fraise-mère. Sülzer [45] a présenté un modèle mathématique permettant de calculer les sections de coupe des copeaux non-déformés générés lors de l'opération de taillage. Un modèle 3D a été utilisé pour simuler la cinématique de coupe de cette opération. La méthode de mise en œuvre exploitée par Sülzer est illustrée par la Figure 1.34. Elle est basée sur six systèmes de coordonnées et sur des équations de transformation pour décrire l'opération de taillage.

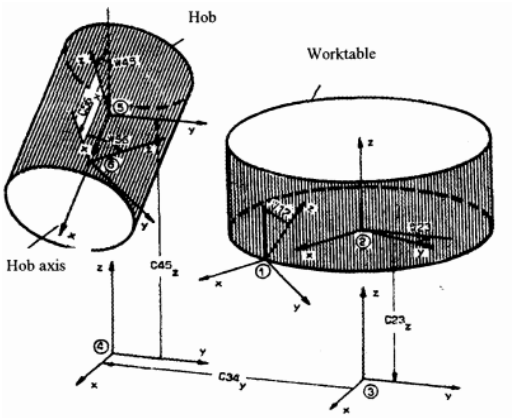


Figure 1.34. Système des coordonnées utilisé par Sülzer [45], d'après Abood [5].

Tous les systèmes de coordonnées représentant une partie différente du processus telle que par exemple le système (1) est fixé sur une denture de l'engrenage à tailler et le système (6) est fixé sur une dent de fraise-mère, Figure 1.34. Les différents axes de la machine ont été reliés par des équations de transformation en fonction de la cinématique de coupe entre le couple outil-matière, Figure 1.35. L'Equation (1.8) exprime la transformation du système de coordonnées (2) en (1) utilisé par Sülzer.

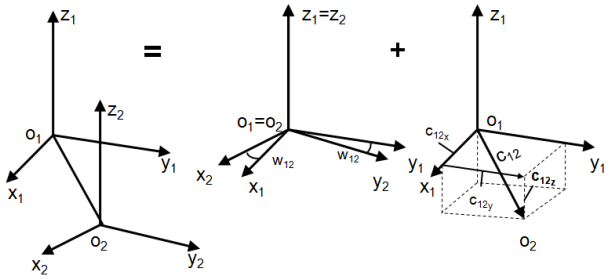


Figure 1.35. Transformation du système de coordonnées (2) en (1) utilisé par Sülzer [45].

$$\begin{pmatrix} x_1 \\ y_1 \\ z_1 \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} x_2 \\ y_2 \\ z_2 \end{pmatrix} . T_{12} + C_{12} \tag{1.8}$$

Avec $T_{12} = \begin{pmatrix} \cos w_{12} & -\sin w_{12} & 0 \\ \sin w_{12} & \cos w_{12} & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{pmatrix}$ et $C_{12} = \begin{pmatrix} C_{12_x} \\ C_{12_y} \\ C_{12_z} \end{pmatrix}$

Pour simplifier la problématique, les sections de coupe des copeaux ont été estimées en discrétisant les zones d'intersection de l'outil fraise-mère avec l'ébauche d'engrenage en six plans de coupe comme montré sur la Figure 1.36. Les sections de coupe ont été calculées dans

ces plans (2D) et illustrées pendant la durée de contact outil/pièce. L'application de cette première approximation a conduit à des résultats plans sans représenter la géométrie solide exacte des copeaux et des engrenages usinés [47]. La précision de ces résultats dépend du nombre des plans de calcul.

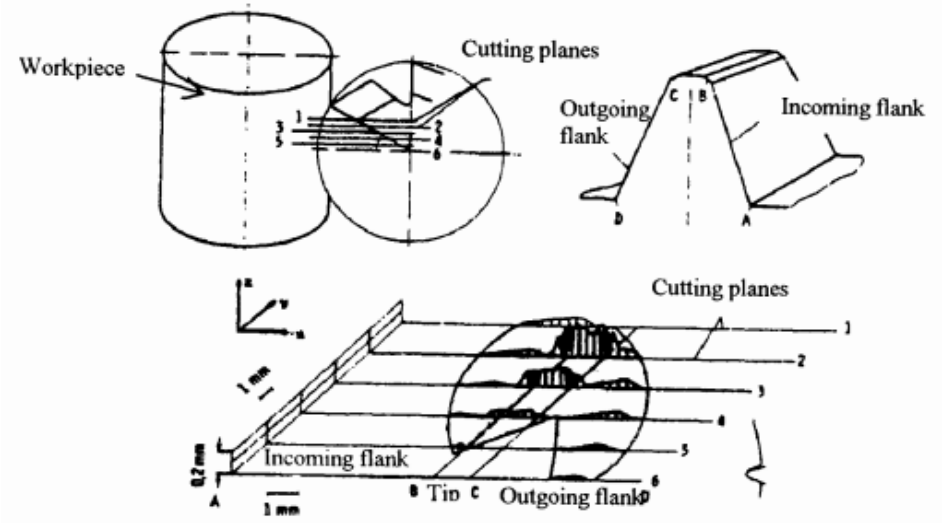


Figure 1.36. Simulation de la section de coupe des copeaux en taillage, [45].

Parmi les modèles de simulation de la cinématique du taillage on trouve le code SPARTApro qui permet une analyse du processus de coupe. Il a été développé par le laboratoire WZL de l'Université Technique de Rhénanie-Westphalie à Aix-la-Chapelle en Allemagne (Rheinisch-Westfälische Technische Hochschule Aachen : RWTH Aachen). Ce logiciel permet également à l'utilisateur de déterminer les conceptions possibles de l'outil fraise-mère pour un réglage efficace du procédé. Il permet de visualiser les géométries de copeaux les plus représentatives et de générer des paramètres caractéristiques pertinents pour étudier les efforts de coupe et l'usure en taillage, Figure 1.37. Ce logiciel a été adopté par plusieurs chercheurs pour étudier les phénomènes de coupe de l'opération de taillage.

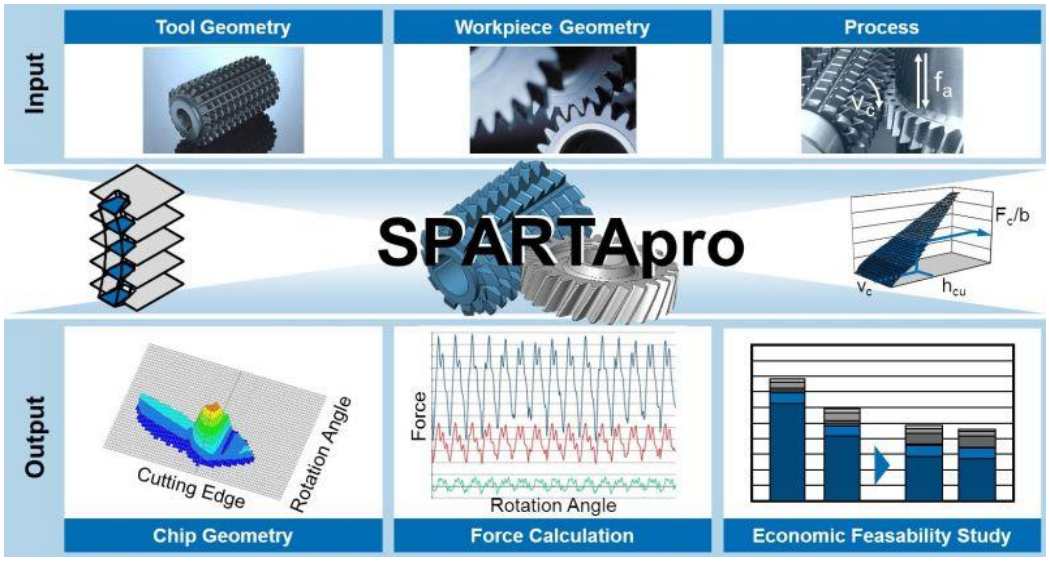


Figure 1.37. Principe de fonctionnement du logiciel SPARTApro, [48].

L'université Aristote de Thessalonique en Grèce a développé le programme FRS/MAT avec le langage MATLAB. Ce dernier permet la simulation géométrique des passages de dents de

coupe dans les entre-dents d'engrenage en tenant compte de la géométrie de la fraise-mère, des données d'usinage et de la cinématique du processus réel, [40]. L'analyse cinématique des engrenages s'effectue en établissant six systèmes de coordonnées et des équations de transformation pour décrire différentes parties au sein de la chaîne cinématique du processus, comme exposé dans la Figure 1.38. En conséquence, la représentation de la chaîne cinématique de la coupe de roue dentée et l'outil sont déterminées par des transformations successives. Cette méthode de modélisation est inspirée de la première approche proposée par Sülzer, [45]. Ces données sont ensuite transmises à un logiciel de CAO. Dans ce logiciel, le réseau des objets 3D du processus de taillage se génère à partir des coordonnées ponctuelles du programme spécifique FRS/MAT. Un résultat typique calculé à l'aide de ce programme est présenté par la Figure 1.39. C'est une présentation graphique similaire de la géométrie des copeaux non-déformés fournie par le logiciel SPARTApro développé en Allemagne.

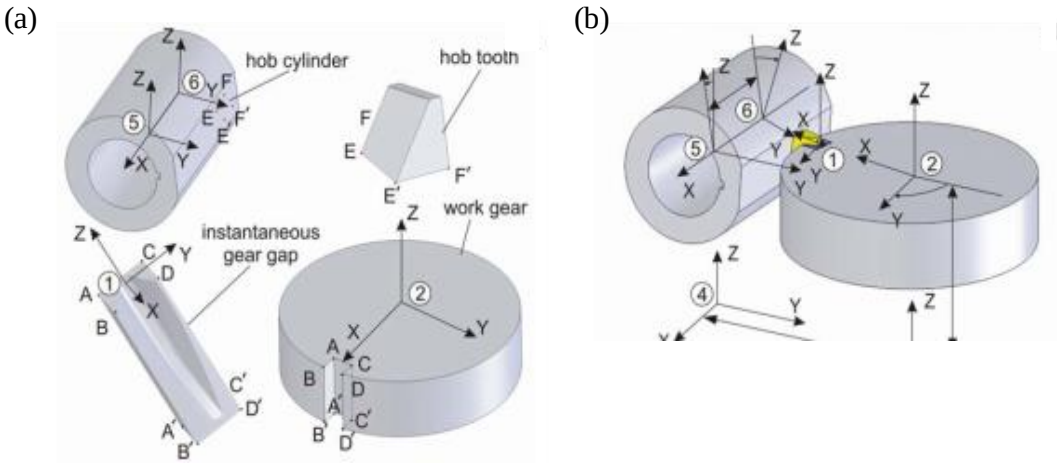


Figure 1.38. (a) Modélisation 3D de l'outil et de l'engrenage à usiner, (b) Assemblage des composants de la chaîne cinématique de l'opération de taillage, [40].

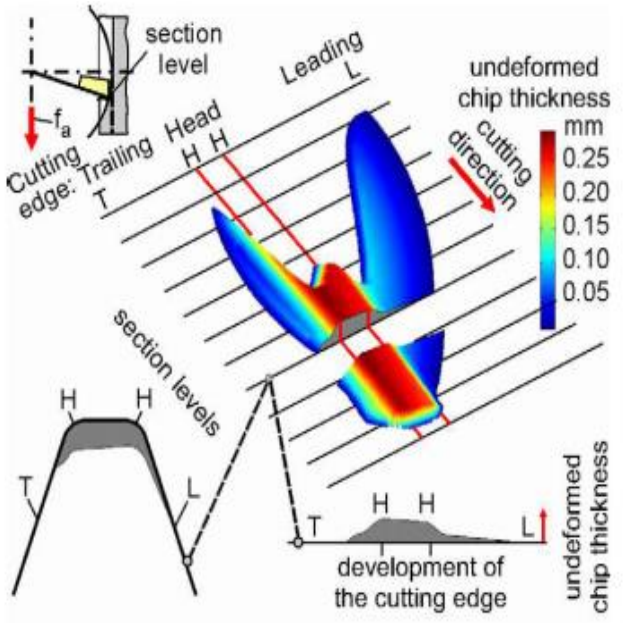


Figure 1.39. Présentation des caractéristiques du copeau non-déformé généré par une seule position de génération lors de l'opération de taillage simulée par le code FRS/MAT, [40].

HOB3D est un autre code de simulation du processus de coupe de l'opération de taillage, développé à l'université technique de Crète en Grèce, [49]. Ce code permet la modélisation et la visualisation des profils 3D des copeaux non-déformés en taillage ainsi que le calcul des efforts de coupe, en tenant compte de la géométrie de l'outil et de la pièce ainsi des conditions d'usinage, [49]. La Figure 1.40 montre le diagramme de fonctionnement du programme HOB3D. Un résultat typique du copeau calculé à l'aide de ce programme est présenté sur la Figure 1.41.

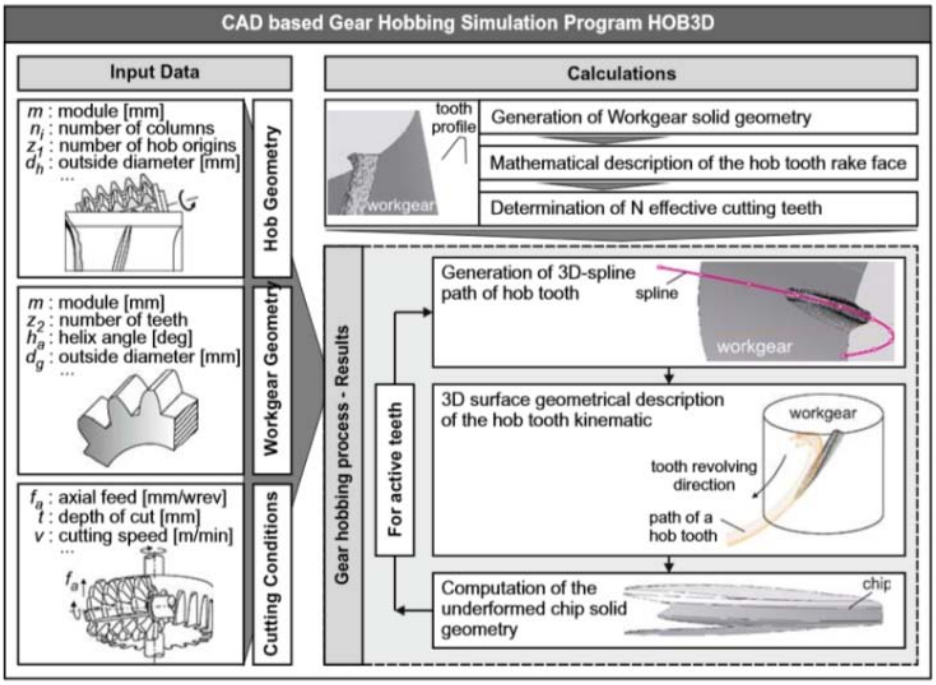


Figure 1.40. Diagramme de fonctionnement du programme HOB 3D, [3].

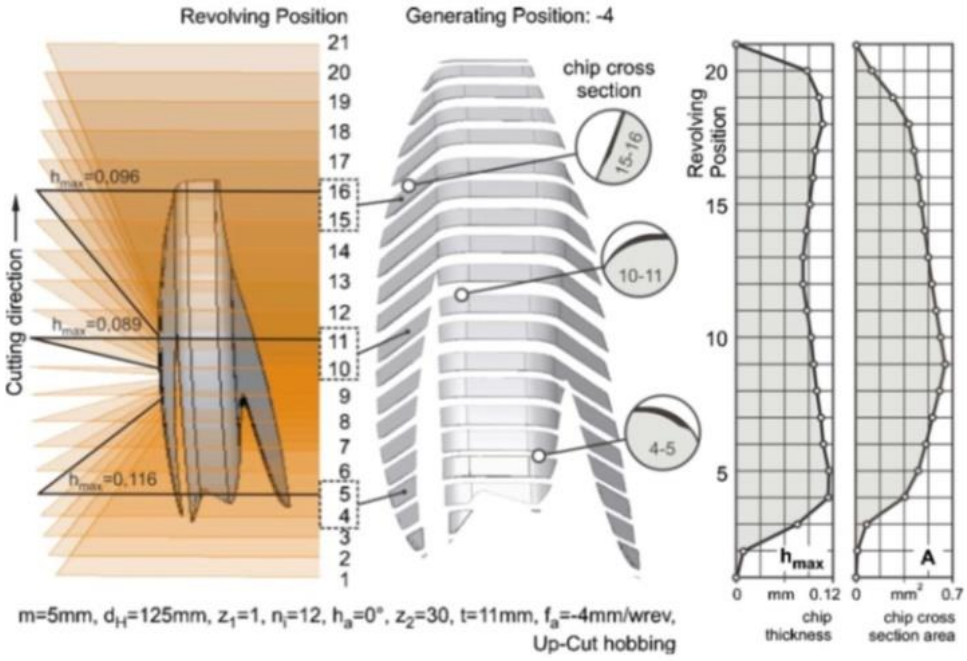


Figure 1.41. Illustration d'un exemple de copeau 3D obtenu à l'aide du programme HOB3D, [50].

HOBICAM est le dernier code identifié de simulation de la cinématique de la coupe en taillage. Ce code a été utilisé par Rech [6] pour caractériser le processus de coupe. Il permet

d'obtenir les sections de coupe instantanées pour chaque dent de l'outil comme illustré par la Figure 1.42. Le but de ce modèle est d'identifier l'épaisseur maximale du copeau. Ce progiciel a été développé et mis en service chez PSA depuis juin 2002, [6].

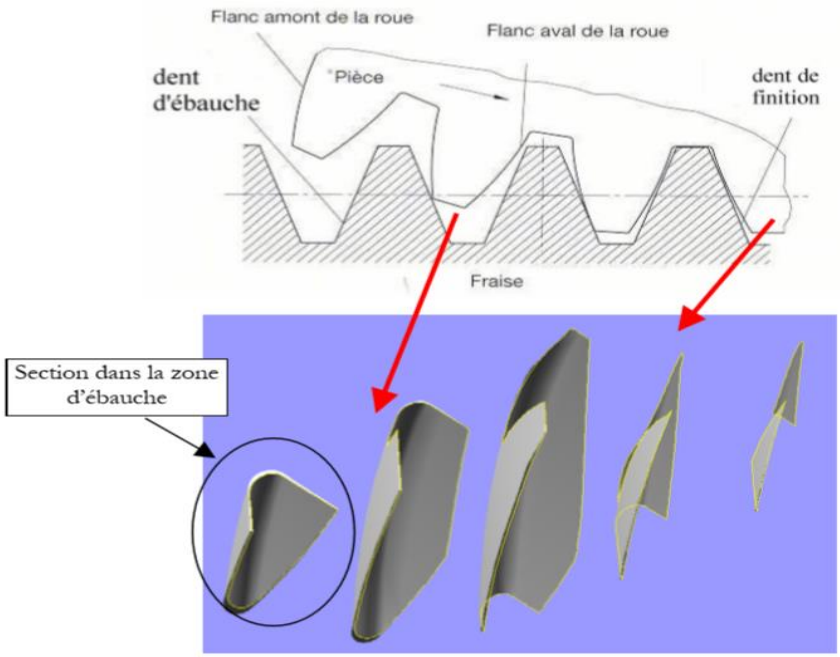


Figure 1.42. Exemple de copeaux taillés obtenus par le logiciel HOBBICAM, [6].

2.2.3 Limitation des simulations cinématiques de la coupe en taillage

Les solutions logiciels présentées sont développées en interne; des informations détaillées autour de ces solutions, telles que les algorithmes, ne sont pas disponibles. La méthode de calcul de l'épaisseur instantanée des copeaux générés par les dents de la fraise-mère n'est pas bien claire dans les références disponibles. C'est la partie la plus complexe de l'analyse de l'opération de taillage.

Les solutions FRS et SPARTApro constituent la base de développement des trois autres logiciels. En effet, l'exécution de ces logiciels dépend soit d'un module dans un logiciel CAO ou de l'application de plusieurs programmes de simulation en séquentiel.

Dans ce travail, un modèle CAO a été développé pour reproduire la cinématique de coupe de l'opération de taillage à la fraise-mère et calculer les caractéristiques géométriques de copeaux non-déformés générés par les différents dents de l'outil fraise-mère. Le deuxième chapitre présente la mise en œuvre de ce modèle.

2.3 Etude des efforts de coupe en taillage

La connaissance des efforts de coupe ainsi que leur évolution au cours du temps, constituent des éléments indispensables en usinage pour l'optimisation et le suivi du processus de coupe. La prédiction de l'évolution des efforts de coupe peut permettre d'optimiser la géométrie des outils et/ou de mieux ajuster les paramètres de coupe utilisés lors de l'opération d'usinage. L'objectif est de maîtriser le niveau d'effort généré lors du processus.

En taillage, de nombreux travaux se sont intéressés au calcul des efforts de coupe générés lors de l'opération de taillage. Selon Bouzakis et al. [9], la détermination des efforts de coupe lors de l'opération de taillage a été basée sur deux méthodes. La première consiste à mesurer

expérimentalement les efforts de coupe générés lors du taillage et la deuxième à donner une approximation des efforts de coupe générés à partir de la simulation des épaisseurs de copeaux non-déformés.

Bouzakis [32,51,52] est un des premiers auteurs à développer une procédure de calcul des composantes des efforts de coupe générés par chacune des dents de coupe et par l'outil fraise-mère en se basant sur le calcul des épaisseurs de copeaux proposé par Sulzer [45]. En effet, l'arête de coupe et les copeaux sont subdivisés en petits éléments comme indiqué sur la Figure 1.43. Il s'est appuyé ensuite sur l'équation de Kienzle-Victor [53] pour calculer la force élémentaire F_i de chaque élément de copeaux de la dent de coupe. Cette équation exprime le rapport entre la force de coupe et la section du copeau par l'intermédiaire des coefficients spécifiques de coupe, Equation (1.9). Ces coefficients sont généralement déterminés à travers des essais expérimentaux en tournage [9,54], Figure 1.43. Pour déterminer les composantes de la force de coupe globale, les éléments des efforts des arêtes élémentaires F_i sont convertis dans le système de coordonnées de l'outil de coupe. Un programme nommé FRSDYN a été développé pour mettre en place ce calcul, [9]. Les résultats du modèle de calcul développé par Bouzakis [32,51,52] ont été validés par une comparaison avec les efforts de coupe mesurés lors de l'opération de taillage comme illustré sur la Figure 1.44.

$$F_i = K_i \, ds \, h^{(1-z)} \tag{1.9}$$

Avec F_i la force élémentaire, K_i le coefficient spécifique de coupe, ds la largeur de l'arête élémentaire, h l'épaisseur du copeau élémentaire et z coefficient caractéristique du matériau.

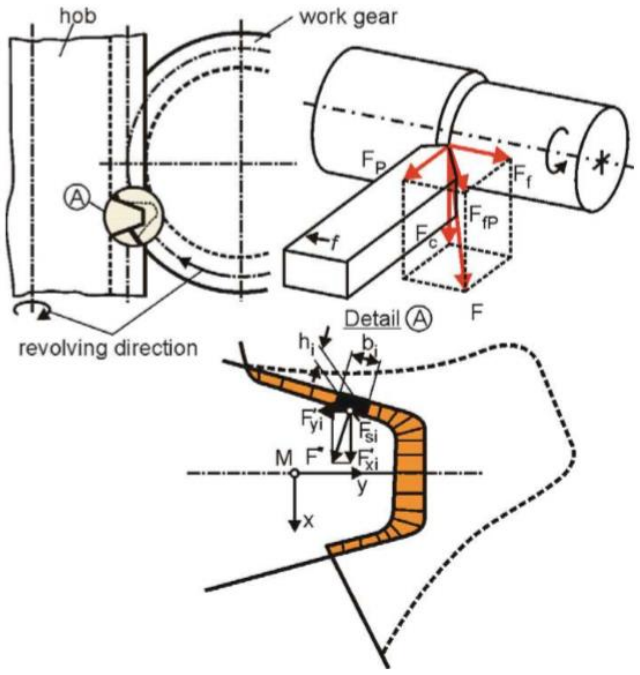


Figure 1.43. Détermination des efforts de coupe élémentaire en taillage, [9].

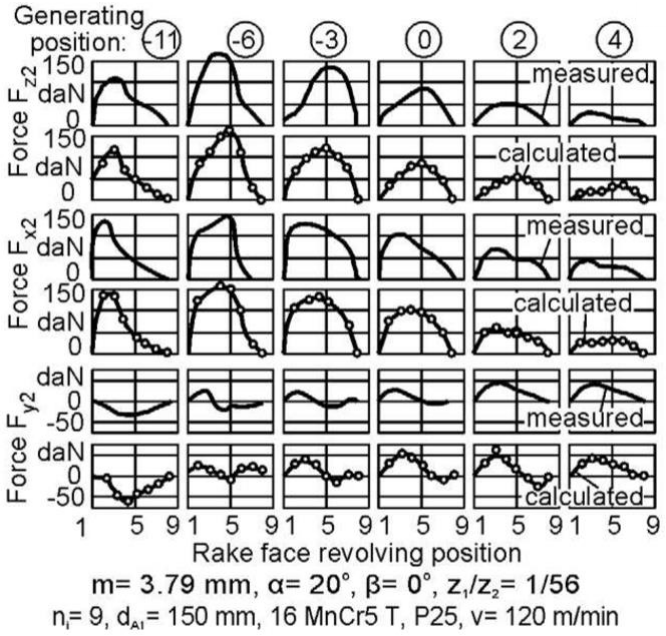


Figure 1.44. Comparaison entre les efforts de coupe calculés et mesurés en taillage, [9].

Tapoglou et al. [2,55] ont également développé un modèle pour le calcul des efforts de coupe générés en taillage. Ils ont utilisé le même principe de calcul des efforts à partir de l'équation de Kienzle-Victor, équation (1.9), et de la connaissance des sections de coupe. Les caractéristiques de copeaux non-déformés sont exportés du logiciel HOB3D. Ils ont étudié l'effet de la variation des paramètres géométriques de l'outil et de la pièce ainsi que les conditions de coupe en taillage sur l'évolution des efforts de coupe. Ils ont montré une évolution linéaire des efforts de coupe en fonction du module de l'engrenage à tailler. Cela est dû au fait que, comme le module augmente, les copeaux deviennent progressivement plus grands ; la largeur de coupe de l'arête de la dent est plus affectée par rapport à l'épaisseur du copeau.

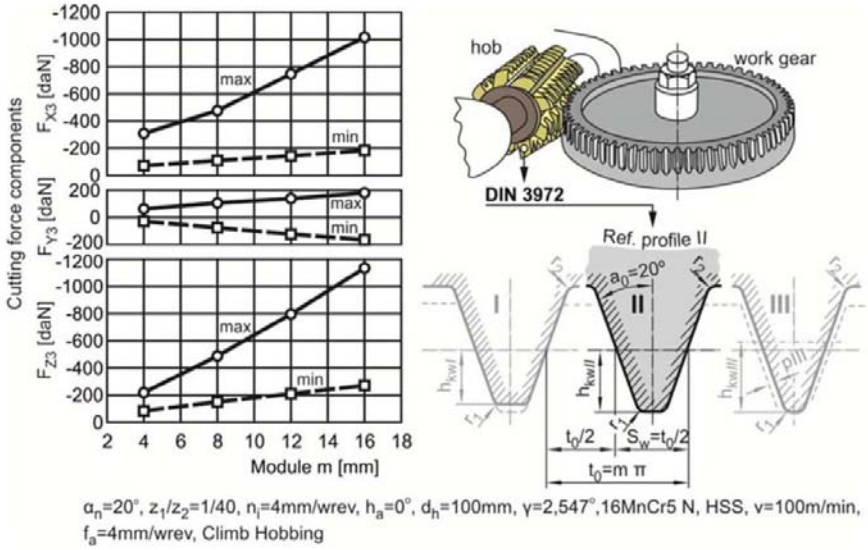


Figure 1.45. Evolution des efforts de coupe en fonction du module de l'engrenage taillé, [55].

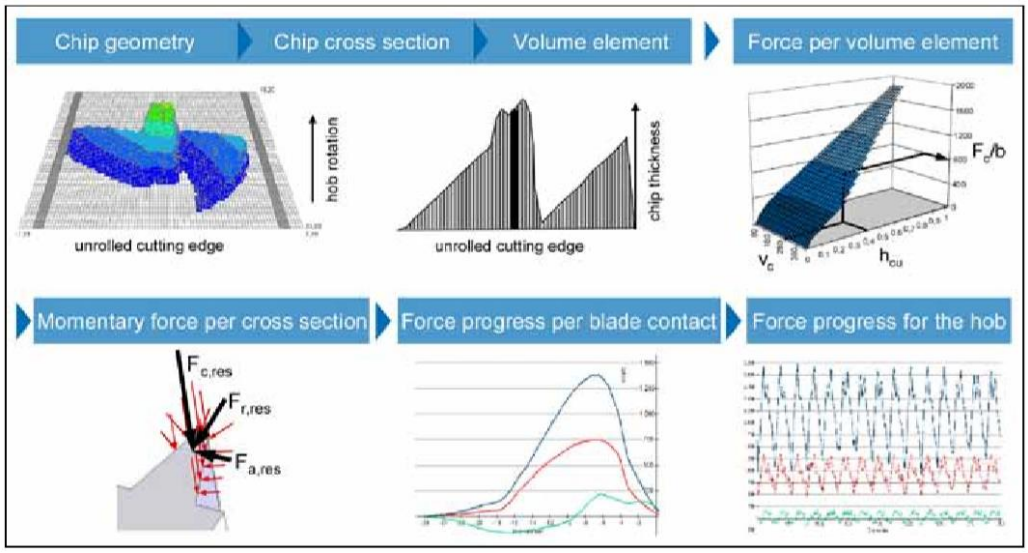


Figure 1.46. Méthode de calcul des efforts de coupe en taillage proposé par Gutmann [56], d'après [11].

L'optimisation de la géométrie de l'outil fraise-mère a fait l'objet de plusieurs travaux scientifiques. Klock et al. [11] ont étudié l'évolution des efforts de coupe générés par deux outils différents lors du taillage. Ils se sont basés sur l'approche de calcul proposée par Gutmann [56] et sur les caractéristiques des copeaux exportés à partir du logiciel SPARTApro, précédemment présenté. La Figure 1.46 montre la méthode de calcul des efforts de coupe en taillage proposée par Gutmann [56]. Klocke et al. [11] ont montré à partir de l'analyse théorique de l'effet de l'angle de pression sur le mécanisme de formation des copeaux en taillage, Figure 1.47, que l'optimisation de la géométrie de l'outil fraise-mère permet d'éviter les défauts d'état de surfaces tels que la présence des rayures (l'angle de dépouille augmente pour un outil à un angle de pression plus important). Aucune démonstration expérimentale n'a été faite pour valider son raisonnement par rapport à l'analyse de la géométrie des copeaux.

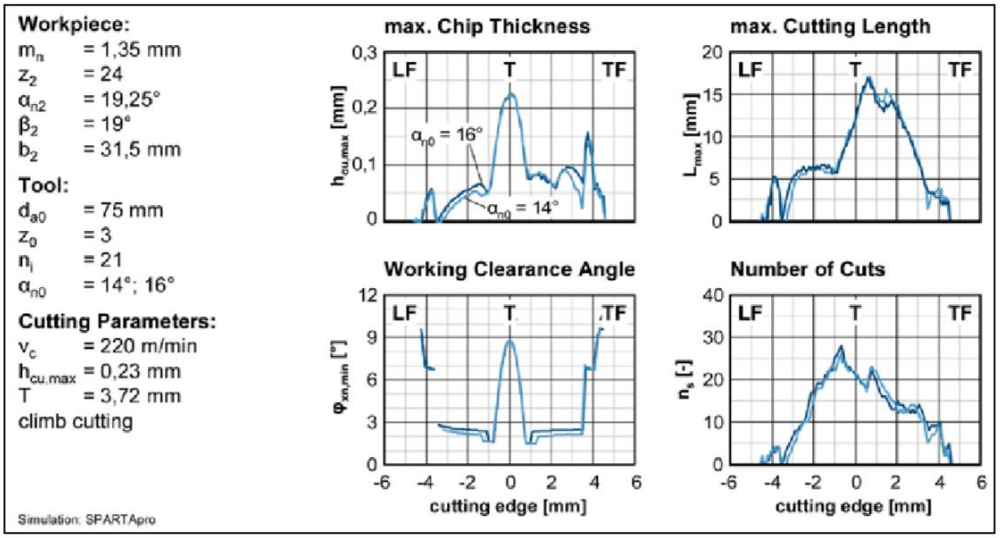


Figure 1.47. Effet de l'angle de pression sur les caractéristiques des copeaux en taillage, [11].

Abood [5] a également développé un modèle de coupe qui permet de déterminer les efforts de coupe en taillage à partir de la connaissance des sections de copeaux non-déformés. Le processus de taillage a été décrit en utilisant un modèle cinématique qui simule l'interaction

entre l'outil et la pièce à usiner en phase d'ébauche. Il s'agit d'un programme développé avec Matlab. Il permet de calculer l'épaisseur et la longueur des copeaux le long des flancs des dentures à usiner, Figure 1.48. À partir de ces résultats, Abood [5] a effectué ensuite le calcul des efforts de coupe générés par chacune des dents de la fraise-mère en se basant sur la méthode de discrétisation d'arête. Les efforts de coupe générés par une arête élémentaire ont été calculés à partir des équations (1.10) et (1.11). Une troisième routine est utilisée pour calculer les efforts de coupe globaux appliqués sur la pièce à usiner.

$$\left|\bar{F}_{v(m,k)}\right| = l_k \; h_{m,k(av)} \; K_v \tag{1.10}$$

$$\left|\bar{F}_{f(m,k)}\right| = l_k \; h_{m,k(av)} \; K_f \tag{1.11}$$

Avec F_v et F_f respectivement les efforts de coupe et d'avance, l_k la longueur de l'arête élémentaire, $h_{m,k}$ l'épaisseur élémentaire du copeau non déformé, K_v et K_f respectivement les coefficients spécifiques de coupe et d'avance de la matière usinée.

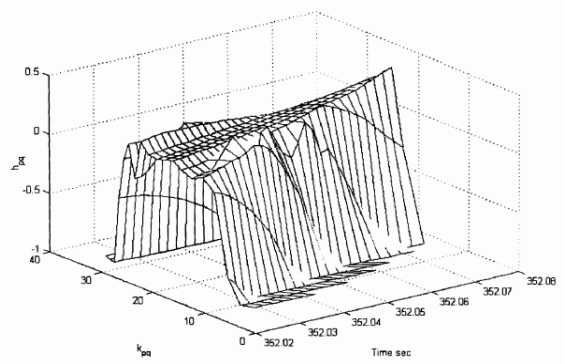


Figure 1.48. Evolution de l'épaisseur des copeaux le long de l'arête de coupe en fonction du temps, [5].

La principale difficulté liée à ce type de modèle réside dans l'identification des coefficients spécifiques de coupe. Ces coefficients sont généralement calculés par le biais de mesures des efforts de coupe en tournage sans tenir compte de l'interaction entre les copeaux élémentaires générés par les dents de l'outil fraise-mère. Or, la direction de l'écoulement de chaque copeau élémentaire est imposée par la direction globale de l'écoulement en considérant les interactions entre les différents copeaux élémentaires, comme cela a été montré dans les travaux de Molinari et Moufki [57,58].

Dans ce contexte, Suzuki et al. [54] ont proposé un modèle analytique pour étudier l'effet de l'interaction entre les copeaux générés par les différentes arêtes de coupe d'une même dent de l'outil en taillage. Ils ont montré que les coefficients spécifiques de coupe augmentent avec la diminution de l'angle de pointe de l'outil (2ε), Figures 1.49 et 1.50. L'effet de l'interaction entre les copeaux générés par les arêtes de coupe élémentaires est plus important en phase d'ébauche puisque l'enlèvement de matière se fait le long de l'arête de coupe d'une dent, Figure 1.51. Lors de l'opération de taillage en phase de finition, les dents usinent sur différentes zones quasi-indépendantes le long de l'arête de coupe [48]. L'effet de l'interaction devient ainsi moins important lors de cette phase. Toutefois, l'effet du rayon d'arête devient plus important vu les faibles épaisseurs de copeaux enlevés.

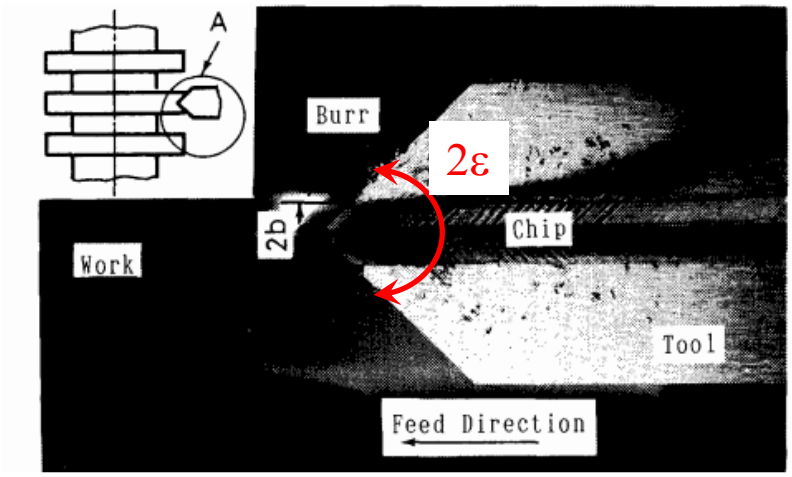


Figure 1.49. Essais de tournage avec un outil de forme triangulaire, [54].

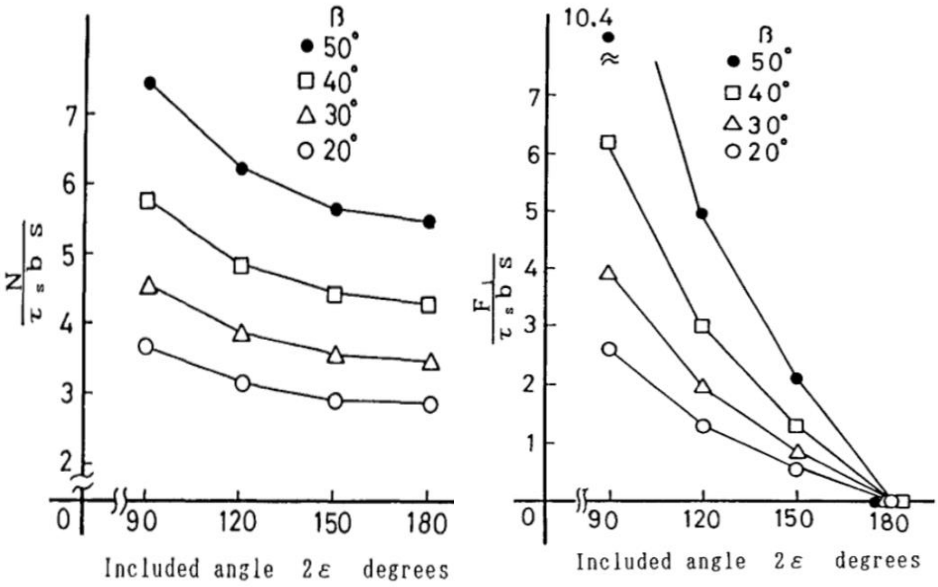


Figure 1.50. Evolution en fonction de l'angle de pointe de l'outil en triangle, [54].

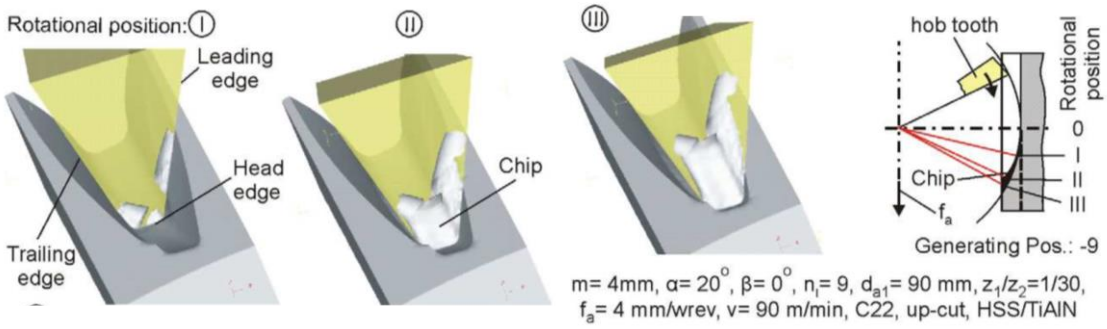


Figure 1.51. Formation des copeaux lors de l'opération de taillage en phase d'ébauche, [9].

Bouzakis et al. [40] ont proposé un modèle en éléments finis (EF) pour simuler le processus thermomécanique de la formation des copeaux en taillage. Ce modèle est basé sur une formulation lagrangienne où chaque nœud du maillage suit le mouvement du point matériel auquel il est affecté. Il est possible de simuler le procédé de coupe depuis la phase de pénétration de l'outil dans la pièce jusqu'à l'obtention d'un copeau grâce à la déformation du

maillage. Cependant, son application nécessite d'utiliser un critère de séparation afin de permettre la formation du copeau (loi ou critère d'endommagement et/ou de rupture). Le modèle EF développé par Bouzakis et al. [40] permet dans un premier temps de modéliser l'écoulement du copeau en tenant compte de l'interaction complexe entre les différents phénomènes de coupe, à savoir le taux de plasticité, la génération de chaleur, le contact outil-copeau, etc. Le résultat du modèle consiste à prédire des contraintes, des déformations, du taux de déformation, des gradients de température de coupe et d'autres paramètres qui influencent la coupe et l'évolution de l'usure de l'outil pendant la formation des copeaux. Ils ont utilisé le code DEFORM-3D pour leurs calculs. Ils ont analysé l'effet des contraintes d'écoulement de la géométrie des copeaux déformés en comparant les modèles de comportement proposés par Lei et al. [59] et Oxley [60]. Le modèle a été validé en comparant la géométrie des copeaux déformés prédits avec les copeaux obtenus à l'issue de l'opération de taillage, Figure 1.52. Plus récemment, Liu et al. [61] ont également proposé un modèle prédictif des efforts de coupe générés lors de l'opération de taillage en phase d'ébauche. Ce modèle est aussi basé sur la méthode des éléments finis (EF) en formulation lagrangienne pour la création des copeaux déformés en taillage, Figure 1.53.



Chip dimensions (approximatetly)		h (mm)	l (mm)
Undeformed		0.25	16
Chip	Real	0.6	6.7
	FEM (Lei)	0.9	4.8
	FEM (Oxley)	0.5	7.5

Figure 1.52. Comparaison entre la géométrie des copeaux prédits et les copeaux réels, [40].

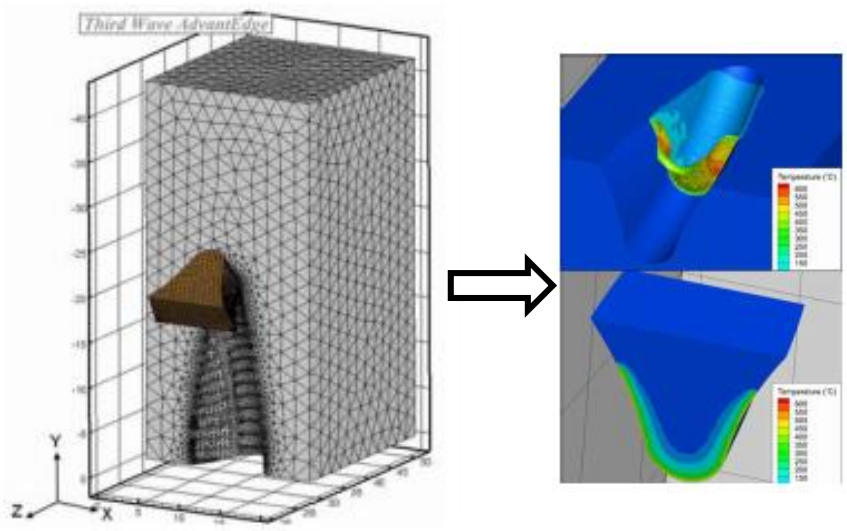


Figure 1.53. Simulation du processus de formation des copeaux en taillage en utilisant le logiciel Third Wave AdvantEdge, [61].

2.4 Caractérisation expérimentale de l'opération de taillage

L'opération de taillage est l'opération d'usinage la plus utilisée pour la fabrication des engrenages. Sa parfaite connaissance technique et sa maîtrise constituent les principaux objectifs à atteindre pour les industriels. Cette opération est caractérisée par une géométrie spécifique d'outil associée à une cinématique de coupe complexe par rapport à d'autres opérations d'usinage. La caractérisation expérimentale s'avère difficile directement avec l'outil fraise-mère. Pour cela, plusieurs méthodes expérimentales ont été développées pour la caractérisation de la coupe en taillage. Parmi les principales méthodes de caractérisation expérimentales possibles, on distingue deux familles d'essais : les essais de caractérisation du processus de coupe et les essais spécifiquement développés pour le taillage.

2.4.1 Essais de caractérisation

Ces essais ont pour objectifs de comprendre les mécanismes d'action et de dégradation de l'outil durant l'usinage. Les deux principales opérations les plus utilisées pour caractériser les phénomènes de coupe en usinage sont :

- **Essais expérimentaux de coupe orthogonale** : La compréhension des phénomènes physiques qui interviennent lors d'une opération d'usinage est complexe et pas encore suffisamment maîtrisée. La coupe orthogonale présente la configuration la plus simple en usinage. Cette opération permet de réduire au maximum le nombre des paramètres (géométriques notamment) pour faciliter la description de l'interaction entre l'outil, le copeau et la pièce. Elle implique une arête de coupe rectiligne et perpendiculaire à la fois à la direction donnée par la vitesse de coupe V_c et celle donnée par la vitesse d'avance V_f comme le montre la Figure 1.54. Cette opération est numériquement intéressante car il est possible de la ramener à un problème bidimensionnel (plan) plus simple à analyser.

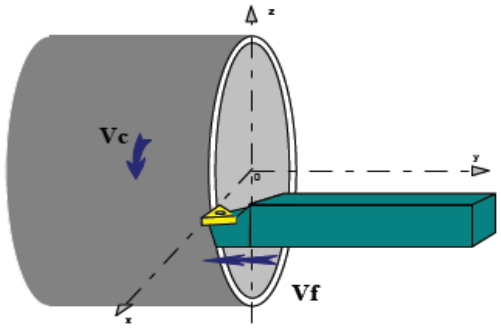


Figure 1.54. Illustration de la coupe orthogonale en configuration d'usinage d'un tube, Rech [6].

- **Essais expérimentaux de fraisage** : Afin de reproduire des sollicitations proches de celles subies par une fraise-mère, l'opération de fraisage est un outil standard utilisé pour caractériser les fraises-mères [6]. Ce type d'essais a été utilisé par Rech [6] pour qualifier les performances des revêtements de l'outil fraise-mère dans des conditions aussi proches que celles du procédé de taillage, Figure 1.55. Cette configuration d'essais permet de caractériser le travail de la dent qui usine la section de coupe la plus importante en taillage.

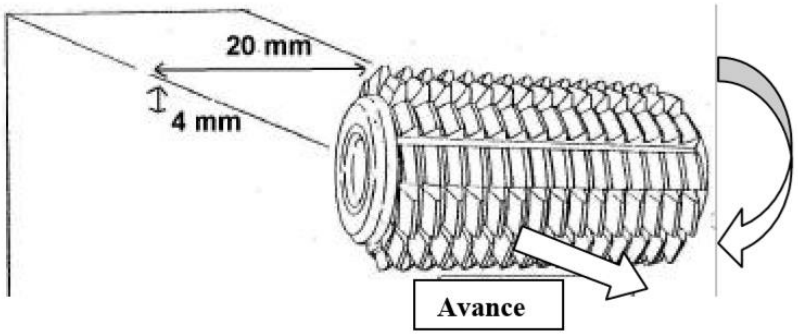


Figure 1.55. Illustration de l'opération de fraisage en utilisant un outil fraise mère, Rech [6].

2.4.2 Essais spécifiques pour le taillage

Ces essais ont été spécifiquement développés pour la caractérisation du processus de coupe lors de l'opération de taillage. Ils ont pour objectif de quantifier les paramètres du processus de coupe proches des conditions réelles (industrielles).

- **Essais de « Fly Hobbing »** : L'interaction simultanée de plusieurs dents de l'outil fraise-mère avec la matière usinée rend le suivi et la caractérisation de l'outil difficiles. Pour cela, l'essai « Fly hobbing » a été développé initialement par les équipes du WZL d'Aachen [62]. Il s'agit des essais de taillage réalisés avec une fraise-mère à une seule goujure et une seule dent sous les mêmes conditions de coupe industrielles. Ces essais présentent l'avantage de pouvoir démonter l'outil pour l'analyser grâce à une loupe binoculaire ou un microscope, Figure 1.56. Le principal inconvénient de ce type d'essais est la limite de caractérisation d'une seule position de génération de l'outil fraise mère. En effet, pour caractériser différentes positions, il faut à chaque essai repositionner la dent de l'outil pour reproduire au plus proche la géométrie des copeaux usinés en taillage. Cette configuration d'essais a été expérimentée par plusieurs auteurs pour caractériser l'usure en taillage, comme par exemple [12,33,63].

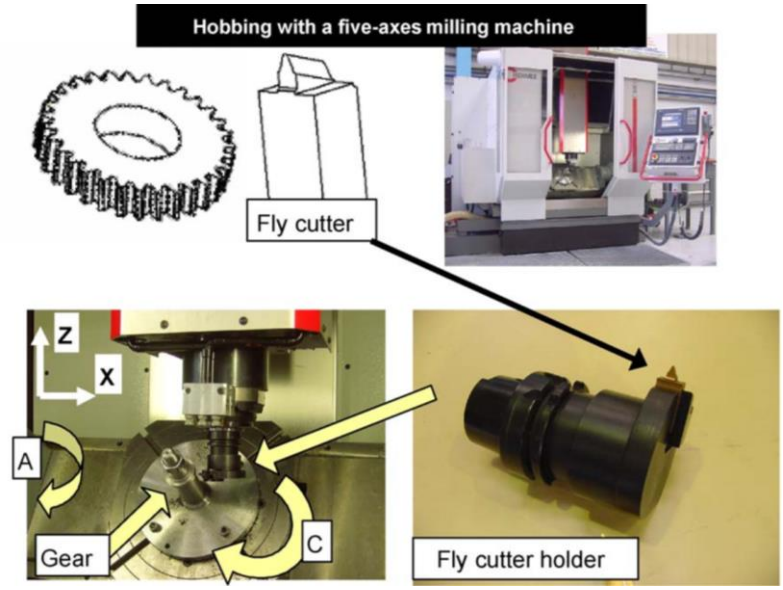


Figure 1.56. Illustration de l'essai "fly hobbing" sur un centre de fraisage 5 axes, [64].

- **Essais « Flute cutter »** : Cette configuration d'essai est initialement introduite par Claudin et al. [65] pour étudier l'évolution de l'usure d'outil en taillage. Elle consiste à usiner

un engrenage avec une fraise à une seule rangée et plusieurs dents. Ceci afin de caractériser la dent dite d'ébauche (celle qui enlève le plus de matière par rapport aux autres dents) et la dent de finition d'une même rangée de l'outil fraise-mère. La cinématique de coupe est la même que l'opération de taillage. La vitesse de coupe expérimentée est la même utilisée lors de l'opération industrielle. Toutefois, la vitesse d'avance est réduite puisque le nouvel outil n'a qu'une seule rangée par rapport à une fraise-mère conventionnelle ayant plusieurs rangées. La vitesse d'avance doit être choisie afin d'assurer le fait que les copeaux générés par le « Flute cutter » et ceux de taillage classique soient proches. Claudin et al. [65] ont utilisé le logiciel HOBBICAM pour déterminer la vitesse d'avance équivalente conduisant à reproduire des copeaux similaires ayant une épaisseur maximale similaire au taillage.

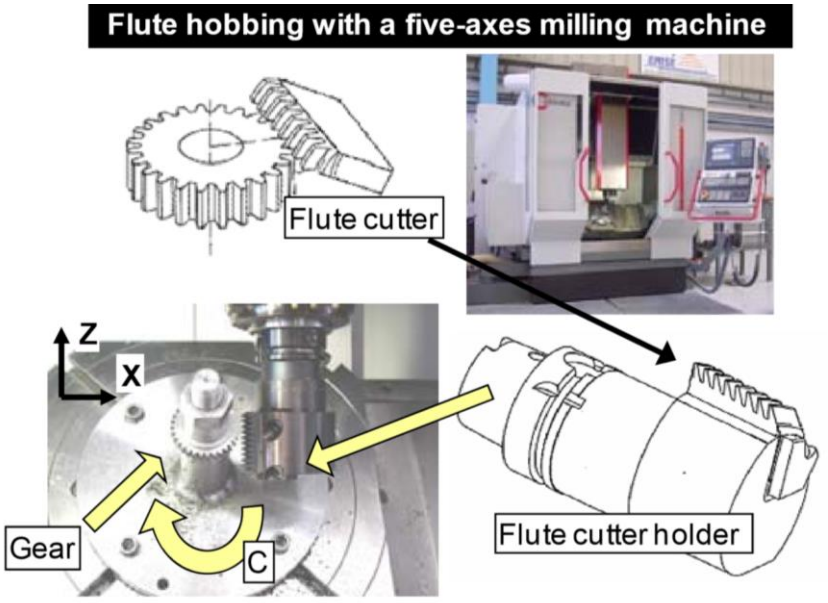


Figure 1.57. Illustration des essais « Flute cutter », [65].

- **Essais de taillage** : Ces essais sont réalisés directement sur une tailleuse industrielle, Figure 1.58. Il s'agit d'équiper la tailleuse à l'aide d'une table Kistler afin de prélever les efforts de coupe générés lors de l'usinage. Ce type d'essais permet de valider les modèles prédictifs des efforts de coupe. Abood [5] a réalisé des essais de caractérisation en taillage avec un engrenage à une seule entre-dent comme le montre la Figure 1.59. Ce montage permet de mesurer les efforts de coupe générés par chaque dent de l'outil fraise-mère. Ce type d'essais n'est possible que pour la fabrication des engrenages dont les dimensions sont inférieures aux dimensions de la table dynamométrique Kistler.

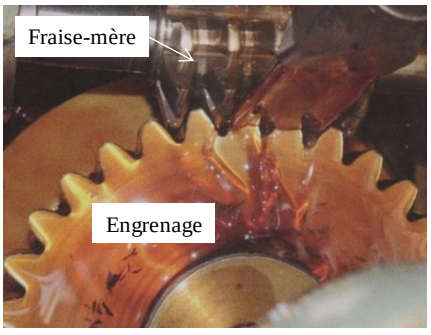


Figure 1.58. Essais de taillage industriel, [5].

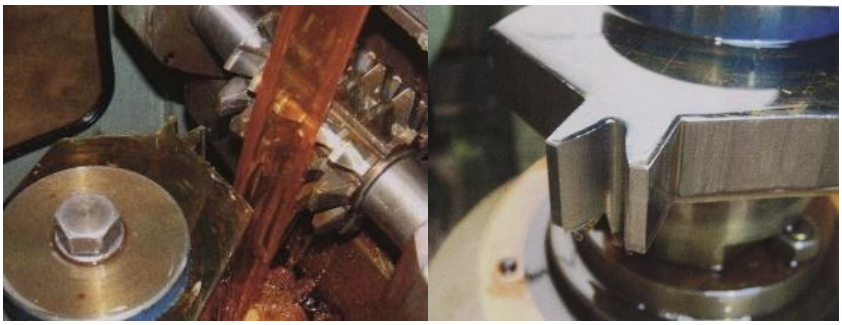


Figure 1.59. Essais de taillage industriel avec une seule entredent (one gap gear), [5].

3 Conclusion

Nous avons présenté dans ce chapitre une revue des différents modèles développés pour la compréhension du taillage. Vu la difficulté de cette opération, les premiers travaux sur le sujet étaient purement empiriques. Ces études ont permis de donner une approximation des efforts en taillage à partir de la simulation des épaisseurs de copeaux non-déformés en se basant sur l'analyse de l'intersection outil-pièce. Ces expressions peuvent prédire avec succès les efforts de coupe mais elles ne tiennent pas compte des phénomènes physiques de coupe mis en jeu et nécessitent un nombre important d'essais pour déterminer les différents paramètres.

Avec les améliorations des moyens de simulation, certains auteurs ont développé des modèles numériques de processus de coupe de l'opération taillage. L'approche numérique fournit des informations intéressantes sur les champs de température, des contraintes, la morphologie des copeaux et leur écoulement, mais le temps de calcul reste encore très long.

Malgré le nombre important de travaux de modélisation de l'opération de taillage, l'analyse complète du processus de coupe reste très difficile. En effet, lors du processus de coupe dans une opération de taillage, les dents de l'outil fraise-mère n'enlèvent pas la même quantité de matière. Ainsi, la simulation numérique du processus de formation de copeaux de l'ensemble des dents devient très difficile compte tenu des temps de calcul très élevés même pour quelques millisecondes de durée d'usinage.

Pour prédire les efforts de coupe lors du taillage, un modèle de coupe est proposé dans le cadre de ces travaux de thèse pour étudier les phénomènes physiques qui ont lieu pendant le taillage de pièces de grandes dimensions comme l'effet du rayon d'arête de l'outil (particulièrement important en usinage de finition) et la coupe avec des conditions variables le long de l'arête de coupe de l'outil. Ce modèle ne nécessite pas le recours à un grand nombre d'essais expérimentaux pour déterminer les données nécessaires à son application. Il tient compte de la géométrie de la coupe et de la cinématique du procédé. Deux approches de modélisation ont été déployées. Une approche analytique de coupe oblique dans laquelle l'écoulement du matériau est supposé stationnaire et la formation du copeau réalisée par cisaillement dans une bande étroite (zone primaire de cisaillement). La coupe est décrite en considérant les propriétés du matériau ainsi qu'une description du frottement à l'interface outil-copeau. Cette approche présente des temps de calcul réduits (inférieur à 30 min). La deuxième approche utilisée est basée sur une simulation numérique en coupe orthogonale. L'intérêt de cette dernière réside dans l'étude des cas particuliers comme le cas des arêtes à rayon de bec.

Chapitre 2 Etude de la cinématique de la coupe lors d'une opération de taillage

1 Introduction

Le taillage à la fraise-mère est un processus de coupe caractérisé par une cinématique de coupe complexe en comparaison avec d'autres procédés d'usinage tels que le tournage et le fraisage, par exemple. Au regard de cette cinématique particulière, les dents de l'outil fraise-mère usinent différentes formes de copeaux pour générer le profil de développante de cercle des dentures de l'engrenage à tailler. De ce fait, la connaissance préalable des sections de copeaux non-déformés enlevées par les dents de la fraise-mère est indispensable pour définir le travail de chacune des dents de l'outil. Ainsi, dans le cadre de la modélisation des actions thermomécaniques de la coupe, la géométrie de l'outil de coupe et les paramètres locaux de coupe de la dent devront être caractérisés et intégrés aux hypothèses de base.
D'après la littérature, plusieurs modèles de simulation de la cinématique de coupe de l'opération de taillage à la fraise-mère ont été développés [2,11,48,49]. Ces modèles permettent de calculer les caractéristiques géométriques du copeau non-déformé généré par chacune des dents de l'outil fraise-mère. Cependant, et comme cela a été montré dans le chapitre bibliographique, l'ensemble de ces modèles est un développement interne et reste non accessible pour une éventuelle exploitation.
Pour cette raison, nous avons développé notre propre modèle CAO qui permet de simuler la cinématique de la coupe en taillage pour nos cas d'études. L'objectif est de disposer d'une approche pour calculer la forme et les caractéristiques géométriques des copeaux non déformés générés par les dents de l'outil fraise-mère. Le modèle CAO a été développé dans le cadre d'un projet industriel porté par la société CIRTES partenaire de la thèse.
Dans ce chapitre, une description des méthodes de la modélisation géométrique de l'outil de production, de la pièce à usiner et des copeaux non-déformés est donnée. Le modèle CAO permet de calculer la forme et les épaisseurs maximales et moyennes des copeaux non-déformés générés par chacune des dents à partir de l'intersection outil/matière lors de l'opération de taillage à la fraise-mère. A ce propos, la modélisation géométrique des copeaux non-déformés devra être associée avec le choix des paramètres de coupe utilisés pour la caractérisation expérimentale de la coupe. Cette association va permettre de caractériser les efforts et la température de coupe en tenant compte de la géométrie de l'outil et des paramètres locaux de coupe, à savoir, l'épaisseur de coupe du copeau non-déformé et la vitesse de coupe.

2 Procédure de modélisation des copeaux en taillage

2.1 Modélisation géométrique de l'outil fraise-mère

L'effet de la géométrie de l'outil sur la forme des copeaux a été mis en évidence par plusieurs auteurs dans différentes études [9,11,55,66]. Dans notre cas d'étude, la fraise-mère ayant servi pour la fabrication des grandes roues dentées a été numérisée afin d'obtenir le modèle CAO de l'outil utilisé en production. Cette partie donne brièvement une description de la technique de numérisation et les démarches mises en œuvre pour la numérisation de l'outil.

2.1.1 Présentation de la technique de numérisation 3D

La numérisation et l'acquisition 3D de l'outil de coupe ont été mises en œuvre grâce à un système de numérisation Breuckmann. Ce système de mesure de coordonnées de points en trois dimensions repose sur le principe de projection de lumière monochromatique au travers de réseaux de traits de différentes largeurs. Figure 2.1. Ceci a pour effet de générer, sur l'objet, un ensemble de lignes claires et sombres déformées en fonction du relief, Figure 2.1. Grâce à une caméra CCD dont la direction d'observation fait un angle non nul avec la direction de projection, l'image du réseau déformé par le relief de l'objet est enregistrée. La distance séparant les points mesurés des caméras CCD est mathématiquement estimée en analysant l'intensité et le contraste des franges projetées. Ce système de mesure sans contact permet d'atteindre une précision de $2\ \mu m$.

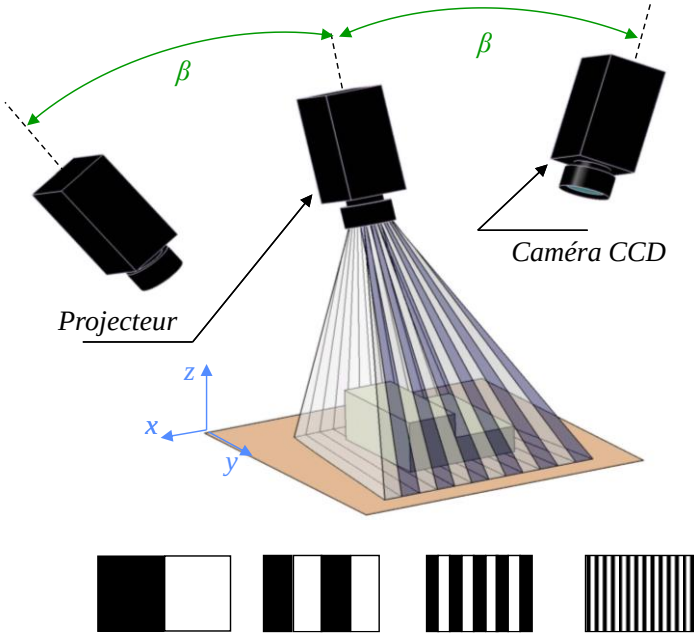


Figure 2.1. Schéma du principe d'acquisition 3D. Exemple de séquences de réseaux projetés successivement sur la pièce à numériser, [67].

La durée d'une prise de vue est d'environ 1 seconde. Suivant le profil de la pièce numérisée, il est possible de saisir jusqu'à 1 million de points par prise de vue soit environ 1 point tous les 0.25mm. La numérisation d'un objet entier est réalisée par l'association de plusieurs prises de vues entre elles. Les points des différentes prises de vues sont ensuite filtrés, puis fusionnés pour obtenir un nuage de points complet de l'objet numérisé. Cette opération est réalisée en minimisant les écarts entre les différentes prises de vues.

2.1.2 Numérisation de l'outil fraise-mère

La numérisation de la fraise-mère, Figure 2.2, a permis d'extraire et d'observer sa géométrie 3D. Les dimensions de cet outil sont montrées dans le Tableau 2.1.

	Valeur		Valeur
Diamètre extérieur (d_h) [mm]	336	Pas axial (ε) [mm]	5.69
Module (m) [/]	25	Angle de pression ($\tilde{\alpha}$) [°]	25
Nombre de rangées (N_0) [/]	14	Pas d'hélice [mm]	79.79
Nombre de filet (z_F) [/]	1	Longueur de l'outil [mm]	394.8
Angle d'hélice (β_1) [°]	84.84		

Tableau 2.1. Caractéristiques géométriques de l'outil fraise-mère étudié.

Avant la numérisation, l'outil de coupe est recouvert d'une fine couche de poudre blanche afin de limiter les effets de brillance pouvant altérer la mesure. La maîtrise de cette étape préliminaire est indispensable pour minimiser les erreurs de mesure. En effet, un excédent de poudre, ou une répartition inhomogène conduit nécessairement à une augmentation de cette erreur. L'influence du dépôt de poudre sur la qualité de la mesure d'une cale étalon numérisée à l'aide d'un dispositif d'acquisition 3D par balayage laser a été évaluée par Contri [68]. Il a obtenu un défaut de forme limité à 1µm lorsque la cale n'est pas préparée, alors qu'après application de la poudre, il peut atteindre 45µm.



Figure 2.2. Numérisation de l'outil de coupe fraise mère par lumière structurée.

La Figure 2.3 présente le résultat de la numérisation après recalage des vues. A partir du fichier de points, il est alors possible de faire une reconstruction de la géométrie sous forme d'éléments surfaciques pour obtenir le modèle CAO de l'outil. Cette démarche peut nécessiter quelques informations dimensionnelles a priori connues de la pièce à numériser. Pour l'outil fraise-mère, la reconstruction a été organisée de sorte que certains paramètres géométriques

sont imposés tel qu'en particulier le pas de la fraise, l'angle de pression et l'angle d'inclinaison d'hélice.

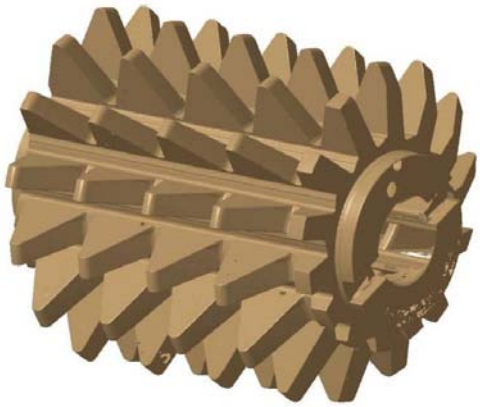


Figure 2.3. Fraise mère numérisée (un nuage de points).

2.1.3 Définition et extraction du profil 3D de l'outil

L'extraction du profil 3D à partir du fichier issu de la numérisation a été réalisée à l'aide du logiciel CATIA V5. En effet, la construction du profil a été initialement basée sur une seule rangée de l'outil fraise-mère. En sélectionnant une partie du nuage de points, il est possible de construire la face de coupe de la rangée considérée puis l'arrière de la dent ainsi que le flanc de celle-ci comme montré par la Figure 2.4.



Figure 2.4. Illustration des plans de base de la dent de la fraise-mère (face de coupe et l'arrière de la dent).

Concernant les flancs des dents, ils sont caractérisés par une géométrie de forme spirale. En effet, le processus de fabrication des fraises mères conduit à déterminer le type de surface générée pour les flancs de la fraise. De ce fait, l'analyse du nuage de points obtenus permettant de modéliser les flancs de la dent ne peut pas être approchée par une surface réglée. Dans ce travail, le profil des flancs est approché par la projection d'une hélice passant par le sommet de la dent et le centre de l'outil fraise-mère, Figure 2.5-(a), sur une section « Sg » de type arc de cercle dans le plan perpendiculaire à la face de coupe. La section Sg est définie en s'appuyant sur le nuage de points, Figure 2.5-(b). Cette courbe guide est une approximation locale de la représentation du profil en spirale généré lors de l'opération de détalonnage. La Figure 2.5-(c) illustre une surface représentative du flanc de la dent de la fraise-mère.

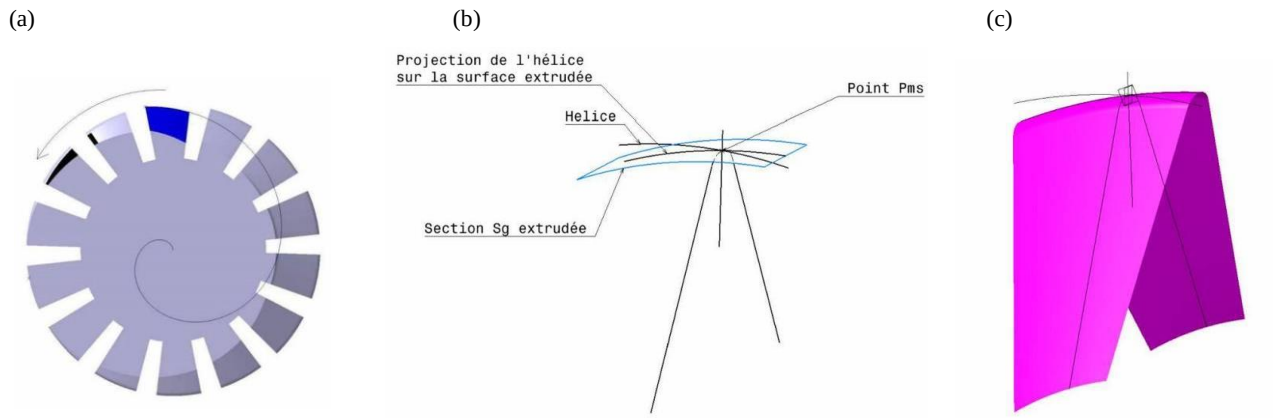


Figure 2.5. (a) Illustration du profil des extérieurs des dents dans le plan perpendiculaire à la face de coupe. (b) Projection de l'hélice sur la surface supérieure de la dent. (c) Surface représentative du flanc de la dent.

L'analyse des écarts entre la rangée de dents modélisée et la partie du nuage de points considéré donne des écarts maximum de 0.05 mm sur tous les flancs des dents et de 0.2 mm sur les faces de coupe, Figure 2.6. Les écarts, relativement faibles, permettent de valider la méthode de reconstruction. L'objectif de la reconstruction est de retrouver les principales éléments géométriques de l'outil fraise-mère pour mettre en place le modèle de simulation de la cinématique de coupe en taillage. Cette technique ne permet pas de numériser les arêtes vives. Le nuage de points obtenu au niveau de l'arête est plus proche d'un rayon que d'un angle vif. Pour une première approche, l'arête de coupe sera reconstruite par intersection du flanc de la dent et de la face de coupe (angle vif).

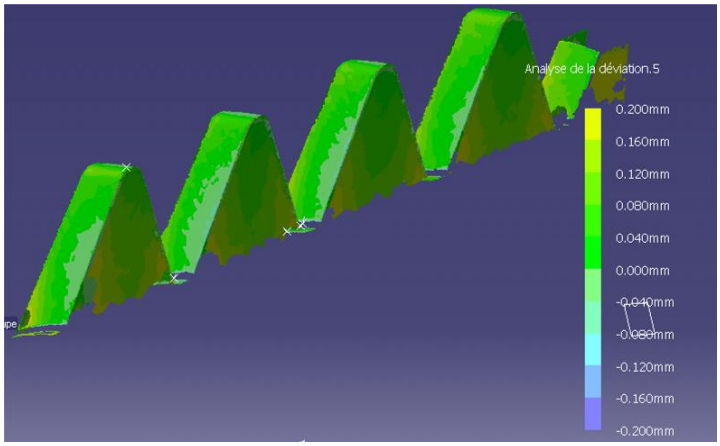


Figure 2.6. Mesure de l'écart entre les surfaces modélisées et le nuage de points numérisés pour une rangée de l'outil fraise-mère.

Finalement, pour modéliser la géométrie totale de la fraise-mère, la définition du pas de l'hélice est indispensable. Le pas mesuré entre les dents de la rangée est de 80.15 mm contre une valeur théorique de 79.79 mm. Cette différence peut être associée à la précision de la numérisation et de la reconstruction des surfaces et au fait que la rangée de dents et la crémaillère de référence ne soient pas définies dans le même plan. Pour la construction complète de l'outil, le pas mesuré a été considéré. Ainsi, une duplication de la première rangée construite a permis d'obtenir la géométrie finale de l'outil. Cette duplication est réalisée par une combinaison de rotations de 25.71° (360°/14), puis une translation de 5.725 mm (80.15/14). La valeur 14 correspond au nombre de rangées de la fraise-mère modélisée. Cette

étape de modélisation de la fraise à partir du fichier numérisé permettra par la suite de caractériser la cinématique de l'opération de taillage.

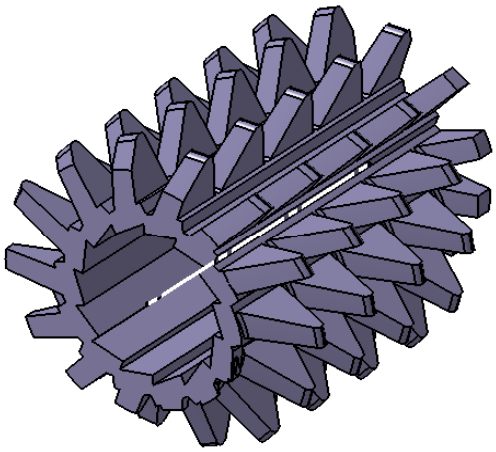


Figure 2.7. Illustration de la fraise-mère obtenue.

2.2 Modélisation géométrique de la pièce à usiner (roue à denture droite)

Dans ce paragraphe, la démarche suivie pour la modélisation de la géométrie de la pièce avant et après la phase de finition est décrite. En effet, la roue dentée passe par plusieurs phases de mise en forme avant l'obtention de la géométrie finale de fonctionnement. La première phase consiste à ébaucher les dents en utilisant une fraise disque. Ensuite, une première opération de semi-finition est réalisée à l'aide d'un outil fraise-mère afin de rééquilibrer la surépaisseur de matière sur les flancs de la denture et enfin la phase de finition des dentures qui permet d'obtenir la géométrie finale. Dans cette étude, seule la phase de finition a été traitée. Il s'agit de la phase de mise en forme qui détermine la qualité finale des surfaces usinées de la pièce. La bonne maîtrise du processus de fabrication est indispensable.

Le modèle CAO de la pièce après l'opération de finition a été construit à partir des deux paramètres principaux de la roue dentée à savoir le module (m=25.4) et le nombre de dents (z_p=236). Le diamètre primitif, de pied et de tête sont quant à eux déterminés en utilisant les formules de définition associées à l'engrenage.

Les paramètres liés au déport de denture sont également intégrés dans cette modélisation afin de reproduire le profil réel de la pièce industrielle. En effet, l'application du déport de denture consiste à modifier le diamètre de tête et le diamètre de pied suivant les formules présentées dans le Tableau 2.2.

		Valeur sans déport	**Formule de calcul**	**Valeur avec déport**
Diamètre primitif	$d = m.z_p$	5994,4	/	5994,4
Diamètre de tête	$d_a = d + 2\ m$	6045,2	$d + 2\ m(1+x)$	6033,14
Diamètre de pied	$d_f = d - 2.5\ m$	5930,9	$d - 2.5\ m(1.25-x)$	5916,68
Diamètre de base de la développante	$d_b = d\cos\tilde{\alpha}$	5432,77	/	5432,77

Tableau 2.2. Identification des différentes valeurs du diamètre de la roue à denture droite en fonction du déport de denture x, avec m est le module de l'engrenage et $\tilde{\alpha}$ est l'angle de pression.

Cette opération permet d'éviter les interférences entre la roue menée et la roue menante lors du fonctionnement. Lorsqu'un engrenage est taillé avec un outil fraise-mère, il peut arriver que lors de l'usinage, le profil de denture de l'engrenage soit tronqué au pied de la dent et présente un point anguleux. Le cercle de tête de l'outil passe au-delà du point d'interférence T du pignon, Figure 2.8 : il se produit alors le phénomène d'interférence. Ce phénomène se manifeste par un dégagement important du pied de la dent du pignon, avec raccordement par un angle vif avec la partie en développante ; on constate qu'en plus de l'affaiblissement de la résistance de la dent, il se produit une élimination de la partie QV de développante.

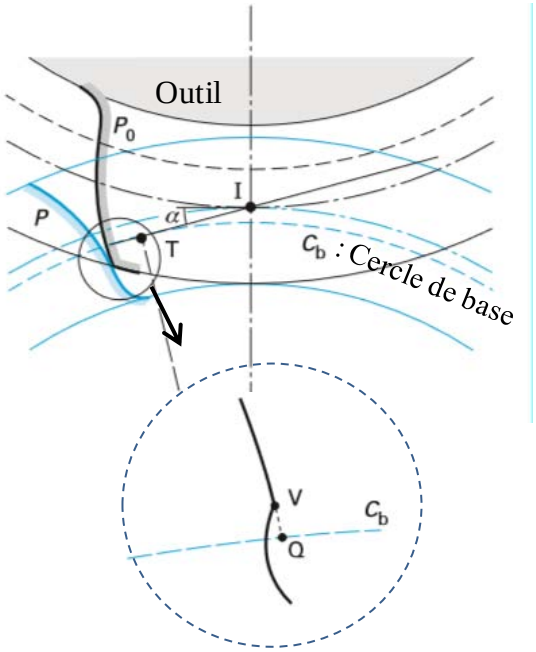


Figure 2.8. Phénomènes d'interférence, [4].

L'identification de ces paramètres permettra par la suite de définir la développante de cercle des dentures de l'engrenage à tailler. La modélisation de la développante de cercle a été réalisée numériquement en respectant les deux équations paramétriques suivantes :

$$X = R_b.(\cos t_i + t_i.\sin t_i) \tag{2.1}$$

$$Y = R_b.(\sin t_i - t_i.\cos t_i) \tag{2.2}$$

avec R_b le rayon du cercle de base de la développante et t_i un paramètre qui varie entre 0 et 1.

Le profil 3D de la denture de l'engrenage a été construit en tenant compte de l'influence du déport de denture pratique (x) sur l'épaisseur de la dent (S_2) au niveau du diamètre primitif (d) comme indiqué par l'équation (2.3).

$$S_2 = \pi \frac{m}{2} + 2\ x\ m\ \tan\tilde{\alpha} \tag{2.3}$$

avec S_2 l'épaisseur de denture en tenant compte du déport de denture (x), m module de l'engrenage et $\tilde{\alpha}$ angle de pression.

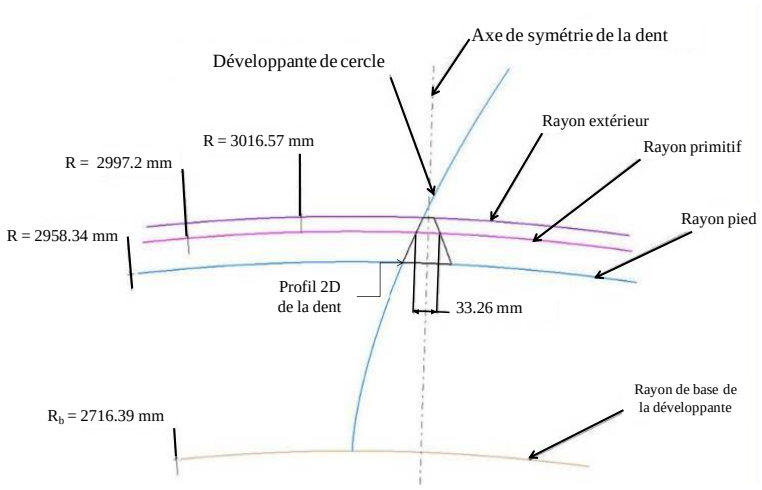


Figure 2.9. Illustration du profil 2D de la denture modélisée.

Tous ces paramètres ont permis de définir le profil de la denture après la phase de finition. La denture décrite sur la Figure 2.9 est modélisée en 3 dimensions et assemblée avec la définition numérique de la couronne fournie par l'industriel. Finalement, pour définir la géométrie de la pièce à l'état de semi-finition, une surépaisseur de matière a été créée au niveau des flancs et en pied de dents de la pièce comme illustré par la Figure 2.10. Les valeurs des surépaisseurs créées sont définies industriellement. Il s'agit de la configuration la plus fréquente en production.

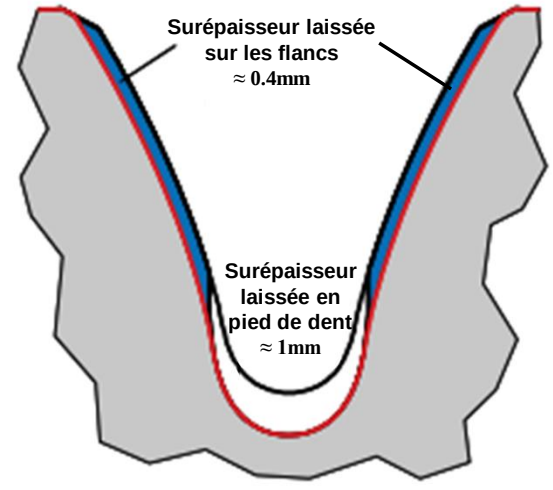


Figure 2.10. Illustration des surépaisseurs laissées sur les flancs et en pied de la denture de la pièce à usiner.

2.3 Modélisation de l'intersection outil-matière en taillage

Après la définition 3D de l'outil et de la pièce à usiner, nous allons définir à partir de l'intersection géométrique outil/pièce, la nature du contact généré lors de l'opération de taillage. En effet, la cinématique de coupe est basée sur trois mouvements relatifs entre la pièce et l'outil. Le mouvement de rotation et de translation axiale de la fraise mère sont synchronisés avec un mouvement de rotation de la pièce autour de son axe de rotation comme montré par la Figure 2.11.

Afin de reproduire la cinématique de la coupe en taillage, quatre systèmes de coordonnées ont été introduits dans le modèle. En effet, deux systèmes de coordonnées ($\vec{x}_1, \vec{y}_1, \vec{z}_1$) et ($\vec{x}_2, \vec{y}_2, \vec{z}_2$) sont associés à la pièce avec un axe Z correspondant à l'axe de rotation de la pièce et deux systèmes de coordonnées ($\vec{x}, \vec{y}, \vec{z}_0$) et ($\vec{x}_0, \vec{y}_0, \vec{z}_0$) sont associés à la fraise mère avec un axe z correspondant à l'axe de rotation de l'outil, Figure 2.12. Dans le système de coordonnées ($\vec{x}_2, \vec{y}_2, \vec{z}_2$), l'axe y coïncide avec le plan de symétrie de l'entredent à usiner tandis que les axes de système de coordonnées ($\vec{x}_1, \vec{y}_1, \vec{z}_1$) sont fixés au centre de la pièce. Le système de coordonnées ($\vec{x}, \vec{y}, \vec{z}_0$) est défini par rapport à la face de coupe de la dent examinée de l'outil fraise-mère comme montré sur la Figure 2.12. Ce système a été utilisé pour calculer les efforts de coupe exercés sur chaque dent.

Afin d'optimiser le temps de calcul, l'ensemble des mouvements de coupe de l'opération ont été transférés sur l'outil fraise-mère. Cela signifie que la pièce à usiner a été maintenue fixe et l'outil se déplace autour d'elle. Cette méthode a déjà été utilisée par Tapoglou et Antoniadis, [2].

En ce qui concerne la position initiale de la fraise-mère par rapport à la pièce, son axe de rotation est positionné à un angle de réglage (η) par rapport à l'horizontale du plan (x_1, y_1). Cet angle est d'une grande importance dans le processus de taillage. Il est calculé à partir de la différence entre l'angle d'hélice de la pièce (β_2) et l'angle d'inclinaison d'hélice de l'outil (γ_h). Ensuite, la mise en place se fait via le centrage de la dent de référence de l'outil dans un entredent de la pièce (gap gear). L'axe $\vec{x}$ de cette dent est maintenu parallèle à l'axe $\vec{y}_2$ de la pièce lorsque celle-ci usine le centre de l'entredent de la pièce à usiner. Finalement, pour bien positionner l'outil et ainsi définir la profondeur de passe de l'opération de taillage, un point de référence a été créé sur l'axe de la fraise-mère. Ce point correspond à l'intersection de l'axe médian de la dent de référence et l'axe de rotation de l'outil dans le plan de la face de coupe (xz_0). Le mouvement de ce point est décrit par un mouvement hélicoïdal autour de la pièce avec un rayon égal à $\frac{d_h}{2}+\frac{d_g}{2}-t$, un pas d'hélice égale à l'avance par tour de l'outil (f_a) et un axe $\vec{z}_2$, avec d_h et d_g respectivement les diamètres extérieurs de l'outil et de l'engrenage à tailler, t l'engagement radial de la fraise-mère.

Afin d'identifier les dents de l'outil, celles-ci sont numérotées entre « -24 » et « 10 » avec la dent numérotée « 0 » qui représente la dent de référence de l'outil. Cette dent sert pour le réglage initial de la position de l'outil par rapport à la pièce usinée. La dent qui usine après la "dent 0" est nommée " dent 1" et la dent qui précède la "dent 0" est nommée "dent -1". L'outil fraise-mère étudié contient donc 35 dents actives au total. La rotation de la fraise autour de son axe est repérée par l'angle de rotation θ. Seul le taillage en opposition est traité dans la présente étude.

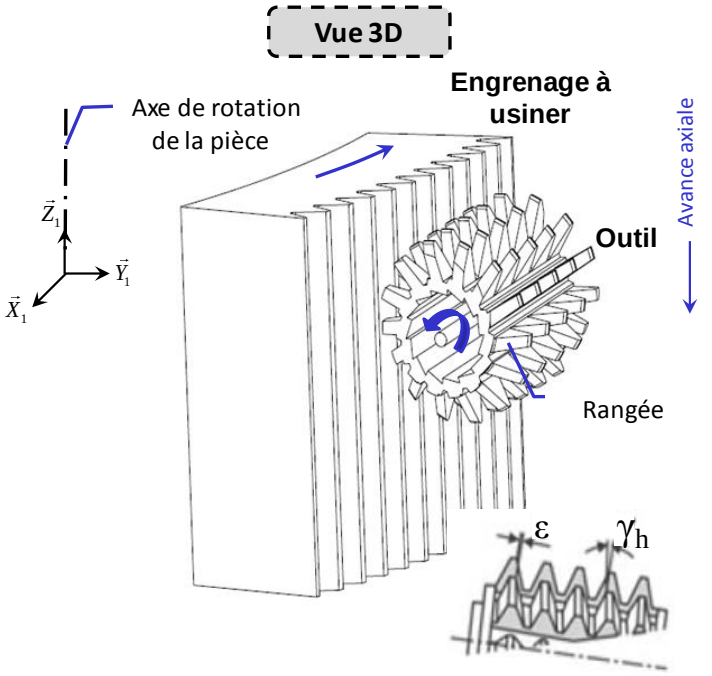


Figure 2.11. Schématisation 3D de la fraise-mère et de la pièce.

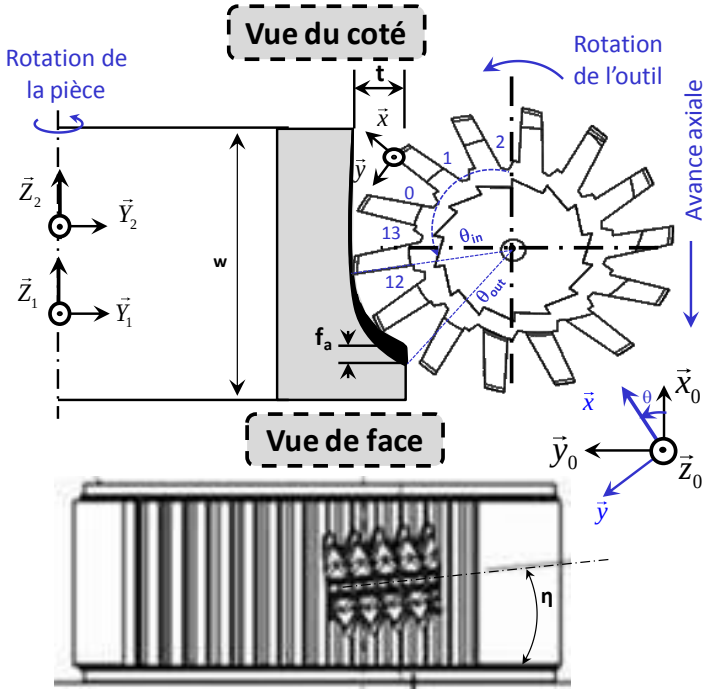


Figure 2.12. Illustration du principe de la cinématique de coupe de l'opération de taillage : Schématisation 2D de la fraise-mère et de la pièce.

2.4 Modélisation des copeaux non-déformés

Nous proposons dans ce paragraphe une modélisation géométrique des copeaux non-déformés générés par les dents de l'outil fraise-mère et ceci à partir du modèle CAO développé pour reproduire la cinématique de coupe de l'opération de taillage. En se basant sur cette cinématique de coupe, l'intersection instantanée entre l'arête de coupe de l'outil et la pièce, Figure 2.13, permet de déterminer les profils des copeaux non-déformés générés par l'ensemble des dents de l'outil. L'intérêt d'une telle modélisation est de calculer la forme et les

caractéristiques géométriques de ces copeaux (épaisseur maximale et moyenne) en fonction de la géométrie de l'outil et celle de la pièce. Ces résultats seront ensuite introduits dans un modèle thermomécanique de coupe pour identifier la répartition des efforts de coupe le long de l'arête de coupe de chaque dent.

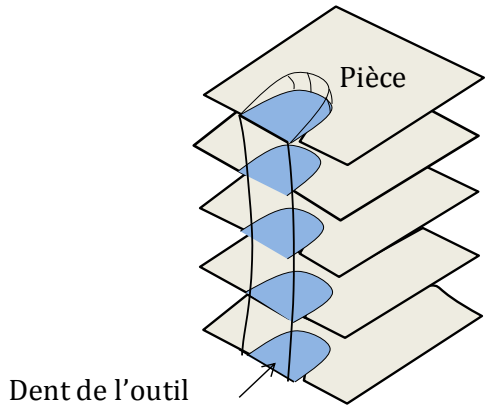


Figure 2.13. Intersection instantanée géométrique entre l'outil et la pièce.

Le taillage est composé de trois phases d'usinage : l'entrée, la coupe en pleine matière et la phase de sortie de l'outil de la matière comme illustré par la Figure 2.14. Dans notre cas d'étude, la modélisation des copeaux non déformés a été faite uniquement lors d'usinage en plein matière. En effet, cette phase représente environ 67% du temps total d'usinage lors du taillage ; l'outil est soumis aux sollicitations les plus importantes lors de cette phase.

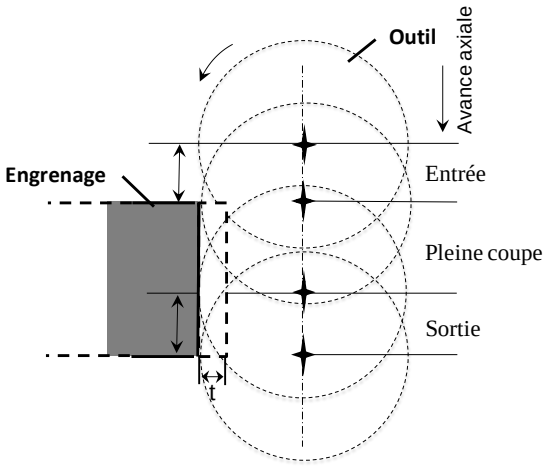


Figure 2.14. Schéma des zones de travail de l'outil fraise-mère.

La géométrie 3D du copeau non-déformé est générée à partir de deux surfaces, Figure 2.15. La première est définie par l'assemblage de différentes positions d'une même rangée de l'outil comme indiqué dans la Figure 2.15-(c). La seconde est définie à partir de la surface des flancs de l'engrenage au deuxième tour d'usinage, Figure 2.15-(e). En effet, les intersections sur le premier tour de la fraise-mère et pour chaque goujure avec la surface des flancs de l'engrenage permet d'obtenir le profil de la couronne à l'état de finition, avec une attaque de l'outil en pleine matière, sans tenir compte de la matière usinée aux tours d'avant. Pour obtenir les copeaux représentatifs, ceux-ci sont modélisés au deuxième tour de l'outil au moment où la fraise-mère usine à nouveau dans les mêmes surfaces des flancs de la dent de départ. Les positions de la fraise-mère sont donc calculées lorsque la roue dentée a effectué un

tour sur elle-même. L'intersection de ces deux surfaces (surface générée par une rangée et celle des flancs de la denture) forme le volume 3D des copeaux non-déformés générés lors de l'opération de finition de taillage à la fraise-mère. Ainsi, des copeaux représentatifs sont obtenus car la passe précédente de la fraise a été prise en compte. Un exemple de copeau est montré sur la Figure 2.15-(f).

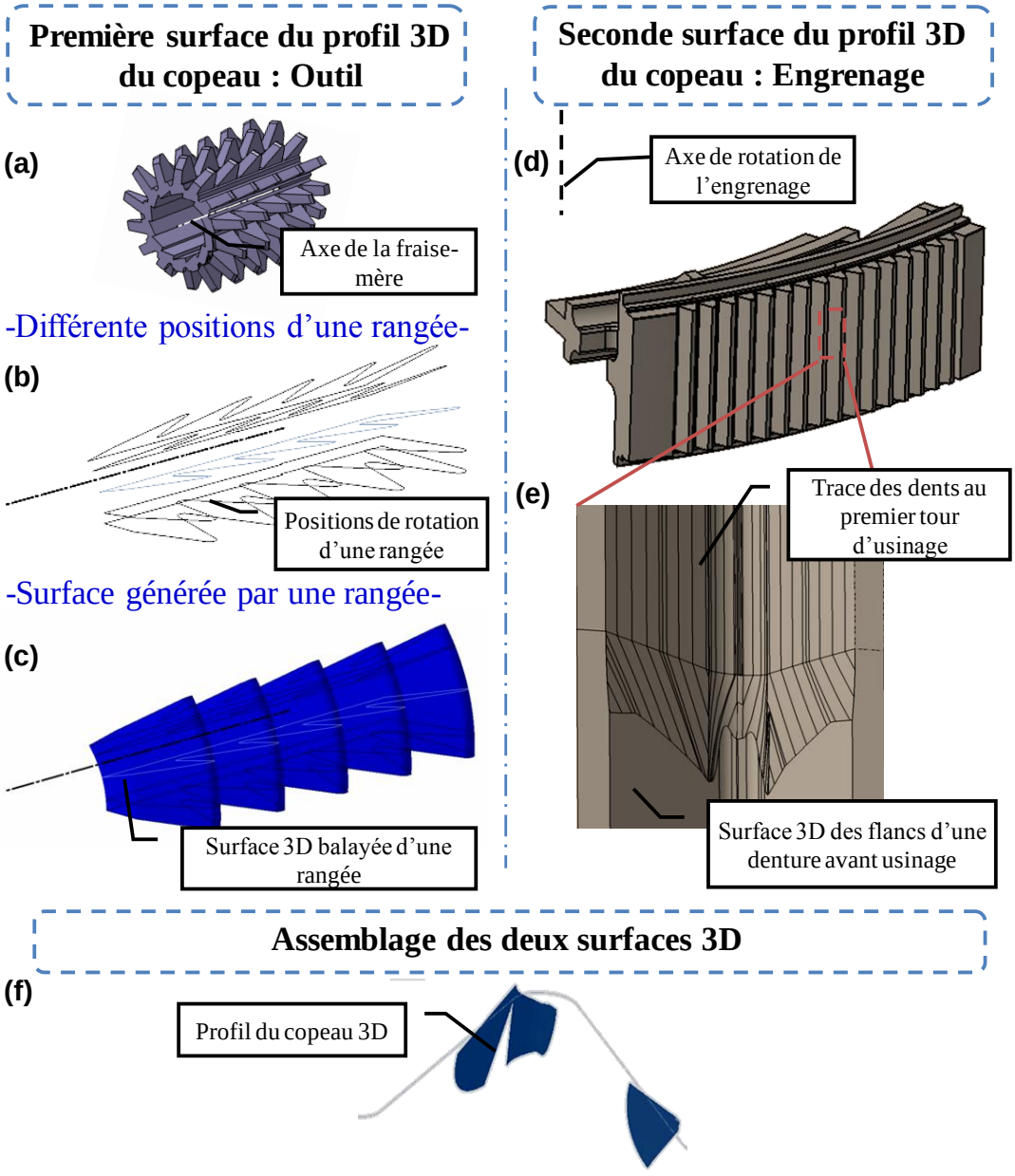


Figure 2.15. Méthode de création du profil 3D du copeau non-déformé.

3 Analyse des copeaux non-déformés

3.1 Caractérisation des profils 3D des copeaux

Le Tableau 2.3 illustre les géométries 3D de l'ensemble des copeaux non-déformés obtenus à partir de la simulation du modèle CAO. Pour rappel la dent nommée "0" est la dent de référence de l'outil fraise-mère qui a servi pour faire le réglage le réglage de la position initiale de l'outil par rapport à l'engrenage.

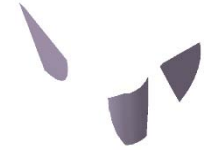
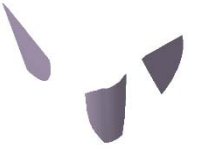
-24 	-23 	-22 	-21 	-20 
-19 	-18 	-17 	-16 	-15 
-14 	-13 	-12 	-11 	-10 
-9 	-8 	-7 	-6 	-5 
-4 	-3 	-2 	-1 	0 
1 	2 	3 	4 	5 
6 	7 	8 	9 	10 
Conditions géométriques : m=25mm, $\tilde{\alpha}$ =25.4°, β_2=0°, z_F/z_p=1/236, f_a=4mm/tr, t=1mm, n_i=14, d_h=336mm, dg=6000mm, taillage en opposition, dentures droites. Avec m module, $\tilde{\alpha}$ angle de pression, β_2 angle d'hélice de la roue dentée, z_F nombre de filets, z_p nombre de dents de l'engrenage, f_a avance axiale, t profondeur de passe, N_0 nombre de rangées, d_h diamètre éxtérieur de l'outil et d_g diamètre extérieur de la pièce.				

Tableau 2.3. Morphologies des copeaux non-déformés calculés à partir du modèle CAO.

De façon générale, les résultats montrent la diversité des géométries de copeaux générés par l'outil fraise-mère. En effet, les dents de l'outil n'usinent pas la même quantité de matière pour générer le profil de la développante de cercle des dentures de l'engrenage. Ceci est principalement lié à la cinématique de coupe de l'opération de taillage à la fraise-mère, synchronisation de trois mouvements de coupe entre la pièce et l'outil.

Comme montré dans le Tableau 2.3, 35 dents participent au processus de coupe des flancs de la denture de l'engrenage. Le processus de coupe commence avec un copeau très mince généré par la dent nommé "-24". Puis, il continue à augmenter la taille jusqu'à obtenir une épaisseur maximale du copeau généré par la dent "-13". Les copeaux générés vont ensuite diminuer de nouveau jusqu'à obtenir un copeau très mince généré par la dent "10" à la fin du processus de coupe. En outre, on peut constater que différentes formes de copeaux non-déformés sont usinées. La géométrie du copeau non-déformé dépend principalement de la position de la dent sur l'outil fraise-mère. Cette analyse montre que différentes zones de l'arête de coupe des dents peuvent entrer en interaction avec la matière usinée. Ces zones évoluent en termes de longueur d'arête, forme d'arête et quantité de matière enlevée.

3.2 Caractérisation de l'épaisseur maximale du copeau

Pour déterminer l'épaisseur maximale générée par chacune des dents de l'outil, une première analyse cartographique de la variation des épaisseurs des copeaux non déformés a été réalisée pour l'ensemble des dents. Un exemple d'analyse est montré par la Figure 2.16. Pour suivre l'évolution de cette épaisseur en fonction du temps, la mesure de la l'épaisseur maximale du copeau a été réalisée au niveau du plan de la face de coupe avec un pas d'incrément de l'angle de rotation de l'outil de 0,5°, Figure 2.16.

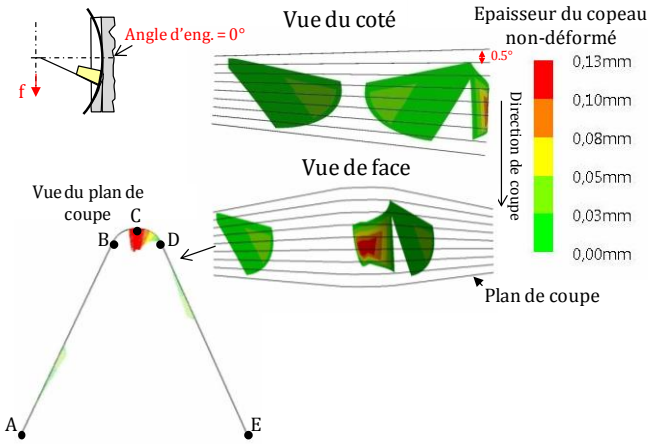


Figure 2.16. Analyse de la variation des épaisseurs du copeau de la dent « -13 ».

La Figure 2.17 montre l'évolution de l'épaisseur maximale du copeau généré par les trois dents "-23", "-13" et "2" de l'outil fraise-mère, voir Tableau 2.3. A partir de ces résultats, on peut constater un grand écart entre les valeurs de l'épaisseur maximale générée par les trois dents étudiées en fonction de leurs positions sur l'outil fraise-mère, voir Tableau 2.3. L'épaisseur maximale varie de quelques centièmes de millimètres pour les dents « -23 » et « 2 » et augmente jusqu'à 0.13 mm pour la dent « -13 ». L'écart est d'environ 70% entre la dent "2" et "-13". L'observation de l'évolution de l'épaisseur maximale montre l'influence de la position de la dent sur l'outil et la variation importante de la quantité de matière enlevée entre les différentes dents. L'évolution de l'épaisseur maximale des autres dents de l'outil est présentée en Annexe A.

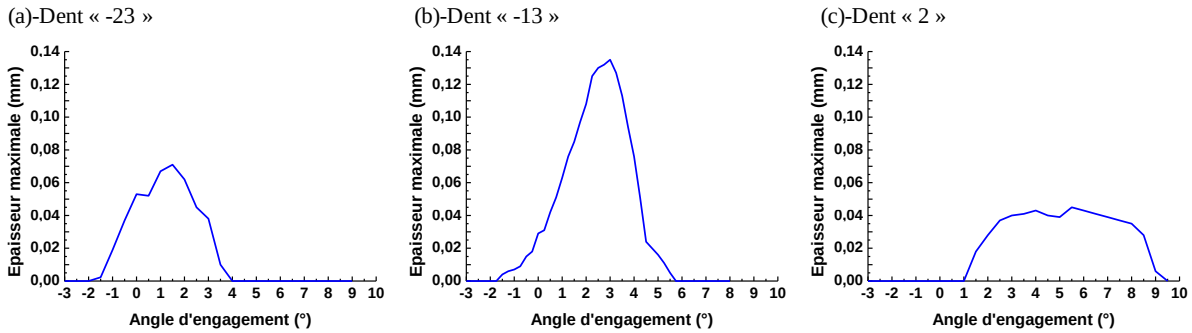


Figure 2.17. Evolution de l'épaisseur maximale générée par trois dents différentes en taillage.

L'analyse cartographique de la variation de l'épaisseur de coupe retirée par la dent "-13" montre que l'épaisseur maximale du copeau est localisée au niveau du sommet de la dent, arête élémentaire BCD de la Figure 2.16. D'après la littérature, cette épaisseur sert de critère pour évaluer la charge sur la fraise-mère. En effet, des épaisseurs importantes engendrent des grands efforts de coupe et une durée de vie réduite [30]. Ce paramètre a été considéré dans plusieurs travaux pour caractériser l'évolution des forces de coupe maximales et de l'usure lors de l'opération de taillage [2,43,49,69].

Pour vérifier le calcul de l'épaisseur du copeau, nous avons calculé l'épaisseur maximale du copeau non-déformé à partir de la formule de Hoffmeister, équation (2.4), pour les conditions de coupe de notre étude. Pour rappel, cette formule est la seule fonction mathématique identifiée à ce jour et communément admise par la communauté industrielle et scientifique pour calculer l'épaisseur de coupe maximale générée lors de l'opération de taillage à la fraise-mère en fonction des paramètres de coupe. Une différence d'environ 32% a été constatée, Tableau 2.4. Ce résultat est considéré comme intéressant puisque l'équation de Hoffmeister [44] a été établie pour une opération de taillage en phase d'ébauche alors que notre cas d'étude est le taillage en phase de finition. On estime que la quantité de matière à enlever est beaucoup plus faible en finition en tenant compte de la faible surépaisseur de matière laissée pour cette phase d'usinage. Ainsi, on peut accepter des écarts de valeur avec cette formule.

$$h_{\max} = 4{,}9\ m\ z_p^{(9{,}2510^{-3}\beta_2 - 0{,}542)} e^{-0{,}015x} e^{-0{,}015\beta_2} \left(\frac{r_0}{m}\right)^{(-8{,}2510^{-3}\beta_2 - 0{,}225)} \left(\frac{N_0}{z_F}\right)^{-0{,}877} \left(\frac{f_a}{m}\right)^{0{,}511} \left(\frac{t}{m}\right)^{0{,}319} \quad (2.4)$$

Avec f_a l'avance de la fraise-mère par tour de pièce [mm/tr], m le module normal de la denture à tailler, z_F le nombre de filets de la fraise-mère, N_o le nombre de goujures de la fraise-mère, z_p le nombre de dents à tailler, x le déport de la denture à tailler [mm], t la profondeur de coupe [mm], β_2 l'angle d'hélice de la denture à tailler [radian] et r_o le rayon primitif de la fraise-mère [mm].

	Epaisseur maximale [mm]
Modèle CAO	0.13
Formule de Hoffmeister	0.19

Tableau 2.4. Comparaison entre les résultats du modèle CAO et de la formule de Hoffmeister [44].

3.3 Caractérisation de l'épaisseur moyenne du copeau

La Figure 2.18 montre l'évolution de l'épaisseur moyenne du copeau généré par trois dents de l'outil fraise-mère. Il s'agit de la moyenne arithmétique des épaisseurs de coupe moyennes

générées par les arêtes élémentaires engagées le long de la dent de l'outil. On peut observer qu'il y a un écart important entre l'évolution de l'épaisseur maximale, illustrée dans le paragraphe précédent, et l'évolution de l'épaisseur moyenne. Cet écart montre qu'il existe une grande variabilité de l'épaisseur du copeau enlevé le long de l'arête de coupe des dents de l'outil.

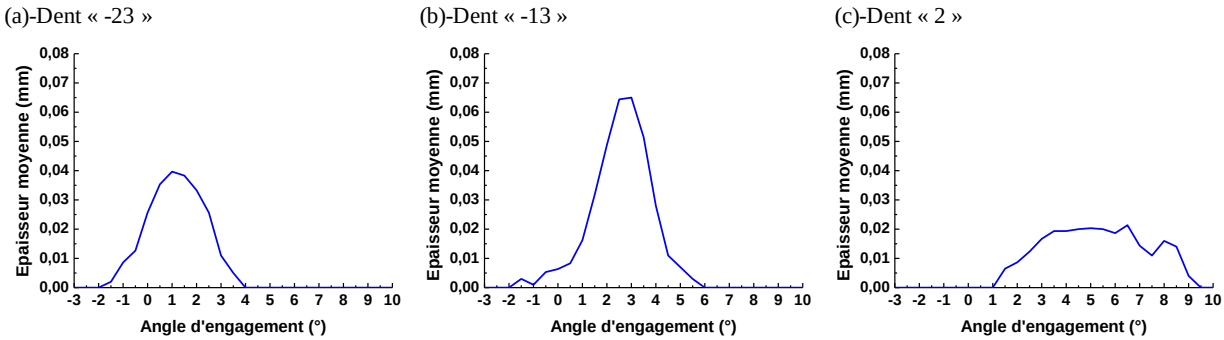


Figure 2.18. Evolution de l'épaisseur moyenne générée par trois dents différentes en taillage.

3.4 Caractérisation de l'épaisseur équivalente du copeau

Dans les parties précédentes, nous avons montré qu'il y a une grande variabilité de l'épaisseur de copeau enlevé le long de l'arête de coupe. L'évolution de l'épaisseur maximale ne permet pas de renseigner sur :

- l'effet du rayon d'arête en finition,
- la longueur de l'arête engagée lorsque l'épaisseur du copeau non-déformé varie autour de la valeur du rayon d'arête.

Pour examiner l'effet de la variation des épaisseurs du copeau non-déformé, un nouveau paramètre $\bar{h}$ a été introduit afin de calculer l'épaisseur équivalente du copeau généré par la dent en tenant compte de la longueur de l'arête engagée. Cette épaisseur est calculée à partir de l'équation (2.5). L'étude de ce paramètre permet d'avoir une vision globale sur la coupe lors de l'opération de taillage en phase de finition.

$$\bar{h} = \frac{\int_{Arête\,de\,coupe} h\,ds}{\int_{Arête\,de\,coupe} ds} = \frac{\sum_{i=1}^{N} h_i\,ds_i}{\sum_{i=1}^{N} ds_i} \tag{2.5}$$

Avec h l'épaisseur moyenne du copeau, ds la longueur de l'arête élémentaire engagée et N le nombre d'éléments discrétisés.

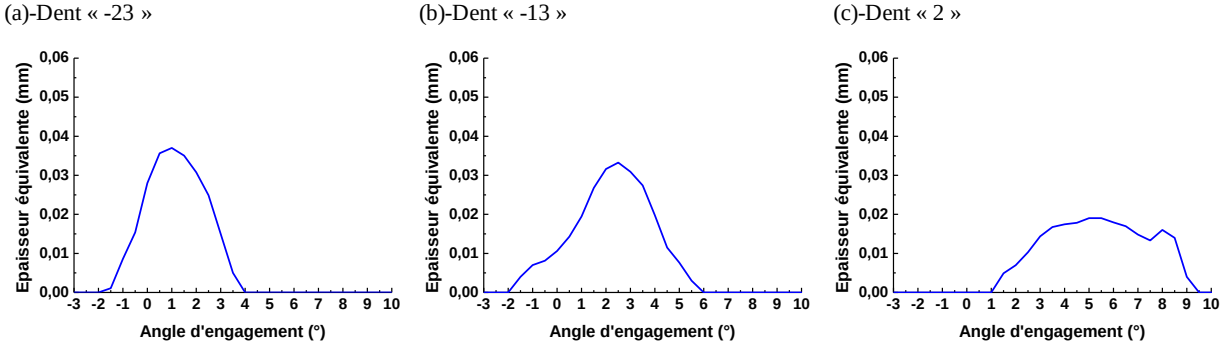


Figure 2.19. Evolution de l'épaisseur équivalente générée par trois dents différentes en taillage.

La Figure 2.19 montre l'évolution de l'épaisseur équivalente pour trois dents de l'outil fraise-mère. On peut observer que la coupe se fait principalement avec une épaisseur équivalente du copeau non-déformé inférieur à *0.05 mm* à l'inverse de l'épaisseur maximale qui montre une valeur maximale de *0.13 mm*.

3.5 Caractérisation de l'engagement d'arête

Les Figures 2.20, 2.21 et 2.22 montrent l'évolution de l'arête engagée, présentée en trait gras rouge, en fonction du temps successivement pour les dents « -23 », « -13 » et « 2 » dans le plan de la face de coupe de l'outil. A la vue de ces tendances, on peut observer que les zones engagées varient en termes de longueur et de forme de l'arête en fonction du temps et de la position de la dent sur l'outil fraise-mère. On peut également constater que l'interaction entre les zones engagées de l'arête de coupe d'une dent n'est pas significative lors de l'opération de taillage en phase de finition. En effet, l'arête de coupe est engagée sur différentes zones indépendantes les unes des autres. Cette caractéristique peut s'expliquer par :

i. la cinématique de coupe spécifique de l'opération de taillage : le profil de la développante de cercle des dentures de l'engrenage est généré par l'ensemble des dents actives de la fraise-mère. Chaque dent usine une partie de ce profil,
ii. la nature de l'opération de finition : la quantité de matière enlevée est faible. La dent n'usine pas sur la totalité de sa longueur. Cette condition n'est pas vraie pour le taillage d'ébauche car c'est pratiquement la totalité de l'arête qui usine. L'usinage est ainsi contraint par les coupes élémentaires adjacentes,
iii. les dimensions importantes de la dent de l'outil (la hauteur est égale à environ 60mm) : L'étude porte sur le taillage des grandes roues dentées dont le diamètre extérieur est égal à 6 mètres. Les dents nécessaires pour l'usinage de ce type de denture sont caractérisées par une hauteur assez élevée. Ainsi, l'écart entre les arêtes élémentaires actives d'une dent donnée est important.

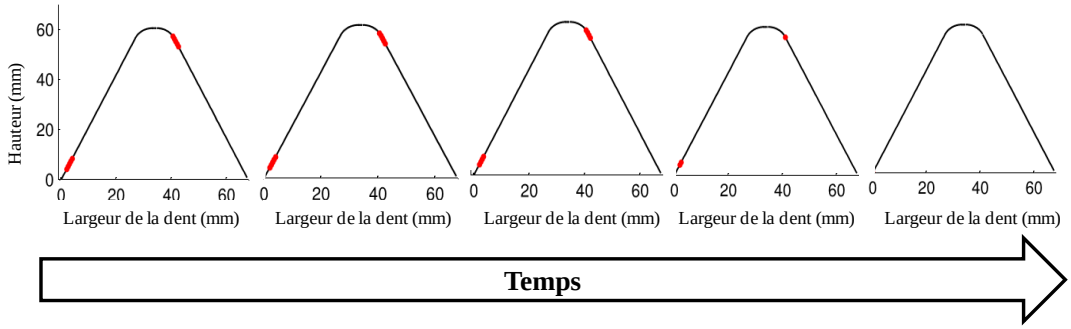


Figure 2.20. Analyse de l'évolution de l'arête engagée de la dent «-23 ».

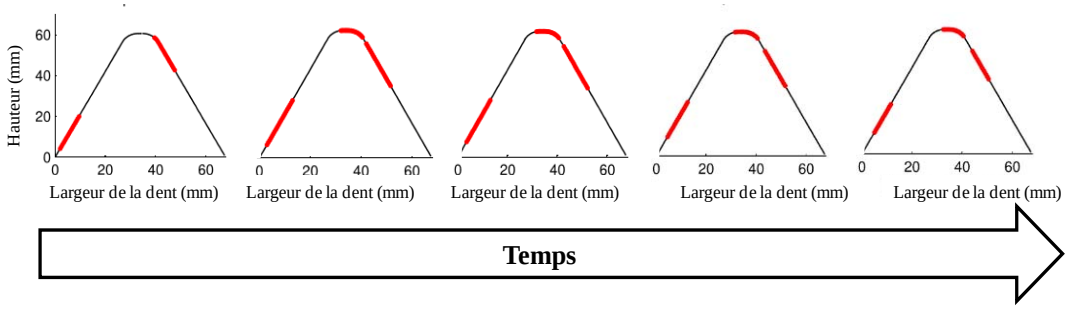


Figure 2.21. Analyse de l'évolution de l'arête engagée de la dent«-13 ».

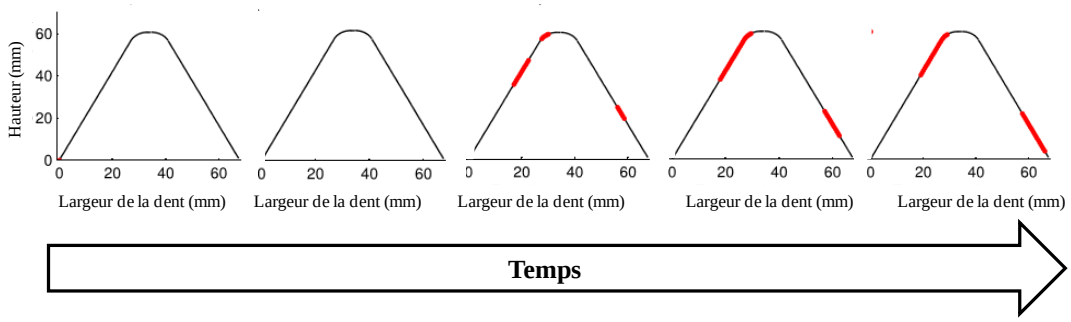


Figure 2.22. Analyse de l'évolution de l'arête engagée de la dent «2 ».

4 Conclusion

Dans ce chapitre, nous avons mené une étude géométrique de l'opération de taillage à la fraise-mère. L'action locale de l'outil sur la matière usinée a particulièrement été analysée. Un modèle CAO a été développé pour simuler la cinématique de la coupe et la formation des copeaux non déformés. Ce travail a permis de souligner l'importance de la définition géométrique de l'outil et de la pièce à usiner lors de l'opération de taillage. L'étude des mouvements de coupe de cette opération a permis de définir la géométrie tridimensionnelle des copeaux non-déformés et de calculer ses caractéristiques.

L'approche originale proposée dans ce chapitre a permis de caractériser les paramètres locaux de coupe pour l'ensemble des dents de l'outil fraise-mère. Les résultats obtenus ont permis d'avoir une vue détaillée des sections de coupe et des formes des copeaux enlevés lors du taillage et de mettre en évidence la diversité des morphologies de copeaux non-déformés générés par les dents de l'outil fraise-mère. L'analyse du travail de chaque dent de l'outil a montré que différentes zones de l'arête de coupe peuvent entrer en interaction avec la pièce. Ces zones évoluent en termes de longueur d'arête, forme de l'arête et quantité de matière usinée.

L'épaisseur maximale des copeaux a été estimée pour chacune des dents de l'outil fraise-mère. Il a été montré que l'épaisseur maximale est variable en fonction de la dent de l'outil et est localisée en tête de la dent. Pour obtenir une vision globale sur la coupe le long de l'arête de coupe, la moyenne pondérée de la variation de l'épaisseur moyenne le long de l'arête de coupe a été introduite. Ce paramètre permet de calculer une épaisseur équivalente en tenant compte de la longueur de l'arête engagée. L'analyse de l'évolution de ce paramètre montre la faible épaisseur de coupe pour l'ensemble des arêtes des dents de l'outil fraise-mère et souligne ainsi l'importance de l'effet du rayon d'arête en taillage de finition. Cet effet est étudié dans la suite de ce travail.

Notons finalement que la pertinence de ce type d'approche réside dans le fait qu'elle permet de disposer rapidement de résultats directement exploitables pour la modélisation thermomécanique du processus de coupe de l'opération de taillage. Cette démarche permet également de rationaliser les approches de caractérisation expérimentale en termes de choix des paramètres de coupe. De ce fait, l'intégration de la géométrie effective des copeaux non-déformés apparaît comme un élément important.

Chapitre 3 Etude expérimentale

1 Introduction

L'étude de la cinématique de coupe de l'opération de taillage présentée dans le chapitre précédent, a montré que les dents de l'outil fraise-mère usinent différentes formes de copeaux et sur différentes zones de l'arête de coupe. En plus, les paramètres locaux de coupes telles que l'épaisseur de coupe et la vitesse de coupe effective sont très variables le long de l'arête de coupe. De ce fait, l'étude expérimentale sur l'ensemble des dents actives de l'outil fraise-mère semble assez compliquée à réaliser pour caractériser l'ensemble des paramètres de coupe de chacune des dents de l'outil fraise-mère. Pour cela, nous avons choisi dans cette étude de caractériser les paramètres de coupe de la dent "-13". Il s'agit de la dent qui usine le plus gros volume de matière lors de l'opération de taillage, voir Tableau 2.3 du chapitre 2. L'analyse de l'évolution de l'engagement de l'arête de coupe de cette dent a montré trois différentes zones actives caractérisées par des paramètres de coupe variables à savoir l'épaisseur du copeau et la vitesse de coupe effective, voir Figure 2.21 du chapitre 2. Le but de cette approche expérimentale est de caractériser l'influence de la variation de ces paramètres de coupe sur la morphologie des copeaux et l'évolution des efforts et de la température de coupe de l'outil.
Ce chapitre traite la démarche mise en œuvre dans ce travail de thèse pour caractériser localement la coupe des dents de l'opération de taillage. La première partie porte sur une étude paramétrique de la vitesse de coupe, l'avance et de l'angle de dépouille en coupe orthogonale. La seconde partie présente les résultats de l'étude de l'effet de la vitesse de coupe sur le processus de coupe et en particulier sur les efforts de coupe et la rugosité de la surface usinée dans un contexte proche du contexte industriel. En effet, l'interaction simultanée de plusieurs dents de l'outil fraise-mère avec la matière usinée rend le suivi et la caractérisation de celui-ci très difficile. Comme montré dans le premier chapitre, plusieurs solutions technologiques ont été développées dans la littérature pour la caractérisation du processus de coupe lors de l'opération de taillage. Toutefois, ces solutions ne sont pas directement adaptées à notre cas d'étude. De ce fait, une configuration inédite d'essai a été développée pour caractériser la coupe lors de l'opération de taillage. Il s'agit des essais spécifiques de fraisage qui permettent de reproduire localement la coupe d'une dent de l'outil fraise-mère. Les géométries de l'outil de coupe et de la pièce à usiner ont été déterminées à partir des géométries réelles de l'outil fraise-mère et de la roue à usiner. Ces essais ont pour objectif de quantifier l'influence des paramètres de coupe sur le processus de formation du copeau dans un contexte proche du contexte industriel. Il s'agit ici de caractériser le processus de coupe des 3 zones de coupe élémentaires de l'arête de la dent "-13", comme montré sur la Figure 3.1. L'objectif de cette démarche est de caractériser l'influence de la variation des paramètres de coupe sur l'évolution

des efforts de coupe en taillage. Un modèle représentant l'évolution des efforts de coupe a ensuite été développé.
La réalisation du dispositif expérimental pour la caractérisation locale de la coupe en taillage et l'ensemble des essais ont été menés dans le cadre d'un projet industriel porté par la société CIRTES SRC.

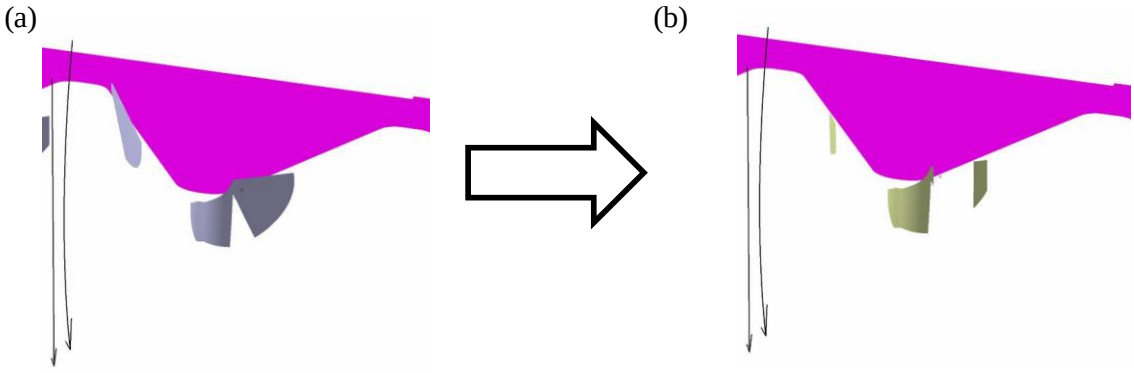


Figure 3.1. Discrétisation du profil du copeau non-déformé généré par la dent "-13" de l'outil fraise-mère. (a) Profil du copeau obtenue en taillage (b) Zones considérées en fraisage.

2 Procédure expérimentale

2.1 Machines-outils utilisées

(i) Centre de tournage

Les essais expérimentaux de caractérisation ont été réalisés à l'aide d'un tour CHEVALIER à broche horizontale équipé d'une commande numérique FAGOR, Figure 3.2. Cette machine-outil a été instrumentée pour le besoin de l'étude afin de mettre en place les essais de coupe orthogonale, voir section suivante.



Figure 3.2. Centre d'usinage : Tour à commande numérique CHEVALIER.

(ii) Centre de fraisage

Les essais de fraisage ont été réalisés sur un centre d'usinage Huron SX 523, Figure 3.3.
Les principales caractéristiques de cette machine sont :

- Vitesse de rotation maximale : 2000 tours/ min
- Attachement de l'outil ISO 50

- Course longitudinale : 1 600 mm
- Course transversale : 700 mm
- Course verticale : 900 mm



Figure 3.3. Centre de fraisage Huron SX 523.

2.2 Instrumentation des machines-outil

2.2.1 Instrumentation du centre de tournage

2.2.1.1 Mesure des efforts de coupe

La mesure des efforts de coupe en cours d'usinage consiste en une chaîne d'acquisition composée d'un dynamomètre Kistler 9257B à 4 capteurs piézo-électriques et d'un amplificateur de charge Kistler, voir Figure 3.4. Le dynamomètre à quartz trois composantes peut ainsi mesurer les composantes Fx, Fy et Fz. Ces dernières représentent les efforts exercés sur la pièce dans le repère fixe du capteur. Les principales caractéristiques du dynamomètre Kistler 9257B sont indiquées dans le Tableau 3.1.

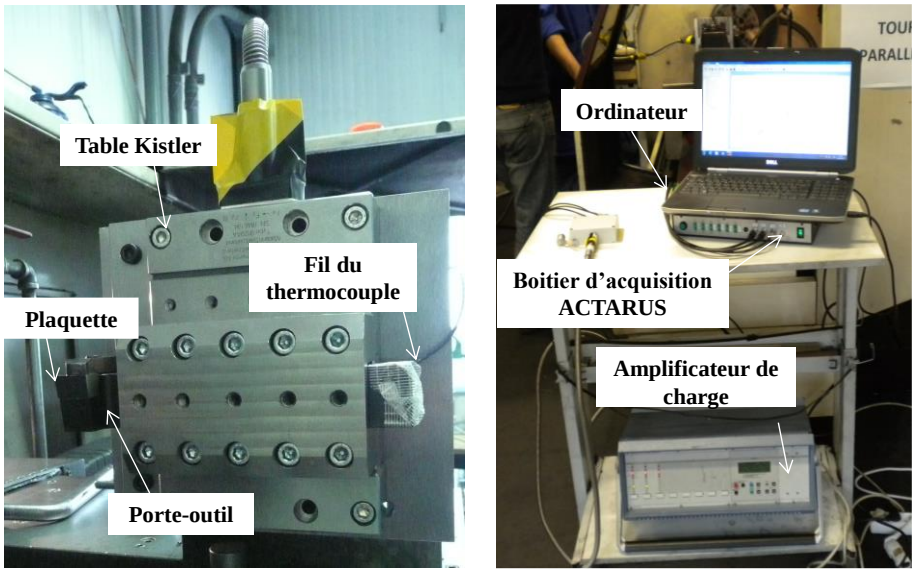


Figure 3.4. Chaine d'acquisition pour la mesure des efforts de coupe en coupe orthogonale.

Plage de mesure (kN)	F_x, F_y, F_z	-5 … 5
	F_z pour F_x et $F_y \leq 0.5\ F_z$	-5 … 10
Seuil de réponse (N)		< 0.01
Sensibilité (pC/N)	F_x, F_y	≈ -7.5
	F_z	≈ -3.7
Surface de fixation (mm²)		100x170

Tableau 3.1. Caractéristiques du dynamomètre Kistler 9257B.

Le logiciel d'acquisition TWS® a été utilisé pour le traitement des signaux des composantes de force F_x, F_y et F_z. Le logiciel en question est développé par la société CIRTES (F-88), et permet la mesure simultanée de différentes grandeurs physiques liées aux procédés d'usinage. Dans le cas des efforts de coupe, les composantes F_x, F_y et F_z représentent respectivement l'effort de coupe F_c, l'effort dans la direction perpendiculaire à la direction de coupe F_{ap} et l'effort d'avance F_f. Un exemple d'acquisition des efforts de coupe correspondant à l'usinage en tournage orthogonal est donné en Figure 3.5. Pour distinguer l'évolution des composantes de l'effort de coupe, un filtrage RMS (Root Mean Square - équation (3.1)) a été appliqué au signal brut, Figure 3.5.

$$V_{rms} = \sqrt{\frac{1}{T}\sum_{0}^{T} x_i^{\,2}} \tag{3.1}$$

Avec V_{rms} la variance moyenne RMS, T le nombre de points mesurés et x_i points mesurés.

En analysant la variation de ces efforts, il est possible de retranscrire la variation du coefficient de frottement apparent $\bar{\mu}$ au cours d'usinage, Figure 3.6. L'évolution du coefficient de frottement est obtenue après un traitement des signaux d'effort en respectant la relation de Merchant suivante :

$$\bar{\mu} = \frac{F_c \tan\alpha + F_f}{F_c - F_f \tan\alpha} \tag{3.2}$$

Avec F_c et F_f respectivement la force de coupe et la force d'avance [N] et α l'angle de coupe de l'outil [°].

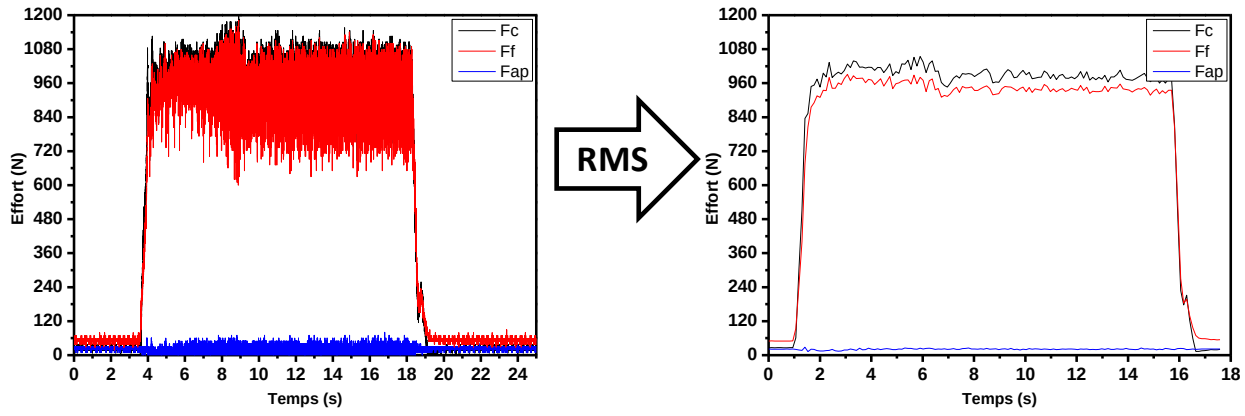


Figure 3.5. Evolution des efforts de coupe au cours du temps (V=25m/min, f=0.13mm/tr et a_p=2mm).

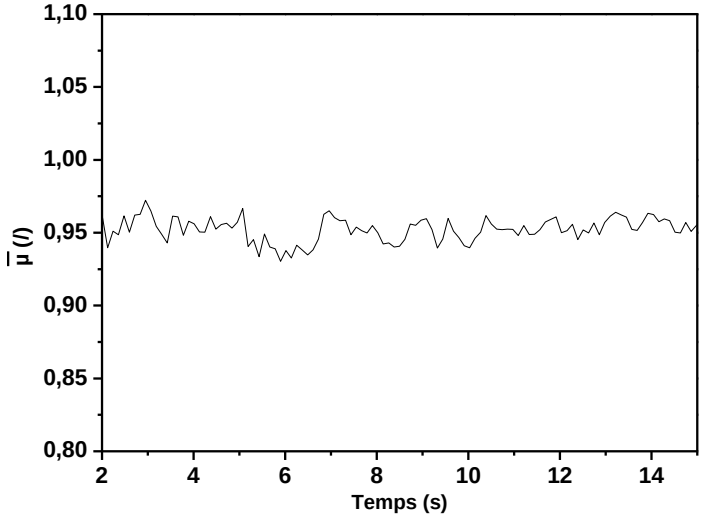


Figure 3.6. Evolution du frottement global au cours de temps (V=25m/min, f=0.13mm/tr , α= 0°).

2.2.1.2 Mesure de la température

Le travail de formation de copeau durant l'usinage est supposé être transformé sous forme de chaleur [70]. La mesure de la température de l'outil de coupe durant l'usinage est donc un élément important pour caractériser et analyser le flux thermique diffusé vers l'outil de coupe. Cette mesure a été effectuée à l'aide d'une sonde thermocouple incorporée dans l'outil, Figure 3.7. Le principe de base a été breveté et publié dans plusieurs revues internationales par Barlier, dont [71,72].

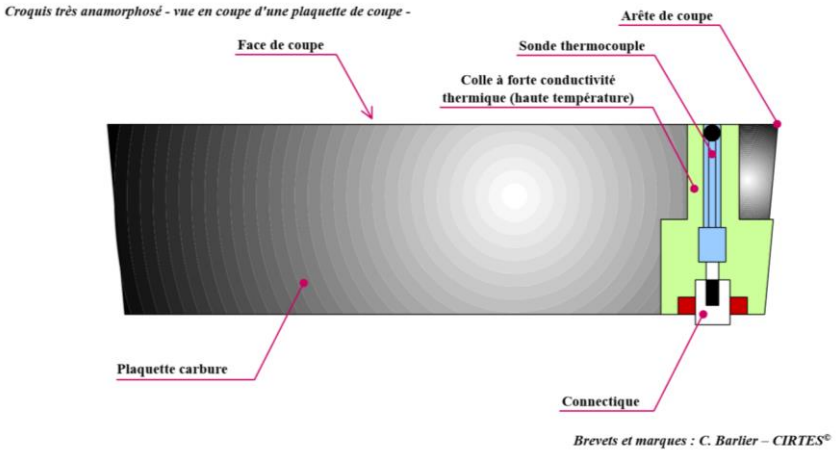


Figure 3.7. Schéma de principe du système ACTARUS®, [73].

A partir de la mesure de la température en un point de l'outil situé proche de l'arête de coupe de la plaquette, il est possible d'effectuer une acquisition en continu de l'image de l'évolution de l'usure de l'arête de coupe. Le système est intégré directement à l'outil, comme montré sur la Figure 3.7, ce qui permet d'obtenir la température directement au cœur du processus de coupe sans altérer ou modifier la configuration de l'usinage. Le point de mesure de la température est situé à une distance d'environ 2.5 mm de la face de coupe de l'outil en contact avec la matière usinée et d'environ 1.5 mm de la face de dépouille, comme montré par la Figure 3.8. Ceci permet de se positionner le plus proche possible de l'arête active de coupe.

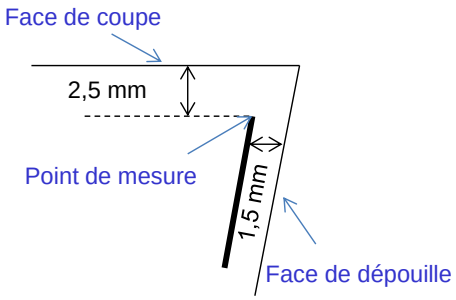


Figure 3.8. Position de point de mesure du thermocouple dans la plaquette de coupe.

Le thermocouple de type K (Chromel-alumel), Figure 3.9, choisi pour la mise en œuvre de ces essais expérimentaux possède une gaine chemisée déformable en inconel 600 d'un diamètre de 1mm. Ce qui permet son utilisation jusqu'à une température maximale de 1100°C.



Figure 3.9. Thermocouple type K (KINC10M3M/CL1/SCI/LSI=500MM).

2.2.2 Instrumentation du centre de fraisage

Les essais de fraisage ont été mis en place pour reproduire localement la coupe d'une seule dent de l'outil. Cette dent est identifiée comme la dent qui retire le plus gros volume de matière lors de l'opération de taillage. Ces essais sont caractérisés par une cinématique de coupe simple (échantillon fixe et outil en rotation). La manipulation expérimentale mise en œuvre dans le cadre de cette campagne d'essais vise à caractériser les paramètres de coupe dans un contexte plus proche de l'application industrielle.

2.2.2.1 Mesure des efforts de coupe

La chaîne d'acquisition pour la mesure des efforts de coupe en fraisage est la même que celle en tournage. Un relevé type des efforts correspondant au fraisage est donné en Figure 3.10.

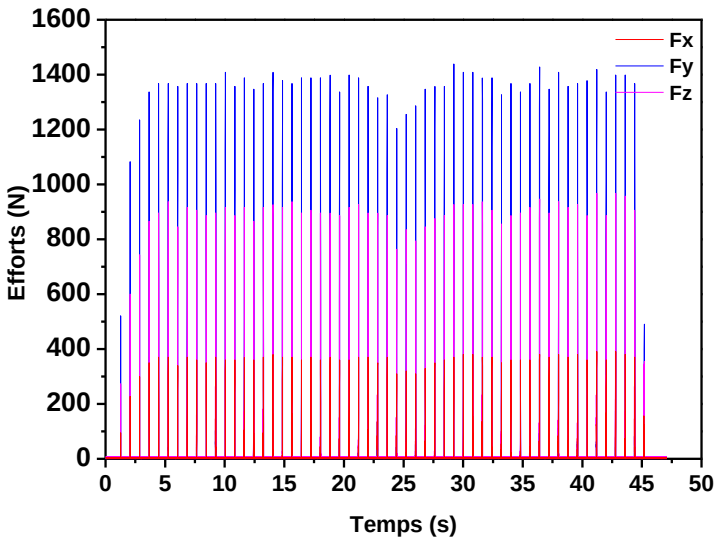


Figure 3.10. Relevé des efforts de coupe pendant l'essai de fraisage.

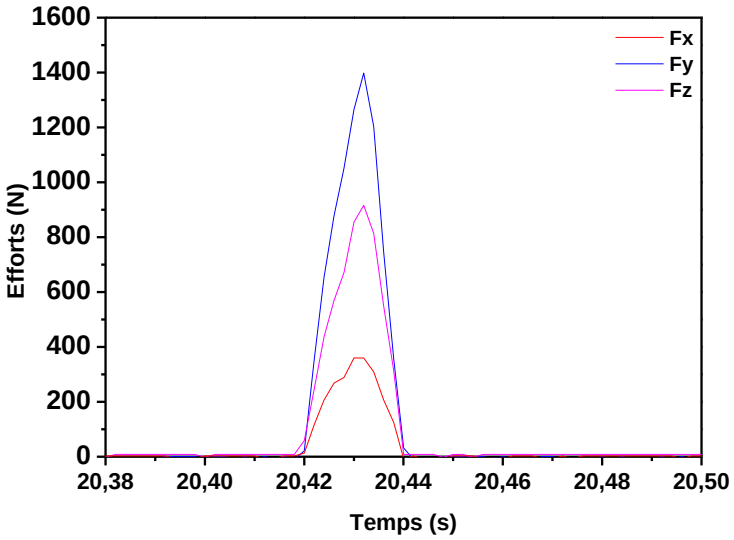


Figure 3.11. Evolution des efforts de coupe pour un tour de fraise.

Contrairement aux essais de caractérisation de tournage orthogonal (coupe continue), le fraisage opère en coupe interrompue. L'évolution des efforts de coupe en fonction du temps est donc, dans ce cas, caractérisée par un ensemble de pics, Figures 3.10 et 3.11.

Le dynamomètre est monté de telle façon que la composante F_z représente l'effort de pénétration lors de l'opération de fraisage, Figure 3.12. A l'aide des relations trigonométriques présentées par l'équation (3.3), les efforts F_x et F_y permettent de calculer l'effort de coupe et l'effort radial en fonction de l'angle d'engagement de l'outil dans la matière à usiner θ_i.

$$\begin{cases} F_c = -F_x \sin(\theta_i) - F_y \cos(\theta_i) \\ F_r = F_x \cos(\theta_i) - F_y \sin(\theta_i) \\ F_p = F_z \end{cases} \quad (3.3)$$

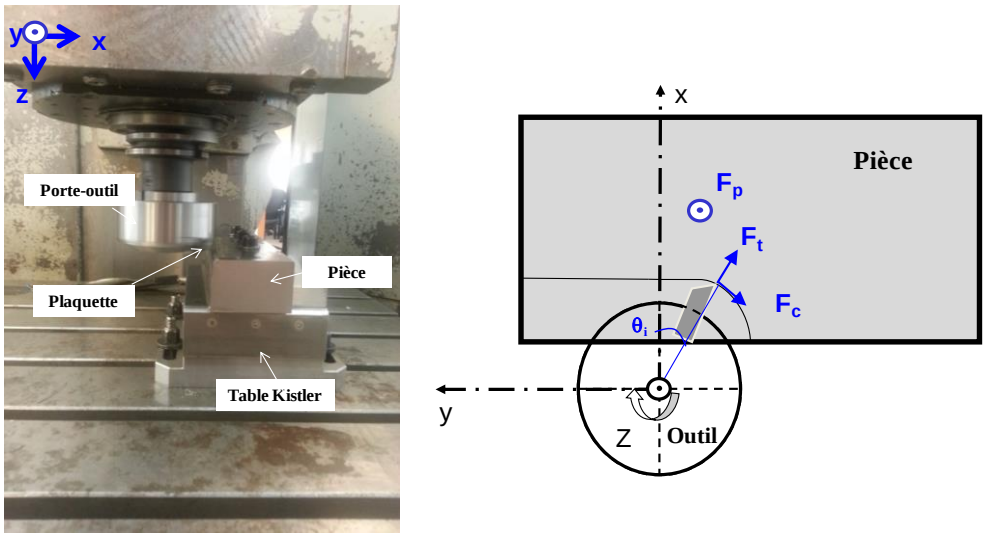


Figure 3.12. Illustration des efforts de coupe en fraisage, usinage en opposition.

2.2.2.2 Mesure de la rugosité

La mesure de la rugosité a été réalisée en utilisant un système de profilométrie optique 3D Bruker NP Flex, Figure 3.13. L'utilisation de ce système permet de caractériser l'état des

surfaces difficilement accessibles avec le rugosimètre 2D. Elle est basée sur l'interférométrie à la lumière blanche. Il s'agit d'une technique qui permet d'obtenir, sans contact, le relief 3D d'une surface et la mesure de sa rugosité avec une bonne précision, Figure 3.14.

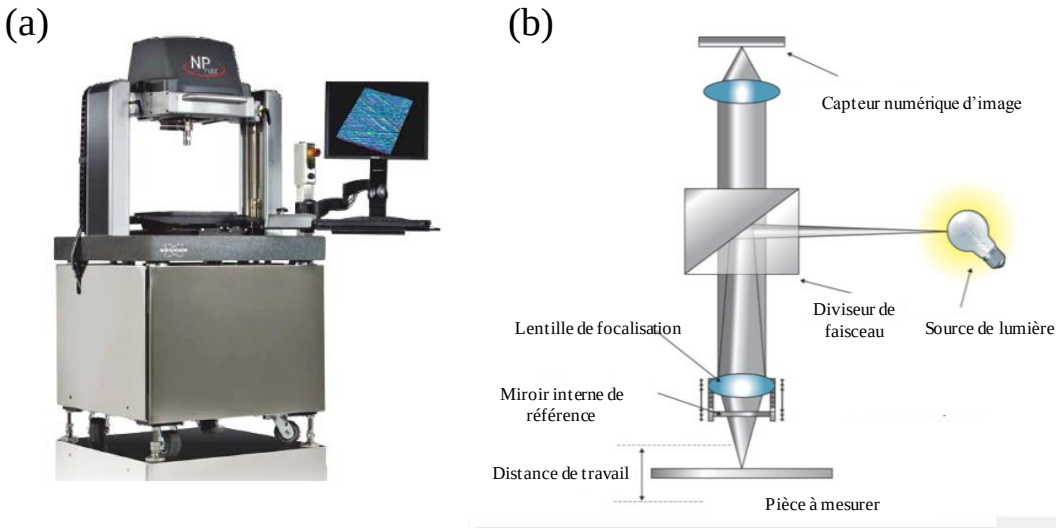


Figure 3.13. Système d'interférométrie à lumière blanche : (a) Système de profilomètrie 3D Bruker NP Flex. (b) Schéma conventionnel d'un interféromètre à lumière blanche.

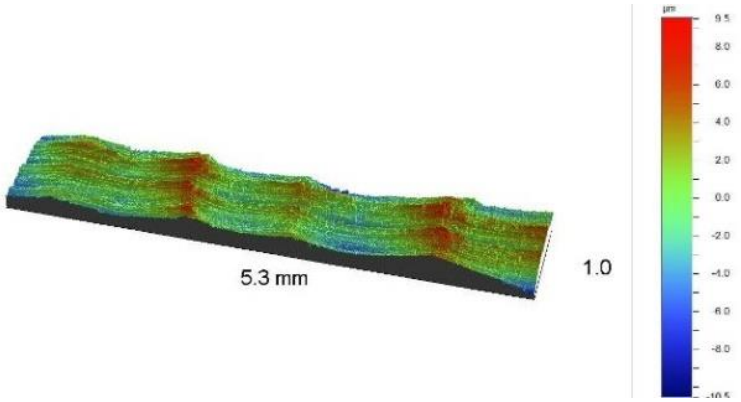


Figure 3.14. Profil 3D d'une surface usinée en fraisage.

2.2.3 Pièces, outils et porte-outils utilisés

2.2.3.1 Essais expérimentaux de coupe orthogonale

- Outil : Le matériau de base des plaquettes utilisées lors de la campagne des essais de coupe orthogonale, est l'acier rapide supérieur (HSS). Ces plaquettes ont été prélevées directement dans des dents de rangées d'une fraise-mère mise à disposition pour l'ensemble de l'étude expérimentale, Figure 3.15. La pertinence de cette démarche réside dans le fait que l'outil expérimenté provient directement d'un véritable outil de taillage faisant l'objet de l'étude. Cette démarche revêt un caractère inédit pour une approche expérimentale de ce type. En effet, l'analyse de l'état de l'art effectuée autour du taillage n'a pas révélé de démarche analogue.

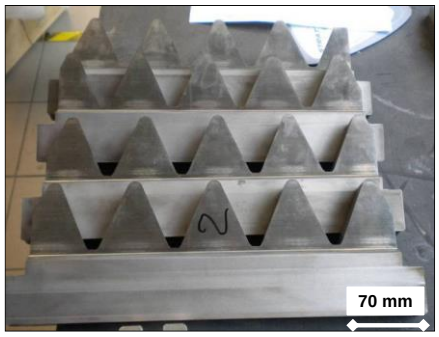


Figure 3.15. Rangée de dents prélevées dans une fraise-mère réaffûtée module 25.

Deux types de géométries de plaquettes ont été utilisés pour cette campagne d'essais, Figure 3.16. Ces plaquettes ont été prélevées au niveau des deux arêtes rectilignes de la dent de fraise-mère :

- Plaquettes caractérisées par un angle de dépouille égale à 10°
- Plaquettes caractérisées par un angle de dépouille égale à 0°

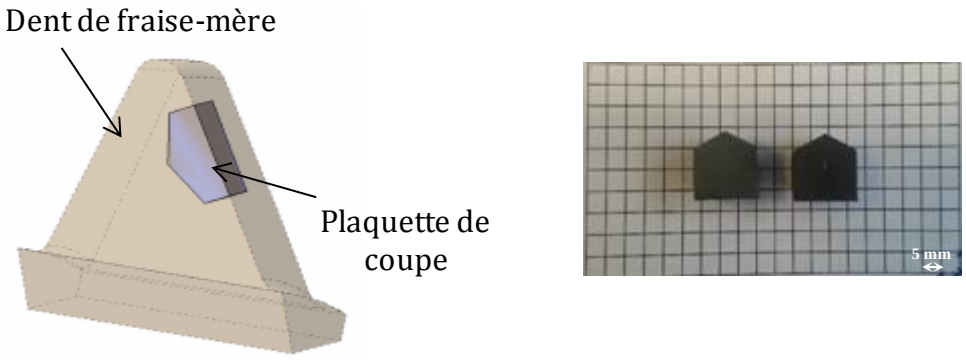


Figure 3.16. Illustration des 2 géométries de plaquettes utilisées pour les essais en coupe orthogonale.

Concernant le porte-outil, un développement spécifique a également été réalisé, Figure 3.17. En effet, les plaquettes étant initialement prélevées des dents de la fraise-mère, les standards habituels ne correspondaient pas pour ces essais. Ce porte-outil a donc été spécialement conçu et réalisé pour l'étude.

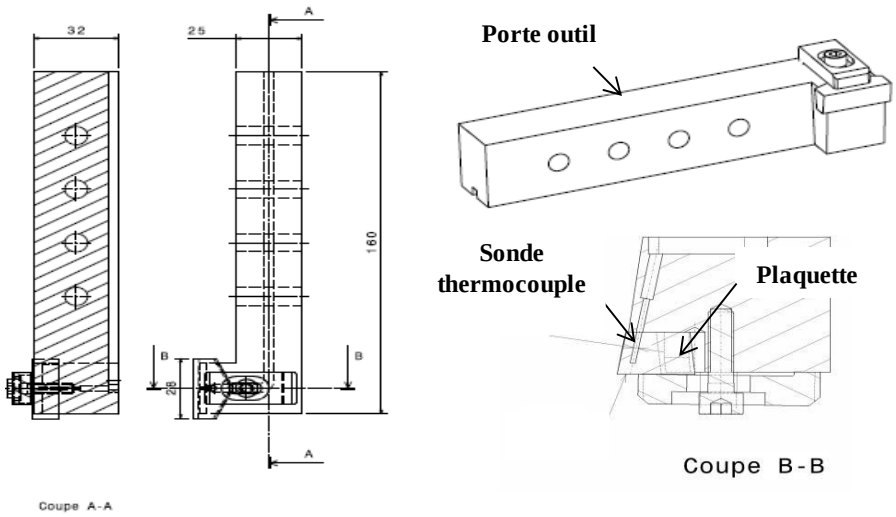


Figure 3.17. Outil spécial développé par le CIRTES, instrumenté en température par sonde thermocouple avec un système ACTARUS® pour les essais de coupe orthogonale.

- Echantillon : Le matériau de base des échantillons est un acier faiblement allié de type AISI 4337. Ce matériau est dédié à la fabrication de pièces de fortes sections traitées pour des caractéristiques mécaniques élevées. Il présente une bonne résilience, même à basse température. Plus spécifiquement, il est souvent utilisé en mécanique pour des pièces soumises à une fatigue importante, comme les arbres de transmission, les vilebrequins, les arbres d'hélices, les gros engrenages traités dans la masse, etc.

Le Tableau 3.2 illustre la composition chimique et les caractéristiques mécaniques de cet acier.

Analyse chimique								**Résistance élastique**	**Résistance mécanique**	**Allongement**	**Dureté**
C	**Si**	**P**	**S**	**Mn**	**Ni**	**Cr**	**Mo**	**Re (MPa)**	**Rm (MPa)**	**Al (%)**	**Hb**
0,300-0,420	<0,600	<0,025	<0,020	>0,600	>1,300	>1,300	>0,150	650-700	800-850	10-8	285-310

Tableau 3.2. Composition chimique et caractéristiques mécaniques de l'acier AISI 4337.

Les échantillons ont été préalablement préparés sous forme de tube dont le diamètre extérieur est de 42 mm et le diamètre intérieur de 38 mm. La prise de passe constante est de 2 mm, Figure 3.18. Dans ces conditions, la coupe est dite quasi-orthogonale. Les conditions de la coupe orthogonale ne sont pas exactement réalisées puisque il existe une légère variation de vitesse de coupe le long de l'arête active de l'outil. On a veillé à minimiser la longueur totale de la pièce afin d'assurer une bonne rigidité et de limiter les problèmes de flexion de la pièce lors de la coupe.

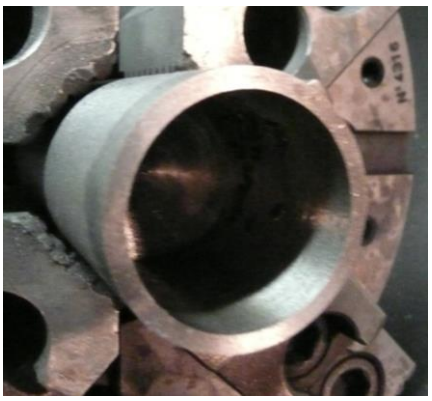


Figure 3.18. Echantillon préparé par usinage en forme de tube.

2.2.3.2 Essais expérimentaux de fraisage

- Outils : Comme pour les essais de coupe orthogonale, ces plaquettes ont été prélevées directement dans des rangées de dents de la même fraise-mère. La stratégie d'extraction est de maintenir localement la géométrie de coupe des dents de la fraise-mère comme illustré sur la Figure 3.19 (plaquettes de coupe). Il s'agit d'une plaquette prélevée en tête de dent nommé « SD » et deux plaquettes prélevées à partir de deux arêtes rectilignes de la dent de la fraise-mère nommée « A10 » et « A0 », Figure 3.20.

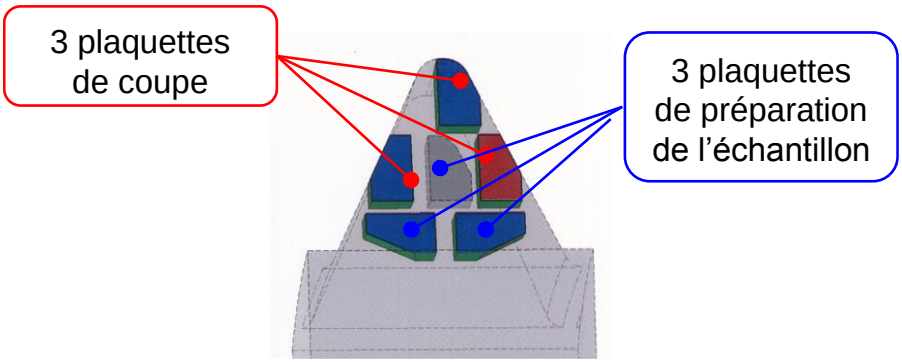


Figure 3.19. Plaquettes prélevées d'une dent de la fraise-mère pour les essais de fraisage.

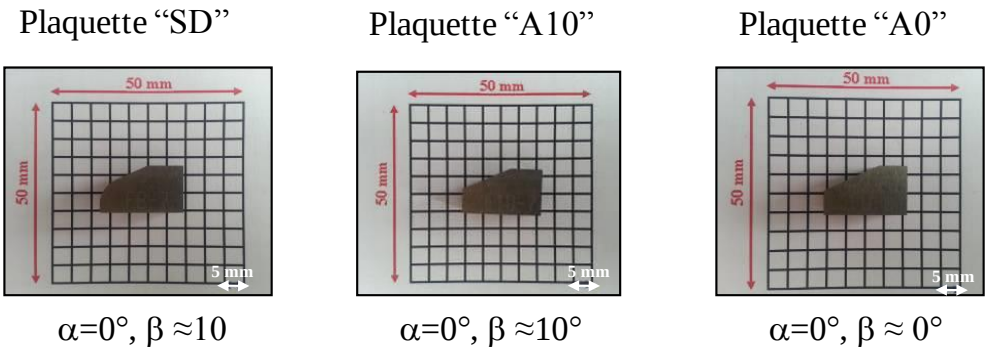


Figure 3.20. Plaquettes expérimentales de finition avec α l'angle de coupe et β l'angle de dépouille.

A noter que 3 plaquettes ont été prélevées au niveau du centre de la dent pour la préparation du profil de l'échantillon à usiner avant l'essai de caractérisation. Elles permettent de reproduire le profil local de l'entredent de l'engrenage à tailler . Ces plaquettes sont illustrées par la Figure 3.19.

Concernant le porte-outil, un développement spécifique a également été réalisé par la société CIRTES, Figure 3.21.



Figure 3.21. Porte-outil spécifiquement développé par le CIRTES, pour les essais expérimentaux de fraisage.

- Echantillons : Le matériau de base qui compose les échantillons expérimentaux est l'acier faiblement allié AISI 4337, issu du même bloc de matière que pour les essais de coupe orthogonale. Ce bloc a été fabriqué spécialement pour les besoins expérimentaux de l'étude. Deux géométries d'échantillons différentes ont été extraites du bloc de matière, à savoir :
  - l'échantillon avec profil arrondi qui correspond à la zone usinée par la plaquette prélevée en tête de dent de la fraise-mère, voir Figure 3.22-(a),

- l'échantillon avec profil rectiligne qui correspond à la zone usinée par les plaquettes prélevées de la partie rectiligne de l'arête, voir Figure 3.22-(b).

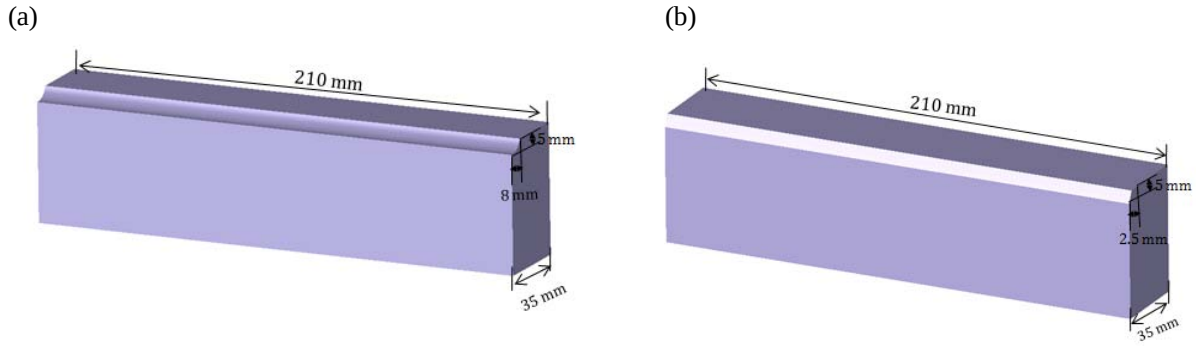


Figure 3.22. Echantillons utilisés lors des essais de fraisage. (a) Echantillon à profil arrondi. (b) Echantillon à profil rectiligne.

A noter que la longueur totale de chaque échantillon est de 210 mm, et qu'un échantillon a permis de réaliser 3 essais expérimentaux.

3 Présentation des résultats expérimentaux

3.1 Essais expérimentaux de coupe orthogonale

Le Tableau 3.3 illustre les différentes conditions de coupe expérimentées en utilisant les deux géométries de plaquettes caractérisées par deux angles de dépouille différents. Pour rappel, la dent qui retire le plus gros volume de matière nommée "-13", voir Tableau 2.3 du chapitre 2, a constitué la base d'analyse de cette étude expérimentale. Cette dent usine une épaisseur maximale de 0,13 mm en tête de dent. Cette épaisseur correspond à la valeur de l'épaisseur maximale calculée à partir du modèle de simulation de la cinématique de coupe de l'opération de taillage et à la première vitesse d'avance expérimentée en coupe orthogonale. Afin de caractériser la coupe des flancs de la denture de l'engrenage, nous avons également caractérisé l'épaisseur maximale retirée par les arêtes rectilignes de la dent considérée. Cette valeur correspond à la deuxième vitesse d'avance expérimentée lors de ces essais (f=0.05mm/tr).
Une gamme de vitesse de coupe comprise entre 8 m/min et 40 m/min a été testée pour l'ensemble des essais expérimentaux. Il s'agit d'une gamme de vitesses qui borne les conditions de coupe utilisées par l'industrie.
Les dimensions importantes des dents de la fraise, la hauteur égale 60 mm environ, implique une variation significative de la vitesse de coupe effective le long de l'arête de coupe. Cette variation est de l'ordre de 30% environ. La vitesse effective de coupe est alors plus faible sur les parties rectilignes de la dent. De ce fait, pour la vitesse d'avance f=0.05 mm/tr, les vitesses expérimentées sont calculées à partir de la fréquence de rotation de l'outil et de la position relative de la zone considérée le long de l'arête rectiligne de la dent de l'outil fraise-mère.

N° essai	Angle de dépouille (°)	N_F (tr/min)	Pos. radiale (mm)	V (m/min)	f (mm/tr)	a_p (mm)	$L_{usinée}$ (m)	Rque.
1	10	9	168	10	0.13	2	6.08	Lubrification à l'huile entière de coupe
2		13		14				
3		15		16				
4		16		17				
5		19		20				
6		24		25				
7		28		30				
8		33		35				
9		38		40				
10	10	9	149	9	0.05		15.83	
11		13		12				
12		15		14				
13		16		15				
14		19		18				
15		24		22				
16		28		27				
17		33		31				
18		38		35				
19	0	9	133	8			15.83	
20		13		11				
21		15		13				
22		16		13				
23		19		16				
24		24		20				
25		28		24				
26		33		28				
27		38		32				

Tableau 3.3. Plan expérimental des essais de tournage orthogonal.

3.1.1 Analyses des efforts de coupe

Les Figures 3.23 et 3.24 montrent l'évolution des efforts de coupe et des efforts d'avance expérimentaux en fonction de la vitesse de coupe. Les courbes représentent l'évolution des efforts de coupe pour un angle de dépouille positif (10°) et les deux avances f=0.13 mm/tr et f=0.05mm/tr ainsi que pour un angle de dépouille nul et une avance f=0.05mm/tr.

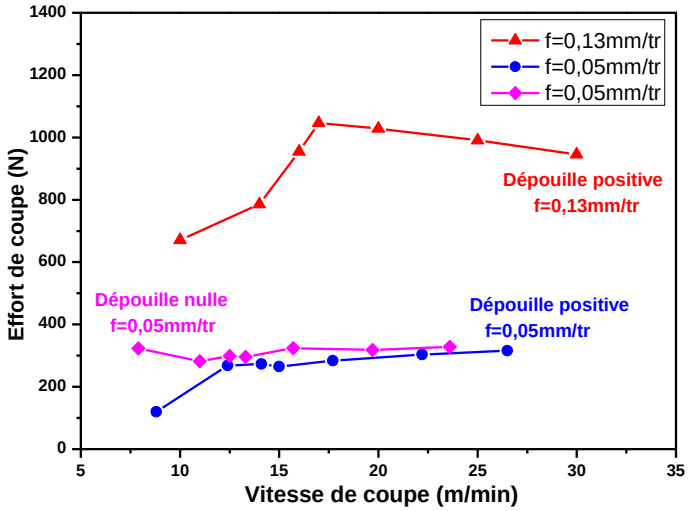


Figure 3.23. Evolution des efforts de coupe en fonction de la vitesse de coupe.

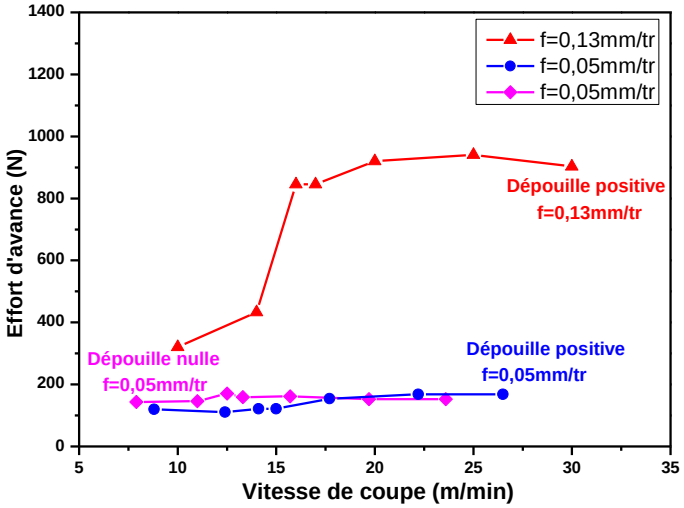


Figure 3.24. Evolution des efforts d'avance en fonction de la vitesse de coupe.

Pour l'angle de dépouille positif (10°), Figure 3.23, on remarque que l'effort de coupe augmente d'une manière significative avec l'avance f. Il est autour de 1000 N pour f=013mm/tr lorsque la vitesse de coupe dépasse 16 m/min, alors que l'évolution des efforts de coupe est quasi-stable pour f=0.05 mm/tr. Elle est autour de 300 N. L'augmentation de l'avance implique l'augmentation de la section coupée et par conséquent celle des efforts de coupe.

Pour une avance fixe f=0.05mm/tr, les efforts de coupe sont relativement stables en fonction de la vitesse et légèrement supérieurs pour l'angle de dépouille nul. L'écart moyen est d'environ 10%. L'angle de dépouille joue un rôle important sur l'évolution de l'usure de la face de dépouille. Un angle de dépouille faible peut provoquer un contact outil-matière, appelé aussi talonnement, qui peut accélérer l'usure de l'outil [73]. L'augmentation de l'angle de dépouille réduit les risques de l'usure en dépouille [74].

3.1.2 Analyse de la morphologie des copeaux

La morphologie des copeaux est fortement influencée par les propriétés thermomécaniques de la matière usinée et les conditions de coupes utilisées lors d'usinage. Sa caractérisation est intéressante pour la compréhension des mécanismes de coupe en usinage. Plusieurs travaux de recherche ont porté sur la caractérisation géométrique et morphologique des copeaux, [75–79]. Dans notre étude, à la fin de chaque essai, les copeaux ont été collectés et analysés. L'analyse de la morphologie des copeaux permet d'interpréter l'influence des paramètres d'usinage afin de tirer des indications sur la stabilité du processus de coupe.

Les copeaux sont classés selon la norme ISO 3685-1997. Cette classification se base sur la taille et la forme des copeaux comme montré sur la Figure 3.25. Cette méthode est basée sur l'examen visuel des copeaux et permet de renseigner sur la qualité de la coupe.

Le Tableau 3.4 montre certaines formes macroscopiques de copeaux obtenus en fonction de la vitesse de coupe. L'analyse de ces copeaux montre que pour une vitesse d'avance f=0.13mm/tr et un angle de dépouille positive (10°), la forme obtenue est tubulaire (copeau long) pour les trois vitesses alors que pour une vitesse d'avance f=0.05 mm/tr et un angle de dépouille positif, les copeaux obtenus sont de forme hélicoïdale en rondelle longue pour la plus faible

vitesse et spirale conique pour les deux autres vitesses. L'usinage avec une plaquette à un angle de dépouille nul donne des copeaux longs et courts sous forme hélicoïdale selon la vitesse expérimentée. La diversité de la morphologie des copeaux obtenus montre l'importance de l'effet de la géométrie de coupe de l'outil et des conditions d'usinage sur le processus de coupe. En plus, il semble que la fragmentation des copeaux opère mieux pour une vitesse d'avance plus faible et des vitesses de coupe plus élevées. Les copeaux fragmentés pourront être facilement évacués en dehors de la zone de coup. D'autre part, les copeaux longs présentent un risque d'encombrement de la zone de coupe et de dégradation de la surface fraîchement usinée en cas de contact.

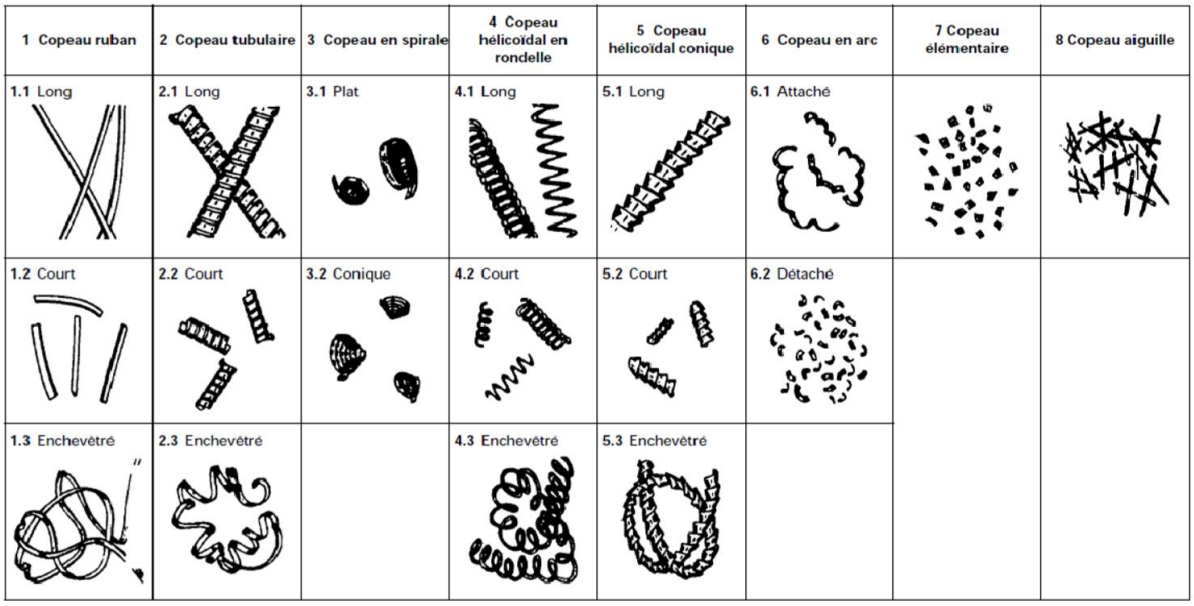


Figure 3.25. Formes macrographiques des copeaux classés selon la norme ISO- 3685, [80].

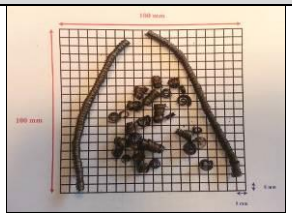
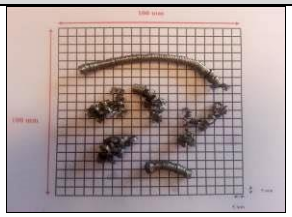
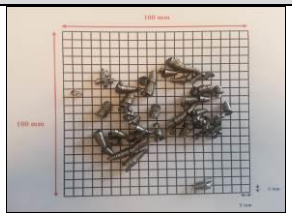
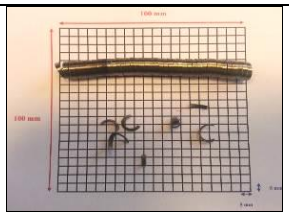
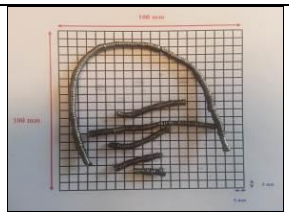
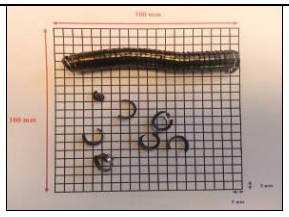
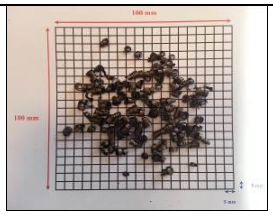
Vc m/min	f=0.13mm/tr (Dépouille positive)	Vc m/min	f=0.05mm/tr (Dépouille positive)	Vc m/min	f=0.05mm/tr (Dépouille nulle)
10		9		11	
16		15		16	
30		27		24	

Tableau 3.4. Observation macrographique de la morphologie des copeaux en fonction de la vitesse de coupe.

3.1.3 Analyse de la formation de l'arête rapportée

Pour des faibles vitesses de coupe, une arête rapportée (BUE : Built up edge) peut se former lors de l'usinage par accumulation de la matière autour du rayon d'arête et la face de coupe de l'outil générant ainsi une modification de la géométrie de l'arête et le contact entre le copeau et l'outil, Figure 3.26, [17]. Les dimensions de l'arête rapportée (épaisseur et longueur), conditionnent directement la rugosité finale de la surface usinée. La valeur de la rugosité de la pièce augmente avec les dimensions de l'arête rapportée et devient inacceptable pour une grande arête rapportée dont les dimensions sont du même ordre de grandeur que l'avance, [81]. En effet, comme l'arête rapportée a tendance à grossir, elle devient instable et finit par se décoller. Une partie de la matière est alors emportée par le copeau, le reste peut passer sous l'arête de coupe et adhérer à la surface de la pièce. L'évacuation des fragments de l'arête rapportée peut s'accompagner d'arrachement d'une partie de la couche superficielle de l'outil sur laquelle s'est constitué le dépôt de matière. Le mécanisme de formation d'arête rapportée est encore mal connu dans le domaine de l'usinage, mais il est généralement associé au phénomène d'écrouissage de la matière, [17,82]. Ce phénomène semble prédominer lors de la formation du copeau en usinage à faible vitesse de coupe (cas des pièces de grandes dimensions).

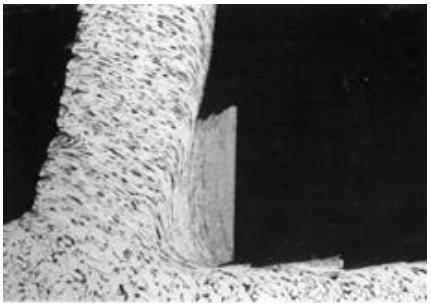


Figure 3.26. Formation des copeaux avec arête rapportée, [17].

La campagne d'essais expérimentaux menée dans la présente étude a été réalisée avec des vitesses de coupe comprises entre 8 m/min et 40 m/min. Il s'agit du domaine de vitesses qui borne les conditions de coupe utilisées par l'industriel. Nous avons analysé la face de coupe des plaquettes utilisées lors des essais de coupe orthogonale. Un exemple d'image de la face de coupe est montré par la Figure 3.27. La couche noire formée autour de l'arête de coupe est la couche de matière collée sur l'arête de coupe de la plaquette.

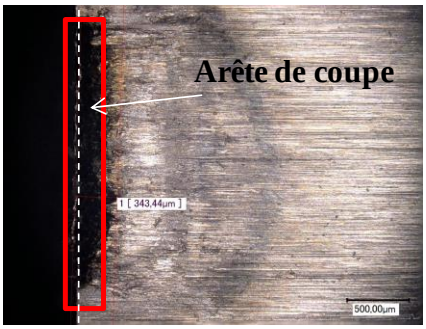


Figure 3.27. Exemple d'observation de la face de coupe de la plaquette caractérisée par un angle de dépouille positive pour les conditions V=16m/min et f=0.13mm/tr.

Pour une meilleure visibilité de ce dépôt de matière, une observation au niveau de la face de dépouille des plaquettes utilisées a été réalisée, comme le montre le Tableau 3.5. On remarque qu'il y a de la matière collée sur les arêtes de coupe de la majorité des plaquettes observées. Cette arête rapportée se forme et se brise plusieurs fois pendant l'usinage ce qui a tendance à augmenter l'usure en cratère des outils de coupe.

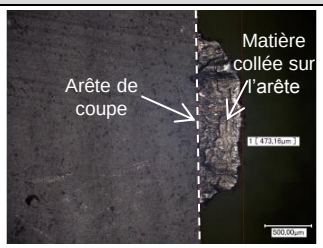
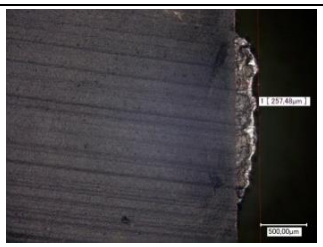
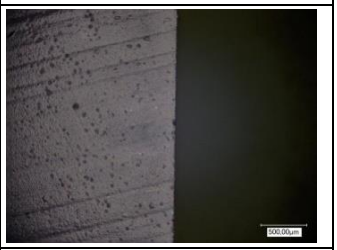
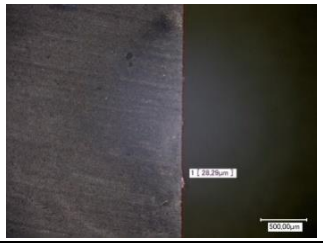
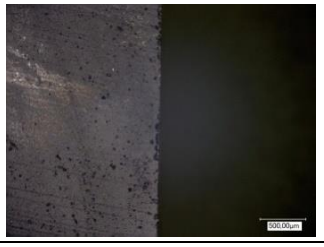
V m/ min	**f=0.13mm/tr (Dépouille positive)**	**V m/ min**	**f=0.05mm/tr (Dépouille positive)**	**V m/ min**	**f=0.05mm/tr (Dépouille nulle)**
10		9		11	
16		15		16	
30		27		24	

Tableau 3.5. Analyse de la formation de l'arête rapportée sur la face de dépouille des plaquettes.

3.1.4 Analyse de l'évolution de la température

L'évolution de la température pour les différentes vitesses de coupes expérimentées est illustrée par les Figures 3.28, 3.29 et 3.30 respectivement pour (f = 0.13 mm/tr, dépouille positive), (f = 0.05 mm/tr, dépouille positive) et (f = 0.05 mm/tr, dépouille nulle). Lors des essais de caractérisation expérimentale des outils de coupe, les temps d'usinage sont régulièrement assez courts, de l'ordre de quelques secondes. De ce fait, l'allure du signal de température se limite souvent à ne représenter que la phase transitoire de la coupe durant laquelle l'outil de coupe monte très rapidement en température aux premiers instants de l'usinage et ensuite il subit un changement de pente important pour rentrer dans la phase quasi stabilisée du processus d'enlèvement de la matière [71,73].

D'après la Figure 3.28, on peut constater que la vitesse de coupe a une influence importante sur l'élévation de la température de l'outil de coupe. Pour une vitesse de coupe V=10 m/min, la température maximale mesurée est de l'ordre de 50°C alors que pour une vitesse de coupe V=25 m/min la température maximale est de l'ordre de 100°C et la pente d'élévation est plus importante pour cette vitesse. En effet, plus la vitesse de coupe croît, plus importante sera la

température à l'intérieur de l'outil de coupe. Ceci s'explique par l'augmentation de la chaleur due au frottement à l'interface outil-copeau.

L'effet de la vitesse de coupe est également remarquable pour l'usinage avec une faible vitesse d'avance f=0.05 mm/tr, Figures 3.29 et 3.30, il est toutefois moins important. Une différence d'environ 10°C est relevée entre les deux extrémités des vitesses testées. Cela peut être expliqué par le fait que pour les faibles vitesses d'avance, la surface de contact à l'interface outil-pièce a tendance à diminuer. Ainsi, les sollicitations mécaniques appliquées sur l'outil ont tendance également à diminuer, ce qui va impacter le champ thermique diffusé vers l'outil lors de la coupe.

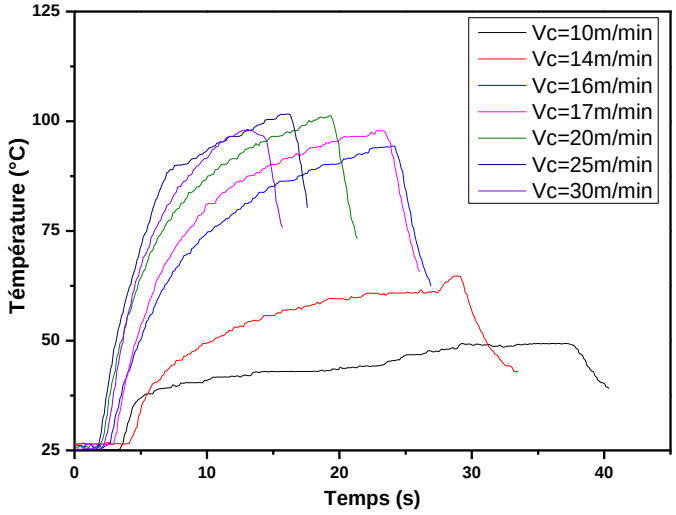


Figure 3.28. Evolution de la température mesurée par le thermocouple pour différentes vitesses de coupe expérimentées en utilisant la plaquette à dépouille positive et une avance f =0.13mm.

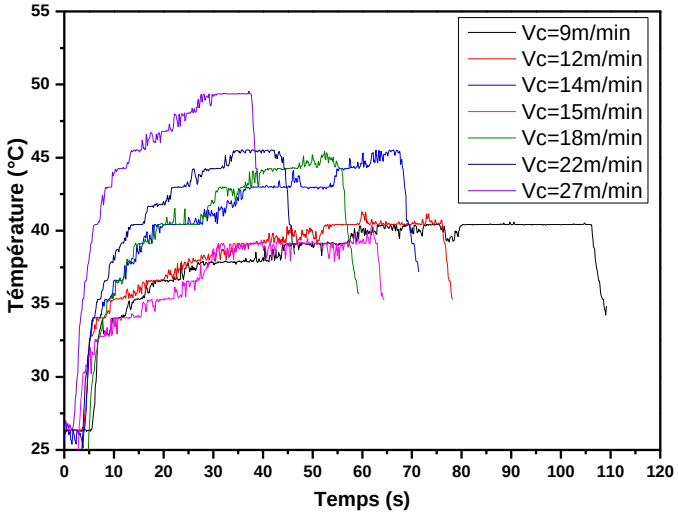


Figure 3.29. Evolution de la température mesurée par le thermocouple pour différentes vitesses de coupe expérimentées en utilisant la plaquette à dépouille positive et une avance f =0.05mm.

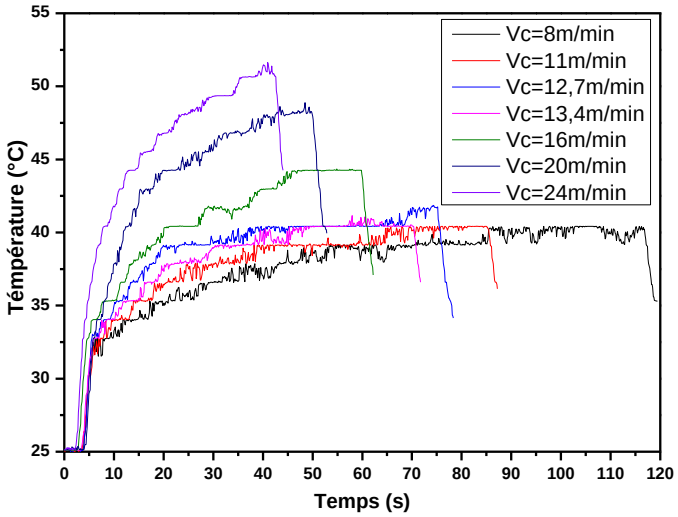


Figure 3.30. Evolution de la température mesurée par le thermocouple pour différentes vitesses de coupe expérimentées en utilisant la plaquette à dépouille nulle et une avance f =0.05mm.

3.1.5 Synthèse

Cette étude paramétrique a permis de mettre en évidence l'importance de la vitesse de coupe, de l'avance et de l'angle de dépouille lors de l'usinage de l'acier AISI 4337. La campagne d'essais de caractérisation a permis de capitaliser les données fondamentales pour les travaux de modélisation des efforts de coupe en taillage abordés dans le chapitre suivant. Elle a également permis d'analyser l'influence des paramètres testés sur l'évolution de la température de l'outil de coupe, de la morphologie de copeaux et des efforts de coupe. Il a été donc constaté que la vitesse de coupe a une influence importante sur l'élévation de la température de l'outil de coupe au regard du frottement généré au niveau des interfaces outil-copeau et outil-pièce. Concernant les efforts de coupe, il a été montré qu'ils sont relativement stables en fonction de la vitesse de coupe pour une faible vitesse d'avance f=0.05 mm/tr. L'analyse a également révélé que les efforts ont tendance à augmenter et puis à se stabiliser à partir d'une vitesse de coupe V= 16 m/min et ce pour une vitesse d'avance f=0.13 mm/tr. Concernant l'angle de dépouille, l'analyse a relevé une légère augmentation des efforts de coupe pour un angle de dépouille nul. L'ensemble des essais réalisés ont mis en évidence l'effet important de la géométrie de coupe et des conditions d'usinage sur la morphologie des copeaux. Il a été montré la présence du phénomène de formation de l'arête rapportée pour la quasi-totalité des conditions de coupe expérimentées.

3.2 Essais expérimentaux de fraisage

Le Tableau 3.6 illustre les différentes conditions de coupe expérimentées en utilisant les 3 géométries de plaquettes prélevées le long de l'arête de coupe des dents de l'outil fraise-mère. Les essais ont été réalisés à l'aide d'un centre de fraisage afin de s'approcher des conditions de coupe industrielles en taillage (coupe discontinue). Pour exécuter l'opération de coupe en taillage, il faut introduire deux paramètres, la vitesse de coupe et la vitesse d'avance par tour. Concernant la vitesse de coupe V, elle est calculée à partir de la vitesse de rotation de l'outil fraise-mère, Equation (3.4). Sa valeur est calculée comme suit :

$$V = \frac{2\pi \, N_F \, r_F}{1000} \tag{3.4}$$

Avec N_F la vitesse de rotation de l'outil fraise-mère [tr/min], r_F le rayon de l'outil [mm].

Concernant l'avance par tour, le calcul n'est pas direct. En fraisage, on doit diminuer la valeur de l'avance puisque l'outil est de faible diamètre et ne possède qu'une seule dent en comparaison avec l'outil fraise-mère (14 rangées). De ce fait, la valeur de l'avance devrait être recalculée afin de s'assurer que le copeau généré par la plaquette en fraisage et le copeau élémentaire généré en taillage soient proches. Pour notre étude, nous avons cherché à définir une avance à partir d'un modèle CAO de l'essai de fraisage, Figure 3.31. Nous avons mené une étude paramétrique qui consiste à faire varier l'avance en fraisage pour approcher les valeurs de l'épaisseur maximale. La valeur retenue de l'avance pour l'ensemble des essais de fraisage est égale à 1.25 mm/tr. Cette méthode de calcul de l'avance a été utilisée par Rech [64] pour le calcul de l'avance lors des essais de « Fly Hobbing ».

N° essai	**Plaquette prélevée en tête de dent « SD »**					f (mm/tr)	L_u (mm)	Rque.
	N_F (tr/min)	Pos. radiale (mm)	V (m/min)	$a_{radiale}$ (mm)	a_{axiale} (mm)			
1	15	168	16	0.24	0.37	1.25	60	Lubrification à l'huile de coupe entière
2	16		17					
3	19		20					
4	21		22					
5	23		24					
6	28		30					
7	31		33					
N° essai	**Plaquette prélevée de l'arête rectiligne caractérisée par un angle de dépouille positif « A10 »**							
	N_F (tr/min)	Pos. radiale (mm)	V (m/min)	$a_{radiale}$ (mm)	a_{axiale} (mm)			
1	15	149	14	0.36	0.06			
2	16		15					
3	19		18					
4	21		19					
5	23		21					
6	28		27					
7	31		29					
N° essai	**Plaquette prélevée de l'arête rectiligne caractérisée par un angle de dépouille nul « A0 »**							
	N_F (tr/min)	Pos. radiale (mm)	V (m/min)	$a_{radiale}$ (mm)	a_{axiale} (mm)			
1	15	133	13	0.11	0.17			
2	16		13					
3	19		16					
4	21		17					
5	23		19					
6	28		24					
7	31		26					

Tableau 3.6. Plan expérimental utilisé pour l'étude de la vitesse de coupe en fraisage, usinage en opposition.

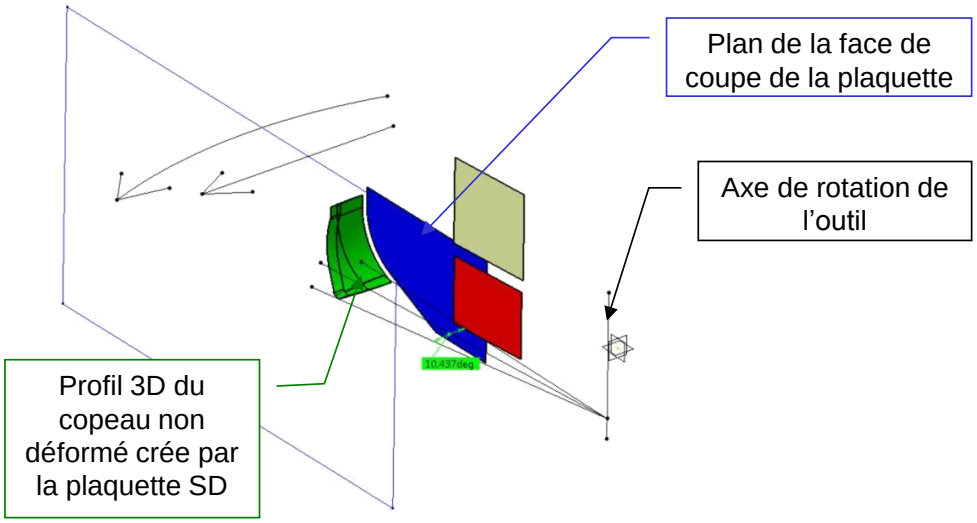


Figure 3.31. Modèle CAO de l'essai de fraisage utilisant la plaquette « SD ».

A noter que la vitesse de rotation de la pièce à usiner ($N_{pièce}$≈0.06 tr/min) est très faible devant la vitesse de rotation de l'outil (N_F≈16 tr/min) lors de l'opération de taillage. De ce fait, au niveau local de la coupe, la pièce a été considérée comme fixe pour notre étude. Ainsi, les essais de caractérisation ont pu être transposés en fraisage.

3.2.1 Analyse des efforts de coupe

Les Figures 3.32, 3.33 et 3.34 présentent la superposition de l'évolution des composantes de l'effort de coupe en fonction de la vitesse pour les trois géométries de plaquettes utilisées (SD, A10 et A0). L'évolution des valeurs moyennes des amplitudes des efforts de coupe en fonction de la vitesse de coupe est montrée sur la Figure 3.35 pour les trois géométries de plaquettes utilisées (SD, A10 et A0). Comme attendu, le niveau d'effort est plus élevé pour la plaquette « SD » qui enlève le plus de matière (h_{max}=0.13mm). Cette série de mesure des efforts a montré une légère diminution des efforts générés par la plaquette « SD » en fonction de la vitesse *V* alors que les composantes des efforts de coupe générés en utilisant les plaquettes « A10 » et « A0 » restent quasi-stables.

Entre les plaquettes « A10 » et « A0 », les courbes sont assez similaires avec une légère différence. En effet, le niveau des forces 'F_x' et 'F_z' générés par les plaquettes « A0 » est supérieur au niveau des forces générés par les plaquettes « A10 ». L'écart moyen est d'environ 30%. La force 'F_y' est légèrement plus importante pour « A10 », voir Figure 3.35. L'écart moyen est d'environ 15%. Abood [5] et Inozemtsev [83] confirment que les angles de coupe ont un effet significatif sur les efforts générés lors de l'opération de taillage. Un angle de dépouille positif a tendance à améliorer le processus de la formation du copeau en taillage. Ces essais ont donc permis de marquer la différence de comportement de coupe le long de l'arête de coupe d'une dent de fraise-mère. Ainsi, l'augmentation de la vitesse de coupe est favorable pour réduire les efforts de coupe en particulier les efforts générés en tête de dent.

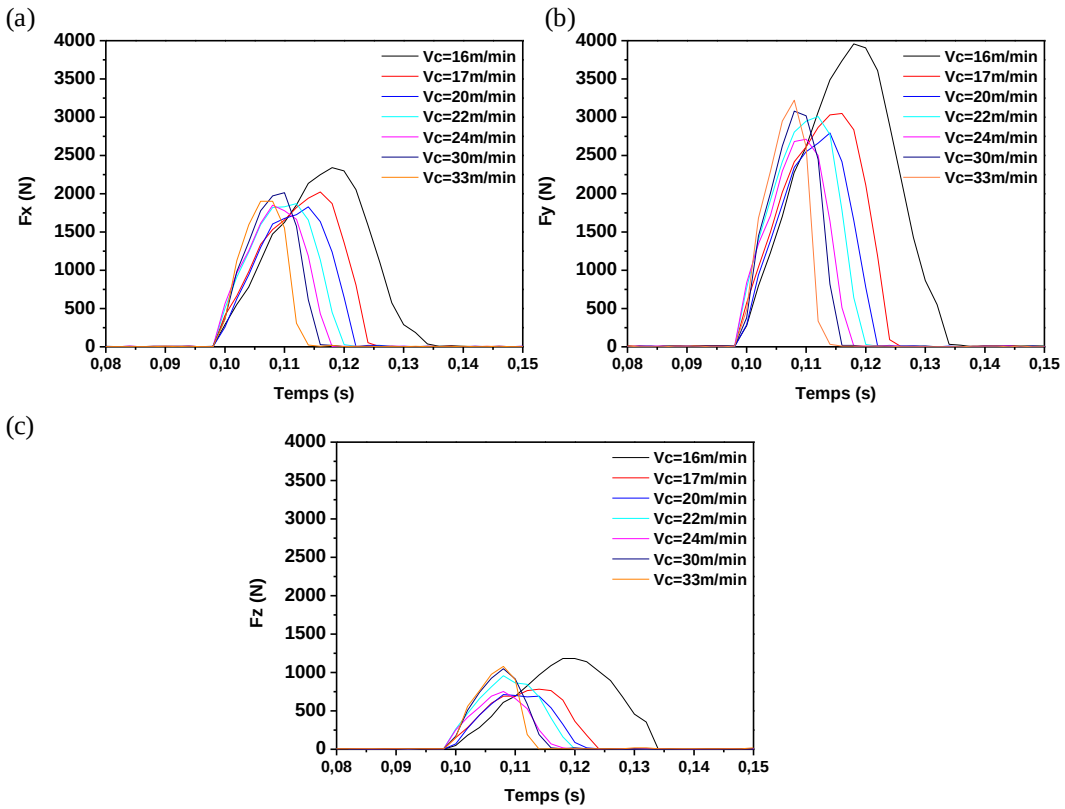


Figure 3.32. Evolution des composantes des efforts de coupe en fonction de la vitesse de coupe sur un tour en utilisant la plaquette « SD », (a) Superposition des efforts Fx. (b) Superposition des efforts Fy. (c) Superposition des efforts Fz.

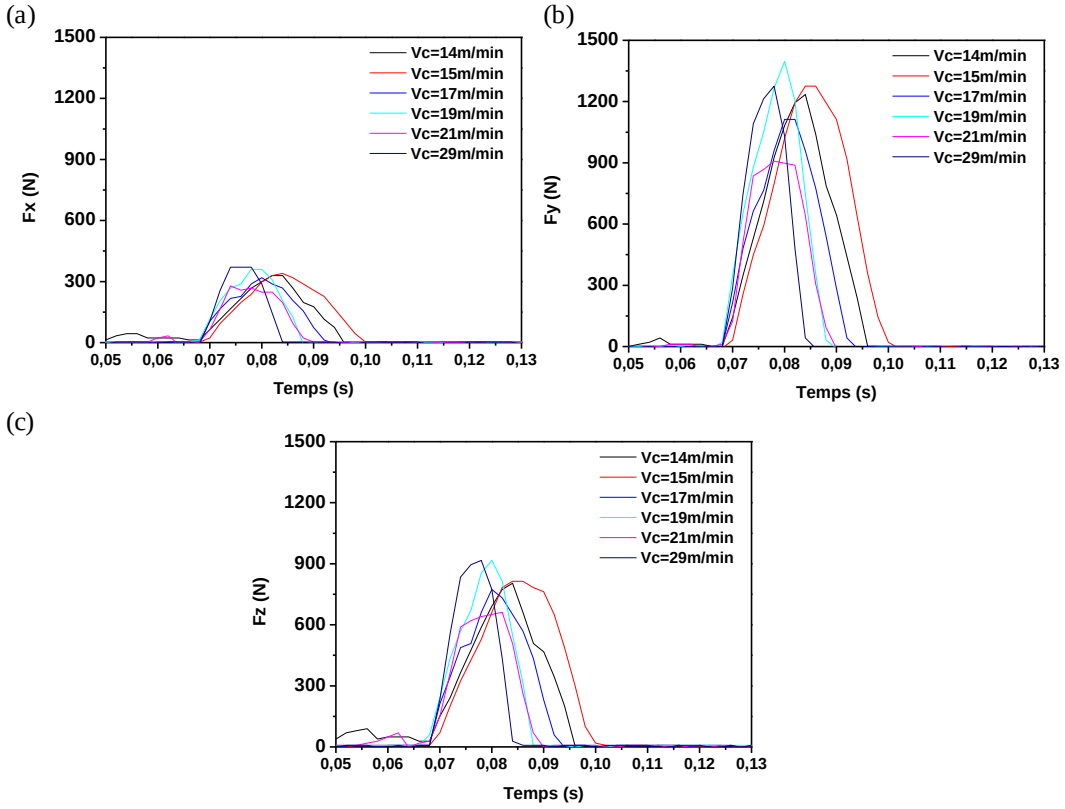


Figure 3.33. Evolution des composantes des efforts de coupe en fonction de la vitesse de coupe sur un tour en utilisant la plaquette « A10 », (a) Superposition des efforts Fx. (b) Superposition des efforts Fy. (c) Superposition des efforts Fz.

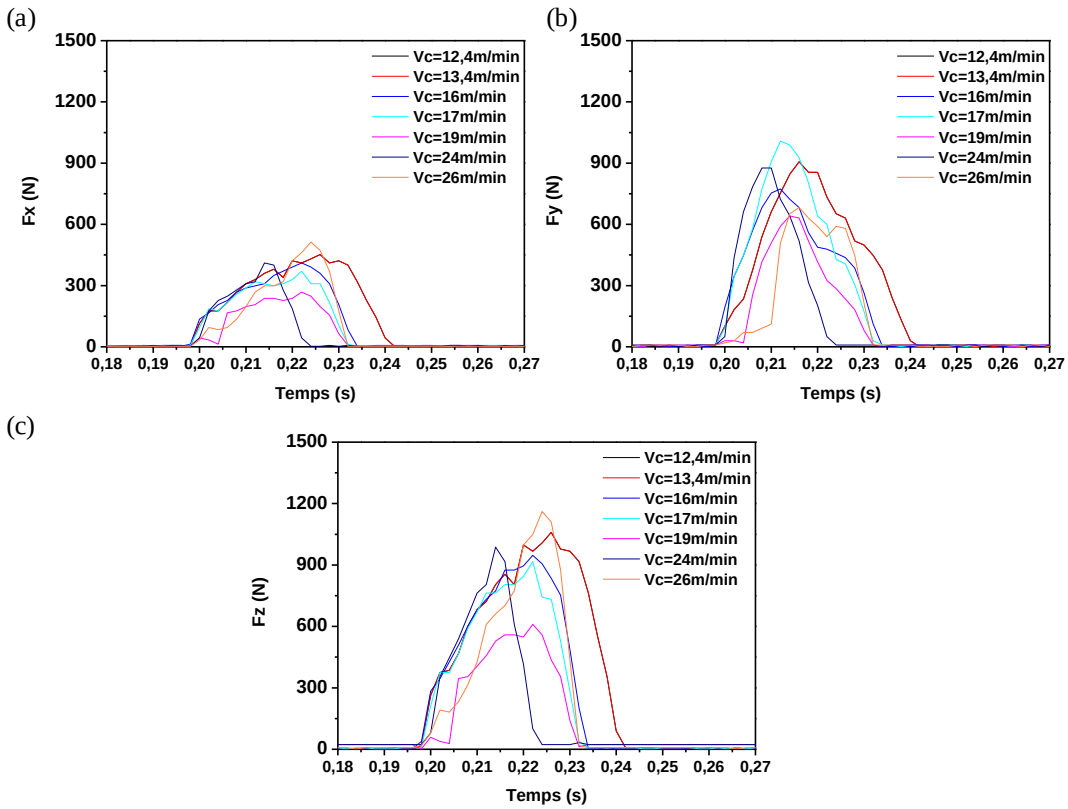


Figure 3.34. Evolution des composantes des efforts de coupe en fonction de la vitesse de coupe sur un tour en utilisant la plaquette « A0 », (a) Superposition des efforts Fx. (b) Superposition des efforts Fy. (c) Superposition des efforts Fz.

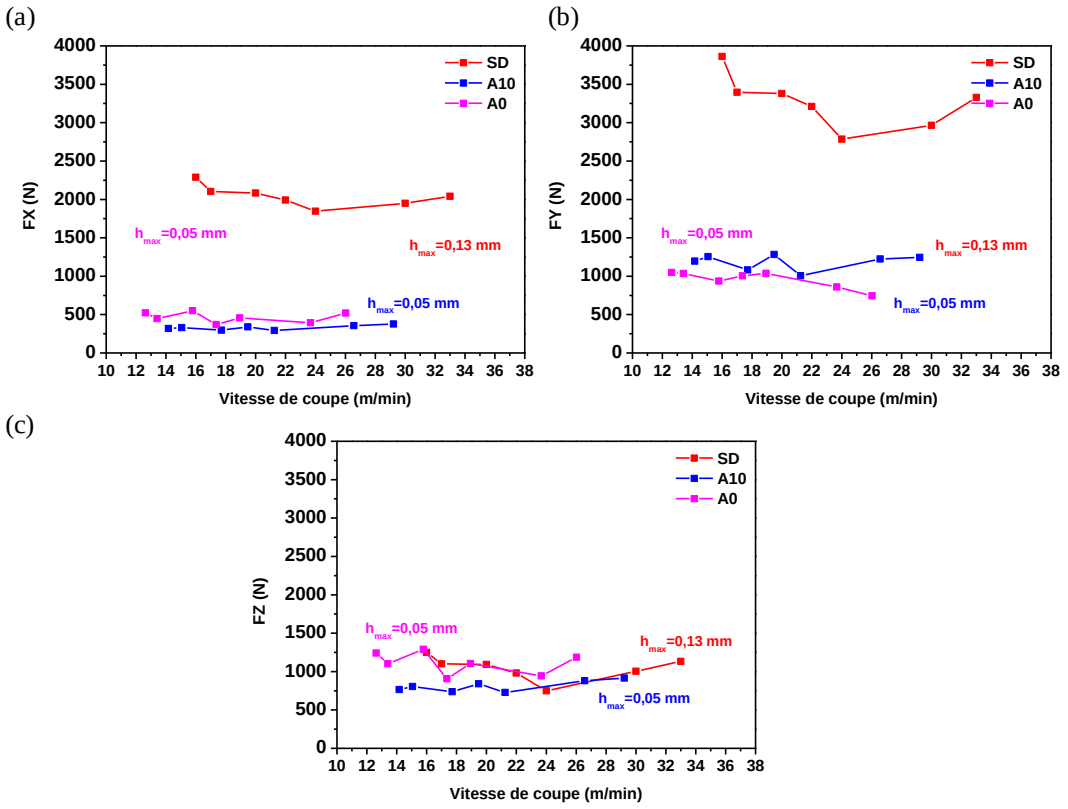


Figure 3.35. Evolution des efforts de coupe en fonction de la vitesse de coupe et de la géométrie de la plaquette utilisée. (a) Effort Fx. (b) Effort Fy. (c) Effort Fz.

3.2.2 Analyse de la rugosité moyenne

Pour cette étude, les états des surfaces usinées ont été étudiés. Les résultats de la Figure 3.36 montrent la valeur de la rugosité moyenne de la surface usinée (Ra). En effet, il s'agit de la valeur de référence fréquemment utilisée en industrie.

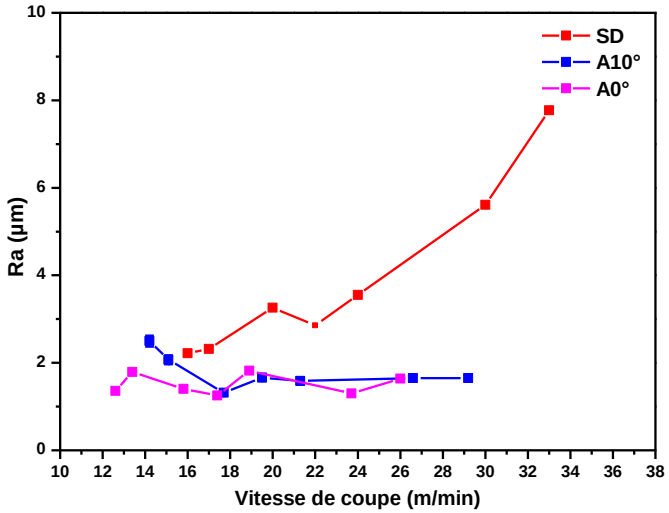


Figure 3.36. Evolution de la rugosité moyenne en fonction de la vitesse de coupe.

La Figure 3.36 exprime l'influence de la vitesse de coupe sur la rugosité moyenne de la surface usinée. Les surfaces résultantes des usinages effectués avec les plaquettes « A10 » et «A0 » présentent, pour les vitesses de coupe expérimentées, des valeurs inférieures à la valeur limite acceptable pour les opérations de taillage des grandes couronnes en phase de finition (Ra=3.2 µm). Ces résultats sont en partie la conséquence de la très bonne rigidité de la machine de fraisage utilisée. Toutefois, pour les surfaces usinées par la plaquette « SD », une élévation rapide et soudaine de la rugosité moyenne a été enregistrée à partir d'une vitesse de coupe de 24 m/min. Cette élévation peut être attribuée à une mauvaise évacuation des copeaux et aux vibrations.

3.2.3 Synthèse

Dans cette partie, nous avons présenté les résultats des essais expérimentaux de la nouvelle solution d'essais en fraisage qui a été développée pour la caractérisation de l'opération de taillage de pièces de grandes dimensions.

Ces essais ont permis d'isoler le comportement d'une dent afin d'analyser l'évolution des efforts de coupe et de la qualité des surfaces usinées. L'analyse de l'influence de la vitesse de coupe a été caractérisée pour un fraisage en opposition. Il a été montré qu'il est préférable d'augmenter la vitesse de coupe au-delà de 22 m/min car les efforts de coupe ont tendance à se stabiliser pour les trois géométries de plaquettes expérimentées.

Quant à la rugosité, nous avons remarqué que dans une gamme de faibles vitesses de coupe, la rugosité moyenne des surfaces usinées par les plaquettes à arêtes rectilignes est stable et en dessous des valeurs tolérées au niveau industriel. Toutefois, pour les plaquettes à arêtes arrondies une élévation brusque de la rugosité a été remarquée à partir d'une vitesse de coupe V= 24m/min.

4 Conclusion

Dans ce chapitre, une étude expérimentale a été conduite dans l'objectif de caractériser localement la coupe des dents de l'outil fraise-mère lors d'une opération réelle de taillage. Deux types d'usinage ont été menés, le tournage orthogonal et le fraisage en opposition, pour mettre en évidence la dépendance des phénomènes de coupe par rapport aux conditions de coupe.

La première partie de ce chapitre a été consacrée aux principales techniques expérimentales mises en place. Dans la deuxième partie, l'influence de la vitesse de coupe, de l'avance et de l'angle de dépouille sur l'évolution de la température de l'outil de coupe et des efforts de coupe en coupe orthogonale a été étudiée. Il est donc possible de conclure que la vitesse de coupe a une influence certaine sur l'élévation en température de l'outil de coupe au regard du frottement généré au niveau de l'interface outil-copeau. L'analyse des efforts de coupe a également montré qu'il est préférable d'utiliser des vitesses supérieures à 16 m/min car au-delà de cette valeur les efforts de coupe ont tendance à se stabiliser. En plus, cette étude a permis de capitaliser les données fondamentales pour les travaux de modélisation des efforts de coupe en taillage, présentés dans le chapitre suivant.

Une nouvelle solution d’essais de fraisage a été développée pour la caractérisation de l'opération de taillage de pièces de grandes dimensions. L'originalité de cette configuration réside dans la prise en compte de la géométrie de coupe réelle de la dent de l'outil fraise-mère et de la forme de la pièce usinée. Cette solution a permis de caractériser localement la coupe de la dent qui usine le plus gros volume de matière en taillage. Ceci a permis d'analyser l'effet de la vitesse de coupe sur les efforts de coupe et la rugosité moyenne de la surface usinée. Il a en plus été observé que le comportement de coupe change en fonction de la géométrie de la plaquette utilisée. Une tendance à la stabilisation des efforts de coupe générés a été remarquée à partir d’une vitesse de coupe de 22 m/min et ceci pour les trois géométries des plaquettes. Cette étude a permis également de capitaliser les données fondamentales pour les travaux de modélisation de l'opération de taillage en tenant compte de la forme de l'arête de coupe de la dent et de la variation des paramètres de coupe le long de l'arête.

Chapitre 4 Modélisation thermomécanique du taillage

1 Introduction

Dans le chapitre 2, nous avons analysé l'opération de finition en taillage à partir de la cinématique de la coupe. Différentes zones de l'arête de coupe d'une dent peuvent donc entrer en interaction avec la pièce comme le montre la Figure 4.1 où les zones de coupe sont indiquées en rouge. Ces zones évoluent en fonction du temps en termes de longueur d'arête, forme de l'arête et quantité de matière usinée (épaisseur du copeau non déformée).

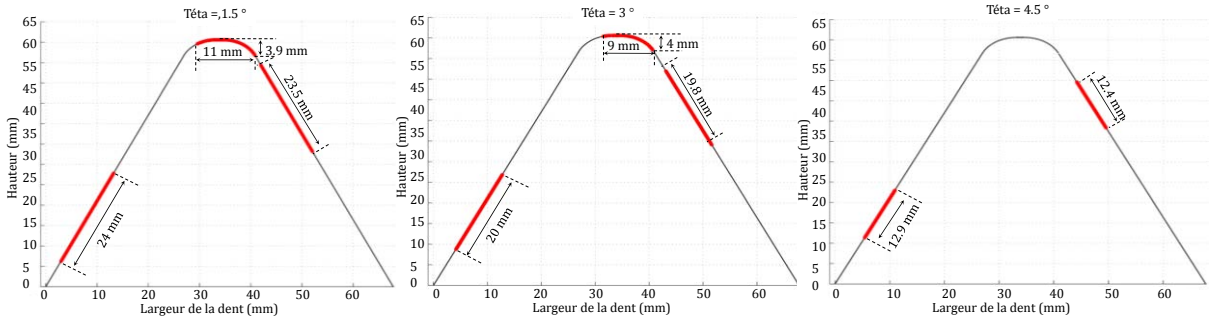


Figure 4.1. Illustration de l'engagement de la dent '-13' de l'outil lors de l'opération de finition en taillage en fonction du temps donné par l'angle Téta.

Pour mettre en place une modélisation du processus thermomécanique de formation du copeau, on a commencé par analyser la façon avec laquelle l'arête de chaque dent travaille. Cette analyse est basée sur l'approche cinématique présentée au chapitre 2. La Figure 4.2 montre un cas où l'engagement de l'arête d'une dent se limite aux zones AB et CD. On note que la partie CD se compose de deux arêtes de coupe droites CC' et D'D reliées par une partie arrondie C'D'. Alors que le tronçon AB est formé d'une seule arête droite.

Afin de prendre en compte la géométrie réelle de la partie engagée de l'arête de coupe, chaque tronçon est discrétisé en plusieurs arêtes élémentaires, Figure 4.2. On rappelle que lors de l'opération de taillage, la vitesse de coupe (qui donne la direction de coupe) est perpendiculaire à la face de coupe de la dent (angle de coupe nul). Donc chaque copeau élémentaire *j*, associé à l'élément *j* de l'arête, est soumis à une opération de coupe orthogonale caractérisée par les valeurs locales données par la quantité de matière usinée et la vitesse de coupe. Cependant pour un tronçon donné, chaque copeau élémentaire *j* doit suivre la direction du mouvement global du copeau usiné par ce tronçon. Si cette direction globale d'écoulement du copeau est différente de la normale à l'arête élémentaire *j*, alors le copeau élémentaire *j* est obtenu sous l'action d'une opération de «***coupe orthogonale contrainte***». Ainsi dans

l'illustration donnée par la Figure 4.2, le tronçon AB présente une direction globale d'écoulement du copeau qui coïncide avec la normale de chaque élément *j*. Par conséquent, chaque copeau élémentaire *j* ne subit aucune interaction avec les copeaux adjacents *j-1* et *j+1*. Ceci est dû au fait que le tronçon AB se compose d'une seule arête droite qui est normale à la direction de coupe.

Par contre comme la partie CD est composée de deux arêtes droites CC' et D'D reliées par une partie arrondie C'D', si on prend donc un élément *j* de CC', la direction globale peut être différente de sa normale locale qui est la direction naturelle d'écoulement du copeau élémentaire *j* dans le cas où il n'est pas contraint de suivre le mouvement global du copeau dû à l'engagement CD. Par conséquent, ce copeau élémentaire *j* est obtenu sous l'action d'une opération de «***coupe orthogonale contrainte***» puisqu'il est contraint de s'écouler le long de la face de coupe de la dent en suivant une direction différente de la direction naturelle qui est la normale locale dans le cas de la coupe orthogonale libre.

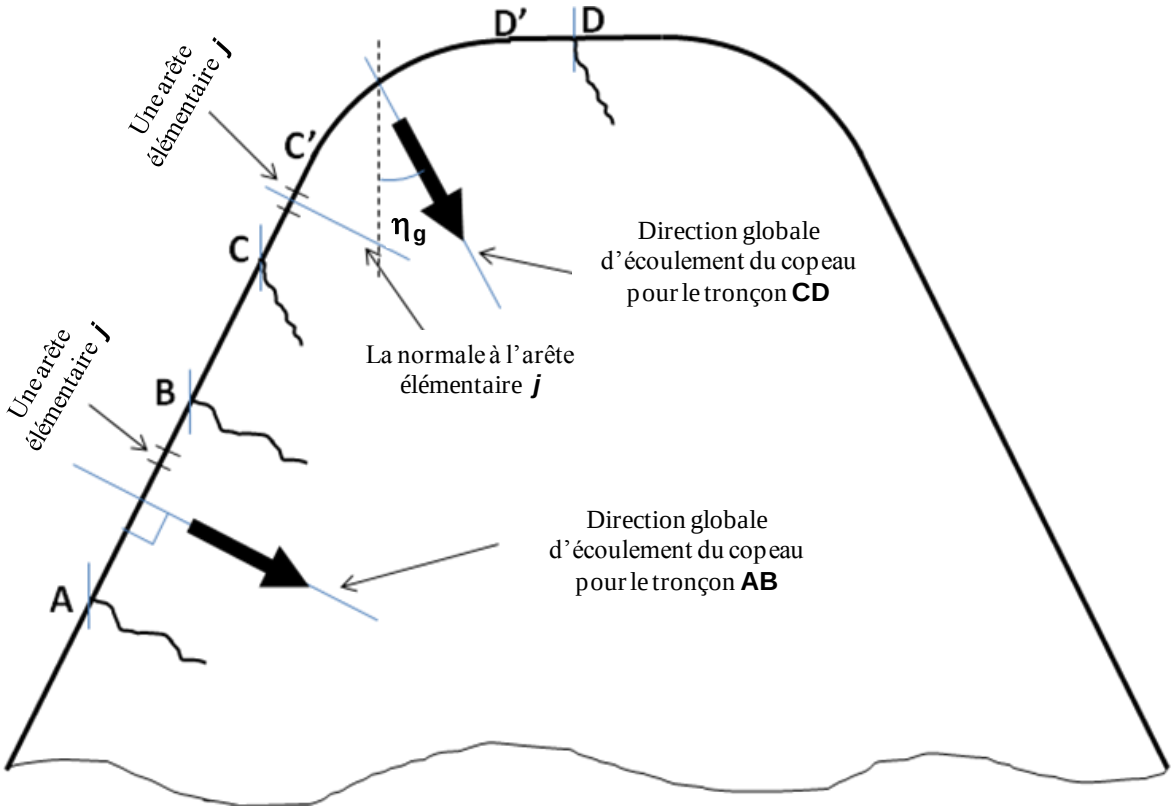


Figure 4.2. Schéma montrant l'écoulement du copeau le long de face de coupe d'une dent suivant que la partie engagée de l'arête est droite (comme le tronçon AB) ou complexe (comme le tronçon CD).

Afin de modéliser le processus thermomécanique de formation du copeau lors d'une opération de taillage en finition, on discrétise chaque tronçon en plusieurs arêtes élémentaires. Deux cas sont à considérer : (i) «coupe orthogonale libre» (exemple tronçon AB) et (ii) «coupe orthogonale contrainte» (exemple tronçon CD). La modélisation permet d'analyser finement le travail de chaque dent lors de la coupe en termes d'efforts de coupe, pression de contact et température (comme la température dans le copeau et le long de la face de coupe de la dent). Ce type de données est généralement difficilement accessible via l'étude expérimentale du taillage voire impossible comme pour la température de coupe. Ceci est encore plus vrai dans

le cas du taillage d'une pièce de grande dimension où même la mesure des efforts de coupe est inaccessible.

Dans ce chapitre on présentera un modèle de coupe permettant de prédire les efforts de coupe exercés sur chaque dent durant l'opération de taillage en finition. Comme dans l'approche mécanistique, au niveau de chaque élément *j* de l'arête de coupe, les efforts de coupe élémentaires sont déterminés en fonction des coefficients spécifiques de coupe K_{cv} (dans la direction de coupe définie par la vitesse de coupe) et K_{cf} (dans la direction d'avance) et des coefficient spécifiques dus à l'effet du rayon d'arête K_{ev} et K_{ef}.

Afin de prédire les coefficients spécifiques de coupe K_{cv} et K_{cf} en fonction des conditions de coupe locales (quantité de matière usinée et vitesse de coupe) et des conditions locales de contact (frottement), deux modèles seront analysés : (i) un modèle EF basé sur l'approche ALE et (ii) une approche analytique basée sur le modèle développé par Moufki et al. [84,85] pour la coupe oblique libre.

L'analyse cinématique a montré que lors de l'opération de taillage en finition, l'usinage effectué par chaque dent peut présenter un engagement de type CD, où il y a interaction entre les copeaux élémentaires, mais qui est globalement négligeable par rapport au travail total de l'arête de coupe de la dent, voir Figures 2.20-2.22 du chapitre 2. Cependant, afin de proposer un modèle analytique suffisamment général pour être appliqué au cas où les interactions entre copeaux élémentaires deviennent très significatives comme lors d'une **opération de taillage en ébauche**, on présente aussi la coupe oblique contrainte développée par Molinari et Moufki [57], Moufki et Molinari [58]. Ce type d'opération rend le processus de formation du copeau plus complexe que dans le cas de la coupe libre. Ainsi, l'étude expérimentale sur l'opération de fraisage avec une arête de coupe de type CD servira à valider le modèle de coupe contrainte. **Cependant, il faut noter que cette partie du travail n'est actuellement pas totalement finalisée et qu'elle ne sera donc pas présentée dans ce document.**

Dans ce travail, comme on se limite à l'opération de finition ; on négligera donc l'interaction pour les zones du type CD. En effet, les dents de l'outil usinent sur plusieurs zones indépendantes le long de son arête de coupe. La Figure 4.1 montre un exemple d'évolution de la longueur d'arête engagée (traits en rouge) en fonction du temps pour la dent « -13 » de la fraise-mère. A partir de cette figure, il est clair que l'usinage des parties rectilignes de l'arête est indépendant des parties arrondies. Ainsi, au niveau d'une arête élémentaire du processus de coupe, la coupe orthogonale peut être considérée sans interaction. D'un autre côté, les résultats obtenus par Moufki et al. [58] ont montré que dans le cas du chariotage l'effet de la coupe contrainte sur les efforts de coupe et d'avance reste relativement faible. Par contre cette effet devient significatif pour les variables locales comme la température et la longueur de contact outil-copeau.

Pour prendre en compte les spécificités liées au taillage industriel de pièces de grandes dimensions : faible vitesse de coupe (< 1m/s), lubrification, variation significative (de l'ordre de 30%) de la vitesse de coupe le long de l'arête de coupe d'une dent de la fraise-mère; nous avons proposé une amélioration du modèle analytique par rapport au calcul de la température dans la zone primaire de cisaillement ZPC du copeau et à l'interface outil-copeau. En effet,

pour des vitesses de coupe suffisamment faibles les flux de chaleur de la ZPC vers la pièce et de l'interface outil-copeau vers l'outil deviennent non négligeables par rapport à la solution adiabatique proposée dans la version [57,58,84,85] du modèle et qui n'est valable que pour les grandes vitesses de coupe.

Dans le chapitre bibliographique, nous avons noté que l'identification des coefficients spécifiques de coupe dans la littérature est, dans la majorité des cas, obtenue expérimentalement par une série d'essais en tournage ou en coupe orthogonale. Un exemple de cette approche empirique est donné par la loi Kienzle-Victor. Cette méthode nécessite un nombre important d'essais expérimentaux. Dans notre cas d'étude, cette méthode est très coûteuse vis-à-vis du nombre de plaquettes de coupe nécessaires pour réaliser l'ensemble des essais expérimentaux dans des conditions proche de l'usinage industriel. Pour rappel, un seul outil fraise-mère est mis en disposition pour l'ensemble de l'étude expérimentale (coût unitaire de l'outil autour de 15 000 €), voir chapitre 3.

Afin de réduire le nombre d'essais de coupe, nous avons mis en place une stratégie de modélisation et simulation de l'opération de taillage industriel ne nécessitant qu'un nombre limité d'essais élémentaires de coupe orthogonale. Les essais de coupe avec lubrification permettent de caractériser l'évolution du frottement apparent à l'interface outil-copeau en fonction de la vitesse de coupe et l'épaisseur du copeau non déformée. Ils permettent également de valider les modèles de coupe analytique et numérique. Le modèle éléments finis, (EF) basé sur l'approche ALE (Arbitrary Lagrangien Eulérienne), permet de caractériser finement l'interaction thermomécanique entre l'outil et le matériau usiné via différents paramètres comme : l'épaisseur de la zone primaire de cisaillement, l'angle de cisaillement, la nature du contact outil-copeau (collant, glissant, ou mixte), la distribution de température le long de la face de coupe de l'outil ainsi que la formation de l'arête rapportée (BUE).

Comme l'objectif de ce travail est de proposer un modèle suffisamment prédictif pour simuler l'usinage de l'ensemble des dents avec un minimum de temps de calcul et en réduisant au minimum le nombre d'essais de coupe orthogonale; l'approche analytique apparaît comme la plus appropriée. Cependant, certains paramètres du modèle analytique doivent être estimés. Pour ce faire, après validation du modèle EF-ALE par rapport aux données expérimentales, les résultats des simulations numériques ont servi à alimenter le modèle analytique en donnant une estimation de l'épaisseur de la zone primaire de cisaillement, de l'angle de cisaillement et des coefficients K_{ev} et K_{ef} dus à l'effet du rayon d'arête.

2 Modélisation thermomécanique de l'opération du taillage

Avant de présenter la partie modélisation, on rappelle les principales étapes de l'approche cinématique, détaillée dans le chapitre 2, et servant à identifier le long de l'arête coupe de chaque dent, les zones engagées lors de la coupe. Ceci permet de calculer les paramètres locaux de coupe : épaisseur du copeau non-déformé et vitesse de coupe. Ces conditions de coupe seront ensuite introduites dans le modèle analytique.

Comme mentionné précédemment, l'opération de taillage est un procédé d'enlèvement de matière très complexe par rapport à d'autres procédés conventionnels tels que le tournage ou le fraisage. Ainsi, le calcul des caractéristiques de la section de coupe enlevée par chaque dent

de la fraise-mère en fonction des paramètres de coupe s'avère très difficile à cause de la complexité géométrique de l'outil et de la pièce à usiner (profil en développante de cercle) associée à la cinématique de coupe, Figure 4.3. De ce fait, un modèle CAO a été développé dans le chapitre 2 pour reproduire la cinématique de la coupe de l'opération de taillage ainsi que l'intersection outil-pièce lors de la coupe. Ce modèle permet de calculer les sections de matière enlevées par chacune des dents de l'outil lors de son engagement.

Pour rappel, les dents de l'outil fraise-mère sont numérotées entre « -24 » et « 10 » avec la dent numérotée « 0 » représentant la dent de référence de l'outil (c. f. Tableau 2.3 du chapitre 2). Cette dent sert pour le réglage initial de la position de l'outil par rapport à la pièce usinée. La fraise-mère est composée de 14 rangées de dents. La rangée qui contient la dent de référence est nommée « rangée 0 », la rangée qui usine après est nommée « 1 » et ainsi de suite. La rotation de la fraise autour de son axe est repérée par l'angle de rotation θ. Par rapport au calcul des sections usinées par chaque dent, seul le taillage en opposition est traité dans la présente étude.

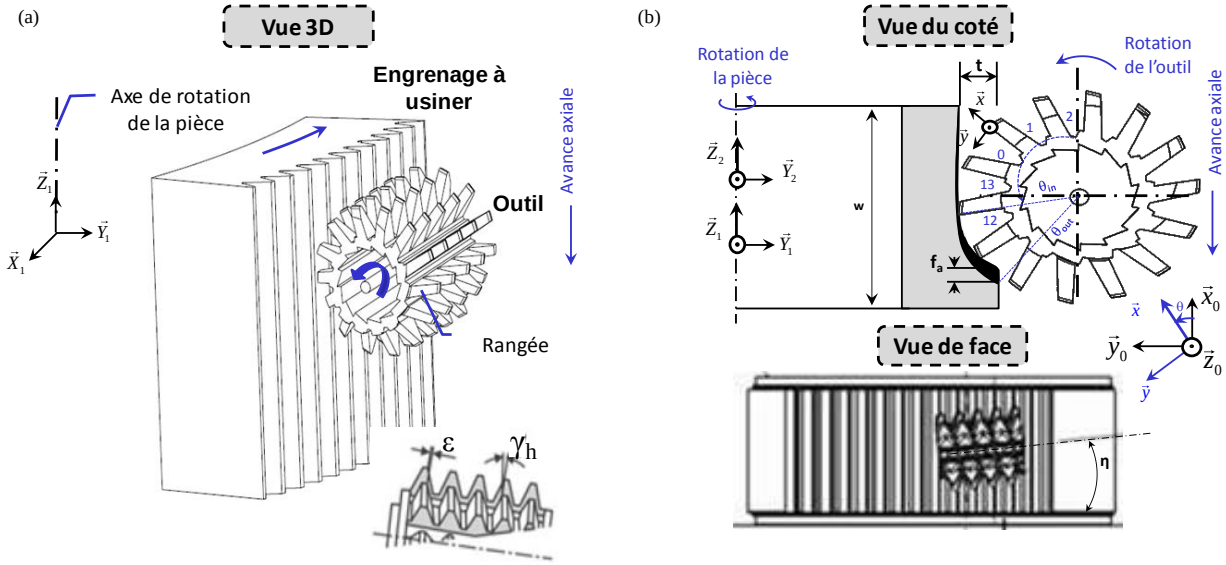


Figure 4.3. Cinématique de coupe lors de l'opération de taillage en opposition, (a) Vue 3D. (b) Vue 2D.

L'épaisseur du copeau est définie dans le plan perpendiculaire à la surface usinée de la pièce et contenant la face de coupe de l'outil, Figure 4.4. On rappelle également que la vitesse de coupe est normale à l'arête de coupe de chaque dent. Ceci est dû au fait que les plans des faces de coupe d'une même rangée passent par l'axe de rotation de la fraise-mère. Par rapport aux conditions de coupe, ceci se traduit par un angle de coupe nul.

Les trajets des dents de l'outil sont déterminés par les intersections entre les surfaces à usiner et les surfaces de balayage de l'outil. Le pas de l'incrément de mesure de la section du copeau est fixé à un angle de rotation de l'outil de 0,5°. Pour déterminer la section transversale des copeaux dans le plan de la face de coupe de la dent, l'épaisseur du copeau non déformé h (mesurée perpendiculairement à l'arête de coupe et à la direction de coupe) a été calculée à chaque point de l'arête à partir du modèle CAO décrit précédemment. La trace de la dent précédente est prise en compte pour le calcul de h. Cette épaisseur représente l'épaisseur de matière qui va être coupée par l'arête de coupe et intervient d'une manière directe dans le calcul des efforts de coupe.

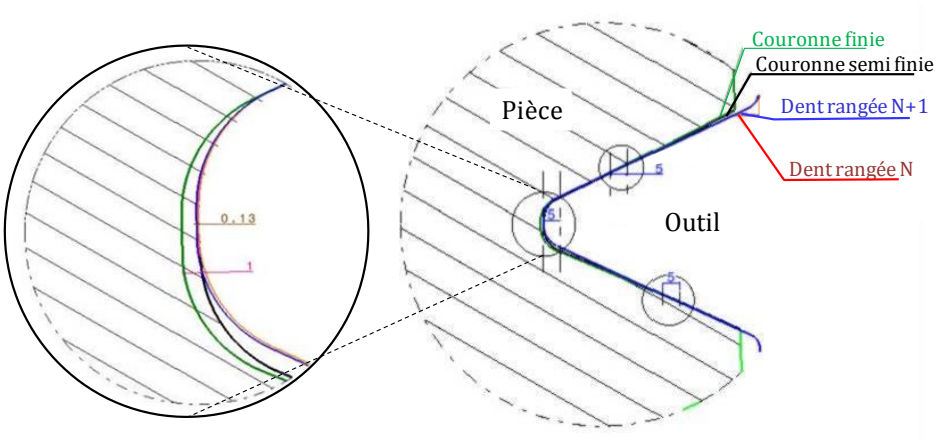


Figure 4.4. Section de coupe générée par une dent de fraise mère lors de l'usinage d'une entredent de la couronne à usiner.

2.1 Modélisation des efforts de coupe en taillage

Pour modéliser le processus de coupe correspondant à chaque dent de l'outil, la partie engagée de l'arête de coupe a été discrétisée en petites arêtes élémentaires, comme montré sur la Figure 4.5. Chaque arête élémentaire produit un copeau élémentaire résultant d'une opération de coupe orthogonale puisque l'arête de coupe est perpendiculaire à la vitesse de coupe.

En un point de l'arête de coupe d'une dent, nous définissons la base orthonormée $(\vec{\mathbf{x}},\vec{\mathbf{y}},\vec{\mathbf{z}}_0)$ telle que $\vec{\mathbf{y}}$ représente la direction de la vitesse de coupe V ($\vec{\mathrm{V}} = -V\,\vec{\mathbf{y}}$); et le plan de la face de coupe de la dent est défini par le plan $(\vec{\mathbf{z}}_0,\vec{\mathbf{x}})$, Figure 4.5. Chaque arête élémentaire, de longueur ds, est caractérisée par un angle ψ qu'elle forme avec la direction verticale $\vec{\mathbf{x}}$, voir Figure 4.5. La résultante $d\vec{\mathbf{R}}$ des efforts de coupe exercée sur l'arête élémentaire ds est donnée par :

$$d\vec{\mathbf{R}} = -dF_v\,\vec{\mathbf{y}} - dF_f\,\vec{\mathbf{n}} \tag{4.1}$$

où $\vec{\mathbf{n}}$ est le vecteur unitaire appartenant à la face de coupe de la dent est normal à ds, voir Figure 4.5.

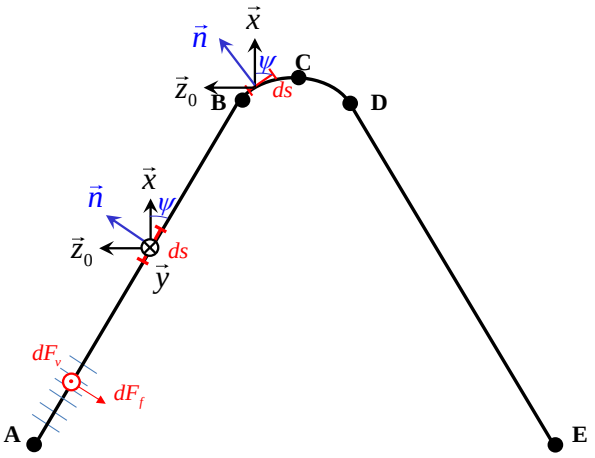


Figure 4.5. Discrétisation de l'arête de coupe et définition du repère de référence par rapport la face de coupe de la dent de la fraise-mère.

Durant le processus thermomécanique de formation du copeau, l'interaction entre l'outil et le matériau usiné se caractérise principalement par deux mécanismes : (i) formation du copeau par cisaillement intense dans la zone de cisaillement primaire suivi d'un frottement sous des conditions sévères de pression et de température le long de la face de coupe de l'outil, (ii) effet du rayon d'arête r_e qui devient très significatif quand l'épaisseur non déformé h du copeau est de l'ordre de r_e. Dans le cas où le ratio h/r_e devient inférieur à 1, le matériau usiné est labouré par l'outil de coupe. La matière non coupée provoque ensuite un phénomène de talonnement se produisant au niveau de la face en dépouille. Le refus de coupe associé au talonnement est le principal phénomène annexe qui tend à augmenter les efforts de coupe.

Lors du taillage de finition l'immersion radiale de l'outil est très faible. Ainsi, l'effet de l'arête de coupe devient dominant lorsque h/r_e est suffisamment faible. Cet aspect du processus de taillage doit être analysé afin d'éviter l'usure prématurée de l'outil. Pour ce faire, on adopte l'approche suivante :

Selon Armagero et Epp. [86], en coupe orthogonale les efforts de coupe peuvent s'exprimer en fonction des coefficients spécifiques de coupe liés au mécanisme (i) (K_{cv} et K_{cf}) et des pressions linéiques dues à l'arête de coupe (K_{ev} et K_{ef}, représentant le mécanisme (ii)) :

$$\begin{cases} dF_v = (K_{ev} + K_{cv}\, h)\, ds \\ dF_f = (K_{ef} + K_{cf}\, h)\, ds \end{cases} \tag{4.2}$$

où dF_v et dF_f représentent respectivement les efforts de coupe et d'avance, h est l'épaisseur du copeau non déformé et ds est la largeur de l'arête élémentaire de coupe. On rappelle que h et ds sont obtenues à partir du modèle CAO présenté précédemment.

L'approche mécanistique (4.2) a été développée par plusieurs auteurs pour modéliser les efforts de coupe en fraisage en discrétisant l'arête de coupe. A titre d'exemple, on peut citer Tlusty et MacNeil [87], Kline et al. [88,89] and Altintas et Spence [90]. Cependant, les coefficients spécifiques de coupe sont généralement déterminés expérimentalement par une série de tests en tournage ou en fraisage. Dans la modélisation présentée dans ce travail, les coefficients de coupe sont déterminés à partir d'une approche prédictive qui sera présentée dans la section suivante.

Les composantes de la résultante des efforts de coupe exercée sur chaque dent (ou sur l'ensemble des dents) sont définies dans le référentiel $(\vec{\mathbf{x}}_0, \vec{\mathbf{y}}_0, \vec{\mathbf{z}}_0)$ comme illustré dans la Figure 4.3. On pose alors :

$$\vec{\mathbf{R}}_{Outil} = \sum_{Dent} \vec{\mathbf{R}}_{Dent} = F_x\, \vec{\mathbf{x}}_0 + F_y\, \vec{\mathbf{y}}_0 + F_z\, \vec{\mathbf{z}}_0 \tag{4.3}$$

avec :

$$\vec{\mathbf{R}}_{Dent} = \sum_{Arête\ de\ coupe} d\vec{\mathbf{R}} \tag{4.4}$$

Les composantes de la force élémentaire $d\vec{\mathbf{R}} = -dF_v\, \vec{\mathbf{y}} - dF_f\, \vec{\mathbf{n}}$, qui s'exerce sur l'élément d'arête ds, sont données par :

$$\begin{aligned} d\vec{\mathbf{R}} = &\left(dF_v \sin\theta - dF_f \sin\psi \cos\theta\right)\vec{\mathbf{x}}_0 - \left(\varepsilon\, dF_f \cos\psi\right)\vec{\mathbf{z}}_0 \\ &+ \left(-dF_v \cos\theta - dF_f \sin\psi \sin\theta\right)\vec{\mathbf{y}}_0 \end{aligned} \tag{4.5}$$

avec :

$$\begin{cases} \psi = \tilde{\alpha} & \textit{pour l'arête } \text{AB } \textit{et } \text{DE} \\ \psi & \textit{variable le long de l'arête } \text{BCD} \\ \varepsilon = +1 & \textit{pour l'arête } \text{ABC} \\ \varepsilon = -1 & \textit{pour l'arête } \text{CDE} \end{cases} \tag{4.6}$$

où $\tilde{\alpha}$ est l'angle de pression de la dent, voir Figure 4.5.

A partir des relations précédentes, l'effort total appliqué sur chaque dent de la fraise-mère peut donc être calculé en fonction des coefficients spécifiques :

$$\vec{\mathbf{R}}_{Dent} = \left(S_v \sin\theta - S_f \cos\theta\right)\vec{\mathbf{x}}_0 - \left(S_v \cos\theta + S_f \sin\theta\right)\vec{\mathbf{y}}_0 - \left(\varepsilon \tilde{S}_f\right)\vec{\mathbf{z}}_0 \tag{4.7}$$

avec :

$$\begin{cases} S_v = K_{cv} \sum\limits_{Arête\,de\,coupe} \left(h\,ds\right) + K_{ev} \sum\limits_{Arête\,de\,coupe} \left(ds\right) \\ S_f = K_{cf} \sum\limits_{Arête\,de\,coupe} \left(h\,ds \sin\psi\right) + K_{ef} \sum\limits_{Arête\,de\,coupe} \left(ds \sin\psi\right) \\ \tilde{S}_f = K_{cf} \sum\limits_{Arête\,de\,coupe} \left(h\,ds \cos\psi\right) + K_{ef} \sum\limits_{Arête\,de\,coupe} \left(ds \cos\psi\right) \end{cases} \tag{4.8}$$

2.2 Modélisation du processus thermomécanique de formation d'un copeau élémentaire au niveau d'un élément d'arête *ds* : approche analytique

Comme indiqué précédemment, l'objectif de cette modélisation est d'avoir une approche prédictive servant à calculer les pressions spécifiques de coupe (K_{cv} et K_{cf}) pour déterminer les efforts de coupe. Elle permet également de prédire plusieurs variables locales comme l'échauffement dû au cisaillement primaire, la longueur de contact outil-copeau, la pression moyenne de contact, la contrainte de frottement, ainsi que la température moyenne à l'interface outil-copeau. Ces données peuvent servir à analyser le chargement thermomécanique que subit chaque dent de la fraise-mère lors de l'opération de taillage. Ce type d'analyse est une étape préalable pour l'étude de la tenue des outils de coupe.

Suite à la discussion portant sur la coupe libre et la coupe contrainte, présentée dans le paragraphe 1 et la Figure 4.1, et suite au fait que le modèle analytique doit être suffisamment général pour être appliqué au cas où les interactions entre copeaux élémentaires deviennent très significatives (coupe contrainte) comme lors d'une opération de taillage en ébauche; on commence par présenter le modèle de coupe oblique libre. Ce dernier prend en compte la coupe orthogonale libre, qui devient un cas particulier, mais il permet aussi d'introduire plus facilement la coupe oblique contrainte et donc la coupe orthogonale contrainte comme pour le tronçon CD de la Figure 4.1 ou pour durant l'opération d'ébauche. En effet, dans ce cas chaque copeau élémentaire, contraint de suivre une direction différente de sa normale locale, va s'écouler suivant une direction qui forme un angle non nul avec la normale locale comme

en coupe oblique avec cependant une arête de coupe perpendiculaire à la vitesse de coupe. Afin de ne pas alourdir la présentation de ce chapitre, on rappellera succinctement le modèle de coupe oblique contrainte développé dans [57,58].

2.2.1 Modèle analytique de coupe oblique libre

Afin de modéliser le processus thermomécanique de formation du copeau dans les zones de type AB (voir Figure 4.1), où chaque copeau élémentaire est le résultat d'une opération de coupe orthogonale libre sans interaction avec les éléments adjacents, on utilisera le modèle de coupe oblique libre développé par Moufki et al. [84,85] et qui sera présenté dans la section suivante. Cependant, comme le taillage de pièces de grandes tailles impose des faibles vitesses de coupe avec lubrification, l'hypothèse d'adiabaticité dans la zone primaire de cisaillement et la loi de frottement proposées dans [84,85] doivent être modifiées. On peut donc en déduire les coefficients spécifiques de coupe (K_{cv} et K_{cf}) pour déterminer les efforts de coupe ainsi que les paramètres thermomécaniques de l'interface outil-copeau en coupe orthogonale libre. On rappelle que cette approche sera également appliquée au cas où le copeau est obtenu par l'engagement simultané de la partie arrondie de la dent et des arêtes droites adjacentes comme pour le tronçon CD de la Figure 4.1. Ceci revient à négliger les interactions entre les copeaux élémentaires usinés par l'ensemble des éléments de l'arête discrétisée, voir paragraphe 1.

Pour présenter le modèle [84,85], qui est une généralisation du modèle de coupe orthogonale [91,92], on gardera les mêmes notations que dans [84,85] et que l'on adaptera à l'opération de taillage en finition lors de l'application à chaque arête élémentaire en position de coupe.

En coupe oblique, la direction de la vitesse de coupe V n'est plus perpendiculaire à l'arête de coupe de l'outil. Elle est inclinée d'un angle λ_s par rapport à la normale à l'arête, Figure 4.6. Dans la face de coupe, la direction de l'écoulement du copeau forme un angle η_c avec la normale à l'arête, Figure 4.6. Dans le cas de la coupe libre, l'angle d'écoulement du copeau η_c est une inconnue qui dépend du matériau usiné, des conditions de coupe, de la géométrie de l'outil et du frottement à l'interface outil-copeau.

Du fait de la complexité du problème, le comportement du matériau usiné est supposé parfaitement plastique dans la majorité des travaux où la contrainte d'écoulement du matériau est estimée à partir d'essais de coupe, Armarego et Wiriyacosol [93], Usui et al. [94], Rubenstein [95], Armarego [96] Seethaler et Yellowley [97]. Afin d'introduire les effets thermiques et les caractéristiques du matériau (l'écrouissage, la sensibilité à la vitesse de déformation et l'adoucissement thermique), Oxley [98] a utilisé son modèle thermomécanique de la coupe orthogonale pour déterminer les efforts de coupe en coupe oblique et ceci moyennant certaines hypothèses simplificatrices. En effet, dans l'approche d'Oxley l'écoulement thermomécanique de la matière dans la zone primaire de cisaillement est supposé indépendant de l'angle d'inclinaison d'arête λ_s. Par conséquent l'effort de coupe et l'effort d'avance peuvent être déduits à partir du modèle de la coupe orthogonale. D'un autre côté, l'angle d'écoulement du copeau η_c est supposé donné par la règle de Stabler $\eta_c = \lambda_s$,

alors que l'expérience montre clairement que η_c dépend des conditions de coupe et du matériau usiné. La même approche a été utilisée par Hu *et al.* [99], Young *et al.* [100,101], Wang et Mathew [102], Arsecularetne et al. [103–105]. Il faut noter que le modèle de coupe orthogonale d'Oxley est basé sur une approche semi-empirique où le contact outil-copeau est supposé collant. Par conséquent, les résultats du modèle sont indépendants du frottement à l'interface outil-copeau et donc du matériau de l'outil.

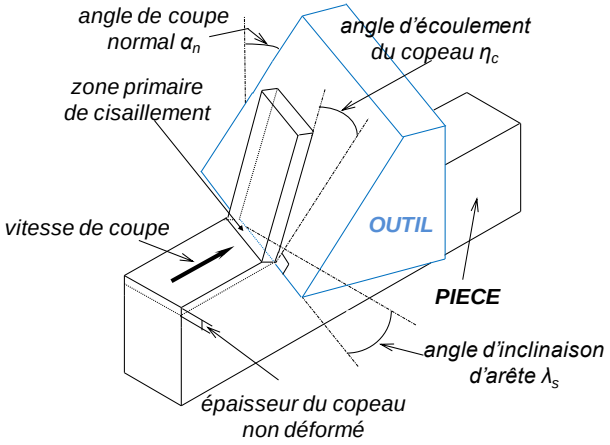


Figure 4.6. Illustration de la géométrie de la coupe oblique, [85].

Dans le modèle présent, on utilise les hypothèses suivantes :

- L'arête de coupe de l'outil est tranchante : on néglige le rayon d'arête et sont effet sera estimé à partir de l'identification des coefficients spécifiques K_{ev} et K_{ef} donnés par le modèle EF.
- Le système outil-porte outil est parfaitement rigide : absence de vibrations.
- Le contact outil-copeau est caractérisé par le coefficient de frottement apparent $\bar{\mu}$ qui prend en compte d'une manière globale les conditions tribologiques le long de la face de coupe de l'outil, Figure 4.7.
- On se place dans le cas stationnaire où le copeau est continu.
- L'écoulement de la matière dans la bande primaire de cisaillement (BPC) est unidimensionnel suivant la normale au plan de cisaillement.

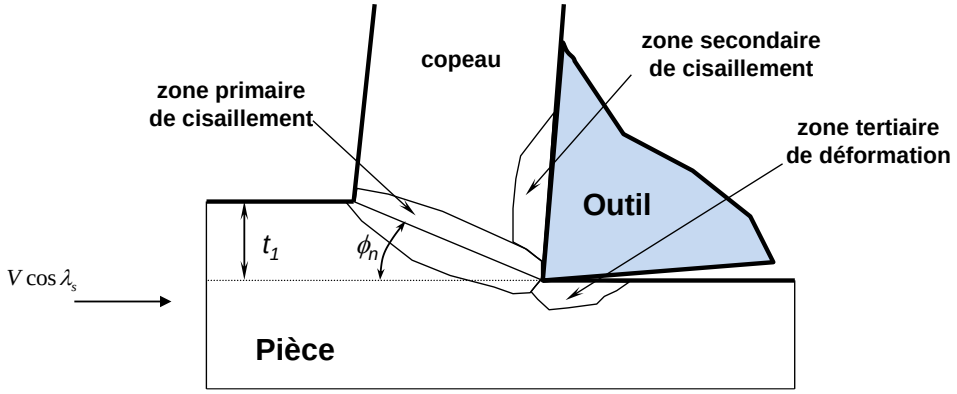


Figure 4.7. Vue dans le plan normal à l'arête, [85].

Les paramètres connus du modèle sont :

- La vitesse de coupe $\vec{\mathbf{V}}$,

- l'épaisseur du copeau non-déformé t_1,
- la largeur de coupe w,
- l'inclinaison d'arête λ_s et l'angle de coupe normal α_n,
- Les caractéristiques thermomécaniques du matériau usiné,
- Le coefficient apparent de frottement à l'interface outil-copeau $\bar{\mu} = \tan(\lambda)$.

a) Cinématique de la coupe :

Pour étudier la cinématique d'une particule de matière qui subit un cisaillement dans la BPC puis s'écoule dans le copeau, une série de repères est définie de façon à obtenir la relation cinématique liant la vitesse de coupe $\vec{\mathbf{V}}$, la vitesse d'écoulement de copeau $\vec{\mathbf{V}}_c$ et la vitesse de la matière dans la zone primaire de cisaillement. Ces repères sont illustrés par la Figure 4.8 :

- la base $(\vec{\mathbf{x}}_0, \vec{\mathbf{y}}_0, \vec{\mathbf{z}}_0)$ est définie par : $\vec{\mathbf{x}}_0 = \vec{\mathbf{V}} / \left\| \vec{\mathbf{V}} \right\|$ qui est la direction de coupe, $\vec{\mathbf{z}}_0$ représente l'opposé de la direction d'avance et $\vec{\mathbf{y}}_0 = \vec{\mathbf{z}}_0 \wedge \vec{\mathbf{x}}_0$.
- la base ($\vec{\mathbf{x}}_n$, $\vec{\mathbf{y}}_n$, $\vec{\mathbf{z}}_0$) est définie de telle sorte que $\vec{\mathbf{y}}_n$ soit parallèle à l'arête de coupe. L'angle de coupe normal α_n est alors mesuré dans le plan ($\vec{\mathbf{z}}_0$, $\vec{\mathbf{x}}_n$) perpendiculaire à l'arête de coupe $\vec{\mathbf{y}}_n$.
- la base $(\vec{\mathbf{x}}, \vec{\mathbf{y}}_n, \vec{\mathbf{z}})$ est liée au plan de cisaillement primaire $(\vec{\mathbf{x}}, \vec{\mathbf{y}}_n)$: $\vec{\mathbf{z}}$ est perpendiculaire à ce plan.
- la base $(\vec{\mathbf{x}}_c, \vec{\mathbf{y}}_n, \vec{\mathbf{z}}_c)$ est liée à la face de coupe de l'outil sachant que $\vec{\mathbf{z}}_c$ et $\vec{\mathbf{x}}_c$ sont perpendiculaires respectivement à l'arête de coupe $\vec{\mathbf{y}}_n$ et à la face de coupe donnée par $(\vec{\mathbf{y}}_n, \vec{\mathbf{z}}_c)$,
- La direction d'écoulement du copeau est orientée par $\vec{\mathbf{z}}_{fl}$ appartenant à la base $(\vec{\mathbf{x}}_c, \vec{\mathbf{y}}_{fl}, \vec{\mathbf{z}}_{fl})$ et définie par l'angle d'écoulement du copeau η_c : $(\vec{\mathbf{z}}_c, \vec{\mathbf{z}}_{fl}) = \eta_c$.

Afin de définir proprement la géométrie de la coupe oblique, les plans fondamentaux liés aux conditions de coupe sont introduits :

- le plan de référence de l'outil P_r est perpendiculaire à la direction de la vitesse de coupe $\vec{\mathbf{V}}$ et contient la direction $\vec{\mathbf{z}}_0$ de l'avance.
- le plan P_s est le plan contenant l'arête de coupe et la direction de la vitesse de coupe $\vec{\mathbf{x}}_0$.
- Le plan normal P_n représente le plan perpendiculaire à l'arête de coupe et contenant la direction de l'avance $\vec{\mathbf{z}}_0$.

La Figure 4.8-b donne une illustration de la BPC dans le plan normal à la face de coupe (P_n). Cette zone est assimilée à une bande d'épaisseur $\tilde{h}$ (*à ne pas confondre avec l'épaisseur du copeau non déformé en taillage*) inclinée d'un angle ϕ_n (mesuré dans le plan normal à l'arête

de coupe) par rapport à la surface libre de la pièce à usiner. L'épaisseur du copeau non-déformé est noté t_1. La direction du cisaillement dans la BPC est donnée par le vecteur $\vec{\mathbf{x}}_s$.

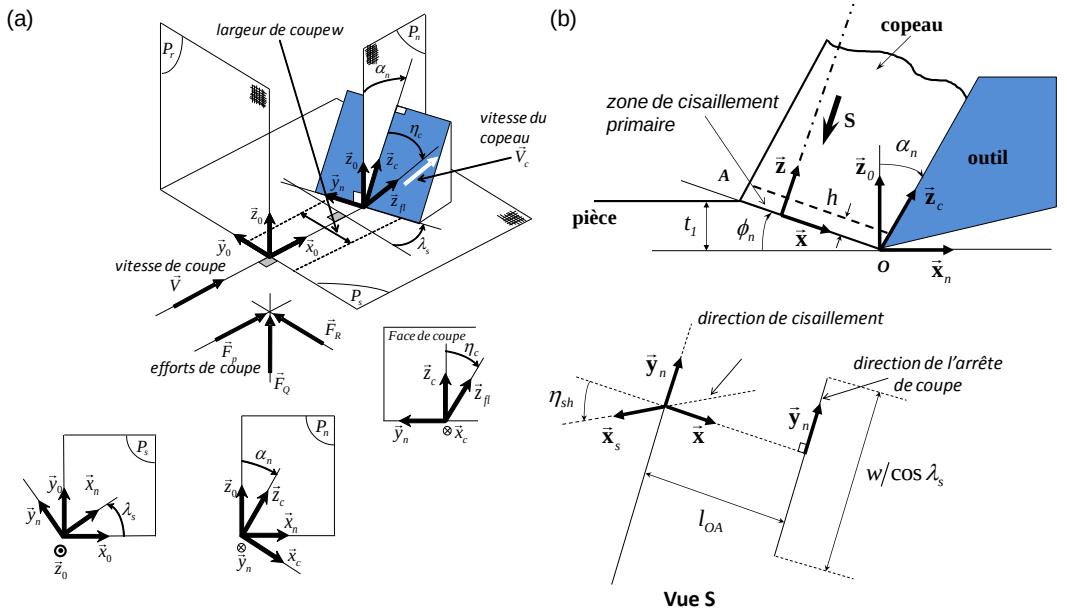


Figure 4.8. (a) Illustrations des différents repères de référence utilisés dans le modèle de la coupe oblique, (b) Vue dans plan normal (P_n) définie par ($\vec{z}_0, \vec{x}_n$). La géométrie de la ZCP est illustrée par la vue S, [85].

L'ensemble des bases précédemment définies est relié par des matrices de passage en fonction de l'angle d'inclinaison d'arête λ_s, l'angle de coupe α_n, l'angle normal de cisaillement ϕ_n et l'angle d'écoulement η_c :

$$\begin{Bmatrix} \mathbf{x}_n \\ \mathbf{y}_n \\ \mathbf{z}_0 \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} \cos\lambda_s & \sin\lambda_s & 0 \\ -\sin\lambda_s & \cos\lambda_s & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \mathbf{x}_0 \\ \mathbf{y}_0 \\ \mathbf{z}_0 \end{Bmatrix} \tag{4.9}$$

$$\begin{Bmatrix} \mathbf{x}_c \\ \mathbf{y}_n \\ \mathbf{z}_c \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} \cos\alpha_n & 0 & -\sin\alpha_n \\ 0 & 1 & 0 \\ \sin\alpha_n & 0 & \cos\alpha_n \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \mathbf{x}_n \\ \mathbf{y}_n \\ \mathbf{z}_0 \end{Bmatrix} \tag{4.10}$$

$$\begin{Bmatrix} \mathbf{x}_c \\ \mathbf{y}_{fl} \\ \mathbf{z}_{fl} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & \cos\eta_c & \sin\eta_c \\ 0 & -\sin\eta_c & \cos\eta_c \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \mathbf{x}_c \\ \mathbf{y}_n \\ \mathbf{z}_c \end{Bmatrix} \tag{4.11}$$

$$\begin{Bmatrix} \mathbf{x}_c \\ \mathbf{y}_n \\ \mathbf{z}_c \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} \cos(\phi_n - \alpha_n) & 0 & \sin(\phi_n - \alpha_n) \\ 0 & 1 & 0 \\ -\sin(\phi_n - \alpha_n) & 0 & \cos(\phi_n - \alpha_n) \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \mathbf{x} \\ \mathbf{y}_n \\ \mathbf{z} \end{Bmatrix} \tag{4.12}$$

$$\begin{Bmatrix} \mathbf{x}_0 \\ \mathbf{y}_0 \\ \mathbf{z}_0 \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} \cos\phi_n\cos\lambda_s & -\sin\lambda_s & \sin\phi_n\cos\lambda_s \\ \cos\phi_n\sin\lambda_s & \cos\lambda_s & \sin\phi_n\sin\lambda_s \\ -\sin\phi_n & 0 & \cos\phi_n \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \mathbf{x} \\ \mathbf{y}_n \\ \mathbf{z} \end{Bmatrix} \tag{4.13}$$

b) Modélisation de l'écoulement thermomécanique dans la bande primaire de cisaillement : approche unidimensionnelle

La déformation dans le copeau est supposée limitée à la bande primaire de cisaillement (BPC) d'épaisseur $\tilde{h}$. La vitesse d'une particule de matière est donnée par la vitesse de coupe $\vec{\mathbf{V}}=\left\|\vec{\mathbf{V}}\right\|\vec{\mathbf{x}}_0 = V\,\vec{\mathbf{x}}_0$ à l'entrée de la bande ($z=0$) et par la vitesse du copeau $\vec{\mathbf{V}}_c = \left\|\vec{\mathbf{V}}_c\right\|\vec{\mathbf{z}}_{fl} = V_c\,\vec{\mathbf{z}}_{fl}$ à la sortie ($z=\tilde{h}$).

On se place dans le cas stationnaire et on suppose que tous les paramètres gouvernant l'écoulement dans la BPC ne dépendent que de la variable spatiale *z* (*approche unidimensionnel*). *La formulation du problème est basée sur une approche eulérienne.*

b.1) Détermination de la direction de cisaillement

Soit la base $(\vec{\mathbf{x}}, \vec{\mathbf{y}}_n, \vec{\mathbf{z}})$ liée à la BPC, tel que $\vec{\mathbf{z}}$ est perpendiculaire au plan de cisaillement primaire, les composantes de la vitesse de coupe $\mathbf{V}$ et de la vitesse de copeau $\mathbf{V}_c$ sont comme suit:

$$\vec{\mathbf{V}}=\begin{vmatrix} V\cos\lambda_s\cos\phi_n\,\vec{\mathbf{x}} \\ -V\sin\lambda_s\,\vec{\mathbf{y}}_n \\ V\cos\lambda_s\sin\phi_n\,\vec{\mathbf{z}} \end{vmatrix} \tag{4.14}$$

$$\vec{\mathbf{V}}_c=\begin{vmatrix} -V_c\sin(\phi_n-\alpha_n)\cos\eta_c\,\vec{\mathbf{x}} \\ -V_c\sin\eta_c\,\vec{\mathbf{y}}_n \\ V_c\cos(\phi_n-\alpha_n)\cos\eta_c\,\vec{\mathbf{z}} \end{vmatrix} \tag{4.15}$$

A partir de l'hypothèse de l'écoulement unidimensionnel suivant la direction $\vec{\mathbf{z}}$, la vitesse $\vec{\mathbf{v}}(z)$ (à ne pas confondre avec la vitesse de coupe $\vec{V}$ en majuscule) d'une particule de matière traversant la BPC est donnée par :

$$\vec{\mathbf{v}}(z) = v_x(z)\vec{\mathbf{x}} + v_y(z)\vec{\mathbf{y}}_n + v_z(z)\vec{\mathbf{z}} \tag{4.16}$$

avec les conditions aux limites suivantes :

$$\begin{cases} \vec{\mathbf{v}}(z=0) = \left(v_x(z)\vec{\mathbf{x}} + v_y(z)\vec{\mathbf{y}}_n + v_z(z)\vec{\mathbf{z}}\right)_{z=0} = \vec{\mathbf{V}} \\ \vec{\mathbf{v}}(z=h) = \left(v_x(z)\vec{\mathbf{x}} + v_y(z)\vec{\mathbf{y}}_n + v_z(z)\vec{\mathbf{z}}\right)_{z=h} = \vec{\mathbf{V}}_c \end{cases} \tag{4.17}$$

Ainsi, la condition d'incompressibilité nous donne :

$$div\left(\vec{\mathbf{v}}(z)\right) = \frac{dv_z}{dz} = \dot{\varepsilon}_{zz} = 0 \quad \Leftrightarrow \quad v_z(z) = V_N = \vec{\mathbf{V}}\cdot\vec{\mathbf{z}} = \vec{\mathbf{V}}_c\cdot\vec{\mathbf{z}} \tag{4.18}$$

On en déduit la constante V_N et la vitesse du copeau V_c :

$$\begin{cases} V_N = V\cos\lambda_s\sin\phi_n \\ V_c = V\dfrac{\cos\lambda_s\sin\phi_n}{\cos\eta_c\cos(\phi_n-\alpha_n)} \end{cases} \tag{4.19}$$

Considérons à présent la différence de vitesse matérielle d'une particule à la position *z* et sa vitesse à l'entrée de la bande de cisaillement primaire (BPC), notée $\vec{\mathbf{v}}_s(z)$:

$$\vec{\mathbf{v}}_s(z) = \vec{\mathbf{v}}(z) - \vec{\mathbf{V}} \tag{4.20}$$

La condition d'incompressibilité (4.18) conduit alors à :

$$\vec{\mathbf{v}}_s(z) = \left(v_x(z) - v_x(z=0)\right)\vec{\mathbf{x}} + \left(v_y(z) - v_y(z=0)\right)\vec{\mathbf{y}}_n$$
$$avec : \begin{cases} \vec{\mathbf{v}}_s(z=0) = \vec{\mathbf{0}} \\ \vec{\mathbf{v}}_s(z=h) = \vec{\mathbf{V}}_c - \vec{\mathbf{V}} \end{cases} \tag{4.21}$$

Dans la BPC, pour une particule de coordonnée z , la direction de cisaillement est définie par le vecteur unitaire $\vec{\mathbf{x}}_s$ tel que:

$$\vec{\mathbf{x}}_s = \frac{\vec{\mathbf{v}}_s(z)}{\left\|\vec{\mathbf{v}}_s(z)\right\|} \tag{4.22}$$

Afin de montrer que la direction de cisaillement est indépendante de la position de la particule dans la BPC (variable z), il faut montrer que le rapport de l'équation (4.23) est n'est pas une fonction de z mais une constante.

$$\frac{v_y(z) - v_y(z=0)}{v_x(z) - v_x(z=0)} \tag{4.23}$$

Le tenseur des vitesses de déformation est défini par les composantes suivantes :

$$\left[\underline{\underline{\dot{\varepsilon}}}\right] = \begin{bmatrix} 0 & 0 & \dot{\varepsilon}_{xz} \\ 0 & 0 & \dot{\varepsilon}_{yz} \\ \dot{\varepsilon}_{xz} & \dot{\varepsilon}_{yz} & 0 \end{bmatrix} \tag{4.24}$$

Les relations de compatibilité nous donnent :

$$\dot{\gamma}_{xz} = 2\dot{\varepsilon}_{xz} = \frac{dv_x}{dz} \qquad \dot{\gamma}_{yz} = 2\dot{\varepsilon}_{yz} = \frac{dv_y}{dz} \tag{4.25}$$

Loi d'écoulement plastique J_2 se traduit par :

$$s_{ij} = \frac{2k}{\dot{\lambda}}\dot{\varepsilon}_{ij} = \frac{k}{\dot{\lambda}}\dot{\gamma}_{ij} \tag{4.26}$$

avec k est la limite d'écoulement plastique en cisaillement.

A partir de (4.24) et (4.26), le tenseur des contraintes déviatoriques est donné par :

$$\left[\underline{\underline{s}}\right] = \begin{bmatrix} 0 & 0 & s_{xz} \\ 0 & 0 & s_{yz} \\ s_{xz} & s_{yz} & 0 \end{bmatrix} \tag{4.27}$$

Le vecteur de l'accélération s'écrit sous la forme suivante :

$$\begin{cases} \dfrac{Dv_x}{Dt} = V_N \dfrac{dv_x}{dz} \\ \dfrac{Dv_y}{Dt} = V_N \dfrac{dv_y}{dz} \\ \dfrac{Dv_z}{Dt} = 0 \end{cases} \tag{4.28}$$

Les équations du mouvement se réduisent à :

$$\frac{ds_{xz}}{dz} = \rho V_N \frac{dv_x}{dz} \qquad \frac{ds_{yz}}{dz} = \rho V_N \frac{dv_y}{dz} \tag{4.29}$$

Les équations du mouvement (4.29) et de compatibilité (4.25) impliquent :

$$\frac{ds_{yz}}{ds_{xz}} = \frac{\dot{\gamma}_{yz}}{\dot{\gamma}_{xz}} = \frac{dv_y}{dv_x} \tag{4.30}$$

La loi J_2 (4.26) et l'équation (4.30) impliquent :

$$\begin{cases} \dfrac{ds_{yz}}{ds_{xz}} = \dfrac{s_{yz}}{s_{xz}} \\ \dfrac{s_{yz}}{s_{xz}} = \dfrac{dv_y}{dv_x} \end{cases} \tag{4.31}$$

L'intégration de l'équation (4.31) est donnée par :

$$\frac{ds_{yz}}{s_{yz}} = \frac{ds_{xz}}{s_{xz}} \quad \Rightarrow \quad \ln\left|\frac{s_{yz}}{s_{xz}}\right| = Cste \quad \Rightarrow \quad \left|\frac{s_{yz}}{s_{xz}}\right| = e^{Cste} \quad \Rightarrow \quad \frac{s_{yz}}{s_{xz}} = C \tag{4.32}$$

où C est une constante, $C \in \mathbb{R}$.

En injectant l'équation (4.32) dans l'équation (4.31) on obtient :

$$dv_y = C\, dv_x \tag{4.33}$$

L'intégration de l'équation (4.33), nous donne :

$$\left(v_y(z) - v_y(z=0)\right) = C\left(v_x(z) - v_x(z=0)\right) \tag{4.34}$$

on rappelle que $v_x(z=0) = \vec{\mathbf{V}} \bullet \vec{\mathbf{x}}$ *et* $v_y(z=0) = \vec{\mathbf{V}} \bullet \vec{\mathbf{y}}_n$.

La constante C est calculée à partir des conditions aux limites (en *z=0* la vitesse de la matière est la vitesse de coupe *V*. En $z = \tilde{h}$, la vitesse de la matière est la vitesse du copeau V_c), d'où la relation :

$$C = \frac{v_y(z) - v_y(z=0)}{v_x(z) - v_x(z=0)} = \frac{v_y(z=\tilde{h}) - v_y(z=0)}{v_x(z=\tilde{h}) - v_x(z=0)} = \frac{\left(\vec{\mathbf{V}}_c - \vec{\mathbf{V}}\right) \bullet \vec{\mathbf{y}}_n}{\left(\vec{\mathbf{V}}_c - \vec{\mathbf{V}}\right) \bullet \vec{\mathbf{x}}} \tag{4.35}$$

On rappelle que :

$$\begin{cases} \vec{\mathbf{x}}_s = \vec{\mathbf{v}}_s(z) / \left\| \vec{\mathbf{v}}_s(z) \right\| \\ \vec{\mathbf{v}}_s(z) = \vec{\mathbf{v}}(z) - \vec{\mathbf{V}} \\ \qquad = \left(v_x(z) - v_x(z=0)\right) \vec{\mathbf{x}} + \left(v_y(z) - v_y(z=0)\right) \vec{\mathbf{y}}_n \\ \textit{avec les CL} : \vec{\mathbf{v}}_s(z=0) = \vec{\mathbf{0}}, \vec{\mathbf{v}}_s(z=\tilde{h}) = \vec{\mathbf{V}}_c - \vec{\mathbf{V}} \end{cases} \tag{4.36}$$

où $\vec{\mathbf{v}}(z) = v_x(z)\vec{\mathbf{x}} + v_y(z)\vec{\mathbf{y}}_n + v_z(z)\vec{\mathbf{z}}$ est la vitesse d'une particule de matière traversant la BPC.

Finalement, à partir de (4.35) et (4.36), on peut conclure que la direction de cisaillement $\mathbf{x}_s$ est constante dans la bande. Elle est définie dans le plan de cisaillement $(\vec{\mathbf{x}}, \vec{\mathbf{y}}_n)$ par:

$$\vec{\mathbf{x}}_s = \frac{\vec{\mathbf{V}}_c - \vec{\mathbf{V}}}{\left\| \vec{\mathbf{V}}_c - \vec{\mathbf{V}} \right\|} \tag{4.37}$$

On note η_s l'angle entre $-\vec{\mathbf{x}}$ et $\vec{\mathbf{x}}_s$, comme reporté dans la Figure 4.8-(b) :

$$\tan(\pi+\eta_s)=\frac{\left(\vec{\mathbf{V}}_c-\vec{\mathbf{V}}\right)\cdot\vec{\mathbf{y}}_n}{\left(\vec{\mathbf{V}}_c-\vec{\mathbf{V}}\right)\cdot\vec{\mathbf{x}}}=\frac{\tan\eta_c\sin\phi_n-\tan\lambda_s\cos(\phi_n-\alpha_n)}{\cos\alpha_n} \tag{4.38}$$

L'angle η_s est complètement défini à partir du signe du $\cos(\pi+\eta_s)$:

$$\cos(\pi+\eta_s)=\frac{\left(\vec{\mathbf{V}}_c-\vec{\mathbf{V}}\right)\cdot\vec{\mathbf{x}}}{\left\|\vec{\mathbf{V}}_c-\vec{\mathbf{V}}\right\|}=-\frac{\left\|\vec{\mathbf{V}}\right\|}{\left\|\vec{\mathbf{V}}_c-\vec{\mathbf{V}}\right\|}\frac{\cos\lambda_s\cos\alpha_n}{\cos(\phi_n-\alpha_n)} \tag{4.39}$$

La cinématique de la coupe implique :

$$\begin{cases}-\pi/2<\lambda_s<\pi/2\\-\pi/2<\alpha_n<\pi/2\\-\pi/2<\eta_c<\pi/2\end{cases} \tag{4.40}$$

On a également la condition suivante liée à l'écoulement de matière le long de la normale à la BPC:

$$\vec{\mathbf{z}}\cdot\vec{\mathbf{V}}_c=\left\|\vec{\mathbf{V}}_c\right\|\cos(\phi_n-\alpha_n)\cos\eta_c>0 \tag{4.41}$$

d'où

$$\frac{\cos\lambda_s\cos\alpha_n}{\cos(\phi_n-\alpha_n)}>0 \qquad et \qquad \cos(\pi+\eta_{sh})<0 \tag{4.42}$$

Nous avons finalement :

$$\pi+\eta_s=\tan^{-1}\left(\frac{\tan\eta_c\sin\phi_n-\tan\lambda_s\cos(\phi_n-\alpha_n)}{\cos\alpha_n}\right)+(2q+1)\pi \tag{4.43}$$

avec $q\in\mathbb{Z}$.

Finalement, dans le plan de cisaillement $(\vec{\mathbf{x}},\vec{\mathbf{y}}_n)$, la direction de cisaillement $\vec{\mathbf{x}}_s$ est donnée par :

$$\vec{\mathbf{x}}_s=-\cos\eta_s\,\vec{\mathbf{x}}-\sin\eta_s\,\vec{\mathbf{y}}_n \tag{4.44}$$

avec :

$$\eta_s=\tan^{-1}\left(\frac{\tan\eta_c\sin\phi_n-\tan\lambda_s\cos(\phi_n-\alpha_n)}{\cos\alpha_n}\right) \tag{4.45}$$

b.2) Etude du cisaillement défini par la direction $\vec{\mathbf{x}}_s$

Le cisaillement dans la bande primaire (BPC) s'effectue suivant la direction $\vec{\mathbf{x}}_s$. Ainsi, dans la base $(\vec{\mathbf{x}}_s,\vec{\mathbf{y}}_s,\vec{\mathbf{z}})$ déduite de $(\vec{\mathbf{x}},\vec{\mathbf{y}}_n,\vec{\mathbf{z}})$ par une rotation autour de $\vec{\mathbf{z}}$ d'un angle $(\pi+\eta_s)$, la vitesse $\vec{\mathbf{v}}(z)$ d'une particule de matière est donnée par :

$$\vec{\mathbf{v}}(z)=\vec{\mathbf{v}}_s(z)+\vec{\mathbf{V}}=\begin{vmatrix}\left(v_s(z)+\vec{\mathbf{V}}\cdot\vec{\mathbf{x}}_s\right)\vec{\mathbf{x}}_s\\\vec{\mathbf{V}}\cdot\vec{\mathbf{y}}_s\\\vec{\mathbf{V}}\cdot\vec{\mathbf{z}}=V_N\end{vmatrix} \tag{4.46}$$

avec $v_s(z=0)=0,\ v_s(z=\tilde{h})=\left\|\vec{\mathbf{V}}_c-\vec{\mathbf{V}}\right\|$. Pour simplifier l'écriture on a noté $\left\|\vec{\mathbf{v}}_s(z)\right\|=v_s(z)$.

Le vecteur accélération est donné par :

$$\begin{vmatrix} V_N\, dv_s/dz \\ 0 \\ 0 \end{vmatrix}_{(\mathbf{x}_s,\mathbf{y}_s,\mathbf{z})} \tag{4.47}$$

Le tenseur des vitesses de déformation est défini par les composantes suivantes :

$$\left[\dot{\underline{\underline{\varepsilon}}}\right] = \begin{bmatrix} 0 & 0 & \dot{\gamma}/2 \\ 0 & 0 & 0 \\ \dot{\gamma}/2 & 0 & 0 \end{bmatrix}_{(\mathbf{x}_s,\mathbf{y}_s,\mathbf{z})} \quad avec\ \dot{\gamma} = \frac{dv_s}{dz} \tag{4.48}$$

La vitesse de déformation (ou de glissement) $\dot{\gamma}$ est également la dérivée particulaire du cisaillement γ :

$$\dot{\gamma} = \frac{D\gamma}{Dt} = V_N \frac{d\gamma}{dz} \tag{4.49}$$

A partir de la loi d'écoulement plastique J_2, le tenseur des contraintes déviatoriques est comme suit :

$$\left[\underline{\underline{s}}\right] = \begin{bmatrix} 0 & 0 & \tau \\ 0 & 0 & 0 \\ \tau & 0 & 0 \end{bmatrix}_{(\mathbf{x}_s,\mathbf{y}_s,\mathbf{z})} \tag{4.50}$$

L'équation de mouvement et l'équation de la chaleur se réduisent à :

$$\frac{d\tau}{dz} = \rho V_N \dot{\gamma} \tag{4.51}$$

L'équation de la chaleur dans une approche unidimensionnelle et un cas stationnaire :

$$\rho c V_N \frac{dT}{dz} = k \frac{d^2T}{dz^2} + \beta \tau \dot{\gamma} \tag{4.52}$$

où ρ, k, c et β représentent respectivement la masse volumique, le coefficient de conduction thermique, la chaleur massique et le coefficient de Taylor-Quinney donnant la fraction de l'énergie de déformation plastique qui est convertie en chaleur ($\beta \simeq 0.9$). T est le température dans la BPC.

Le comportement thermoviscoplastique du matériau est donné par la loi de Johnson-Cook:

$$\tau = \frac{1}{\sqrt{3}}\left[A + B\left(\frac{\gamma}{\sqrt{3}}\right)^n\right]\left[1 + C\ \ln\left(\frac{\dot{\gamma}}{\dot{\gamma}_0}\right)\right]\left[1 - \left(\frac{T - T_r}{T_f - T_r}\right)^m\right] \tag{4.53}$$

avec n, C, m, T_f et T_r représentent respectivement l'écrouissage, la sensibilité à la vitesse de déformation, l'adoucissement thermique, la température de fusion et la température de référence (température ambiante). Les constantes A, B et $\dot{\gamma}_0$ sont des constantes fonctions du matériau.

b.3) Solution adiabatique

Pour une particule de matière, les distributions de la vitesse de cisaillement v_s, de la contrainte de cisaillement τ, de la température T, de la vitesse de déformation $\dot{\gamma}$, et de la

déformation γ dans la BPC sont données dans le cas adiabatique en fonction de ϕ_n et η_c pour une valeur donnée de $\tilde{h}$.

En tenant compte de l'équation (4.49) et l'équation (4.19) et comme $\dot{\gamma} = \frac{dv_s}{dz}$, la distribution de la vitesse v_s dans la BPC est donnée par :

$$v_s = V \cos\lambda_s \sin\phi_n \, \gamma \tag{4.54}$$

L'intégration de l'équation (4.51) en tenant compte de l'équation (4.49) nous donne :

$$\tau = \rho \, \left(V \cos\lambda_s \sin\phi_n\right)^2 \gamma + \tau_0 \tag{4.55}$$

où τ_0 représente la contrainte de cisaillement à l'entrée de la bande. Sa valeur sera déterminée ultérieurement.

Dans le cas adiabatique, l'intégration de la relation (4.52) en tenant compte de l'équation (4.51), nous donne :

$$T = \theta_w + \frac{\beta}{\rho c}\left(\rho \, \left(V \cos\lambda_s \, \sin\phi_n\right)^2 \frac{\gamma^2}{2} + \tau_0 \, \gamma \right) \tag{4.56}$$

où θ_w est la température de la pièce avant usinage.

La distribution de la vitesse de glissement $\dot{\gamma}$ est déduite de la loi de comportement Johnson-Cook (4.53) en prenant en compte (4.55) et (4.56) :

$$\dot{\gamma} = \dot{\gamma}(\gamma, \tau_0) \tag{4.57}$$

Enfin, la distribution de la déformation γ est donnée par la solution de l'équation différentielle non linéaire issue de (4.49) :

$$\frac{d\gamma}{dz} = \frac{\dot{\gamma}(\gamma, \tau_0)}{V \cos\lambda_s \sin\phi_n} \tag{4.58}$$

avec les conditions aux limites suivantes :

$$\begin{cases} \gamma(z=0) = v_s(z=0) = 0 \\ \gamma(z=\tilde{h}) = \gamma_{\tilde{h}} = \dfrac{v_s(z=\tilde{h})}{V \cos\lambda_s \sin\phi_n} = \dfrac{\left\| \vec{\mathbf{V}}_{\mathbf{c}} - \vec{\mathbf{V}} \right\|}{V \cos\lambda_s \sin\phi_n} = \dfrac{\cos\alpha_n}{\sin\phi_n \cos\eta_{sh} \cos(\phi_n - \alpha_n)} \end{cases} \tag{4.59}$$

L'intégration de l'équation (4.58) le long de l'épaisseur $\tilde{h}$ de la BPC, permet d'obtenir une équation non linéaire qui servira à déterminer la contrainte de cisaillement à l'entrée de la bande primaire τ_0 en tenant compte des conditions aux limites (4.59) :

$$\int_0^{\gamma_{\tilde{h}}} \frac{V \cos\lambda_s \sin\phi_n}{\dot{\gamma}(\gamma, \tau_0)} \, d\gamma - \tilde{h} = 0 \tag{4.60}$$

L'équation (4.60) est résolue numériquement (Intégration de Gauss + Newton-Raphson).

c) Equilibre du copeau: calcul de l'angle d'écoulement du copeau η_c et des efforts de coupe

Le copeau est isolé à partir de la sortie de la BPC. Les hypothèses suivantes sont adoptées :

- Le contact entre la surface usinée et l'outil (face de dépouille) est négligé (le rayon

d'arête de l'outil est pris égal à zéro),

- Le frottement est considéré uniforme le long de la face de coupe de l'outil,
- Le copeau continu sans arête rapportée est isolé après la bande primaire de cisaillement,
- Les déformations dans la zone secondaire de cisaillement sont négligées, de sorte que la partie isolée du copeau se déplace comme un bloc rigide,
- Le processus est supposé stationnaire.

L'équilibre du copeau sera étudié par rapport au repère ($\vec{\mathbf{x}}$, $\vec{\mathbf{y}}_n$, $\vec{\mathbf{z}}$) lié à la bande primaire de cisaillement (BPC).

Pour un régime stationnaire, l'évolution globale du moment dans le copeau est nulle (contact glissant). Ainsi, l'équilibre des forces exercées sur le copeau se réduisent alors à l'expression :

$$\vec{\mathbf{R}}_{outil/copeau} + \vec{\mathbf{R}}_{pièce/copeau} = \vec{\mathbf{0}} \tag{4.61}$$

où $\vec{\mathbf{R}}_{outil/copeau}$ est la résultante des efforts exercés par l'outil sur le copeau avec comme composantes: l'une est colinéaire à la direction d'écoulement et l'autre est normale à la face de coupe. $\vec{\mathbf{R}}_{\text{pièce}/copeau}$ est la résultantes des forces exercées par la pièce usinée sur le copeau dans le plan ($z = \tilde{h}$, à la sortie de la zone primaire) avec comme composantes : la première est colinéaire à la direction de cisaillement $\vec{\mathbf{x}}_s$ et la seconde est normale à la bande :

$$\begin{cases} \vec{\mathbf{R}}_{outil/copeau} = -\left\|\vec{\mathbf{R}}_{outil/copeau}\right\|\left(\cos\lambda\ \vec{\mathbf{x}}_c + \sin\lambda\ \vec{\mathbf{z}}_{fl}\right) \\ \vec{\mathbf{R}}_{pièce/copeau} = F_s\ \vec{\mathbf{x}}_s + N_s\ \vec{\mathbf{z}} \\ \qquad\qquad\qquad = -F_s\left(\cos\eta_s\ \vec{\mathbf{x}} + \sin\eta_s\ \vec{\mathbf{y}}_n\right) + N_s\ \vec{\mathbf{z}} \end{cases} \tag{4.62}$$

On notera que dans ces relations, pour des valeur données de l'angle de frottement λ et de l'angle de cisaillement ϕ_n, on a trois inconnues $\left\|\vec{\mathbf{R}}_{outil/copeau}\right\|$, N_s et η_c. Sachant que la contrainte de cisaillement $\tau(z=\tilde{h})$ est supposée constante dans le plan $z=\tilde{h}$ (approche unidimensionnelle), la force de cisaillement F_s, exercée par le plan supérieur (plan $z=\tilde{h}$) de la BPC sur le copeau est donnée par :

$$F_s = -A_s\,\tau(z=\tilde{h}) \tag{4.63}$$

A partir de la conservation de flux de matière, l'expression de la surface A_s de la zone primaire de cisaillement (ZPC) est donnée par :

$$A_s = \frac{V\,wt_1}{V_N} = \frac{wt_1}{\sin\phi_n\cos\lambda_s} \tag{4.64}$$

Dans la base ($\vec{\mathbf{x}}, \vec{\mathbf{y}}_n, \vec{\mathbf{z}}$), l'équilibre des forces exercées sur le copeau est exprimée par le système d'équations suivant :

$$\begin{cases} \left\|\vec{\mathbf{R}}_{outil/copeau}\right\|\cos\lambda\left(\cos(\phi_n-\alpha_n) - \tan\lambda\cos\eta_c\sin(\phi_n-\alpha_n)\right) + F_s\cos\eta_s = 0 \\ \left\|\vec{\mathbf{R}}_{outil/copeau}\right\|\sin\lambda\sin\eta_c - F_s\sin\eta_s = 0 \\ \left\|\vec{\mathbf{R}}_{outil/copeau}\right\|\cos\lambda\left(\sin(\phi_n-\alpha_n) + \tan\lambda\cos\eta_c\cos(\phi_n-\alpha_n)\right) - N_s = 0 \end{cases} \tag{4.65}$$

A partir des équations d'équilibre (4.65), les inconnues $\left\|\vec{\mathbf{R}}_{outil/copeau}\right\|$, N_s sont calculées comme suit :

$$\left\|\vec{\mathbf{R}}_{outil/copeau}\right\| = \frac{-F_s \cos\eta_s}{\cos\lambda\left(\cos(\phi_n-\alpha_n)-\tan\lambda\cos\eta_c\sin(\phi_n-\alpha_n)\right)} \tag{4.66}$$

$$N_s = \left\|\vec{\mathbf{R}}_{outil/copeau}\right\|\cos\lambda\left(\sin(\phi_n-\alpha_n)+\tan\lambda\cos\eta_c\cos(\phi_n-\alpha_n)\right) \tag{4.67}$$

De plus, à partir du fait que l'effort de cisaillement F_s exercé dans le plan ($z=\tilde{h}$) à la sortie de la BPC est colinéaire à la direction de cisaillement $\vec{\mathbf{x}}_s$ définie par l'angle η_s, on obtient à partir des équations (4.65) et (4.45) :

$$\tan(\eta_s) = \frac{\tan\eta_c\sin\phi_n-\tan\lambda_s\cos(\phi_n-\alpha_n)}{\cos\alpha_n} = \frac{\tan\lambda\sin\eta_c}{\tan\lambda\cos\eta_c\sin(\phi_n-\alpha_n)-\cos(\phi_n-\alpha_n)} \tag{4.68}$$

Cette égalité nous donne une équation implicite à partir de laquelle est calculé l'angle d'écoulement du copeau η_c en fonction de ϕ_n et pour une valeur donnée de $\tilde{h}$ (méthode numérique Newton-Raphson) :

$$\begin{aligned}&\cos(\phi_n-\alpha_n)\sin\phi_n\sin\eta_c-\tan\lambda_s\cos^2(\phi_n-\alpha_n)\cos\eta_c+\\&\left(\cos\alpha_n-\sin(\phi_n-\alpha_n)\sin\phi_n\right)\tan\lambda\sin\eta_c\cos\eta_c+\\&\tan\lambda\tan\lambda_s\sin(\phi_n-\alpha_n)\cos(\phi_n-\alpha_n)\cos^2\eta_c \quad =0\end{aligned} \tag{4.69}$$

Les composantes des forces qui s'exercent sur l'outil, voir Figure 4.8, sont définies par :

$$\vec{\mathbf{R}}_{copeau/outil} = F_P\vec{\mathbf{x}}_0+F_R\vec{\mathbf{y}}_0+F_Q\vec{\mathbf{z}}_0 \tag{4.70}$$

où F_P, F_Q et F_R représentent respectivement l'effort de coupe, l'effort d'avance et l'effort latéral, voir Figure 4.8.

A partir de l'équation $\vec{\mathbf{R}}_{outil/copeau} = -\left\|\vec{\mathbf{R}}_{outil/copeau}\right\|\left(\cos\lambda\,\vec{\mathbf{x}}_c+\sin\lambda\,\vec{\mathbf{z}}_{fl}\right)$ et en projetant dans la base ($\vec{\mathbf{x}}_0, \vec{\mathbf{y}}_0, \vec{\mathbf{z}}_0$), on obtient :

$$\begin{cases}F_p = \left\|\vec{\mathbf{R}}_{outil/copeau}\right\|\cos\lambda\left(\cos\alpha_n\cos\lambda_s+\tan\lambda\left(\sin\eta_c\sin\lambda_s+\cos\eta_c\sin\alpha_n\cos\lambda_s\right)\right)\\F_Q = \left\|\vec{\mathbf{R}}_{outil/copeau}\right\|\cos\lambda\left(-\sin\alpha_n+\tan\lambda\cos\eta_c\cos\alpha_n\right)\\F_R = \left\|\vec{\mathbf{R}}_{outil/copeau}\right\|\cos\lambda\left(\cos\alpha_n\sin\lambda_s+\tan\lambda\left(-\sin\eta_c\cos\lambda_s+\cos\eta_c\sin\alpha_n\sin\lambda_s\right)\right)\end{cases} \tag{4.71}$$

d) Interface outil-copeau : calcul de la longueur de contact et de la température moyenne

La longueur de contact outil-copeau l_c peut donc être déterminée à partir de l'équilibre des moments des forces qui s'exercent sur le copeau, à savoir $\vec{\mathbf{R}}_{outil/copeau}$ et $\vec{\mathbf{R}}_{pièce/copeau}$. Les distributions de la pression à l'interface outil-copeau et au niveau du plan de cisaillement primaire sont inconnues. Dans cette approche thermomécanique de la coupe oblique, nous considérons une répartition uniforme. Le moment de $\vec{\mathbf{R}}_{outil/copeau}$ par rapport à l'arête de coupe est donné par :

$$M_1 = \left\| \vec{\mathrm{R}}_{outil/copeau} \right\| \cos\lambda \, \frac{l_c \cos\eta_c}{2} \tag{4.72.1}$$

Au niveau du cisaillement primaire, le moment de $\vec{\mathbf{R}}_{pièce/copeau}$ par rapport à l'arête de coupe se réduit à:

$$M_2 = N_s \, \frac{t_1}{2 \sin\phi_n} \tag{4.72.2}$$

En prenant en compte la relation (4.66) et (4.67), l'égalité des moments nous permet de calculer la longueur de contact :

$$l_c = \frac{t_1}{\sin\phi_n \cos\eta_c} \left(\sin(\phi_n - \alpha_n) + \tan\lambda \cos(\phi_n - \alpha_n) \cos\eta_c \right) \tag{4.72.3}$$

La valeur de la pression à l'interface outil-copeau, supposée uniforme, est donc donnée par :

$$P_0 = \frac{\left\| \vec{\mathrm{R}}_{outil/copeau} \right\| \cos\lambda}{w_c \, l_c} \tag{4.73}$$

où w_c représente la largeur du copeau déformé : $w_c = w \cos\eta_c / \cos(\lambda_s)$.

La distribution de la température T dans le copeau, après le cisaillement primaire, est supposée stationnaire et indépendante de la largeur du copeau w_c (approche bidimensionnelle). Par conséquent, la température T n'est fonction que des deux variables spatiales données par la position selon la direction d'écoulement portée par la vitesse du copeau V_c et celle suivant l'épaisseur du copeau (donc perpendiculaire à la face de coupe de l'outil).

Dans l'équation de la chaleur, on néglige la conduction dans la direction de V_c devant le terme convectif. Le flux de chaleur dans l'outil est également négligé. La température moyenne $\bar{T}_{\text{int}}$ à l'interface outil-copeau est alors donnée par la relation suivante:

$$\bar{T}_{\text{int}} = \frac{4}{3} \frac{\bar{\mu} \; P_0}{\sqrt{\pi \, k \, \rho \, c}} \sqrt{V_c \; l_c} + \theta_{ZPC} \tag{4.74}$$

où k, ρ et c représentent respectivement la conduction, la masse volumique et la capacité calorifique du matériau usiné. $\bar{\mu} = \tan\lambda$ est le coefficient apparent de frottement le long de l_c. θ_{ZPC} est la température à la sortie de la bande primaire de cisaillement, calculée par le modèle unidimensionnel décrit précédemment à partir de l'équation (4.56) :

$$\theta_{ZPC} = T(z = \tilde{h}) = \theta_w + \frac{\beta}{\rho \, c} \left(\rho \, \left(V \cos\lambda_s \; \sin\phi_n \right)^2 \frac{\gamma_{\tilde{h}}^{\,2}}{2} + \tau_0 \, \gamma_{\tilde{h}} \right) \tag{4.75}$$

avec $\gamma_{\tilde{h}}$ et θ_w représentent respectivement le glissement total dû au cisaillement primaire, Eq. (4.59.2), et la température du matériau avant usinage.

Compte tenu des hypothèses adoptées dans le modèle [57,58,85], on peut considérer que l'expression (4.74) surestime la température à l'interface outil-copeau. Elle peut donc être considérée comme une borne supérieure de la température le long de la longueur de contact.

2.2.2 Application du modèle analytique de coupe oblique libre à l'opération de taillage en finition

Pour une arête élémentaire *j* de largeur ds en position de coupe, le copeau élémentaire est le résultat d'une opération de coupe orthogonale libre sans interaction avec les éléments adjacents (on néglige les interactions qui peuvent apparaître dans des zones de type CD de la Figure 4.1). A partir du modèle présenté dans la section précédente, les coefficients spécifiques de coupe (K_{cv} et K_{cf}) ainsi que les paramètres thermomécaniques à l'interface outil-copeau sont obtenus de la façon suivante:

L'application du modèle analytique requière les données suivantes:

- la vitesse de coupe $V = \omega r$ (r et ω représentent respectivement la position radiale de l'élément *j* et la vitesse de rotation de la fraise-mère)
- la largeur de coupe $w = ds$,
- l'épaisseur du copeau non-déformé $t_1 = h$, avec $h\,ds$ est la section de matière usinée par *j* et déterminée par le modèle CAO,
- l'inclinaison d'arête $\lambda_s = 0$: l'arête de coupe de chaque dent est perpendiculaire à la vitesse de coupe,
- l'angle de coupe normal $\alpha_n = 0$: la face de coupe de chaque dent est normale à la vitesse de coupe,
- les caractéristiques thermomécaniques du matériau à usiner :
  - la masse volumique ρ, la conductivité thermique k et la chaleur spécifique c
  - les coefficients de la loi de comportement n, C, m et les paramètres du matériau A et B
- le coefficient de frottement apparent $\bar{\mu} = \tan(\lambda)$ à l'interface outil-copeau. Ce paramètre sera identifié à partir des essais de coupe orthogonale dans des conditions proches de celle de taillage industriel (faible vitesse de coupe avec lubrification).

Comme il a été précisé précédemment, les paramètres principaux du modèle unidimensionnel de la ZPC sont l'épaisseur de la bande de cisaillement $\tilde{h}$ et l'angle de cisaillement ϕ_n qui est donné par :

$$\phi_n \simeq A_1 + A_2 \left(\alpha_n - \lambda \right) \tag{4.76}$$

Cette relation est une généralisation de la loi de Merchant.

On rappelle que l'épaisseur $\tilde{h}$ et les constantes A_1 et A_2 seront estimées à partir des simulations EF 2D de la coupe orthogonale basées sur l'approche ALE, voir section suivante.

Le fait d'être en coupe orthogonale $\lambda_s = 0$ implique que la direction d'écoulement du copeau dans la face de coupe de l'outil est normale à l'arête de coupe et que a direction de cisaillement $\vec{\mathbf{x}}_s$ dans la zone primaire est dans le plan normal à l'arête qui est confondu avec le plan formé par la direction de coupe (ou vitesse de coupe) et la direction d'écoulement du copeau (ou

vitesse du copeau). Ceci se traduit respectivement par $\eta_c = 0$ et $\eta_s = 0$ qui correspondent aux équations (4.69) et (4.45).

Comme indiqué précédemment, la solution adiabatique proposée dans [84,85] doit être modifiée afin de prendre en compte le flux de chaleur de la ZPC vers la pièce qui devient non négligeable quand la vitesse de coupe est suffisamment faible comme en taillage de pièces de grandes dimensions. Pour ce faire, nous allons utiliser la relation empirique proposée par Oxley [98] qui suppose qu'une partie χ de la source de chaleur $\beta \tau \dot{\gamma}$ dans la ZPC induit un flux thermique vers la pièce usinée. En remplaçant dans l'équation de la chaleur $\rho c V_N \dfrac{d\theta}{dz} = \beta \tau \dot{\gamma}$ la source par $(1-\chi)\beta \tau \dot{\gamma}$ on obtient :

$$\theta_{ZPC} = \theta_w + (1-\chi)\frac{\beta}{\rho c}\left(\rho \left(V \cos\lambda_s \sin\phi_n\right)^2 \frac{\gamma_{\tilde{h}}^{\,2}}{2} + \tau_0 \gamma_{\tilde{h}} \right) \tag{4.77}$$

avec χ est donné par Oxley [98] :

$$\chi = \begin{cases} 0.5 - 0.35 \log(R_T \tan\phi_n) & si \quad 0.04 \le R_T \tan\phi_n \le 10 \\ 0.3 - 0.15 \log(R_T \tan\phi_n) & si \quad R_T \tan\phi_n \ge 10 \end{cases} \tag{4.78}$$

où R_T est un paramètre adimensionnel défini par $R_T = V t_1 \rho c / k$.

D'un autre côté, afin de prendre en compte l'échauffement de l'outil dû au frottement le long de la face de coupe; on utilisera la relation déduite par Moufki et Molinari [106] basée sur le rapport des effusivités $\kappa = \sqrt{(k\rho c)_{outil} / k\rho c}$ et qui permet d'estimer la part de chaleur transmise au copeau. La température moyenne à l'interface outil-copeau devient :

$$\bar{T}_{\text{int}} = \frac{4}{3}\frac{1}{(1+\kappa)}\frac{\bar{\mu}\ P_0}{\sqrt{\pi\, k\, \rho\, c}}\sqrt{V_c\ l_c} + \theta_{ZPC} \tag{4.79}$$

En prenant en compte le fait que pour un élément d'arête *j*, la coupe est orthogonale avec $\alpha_n = 0$, le modèle permet de déterminer les coefficients spécifiques de coupe (K_{cv} et K_{cf}) , la longueur de contact l_c, la pression moyenne P_0 le long de l_c, la température à la sortie de la ZPC et la température moyenne à l'interface outil-copeau à partir des relations suivantes déduites des équations (4.54-4.56), (4.59-4.60), (4.63-4.64), (4.71) et (4.73-4.75) en posant $\alpha_n = 0$ et $\lambda_s = \eta_c = \eta_s = 0$.

- Solution stationnaire dans la BPC :

$$\gamma_{total} = \gamma_{\tilde{h}} = \frac{2}{\sin(2\phi_n)} \tag{4.80.1}$$

$$\tau_0 \text{ est calculée tel que } \int_0^{\gamma_{total}} \frac{V \sin\phi_n}{\dot{\gamma}(\gamma, \tau_0)}\, d\gamma - \tilde{h} = 0 \tag{4.80.2}$$

où $\dot{\gamma}(\gamma, \tau_0)$ est déduite de la loi de comportement (4.53) combinée à (4.55-4.56) :

$$\begin{cases} \dot{\gamma} = \dot{\gamma}_0 \exp\left(\dfrac{\sqrt{3}\left(\rho\ \left(V \sin\phi_n\right)^2 \gamma + \tau_0\right)}{C\left[A + B\left(\gamma/\sqrt{3}\right)^n\right]\left[1 - \left(\dfrac{\theta - T_r}{T_f - T_r}\right)^m\right]} - \dfrac{1}{C} \right) \\ \text{avec} : \theta = \theta_w + (1-\chi)\dfrac{\beta}{\rho\, c}\left(\rho\ \left(V \sin\phi_n\right)^2 \dfrac{(\gamma)^2}{2} + \tau_0\, \gamma\right) \end{cases} \tag{4.80.3}$$

$$\theta_{ZPC} = \theta_w + (1-\chi)\frac{\beta}{\rho\, c}\left(\rho\ \left(V \sin\phi_n\right)^2 \frac{(\gamma_{total})^2}{2} + \tau_0\, \gamma_{total}\right) \tag{4.80.4}$$

$$dF_s = -\frac{h\, ds}{\sin\phi_n}\left(\rho\ \left(V \sin\phi_n\right)^2 \gamma_{total} + \tau_0\right) \tag{4.80.5}$$

avec dF_s est la force de cisaillement qui s'exerce à la sortie de la bande sur le copeau usiné par l'élément d'arête *j*. Le paramètre χ est donné par (4.78).

- Calcul des efforts de coupe élémentaires dF_v et dF_f reportés dans la Figure 4.5 du paragraphe 2.1 :

$$\begin{cases} dF_v = h\, ds \dfrac{\cos\lambda}{\cos(\phi_n + \lambda)\sin\phi_n}\left(\rho\ \left(V \sin\phi_n\right)^2 \gamma_{total} + \tau_0\right) \\ dF_f = h\, ds \dfrac{\sin\lambda}{\cos(\phi_n + \lambda)\sin\phi_n}\left(\rho\ \left(V \sin\phi_n\right)^2 \gamma_{total} + \tau_0\right) \end{cases} \tag{4.81}$$

On peut donc en déduire les coefficients spécifiques de coupe K_{cv} et K_{cf} comme suit :

$$\begin{cases} K_{cv} = dF_v / h\, ds = \dfrac{\cos\lambda}{\cos(\phi_n + \lambda)\sin\phi_n}\left(\rho\ \left(V \sin\phi_n\right)^2 \gamma_{total} + \tau_0\right) \\ K_{cf} = dF_f / h\, ds = \dfrac{\sin\lambda}{\cos(\phi_n + \lambda)\sin\phi_n}\left(\rho\ \left(V \sin\phi_n\right)^2 \gamma_{total} + \tau_0\right) \end{cases} \tag{4.82}$$

- Interface outil-copeau :

$$V_c = V \tan\phi_n \tag{4.83.1}$$

$$P_0 = 2\,\frac{\cos^2(\lambda)}{\sin(2\,(\phi_n + \lambda))}\left(\rho\ \left(V \sin\phi_n\right)^2 \gamma_{total} + \tau_0\right) \tag{4.83.2}$$

$$l_c = h\ \frac{\sin(\phi_n + \lambda)}{\sin\phi_n \cos\lambda} \tag{4.83.3}$$

$$\bar{T}_{\text{int}} = \frac{4}{3}\left(1 + \sqrt{\frac{(k\rho c)_{outil}}{k\rho c}}\right)^{-1} \frac{\bar{\mu}\ P_0}{\sqrt{\pi\, k\, \rho\, c}}\sqrt{V_c\ l_c} + \theta_{ZPC} \tag{4.83.4}$$

2.2.3 Modèle analytique de coupe oblique contrainte

L'objectif de ce paragraphe est de rappeler succinctement le modèle de coupe oblique contrainte développé dans [57,58] qui permet de modéliser le processus thermomécanique de formation du copeau au cas où il est obtenu par l'engagement simultané de la partie arrondie de la dent et des arêtes droites adjacentes comme pour le tronçon CD de la Figure 4.1. Dans ce cas, au niveau de chaque élément *j* de l'arête de coupe, le copeau élémentaire *j* doit suivre la direction du mouvement global du copeau définie par l'angle η_g, voir Figure 4.1. Le copeau élémentaire *j* est alors obtenu sous l'action d'une opération de coupe orthogonale contrainte (cas particulier de la coupe oblique contrainte avec une arête de coupe perpendiculaire à la vitesse de coupe). Cette contrainte se caractérise par le fait que l'angle η_c entre la direction d'écoulement du copeau et la normale locale à l'arête *j* est fonction de η_g et de la géométrie de l'arête.

Pour introduire dans le modèle l'interaction de chaque copeau élémentaire *j* avec ses voisins, la résultante des forces exercées par les éléments $j-1$ et $j+1$ sur *j*, de norme R_n, a été supposée appartenir à un plan parallèle à la face de coupe de l'outil et perpendiculaire à la direction du mouvement global du copeau. L'équilibre d'un copeau élémentaire *j* permet donc de calculer la force d'interaction R_n avec les éléments adjacents et la force $\left\|\mathbf{R}_{outil/copeau}\right\|$ exercée par la face de coupe de l'outil sur le copeau élémentaire *j* :

$$R_n = F_s \frac{\cos\eta_s \tan\lambda \ \sin\eta_c + \sin\eta_s \left(\cos(\phi_n - \alpha_n) - \tan\lambda \ \cos\eta_c \sin(\phi_n - \alpha_n)\right)}{\cos(\phi_n^j - \alpha_n)\cos\eta_c - \tan\lambda \ \sin(\phi_n - \alpha_n)} \tag{4.84}$$

$$\left\|\mathbf{R}_{outil/copeau}\right\| = \frac{-F_s \cos\eta_s - R_n \sin\eta_c \sin(\phi_n - \alpha_n)}{\cos\lambda \ \left(\cos(\phi_n - \alpha_n) - \tan\lambda \ \cos\eta_c \sin(\phi_n - \alpha_n)\right)} \tag{4.85}$$

La longueur de contact l_c sont également calculées à partir de l'équilibre du copeau élémentaire *j*:

$$l_c = t_1 \frac{F_s \cos\eta_s \left(\sin(\phi_n - \alpha_n) + \tan\lambda \ \cos(\phi_n - \alpha_n)\cos\eta_c\right) + R_n \sin\eta_c}{\sin\phi_n \cos\eta_c \left(F_s \cos\eta_s + R_n \sin\eta_c \sin(\phi_n - \alpha_n)\right)} \tag{4.86}$$

Avec α_n est l'angle de coupe qui est nul dans le cas du taillage.

On peut noter que si la coupe est de type coupe orthogonale libre, comme sur le tronçon AB de la Figure 4.1, alors on a $\eta_c = \eta_s = 0$. Ceci implique que $R_n = 0$. On retrouve donc les relations présentées dans la section 2.2.1.

La direction d'écoulement que l'ensemble des copeaux élémentaires doivent suivre, et qui est donnée par l'angle η_g, a été déterminée à partir de l'équilibre du copeau global qui se traduit par l'équation suivante :

$$\sum_j R_n = 0 \tag{4.87}$$

Cette relation traduit le fait que les forces d'interactions R_n entre l'ensemble des copeaux élémentaires deviennent des forces internes par rapport au copeau global.

La Figure 4.9 montre une comparaison entre la coupe orthogonale libre ($\lambda_s = \eta_c = 0$) et la coupe orthogonale contrainte où on impose une direction d'écoulement du copeau différente de la normale local via η_c (avec $\lambda_s = 0$).

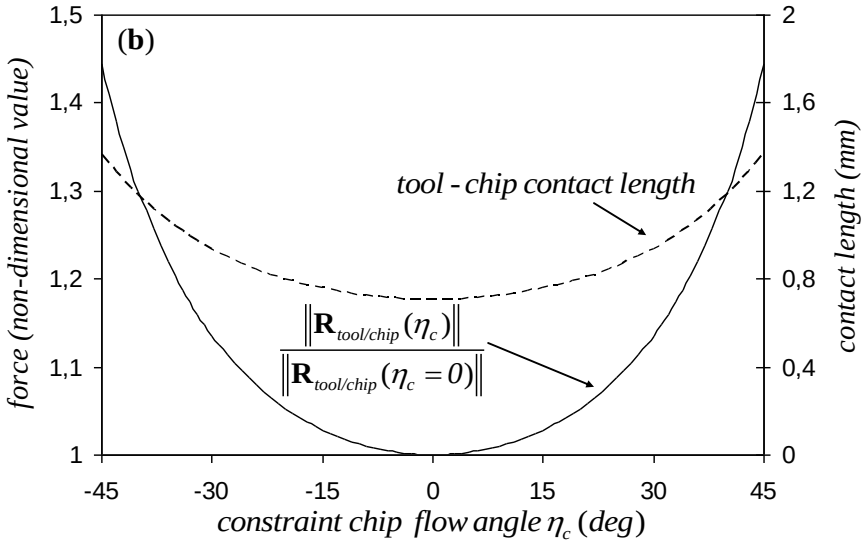


Figure 4.9. Comparaison entre la coupe orthogonale libre et contrainte, [58].

On note que la résultante des efforts de coupe augmente avec la contrainte et que cette augmentation ne devient significative que si la différence entre la direction imposée à l'écoulement du copeau est très différente de la direction naturelle (pour la coupe orthogonale libre, c'est $\eta_c = 0$).

2.3 Modélisation numérique par éléments finis (EF) : approche ALE

Dans ce paragraphe on rappelle brièvement le modèle éléments finis (MEF), basé sur l'approche ALE avec deux objectifs: (i) les coefficients spécifiques permettant de calculer les efforts de coupe en taillage, voir Eqs. (4.7-4.8), sont déterminés à partir du modèle EF. Ceci nous permet de comparer avec le modèle analytique, (ii) le modèle EF servira aussi pour compléter l'approche analytique via l'estimation de l'épaisseur de la zone primaire de cisaillement, l'identification des paramètres de la loi de Merchant généralisée pour l'angle de cisaillement et une estimation des coefficients spécifiques K_{ev} et K_{ef} liés à l'effet du rayon d'arête.

La simulation éléments finis (EF) peut être réalisée à l'aide de trois approches : Eulérienne, Lagrangienne ou Arbitrary Lagrangian Eulerian (ALE). On présente ci-dessous succinctement les avantages et les inconvénients de chaque approche.

Dans le modèle eulérien, le maillage est fixe et la matière s'écoule à travers. Cette formulation permet de simuler le cas d'un copeau continu, Figure 4.10. Cependant, on doit au préalable définir la géométrie du copeau : l'épaisseur du copeau déformée et la longueur de contact outil-copeau. Ceci rend cette approche moins prédictive que les autres modèles EF.

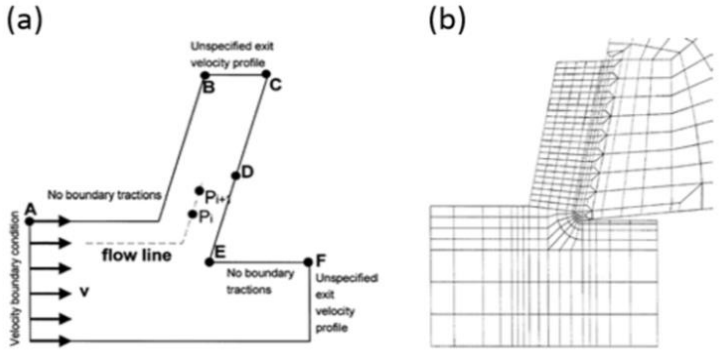


Figure 4.10. Formulation Eulérienne (écoulement dans un domaine fixe : (a) modèle géométrique, (b) maillage, [107].

Dans la formulation lagrangienne, chaque nœud du maillage suit le mouvement du point matériel auquel il est affecté. Le maillage se déforme, il est alors possible de simuler le procédé de coupe depuis la phase de pénétration de l'outil dans la pièce jusqu'à l'obtention d'un copeau, Figure 4.11. La principale critique relative aux modèles basés sur cette approche est liée à la définition d'un critère d'endommagement et/ou de rupture afin de permettre la formation du copeau. Ce critère influe de manière significative sur les résultats du modèle, [108]. L'autre inconvénient est lié au frottement à l'interface outil-copeau. Afin de limiter la distorsion des éléments le long de la face de coupe de l'outil, plusieurs auteurs ont limité le coefficient local de frottement à de faibles valeurs (généralement < 0.3). Ceci se traduit par une sous-estimation significative de l'effort d'avance et par l'impossibilité de simuler un contact de type collant-glissant.

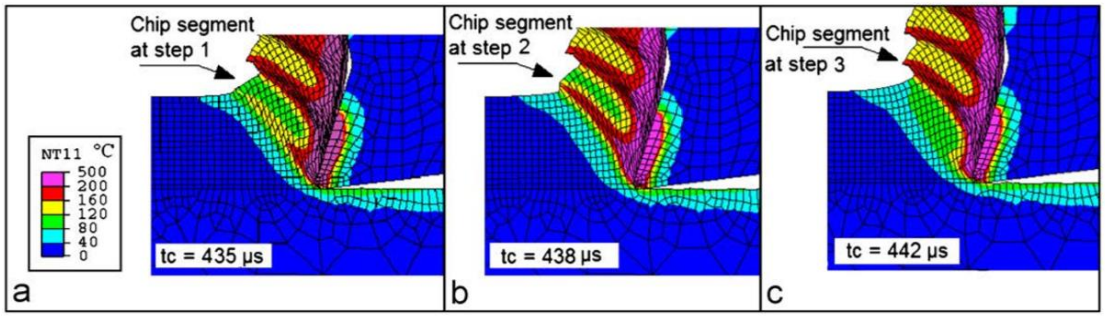


Figure 4.11. Formulation lagrangienne, [109].

Dans l'approche ALE (Arbitrary Lagrangian Eulerian), on combine les avantages des deux formulations lagrangienne et eulérienne, Figure 4.12. Dans ce cas, la cinématique du maillage peut être indépendante du mouvement du matériau soumis à de grandes déformations. Ceci permet par exemple de prendre en compte l'écoulement de matière au voisinage de l'arête de coupe de l'outil tout en évitant la distorsion du maillage. D'un autre côté, afin de prédire d'une manière satisfaisante l'épaisseur du copeau déformé ainsi que le contact outil-copeau, on introduit des surfaces de type 'Sliding Surface' où la matière s'écoule indépendamment du maillage dans la direction tangentielle (approche eulérienne) par contre les nœuds doivent suivre le mouvement de la matière dans la direction normale (approche lagrangienne). Une comparaison entre l'approche Lagragienne et l'approche ALE a été effectuée dans plusieurs travaux, [110,111] qui montrent que le modèle ALE est le plus approprié pour simuler la formation d'un copeau continu en usinage.

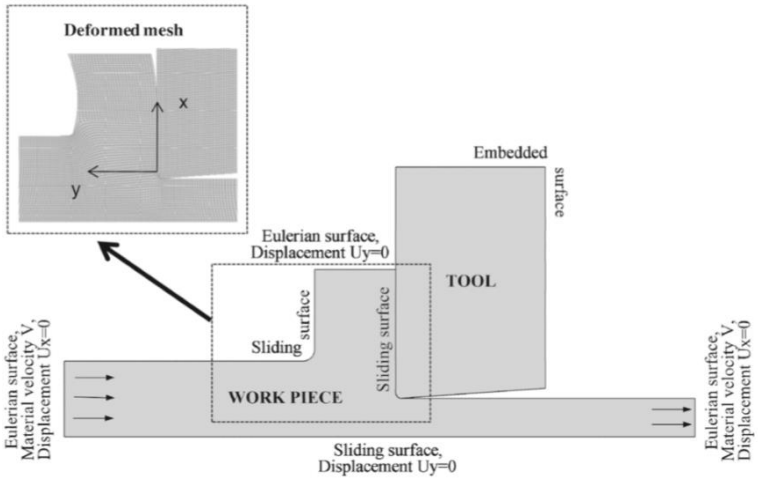


Figure 4.12. Formulation ALE : Arbitraire Lagrangienne Eulérienne, [112].

D'une manière générale, le problème thermomécanique fortement couplé est gouverné par les équations suivantes:

$$\mathbf{div}(\boldsymbol{\sigma}) - \mathbf{f}_v = \rho \ddot{\mathbf{u}} \tag{4.88}$$

$$\rho c \dot{T} - k \Delta T = \dot{q}_v \tag{4.89}$$

où $\boldsymbol{\sigma}$ est le tenseur de contraintes de Cauchy, $\mathbf{f}_v$ représente les efforts volumiques (force par unité de volume), $\ddot{\mathbf{u}}$ représente l'accélération, ρ est la masse volumique, k est la conductivité thermique, T est la température, c est la chaleur massique à pression constante et q_v représente la source chaleur par déformation plastique.

Le comportement du matériau est supposé donné par la loi thermoviscoplastique de Johnson-Cook, voir Eq. (4.90), exprimée en contrainte équivalente $\bar{\sigma}$, déformation équivalente $\bar{\varepsilon}^p$, et vitesse de déformation équivalente $\dot{\bar{\varepsilon}}^p$:

$$\bar{\sigma} = \underbrace{\left[A + B\left(\bar{\varepsilon}^p\right)^n\right]}_{Ecrouissage} \underbrace{\left[1 + C \ln\left(\frac{\dot{\bar{\varepsilon}}^p}{\dot{\bar{\varepsilon}}_0}\right)\right]}_{Viscosité} \underbrace{\left[1 - \left(\frac{T - T_r}{T_f - T_r}\right)^m\right]}_{Température} \tag{4.90}$$

Au cours du processus de coupe, les conditions tribologiques entre l'outil et la pièce sont très complexes avec des valeurs très élevées de pression et de température. Pour cela, la définition du comportement de l'interface de contact outil-pièce est nécessaire pour pouvoir modéliser correctement le processus de coupe. La nature du contact a un impact direct sur la formation du copeau. Cette étape a fait l'objet de plusieurs travaux scientifiques et elle reste encore à développer, du fait de la complexité des phénomènes physico-chimiques mis en jeu à l'interface outil-copeau et du caractère évolutif de cette interface (modification de la géométrie de la face de coupe par l'usure au cours de l'usinage). Plusieurs investigations expérimentales menés par Zorev [113], Trent [114], Ackroyd [115], Asthakov [116], ont montré l'existence simultanée des zones collantes et glissantes le long de la face de coupe de l'outil.

Le frottement outil-copeau et outil-pièce est modélisé en utilisant la loi de Coulomb avec limitation de la contrainte de cisaillement τ_f (contrainte de friction) :

$$\tau_f = \min(\bar{\sigma}/\sqrt{3}, \mu_{loc}\,\sigma_n) \tag{4.91}$$

avec σ_n est la contraint normale de contact, μ_{loc} est le coefficient de frottement local et $\bar{\sigma}$ est la contrainte d'écoulement du matériau (contrainte équivalente).

Dans le cas où $\tau_f = \mu_{loc}\,\sigma_n$, le contact est glissant. Dans le cas contraire, le contact est collant avec une contrainte de frottement τ_f limitée à la contrainte de cisaillement du matériau $\tau_f = \bar{\sigma}/\sqrt{3}$.

L'échange thermique à l'interface outil-copeau est souvent la conséquence de deux sources de chaleur : la première est générée par frottement et la deuxième est générée par déformation plastique (zone de cisaillement secondaire). Lors de l'usinage, la chaleur générée par l'action de coupe est évacuée principalement par les copeaux et en partie diffusée dans l'outil. Les équations (4.92) et (4.93) présentent les relations introduites dans le modèle EF pour décrire le transfert de chaleur généré entre l'outil et le copeau.

$$\begin{cases} \dot{q}_{\rightarrow outil} = \beta \dot{q}_f + \dot{q}_c \\ \dot{q}_{\rightarrow copeau} = (1-\beta)\dot{q}_f - \dot{q}_c \end{cases} \tag{4.92}$$

Avec

$$\begin{cases} \dot{q}_f = \eta_f \tau_f v_s \\ \dot{q}_c = k\left(T_{copeau} - T_{outil}\right) \end{cases} \tag{4.93}$$

où $\dot{q}_{\rightarrow outil}$ et $\dot{q}_{\rightarrow pièce}$ représentent successivement le flux de chaleur diffusé dans l'outil et dans le copeau, η_f représente la fraction de l'énergie de frottement convertie en chaleur et v_s est la vitesse de glissement. Le paramètre β est le coefficient de partage de la source de chaleur générée par frottement et évacuée par l'outil. Généralement, la valeur de β est inférieur à 0,5 à cause de l'écoulement du copeau qui permet d'évacuer une partie de la chaleur générée.

Pour tenir compte du fait que le contact thermique n'est pas parfait à cause de la résistance thermique, le flux de chaleur $\dot{q}_c$ est introduit par l'équation (4.93) avec k est la conductance thermique et T_{copeau} et T_{outil} sont respectivement la température du copeau et de l'outil au point de contact.

Les paramètres thermomécaniques de l'interface de contact outil-copeau utilisés dans ce travail sont regroupés dans le Tableau 4.1.

β	η_f	k [W/m²/°K]
0.5	1	2000

Tableau 4.1. Paramètres de l'interface outil-copeau.

Chapitre 5 Résultats et discussions

1 Introduction

Dans ce chapitre, nous commençons par présenter la validation du modèle éléments finis basé sur l'approche ALE en le comparant avec les essais de coupe orthogonale, détaillés dans le chapitre 3. Ensuite, nous présentons la validation expérimentale du modèle analytique.
Le modèle EF-ALE servira également à analyser l'influence des conditions de coupe sur des variables locales comme l'épaisseur de la zone primaire de cisaillement, l'angle de cisaillement et les paramètres thermomécaniques à l'interface outil-copeau. Comme indiqué précédemment, ces données locales vont permettre d'enrichir la modélisation analytique.
Dans la dernière partie de ce chapitre, nous présenterons la simulation de l'opération de taillage à la fraise-mère des couronnes de grandes dimensions en finition à partir de l'approche analytique. L'objectif est de montrer le potentiel prédictif de cette approche dont l'application permet d'analyser rapidement le chargement thermomécanique que subit chaque arête de coupe et ceci pour chaque dent de la fraise-mère.

2 Coupe orthogonale : validation expérimentale du modèle éléments finis (EF)

L'analyse cinématique de l'interaction entre la pièce et les arêtes de coupe de chaque dent de l'outil lors de l'opération de finition en taillage de pièces de grandes dimensions, voir chapitre 2, a montré que la coupe orthogonale se fait principalement avec une épaisseur moyenne du copeau non-déformé t_1 inférieur ou égale à *0.05 mm* et une vitesse de coupe moyenne de *V=15 m/min*. Au niveau de la pointe de la dent (au voisinage de la partie arrondie de l'arête de coupe), t_1 peut atteindre localement des valeurs de l'ordre de *0.13 mm*. Afin de valider le modèle EF-ALE, nous allons considérer les deux avances de *0.05 mm* et *0.13 mm* pour différentes vitesses de coupe. Les autres conditions de coupe sont données par : l'angle de coupe α_n=0°, l'angle de dépouille β=10° et le rayon d'arête r_ε=5µm, voir Figure 5.1.

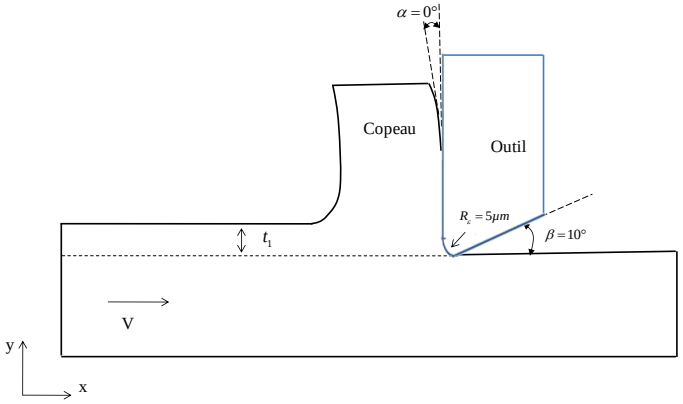


Figure 5.1 Schéma représentatif des dimensions du modèle de coupe.

Un maillage uniforme a été adopté pour la pièce (environ 5 µm) et pour l'outil de coupe (18µm) comme montré sur la Figure 5.2. Le temps d'usinage simulé est d'environ 20 ms pour une avance de 0.05 mm et de 70 ms pour une avance de 0.13 mm. Avec cette approche, la géométrie initiale du copeau doit être définie en terme de valeurs initiales pour l'épaisseur du copeau et la longueur de contact. A l'entrée et à la sortie de la pièce, la surface est eulérienne où le maillage est fixe dans la direction de coupe *x*. A la sortie du copeau, la surface est également eulérienne avec un maillage fixe dans la direction *y*. Pour le copeau, la surface libre et les surfaces susceptibles de rentrer en contact avec la face de coupe de l'outil et la face de dépouille sont définies comme des 'Sliding Surface'. Ceci revient à rendre l'approche EF : lagrangienne dans la direction normale à la surface (les nœuds du maillage suivent la matière) et eulérienne dans la direction tangentielle à la surface (les nœuds du maillage ne suivent pas la matière). Un domaine de maillage adaptatif avec remaillage continu a été pris en considération pour la pièce afin de réduire la distorsion des éléments pendant la simulation. Ainsi, à partir de la géométrie initiale du copeau que l'on donne, l'approche ALE permet à l'épaisseur du copeau et à la longueur de contact d'augmenter ou de diminuer selon les conditions de coupe et les conditions tribologiques de contact pour converger vers la solution stationnaire.

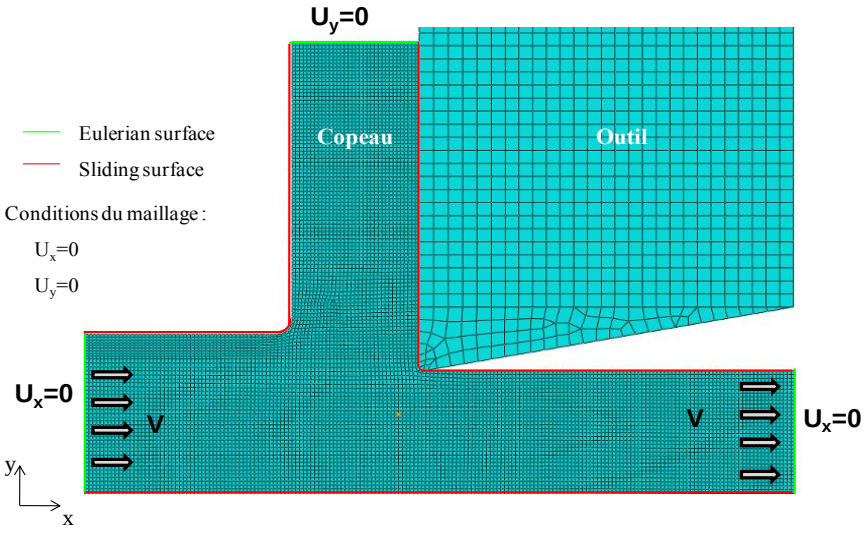


Figure 5.2. Maillage adopté dans la simulation numérique.

Le comportement thermoviscoplastique du matériau usiné est supposé être donné par la loi de Johnson-Cook. Pour l'acier AISI 4337, les paramètres de la loi sont déduits des travaux de Chandrasekaran et al. [117] comme le montre Tableau 5.1. Les propriétés thermomécaniques couple outil-matière sont résumées dans le Tableau 5.2.

A (MPa)	B (MPa)	n	C	m	$\dot{\varepsilon}_0$ (s^{-1})
850	356	0.304	0.072	0.513	1

Tableau 5.1. Paramètres de la loi de Johnson-Cook pour l'acier AISI 4337, [117].

	Pièce	Outil
Matière	AISI 4337	ASP 30
Module de Young (GPa)	210	240
Dureté (HRC)	33	65
Coefficient de poisson, υ	0.3	0.28
Densité (Kg/m^3)	7840	8100
Conductivité thermique (W/m.K)	37.7	24
Chaleur spécifique (J/Kg.K)	460	420
Température de fusion, T_m (K)	1700	-
Température de référence, T_0 (K)	298	298

Tableau 5.2. Propriétés thermomécaniques de la pièce usinée et de l'outil de coupe.

2.1 Calibration du coefficient de frottement local μ_{loc} et validation expérimentale

Afin de simuler le processus thermomécanique de formation du copeau par le modèle EF, nous devons préciser la valeur du coefficient de frottement local μ_{loc} de la loi de frottement (4.91) définie dans le chapitre précédent. Il est clair qu'actuellement, les données tribologiques disponibles dans la littérature pour différents couples de matériaux ne correspondent pas aux conditions extrêmes de frottement qui règnent à l'interface outil-copeau. D'un autre côté, les essais de coupe orthogonale nous permettent d'accéder uniquement au coefficient de frottement apparent $\bar{\mu}$ à partir du ratio entre l'effort d'avance F_f et l'effort de coupe F_v ($\bar{\mu} = F_f / F_v$ dans le cas où l'angle de coupe est nul $\alpha_n = 0$). Ce coefficient, que l'on qualifie aussi de global, représente une vue globale des conditions tribologiques le long de la totalité du contact outil-matière : face de coupe de l'outil, partie arrondie de l'arête et face de dépouille. Il prend donc en compte l'état du contact : glissant, collant ou collant-glissant et ne peut être égal au coefficient de frottement local μ_{loc} que dans le cas particulier d'un contact 100% glissant avec un rayon d'arête nul et l'absence de contact en dépouille.

Dans ce travail, l'identification de μ_{loc} sera effectuée pour deux conditions de coupe $(t_1 = 0.05mm, V = 15m/min)$ et $(t_1 = 0.13mm, V = 25m/min)$. Pour ce faire, on fait varier μ_{loc} au voisinage d'une valeur proche de la valeur expérimentale de $\bar{\mu} = F_f / F_v$ pour une vitesse de coupe donnée. Les Tableaux 5.3 et 5.4 montrent la variation des efforts de coupe (F_v, F_f) et celle de $\bar{\mu} = F_f / F_v$ en fonction de μ_{loc}. Les résultats du modèle EF montrent que les efforts de coupe et le coefficient apparent $\bar{\mu}$ sont des fonctions croissantes de μ_{loc}. La comparaison entre les valeurs prédites par le modèle et celles déduites des essais de coupe orthogonale montre que les meilleures estimations correspondent à $\mu_{loc} \simeq 0.38$ pour $(t_1 = 0.05mm, V = 15m/min)$ et $\mu_{loc} \simeq 1$ pour $(t_1 = 0.13mm, V = 25m/min)$. Il est clair que cette procédure de calibration reste assez lourde à généraliser pour toutes les conditions de coupe. Par conséquence, nous allons supposer que μ_{loc} est constant pour la gamme de vitesses que nous allons simuler dans la suite de ce travail.

Expérimentale				Numérique						
V (m/ min)	Effort de coupe (N)	Effort d'avance (N)	$\bar{\mu}_{exp}$ (/)	μ_{loc} (/)	Effort de coupe(N)	Erreur (%)	Effort d'avance (N)	Erreur (%)	$\bar{\mu}_{num}$ (/)	Erreur (%)
15	264,5	122,2	0.46	**0.38**	**323,1**	**22%**	**126,8**	**4%**	**0.39**	**-15%**
				0,4	327,3	24%	135,7	11%	0,41	-10%
				0,45	351,5	33%	157,6	29%	0,45	-2%
				0,5	370,9	40%	180,6	48%	0,49	5%
				0,6	417,8	58%	244,5	100%	0,59	27%
				0,7	459,4	74%	300,2	146%	0,65	41%

Tableau 5.3. Effet du coefficient de frottement sur les efforts de coupe pour les conditions de coupe suivantes : V=15m/min, t_1=0.05mm et w=2mm.

Expérimentale				Numérique						
V (m/ min)	Effort de coupe (N)	Effort d'avance (N)	$\bar{\mu}_{exp}$ (/)	μ_{loc} (/)	Effort de coupe(N)	Erreur (%)	Effort d'avance (N)	Erreur (%)	$\bar{\mu}_{num}$ (/)	Erreur (%)
25	981,7	936,6	0,95	0,8	838,9	-15%	573,22	-36%	0,68	-26%
				0,9	889,6	-9%	672,02	-25%	0,76	-18%
				0,95	872,7	-11%	696,96	-23%	0,80	-13%
				1	**857,5**	**-13%**	**700,5**	**-22%**	**0,82**	**-11%**

Tableau 5.4. Effet du coefficient de frottement sur les efforts de coupe pour les conditions de coupe suivantes : V=25m/min, t_1=0.13mm et w=2mm.

Pour une avance de 0.05 mm, les tendances expérimentales et numériques des efforts de coupe F_v et d'avance F_f en fonction de la vitesse de coupe *V* sont reportées dans la Figure 5.3. Le modèle numérique reproduit la diminution des efforts de coupe lorsque la vitesse de coupe augmente jusqu'à 15 m/min. Cette tendance est souvent due au processus d'adoucissement thermique produit lors de l'usinage. En effet, l'augmentation de la vitesse de coupe entraîne une augmentation de la température de coupe et une diminution des contraintes de cisaillement du matériau usiné, ce qui a tendance à donner des efforts de coupe plus faibles. Cependant, l'augmentation des efforts de coupe expérimentaux à partir d'une vitesse de coupe V=15 m/min n'est pas reproduite par le modèle numérique. Les écarts moyens en terme de prédiction sont de l'ordre de 14% pour les efforts de coupe F_v et de 22% pour les efforts d'avance F_f.

La Figure 5.4 montre une comparaison entre les coefficients de frottement apparents calculés numériquement et les valeurs expérimentales. On remarque que les valeurs numériques sont quasi-constantes pour l'ensemble des vitesses de coupe testées alors que le coefficient de frottement expérimental montre une tendance à la hausse à partir de V=14 m/min.

La différence relevée entre les efforts et les coefficients de frottement expérimentaux et numériques peut être justifiée par le fait que les effets de la lubrification ne sont pas pris en compte lors de la simulation numérique. Les fonctions de base de la lubrification sont de refroidir l'outil de coupe et de réduire le frottement à l'interface outil-copeau et outil-pièce, [118]. En conséquence, un fluide de coupe peut modifier fortement les conditions tribologiques à ces interfaces en changeant les conditions de contact (température de contact, contraintes de frottement...etc.) en particulier pour les faibles vitesses de coupe comme dans la présente étude. En effet, on peut noter que pour les tests avec V > 14 m/min, $\bar{\mu}$ augmente. Ceci peut être du au fait que la lubrification devienne moins efficace à ces vitesses et/ou à la

présence d'arête rapportée BUE qui change complètement les conditions de frottement entre le copeau et l'outil.

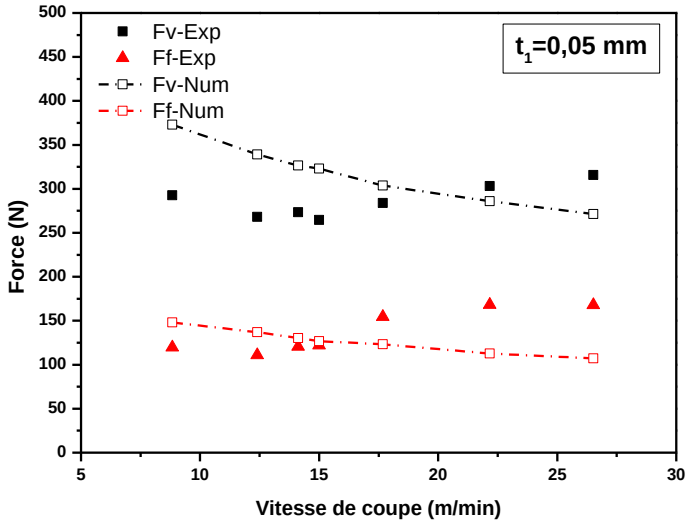


Figure 5.3. Comparaison entre les efforts de coupe F_v et d'avance F_f expérimentaux et numériques pour une avance t_1=0.05 mm, angle de coupe α_n=0° et une largeur de coupe w=2 mm.

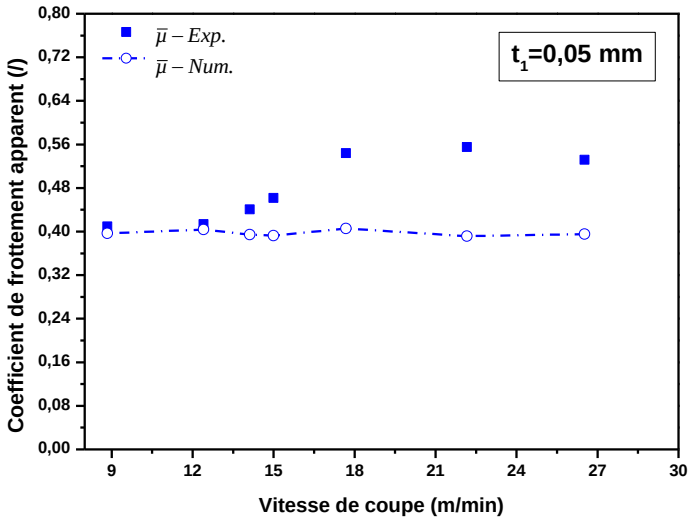


Figure 5.4. Comparaison entre les coefficients de frottement apparents expérimentaux et numériques pour une avance t_1=0.05 mm, angle de coupe α_n=0° et une largeur de coupe w=2 mm.

La Figure 5.5 montre la variation des efforts de coupe en fonction de la vitesse de coupe V pour une avance de *0.13 mm* . Comme pour l'avance de *0.05 mm,* les résultats du modèle EF montrent une baisse des efforts de coupe quand V augmente. Les écarts moyens entre le modèle et l'expérience sont de l'ordre de 15% pour l'effort de coupe F_v et de 13% pour les l'effort d'avance F_f . Cette différence peut s'expliquer par l'écart observé sur le coefficient de frottement apparent $\bar{\mu}$ entre les prédictions du modèle et les valeurs expérimentales comme le montre la Figure 5.6. On rappelle que le coefficient de frottement local μ_{loc} a été supposé indépendant de la vitesse de coupe ($\mu_{loc} \simeq 1$ pour $t_1 = 0.13 mm$). On peut également noter que le modèle EF montre une décroissance de $\bar{\mu}$ pour $V \geq 30 m/min$ alors qu'il est quasi-constant pour $15 m/min \leq V \leq 30 m/min$. Ceci est la conséquence de l'évolution du contact outil-copeau en fonction de la vitesse. En effet, l'augmentation de V implique une

augmentation de la température de contact induisant un adoucissement thermique plus important du matériau. Sachant que la contrainte de cisaillement à l'interface de contact doit être inférieur ou égale à celle du matériau (loi de frottement de Coulomb modifiée (4.91), Chapitre 4), on passe donc d'un contact glissant à un contact collant-glissant si l'adoucissement thermique et suffisamment élevée. Ceci se traduit globalement par le fait que la force de frottement, qui est égale à l'effort d'avance F_f dans le cas d'un angle de coupe nul, devient fonction de la contrainte d'écoulement du matériau $\bar{\sigma}/\sqrt{3}$ qui baisse avec l'élévation de la température à l'interface outil-copeau; induisant ainsi une réduction $\bar{\mu}$. D'un autre coté comme pour l'avance de *0.13 mm*, le modèle EF ne reproduit pas la tendance expérimentale (essais avec lubrification) de $\bar{\mu}$ en fonction de *V*.

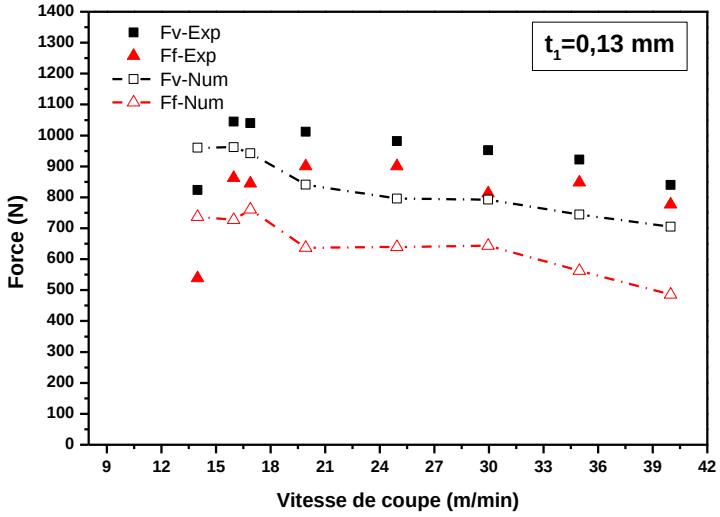


Figure 5.5. Comparaison entre les efforts de coupe F_v et d'avance F_f expérimentaux et numériques pour une avance t_1=0.13 mm, angle de coupe α_n=0° et une largeur de coupe w=2 mm.

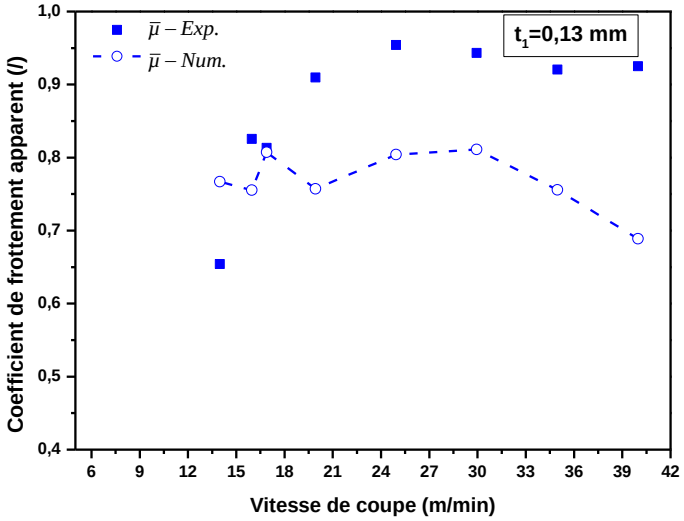


Figure 5.6. Comparaison entre les coefficients de frottement apparents expérimentaux et numériques pour une avance t_1=0.13 mm, angle de coupe α_n=0° et une largeur de coupe w=2 mm.

2.2 Analyse du contact outil-copeau

Les Figures 5.7 et 5.8 montrent les distributions à l'interface outil-copeau de la contrainte de cisaillement $\mu_{loc}\sigma_n$ (σ_n est la pression de contact), de la contrainte de frottement τ_f, de la contrainte d'écoulement du matériau $\bar{\sigma}/\sqrt{3}$ et de la vitesse de glissement V_g respectivement pour deux conditions de coupe : $t_1 = 0.05mm, V = 15m/min$ et $t_1 = 0.13mm, V = 40m/min$. Pour une vitesse de coupe $V = 14m/min$ et une avance $t_1 = 0.05mm$, on peut noter que le contact est glissant. En effet, la contrainte de frottement τ_f est égale à la contrainte de cisaillement $\mu_{loc}\sigma_n$ et est inférieure à la contrainte d'écoulement du matériau $\bar{\sigma}/\sqrt{3}$. Cette tendance est en accord avec la distribution de la vitesse de glissement V_g à l'interface outil-copeau, comme le montre la Figure 5.7. On observe la même tendance pour les autres vitesses de coupe. Comme mentionné précédemment, la nature du contact (glissant ou collant-glissant) est principalement contrôlée par la température de contact via l'adoucissement thermique du matériau qui se traduit par une baisse de la contrainte d'écoulement $\bar{\sigma}/\sqrt{3}$. Il apparaît donc que pour ces conditions de coupe, l'augmentation de la température à l'interface outil-copeau en fonction de la vitesse de coupe n'est pas suffisamment élevée, voir Figure 5.9, pour faire évoluer le contact de glissant à collant-glissant. Dans la Figure 5.8, on observe que pour une vitesse de coupe $V = 40m/min$ et une avance $t_1 = 0.13mm$, l'échauffement le long de la face de coupe est suffisamment significatif pour induire un contact collant-glissant. En effet, dans la partie collante, nous avons $\tau_f = \bar{\sigma}/\sqrt{3} \le \mu_{loc}\sigma_n$ qui est en accord avec la distribution de la vitesse de glissement V_g, voir Figure 5.8.

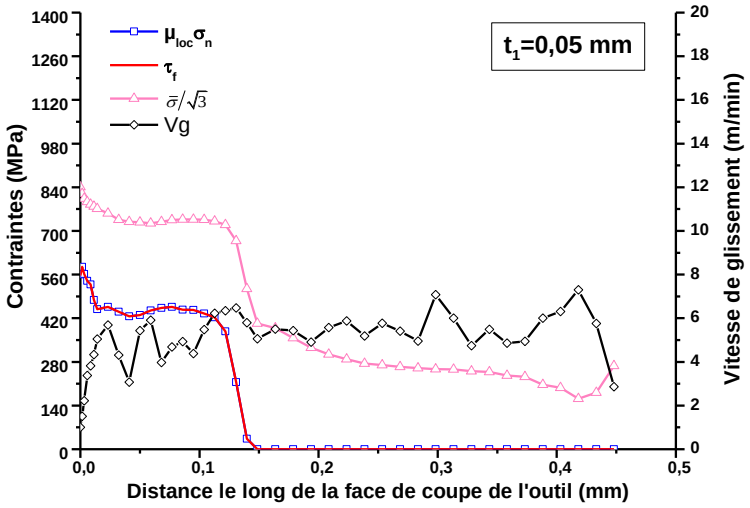


Figure 5.7. Evolution de $\mu_{loc}\sigma_n$, τ_f, $\bar{\sigma}/\sqrt{3}$ et de la vitesse de glissement V_g à l'interface outil-copeau, avec μ_{loc} le coefficient de frottement local, σ_n la contrainte normale du contact, $\bar{\sigma}$ la contrainte équivalente de Von-Mises et τ_f la contrainte de frottement. Conditions de coupe : V=14 m/min et t_1 = 0.05 mm.

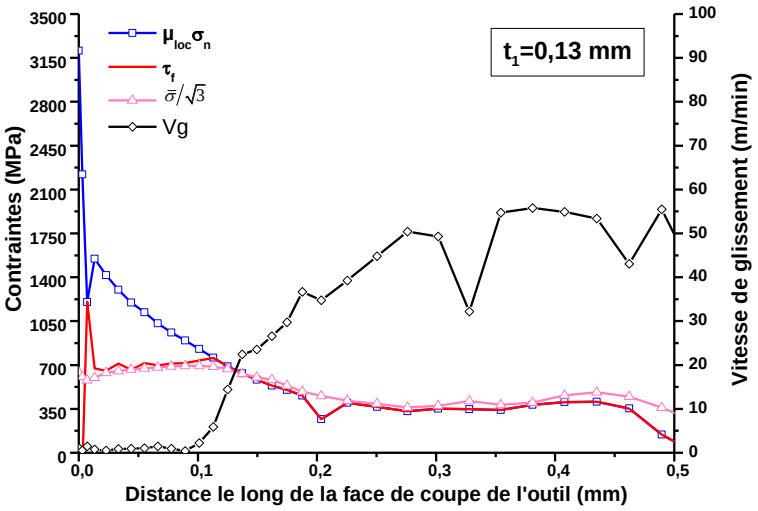


Figure 5.8. Evolution de $\mu_{loc}\sigma_n$, τ_f , $\bar{\sigma}/\sqrt{3}$ *et de la vitesse de glissement* V_g *à l'interface outil-copeau. Conditions de coupe : V=40 m/min et* t_1 *= 0.13 mm. Voir Figure 5.7 pour la définition des différents paramètres.*

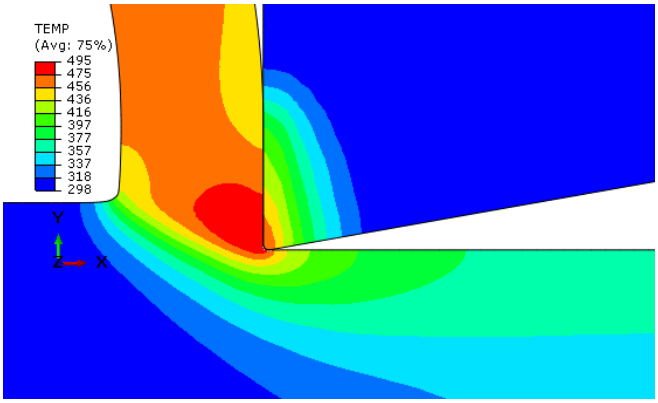


Figure 5.9. Distribution de la température de l'outil de la pièce pour $V = 14\ m/min$ *et* $t_1 = 0.05\ mm$ *.*

Lors des essais de coupe orthogonale, présentés dans le chapitre 3, nous avons noté d'une manière qualitative la présence d'un dépôt de matière qui peut être lié à la formation de l'arête rapportée. Dans les simulations EF, on observe des oscillations d'une amplitude de 10% environ sur l'effort de coupe F_v, Figure 5.10. Afin d'analyser ces oscillations, nous avons cherché une corrélation entre l'évolution des efforts de coupe en fonction du temps *t* et la distribution de la vitesse d'écoulement de la matière au voisinage du rayon d'arête, comme illustré dans le Tableau 5.5. Pour analyser le champ des vitesses au voisinage de l'arête de coupe, on n'affiche que les vitesses inférieures ou égales à 2.4 m/min. Les résultats de cette étude montrent la présence d'une accumulation de matière sur l'arête de l'outil, Tableau 5.5. Cette stagnation de matière est en accord avec l'apparition d'une zone collante le long du contact outil-copeau qui est le résultat d'une élévation de la température, voir Figure 5.11 et Tableau 5.5. D'un autre côté, on note que l'augmentation (resp. la réduction) de l'effort de coupe coïncide avec l'apparition (resp. la disparition) d'une zone de stagnation, voir Figure 5.10 et Tableau 5.5. Ce résultat du modèle EF se rapproche du phénomène d'arête rapportée BUE dont la formation nécessite au préalable l'existence d'un contact collant comme ça était montré par Atlati et al. (2015) [119].

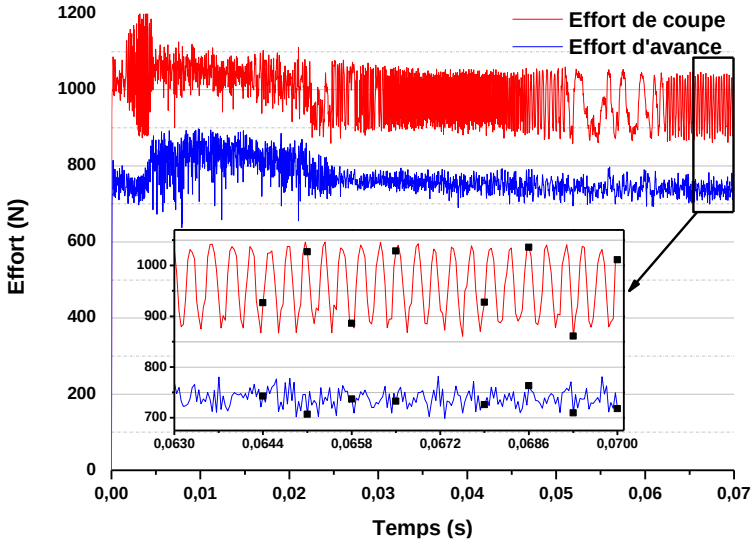
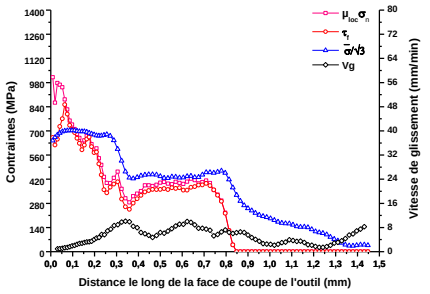
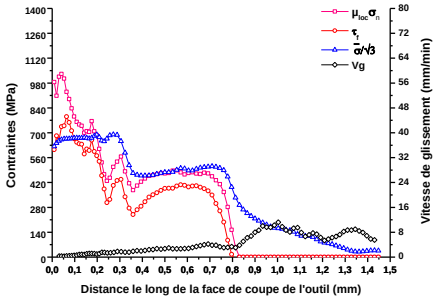
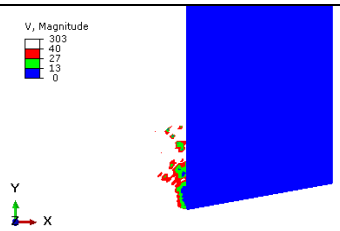
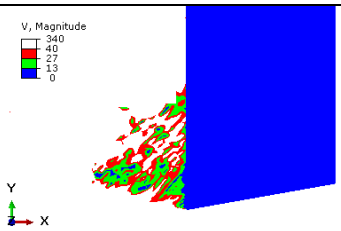
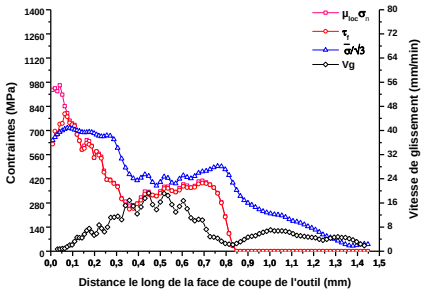
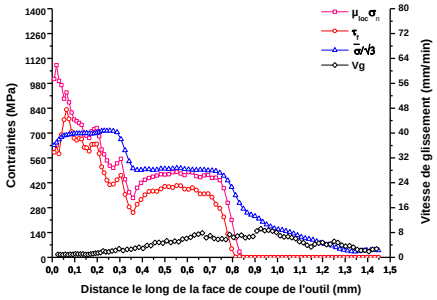


Figure 5.10. Evolution des efforts de coupe en fonction du temps pour une vitesse de coupe de 14 m/min et une avance de 0.13mm.

t (ms)	*64.4*	*65.1*
Evolution des contraintes à l'interface outil/copeau		
Distribution de la vitesse de glissement de la matière		
F_v (N)	*927*	*1027*
F_f (N)	*743*	*707*
t (ms)	*65.8*	*66.5*
Evolution des contraintes à l'interface outil/copeau		

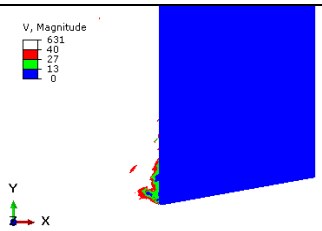
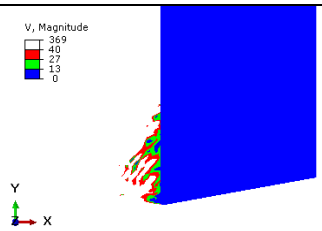
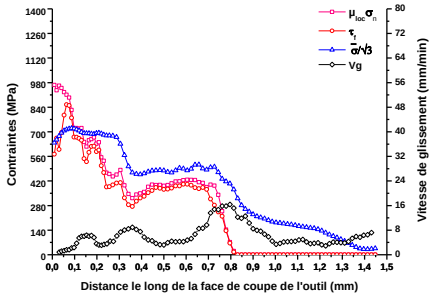
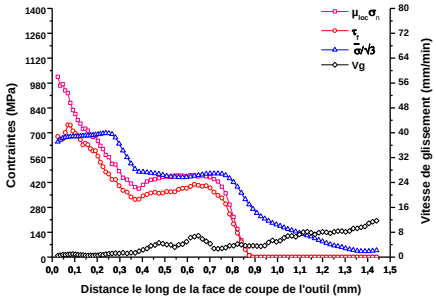
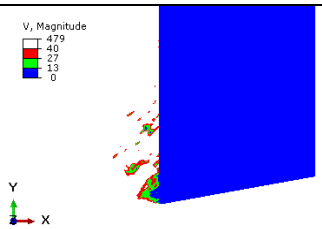
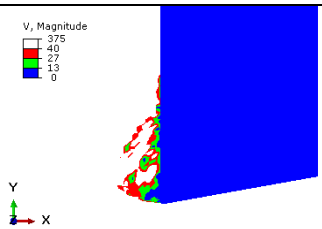
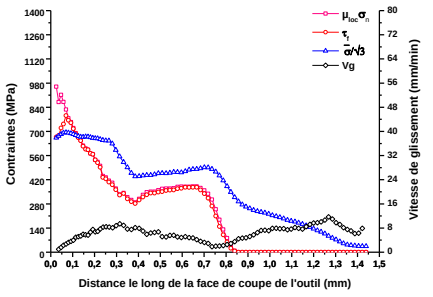
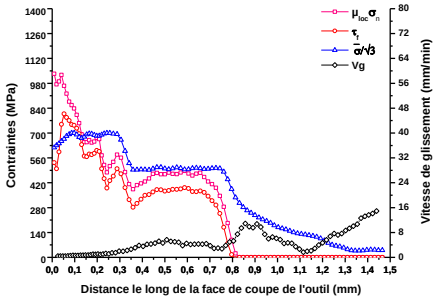
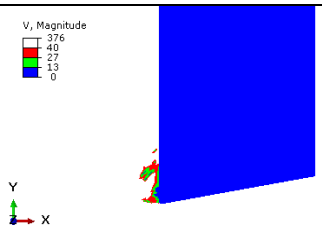
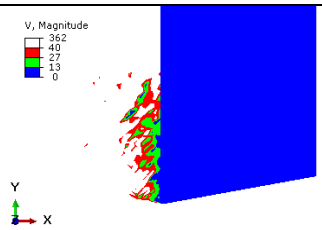
Distribution de la vitesse de glissement de la matière		
F_v (N)	*886*	*1029*
F_f(N)	*737*	*733*
t (ms)	*67.9*	*68.6*
Evolution des contraintes à l'interface outil/copeau		
Distribution de la vitesse de glissement de la matière		
F_v (N)	*928*	*1036*
F_f(N)	*726*	*763*
t (ms)	*69.3*	*70*
Evolution des contraintes à l'interface outil/copeau		
Distribution de la vitesse de glissement de la matière		
F_v (N)	*861*	*1011*
F_f(N)	*710*	*718*

Tableau 5.5. Corrélation entre les efforts de coupe, les contraintes à l'interface outil-copeau et la distribution de la vitesse de glissement de la matière pour V=14 m/min et t_1=0.13mm.

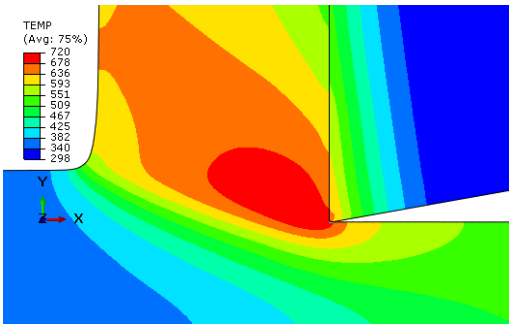


Figure 5.11. Distribution de la température de l'outil et de la pièce pour V=14 m/min et t_1=0.13 mm.

2.3 Analyse de la zone primaire de cisaillement

Dans ce paragraphe, on présente l'effet de la vitesse de coupe V, pour deux avances $t_1 = 0.05mm$ et $t_1 = 0.13mm$, sur l'épaisseur $\tilde{h}$ de la zone primaire de cisaillement et sur l'angle de cisaillement ϕ_n qui sont illustrés dans la Figure 5.12. On rappelle que $\tilde{h}$ et ϕ_n sont les deux paramètres principaux du modèle analytique qui servira à simuler l'opération de taillage en finition et qui sera présenté dans la section suivante.

Les simulations EF nous permettent l'identification de $\tilde{h}$ à partir du champ des vitesses de déformations équivalentes $\dot{\bar{\varepsilon}}$ comme reporté dans la Figure 5.12. La Figure 5.13 montre que $\tilde{h}$ augmente légèrement avec t_1 et qu'elle varie faiblement avec la vitesse de coupe (pour cette gamme de vitesse). Par conséquent, pour le modèle analytique nous prendrons les valeurs moyennes données dans le Tableau 5.6.

La connaissance de l'angle de cisaillement ϕ_n, qui caractérise l'inclinaison de la zone primaire de cisaillement par rapport à la direction de coupe, Figure 5.12, est une donnée essentielle de la modélisation analytique. La Figure 5.14 donne l'évolution de l'angle ϕ_n en fonction de la différence entre l'angle de coupe α_n et l'angle de frottement expérimental λ. Les valeurs de cet angle sont calculées à partir des simulations numériques réalisées en coupe orthogonale pour les différentes vitesses de coupe et avances, Figure 5.12.

A partir de ces données, il est ainsi possible de déterminer les constantes A_1 et A_2 de la loi de Merchant modifiée:

$$\phi_n \simeq A_1 + A_2\left(\alpha_n - \lambda\right) \tag{5.1}$$

La Figure 5.14 montre l'identification de (5.1) qui est reste proche de la loi de Merchant où $A_1 = \pi/4$ et $A_2 = 0.5$.

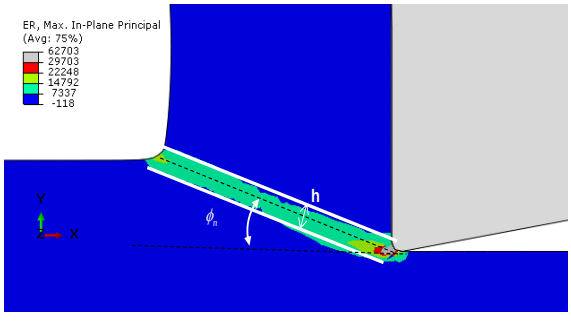


Figure 5.12. Distribution de la vitesse de déformation équivalente $\dot{\bar{\varepsilon}}$ de la pièce pour une vitesse de coupe V=24 m/min.

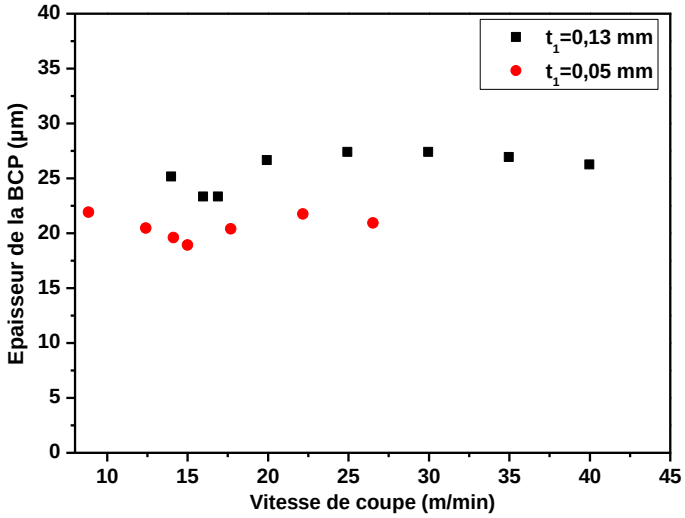


Figure 5.13. Effet de la vitesse de coupe sur l'épaisseur de la bande de cisaillement primaire (BCP).

Avance f (mm)	Epaisseur moyenne $\tilde{h}$ (µm)
0.05	21
0.13	26

Tableau 5.6. Epaisseur moyenne de la BCP en fonction de l'avance.

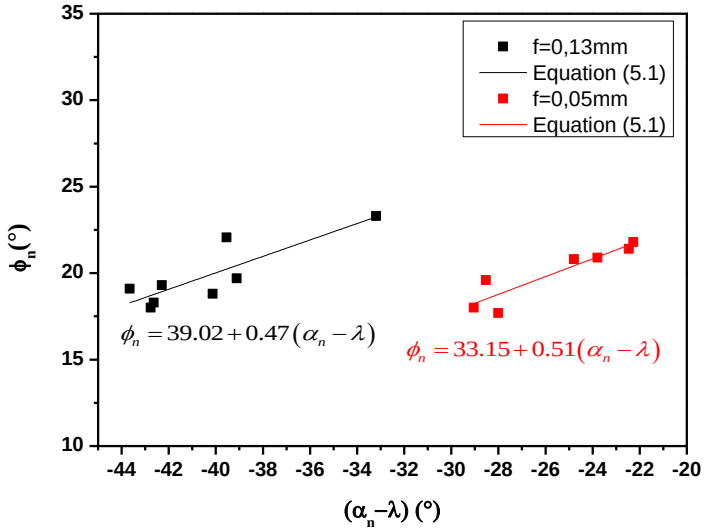


Figure 5.14. Evolution de l'angle de cisaillement ϕ_n en fonction de ($\alpha_n - \lambda$) avec α_n l'angle de coupe et λ l'angle de frottement.

3 Validation du modèle analytique de coupe orthogonale

Avant d'appliquer le modèle analytique, détaillé dans le chapitre 4, à l'opération de taillage en finition, on présente une validation du modèle dans le cas d'une opération élémentaire de coupe orthogonale. Dans cette partie, on comparera les résultats de l'approche analytique avec les mesures des efforts de coupe. Une confrontation avec le modèle EF permettra également d'analyser la véracité des prédictions du modèle analytique par rapport aux variables locales comme la température dans la zone primaire de cisaillement ZPC, la longueur de contact outil-copeau et la température moyenne le long de la face de coupe de l'outil.

Comme précisé précédemment, les entrées de l'approche analytiques sont : (1) la loi de comportement thermoviscoplastique du matériau usiné, supposée être donnée par la loi de Johnson-Cook, (2) la loi de friction à l'interface outil-copeau (coefficient de frottement apparent $\bar{\mu}$), (3) l'angle de cisaillement ϕ_n, (4) l'épaisseur moyen $\tilde{h}$ de la ZPC et (5) les coefficients spécifiques K_{ev} et K_{ef} liés à l'effet de l'arête de coupe.

Une estimation des données (3), (4) et (5) est obtenue à partir du modèle EF, voir le Tableau 5.7 pour ϕ_n et $\tilde{h}$. Les paramètres de la loi Johnson-Cook et les paramètres thermomécaniques du couple outil-matière sont respectivement reportés dans les Tableaux 5.1 et 5.2.

Concernant l'identification des coefficients K_{ev} et K_{ef}, elle est faite à partir des simulations EF de la manière suivante. On considère le cas où l'effet de l'arête devient important. Ceci correspond au cas où le ratio entre le rayon d'arête et l'avance t_1 est suffisamment élevé comme pour l'avance $t_1 = 0.05\,mm$. Ainsi, à partir des distributions, données par le modèle EF, le long de la face de coupe de l'outil (la partie droite IJ illustrée dans la Figure 5.15) de la contrainte normale σ_n (pression de contact) et de la contrainte de frottement τ_f, on obtient:

$$\begin{cases} K_{ev} \simeq \dfrac{F_v^{EF}}{w} - \displaystyle\int_0^{l_c} \sigma_n \, dx \\ K_{ef} \simeq \dfrac{F_f^{EF}}{w} - \displaystyle\int_0^{l_c} \tau_f \, dx \end{cases} \quad et \quad \begin{cases} K_{cv} \simeq \dfrac{1}{t_1} \displaystyle\int_0^{l_c} \sigma_n \, dx \\ K_{cf} \simeq \dfrac{1}{t_1} \displaystyle\int_0^{l_c} \tau_f \, dx \end{cases} \tag{5.2}$$

où w et l_c représentent respectivement la largeur de coupe et la longueur de contact à l'interface outil-copeau, voir Figure 5.15. Les efforts de coupe et d'avance, calculés par le MEF, sont donnés par F_v^{EF} et F_f^{EF}.

Les résultats de cette identification sont présentés dans la Figure 5.20 qui montrent que les coefficients K_{ev} et K_{ef} varient peu avec la vitesse de coupe. Par conséquent, dans le modèle analytique on considère les valeurs moyennes suivantes : $K_{ev} = 10\,N/mm$ et $K_{ef} = 5\,N/mm$.

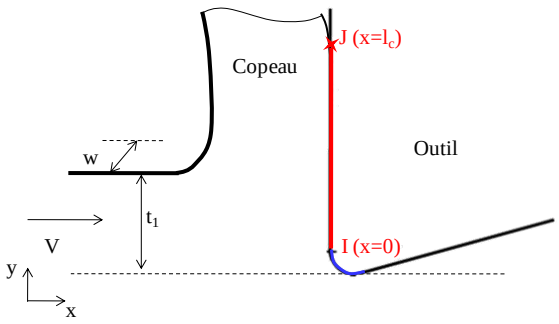


Figure 5.15. Illustration de l'effet la coupe, définie par la ligne IJ, et l'effet de l'arête de coupe (à savoir le flux de matière autour du rayon de l'arête (rayon en bleu)).

Malgré le fait que le modèle analytique soit basé sur une approche simplifiée, comme le modèle 1D de l'écoulement thermomécanique dans la ZPC, il présente plusieurs avantages par rapport à la MEF : simplicité de mise en œuvre, approche multi-physique (comme le couplage avec l'usure ou les vibrations), application à des procédés industriels, etc. Dans le cas du taillage en finition de pièces de grandes dimensions, les conditions de l'opération industrielle

imposent des faibles vitesses de coupe < 1 m/s avec lubrification. Ceci se répercute directement sur les conditions tribologiques, au niveau du contact outil-copeau, qui présentent un comportement complexe. Une façon simple de prendre en compte ce comportement tribologique est d'introduire dans le modèle analytique une loi de frottement via l'évolution de coefficient de frottement apparent $\bar{\mu}$ (le seule paramètre accessible à partir des mesures des efforts de coupe) en fonction de la vitesse de coupe V et de l'avance t_1. On obtient alors une loi de type $\bar{\mu} = \bar{\mu}(V, t_1)$, comme le montre les Figures 5.16 et 5.17, qui prend en compte d'une manière indirecte le couplage conditions de coupe-lubrification et qui reste difficile à implémenter dans un MEF.

Avance (mm)	$\tilde{h}$ (µm)	A_1 (°)	A_2
0.05	21	33	0.5
0.13	26	39	0.5

Tableau 5.7. Caractéristiques géométrique de la ZCP. Avec $\tilde{h}$ l'épaisseur moyenne de la BCP, A_1 et A_2 les constantes de la loi de Merchant, équation (5.1).

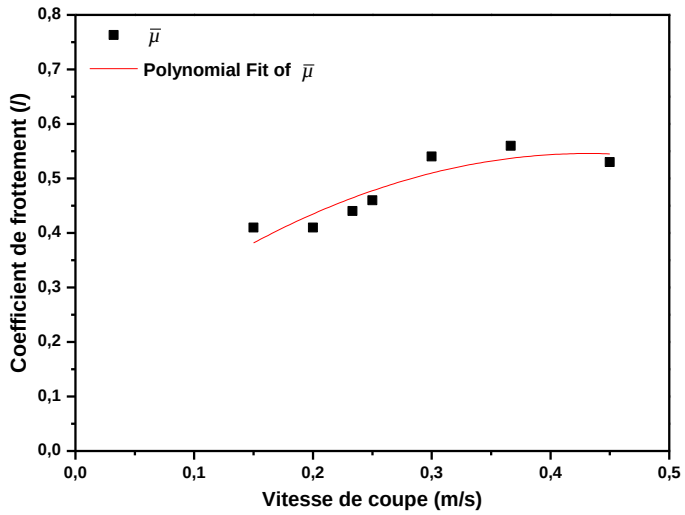


Figure 5.16. Evolution du coefficient de frottement apparent expérimental $\bar{\mu}$ en fonction de la vitesse de coupe pour une avance de 0.05mm.

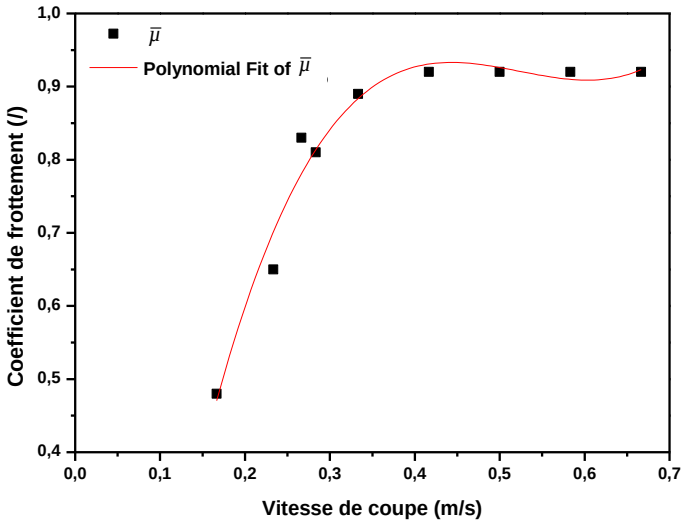


Figure 5.17. Evolution du coefficient de frottement apparent expérimental $\bar{\mu}$ en fonction de la vitesse de coupe pour une avance de 0.13mm.

Les Figures 5.18 et 5.19 montrent une comparaison entre l'expérience et le modèle pour les efforts de coupe. On observe que globalement l'approche analytique reproduit les tendances expérimentales notamment l'augmentation de l'effort de coupe F_v et de l'effort d'avance F_f en fonction de la vitesse de coupe V. On rappelle que cette augmentation n'a pas été reproduite par le modèle EF qui donnait une baisse continue des efforts de coupe. Ceci est dû aux conditions tribologiques qui se traduisent par une augmentation de $\bar{\mu}$ avec V et qui sont prises en compte d'une manière globale dans le modèle analytique, voir Figures 5.16 et 5.17. Cette tendance se répercute directement sur l'évolution des coefficients spécifiques de coupe K_{cv} et K_{cf} comme le montre les Figures 5.21 et 5.22 pour les avances $t_1 = 0.05 mm$ et $t_1 = 0.13 mm$. On retrouve le fait que le modèle EF prévoit une réduction en fonction de la vitesse de coupe V alors que les résultats du modèle analytique donnent une tendance contraire qui est en accord avec l'augmentation des efforts de coupe et du coefficient de frottement $\bar{\mu}$ avec V. La différence entre les deux modèles est plus importante pour $t_1 = 0.13 mm$. Ceci s'explique par le fait que, comparé aux valeurs expérimentales de $\bar{\mu}$, les résultats EF sont très inférieurs quand $V > 18\ m/min$, voir Figure 5.6.

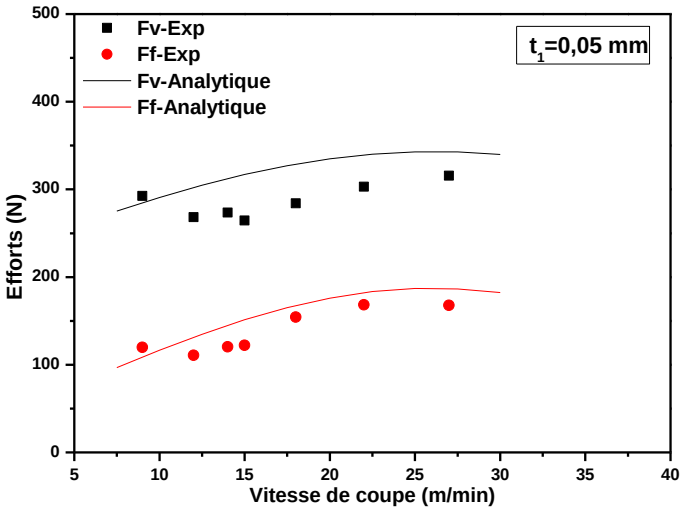


Figure 5.18. Evolution des efforts de coupe en fonction de la vitesse de coupe pour une avance de 0.05mm.

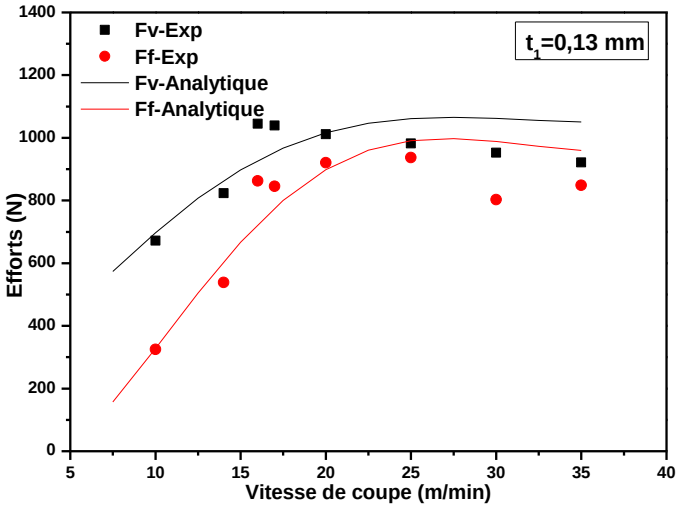


Figure 5.19. Evolution des efforts de coupe en fonction de la vitesse de coupe pour une avance de 0.13mm.

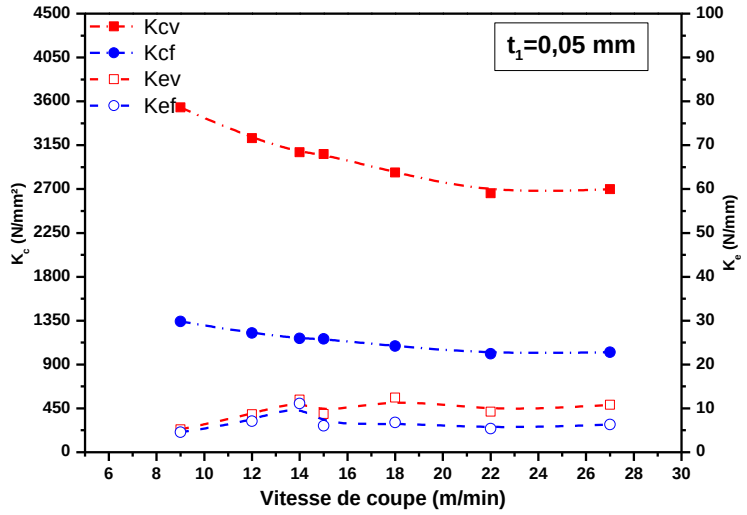


Figure 5.20. Evolution des coefficients spécifiques de coupe en fonction de la vitesse de coupe pour une avance de 0.05mm, modèle ALE.

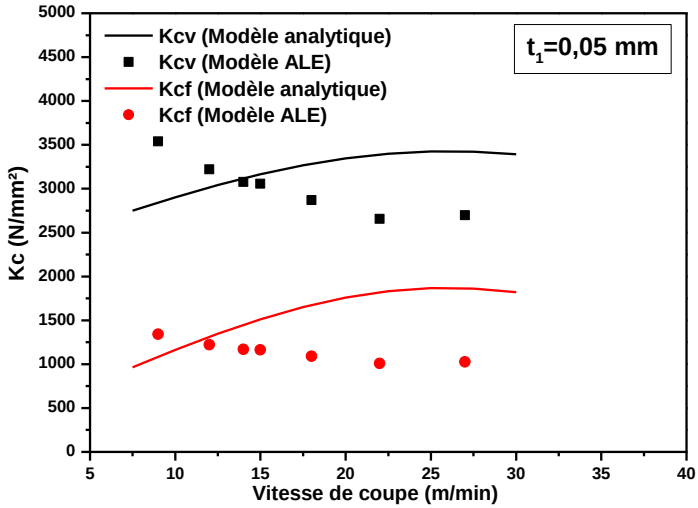


Figure 5.21. Evolution des coefficients spécifiques de coupe en fonction de la vitesse de coupe pour une avance de 0.05mm, modèle analytique.

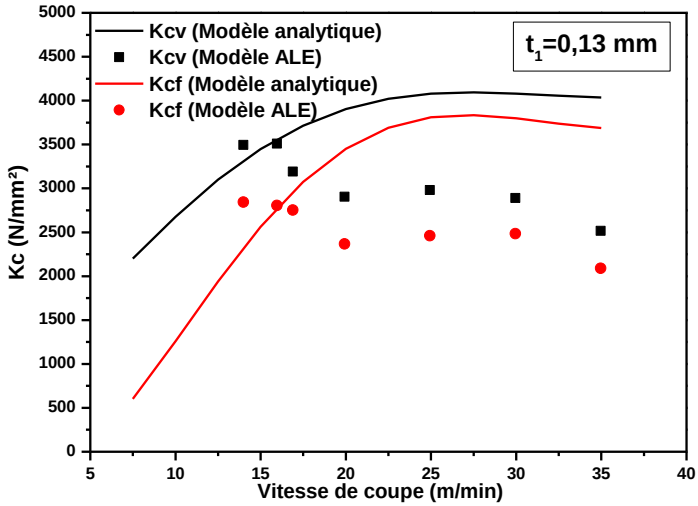


Figure 5.22. Evolution des coefficients spécifiques de coupe en fonction de la vitesse de coupe pour une avance de 0.13mm, modèle analytique.

Avant d'appliquer le modèle analytique de coupe orthogonale à une analyse thermomécanique de l'opération de taillage, il ne suffit pas de le valider uniquement par rapport aux données expérimentales des efforts de coupe comme c'est souvent le cas dans la littérature, mais il est important d'étendre cette validation à des variables locales comme la température, la longueur de contact outil-copeau...etc. Pour ce faire, on va comparer les résultats des deux modèles (EF et analytique) par rapport à l'influence de la vitesse de coupe *V* sur la longueur de contact l_c à l'interface outil-copeau, la température θ_{ZPC} dans la zone primaire de cisaillement et la température moyenne T_{int} le long de la face de coupe de l'outil et cela pour les deux avances 0.05 mm et 0.13 mm.

On rappelle que d'une manière générale, le modèle EF ne prend pas en compte correctement les conditions tribologiques dues aux conditions réelles d'usinage, à savoir lubrification avec des faibles vitesses de coupe. Ceci se traduit par une sous-estimation du coefficient de frottement apparent $\bar{\mu}$ comme le montre les Figures 5.4 et 5.6. La différence entre le modèle EF et l'expérience est plus importante pour l'avance $t_1 = 0.13mm$.

Le modèle analytique montre que l_c augmente avec $\bar{\mu} = \tan(\lambda)$ par l'intermédiaire de l'élévation de la vitesse de coupe *V*. En effet l'équation (4.83.3) du chapitre 4 peut être réécrite sous la forme suivante: $l_c = t_1\left(1+\tan\lambda/\tan\phi_n\right)$, où on voit clairement que si l'angle de frottement λ (ou $\bar{\mu}$) augmente, l'angle de cisaillement ϕ_n diminue (loi de Merchant modifiée (5.1)) et le rapport $\tan\lambda/\tan\phi_n$ devient plus grand. Ceci se traduit par une élévation de l_c. La Figure 5.23 montre que la différence entre les prédictions des deux modèles est plus importante pour l'avance $t_1 = 0.13mm$. Ceci est une traduction directe de l'influence de $\bar{\mu}$ dont les tendances expérimentales ont été globalement prises en compte dans le modèle analytique.

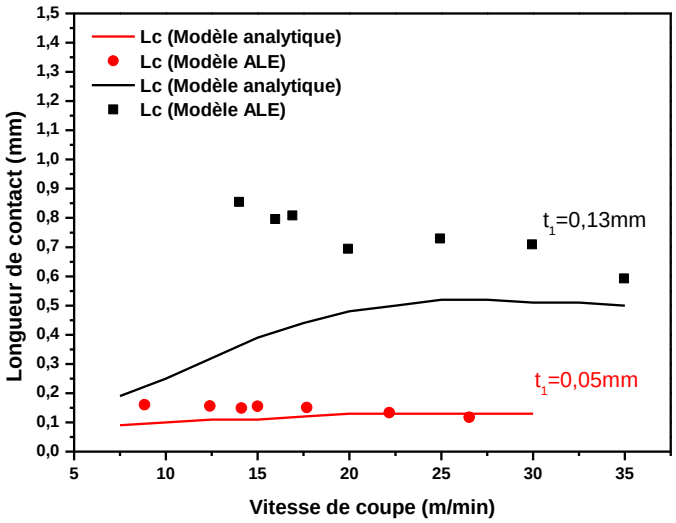


Figure 5.23. Evolution de la longueur de contact outil-copeau en fonction de la vitesse de coupe.

Concernant la température θ_{ZPC} dans la ZPC, on observe que d'une manière générale le modèle analytique donne une bonne estimation par rapport aux résultats de l'approche EF comme le montre les Figures 5.24 et 5.25. Ceci représente une validation de la correction de

la solution stationnaire proposée dans [84,85] est qui n'est valable que pour les grandes vitesses de coupe, voir chapitre 4, section 2.2.2. On note aussi que θ_{ZPC} augmente légèrement avec la vitesse de coupe et l'avance.

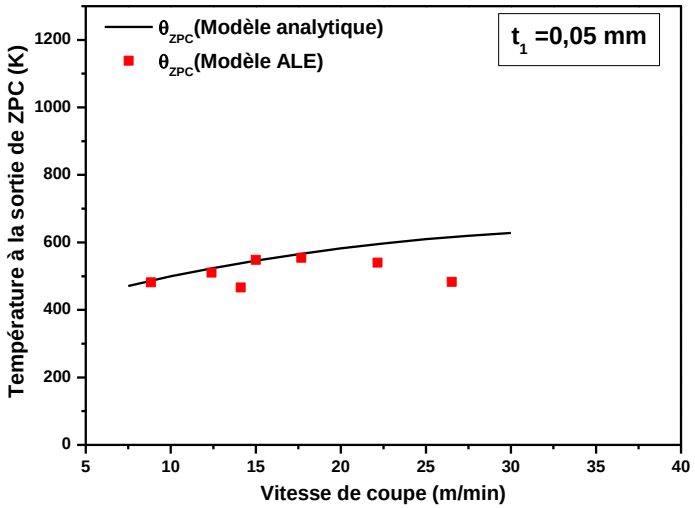


Figure 5.24. Evolution de la température à la sortie de la bande primaire de cisaillement en fonction de la vitesse pour une avance de 0.05 mm.

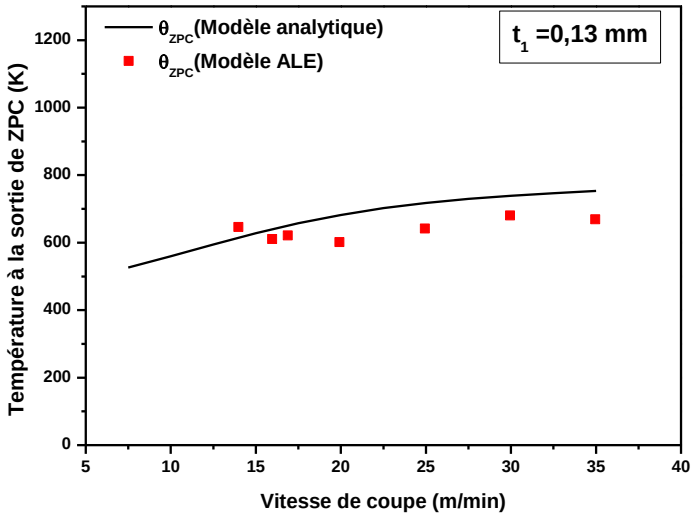


Figure 5.25. Evolution de la température à la sortie de la bande primaire de cisaillement en fonction de la vitesse pour une avance de 0.13 mm.

L'évolution de la température moyenne $\overline{T}_{\text{int}}$ à l'interface outil-copeau en fonction de la vitesse de coupe V est reportée dans les Figures 5.26 et 5.27 pour les deux avances $t_1 = 0.05 mm$ et $t_1 = 0.13 mm$. On note que les deux modèles EF et analytique reproduisent la même tendance, à savoir la température $\overline{T}_{\text{int}}$ est une fonction croissante de V et t_1. Cette tendance est le résultat de plusieurs effets combinés. Après l'échauffement dû au cisaillement primaire, les particules de matière subissent une élévation de température le long de la face de coupe de l'outil qui est causée par (i) le frottement dans le cas d'un contact 100% glissant ou par (ii) la déformation plastique (zone de cisaillement secondaire) plus le frottement dans le cas d'un contact collant-glissant. Ces sources de chaleur augmentent avec la vitesse de coupe et avec l'avance ce qui se traduit en une augmentation de la température $\overline{T}_{\text{int}}$.

On rappelle que dans le modèle analytique (MA), on prend en compte l'évolution des conditions de frottement à l'interface outil-copeau par l'intermédiaire de celle du coefficient de frottement apparent $\bar{\mu}$ en fonction de V et t_1. Comme les simulations EF sous-estiment généralement la valeur de $\bar{\mu}$, notamment pour $t_1 = 0.13mm$, voir Figures 5.4 et 5.6, on peut raisonnablement supposer que la température $\bar{T}_{\text{int}}$ prédite par le modèle EF sera inférieure à celle déduite du MA. Ceci est confirmé par la comparaison entre les deux modèles comme le montre les Figures 5.26 et 5.27 où la différence est plus importante pour $t_1 = 0.13mm$.

Comme indiqué dans le chapitre précédent, l'équation (4.83.4) du MA, donnant une estimation de $\bar{T}_{\text{int}}$, peut être considérée comme une borne supérieure de cette température. En effet dans le MA, la source de chaleur à l'interface outil-copeau est donnée par la source surfacique $\bar{\mu} P_0 V_c$ où P_0 et V_c représentent respectivement la pression moyenne de contact et la vitesse du copeau. A cela s'ajoute le fait que l'on se place dans le cas stationnaire et que l'on néglige le flux thermique dû au gradient de température entre le copeau et l'outil dans le cas où l'échauffement du copeau est uniquement le résultat de la zone de cisaillement primaire. Par contre, dans le modèle EF on se place dans le cas quasi-stationnaire avec une partie de la source qui est volumique (zone de cisaillement secondaire) notamment pour $t_1 = 0.13mm$. D'un autre côté, le flux de chaleur résultant de la différence de température $\left(T_{copeau} - T_{outil}\right)$ est pris en compte via le terme $\dot{q}_c = \left(T_{copeau} - T_{outil}\right) / R_{th}$ de l'équation (4.93) du chapitre 4 où R_{th} désigne la résistance thermique de l'interface outil-copeau. Pour le partage de la source de chaleur par frottement $\dot{q}_f$, la part β qui va dans le copeau est supposée égale à 0.5 dans le modèle EF et qui est très proche de la valeur considérée dans le MA (voir Eq. (4.83.4), chapitre 4) : $\beta = \left(1 + \sqrt{(k\rho c)_{outil} / (k\rho c)_{copeau}}\right)^{-1} \simeq 0.56$. On voit donc que la relation (4.83.4) permet d'avoir une estimation de $\bar{T}_{\text{int}}$ qui peut être considérée comme une borne supérieure.

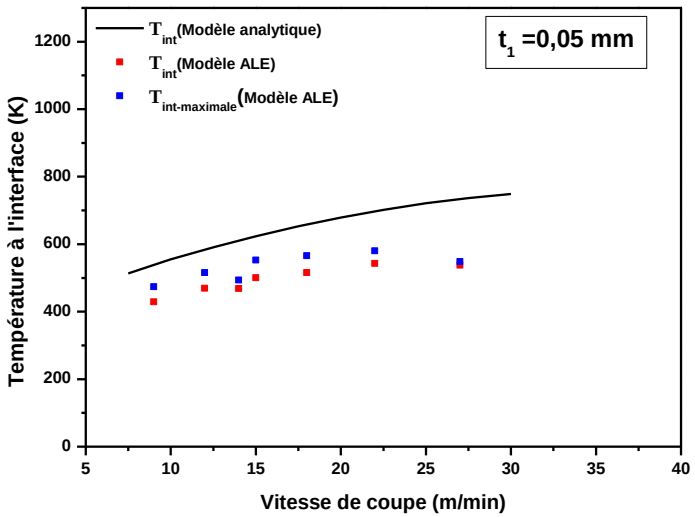


Figure 5.26. Evolution de la température moyenne à l'interface outil-copeau en fonction de la vitesse de coupe pour une avance de 0.05mm

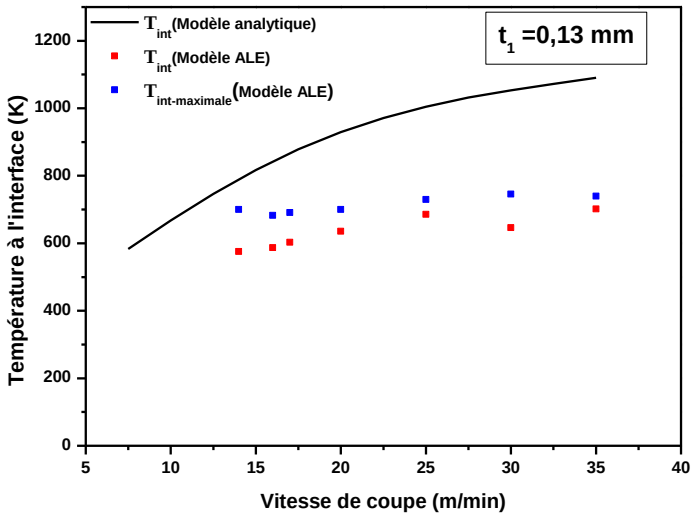


Figure 5.27. Evolution de la température moyenne à l'interface outil-copeau en fonction de la vitesse de coupe pour une avance de 0.13mm.

4 Application au cas du taillage

Dans ce paragraphe, on passe à l'analyse de l'opération de taillage en finition en utilisant le modèle analytique. Cette étude porte sur les efforts de coupe, l'effet de l'arête et les paramètres thermomécaniques le long des contacts outil-copeau.

4.1 Analyse des efforts de coupe

Comme les dents de la fraise-mère ne travaillent pas de la même façon, on commence par comparer les efforts de coupe générés par deux dents "-13" et "1" d'une même rangée comme le montre la Figure 5.28 Ensuite, nous présentons l'évolution des efforts de coupe pour l'ensemble des dents de l'outil. On rappelle que la dent "-13" est la dent qui enlève le plus de matière lors de l'opération de taillage.

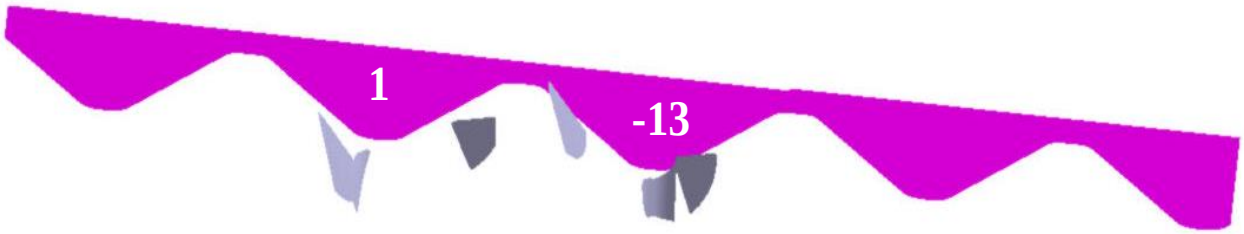


Figure 5.28. Profil des copeaux non-déformés générés par une rangée de dents.

Dans les Figures 5.29-5.31, on montre l'évolution des efforts de coupe F_x, F_y et F_z, respectivement suivant les directions $\mathbf{x}_0$, $\mathbf{y}_0$ et $\mathbf{z}_0$ reportées dans la Figure 4.3 du chapitre 4, pour les deux dents en comparant trois approches (I, II et III) suivant le modèle permettant de calculer les coefficients spécifiques de coupe à partir desquels on détermine les efforts de coupe, voir Eq. (4.7)-Chapitre 4 :

I. On considère les valeurs moyennes des coefficients K_{cv} et K_{cf} obtenus par le modèle EF-ALE pour $t_1 = 0.05\,mm$, voir Figure 5.20.

II. Les coefficients K_{cv} et K_{cf} sont donnés par le modèle analytique avec la loi de frottement $\bar{\mu} = \bar{\mu}(V, t_1 = 0.05\,mm)$ de la Figure 5.21.

III. Les coefficients K_{cv} et K_{cf} sont donnés par le modèle analytique en combinant les deux lois de frottement $\bar{\mu} = \bar{\mu}(V, t_1 = 0.05\,mm)$ et $\bar{\mu} = \bar{\mu}(V, t_1 = 0.13\,mm)$ reportées respectivement dans les Figures 5.21 et 5.22.

Comme au niveau d'une arête élémentaire, l'épaisseur du copeau non déformé *h* prend différentes valeurs au cours de la coupe, on suppose que si *h* est proche de $0.05\,mm$ (resp. $0.13\,mm$) alors la loi de frottement est donnée par $\bar{\mu} = \bar{\mu}(V, t_1 = 0.05\,mm)$ (resp. $\bar{\mu} = \bar{\mu}(V, t_1 = 0.13\,mm)$). Pour ce faire, nous avons supposé dans l'approche III que si $h \le 0.09\,mm$ (*0.09 mm* est la valeur moyenne des deux avances) alors *h* est proche de $0.05\,mm$ sinon *h* est proche de $0.13\,mm$. Les approches I et II permettent de comparer les deux modèles analytiques et EF dans le cas où la coupe s'effectue majoritairement avec un $h \le 0.05\,mm$; en supposant que les conditions tribologiques sont proches de la loi de frottement $\bar{\mu} = \bar{\mu}(V, t_1 = 0.05\,mm)$.

L'évolution des composantes F_x, F_y et F_z des efforts de coupe pour les dents "-13" et "1", reportée dans les Figures 5.29-5.31, montre que les trois approches reproduisent globalement les mêmes tendances. On note un écart important dans le niveau des efforts générés par les deux dents. La Figure 5.28 montre que la dent "-13" s'engage plus dans la matière que la dent "1" ce qui se traduit par un niveau d'effort plus élevé.

Lors de l'analyse de l'interaction entre le matériau usiné et les arêtes de coupe de l'ensemble des dents de la fraise-mère par le modèle CAO, nous avons noté que la quantité de matière usinée par une dent, caractérisée par *h*, évolue suivant une gaussienne. D'un autre côté, au niveau d'une arête élémentaire l'effort de coupe et l'effort d'avance sont des fonctions croissantes de *h*. Par conséquent, à l'échelle d'une dent, on obtient les tendances observées sur F_x et F_y. Cependant, la composante F_z présente une variation différente de celle des autres composantes. Ceci s'explique par le fait que F_z dépend uniquement de l'effort d'avance qui s'exerce sur chaque élément d'arête comme le montre la Figure 4.5 et l'équation (4.7) du chapitre 4. A cela s'ajoute le fait que les arêtes ABC et CDE d'une dent contribuent à la composante F_z d'une manière opposée ($\varepsilon = \pm 1$), voir Eq. (4.7) et Figure 4.5 du chapitre 4. Ceci se traduit par une évolution particulière de la composante F_z comme celles des Figures 5.31 et 5.34.

Globalement, les approches II et III du modèle analytique donnent des résultats très proches pour les deux dents en terme d'efforts de coupe. Pour la dent "1", *h* reste inférieure à $0.09\,mm$ durant la coupe. Ceci se traduit par le fait que les deux modèles II et III coïncident. Cependant, pour la dent "-13", on note un écart entre II et III qui coïncide avec l'engagement du sommet de la dent où la vitesse de coupe et l'avance sont maximales. Cette différence est directement liée aux lois de frottement, voir Figures 5.16 et 5.17. Le niveau des efforts donnés par le modèle EF est globalement inférieur à celui du modèle analytique. Ceci est une

conséquence directe du fait que le MEF sous-estime le coefficient de frottement apparent comme indiqué dans la section précédente.

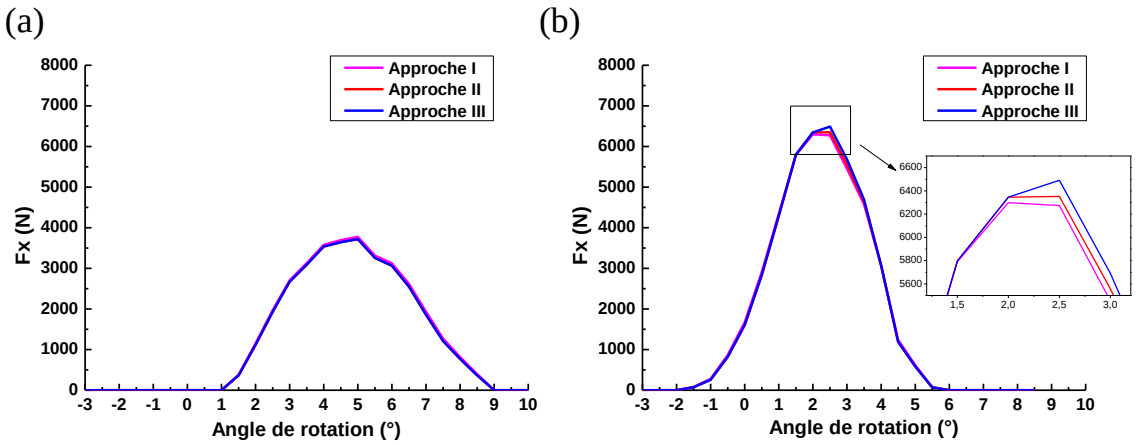


Figure 5.29. Evolution de la force de coupe F_x générée par deux dents d'une même rangée de l'outil fraise mère, (a) Dent « 1 », (b) Dent « -13 », taillage en opposition.

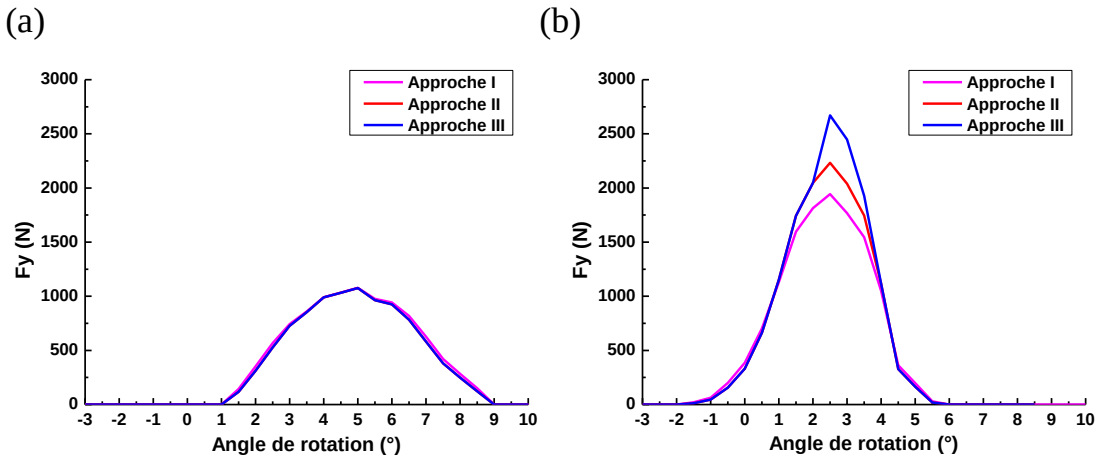


Figure 5.30. Evolution de la force de coupe F_y générée par deux dents d'une même rangée de l'outil fraise mère, (a) Dent « 1 », (b) Dent « -13 », taillage en opposition.

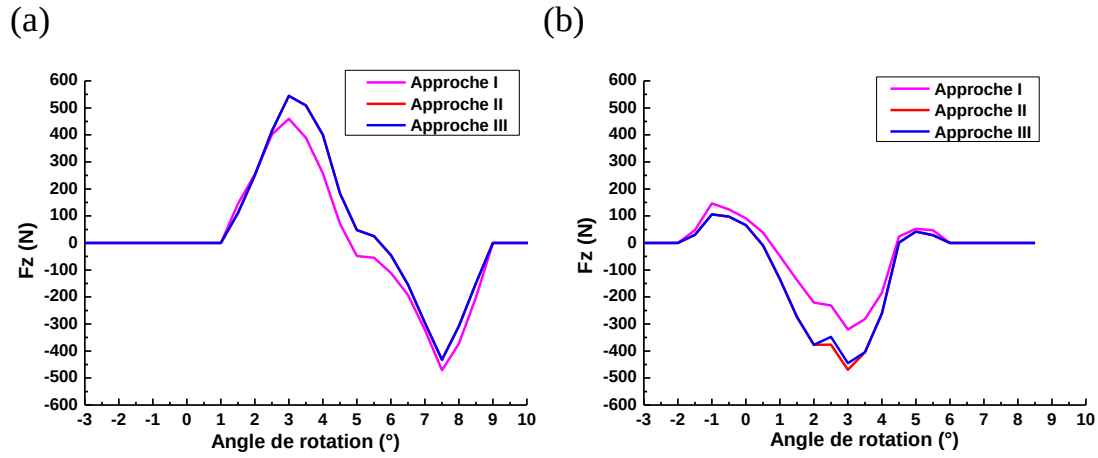


Figure 5.31. Evolution de la force de coupe Fz générée par deux dents d'une même rangée de l'outil fraise mère, (a) Dent « 1 », (b) Dent « -13 », taillage en opposition.

Afin d'avoir une vue globale de la coupe par rapport à l'ensemble des dents de la fraise-mère, les Figures 5.32, 5.33 et 5.34 montrent l'évolution des composantes F_x, F_y et F_z des efforts qui s'exercent sur l'outil durant l'opération de taillage. Pour les 14 rangées de dents, on retrouve les mêmes tendances que celles observées pour les dents "-13" et "1". Par rapport à l'effort maximal, on note que le taux moyen de variation entre les 14 rangées est de 19% pour la composante F_x et de 35% pour la composante F_y.

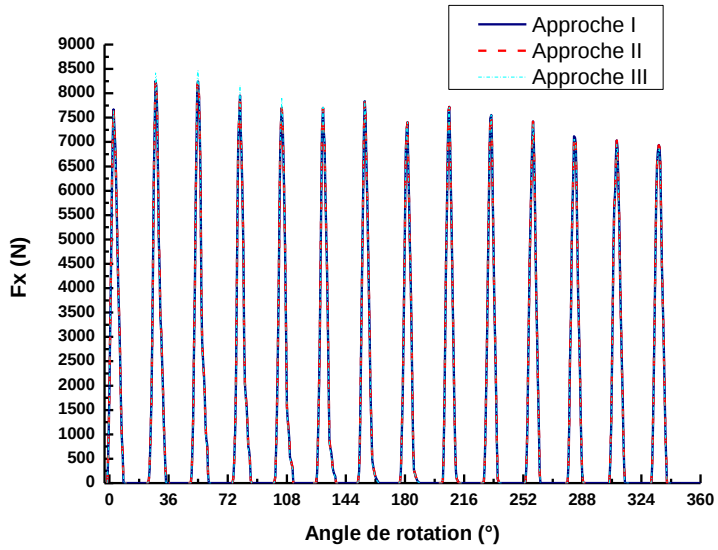


Figure 5.32. Evolution de la force de coupe F_x générée par l'outil fraise-mère sur un tour, taillage en opposition.

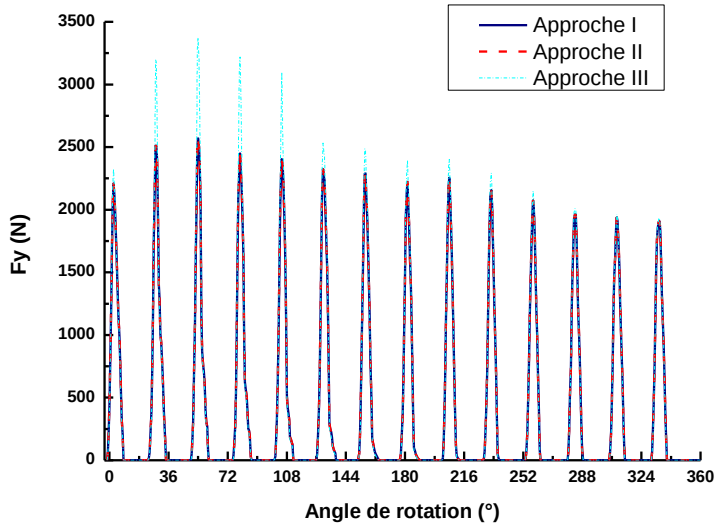


Figure 5.33. Evolution de la force de coupe F_y générée par l'outil fraise-mère sur un tour, taillage en opposition.

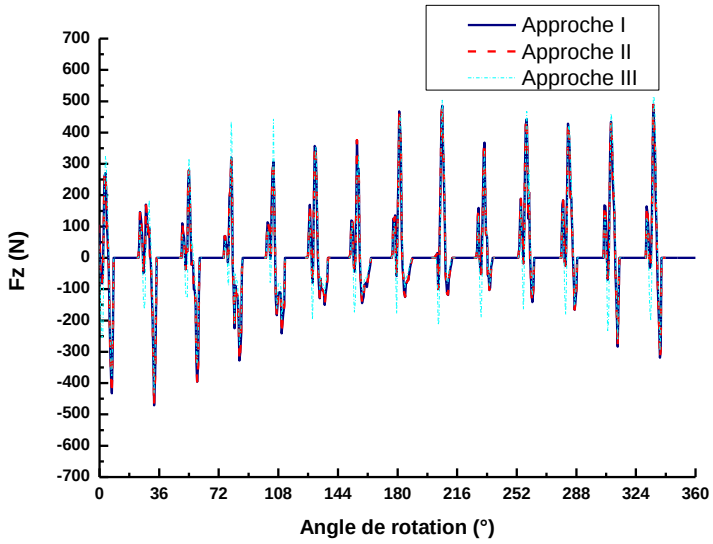


Figure 5.34. Evolution de la force de coupe F_z générée par l'outil fraise-mère sur un tour, taillage en opposition.

On rappelle que l'approche mécanistique permet de quantifier la contribution de l'arête de coupe à l'effort global de coupe. L'effet de l'arête est d'autant plus important que l'épaisseur du copeau non-déformé *h* devient de l'ordre du rayon d'arête. Dans le présent travail, pour une arête élémentaire de coupe cet effet est représenté par les coefficients spécifiques K_{ev} (dans la direction de coupe) et K_{ef} (dans la direction d'avance). Les Figures 5.35 et 5.36 montrent la contribution de l'arête de coupe pour les dents "-13" et "1". D'après ces résultats, on constate que cet effet est plus important pour la composante F_z avec un écart de l'ordre de 19% par rapport aux composantes F_x et F_y. L'intérêt de cette analyse est de montrer l'étendue de l'effet de l'arête par rapport à la durée totale de l'engagement d'une dent. Ce genre d'information peut être corrélé avec l'endommagement de l'arête, observé lors de l'opération de taillage et qui est souvent lié au phénomène de labourage. On observe les mêmes tendances au niveau de l'ensemble des dents comme montré dans les Figures 5.37-5.42.

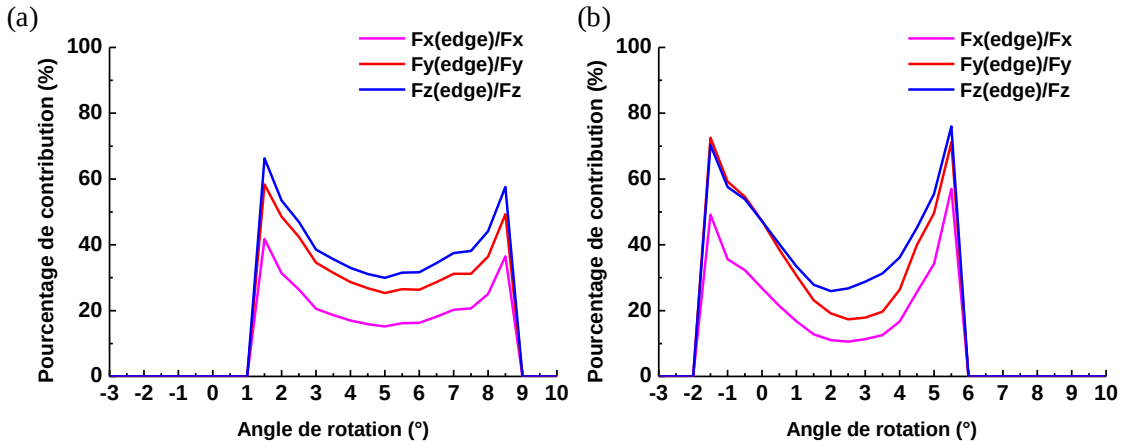


Figure 5.35. Evolution de l'effet d'arête (edge) pour un tour des deux dents d'une même rangée de l'outil fraise-mère, (a) Dent « 1 », (b) Dent « -13 », usinage en opposition.

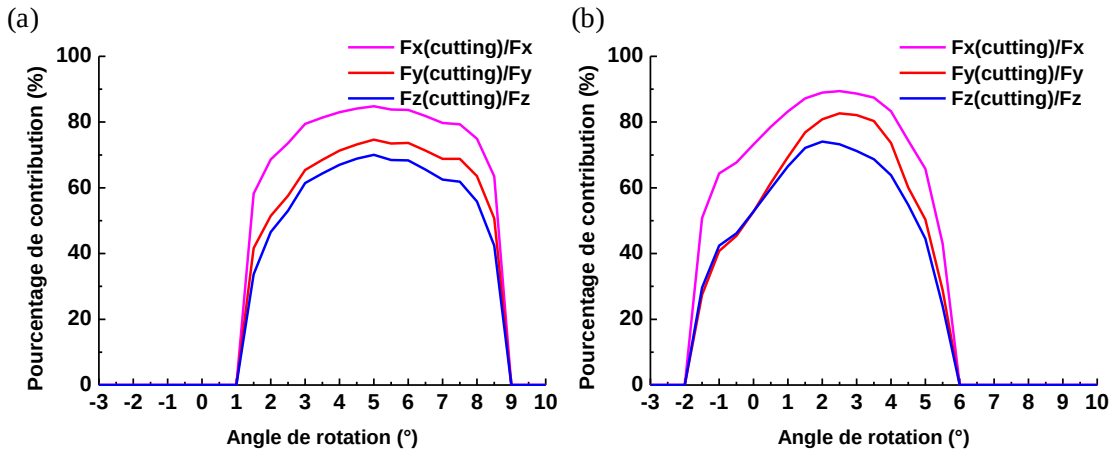


Figure 5.36. Evolution de l'effet de coupe (cutting) pour un tour des deux dents d'une même rangée de l'outil fraise-mère, (a) Dent « 1 », (b) Dent « -13 », usinage en opposition.

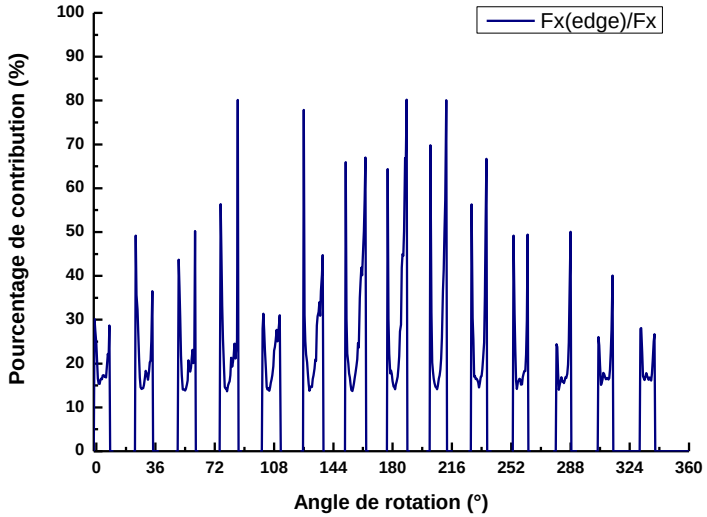


Figure 5.37. Evolution de pourcentage de contribution de l'effet d'arête (edge) sur la force F_x pendant un tour de fraise-mère, taillage en opposition.

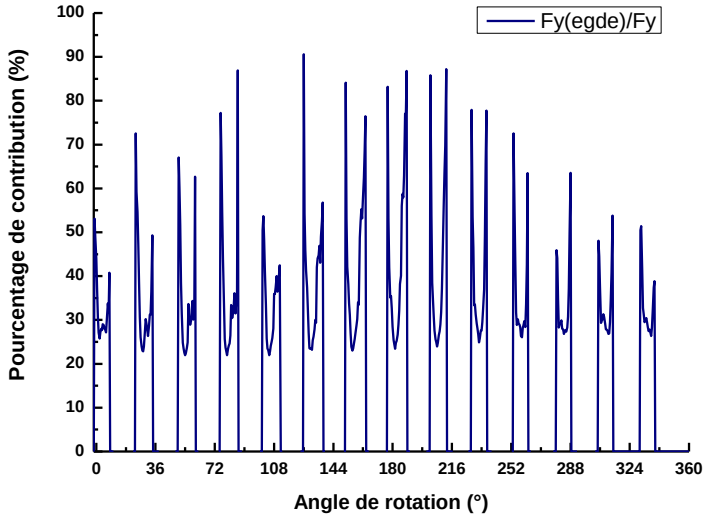


Figure 5.38. Evolution de pourcentage de contribution de l'effet d'arête (edge) sur la force F_y pendant un tour de fraise-mère, taillage en opposition.

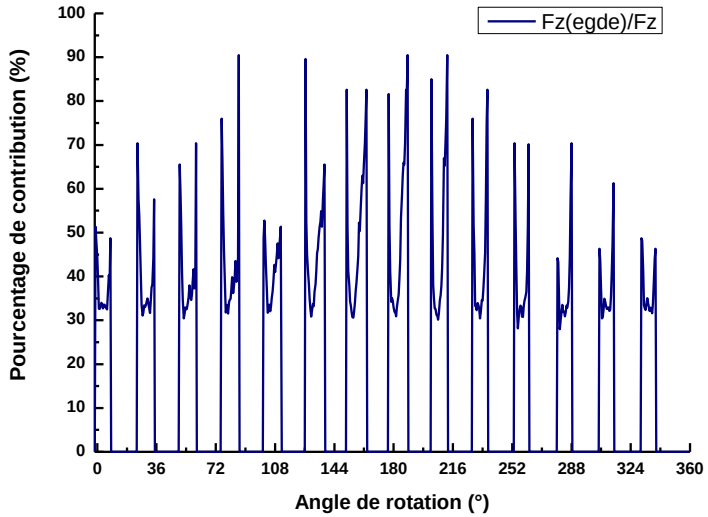


Figure 5.39. Evolution de pourcentage de contribution de l'effet d'arête (edge) sur la force F_z pendant un tour de fraise-mère, taillage en opposition.

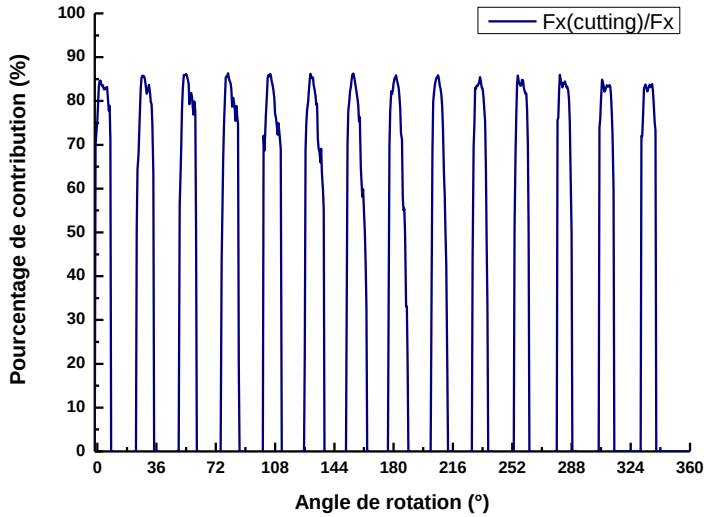


Figure 5.40. Evolution de pourcentage de contribution de l'effet de la coupe (cutting) sur la force F_x pendant un tour de fraise-mère, taillage en opposition.

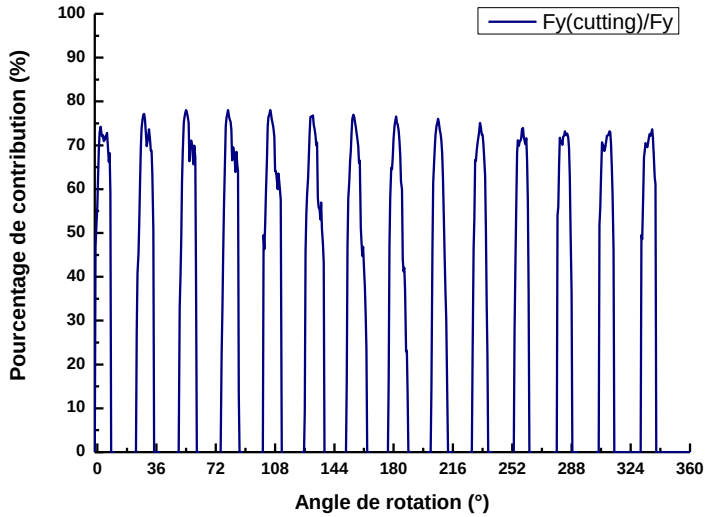


Figure 5.41. Evolution de pourcentage de contribution de l'effet de la coupe (cutting) sur la force F_y pendant un tour de fraise-mère, taillage en opposition.

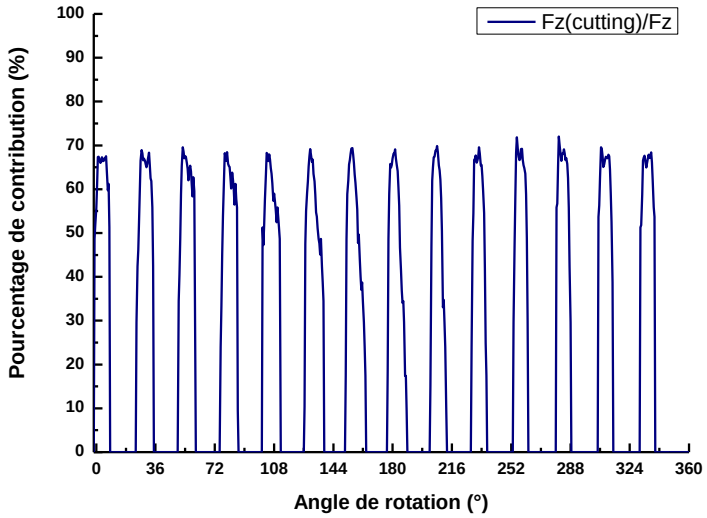


Figure 5.42. Evolution de pourcentage de contribution de l'effet de la coupe (cutting) sur la force F_z pendant un tour de fraise-mère, taillage en opposition.

4.2 Analyse locale des efforts de coupe et des paramètres thermomécaniques du contact outil-copeau

Dans la suite de ce document, c'est l'approche III qui sera retenue. Jusqu'à maintenant, nous avons présenté l'évolution des efforts de coupe à l'échelle d'une dent ou à l'échelle de l'ensemble des dents. Cette vision globale peut masquer la disparité entre les différentes zones de l'arête de coupe d'une même dent en terme de variables globales (efforts de coupe) ou variables locales comme le chargement thermomécanique le long des interfaces de contact dent-copeaux. Ce type de données peut servir à l'étude de la tenue des outils de coupe en les couplant avec des modèles d'usure. L'un des avantages de l'approche analytique est de pouvoir simuler rapidement le processus thermomécanique de formation du copeau au niveau de chaque élément d'arête. Ceci permet d'analyser finement la coupe de chaque zone d'interaction arête-matière en fonction des conditions de coupe.

Pour illustrer cette étude, nous allons considérer la dent "-13" qui usinent le plus de matière. Les Figures 5.43-5.45 montrent la variation des efforts de coupe F_x, F_y et F_z correspondants aux deux arêtes droites AB et DE et à la partie arrondie BCD. On note clairement le fait que les différentes parties de l'arête subissent des efforts très différents. Cette information combinée à la quantification de l'effet de l'arête (comme montré précédemment) et des paramètres thermomécaniques à l'interface outil-copeau permet d'avoir une idée sur la tenue des différentes zones de l'arête lors de l'opération de taillage en finition. La courbe donnant F_z montre également que les tronçons AB et DE sont soumis à des efforts opposés dus à l'effort d'avance et qu'elles travaillent d'une manière quasi-symétrique.

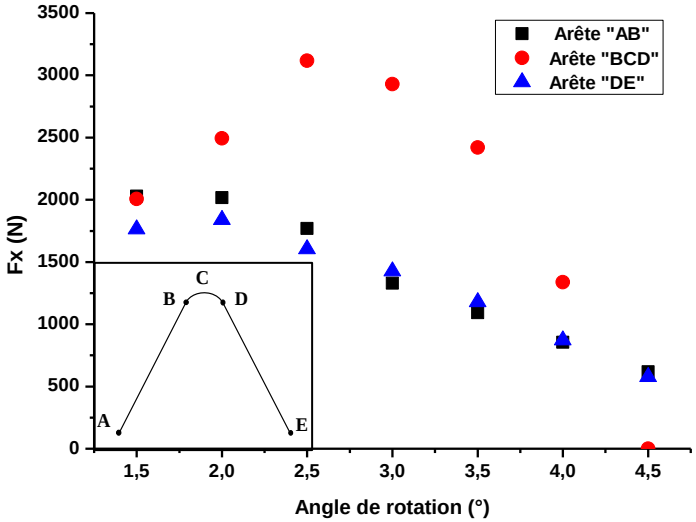


Figure 5.43. Evolution de la force F_x en fonction du tronçon d'arête : AB, BCD et DE.

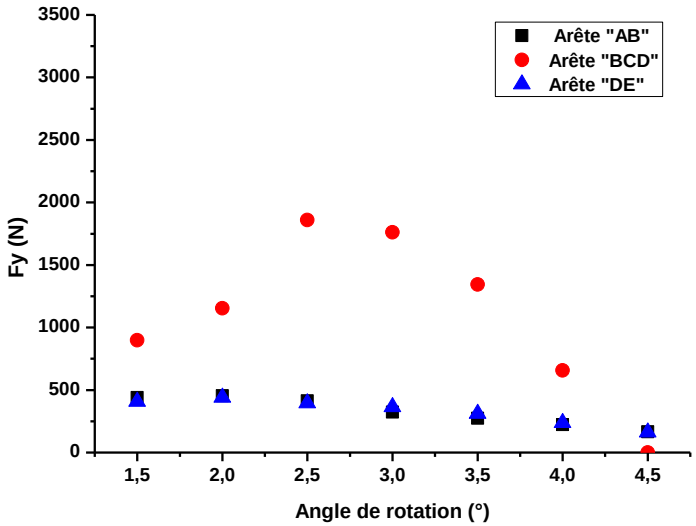


Figure 5.44. Evolution de la force F_y en fonction du tronçon d'arête : AB, BCD et DE.

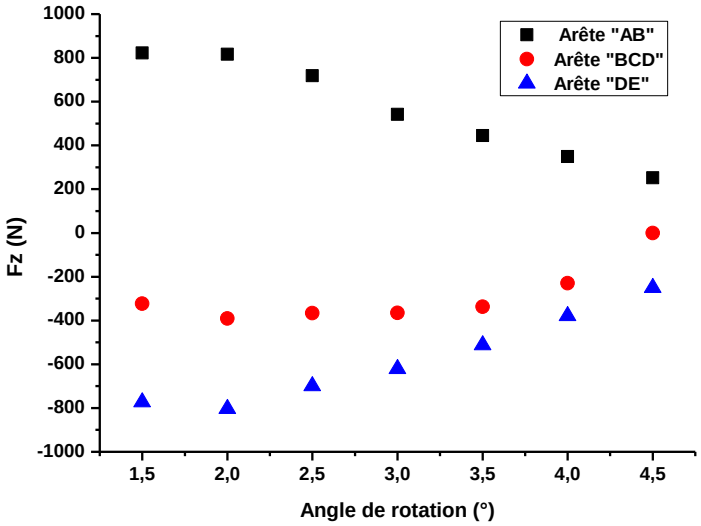


Figure 5.45. Evolution de la force F_z en fonction du tronçon d'arête : AB, BCD et DE.

Dans la partie qui suit, nous allons présenter l'analyse des paramètres de contact le long de l'arête de coupe de la dent "-13" en regardant l'évolution à différentes instants de la longueur

de contact l_c, la température moyenne $\overline{T}_{\text{int}}$ à l'interface outil-copeau et la contrainte de frottement $\tau_f = \overline{\mu} P_0$. On rappelle que P_0 et $\overline{\mu}$ représentent respectivement la pression moyenne le long du contact outil-copeau et le coefficient de frottement apparent.

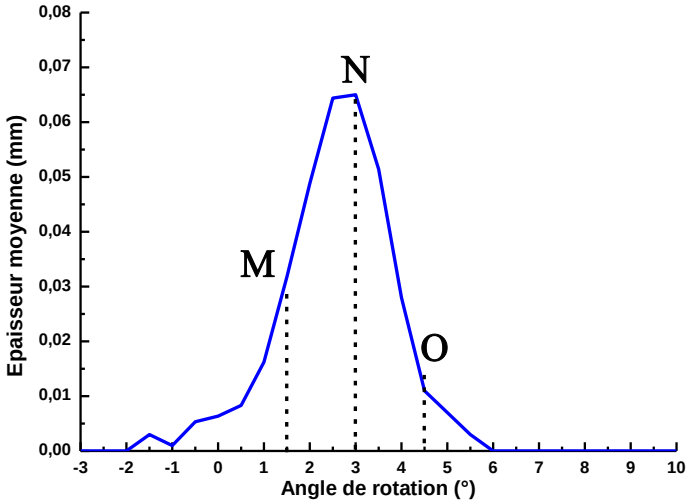


Figure 5.46. Evolution de l'épaisseur moyenne du copeau non-déformé généré par la dent "-13".

Durant l'usinage, la largeur de coupe résultant de l'interaction arête-matière évolue dans le temps en termes de position et de dimension. Pour cette étude, nous considérons trois instants, notés "M", "N' et "O", caractérisant trois positions angulaires indiquées dans la Figure 5.46 qui montre l'évolution de l'épaisseur *h* en fonction du temps (position angulaire). L'instant "N" correspond au moment où l'épaisseur coupée est maximale. Les deux autres instants sont des instants intermédiaires (±1.5°) par rapport "N".

Les Figures 5.47-5.49 présentent les zones engagées dans la coupe respectivement pour les instants "M", "N' et "O". Pour analyser les paramètres thermomécaniques le long de la face de coupe de la dent, nous avons défini 9 points le long des tronçons engagés, Figures 5.47-5.49. Sur chaque tronçon, on considère trois positions : les deux extrémités et le milieu du tronçon. Pour chaque instant, les paramètres locaux du contact seront analysés par rapport à ces 9 points. Par exemple pour l'instant "M", on a: M_1, M_2 et M_3 sur l'arête droite AB de la dent, M_4, M_5 et M_6 sur l'arête arrondie BCD de la dent, M_7, M_8 et M_9 sur l'arête droite DE de la dent, voir Figure 5.47. On procède de la même façon pour les deux autres instants, voir Figures 5.48-5.49.

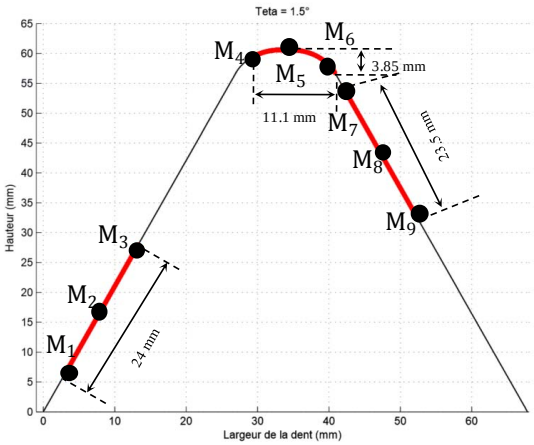


Figure 5.47. Analyse de l'arête engagée de la dent "-13" à l'instant "M".

	R(mm)	h_{moy}(mm)	V(m/min)	L_c(mm)	T_{int}(K)	P_0(MPa)	$\bar{\mu}$ *P_0(MPa)
M1	113,57	0,012	11,42	0,02	407	1434,03	609,81
M2	124,42	0,012	12,51	0,03	417	1415,49	626,81
M3	135,27	0,012	13,60	0,03	427	1398,79	641,67
M4	167	0,02	16,79	0,05	519	1358,10	676,24
M5	168	0,051	16,89	0,12	649	1357,03	677,12
M6	164,15	0,055	16,50	0,13	656	1361,27	673,62
M7	161,85	0,021	16,27	0,05	521	1363,86	671,47
M8	151,3	0,021	15,21	0,05	511	1376,64	660,75
M9	140,75	0,021	14,15	0,05	500	1390,85	648,58

Tableau 5.8. Evolution des données locales déterminées par le modèle analytique le long de l'arête de coupe à l'instant "M". Avec Teta la position angulaire de la dent dans la matière, R la position radiale du point analysé le long de l'arête de coupe, h_{moy} épaisseur moyenne de copeau élémentaire, V la vitesse de coupe effective, L_c la longueur de contact à l'interface outil-copeau, T_{int} la température moyenne à l'interface outil-copeau, P_0 la pression moyenne à l'interface outil-copeau et $\bar{\mu}$ le coefficient de frottement moyen.

Les paramètres thermomécaniques du contact outil-copeau donnés par le modèle analytique, l_c, $\bar{T}_{\text{int}}$ et $\tau_f = \bar{\mu} P_0$, sont présentés dans les Tableaux 5.8, 5.9 et 5.10 respectivement pour les instants "M", "N" et "O". On observe que pour l'instant "M" la température $\bar{T}_{\text{int}}$ est plus élevée au sommet de la dent. Ceci est la conséquence directe du fait que la vitesse de coupe *V* et l'épaisseur du copeau non déformé *h* sont maximales dans cette zone. En effet, dans ce cas le coefficient de frottement apparent $\bar{\mu}$ (Figures 5.16-5.17) et la longueur de contact l_c sont plus élevés ce qui induit une augmentation de la température $\bar{T}_{\text{int}}$, voir Eq. (4.83.4) du chapitre 4. La même tendance est observée à l'instant "N". On note également qu'au sommet de la dent les valeurs de $\bar{T}_{\text{int}}$, l_c et la contrainte de frottement τ_f sont nettement supérieures pour l'instant "N". Ceci est dû à la quantité de matière usinée qui devient maximale à "N" comme le montre Figure 5.46. L'élévation de température des arêtes engagées à l'instant "O" reste faible en comparaison aux instants "M" et "N" comme le montre le Tableau 5.10. Cette tendance est en accord avec le faible engagement de l'arête de coupe de la dent dans la matière.

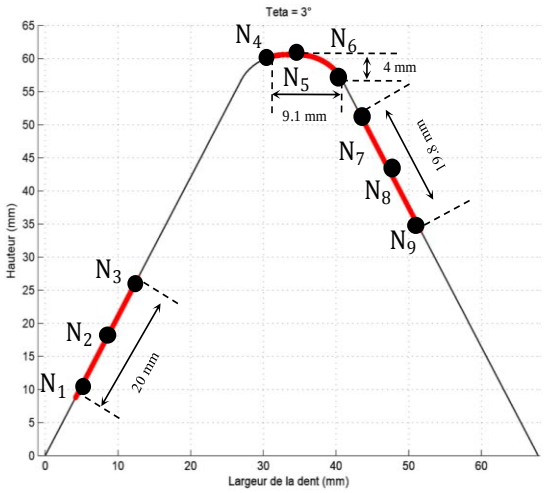


Figure 5.48. Analyse de l'arête engagée de la dent "-13" à l'instant "N".

	R(mm)	h_{moy}(mm)	V(m/min)	L_c(mm)	T_{int}(K)	P_0(MPa)	$\bar{\mu}$ *P_0(MPa)
N1	116,12	0,019	11,67	0,04	462	1429,68	613,85
N2	125,205	0,019	12,59	0,04	472	1414,36	627,83
N3	134,29	0,019	13,50	0,04	481	1400,27	640,36
N4	167,79	0,097	16,87	0,32	805	1112,88	900,67
N5	168	0,126	16,89	0,41	858	1112,44	900,99
N6	164,43	0,07	16,53	0,17	692	1360,94	673,90
N7	159,43	0,018	16,03	0,04	499	1366,63	669,17
N8	150,46	0,018	15,13	0,04	490	1377,67	659,88
N9	141,49	0,018	14,22	0,04	482	1389,87	649,43

Tableau 5.9. Evolution des données locales déterminées par le modèle analytique le long de l'arête de coupe à l'instant "N". Voir Tableau 5.8 pour la définition des différents paramètres.

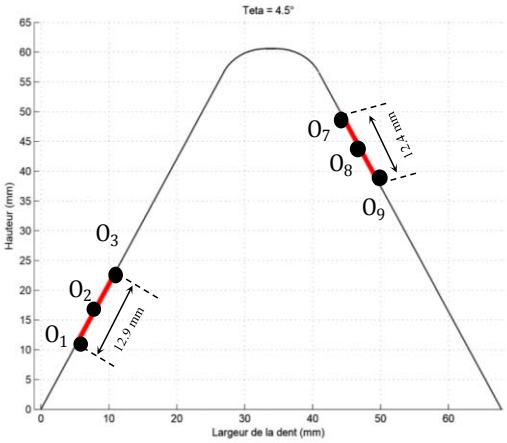


Figure 5.49. Analyse de l'arête engagée de la dent "-13" à l'instant "O".

	R(mm)	h_{moy}(mm)	V(m/min)	L_c(mm)	T_{int}(K)	P_0(MPa)	$\bar{\mu}$ *P_0(MPa)
O1	118,74	0,012	11,94	0,03	412	1425,08	618,09
O2	124,595	0,012	12,53	0,03	418	1415,33	626,95
O3	130,45	0,012	13,11	0,03	423	1406,18	635,14
O4	-	-	-	-	-	-	-
O5	-	-	-	-	-	-	-
O6	-	-	-	-	-	-	-
O7	157,07	0,011	15,79	0,03	446	1369,47	666,79
O8	151,425	0,011	15,22	0,03	442	1376,52	660,86
O9	145,78	0,011	14,66	0,03	437	1383,84	654,62

Tableau 5.10. Evolution des données locales déterminées par le modèle analytique le long de l'arête de coupe à l'instant "O". Voir Tableau 5.8 pour la définition des différents paramètres.

Afin d'analyser l'influence de la vitesse de coupe V , nous allons faire varier la vitesse de rotation N de la fraise-mère de telle sorte que V reste dans l'intervalle des vitesses correspondant aux essais de coupe orthogonale ayant servi à identifier la loi de frottement $\bar{\mu} = \bar{\mu}(V, t_1)$. Pour ce faire, on considère les trois vitesses suivantes: $N = 16, 24, 32 \ tr/min$.

On rappelle que la vitesse de rotation $N = 16\, tr/min$ est prise comme référence de comparaison pour cette étude. Il s'agit de la vitesse de rotation utilisée au niveau industriel pour les opérations de taillage de pièces de grandes dimensions.

L'évolution en fonction de *N* des composantes F_x, F_y et F_z des efforts de coupe, exercés sur la dent "-13", est reportée sur les Figures 5.50-5.52. Compte tenu de la loi de frottement $\bar{\mu} = \bar{\mu}(V, t_1)$, voir Figures 5.16-5.17, l'augmentation de la vitesse de coupe *V* (via *N*) se traduit par une élévation des efforts de coupe au niveau de chaque arête élémentaire engagée dans la matière. A l'échelle d'une dent, c'est à dire en regardant la résultante de chaque composante, on observe la même tendance pour les efforts F_x et F_y, voir Figures 5.50, 5.51. Concernant l'effort F_z, l'effet de *V* est combiné au fait que les arêtes ABC et CDE d'une dent contribuent à la composante F_z d'une manière opposée et qu'elles n'usinent pas la même quantité de matière. Ceci se traduit par une évolution particulière de le composante F_z en fonction de *V*, voir Figure 5.52.

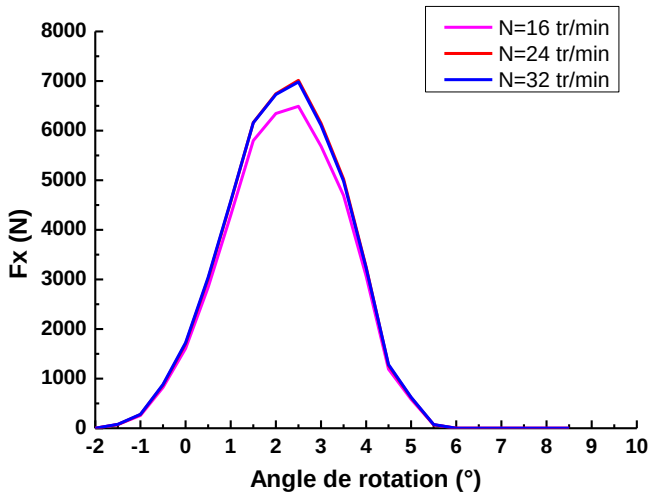


Figure 5.50. Effet de la vitesse de rotation de l'outil sur la force Fx.

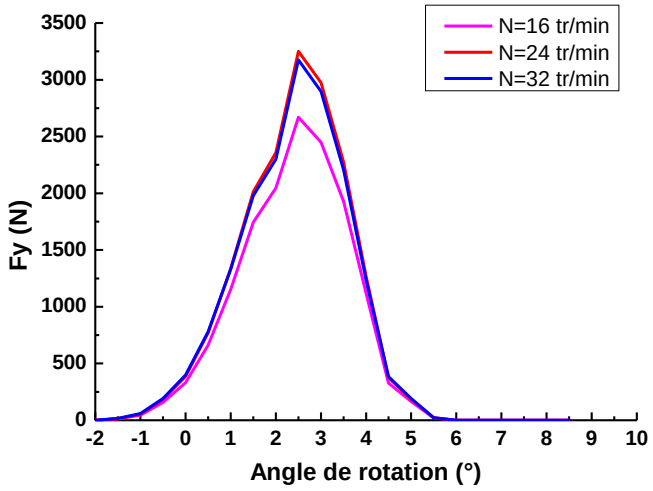


Figure 5.51. Effet de la vitesse de rotation de l'outil sur la force Fy.

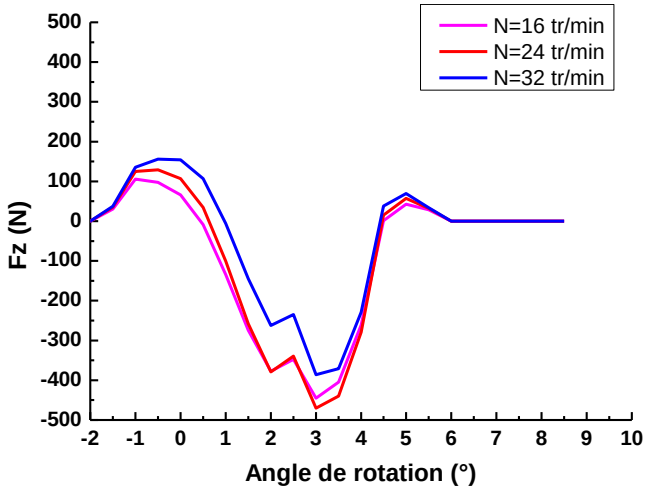


Figure 5.52. Effet de la vitesse de rotation de l'outil sur la force Fz.

Les effets de la vitesse de rotation N (ou la vitesse de coupe V) sur la longueur de contact l_c, la température moyenne $\overline{T}_{\text{int}}$, la pression moyenne P_0 et la contrainte de frottement $\tau_f = \overline{\mu} P_0$ à l'interface de contact outil-copeau sont présentés dans les Figures 5.53-5.56 pour les trois instants "M", "N" et "O". Globalement on retrouve une augmentation de ces variables avec V qui est une conséquence du fait que $\overline{\mu}$ augmente avec V. Cette élévation est plus marquée au niveau du sommet de la dent à l'instant "N" où V et h sont maximales. Concernant la variation la pression P_0 quand on augmente N, elle est le résultat de deux effets contraires : la réduction de la contrainte d'écoulement du matériau dans la zone primaire de cisaillement (adoucissement thermique) et l'augmentation de $\overline{\mu}$. D'après la Figure 5.55, il apparaît que globalement c'est le premier effet qui l'emporte.

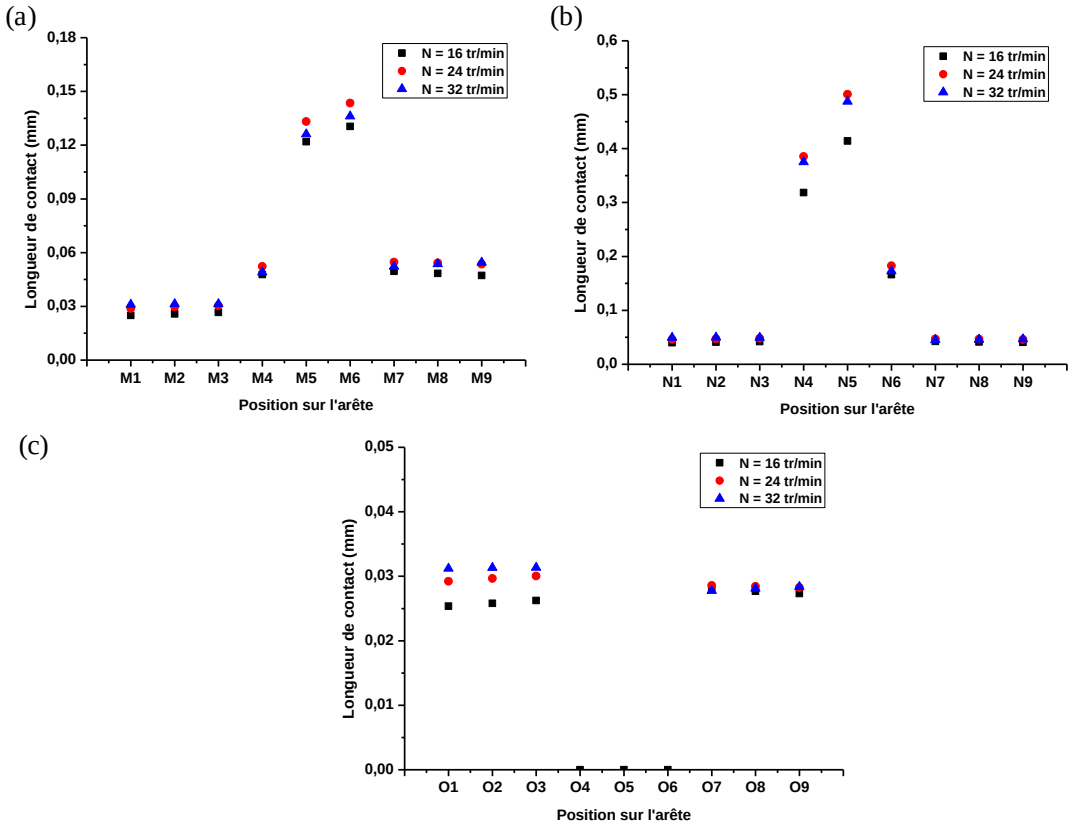


Figure 5.53. Effet de la vitesse de rotation de l'outil sur la longueur totale de contact. (a) Position "M". (b) Position "N". (c) Position "O".

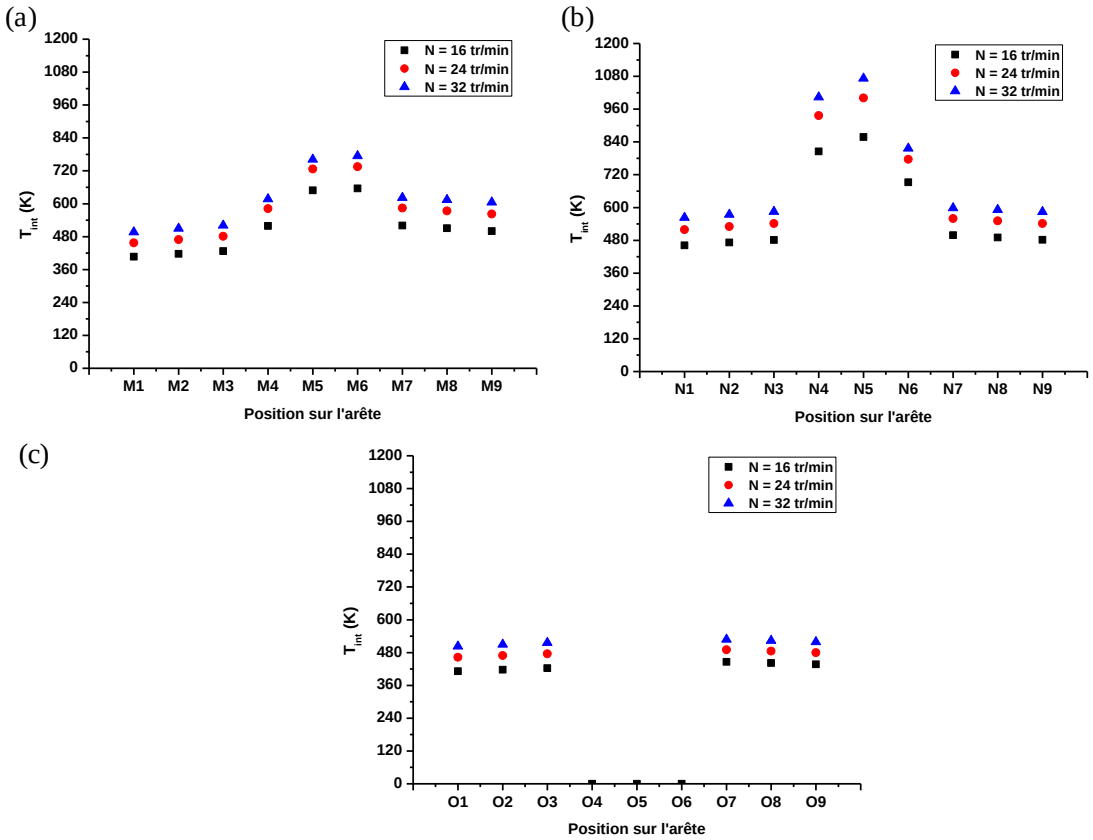


Figure 5.54. Effet de la vitesse de rotation de l'outil sur la température moyenne à l'interface outil-copeau. (a) Position "M". (b) Position "N". (c) Position "O".

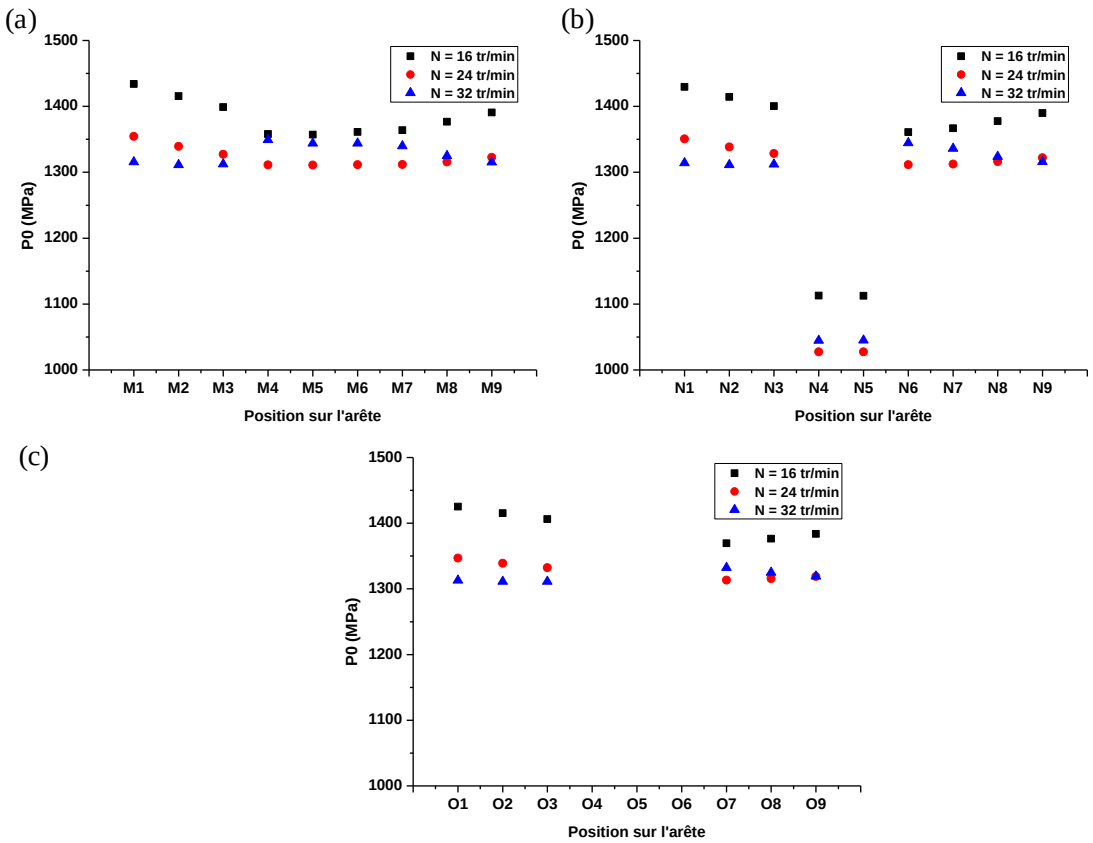


Figure 5.55. Effet de la vitesse de rotation de l'outil sur la pression moyenne à l'interface outil-copeau. (a) Position "M". (b) Position "N". (c) Position "O".

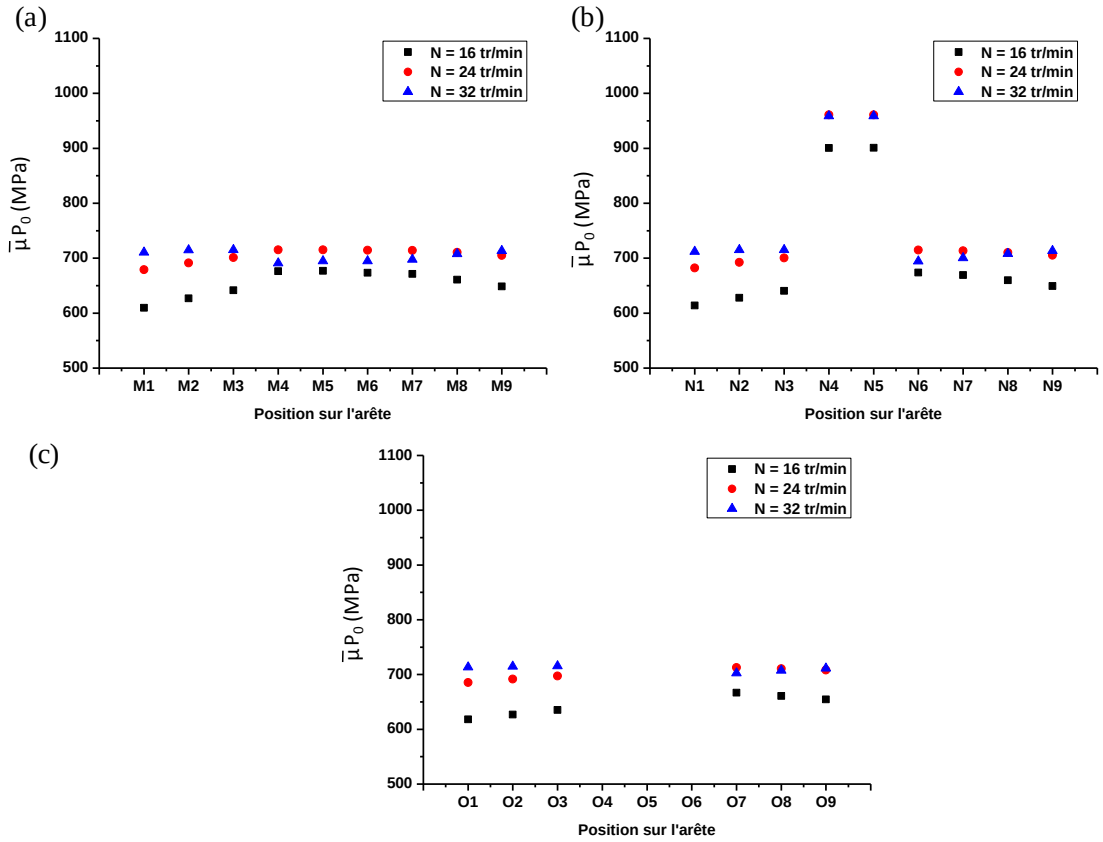


Figure 5.56. Effet de la vitesse de rotation de l'outil sur la contrainte de frottement. (a) Position "M". (b) Position "N". (c) Position "O".

Conclusion générale et perspectives

L'objectif de cette thèse était de proposer une modélisation thermomécanique de l'opération de taillage de pièces de grandes dimensions. Ce modèle permet de prédire les efforts de coupe, de quantifier l'effet du rayon d'arête en usinage de finition et d'accéder aux distributions des températures de coupe, des pressions de coupe et des contraintes de frottement au niveau de chaque arête de coupe pour l'ensemble des dents de l'outil fraise-mère.

Le manuscrit de thèse débute par une revue bibliographique autour de l'opération de taillage à la fraise-mère. La première partie de cette revue présente des généralités sur l'opération de taillage et une analyse des principales problématiques liées à l'usinage de pièces de grandes dimensions en particulier pour le taillage. Cette analyse a permis de montrer plusieurs verrous scientifiques tels que la quasi-impossibilité de la caractérisation expérimentale du procédé industriel ainsi que l'importance de la modélisation pour la caractérisation du processus de coupe de l'opération de taillage de pièces de grandes dimensions. Dans la deuxième partie de ce chapitre, nous avons présenté une description des travaux de modélisation de l'opération de taillage dans la littérature. Une attention particulière a été porté sur la modélisation de la morphologie des copeaux et des efforts de coupe pour lesquels la complexité de l'opération de taillage a été mise en évidence en termes de cinématique de coupe et de géométrie de l'outil et celle de la pièce à usiner.

Le deuxième chapitre présente le modèle CAO développé dans le cadre de cette étude, permettant de caractériser la géométrie des copeaux non-déformés. Ce modèle reproduit la cinématique de coupe de l'opération de taillage. Il a mis en évidence la diversité des géométries des copeaux non-déformés générés par les dents de l'outil fraise-mère. L'analyse du travail de chaque dent de l'outil a montré que différentes zones de l'arête de coupe peuvent entrer en interaction avec la pièce. Ces zones évoluent en termes de longueur d'arête, forme de l'arête et quantité de matière usinée. Pour obtenir une vision globale sur la coupe le long de l'arête de coupe, la moyenne pondérée de la variation de l’épaisseur moyenne le long de l’arête a été introduite. Ce paramètre permet de calculer une épaisseur équivalente en tenant compte de la longueur de l'arête engagée. L'analyse de ce paramètre a montré, à partir des faibles épaisseurs calculées, l'importance de l'effet du rayon d'arête en taillage de finition.

Le troisième chapitre est dédié aux travaux expérimentaux menés pour caractériser localement la coupe des dents de la fraise-mère lors du taillage des grandes couronnes dentées. La première partie de ce chapitre présente les techniques expérimentales mises en place et les matériaux de l'outil et de la pièce usinée. L'outil est un acier rapide supérieur (HSS) et le matériau usiné est un acier faiblement alliée de type AISI 4337. Ce matériau est dédié à la fabrication de pièces de fortes sections traitées pour des caractéristiques mécaniques élevées. Dans la seconde partie, l'influence de certains paramètres de coupe tels que la vitesse de coupe, l'avance et l'angle de dépouille, a été étudiée en coupe orthogonale. Il a été montré que l'augmentation de la vitesse de coupe a tendance à augmenter la température de coupe et à stabiliser les efforts de coupe à partir d'une vitesse V = 16 m/min. Ces essais ont également

montré la formation de l'arête rapportée pour la quasi-totalité des vitesses de coupe testées (V ≤ 1 m/s). Des essais spécifiques de caractérisation en fraisage ont été développés pour simuler localement la coupe de la dent qui usine le plus gros volume de matière dans un contexte proche du taillage de pièces de grandes dimensions. Ces essais ont permis d'analyser l'effet de la vitesse de coupe sur les efforts de coupe et la rugosité moyenne de la surface usinée. Il a été observé que le comportement de coupe est différent selon la géométrie de la plaquette utilisée. Nous avons également observé une tendance à la stabilisation des efforts de coupe générés par les trois plaquettes étudiées à partir d'une vitesse de coupe V = 22 m/min. En conclusion, cette étude a permis de caractériser localement la coupe lors de l'opération de taillage et de capitaliser les données fondamentales pour les travaux de modélisation de cette opération.

Dans le quatrième chapitre, nous avons présenté une modélisation thermomécanique de l'opération de taillage de pièces de grandes dimensions en phase de finition. L'objectif de cette modélisation est de prédire les efforts de coupe ainsi que les paramètres de contact à l'interface dents-pièce (contact local) comme la longueur de contact dent-copeau, la pression moyenne, la contrainte de frottement et la température moyenne à l'interface dent-copeau. Cette modélisation prend en compte la géométrie de l'outil et celle de la pièce ainsi que la cinématique de la coupe en taillage. Lors de l'opération de taillage, la vitesse de coupe est perpendiculaire à la face de coupe de la dent (angle de coupe nul). Donc localement chaque copeau est soumis à une opération de coupe orthogonale caractérisée par les valeurs locales données par la quantité de matière usinée et la vitesse de coupe. En raison de la nature de l'opération étudiée dans ce travail (opération de finition : faible interaction entre les copeaux élémentaires), il a été admis que seule la coupe orthogonale libre sera considérée pour le calcul des efforts. Dans l'approche mécanistique, au niveau de chaque arête élémentaire, les efforts de coupe élémentaires ont été déterminés en fonction des coefficients spécifiques de coupe (K_{cv} et K_{cf}) et des coefficients spécifiques dus à l'effet du rayon d'arête (K_{ev} et K_{ef}). Afin de prédire ces coefficients en réduisant au minimum le nombre d'essais expérimentaux, deux modèles de coupe ont été utilisés. Le premier modèle est une approche analytique basée sur le modèle développé par Moufki et al. [84,85]. Nous avons proposé une amélioration de cette dernière par rapport au calcul de la température à l'interface outil-copeau afin de prendre en compte les spécificités liées au taillage de pièces de grandes dimensions. Cette amélioration a permis de considérer le flux thermique transmis vers la pièce usinée, équation (4.78), lors de l'usinage à faibles vitesses de coupe. Le deuxième modèle est un modèle éléments finis (EF) basé sur l'approche ALE. Ce modèle est dédié à caractériser finement l'interaction outil-matière en terme d'épaisseur de la zone primaire de cisaillement, de l'angle de cisaillement, la nature de contact (collant, glissant ou mixte), la distribution de la température à l'interface outil-copeau et la formation de l'arête rapportée. Certains de ces paramètres ont également servi à alimenter le modèle analytique comme l'estimation de l'épaisseur de la zone primaire de cisaillement et de l'angle de cisaillement.

Le chapitre 5 présente l'analyse des résultats de la modélisation du processus thermomécanique de coupe lors de l'opération de taillage de pièces de grandes dimensions. Dans la première partie de ce chapitre, la validation expérimentale des deux modèles de coupe utilisés a été présentée. De façon générale, le modèle analytique a montré une bonne

reproduction des efforts de coupe expérimentaux par rapport au modèle EF basé sur l'approche ALE. L'utilisation du modèle analytique présente l'avantage d'utiliser une loi de frottement définie à partir des essais expérimentaux, ce qui est plus représentatif du processus réel de la coupe. Dans la deuxième partie de ce chapitre, l'analyse des efforts de coupe générés par les dents et par l'outil fraise-mère est présentée. Nous avons comparé trois approches pour le calcul des efforts de coupe (section 4.1, chapitre 5). Il a été montré que les efforts de coupe calculés en taillage suivent globalement les mêmes tendances que ceux calculés avec l'approche analytique. Cette modélisation a également permis de quantifier la contribution du rayon d'arête lors du processus de coupe en taillage de finition. Notons que cet effet devient important lorsque l'épaisseur du copeau avoisine la valeur du rayon d'arête. Dans la dernière partie de cette étude, une analyse locale des efforts de coupe et des paramètres thermomécaniques du contact outil-copeau est présentée pour la dent qui usine plus de matière lors de l'opération de taillage. Cette étude a permis d'analyser finement la coupe des dents et de montrer le chargement thermomécanique le long des interfaces de contact dent-copeaux.

Dans la présente modélisation, la coupe a été limitée à la coupe orthogonale libre le long de l'arête de coupe de la dent. D’autres travaux sont en cours afin de considérer les interactions entre les copeaux élémentaires générés au sommet de la dent (arête arrondie) de l'outil fraise-mère. Afin de généraliser encore plus cette modélisation, il est possible de l'appliquer au cas du taillage d'ébauche où la quasi-totalité de l'arête de la dent usine. Les phénomènes physiques de coupe diffèrent, en particulier l'interaction entre les copeaux générés par les dents qui devient plus significative.
L'usure fait augmenter progressivement les efforts de coupe. De ce fait, une extension du modèle est possible pour coupler l'usure et les efforts.
La présente modélisation considère un angle de dépouille constant le long de l'arête. Comme perspective, il est possible de mener une étude paramétrique pour déterminer l'évolution de cet angle le long de l'arête de la dent et de l'intégrer dans la modélisation du processus de coupe. D'autre part, l'étude des efforts de coupe et l'application des modèles de coupe n'ont été effectuées que sur des outils monoblocs. Une des perspectives possible serait aussi d'envisager le cas des outils à plaquettes. Dans ce cas, la géométrie de coupe diffère généralement des outils monoblocs par la mise en position variable d'une plaquette à l'autre (angles de coupe modifiés) sur le corps de l'outil.

Références bibliographiques

[1] Weill, R. D., 1993, Conception des gammes d'usinage, Techniques Ingénieur.

[2] Tapoglou, N., and Antoniadis, A., 2012, "CAD-based calculation of cutting force components in gear hobbing," J. Manuf. Sci. Eng., **134**(3), pp. 031009–1, 031009–8.

[3] Dimitriou, V., and Antoniadis, A., 2009, "CAD-based simulation of the hobbing process for the manufacturing of spur and helical gears," Int. J. Adv. Manuf. Technol., **41**(3-4), pp. 347–357.

[4] Henriot, G., 2002, "Engrenages parallèles. Etude géométrique," Tech. Ing. Génie Mécanique, (BM5620), p. BM5620. 1–BM5620. 17.

[5] Abood, A. M., 2002, "Dynamic analysis of the cutting forces in gear hobbing," thèse, School of Mechanical and Systems Engineering, University of Newcastle upon Tyne, UK.

[6] Rech, J., 2002, "Contribution à la compréhension des modes d'actions tribologiques et thermiques des revêtements en usinage. Application au cas du taillage de dentures à la fraise-mère à grande vitesse.," Arts et Métiers ParisTech.

[7] LMT FETTE, Taillage Outils et savoir, LEITZ METALWORKING TECHNOLOGY GROUP, Germany.

[8] Gimpert, D., 1994, "Gear fundamentals-the Gear hobbing process," Gear Technol., **11**, pp. 38–44.

[9] Bouzakis, K. D., Lili, E., Michailidis, N., and friderikos, O., 2008, "Manufacturing of cylindrical gears by generating cutting processes : A critical synthesis of analysis methods," Manuf. Technol., **57**, pp. 676–696.

[10] "SAAZOR - Fraises-mères et revêtement PVD" [Online]. Available: http://saazor.de/fr/fraises-meres/. [Accessed: 04-Oct-2015].

[11] Klocke, F., Gorgels, C., Schalaster, R., and Stuckenberg, A., 2010, "An Innovative Way of Designing Gear Hobbing Processes," Proc. Int. Conf. Gears, pp. 393–404.

[12] Stein, S., Lechthaler, M., Krassnitzer, S., Albrecht, K., Schindler, A., and Arndt, M., 2012, "Gear Hobbing: a contribution to analogy testing and its wear mechanisms," Procedia CIRP, **1**, pp. 220–225.

[13] Uriarte, L., Zatarain, M., Axinte, D., Yagüe-Fabra, J., Ihlenfeldt, S., Eguia, J., and Olarra, A., 2013, "Machine tools for large parts," CIRP Ann. - Manuf. Technol., **62**(2), pp. 731–750.

[14] Bellanger, G., 2008, "Fonderie d'acier : Coulée des grosses pièces," Tech. Ing. M3631, pp. 1–20.

[15] Bellanger, G., 2008, "Fonderie d'acier : Moulage des grosses pièces," Tech. Ing., p. 9.

[16] Haddag, B., Nouari, M., Barlier, C., and Dhers, J., 2014, "Experimental and numerical analyses of the tool wear in rough turning of large dimensions components of nuclear power plants," Wear, **312**(1-2), pp. 40–50.

[17] Trent, E. M., and Wright, P. K., 2000, Metal cutting, Butterworth-Heinemann.

[18] Iqbal, S. A., Mativenga, P. T., and Sheikh, M. A., 2007, "Characterization of machining of AISI 1045 steel over a wide range of cutting speeds. Part 2: evaluation of flow stress models and interface friction distribution schemes," Proc. Inst. Mech. Eng. Part B J. Eng. Manuf., **221**(5), pp. 917–926.

[19] Bahi, S., Nouari, M., Moufki, A., El Mansori, M., and Molinari, A., 2012, "Hybrid modelling of sliding–sticking zones at the tool–chip interface under dry machining and tool wear analysis," Wear, **286**, pp. 45–54.

[20] Bahi, S., Nouari, M., Moufki, A., El Mansori, M., and Molinari, A., 2011, "A new friction law for sticking and sliding contacts in machining," Tribol. Int., **44**(7), pp. 764–771.

[21] Nouari, M., List, G., Girot, F., and Gehin, D., 2005, "Effect of machining parameters and coating on wear mechanisms in dry drilling of aluminium alloys," Int. J. Mach. Tools Manuf., **45**(12), pp. 1436–1442.
[22] List, G., 2004, "Etude des mécanismes d'endommagement des outils carbure Wc-Co par la caractérisation de l'interface outil-copeau : Application à l'usinage à sec de l'alliage d'aluminium aéronautique AA2024 T351," Ecole Nationale Supérieure d'Arts et Métiers Centre de Bordeaux.
[23] Le Calvez, C., 1995, "Etude des aspects thermiques et métallurgiques de la coupe orthogonale d'un acier au carbone."
[24] Leskovar, P., and Grum, J., 1986, "The metallurgical aspects of machining," CIRP Ann.-Manuf. Technol., **35**(2), pp. 537–550.
[25] Weinert, K., Adams, F. J., and Thamke, D., 1995, "Was kostet die Kühlschmierung?," Technica, (7), pp. 19–23.
[26] Tonshoff, H. K., Karpuschewski, B., and Lierse, T., 1996, "Potential und Grenzen umweltgerechter Fertigung," Neue Moglichkeiten Umw. Gerechter Fert. Semin. Univ. Hann.
[27] Klocke, F., and Eisenblätter, G., 1997, "Dry cutting," CIRP Ann.-Manuf. Technol., **46**(2), pp. 519–526.
[28] Armarego, E. J. A., Verezub, S., and Samaranayake, P., 2002, "The effect of coatings on the cutting process, friction, forces and predictive cutting models in machining operations," Proc. Inst. Mech. Eng. Part B J. Eng. Manuf., **216**(3), pp. 347–356.
[29] Trent E. M., 1977, "Metal cutting," Butterworths Lond.
[30] FETTE, Outils de taillage : Fraises mères, Fraises-module et Fraise de forme, LEITZ METALWORKING TECHNOLOGY GROUP.
[31] Bouzakis, K., and König, W., 1981, "Process models for the incorporation of gear hobbing into an information centre for machining data," CIRP Ann.-Manuf. Technol., **30**(1), pp. 77–82.
[32] Bouzakis, K. D., 1981, "Konzept und technolgischer Grundlagen zur automatisierten Erstellung optimaler Bearbeitungsdaten fuer das Waelzfraesen," Habilit. RWTH Aachen Fortschr-Ber, **42**.
[33] Bouzakis, K.-D., Kombogiannis, S., Antoniadis, A., and Vidakis, N., 2002, "Gear hobbing cutting process simulation and tool wear prediction models," J. Manuf. Sci. Eng., **124**(1), pp. 42–51.
[34] HSS Forum, 2015, "Gear Cutting" [Online]. Available: http://www.hssforum.com/. [Accessed: 11-Jan-2016].
[35] Joppa, K., 1977, "Leistungssteigerung beim Wälzfräsen mit Schnellarbeitsstahl durch Analyse, Beurteilung und Beeinflussung des Zerspanprozesses."
[36] Sovily, B., Todic, V., Mikosevic, M., and Soviij-Nikic, L., "Influence of coatings on hob milling tool life," Proc Int. Conf. Coat., p. 1999.
[37] Kaleta, Jean, 1998, "Taillage et rectification des engrenages : procédés."
[38] Merchant, E., 1945, "Mechanics of the metal cutting process. II. Plasticity conditions in orthogonal cutting," J. Appl. Phys., **16**, pp. 318–324.
[39] He N., Lee T. C., Lau, W. S., and Chan, S. K., 2002, "Assessment of deformation of a shear localized chip in high speed machining," J. Mater. Process. Technol., **129**(1), pp. 101–104.
[40] Bouzakis K.-D., Friderikos O., and Tsiafis I., 2008, "FEM-supported simulation of chip formation and flow in gear hobbing of spur and helical gears," CIRP J. Manuf. Sci. Technol., **1**(1), pp. 18–26.
[41] Sidorenko A. K., 1951, "Advances in gear hobbing."

[42] Sunajev, B., Gavrilov, P., and Sumulevic, A., 1954, "Determination of cutting part of hob and conditions of its economical utilisation," Prod. Exploit. Chitting Tool.
[43] Ziegler, K., 1967, "Untersuchung der Haupt -schnit tkraft beim Waelzfraesen von Stirnraedern," Diss. Ion RWTH-Aachen Ger.
[44] Hoffmeister, B., 1970, "Ueber den Verschleiss am Waelzfraeser," Diss. Ion RWTH-Aachen Ger.
[45] Sulzer, G., 1973, "Leistungssteigerung bei der Zylinderradherstellung durch systemat ische Erfassung der Zerspantechnik," Dissertation, RWTH-Aachen, Germany.
[46] Debie, S., 2011, "Modellierung und Simulation von Zerspanverfahren mithilfe der Durchdringungsrechnung am Beispiel des Wälzfräsens," Universität Bremen.
[47] Antoniadis, A., 1988, "Determination of the impact tool stresses during gear hobbing and determination of cutting forces during hobbing of hardened gears," Dissertation, Aristoteles University of Thessaloniki.
[48] Klocke, F., Gorgels, C., Stuckenberg, A., and Schalaster, R., 2010, "Software- based process design in gear finish hobbing," Gear Technol., **27**(3), pp. 48–52.
[49] Tapoglou, N., and Antoniadis, A., 2011, "Hob3D: a novel gear hobbing simulation software," World congress on engineering, pp. 6–8.
[50] Vasilis, D., Nectarios, V., and Aristomenis, A., 2007, "Advanced computer aided design simulation of gear hobbing by means of three-dimensional kinematics modeling," J. Manuf. Sci. Eng., **129**(5), pp. 911–918.
[51] Bouzakis, K. D., "Ermittlung des zeitlichen Verlaufes der Zerspankraftkomponenten beim Waelzfrassen. Teil 2. Einfluesse technologischer Parameter," VDI-Ber, **121**(20), pp. 1016–1026.
[52] Bouzakis, K. D., 1979, "'Ermittlung des zeitlichen Verlaufs der Zerspankraftkomponenten beim Waelzfraesen Teil 1: Digitalrechnerprogramm FRDYN," VDI-Ber, **121**(19), pp. 943–950.
[53] Kienzle, O., and Victor, H., 1957, "Spezifische shnittkraefte bei der metall-bearbeitung," Werkstattstehnik Maschinenbau Bd47 H5.
[54] Suzuki, T., Ariura, Y., and Umezaki, Y., 1993, "Basic study on cutting forces in gear cutting: theory of cutting with two continuous symmetrical cutting edges," JSME Int. J. Ser C Dyn. Control Robot. Des. Manuf., **36**(4), pp. 543–548.
[55] Tapoglou, N., Mammas, A., and Antoniadis, A., 2013, "Influence of machining data on developed cutting forces in gear hobbing," Int. J. Mach. Mach. Mater., **14**(1), pp. 66–76.
[56] Guttman, P., 1988, "Shear force computation with hobs," Diss. RWTH Aachen.
[57] Molinari, A., and Moufki, A., 2005, "A new thermomechanical model of cutting applied to turning operations. Part I. Theory," Int. J. Mach. Tools Manuf., **45**(2), pp. 166–180.
[58] Moufki, A., and Molinari, A., 2005, "A new thermomechanical model of cutting applied to turning operations. Part II. Parametric study," Int. J. Mach. Tools Manuf., **45**(2), pp. 181–193.
[59] Lei, S., Shin, Y. C., and Incropera, F. P., 1999, "Material constitutive modeling under high strain rates and temperatures through orthogonal machining tests," J. Manuf. Sci. Eng., **121**(4), pp. 577–585.
[60] Oxley, P. L. B., 1989, "The mechanics of machining: an analytical approach to assessing machinability," Ellis Horwood Publ., pp. 136–182.
[61] Liu, W., Ren, D., Usui, S., Wadell, J., and Marusich, T. D., 2013, "A gear cutting predictive model using the Finite Element Method," Procedia CIRP, **8**, pp. 51–56.
[62] Klocke, F., Kempa, B., and Kleinjans, M., 1999, "Soft gear cutting with coated HSS tools-operating conditions, technical data and performance potentials," Proceedings of the Conference on THE Coatings, Thessaloniki, Greec, pp. 127–137.

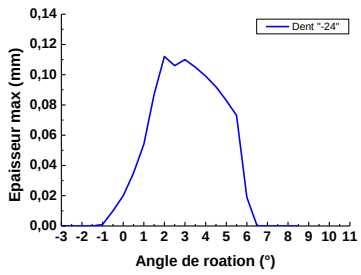
[63] Antoniadis, A., Vidakis, N., and Bilalis, N., 2002, "Fatigue Fracture Investigation of Cemented Carbide Tools in Gear Hobbing, Part 1: FEM Modeling of Fly Hobbing and Computational Interpretation of Experimental Results," J. Manuf. Sci. Eng., **124**(4), p. 784.
[64] Rech, J., 2006, "Influence of cutting edge preparation on the wear resistance in high speed dry gear hobbing," Wear, **261**(5-6), pp. 505–512.
[65] Claudin, C., and Rech, J., 2008, "Effects of the edge quality on tool life : Application on gear hobbing," 2 Nd Int. Conf. « Innov. Ve Cut. Process. Smart Mach. », pp. 1–18.
[66] Bouzakis, K., and König, W., 1981, "Process Models for the Incorporation of gear Hobbing into an Information Centre for Machining Data," CIRP Ann. - Manuf. Technol., **30**(1), pp. 77–82.
[67] Jacquinj, D., Czarnota, C., Haddag, B., Nouari, M., and Steib, E., 2011, "Nouvelle méthode d'analyse de l'écoulement du copeau en tournage s' appuyant sur une technique de numérisation 3D," 20ème Congrès Fr. Mécanique, p. 6.
[68] Contri, A., 2002, "Qualité géométrique de la mesure de surfaces complexes par moyens optiques," Cachan, Ecole normale supérieure.
[69] Gerth, J., Werner, M., Larsson, M., and Wiklund, U., 2009, "Reproducing wear mechanisms in gear hobbing—Evaluation of a single insert milling test," Wear, **267**(12), pp. 2257–2268.
[70] Barlier, C., 2010, Memotech plus : industrialisation & Mécanique usinage des matériaux métalliques, CASTEILLA.
[71] Barlier, C., 1991, "Mesure en continu de l'usure des outils de coupe par micro-sondes incorporées," These de l'Ecole Nationale Superieure d'Arts et Metiers.
[72] Haddag, B., Thil, J., Nouari, M., and Barlier, C., 2013, "A Study of the BTA Deep Drilling Process through a Quantitative and Qualitative Analysis of the Chip Formation Process," Key Engineering Materials, Trans Tech Publ, pp. 1992–2008.
[73] Thil, J., 2013, "Contribution à l'étude expérimentale et à la modélisation des matériaux difficiles pour le procédé de forage profond avec système BTA," Université de lorraine.
[74] El Baradie, M. A., 1996, "The effect of varying the workpiece diameter on the cutting tool clearance angle in tool-life testing," Wear, **195**(1), pp. 201–205.
[75] Atlati, S., Haddag, B., Nouari, M., and Zenasni, M., 2011, "Analysis of a new Segmentation Intensity Ratio 'SIR' to characterize the chip segmentation process in machining ductile metals," Int. J. Mach. Tools Manuf., **51**(9), pp. 687–700.
[76] Kouadri, S., Necib, K., Atlati, S., Haddag, B., and Nouari, M., 2013, "Quantification of the chip segmentation in metal machining: Application to machining the aeronautical aluminium alloy AA2024-T351 with cemented carbide tools WC-Co," Int. J. Mach. Tools Manuf., **64**, pp. 102–113.
[77] Thil J., Haddag B., Nouari M., Barlier C., and Papillon L., 2013, "Experimental and analytical analysis of the deep hole drilling process with BTA (Boring Trepanning Association) system," Int. J. Mach. Tools Manuf.
[78] Komanduri R., and Brown R. H., 1981, "On the Mechanics of Chip segmentation In Machining," J. Eng. Ind., **103**, pp. 33–51.
[79] Puerta Velasquez J. D., 2007, "Etude des copeaux et de l'intégrité de surface en usinage à grande vitesse de l'alliage de titane TA6V," Université Paul Verlaine de Metz.
[80] Bahi Salim, 2010, "Modélisation hybride du frottement local à l'interface outil-copeau en usinage des alliages metalliques," Art et Métiers ParisTech.
[81] Felder, E., 1997, Procédés d'usinage, Ed. Techniques Ingénieur.
[82] Trent, E. M., 1963, "Cutting steel and iron with cemented carbide tools, Part II: Conditions of seizure at the tool-work interface," J. Iron Steel Inst., **201**(11), pp. 923–932.

[83] Inozemtsev, G. ., 1961, "hobs with changed cutting edge geometry," Machines&Tooling, **32**(4), pp. 22–25.
[84] Moufki, A., Dudzinski, D., Molinari, A., and Rausch, M., 2000, "Thermoviscoplastic modelling of oblique cutting: forces and chip flow predictions," Int. J. Mech. Sci., **42**(6), pp. 1205–1232.
[85] Moufki, A., Devillez, A., Dudzinski, D., and Molinari, A., 2004, "Thermomechanical modelling of oblique cutting and experimental validation," Int. J. Mach. Tools Manuf., **44**(9), pp. 971–989.
[86] Armarego, E. J. A., and Epp, C. J., 1970, "An investigation of zero helix peripheral up-milling," Int. J. Mach. Tool Des. Res., **10**(2), pp. 273–291.
[87] Tlusty J, and MacNeil P, 1975, "Dynamics of cutting forces in end milling," Ann. CIRP, **24**(1), pp. 21–25.
[88] Kline, W. A., DeVor, R. E., and Zdeblick, W. J., 1980, "A mechanistic model for the force system in end milling with application to machining airframes structures," Proc 8th North Am. Manuf. Res Conf, pp. 297–303.
[89] Kline, W. A., and DeVor, R. E., 1983, "The effect of runout on cutting geometry and forces in end milling," Int. J. Mach. Tool Des. Res., **23**(2/3), pp. 123–140.
[90] Altintas, Y., Spence, A., and Tlusty, J., 1991, "End milling force algorithms for CAD systems," CIRP Ann.-Manuf. Technol., **40**(1), pp. 31–34.
[91] Molinari, A., and Dudzinski, D., 1992, "Stationary shear band in high-speed machining," Comptes Rendus Académie Sci. Sér. 2 Mécanique Phys. Chim. Sci. Univers Sci. Terre, **315**(4), pp. 399–405.
[92] Moufki, A., Molinari, A., and Dudzinski, D., 1998, "Modelling of orthogonal cutting with a temperature dependent friction law," J. Mech. Phys. Solids, **46**(10), pp. 2103–2138.
[93] Armarego, E. J. A., and Wiriyacosol, S., 1978, "Oblique machining with triangular form tools—I. Theoretical investigation," Int. J. Mach. Tool Des. Res., **18**(2), pp. 67–80.
[94] Usui, E., Hirota, A., and Masuko, M., 1977, "Analytical prediction of three dimensional cutting process—Part 1: basic cutting model and energy approach," J. Manuf. Sci. Eng., **100**(2), pp. 222–228.
[95] Rubenstein, C., 1983, "The mechanics of continuous chip formation in oblique cutting in the absence of chip distortion. Part 1—Theory," Int. J. Mach. Tool Des. Res., **23**(1), pp. 11–20.
[96] Armarego, E. J., 1983, "Development of a general cutting analysis for machining with plane face tools," First International Metal Cutting Conference, pp. 11–35.
[97] Seethaler, R. J., and Yellowley, I., 1997, "An upper-bound cutting model for oblique cutting tools with a nose radius," Int. J. Mach. Tools Manuf., **37**(2), pp. 119–134.
[98] Oxley, P. L. B., 1989, "Mechanics of Machining," Ellis Horwood Chichester UK.
[99] Hu, R. S., Mathew, P., Oxley, P. L. B., and Young, H. T., 1986, "Allowing for end cutting edge effects in predicting forces in bar turning with oblique machining conditions," Proc. Inst. Mech. Eng. Part C J. Mech. Eng. Sci., **200**(2), pp. 89–99.
[100] Young, H. T., Mathew, P., and Oxley, P. L. B., 1987, "Allowing for nose radius effects in predicting the chip flow direction and cutting forces in bar turning," Proc. Inst. Mech. Eng. Part C J. Mech. Eng. Sci., **201**(3), pp. 213–226.
[101] Young, H.-T., Mathew, P., and Oxley, P. L. B., 1994, "Predicting cutting forces in face milling," Int. J. Mach. Tools Manuf., **34**(6), pp. 771–783.
[102] Wang, J., and Mathew, P., 1995, "Development of a general tool model for turning operations based on a variable flow stress theory," Int. J. Mach. Tools Manuf., **35**(1), pp. 71–90.

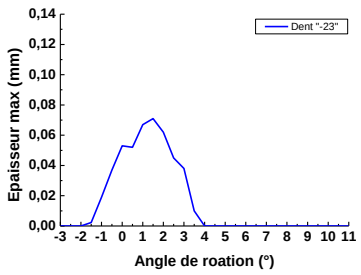
[103] Arsecularatne, J. A., Fowle, R. F., and Mathew, P., 1996, "Nose radius oblique tool: cutting force and built-up edge prediction," Int. J. Mach. Tools Manuf., **36**(5), pp. 585–595.
[104] Arsecularatne, J. A., Mathew, P., and Oxley, P. L. B., 1995, "Prediction of chip flow direction and cutting forces in oblique machining with nose radius tools," Proc. Inst. Mech. Eng. Part B J. Eng. Manuf., **209**(4), pp. 305–315.
[105] Arsecularatne, J. A., Fowle, R. F., and Mathew, P., 1998, "Prediction of chip flow direction, cutting forces and surface roughness in finish turning," J. Manuf. Sci. Eng., **120**(1), pp. 1–12.
[106] Moufki, A., and Molinari, A., "On the partition of friction heat between sliding solids," Be Submited.
[107] Kim, K. W., Lee, W. Y., and Sin, H. C., 1999, "A finite-element analysis of machining with the tool edge considered," J. Mater. Process. Technol., **86**(1), pp. 45–55.
[108] Strenkowski, J. S., and Carroll, J. T., 1985, "A finite element model of orthogonal metal cutting," J. Manuf. Sci. Eng., **107**(4), pp. 349–354.
[109] Mabrouki, T., Girardin, F., Asad, M., and Rigal, J.-F., 2008, "Numerical and experimental study of dry cutting for an aeronautic aluminium alloy (A2024-T351)," Int. J. Mach. Tools Manuf., **48**(11), pp. 1187–1197.
[110] Miguélez, H., Zaera, R., Rusinek, A., Moufki, A., and Molinari, A., 2006, "Numerical modelling of orthogonal cutting: Influence of cutting conditions and separation criterion," Journal de Physique IV (Proceedings), EDP sciences, pp. 417–422.
[111] Arrazola, P. J., and Özel, T., 2010, "Investigations on the effects of friction modeling in finite element simulation of machining," Int. J. Mech. Sci., **52**(1), pp. 31–42.
[112] Molinari, A., Cheriguene, R., and Miguelez, H., 2011, "Numerical and analytical modeling of orthogonal cutting: The link between local variables and global contact characteristics," Int. J. Mech. Sci., **53**(3), pp. 183–206.
[113] Zorev, N. N., and Massey, H., 1966, "Metal cutting mechanics," Pergamon Press.
[114] Trent, E. M., and Wright, P. K., 2000, Metal Cutting. Fourth edition, Butterworth-Heinemann.
[115] Ackroyd, B., Chandrasekar, S., and Compton, W. D., 2003, "A model for the contact conditions at the chip-tool interface in machining," J. Tribol., **125**(3), pp. 649–660.
[116] Astakhov, V. P., 2006, Tribology of metal cutting, Elsevier, Tribology of metal cutting. Tribology and Interface Engineering Series.
[117] Chandrasekaran, H., M'Saoubi, R., and Chazal, H., 2005, "Modelling of material flow stress in chip formation process from orthogonal milling and split hopkinson bar tests," Mach. Sci. Technol., **9**(1), pp. 131–145.
[118] Astakhov, V. P., 2006, Tribology of Metal Cutting, Elsevier.
[119] Atlati, S., Haddag, B., Nouari, M., and Moufki, A., 2015, "Effect of the local friction and contact nature on the Built-Up Edge formation process in machining ductile metals," Tribol. Int., **90**, pp. 217–227.

Annexes A : Evolution des épaisseurs maximales pour l'ensemble des dents de l'outil

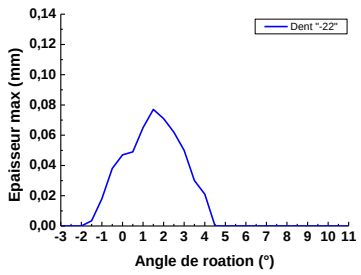
-24



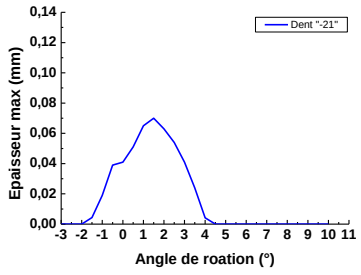
-23



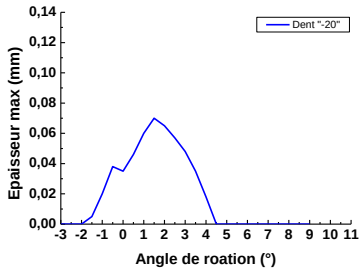
-22



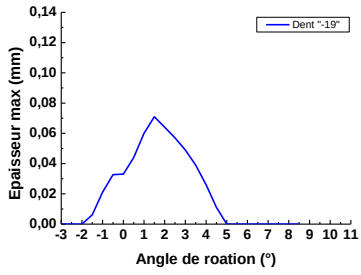
-21



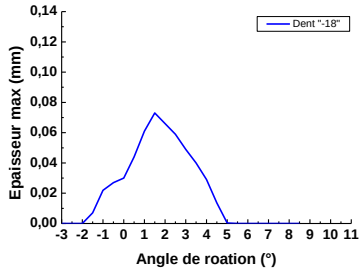
-20



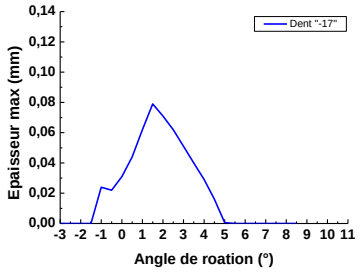
-19



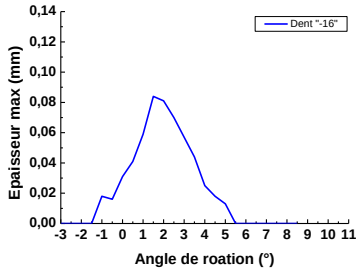
-18



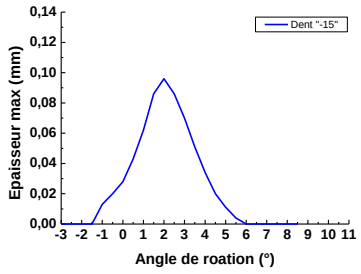
-17



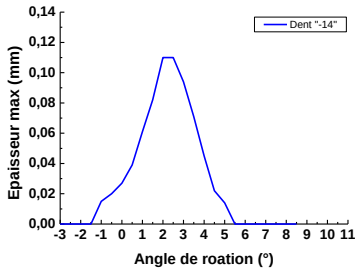
-16



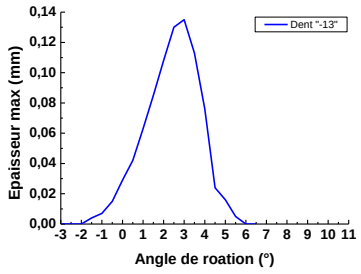
-15



-14



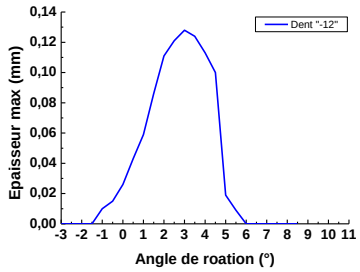
-13

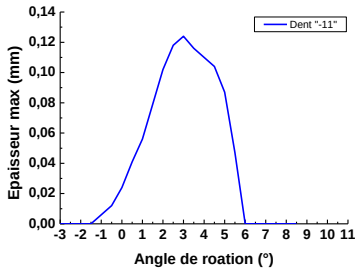


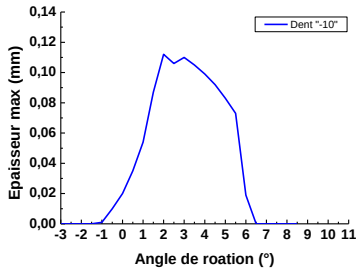
-12

-11

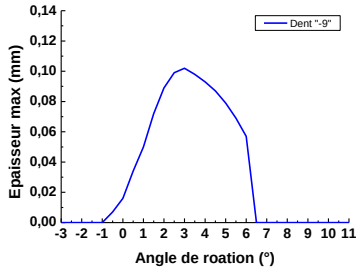
-10



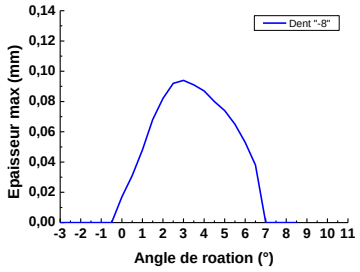




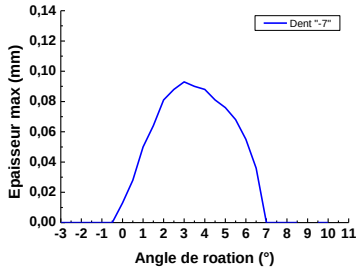
-9



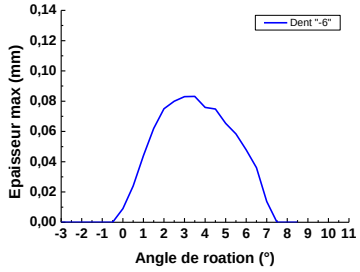
-8



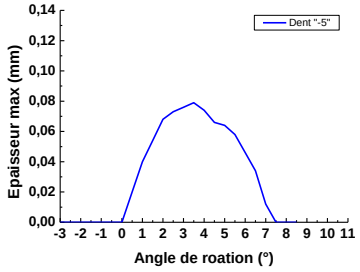
-7



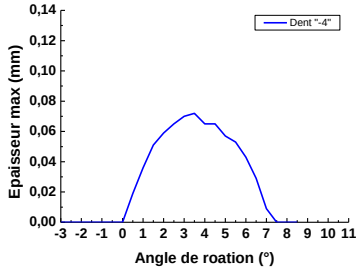
-6



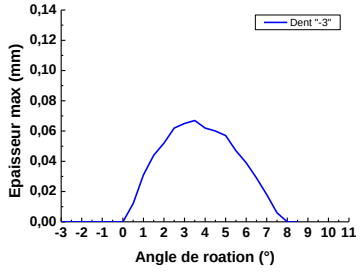
-5



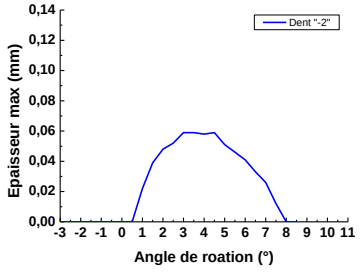
-4



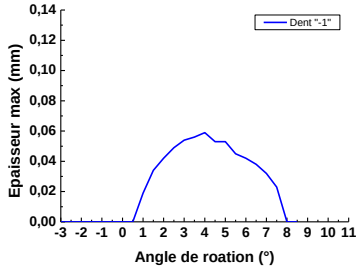
-3



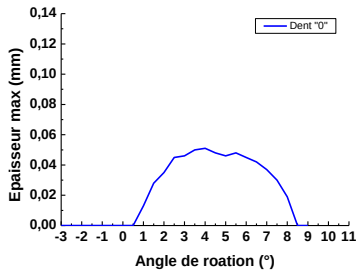
-2



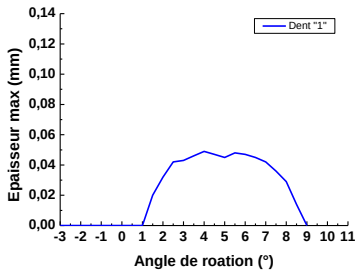
-1



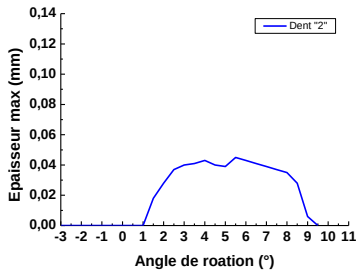
0



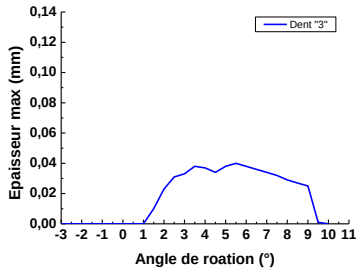
1

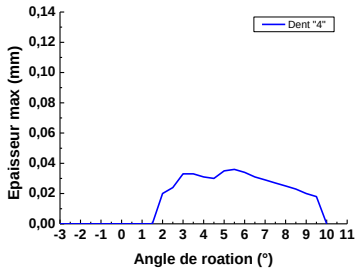


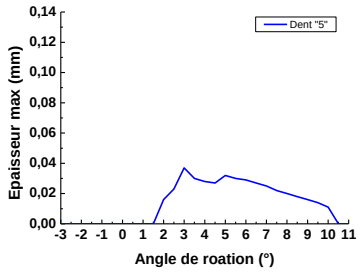
2



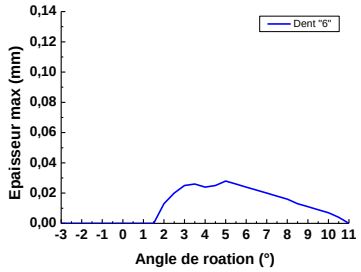
3 4 5



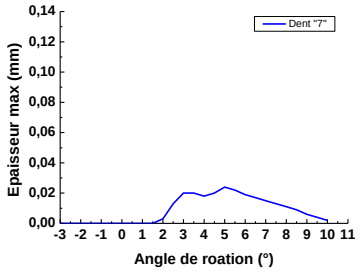




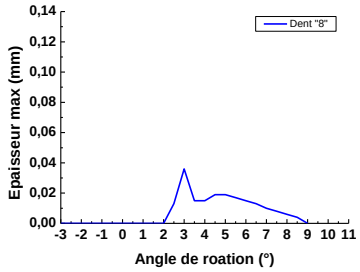
6



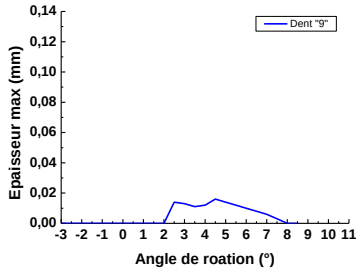
7



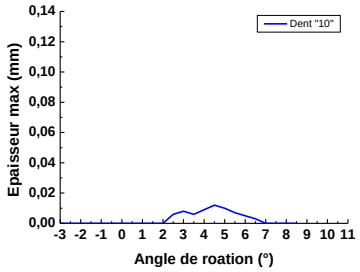
8



9



10



Conditions géométriques : m=25mm, $\tilde{\alpha}$ =25.4°, β_2=0°, z_F/z_p=1/236, f_a=4mm/tr, t=1mm, n_i=14, d_h=336mm, dg=6000mm, taillage en opposition, dentures droite.

Avec m module, $\tilde{\alpha}$ angle de pression, β_2 angle d'hélice de la roue dentée, z_F nombre de filet, z_p nombre de dents de l'engrenage, f_a avance axiale, t profondeur de passe, N_0 nombre de rangée, d_h diamètre éxtérieur de l'outil et d_g diamètre extérieur de la pièce.

Tableau A.1. Evolution des épaisseurs maximales calculées pour l'ensemble des dents de l'outil fraise-mère.

Nomenclature

m	: Module de l'engrenage
d	: Diamètre primitif de l'engrenage
d_a	: Diamètre de tête de l'engrenage
d_f	: Diamètre de pied de l'engrenage
d_b	: Diamètre de base de la développante
R_b	: Rayon du cercle de base de la développante
d_h	: Diamètre extérieur de l'outil fraise-mère
d_g	: Diamètre extérieur de l'engrenage à tailler
r_F	: Rayon extérieur de l'outil fraise-mère
r_o	: Rayon primitif de l'outil fraise-mère
r_e	: Rayon d'arête de l'outil
h_d	: Hauteur de la dent
h_a	: Hauteur de saillie
h_f	: Hauteur de creux
s	: Epaisseur de la dent au primitif de taillage
p	: Pas au diamètre primitif de l'engrenage
b	: Largeur de la dent
e	: Intervalle entre deux dents au primitif de taillage
S_x	: Avance axiale de la fraise mère à chaque tour de roue
η	: Angle de pivotement de la fraise mère
β_2	: Angle d'hélice de la roue dentée
N_F	: Vitesse de rotation de l'outil fraise-mère
N_P	: Vitesse de rotation de la pièce
Z_P	: Nombre des dents de la roue dentée
Z_F	: Nombre de filet de l'outil fraise-mère
f_a	: Avance de la fraise-mère par tour de pièce
λ	: Angle de frottement entre l'outil et le copeau
N_o	: Nombre de goujures de la fraise-mère (nombre de rangées)
x	: Déport de la denture à tailler

t	: Avance radiale de la fraise-mère (Profondeur de coupe)
F_i	: Forces de coupe élémentaire
K_i	: Coefficient spécifique de coupe de la matière usinée
l_k	: Longueur de l'arête élémentaire
$h_{m,k}$	: Epaisseur élémentaire du copeau non déformé
ds	: Largeur de l'arête élémentaire
z	: Coefficient caractéristique du matériau
F_v et F_f	: Effort de coupe et d'avance en coupe orthogonale
K_v et K_f	: Coefficients spécifiques de coupe et d'avance
γ_h	: Angle d'inclinaison d'hélice de l'outil
ε	: Pas axial de l'outil fraise-mère
$\tilde{\alpha}$	: Angle de pression de l'outil
S_2	: Epaisseur de denture en tenant compte déport de denture
γ_h	: Angle d'inclinaison d'hélice de l'outil
t	: Engagement radial de la fraise-mère (profondeur de coupe)
β_1	: Angle d'hélice de l'outil
h	: Epaisseur du copeau non-déformé en taillage
h_{max}	: Epaisseur maximale du copeau non-déformé en taillage
ds	: Longueur de l'arête élémentaire
θ	: Angle de rotation de l'outil fraise-mère
V_{rms}	: Variance moyenne RMS (Root Mean Square)
T	: Nombre de points mesurés
x_i	: Points mesurés
F_c et F_f	: Effort de coupe et d'avance
α	: Angle de coupe de l'outil
β	: Angle de dépouille de l'outil
$a_{radiale}$	: Avance radiale en fraisage
a_{axiale}	: Avance axiale en fraisage
$\vec{\mathbf{R}}_{Dent}$	: Résultante des efforts de coupe exercée sur une dent de l'outil fraise mère
$d\vec{\mathbf{R}}$	: Résultante des efforts de coupe exercée sur une arête élémentaire
ds	: Longueur de l'arête élémentaire
dF_v et dF_f	: Effort élémentaire de coupe et d'avance
$\tilde{\alpha}$	: Angle de pression de la dent de l'outil fraise-mère
K_{cv} et K_{cf}	: Coefficients spécifiques de coupe et d'avance liés à l'effet due au cisaillement
K_{ev} et K_{ef}	: Coefficients spécifiques de coupe et d'avance liés à l'effet du rayon d'arête

η_c : Angle d'écoulement du copeau

$\vec{\mathbf{V}}$: Vitesse de coupe

$\vec{\mathbf{V}}_c$: Vitesse d'écoulement de copeau

t_1 : Epaisseur du copeau non-déformé en coupe oblique

w : Largeur de coupe

$\bar{\mu}$: Coefficient apparent de frottement à l'interface outil-copeau

$\tilde{h}$: Epaisseur de la bande de cisaillement primaire

λ_s : Angle d'inclinaison d'arête

α_n : Angle de coupe normal

ϕ_n : Angle normal de cisaillement

$\vec{\mathbf{v}}(z)$: Vitesse d'une particule de matière traversant la bande de cisaillement primaire

$\vec{\mathbf{v}}_s(z)$: Vitesse à l'entrée de la bande de cisaillement primaire

$\dot{\underline{\underline{\varepsilon}}}$: Tenseur des vitesses de déformation

$\dot{\gamma}$: Vitesse de déformation (ou de glissement)

γ : Déformation dans la bande primaire de cisaillement

J_2 : Loi d'écoulement plastique

k : Limite d'écoulement plastique en cisaillement

$\underline{\underline{s}}$: Tenseur des contraintes deviatoriques

n : Coefficient de l'écrouissage

C : Coefficient de la sensibilité à la vitesse de déformation

m : Coefficient de l'adoucissement thermique

T_f : Température de fusion de la matière usinée

T_r : Température de référence (température ambiante)

A, B et $\dot{\gamma}_0$: Constantes fonctions du matériau.

v_s : Vitesse de cisaillement de la matière

τ : Contrainte de cisaillement dans la bande

T : Température dans le copeau en coupe orthogonale

τ_0 : Contrainte de cisaillement à l'entrée de la bande

θ_w : Température de la pièce avant usinage

F_s : Force de cisaillement colinéaire à la direction de cisaillement

N_s : Force normale à la bande de cisaillement primaire

A_s : Surface de la zone primaire de cisaillement

F_P, F_Q et F_R : Effort de coupe, d'avance et latéral en coupe oblique

$\vec{\mathbf{R}}_{outil/copeau}$: Résultante des efforts exercés par l'outil sur le copeau

$\vec{\mathbf{R}}_{pièce/copeau}$: Résultante des efforts exercés par la pièce usinée sur le copeau

M1 : Moment de $\vec{\mathbf{R}}_{outil/copeau}$ par rapport à l'arête de coupe

M2 : Moment de $\vec{\mathbf{R}}_{pièce/copeau}$ par rapport à l'arête de coupe

l_c : Longueur de contact à l'interface outil-copeau

P_0 : Pression moyenne à l'interface outil-copeau

w_c : Largeur du copeau déformé

k : Conductivité thermique

ρ : Masse volumique

c : Capacité calorifique du matériau usiné

λ : Angle de frottement à l'interface outil-copeau

θ_{ZPC} : Température à la sortie de la bande primaire de cisaillement

$\bar{T}_{\text{int}}$: Température moyenne à l'interface outil-copeau

$\gamma_{\tilde{h}}$: Glissement total dû au cisaillement primaire

r : Position radiale de l'élément d'arête j

ω : Vitesse de rotation de la fraise-mère

χ : Partie de la source de chaleur transmis vers la pièce

R_T : Paramètre adimensionnel

κ : Rapport des effusivités

dF_s : Effort élémentaire de cisaillement

dF_v et dF_f : Effort élémentaire de coupe et d'avance

R_n : Effort d'interaction en coupe oblique contrainte

η_g : Angle qui définit la direction du mouvement global du copeau

$\boldsymbol{\sigma}$: Tenseur de contraintes de Cauchy

$\mathbf{f}_v$: Effort volumiques (force par unité de volume)

$\ddot{\mathbf{u}}$: Accélération

T : Température dans le copeau

c : Chaleur massique à pression constante

q_v : Source chaleur par déformation plastique.

$\bar{\sigma}$: Contrainte d'écoulement du matériau (contrainte équivalente)

$\bar{\varepsilon}^p$: Déformation équivalente

$\dot{\bar{\varepsilon}}^p$: Vitesse de déformation équivalente

τ_f : Contrainte de cisaillement

σ_n : Contraint normale de contact

μ_{loc} : Coefficient de frottement local

$\dot{q}_{\rightarrow outil}$: Flux de chaleur diffusé dans l'outil

$\dot{q}_{\rightarrow pièce}$: Flux de chaleur diffusé dans le copeau

$\dot{q}_c$: Flux de chaleur par conduction

η_f : Fraction de l'énergie de frottement convertie en chaleur

v_s : Vitesse de glissement

β : Coefficient de partage de la source de chaleur générée par frottement

T_{copeau} : Température du copeau

T_{outil} : Température de l'outil au point de contact

Résumé

Le travail de recherche réalisé dans le cadre de cette thèse introduit une nouvelle approche thermomécanique pour la modélisation du procédé de taillage à la fraise-mère et la maitrise de la précision géométrique et la qualité des pièces fabriquées. Le processus de coupe de la génération des dentures des couronnes de grandes dimensions a été simulé pour la prédiction des efforts de coupe. Le calcul de ces efforts s'est basé sur trois phases : une phase de simulation de l''intersection géométrique entre l'outil et la pièce moyennant une simulation de la cinématique du procédé par le logiciel CATIA, une phase de simulation numérique ALE (Approche Eulérienne-Lagrangienne) 2D de la coupe orthogonale, et une dernière phase dite 'simulation mécanistique' qui utilise les résultats des deux premières phases pour la prédiction des efforts de coupe. La présente approche conduit à un modèle de prédiction des efforts de coupe 3D pour le processus de taillage et apparaît comme une alternative intéressante à l'approche classique de la littérature qui nécessite beaucoup d'essais expérimentaux pour déterminer les coefficients spécifiques de coupe caractéristique du matériau usiné. Nous avons également proposé une approche prédictive basée sur une modélisation analytique de l'interaction arête-copeau lors d'une opération de taillage en finition. La démarche proposée présente l'intérêt de s'affranchir des essais d'usinage, souvent longs et couteux, dans le cas de cette opération complexe (gabarit et géométrie des pièces, cinématique, formation de copeau, etc.). Enfin, le modèle proposé a été appliqué pour analyser le taillage des grandes couronnes (plusieurs mètres) en phase de finition.

Mots clés : Usinage, Pièces de grandes dimensions, Opération de taillage, Températures, Efforts de coupe, Modélisation.

Abstract

This work introduces a novel approach for a predictive model for hobbing process in order to improve the geometrical accuracy and quality of the manufactured part. An industrial case study of the generation of the teeth was simulated for prediction of effort. The calculation of the cutting forces is based on several steps: tool/part intersection step by means of a kinematic simulation of the process by CATIA, 2D numerical simulation of the process of the orthogonal cutting and finally the last step called ‘mechanistic simulation’ which uses the results of the other two steps for the prediction of cutting forces. This approach leads to model the 3D cutting force for hobbing process and appears as an interesting alternative to traditional mechanistic approach which requires a lot of experimental tests to determine the cutting force coefficients. Besides, we have proposed a predictive approach based on an analytical modeling of chip formation in finishing hobbing operation. The interest of the suggested approach is to be able to avoid machining tests in the case of this very complicated operation (huge dimensional parts, kinematic, chip formation process, etc...). Finally, the proposed model was applied to analyze the hobbing of larges parts (several meters) during finishing stage.

Keywords : Machining, Big parts, Hobbing, Temperature, Cutting forces, Modeling.

♣♣♣♣♣