HAL
open science

Étude expérimentale, modélisation et simulation numérique de l'usinage à sec des aciers inoxydables : étude de l'effet des revêtements mono et multi-couches

Fousseny Koné

To cite this version:

Fousseny Koné. Étude expérimentale, modélisation et simulation numérique de l'usinage à sec des aciers inoxydables : étude de l'effet des revêtements mono et multi-couches. Autre. Université de Lorraine, 2012. Français. NNT : 2012LORR0155 . tel-01749360

HAL Id: tel-01749360

https://hal.univ-lorraine.fr/tel-01749360v1

Submitted on 29 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.

UNIVERSITÉ DE LORRAINE

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

UNIVERSITÉ DE LORRAINE

École doctorale 409
Énergie Mécanique
MAtériaux

Laboratoire d'Énergétique et de
Mécanique Théorique et Appliquée
UMR CNRS 7563

UNIVERSITÉ DE LORRAINE

THÈSE

pour obtenir le grade de

Docteur de l'Université de Lorraine

Spécialité : Mécanique et Énergétique

École Doctorale EMMA 409 (Énergie Mécanique MAtériaux)

Présentée par

Fousseny KONÉ

Étude expérimentale, modélisation et simulation numérique de l'usinage à sec des aciers inoxydables : Étude de l'effet des revêtements mono et multi couches

Directeur de thèse : Mohammed NOUARI
Co-encadrants : Christophe CZARNOTA, Badis HADDAG

Soutenue publiquement le vendredi 05 octobre 2012
devant le jury présidé par le Professeur Farhad REZAÏ-ARIA et composé de :

M. Pedro ARRAZOLA	Professeur, Faculté d'ingénierie, Université de Mondragón, Espagne	Rapporteur
M. Olivier PANTALÉ	Professeur, laboratoire LGP, ENI de Tarbes	Rapporteur
M. Farhad REZAÏ-ARIA	Professeur, ICA - Institut Clément ADER, École des Mines d'Albi-Carmaux	Examinateur
M. Abdelhadi MOUFKI	Professeur, laboratoire LEM3, Metz, Université de Lorraine	Examinateur
M. Nadhir LEBAAL	Maître de conférences, laboratoire M3M, Belfort, UTBM	Examinateur
M. Philippe GILLES	Docteur - Ingénieur, AREVA NP, Paris La Défense	Examinateur
M. Mohammed NOUARI	Professeur, directeur de la recherche du GIP-InSIC, Université de Lorraine	Directeur de thèse
M. Christophe CZARNOTA	Maître de conférences, laboratoire LEM3, Metz, Université de Lorraine	Co-encadrant
M. Badis HADDAG	Enseignant Chercheur, LEMTA/GIP-InSIC, Université de Lorraine	Co-encadrant

Thèse préparée au sein du
Laboratoire LEMTA UMR CNRS 7563, Université de Lorraine
GIP-InSIC, 27 rue d'Hellieule, Saint-Dié-des-Vosges, F-88100, France

« Plus grand est l'obstacle, et plus grande est la gloire de le surmonter. »
Jean-Baptiste POQUELIN, dit 'Molière'. 'Stances' - 1663.

À mes parents,

À ma sœur et à mon frère,

À toute ma famille,

Particulièrement à mon oncle feu Fousseni KONATÉ (Ingénieur aéronautique, ancien PDG d'Air Afrique, ancien PCA de Servair Abidjan)

Remerciements

Ces travaux de thèse de doctorat ont été réalisés au sein de l'Équipe de Recherche en Mécanique et Plasturgie (ERMeP) de l'Institut Supérieur d'Ingénierie de la Conception (InSIC) à Saint-Dié-des-Vosges. Celle-ci est affiliée au Laboratoire d'Énergétique et de Mécanique Théorique et Appliquée (LEMTA UMR CNRS 7563) du Centre National de Recherche Scientifique (CNRS). Ces travaux ont été accomplis avec le concours des sociétés CIRTES (Centre Européen de Prototypage Rapide et Outillage Rapide) et ACTARUS (spécialisée dans la fabrication d'outils et de systèmes pour le contrôle et la surveillance de l'usinage), ainsi que du CFAI de Sainte-Marguerite.

J'adresse mes sincères et chaleureux remerciements à M. Mohammed NOUARI (Professeur – laboratoire LEMTA, Université de Lorraine, directeur de la recherche de l'InSIC) mon directeur thèse, M. Christophe CZARNOTA (Maître de conférences – laboratoire LEM3, Université de Lorraine) et M. Badis HADDAG (Enseignant Chercheur – laboratoire LEMTA, Université de Lorraine) qui ont encadré mes travaux de thèse ; merci pour votre soutien, votre disponibilité et votre professionnalisme. Je remercie également M. Claude BARLIER (Professeur, directeur de l'InSIC et du CIRTES), M. Arnaud DELAMÉZIÈRE (Maître-Assistant – École des Mines d'Albi-Carmaux, directeur des études de l'InSIC), M. Marc MICHEL (directeur des relations industrielles de l'InSIC) pour les échanges fructueux que j'ai eu avec eux, ainsi que pour leurs conseils avisés.

Je remercie M. Pedro ARRAZOLA (Professeur – Faculté d'ingénierie, Université de Mondragón - Espagne) et M. Olivier PANTALÉ (Professeur – laboratoire LGP, ENI de Tarbes) les rapporteurs pour leurs travaux d'expertise. Mes sincères remerciements vont également à M. Farhad REZAÏ-ARIA (Professeur – ICA - Institut Clément ADER, École des Mines d'Albi-Carmaux) qui a accepté de présider mon jury de thèse, ainsi qu'à M. Abdelhadi MOUFKI (Professeur – laboratoire LEM3, Université de Lorraine), M. Nadhir LEBAAL (Maître de conférences – laboratoire M3M, UTBM) et M. Philippe GILLES (Docteur – Ingénieur, AREVA NP) pour leur participation à mon jury de thèse en tant qu'examinateur, ainsi que pour leurs conseils avisés.

Je tiens à remercier M. Fabien ANTOINE, M. Franck FERRARI et M. Sébastien CUNY du CFAI de Sainte-Marguerite pour leur collaboration lors des travaux expérimentaux de ma thèse.

Durant ces années de thèse, j'ai eu l'opportunité d'être en contact avec de nombreuses personnes, de l'Université de Lorraine, du laboratoire LEMTA, de l'École Doctorale EMMA 409, des Écoles des Mines d'Albi-Carmaux et de Nancy, de l'InSIC, du CIRTES et d'ACTARUS, qui ont apporté leur pierre à l'édifice, dans l'aboutissement de mes travaux de thèse. Je les en remercie chaleureusement ; particulièrement Tchadja KAGNAYA, Edith DURAND, Catherine SCHEFFMANN, Éric STEIB, Claude MERKEL, Julien THIL, Damien NICOLLE, Cyril PELAINGRE. Je tiens à exprimer ma gratitude à Mme Laurence CAMPAGNE-LAMBERT (CERATIZIT, Luxembourg) pour ses conseils avisés et son professionnalisme.

Je remercie également mes proches qui m'ont apporté leur soutien et conseillé tout au long de mes travaux de thèse.

Table des matières générale

INTRODUCTION GÉNERALE 1
CHAPITRE 1 : ÉTUDE BIBLIOGRAPHIQUE 5
1. Introduction 7
2. Processus de formation du copeau et modélisation de la coupe 8
2.1. Coupe orthogonale et morphologies de copeaux 8
2.2. Modélisation et simulation numérique de la coupe 12
3. Aciers inoxydables 20
3.1. Compositions et propriétés 20
3.2. Usinage des aciers inoxydables 23
4. Outils de coupe et revêtements en usinage 25
4.1. Outils de coupe 25
4.2. Revêtements 28
5. Conclusion 34
CHAPITRE 2 : ÉTUDE NUMÉRIQUE DE L'EFFET DES REVÊTEMENTS D'OUTILS DE COUPE 37
1. Introduction 39
2. Description du problème 39
2.1. Comportement de l'acier inoxydable AISI 316L 39
2.2. Géométries et propriétés de l'outil de coupe 45
2.3. Mise en données et conditions aux limites 45
2.4. Analyse du transfert thermique à l'interface outil-copeau 47
3. Étude paramétrique thermique 49
3.1. Étude de l'effet du coefficient de transfert thermique 50
3.2. Étude de l'effet de la conductivité thermique 54
3.3. Bilan de l'étude paramétrique 56
4. Étude de quelques configurations de revêtement d'outil de coupe 57
4.1. Configuration des revêtements utilisés 57
4.2. Morphologie du copeau obtenu 59
4.3. Température à la surface de l'outil de coupe 60
4.4. Température dans l'outil de coupe 64
4.5. Efforts de coupe, pression et nature du contact outil-copeau 65
5. Conclusion 67

CHAPITRE 3 : ÉTUDE EXPÉRIMENTALE DE L'EFFET DES REVÊTEMENTS D'OUTILS DE COUPE 69
1. Introduction 71
2. Dispositif expérimental 71
2.1. Tour et pièce usinée 71
2.2. Moyens de mesure 72
2.3. Porte outil et outil de coupe 73
2.4. Dispositif de montage 75
3. Étude paramétrique des conditions de coupe 76
3.1. Protocole d'essais 76
3.2. Efforts, efforts spécifiques et rapport global d'efforts 78
3.3. États de surface 86
3.4. Bilan de l'étude paramétrique 87
4. Étude de l'influence des revêtements d'outil de coupe 87
4.1. Protocole d'essais 87
4.2. Impact sur les efforts de coupe 88
4.3. Impact sur la température mesurée 91
4.4. Impact sur l'état de surface 95
4.5. Bilan de l'étude de l'influence des revêtements 96
5. Conclusion 96
CHAPITRE 4 : MODÉLISATION DU PROCÉDÉ DE TOURNAGE PAR UNE APPROCHE 2D AVEC UN OUTIL DE COUPE REVÊTU 99
1. Introduction 101
2. Modélisation géométrique des outils de coupe par numérisation 101
2.1. Description de la numérisation et utilisation dans les travaux réalisés 101
2.2. Moyens expérimentaux et technique d'acquisition 102
2.3. Application à l'outil de coupe TCMT16T308 104
2.3.1. Numérisation de la plaquette de coupe TCMT16T308 104
2.3.2. Définition et extraction d'un profil de coupe 2D 105
3. Modélisation hybride analytique/numérique des efforts de coupe 108
3.1. Description des étapes du modèle proposé 108
3.2. Modèles de calcul de l'angle d'écoulement du copeau 113
3.2.1. Modèle de Colwell 114
3.2.2. Modèle de Wang 115

4. Mise en œuvre du modèle : Simulation numérique 2D 117
4.1. Mise en données du problème numérique 117
4.2. Efforts de coupe en fonction de l'épaisseur de copeau non déformé 122
4.3. Impact de la direction d'écoulement sur les efforts de coupe 124
5. Confrontation des résultats numériques et expérimentaux 130
5.1. Usinage avec la plaquette en carbure revêtue TN7110 (TiN-TiCN-Al_2O_3-TiN) 130
5.2. Étude de deux types d'outil de coupe (avec et sans revêtement) 133
6. Conclusion 136
CONCLUSION GÉNÉRALE ET PERSPECTIVES 137
RÉFÉRENCES BIBLIOGRAPHIQUES 141

INTRODUCTION GÉNERALE

Lors d'une opération d'usinage, les plaquettes de coupe sont soumises à d'importantes sollicitations thermomécaniques accélérant leur processus d'usure, qui peut parfois apparaître de manière prématurée. Leur durée de vie se retrouve ainsi considérablement réduite, entraînant des coûts de remplacement non négligeables pour les industries manufacturières concernées. Ces dernières doivent donc faire face à d'importantes problématiques et y remédier afin de rester compétitives, notamment dans des secteurs d'activité à forts enjeux économiques et environnementaux tels que l'énergie et le transport.

Ainsi, parmi les stratégies d'optimisation des procédés d'usinage, l'utilisation d'outils de coupe revêtus s'avère être une solution efficace. Cela se vérifie particulièrement lors de l'usinage à sec de matériaux difficiles à usiner tels que les aciers inoxydables. Ces aciers sont considérés comme des matériaux difficiles à usiner en raison de leur point de fusion élevé, de leur faible conductivité thermique, et de leur écrouissage important. Selon les conditions de coupe et le matériau usiné, la présence d'une ou de plusieurs couches de revêtement va modifier considérablement le contact outil/pièce usinée. Cela permettra à l'outil de coupe de supporter de manière optimale les différentes sollicitations thermomécaniques menant à sa dégradation parfois prématurée. L'utilisation de revêtement joue également un rôle clé en usinage à sec, qui constitue de nos jours un challenge environnemental, économique et scientifique. En effet, l'absence de lubrifiants et la méthode de lubrification minimale doivent être accompagnées d'une prise de mesures protectrices des outils de coupe. Parmi ces mesures, nous pouvons citer l'utilisation d'outils revêtus adaptés aux conditions de coupe et aux matériaux des pièces usinées.

Les travaux réalisés s'inscrivent dans le cadre d'un partenariat industriel et portent sur la compréhension des effets thermomécaniques des revêtements et géométries d'outils de coupe lors de l'usinage à sec des aciers inoxydables. Ils s'intéressent également à la modélisation hybride analytique/numérique de la coupe en tournage qui est le procédé d'usinage étudié. Cette modélisation prend en compte la géométrie complexe et les revêtements d'outils de coupe. Les matériaux usinés (AISI 304L et AISI 316L) utilisés lors de ces travaux appartiennent à la famille des aciers

inoxydables. Les plaquettes de coupe sont en carbure de tungstène (WC-6%Co), et celles-ci possèdent différentes configurations avec et sans revêtement. Les couches de revêtement utilisées sont : TiN, TiCN (à base de titane) et Al_2O_3 (en céramique). Différents profils d'outils de coupe ont été utilisés pour la réalisation des simulations numériques du tournage, et ce procédé est simulé sous des conditions de coupe orthogonale 2D (déformations planes). Trois principaux aspects se dégagent des travaux de cette thèse de doctorat. Le premier concerne des études numériques avec la numérisation de plaquettes de coupe, et des simulations numériques du procédé de tournage en 2D avec le logiciel DEFORM. Le deuxième aspect se focalise sur des essais de tournage (chariotage) à sec réalisés sur un tour à commande numérique, des essais suivis de mesure de rugosité des surfaces usinées. Quant au troisième aspect, il porte sur le développement d'un modèle hybride analytique/numérique de la coupe basé principalement sur la direction d'écoulement du copeau, permettant la comparaison de résultats de simulations numériques 2D à ceux des essais expérimentaux de tournage.

Ce mémoire s'articule autour de quatre chapitres.

Le premier chapitre porte sur l'étude de la bibliographie liée aux travaux menés avec l'accent mis sur le tournage qui s'inscrit dans le cadre des travaux réalisés. Ensuite, il décrit le processus de formation du copeau lors de la coupe, puis présente le rôle de la simulation numérique en usinage et quelques outils utilisés. Les aciers inoxydables sont décrits par le biais de leur composition, leur usinabilité et leur utilisation. La dernière partie de ce chapitre bibliographique est consacrée aux outils de coupe et aux revêtements en usinage. Quelques géométries d'outils de coupe sont présentées ainsi que des matériaux d'outils et de revêtement.

Le deuxième chapitre aborde l'impact des revêtements d'outils de coupe par une modélisation numérique en coupe orthogonale 2D. Ce chapitre débute par une description du problème, avec la présentation du comportement du matériau usiné par le biais de la loi de Johnson-Cook. Ensuite, une description de la mise en données avec le logiciel DEFORM et une analyse du transfert thermique à l'interface outil-copeau sont abordées. Une étude paramétrique de la conductivité et du coefficient de transfert thermiques est menée. Finalement, la dernière partie est consacrée à l'étude numérique de l'effet de quelques configurations de revêtements d'outils de coupe, sur la température et la pression à l'interface outil-copeau, et sur la température dans l'outil au voisinage du contact entre l'outil et le copeau.

Les essais d'usinage à sec des aciers inoxydables avec des outils de coupe possédant différentes configurations (avec et sans revêtement) constituent le thème du troisième chapitre. Cette campagne expérimentale se décline en deux étapes. La première porte sur l'effet de la vitesse de coupe, de l'avance et de la profondeur de passe sur les efforts de coupe, d'avance et de pénétration ainsi que sur l'état des surfaces usinées. La seconde concerne l'étude expérimentale de l'effet des revêtements en considérant des outils de coupe possédant différentes configurations (avec et sans revêtement). En plus des mesures d'efforts, les températures en cours d'usinage ont été relevées et les états de surface observés.

Le quatrième chapitre présente la modélisation du tournage avec un outil de coupe revêtu multi couches par une approche hybride analytique/numérique. Une technique de numérisation 3D est mise en œuvre afin de tenir compte dans les simulations numériques de la géométrie réelle de l'outil de coupe qui présente un profil complexe. À partir de la numérisation de la plaquette, un profil 2D est extrait et utilisé dans les simulations numériques. Nous proposons alors un modèle 2D-3D permettant de déduire les efforts de coupe, d'avance et de pénétration à partir des efforts issus des simulations numériques en configuration de coupe orthogonale 2D. Ce modèle est basé sur la direction d'écoulement du copeau que nous déterminons à l'aide de deux modèles issus de la littérature, ainsi que sur l'épaisseur de copeau non déformé et la largeur de coupe. Afin de faciliter la mise en œuvre du modèle, et de faire une comparaison entre les deux approches de calcul d'angle d'écoulement, nous proposons une loi d'évolution (pour deux coefficients de frottement) des efforts numériques en fonction de l'épaisseur de copeau non déformé. La dernière partie de ce chapitre est consacrée à la confrontation entre les résultats numériques et expérimentaux présentés dans le troisième chapitre.

Ce mémoire se termine par une conclusion générale qui fait une synthèse des travaux menés et présente des perspectives.

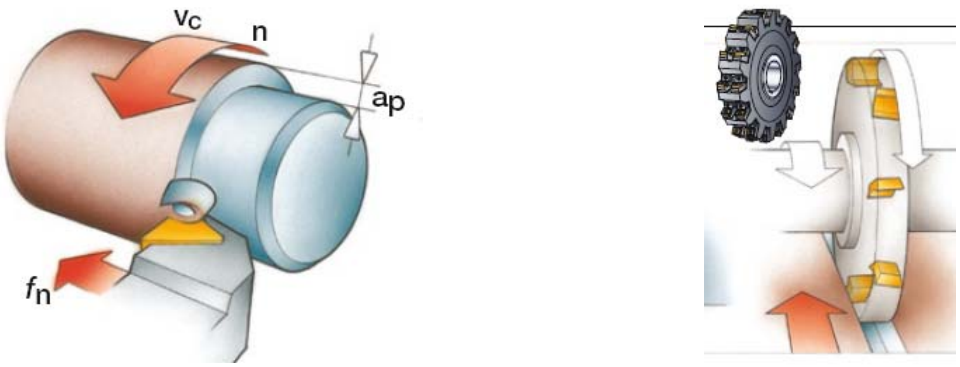
CHAPITRE 1 : ÉTUDE BIBLIOGRAPHIQUE

TABLE DES MATIÈRES DU CHAPITRE 1

1. Introduction 7
2. Processus de formation du copeau et modélisation de la coupe 8
2.1. Coupe orthogonale et morphologies de copeaux 8
2.2. Modélisation et simulation numérique de la coupe 12
3. Aciers inoxydables 20
3.1. Compositions et propriétés 20
3.2. Usinage des aciers inoxydables 23
4. Outils de coupe et revêtements en usinage 25
4.1. Outils de coupe 25
4.2. Revêtements 28
5. Conclusion 34

1. Introduction

Ce premier chapitre a trait aux principaux thèmes liés aux travaux menés pendant cette thèse. La famille de procédés de fabrication concernée est l'usinage. L'usinage est une famille de procédés de fabrication par enlèvement de matière. Il s'effectue par un mouvement relatif entre la pièce à usiner et l'outil de coupe, et regroupe différentes techniques de fabrication selon le type d'outil et la manière d'usiner la pièce. Chaque technique de fabrication a ses spécificités et les sollicitations thermomécaniques auxquelles doivent faire face les outils de coupe diffèrent. Le procédé d'usinage étudié est le tournage (chariotage), ce dernier générant des pièces de révolution. L'obtention des pièces usinées par tournage résulte de la combinaison de deux mouvements, à savoir la rotation de la pièce et le mouvement d'avance de l'outil de coupe, cf. Figure 1.1.a.



(a) (b)

Figure 1.1 : Illustrations de deux procédés d'usinage : (a) le chariotage, (b) le fraisage (fraise-disque deux tailles double Coromill 331), source Sandvik Coromant

Au cours d'une opération de tournage (chariotage cf. Figure 1.1.a), la coupe est continue en ce sens qu'il n'y a qu'un seul outil de coupe, et celui-ci est en contact permanent avec la matière usinée. Ce n'est pas toujours le cas en usinage, avec par exemple le fraisage qui est considéré comme un procédé de coupe interrompue. Au cours du fraisage (Figure 1.1.b), il y a plusieurs outils de coupe qui entrent en contact avec la matière usinée l'un après l'autre.

L'usinage est une famille de procédés de fabrication par enlèvement de matière qui est présente dans divers secteurs d'activité faisant face à des problématiques distinctes. En effet, selon le secteur d'activité, les matériaux usinés, les types d'outils et de conditions de coupe varient beaucoup. Nous notons parmi les secteurs concernés par l'usinage, le transport (usinage de bloc moteur dans l'automobile ...), l'énergie (usinage d'une tête de cuve de réacteur nucléaire ...) et le médical (usinage de prothèse dentaire ...).

Le tournage (chariotage) est souvent étudié sous les hypothèses de la coupe orthogonale qui fait l'objet d'une présentation dans la section suivante. À la suite de cette dernière, nous nous intéresserons à la modélisation analytique de la coupe et à la simulation numérique de celle-ci. Après cela, les aciers inoxydables, les outils de coupe et leurs revêtements sont présentés.

2. Processus de formation du copeau et modélisation de la coupe

Il s'agit dans cette partie, d'aborder la modélisation des procédés de coupe par le biais d'une présentation du processus de formation du copeau lors d'une opération de coupe. La simulation numérique en usinage avec une présentation de son rôle et quelques outils de calcul numérique dont celui utilisé pour les travaux de cette thèse sont également abordés.

2.1. Coupe orthogonale et morphologies de copeaux

En raison de la complexité des phénomènes thermomécaniques intervenant lors des différents procédés d'usinage, ceux-ci sont étudiés en émettant des hypothèses, [CER_96, DUD_97, MOU_00]. Ces dernières ont pour objectif d'avoir une approche simplifiée et permettre ainsi une facilitation des études menées. Dans ce contexte, les procédés de coupe sont souvent étudiés sous des hypothèses de la coupe orthogonale 2D illustrée sur la Figure 1.2, où la direction d'avance et la vitesse de coupe sont perpendiculaires à l'arête de coupe.

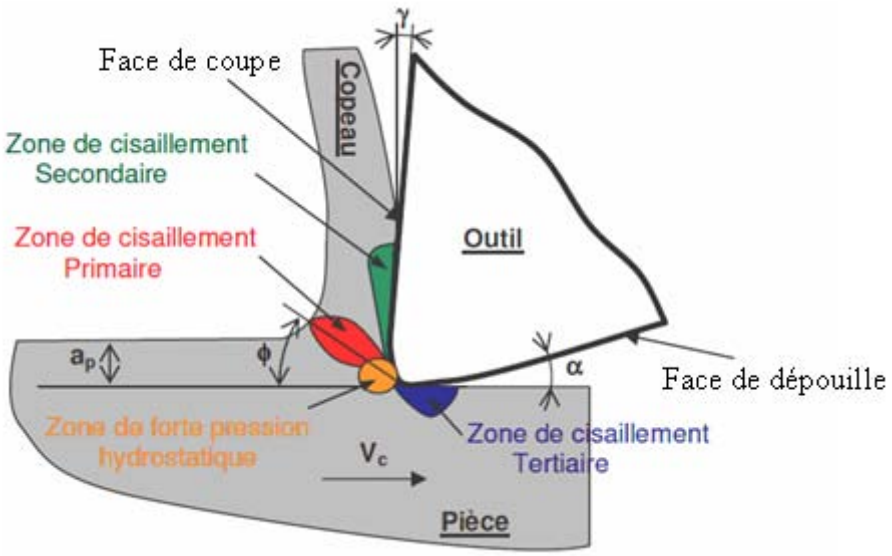


Figure 1.2 : Configuration de la coupe orthogonale 2D : principales zones de cisaillement, sources de génération de chaleur

La coupe orthogonale a l'avantage de simplifier la modélisation tout en réduisant le nombre de paramètres mis en jeu. Sous l'action de l'arête de coupe de l'outil, le matériau de la pièce usinée subit une forte compression et se déforme plastiquement. Un cisaillement intense est alors généré entre la pointe de l'outil engagée dans la matière et la surface brute de la pièce ; nous assistons alors à la formation du copeau, Figure 1.2. Trois principales zones de cisaillement se distinguent lors de la formation du copeau. Ce sont les zones de cisaillement primaire, secondaire et tertiaire, Figure 1.2.

- **Zone de cisaillement primaire**

Le changement de direction de la matière usinée s'effectue dans cette zone sous l'action de l'outil de coupe. La matière donne naissance au copeau lors de son passage dans cette zone où elle subit en un temps très court une importante déformation plastique. Une grande partie de l'énergie de déformation plastique est convertie en chaleur et va affecter directement la tenue de l'outil de coupe. La quantité de chaleur produite dans cette zone va être partagée entre l'outil, le copeau et la surface usinée. Dans cette zone, les déformations et vitesses de déformation peuvent être supérieures à 200 % et 10^3 s^{-1}, respectivement, [HE_02].

- **Zone de cisaillement secondaire**

Dans cette zone, il y a un important frottement entre l'outil et le copeau formé par les phénomènes intervenant dans la zone de cisaillement primaire. La matière est fortement cisaillée au voisinage du contact outil-copeau, ainsi se créé une deuxième zone de déformation appelée zone de cisaillement secondaire. L'intense frottement entre le copeau et l'outil va générer une quantité importante de chaleur partagée entre l'outil et le copeau. Ce partage a fait l'objet d'études approfondies, par exemple par Kagnaya [KAG_09_T]. Les phénomènes intervenant dans cette zone vont jouer un rôle important sur le comportement de l'outil de coupe et par conséquent sur sa durée de vie. Comme dans la zone de cisaillement primaire, les déformations et vitesses de déformation sont aussi élevées, et nous pouvons y observer des températures supérieures à 500°C, [BAT_07_L].

- **Zone de cisaillement tertiaire**

Un frottement entre la face de dépouille de l'outil de coupe et la surface usinée est observé dans cette zone, et nous assistons alors à un cisaillement de la matière usinée. Ce frottement va engendrer une production de chaleur partagée entre la surface usinée et l'outil de coupe. Les phénomènes intervenant dans cette zone sont déterminants pour l'analyse de l'état des surfaces usinées, en raison de la possible présence d'importantes contraintes résiduelles. Les surfaces usinées s'avèrent ainsi affectées et par ricochet la qualité des pièces usinées.

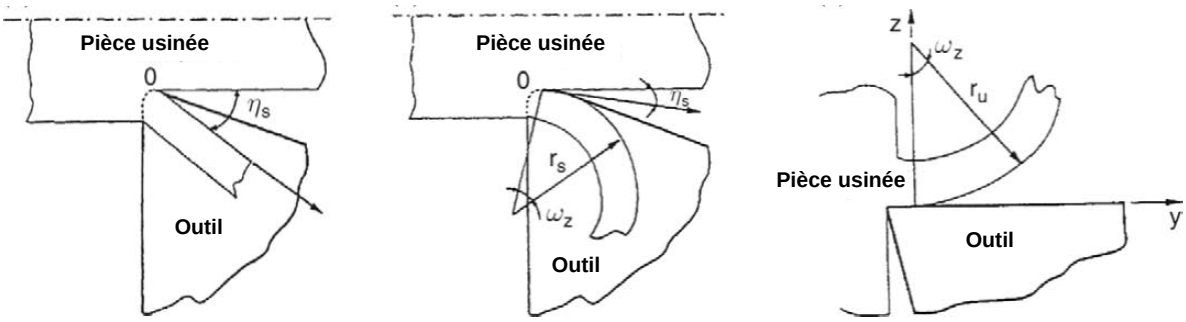
Les phénomènes thermomécaniques intervenant dans ces différentes zones vont affecter la tenue des outils de coupe lors d'une opération d'usinage [DOG_06, LAZ_02, SUT_03, ULU_09, KONÉ_11]. C'est la raison pour laquelle les revêtements vont jouer un rôle protecteur de l'outil de coupe, et par conséquent augmenter leur durée de vie et améliorer l'état des surfaces usinées, [KOP_98, NOU_06].

Morphologies de copeaux

La matière enlevée lors des procédés de coupe va se présenter sous forme de copeau, dont il existe différentes morphologies. Ces dernières dépendent entre autres des conditions de coupe, du matériau usiné et des outils de coupe. Grzesik [GRZ_08_L] a souligné le fait que la morphologie des copeaux peut être liée entre autres à l'angle d'écoulement du copeau qui fait l'objet d'une étude dans les travaux de thèse réalisés (cf. quatrième chapitre). L'analyse des modifications microstructurales dans le copeau permet une estimation des niveaux de température, de contrainte et de déformation atteints dans les bandes de cisaillement primaire et secondaire (Figure 1.2), [BAH_10_T]. Il existe

différentes possibilités de classification des morphologies de copeau, et trois cas sont présentés par Grzesik, [GRZ_08_L].

La première classification concerne l'usinage avec un outil de coupe à face plane, pour laquelle il y a trois cas basiques selon Jawahir et al. [JAW_93]. Ces trois cas sont illustrés sur la Figure 1.3.



(a) (b) (c)

Figure 1.3 : Trois formes basiques de copeau : (a) copeau droit, (b) copeau courbé dans le plan de la face de coupe, (c) copeau courbé dans le plan orthogonal à la face de coupe, [JAW_93]

- Un copeau droit incliné d'un angle η_s qui indique la direction d'écoulement du copeau, Figure 1.3.a,
- Un copeau courbé dans le plan de la face de coupe de l'outil ; le rayon de courbure est noté ici r_s, Figure 1.3.b,
- Un copeau courbé dans le plan perpendiculaire à la face de coupe de l'outil ; le rayon de courbure est noté ici r_u, Figure 1.3.c.

Une autre classification de différentes morphologies de copeau est proposée par la norme ISO 3685-1977, celle-ci étant basée sur la taille et le profil des copeaux, Figure 1.4.

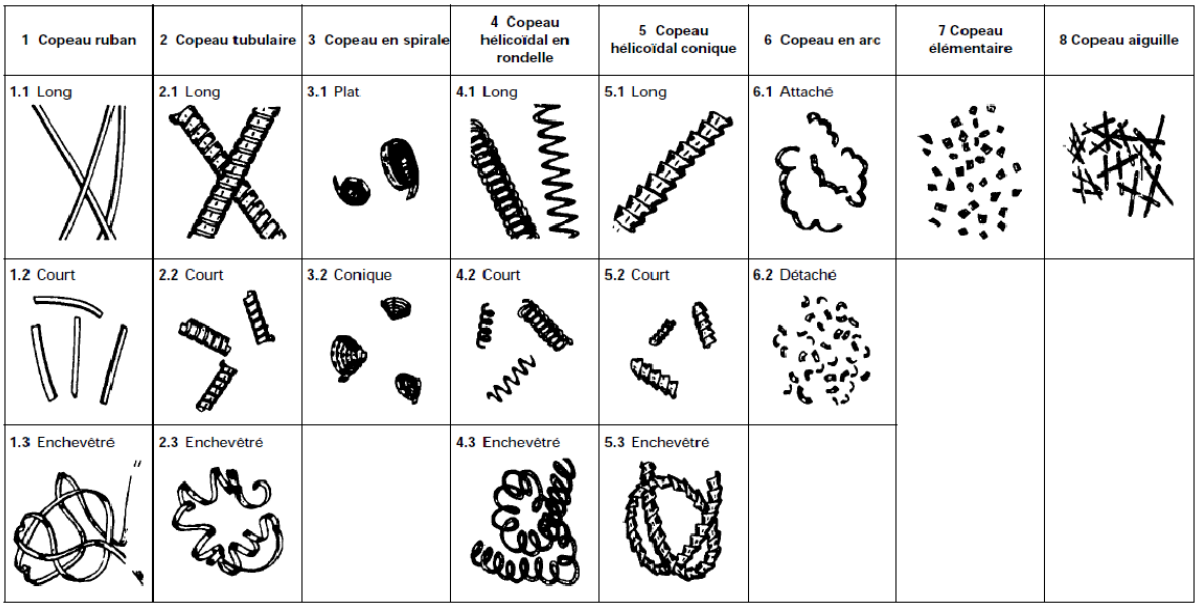
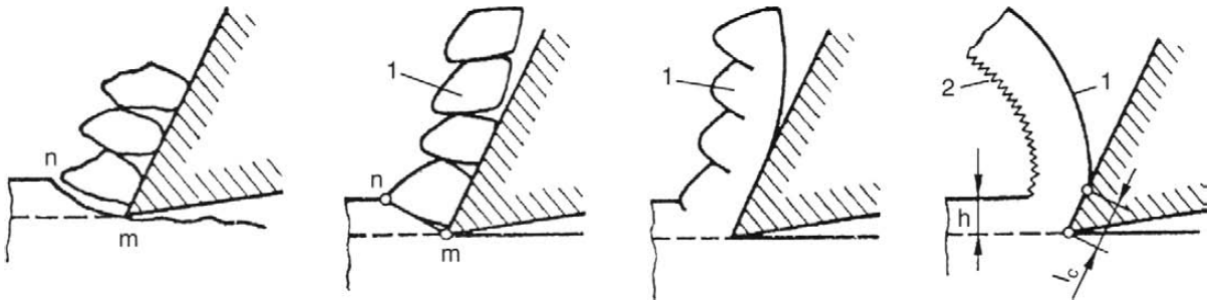


Figure 1.4 : Morphologies de copeaux selon la norme ISO 3685-1977, [BAH_10_T]

Cette classification comprend huit groupes en fonction de la morphologie ; ces huit groupes pouvant contenir des sous groupes en fonction de la taille des copeaux (courts, longs ...) et des liens entre les copeaux (liés, séparés ...), Figure 1.4.

La troisième classification de copeaux est basée sur les mécanismes de déformation et d'endommagement résultant des propriétés du matériau usiné ainsi que des conditions de coupe, [BOO_06], Figure 1.5.



(a) (b) (c) (d)

Figure 1.5 : Classification de copeaux : (a) discontinu, (b) élémentaire, (c) segmenté, (d) continu, [BOO_06]

Boothroyd et al. [BOO_06] présente les morphologies en deux catégories : la première menant à des copeaux discontinus est due à un déchirement de la matière usinée (Figure 1.5.a), tandis que la seconde catégorie trouve son origine dans le cisaillement que subit la matière usinée dans la zone de cisaillement primaire (Figure 1.2). Cette seconde catégorie est subdivisée en trois sous groupes : copeau élémentaire (Figure 1.5.b), segmenté (Figure 1.5.c), continu (Figure 1.5.d).

Les propriétés thermomécaniques des matériaux usinés ont un effet sur la morphologie des copeaux et cet effet a été étudié par Poulachon el al. [POU_02], Figure 1.6.

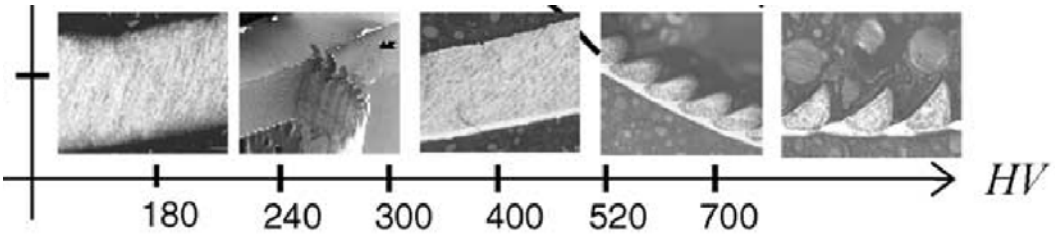


Figure 1.6 : Morphologies de copeaux obtenus à différentes valeurs de dureté Vickers HV lors de l'usinage de l'acier 100Cr6 (AISI 52100) : vitesse de coupe V_c = 100 m/min, avance f = 0.1 mm/tr, profondeur de passe a_p = 1 mm, [POU_02]

La Figure 1.6 présente différentes morphologies de copeaux obtenus lors de l'usinage de l'acier 100Cr6 (AISI 52100) ayant subi différents traitements thermiques, menant à une modification de sa dureté de Vickers. L'équilibre entre les effets d'écrouissage et d'adoucissement thermique semble être obtenu pour une valeur de dureté de 400 HV car jusqu'à cette valeur, l'épaisseur du copeau est constante.

Sutter et al. [SUT_07] ont étudié expérimentalement deux types de copeau : continu et segmenté lors de la coupe orthogonale des aciers 42CrMo4 et C15, Figure 1.7.

(a) (b)

Figure 1.7 : Morphologies de copeaux obtenus par la coupe orthogonale : (a) continu lors de la coupe de l'acier C15 (V_c = 25 ms^{-1} et t_1 = 0.3 mm) et (b) segmenté lors de la coupe de l'acier 42CrMo4 (V_c = 16 ms^{-1} et t_1 = 0.3 mm), t_1 l'épaisseur de copeau non déformé, [SUT_07]

Dans le cas du copeau continu (Figure 1.7.a), la contrainte de cisaillement n'atteignant pas la limite de rupture du matériau usiné, le copeau s'écoule de manière continue. Quant au cas du copeau segmenté (Figure 1.7.b), la contrainte de cisaillement atteint dans la zone de cisaillement primaire la limite de rupture du matériau usiné.

La segmentation de copeau trouve diverses interprétations dans la littérature. Nouari et al. [NOU_08] lors de leurs travaux sur l'usinage d'alliage de titane ont lié la segmentation de copeaux à l'adoucissement thermique du matériau usiné. Une élévation de la vitesse entraine une augmentation de la quantité de chaleur générée par déformation plastique. Il s'en suit un adoucissement thermique, et lors de l'usinage de matériaux à faibles conductivités thermiques, la dissipation de chaleur se fait difficilement. Nous assistons ainsi à une localisation de la déformation plastique du matériau usiné et donc à l'apparition de bandes de cisaillement adiabatiques, [ARR_09]. Ce lien entre la segmentation des copeaux et la formation de bandes de cisaillement adiabatiques a également été abordé dans d'autres travaux, [ZHE_97, HUA_04].

D'autres auteurs [ELB_96, SHA_98, POU_01] abordent la question de la segmentation de copeau lors de l'usinage d'aciers durs en la liant au phénomène de fissuration en amont de l'outil. Cette fissure part de la surface de la matière usinée, puis va se propager vers la pointe de l'outil de coupe pour ainsi former un copeau segmenté.

L'étude des phénomènes thermomécaniques régissant le processus de formation du copeau passe par des modélisations adaptées au contexte de chaque travail. Avant l'apparition de modèles numériques liée aux développements d'outils informatiques, les premiers modèles furent analytiques. Dans la section qui suit, des présentations de la modélisation et de la simulation numérique en usinage sont faites. Nous nous intéressons aux outils de calculs ainsi qu'au comportement des matériaux usinés et au contact outil-copeau.

2.2. Modélisation et simulation numérique de la coupe

L'utilisation de la simulation numérique est un moyen efficace pour étudier les procédés de coupe d'usinage. Ce choix requiert des hypothèses concernant le comportement du matériau usiné (loi

de comportement ne prenant pas forcement en compte toutes les caractéristiques ...), et le contact outil-copeau (coefficient de frottement constant ou variable ...), [ARR_08]. Les moyens numériques permettent un gain économique en comparaison aux coûts d'essais expérimentaux qui sont souvent élevés. Les simulations numériques demandent des moyens informatiques plus importants lorsqu'elles sont réalisées en 3D en comparaison à celles faites dans une configuration 2D. Lorsque les simulations numériques de la coupe sont réalisées en 2D, il faut convertir les efforts 2D en efforts 3D afin de pouvoir effectuer des comparaisons avec des résultats expérimentaux qui sont en 3D. Cet aspect fait partie des travaux réalisés au cours de cette thèse, et est abordé au dernier chapitre.

Il existe divers codes de calculs (DEFORM, ABAQUS, FORGE, THIRDWAVE PRODUCT ADVANTEDGE …), disponibles pour les simulations numériques des procédés d'usinage, [OZE_06]. La plus part d'entre eux utilisent la méthode des éléments finis qui est une méthode fréquemment utilisée pour la modélisation des procédés d'usinage, [JAR_98, MAC_03]. Deux d'entres eux faisant partie des plus utilisés en usinage ont été sélectionnés afin d'illustrer des exemples d'application en simulation numérique de l'usinage et quelques différences : DEFORM et ABAQUS. Certains logiciels (comme DEFORM) possèdent des modules dédiés à des procédés de coupe tandis que d'autres (tel qu'ABAQUS) sont plutôt généralistes. L'inconvénient avec une mise en données simplifiée est que l'utilisateur n'a pas la main mise sur celle-ci, et certaines grandeurs telles que le coefficient de partage de chaleur issue du frottement outil-copeau échappe au contrôle de celui-ci.

Trois types de formulation sont généralement utilisés :

- La formulation Eulérienne qui suppose que le maillage est fixe et qu'il y a un écoulement de la matière à l'intérieur de celui-ci ; cette formulation présente l'avantage de limiter la distorsion d'élément, [BEN_04],
- La formulation Lagrangienne avec laquelle le maillage est lié à la matière ; elle permet d'éviter l'utilisation d'un critère de séparation du copeau comme mentionné par Molinari et al. [MOL_11],
- La formulation A.L.E. Arbitraire Lagrangienne Eulérienne qui est une combinaison des deux formulations précédemment citées ; elle est aussi utilisée pour la simulation numérique de la coupe orthogonale, [OLO_99, MOV_00, PAN_04].

Les logiciels DEFORM et ABAQUS utilisent la méthode des éléments finis avec la formulation Lagrangienne pour DEFORM, tandis qu'ABAQUS propose la formulation ALE. Le logiciel ABAQUS propose quelques types d'éléments finis lors de la mise en données, ce qui n'est pas le cas de DEFORM qui impose un type d'élément quadrilatère.

La formulation ALE a été utilisée par Arrazola et al. [ARR_08] avec le logiciel ABAQUS lors de l'identification d'un modèle de frottement avec un coefficient variable à l'interface outil-copeau. Les auteurs [ARR_08] ont effectué leurs travaux lors de l'usinage de l'acier AISI 4140 avec un outil en carbure non revêtu. Nous retrouvons l'utilisation de cette formulation avec ABAQUS dans les travaux d'Atlati et al. [ATL_11] qui ont étudié la segmentation de copeaux lors de l'usinage de métaux ductiles avec un outil carburé non revêtu. Le logiciel ABAQUS propose un maillage adaptatif

qui va permettre une limitation des distorsions excessives lors de la résolution de problèmes non linéaires à grandes déformations comme c'est le cas en usinage. Ce remaillage se réalise par une relocalisation des nœuds du maillage de la pièce à laquelle cette technique est appliquée. En simulation numérique avec ABAQUS, l'utilisation de la méthode de maillage adaptatif combinée à celle d'un modèle d'endommagement permet d'éviter l'utilisation d'un critère de séparation, [EE_03]. La combinaison de la formulation A.L.E. et d'une procédure adaptative du maillage a également été utilisée par Pantalé et al. [PAN_04]. Les auteurs ont mené des études numériques 2D et 3D de la coupe de l'acier 42CrMo4 avec le logiciel ABAQUS, tout en utilisant une loi d'endommagement pour le matériau usiné. Cette loi leur a permis d'éviter l'utilisation d'un critère de séparation du matériau usiné.

Concernant le logiciel DEFORM qui utilise la formulation Lagrangienne, Davim et Maranhão [DAV_09] ont analysé les niveaux de déformation et vitesse de déformation lors de l'usinage de l'acier AISI 1045 avec un outil carburé revêtu multi couches. Quant à Maranhão et al. [MAR_10], ils ont réalisé avec le logiciel DEFORM des simulations numériques afin de confronter l'influence de différents jeux de la loi de comportement de Johnson-Cook. Leurs travaux ont concerné l'usinage de l'acier inoxydable AISI 316 avec un outil de coupe en carbure non revêtu. Nous pouvons noter également avec DEFORM l'analyse de l'effet de revêtements d'outils de coupe carburé lors de l'usinage de l'acier inoxydable AISI 316L [KONÉ_11].

Le logiciel DEFORM dispose d'un remailleur automatique de la pièce usinée dont le critère peut être géométrique ou basé sur le temps. Lors du remaillage de la pièce usinée, il peut y avoir des variations du nombre de nœuds de son maillage, ce qui n'est pas le cas avec le maillage adaptatif proposé par le logiciel ABAQUS qui ne fait que relocaliser les nœuds existants. Le critère de séparation pour la formation du copeau, peut avoir des effets sur les résultats numériques. Ce constat a été fait par Uhlmann et al. [UHL_07], Figure 1.8.

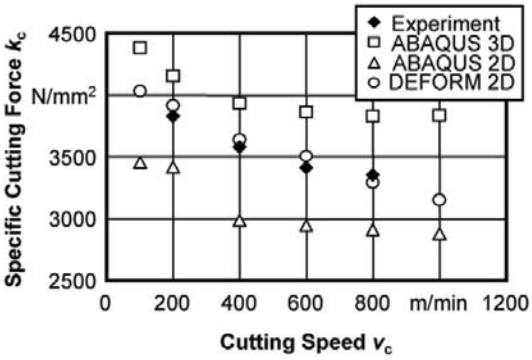


Figure 1.8 : Comparaison des efforts spécifiques de coupe K_c en fonction de la vitesse de coupe V_c obtenus expérimentalement et numériquement avec ABAQUS et DEFORM, usinage (coupe orthogonale) de l'inconel 718, [UHL_07]

Uhlmann et al. [UHL_07] ont réalisé des simulations numériques avec ABAQUS (2D et 3D) et DEFORM (2D), et ont comparé les efforts spécifiques de coupe numériques avec ceux obtenus expérimentalement. La Figure 1.8 issue de leurs travaux montre que le logiciel DEFORM (qui n'utilise pas de critère de séparation de la matière usinée) donne des résultats en bon accord avec ceux

issus des essais. Cependant la version du logiciel ABAQUS utilisée par les auteurs (qui use d'un critère de séparation) donne des écarts atteignant 500 N/mm² avec les résultats expérimentaux (cas 2D et 3D). Les auteurs indiquent également concernant DEFORM que la fréquence de remaillage peut avoir une influence sur la simulation du copeau segmenté, en raison des gradients importants d'endommagement de la pièce usinée.

Pour la réalisation des simulations numériques des travaux de cette thèse, le logiciel DEFORM a été utilisé et le critère de remaillage fut basé sur la distance de pénétration des nœuds du maillage de l'outil dans celui de la pièce. Lorsque cette distance franchit une certaine valeur, le remaillage de la pièce usinée se déclenche.

La Figure 1.9 illustre les paramètres nécessaires en entrée (pré processing), mais également les résultats en sortie (post processing) dont il est possible de faire l'acquisition à l'issue d'une simulation numérique de la coupe. Özel et al. ont proposé un diagramme de la simulation numérique de la coupe en usinage lors de l'étude de différents modèles de contact outil-copeau [OZE_06].

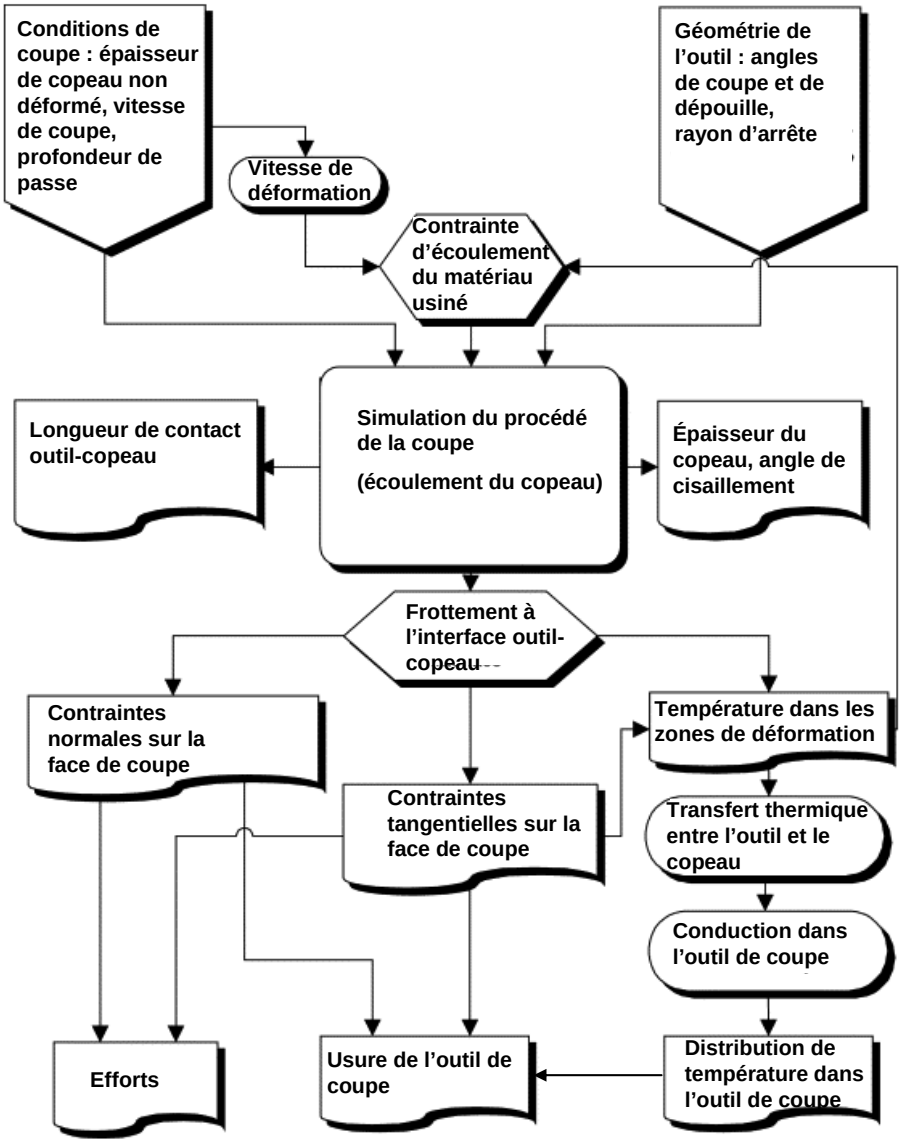


Figure 1.9 : Diagramme de la simulation numérique de la coupe en usinage, [OZE_06]

Une bonne modélisation du contact outil-copeau est une condition importante pour l'obtention de résultats numériques satisfaisants car les échanges thermiques entre l'outil et le copeau sont déterminants dans le processus de formation du copeau et la tenue de l'outil de coupe.

Modélisation du contact outil-copeau

La modélisation du contact outil-copeau revêt une importance capitale. En effet, les phénomènes thermomécaniques qui opèrent à l'interface outil-copeau ont une forte influence sur le comportement des outils de coupe. Nous pouvons citer parmi les premières lois de frottement générales, [BAH_10_T] :

- Loi d'Amontons Coulomb (1785) :

$$\vec{\tau} = -\mu\sigma_n \frac{\vec{v}_g}{\left\|\vec{v}_g\right\|} \tag{1.1}$$

où τ est la contrainte de cisaillement, μ est le coefficient de frottement de Coulomb qui dépend de la nature et de l'état de surface des matériaux en contact, σ_n est la contrainte normale et v_g est la vitesse de glissement. Le modèle de Coulomb fut l'un des premiers à ternir compte de τ et σ_n,

- Loi de Tresca (1864) :

$$\vec{\tau} = -m\frac{\sigma_0}{\sqrt{3}} \frac{\vec{v}_g}{\left\|\vec{v}_g\right\|} \tag{1.2}$$

où m est le coefficient de frottement de Tresca, $\sigma_0 / \sqrt{3}$ est la contrainte d'écoulement en cisaillement du matériau usiné. Ce modèle de frottement est souvent utilisé lorsque les contraintes normales sont importantes. Le coefficient m représente le ratio entre la contrainte de cisaillement τ et la contrainte d'écoulement en cisaillement $\sigma_0 / \sqrt{3}$,

- Loi de Coulomb-Orowan :

$$\begin{aligned} &\text{si } \left|\mu\sigma_n\right| < \frac{\sigma_0}{\sqrt{3}} \text{ alors } \vec{\tau} = -\mu\sigma_n \frac{\vec{v}_g}{\left\|\vec{v}_g\right\|} \\ &\text{sinon si } \left|\mu\sigma_n\right| \geq \frac{\sigma_0}{\sqrt{3}} \text{ alors } \vec{\tau} = -\frac{\sigma_0}{\sqrt{3}} \frac{\vec{v}_g}{\left\|\vec{v}_g\right\|} \end{aligned} \tag{1.3}$$

Cette loi est une extension de celle proposée par Amontons Coulomb (relation 1.1) et permet de limiter la contrainte de cisaillement τ lorsqu'il y a des pressions élevées comme c'est le cas en

usinage. Ces pressions élevées en usinage sont de l'ordre de deux fois la contrainte d'écoulement du matériau. Elle est associée au critère de plasticité de Von-Mises.

- Loi combinée de Coulomb-Orowan et Tresca :

$$\begin{aligned} &\text{si } \left|\mu\sigma_n\right| < m\frac{\sigma_0}{\sqrt{3}} \text{ alors } \vec{\tau} = -\mu\sigma_n \frac{\vec{v}_g}{\left\|\vec{v}_g\right\|} \\ &\text{sinon si } \left|\mu\sigma_n\right| \geq m\frac{\sigma_0}{\sqrt{3}} \text{ alors } \vec{\tau} = -m\frac{\sigma_0}{\sqrt{3}} \frac{\vec{v}_g}{\left\|\vec{v}_g\right\|} \end{aligned} \tag{1.4}$$

Cette loi est une combinaison des lois de Coulomb-Orowan (relation 1.3) et de Tresca (relation 1.2), et est souvent utilisée pour définir les zones de contact collant (Tresca) et glissant (Coulomb-Orowan). Contrairement à la loi de Coulomb-Orowan, la contrainte de cisaillement τ est saturée à un certain pourcentage de la contrainte d'écoulement en cisaillement $\sigma_0/\sqrt{3}$ par le biais du coefficient de Tresca *m*.

Les lois de frottement présentées ci-dessus sont générales. Cependant, il existe des lois de frottement développées pour l'usinage parmi lesquelles il y a celle de Merchant [MER_41, MER_45] et une loi proposée par Moufki et al. [MOU_98].

- Loi de Merchant :

$$\mu = \frac{F_c \tan(\alpha) + F_f}{F_c - F_f \tan(\alpha)} \tag{1.5}$$

avec μ représentant le rapport entre l'effort tangentiel et l'effort normal, α est l'angle de coupe de l'outil, F_c et F_f les efforts respectifs de coupe et d'avance. Ces efforts sont déterminés par une analyse géométrique d'un diagramme d'efforts et de la configuration proposée par Merchant, [MER_41, MER_45],

- Loi de Moufki et al. :

$$\mu = \mu_0 \left[1 - \left(\frac{T_i}{T_r} \right)^q \right] \tag{1.6}$$

avec μ_0, T_r, T_i et q sont respectivement, un coefficient de frottement de référence, une température de référence, la température d'interface outil-copeau et un coefficient contrôlant la variation de μ, qui représente le rapport entre l'effort tangentiel et l'effort normal.

Contrairement à la loi de Merchant (relation 1.5), celle proposée par Moufki et al. (relation 1.6) tient compte des effets de la température. Il existe dans la littérature d'autres modèles qui

considèrent les effets thermiques, [DUD_97, BON_08, BRO_10], mais également la nature du contact outil-copeau (collant-glissant), [BAH_11, BAH_11_b]. Cette dernière est discutée dans le cadre des simulations présentées au chapitre deux.

D'autres travaux tels que ceux de Molinari et al. [MOL_11] ont montré les liens existant entre les variables locales et les caractéristiques du contact global. Molinari et al. [MOL_11] ont réalisé une étude numérique et analytique de l'usinage de l'acier 42CrMo4 avec un outil en carbure non revêtu. Les auteurs ont ainsi montré que lorsque la vitesse de coupe augmente, la température maximale de la pièce usinée à l'interface outil-copeau augmentait en raison d'une plus grande production de chaleur dans cette zone. De plus, les auteurs ont également constaté une diminution du coefficient de frottement lorsque la vitesse augmente, dans la mesure où la température dans le copeau croît. Molinari et al. [MOL_11] ont aussi mis en évidence une diminution de la longueur de contact outil-copeau lorsque la vitesse de coupe augmente et une augmentation de cette longueur lorsque le coefficient de frottement croît.

Dans les travaux numériques réalisés au cours de cette thèse, le modèle de frottement choisi pour les simulations numériques est celui de Coulomb-Orowan (avec limitation de la contrainte d'écoulement du matériau usiné). C'est un modèle proposé par le logiciel DEFORM et une description est faite au deuxième chapitre. Concernant la modélisation du contact outil-copeau, Ceretti et al. [CER_07] ont étudié le coefficient de transfert thermique en simulant avec le logiciel DEFORM la coupe orthogonale de l'acier AISI 1045 avec un outil en carbure revêtu TiN. Les auteurs ont montré qu'une augmentation de la température et de la pression à l'interface outil-copeau induisait une élévation du coefficient de transfert thermique. Ceretti et al. [CER_07] ont proposé une expression analytique de ce coefficient en fonction de la pression et de la température à l'interface outil-copeau. Les auteurs ont obtenu cette loi par le biais d'une procédure itérative, l'erreur étant basée sur l'écart entre les températures expérimentales et numériques dans l'outil de coupe. Le comportement du matériau usiné a un effet sur le contact outil-copeau, comme indiqué par Ryckelynck et al. [RYC_02].

Comportement des matériaux usinés

Le choix de la loi de comportement du matériau usiné est capital en simulation numérique de l'usinage. En effet, pour bien simuler le comportement du matériau usiné, il faut choisir un modèle qui colle au mieux à celui-ci sous les diverses sollicitations thermomécaniques auxquelles il fait face dans des conditions réelles d'usinage, [LEE_01]. La possibilité est donnée à l'utilisateur d'implémenter des lois de comportement avec des codes de calcul tels qu'ABAQUS et DEFORM. Cependant, certains logiciels proposent des lois de comportement ; il suffit d'entrer les valeurs des paramètres de la loi. Quelques logiciels proposent une base de données sur les matériaux si bien qu'aucune implémentation ni entrée de valeurs de paramètres ne sont nécessaires, comme c'est le cas avec DEFORM.

Il existe divers modèles performants de comportement des matériaux utilisables en simulation numérique de l'usinage. Cependant, leurs utilisations exigent l'identification de paramètres quand ils ne sont pas disponibles, une identification qui a des coûts non négligeables. Nous pouvons citer parmi les lois de comportement disponibles en simulation numérique de l'usinage, celle de Johnson-Cook [JC_85] l'une des plus utilisées [UMB_07, LAL_09, ATL_11, AVI_12].

Umbrello et al. [UMB_07] ont confronté dans leurs travaux plusieurs jeux de paramètres de la loi de Johnson-Cook, lors de l'usinage (coupe orthogonale) de l'acier inoxydable AISI 316L avec un outil de coupe en carbure non revêtu. Les jeux de paramètres utilisés sont issus de la littérature : (M1 : Chandrasekaran et al. [CHA_05]), (M2 : Chandrasekaran et al. [CHA_05]), (M3 : M'Saoubi [MSA_99]), (M4 : Changeux et al. [CHAN_01]), (M5 : Tounsi et al. [TOU_02]). Les auteurs [UMB_07] ont effectué des comparaisons entre des résultats numériques et expérimentaux, et se sont intéressés à la morphologie de copeau (Figure 1.10) entre autres. Pour la réalisation de leurs simulations numériques, Umbrello et al. [UMB_07] ont utilisé le logiciel DEFORM dans une configuration 2D et le modèle de contact utilisé fut celui de cisaillement avec un coefficient m = 0.82. Dans leurs travaux numériques, le modèle d'endommagement de Cockroft et Latham a été utilisé pour une représentation de la segmentation de copeau obtenue expérimentalement.

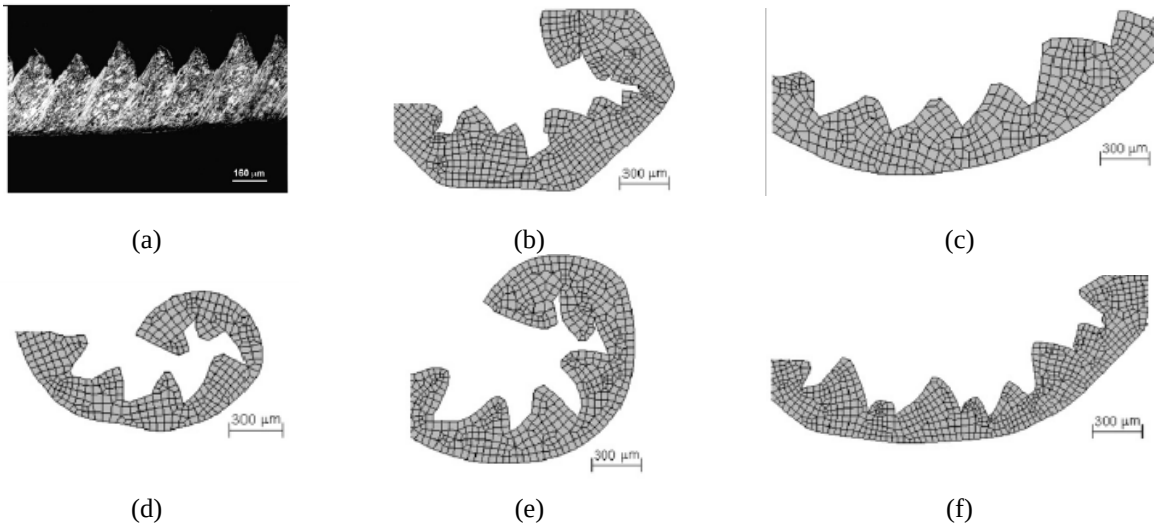


Figure 1.10 : Morphologies de copeaux obtenus lors de la coupe orthogonale de l'acier inoxydable AISI 316L avec un outil en carbure non revêtu : résultat expérimental (a), et résultats numériques (différents jeux de paramètres de la loi de Johnson-Cook ont été utilisés) M1 (b), M2 (c), M3 (d), M4 (e), M5 (f). (vitesse de coupe 100 m/min, épaisseur de copeau non déformé 0.2 mm et profondeur de passe 6 mm), [UMB_07]

La Figure 1.10 montre l'effet important du choix des paramètres de la loi de comportement de Johnson-Cook sur la morphologie de copeau obtenue en simulation numérique de la coupe orthogonale. Umbrello et al. [UMB_07] ont constaté que les modèles M2 et M5 sont ceux qui donnent des morphologies de copeaux proches de celle obtenue expérimentalement. Concernant les efforts, les efforts de coupe numériques ont donné des résultats proches de l'expérimental, tandis que des écarts atteignant 25 % ont été constatés pour les efforts de pénétration (direction de la profondeur de passe). Ces jeux de paramètres sont utilisés afin de situer par rapport à la littérature le comportement de l'acier inoxydable AISI 316L utilisé dans les travaux numériques présentés au deuxième chapitre.

Dans le cadre des travaux de thèse présentés, la loi de comportement de Johnson-Cook [JC_85] est celle choisie pour la présentation du comportement thermomécanique des aciers inoxydables AISI 316L (cf. deuxième chapitre) et AISI 304L (cf. dernier chapitre) sélectionnés pour les travaux. Une description de cette loi est faite aux deuxième et quatrième chapitres, et les paramètres de celles-ci déterminés pour les aciers inoxydables AISI 316L et AISI 304L. La simulation numérique permet d'obtenir des résultats qu'au niveau expérimental il est difficile d'acquérir. Parmi

ces résultats, il y a à l'interface outil-copeau, la température à la surface de l'outil de coupe qui peut être utile pour la modélisation de l'usure de la plaquette de coupe, [GU_99, XIE_05, LIS_11]. La température à la surface de l'outil de coupe est un élément clé permettant l'analyse de l'effet des revêtements d'outils de coupe, [KONÉ_11]. Cet aspect est discuté en détail au deuxième chapitre qui suit l'étude bibliographique présentée ici.

3. Aciers inoxydables

Les aciers inoxydables sont des aciers composés entre autres de chrome Cr et de carbone C dont les teneurs respectives sont supérieures à 10 % et inférieures à 1 %.

3.1. Compositions et propriétés

Les types d'aciers inoxydables diffèrent selon les procédés de fabrication et les conditions d'utilisation des produits finis, Figure 1.11.

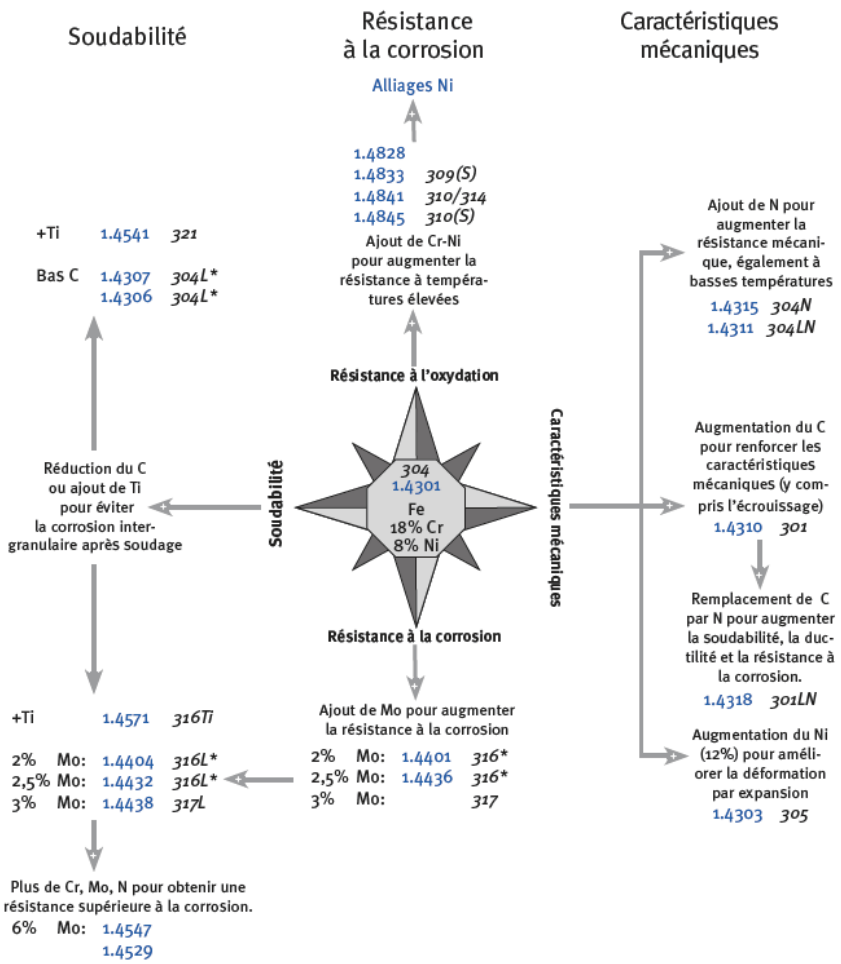


Figure 1.11 : Interdépendance des aciers inoxydables austénitiques selon l'association européenne Euro Inox pour le développement de l'acier inoxydable

Nous nous intéressons en particulier aux nuances austénitiques des aciers inoxydables pour analyser leur interdépendance en considérant la nuance d'acier inoxydable la plus universelle AISI

304, Figure 1.11. L'obtention des aciers inoxydables AISI 304L et AISI 316L concernés par les travaux présentés est réalisée de la manière suivante :

- Réduction de la teneur en carbone C (0.08 % à 0.03 %) pour l'acier AISI 304L,
- Réduction de la teneur en carbone C (0.08 % à 0.03 %) et ajout de molybdène Mo (2 à 3 %) pour l'acier AISI 316L.

La réduction de la teneur en carbone C va améliorer la soudabilité tandis que l'ajout de molybdène Mo va améliorer la résistance à la corrosion. Il y a quatre grandes familles des aciers inoxydables qui sont les suivantes (celles-ci sont présentées avec leurs principaux composants) :

- Les aciers inoxydables austénitiques (exemples : 304L et 316L) : fer-chrome-nickel, carbone < 0,1%, amagnétiques ; ces aciers constituent plus de 65% de l'utilisation d'aciers inoxydables [SUL_02], utilisés dans les secteurs alimentaire et pétrochimique,
- Les aciers inoxydables ferritiques (exemples : 430 et 444) : fer-chrome, carbone < 0,1%, magnétiques, utilisés dans les secteurs alimentaire et chimique,
- Les aciers inoxydables martensitiques (exemples : 403 et 501) : fer-chrome, carbone > 0,1%, magnétiques et aptes à la trempe, utilisés pour la fabrication de moules,
- Les aciers inoxydables duplex (exemples : 44LN et 2205) : fer-chrome-nickel, structure mixte austénitique-ferritique, magnétiques, utilisés dans le secteur de la construction.

Le Tableau 1.1 présente la composition de quelques aciers inoxydables.

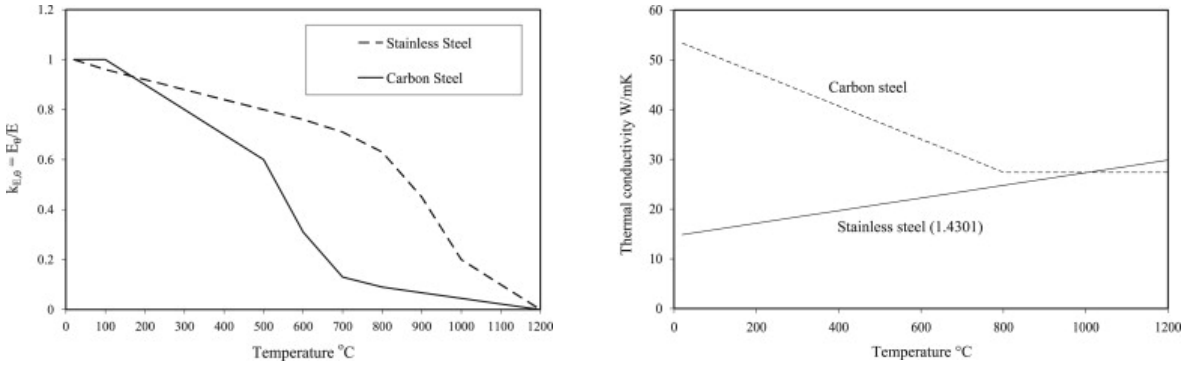
	Composition en %							
	C	Mn	Si	Cr	Ni	P	S	Autre
	Carbone	Manganèse	Silicium	Chrome	Nickel	Phosphore	Soufre	N Azote Mo Molybdène
AISI 304L	0.03	2	1	18-20	8-10.5	0.045	0.03	0.1 N
AISI 316L	0.03	2	1	16-18	10-14	0.045	0.03	2-3 Mo 0.1 N
AISI 430	0.12	1	1	16-18	0.75	0.04	0.03	…
AISI 416	0.15	1.25	1	12-14	…	0.04	>0.15	0.6 Mo
AISI 2205	0.03	2	1	21-23	4.5-6.5	0.03	0.02	2.5-3.5 Mo 0.08-0.2 N

Tableau 1.1 : Composition de quelques aciers inoxydables : nuance austénitique AISI 304L et AISI 316L, nuances ferritique AISI 430, martensitique AISI 416 et duplex AISI 2205. AISI : American Iron and Steel Institute, [ASM_85]

Les différentes familles sont obtenues par l'ajout de différents alliages, chacune apportant leurs propriétés intrinsèques et changeant la structure et les propriétés mécaniques de l'acier inoxydable. C'est la teneur en chrome des aciers inoxydables qui leur offre une meilleure résistance à la corrosion en comparaison aux aciers faiblement alliés et aux alliages de fer composés majoritairement de carbone. Au sein d'une même famille, il existe différentes nuances qui sont obtenues en faisant varier les teneurs des différents composants en chrome Cr, en molybdène Mo etc, ou en ajoutant d'autres composants tels que le titane Ti, le cuivre Cu etc. C'est ainsi que chaque élément va apporter une propriété à une nuance d'acier inoxydable :

- Meilleure tenue à chaud pour le nickel Ni,
- Bonne aptitude au soudage pour le titane Ti,
- Résistance améliorée à la corrosion pour le chrome Cr.

A des températures ambiantes et élevées, les propriétés des aciers inoxydables diffèrent de celles des aciers courants comme le mentionnent Gardner et al. dans leurs travaux, [GAR_10]. A des températures élevées, les aciers inoxydables présentent une meilleure tenue que les aciers à bas taux de carbone, Figure 1.12.



(a) (b)

Figure 1.12 : Illustrations des modifications des propriétés des aciers inoxydables et des aciers courants : rapport des modules de Young (a) et des conductivités thermiques (b) à des températures élevées sur ceux à température ambiante, [GAR_10]

A titre d'illustration, la Figure 1.12 montre que le rapport du module de Young à 700°C sur celui à température ambiante est quatre fois plus grand pour les aciers inoxydables (environ 0.75) par rapport aux aciers courants (environ 0.18). Notons que les résultats présentés sur la Figure 1.12 concernent différents aciers inoxydables et courants que les auteurs des travaux Gardner et al. [GAR_10] ne mentionnent pas. Cependant ceux-ci soulignent le fait que les données sont issues de recherches effectuées. Concernant les conductivités thermiques, les résultats présentés par Gardner et al. [GAR_10] indiquent des différences entre les aciers inoxydables et courants. En dessous de 1000 °C, les aciers inoxydables présentent une conductivité thermique inférieure à celle des aciers courants ; l'observation inverse est faite lorsque la température dépasse 1000 °C. Les conductivités thermiques jouent un rôle important à l'interface outil-copeau comme indiqué par Koné et al. [KONÉ_11] lors de l'usinage de l'acier inoxydable AISI 316L avec des plaquettes revêtues. Elles ont une incidence sur l'évolution de la température à l'intérieur de l'outil et au voisinage de l'interface outil-copeau.

Lorsqu'un acier est mis au contact de l'air ou de l'eau, il se forme en surface un oxyde de fer appelé rouille. Avec certains types d'acier, le chrome contenu dans le métal, provoque à la surface, de façon naturelle à température ambiante, la formation d'un oxyde de chrome, qui va le protéger contre la corrosion, ce qui est le cas des aciers inoxydables. La couche d'oxyde peut faciliter l'usinage comme mentionné par Bletton et al, [BLE_90].

3.2. Usinage des aciers inoxydables

L'usinabilité des matériaux dépend de plusieurs propriétés comme mentionné par Trent et Wright [TRE_00]. Concernant les aciers inoxydables, ils sont considérés comme des matériaux difficiles à usiner en raison :

- De leur aspect réfractaire (point de fusion élevé pouvant atteindre 1700°C), [KLO_01],
- D'une faible conductivité thermique (14 à 29 $Wm^{-1}K^{-1}$ pour des températures allant de 20 à 1000°C) [KOR_04],
- D'une tendance élevée à la formation d'arête rapportée, [PAR_01]. Ce phénomène est du au fait que les aciers inoxydables sont fortement écrouissables.

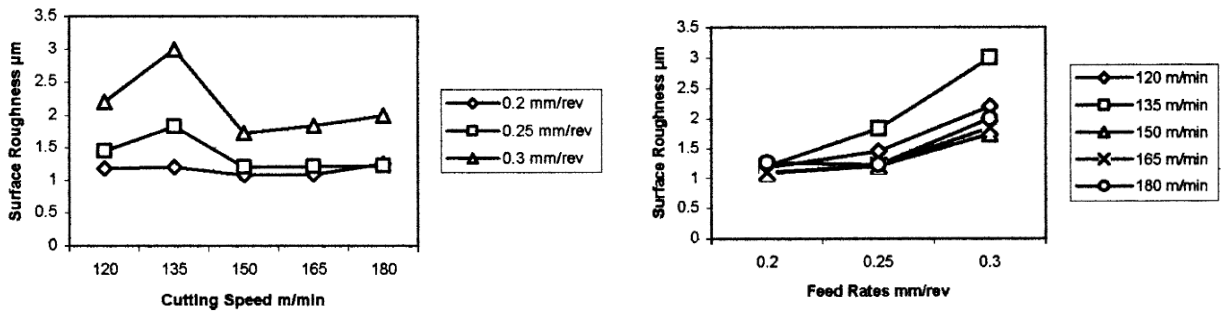
Les propriétés physiques des aciers inoxydables jouent un rôle important sur leur aptitude à être usinés. Parmi ces propriétés physiques, il y a la conductivité thermique et le coefficient de frottement. Les faibles conductivités thermiques des aciers inoxydables provoquent un échauffement important dans la zone de contact outil-copeau, et ne favorisent pas une bonne évacuation de la chaleur produite à l'interface de contact entre le copeau et l'outil. Quant aux coefficients de frottement, les aciers inoxydables possèdent des valeurs élevées, [MAR_10]. Les travaux de Maranhão et Davim [MAR_10] ont porté sur l'étude numérique et expérimentale de l'usinage à sec de l'acier inoxydable AISI 316 avec un outil carburé revêtu multi couches. Ils se sont intéressés au cours de leurs travaux au coefficient de frottement expérimental qu'ils ont déterminé à partir des efforts expérimentaux et de la relation (1.5) (loi de Merchant), Tableau 1.2.

Avance (mm/tr)	0.05	0.1	0.2
Coefficient de frottement μ (cf. relation (1.5))	0.89	0.8	0.53

Tableau 1.2 : Coefficient de frottement expérimental obtenu lors de l'usinage à sec de l'acier inoxydable AISI 316 avec un outil carburé revêtu multi couches, vitesse de coupe 100 m/min et profondeur de passe 1 mm, [MAR_10]

Les résultats présentés dans le Tableau 1.2 ([MAR_10]) montrent bien que les aciers inoxydables possèdent des coefficients de frottement élevés. Dans les trois chapitres de cette thèse qui suivent, la question du coefficient de frottement est abordée d'un point de vue expérimental mais également numérique.

D'autres travaux sur l'usinage des aciers inoxydables se focalisent sur les conditions de coupe, [KOR_04, TEK_04]. Tekiner et Yesilyurt [TEK_04] ont mené une étude des paramètres de coupe lors de l'usinage (tournage) à sec de l'acier inoxydable AISI 304 avec un outil carburé ; les résultats présentés ici portent sur l'état de la surface usinée, Figure 1.13.



(a) (b)

Figure 1.13 : Mesures d'état de surface en fonction de (a) la vitesse de coupe, (b) l'avance, usinage (tournage) à sec de l'acier inoxydable AISI 304 avec un outil en carbure, profondeur de passe 2.5 mm, [TEK_04]

Les résultats présentés par Tekiner et Yesilyurt [TEK_04] à la Figure 1.13 montrent les effets de la vitesse de coupe et de l'avance sur la surface usinée. Des écarts plus importants entre différentes conditions sont observés lorsque la vitesse de coupe est variée, Figure 1.13.a. Cependant des résultats très proches sont observés pour des avances inférieures à 0.25 mm/tr, Figure 1.13.b.

Concernant les aspects thermiques lors de l'usinage à sec de l'acier inoxydable AISI 316L avec un outil de coupe en carbure revêtu, Bonnet et al. [BON_08] se sont intéressés au partage de chaleur entre l'outil et le copeau. Leurs estimations expérimentales ont été réalisées en effectuant des essais tribologiques avec un pion en carbure revêtu et un disque en acier AISI 316L, Figure 1.14.

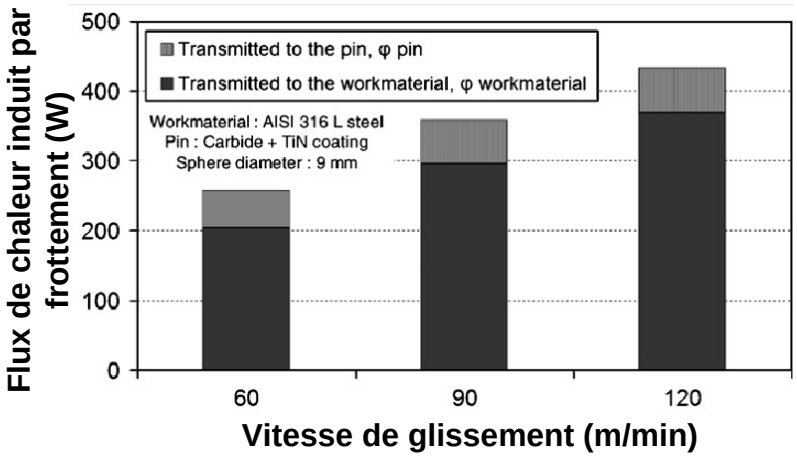


Figure 1.14 : Partage du flux de chaleur issu du frottement entre un pion (couleur grise) en carbure revêtu et un disque (couleur noire) en acier inoxydable AISI 316L, [BON_08]

La Figure 1.14 issue des travaux de Bonnet et al. [BON_08] montre qu'une majorité (plus de 70 %) de la quantité de chaleur produite par frottement entre le pion et le disque est transmise au disque. Bien entendu ce pourcentage est dépendant des matériaux en contact et de l'état des surfaces en frottement.

Dans les travaux de thèse présentés, les aspects thermiques sont étudiés par le biais d'analyses de températures numériques et expérimentales, afin d'étudier la tenue des outils de coupe revêtus et non revêtus lors de l'usinage des aciers inoxydables. Ces derniers doivent être usinés sous des

conditions optimales qui nécessitent l'utilisation d'outils de coupe, parfois revêtus et bien adaptés au matériau usiné ainsi qu'au procédé d'usinage.

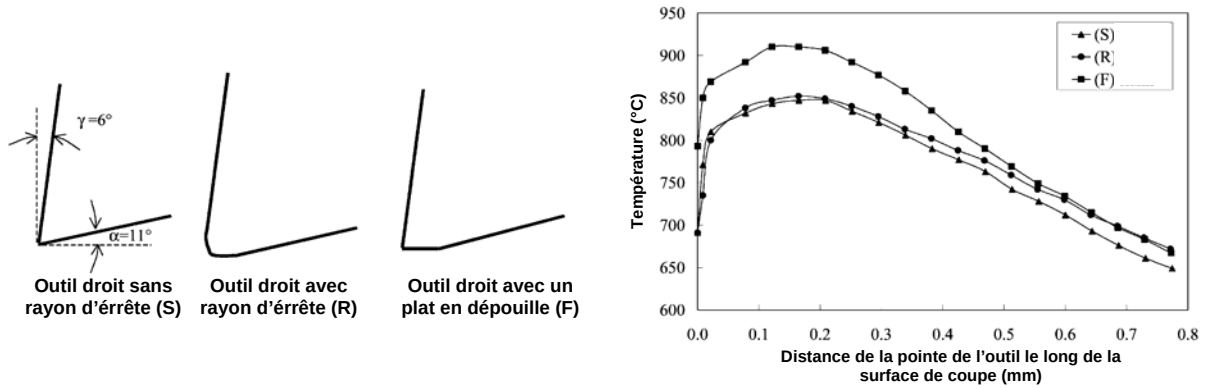
4. Outils de coupe et revêtements en usinage

Le choix d'un outil de coupe répond à plusieurs critères dont le procédé d'usinage, la géométrie et le matériau de la pièce usinée, [LIM_01]. Dans ce paragraphe, une attention est portée aux outils de coupe ainsi qu'à leurs revêtements en usinage.

4.1. Outils de coupe

Géométries d'outils de coupe

Concernant les géométries d'outils de coupe, il existe différentes études de leurs effets lors d'un procédé d'usinage comme celle de M'Saoubi et Chandrasekaran [MSA_04]. Ces derniers ont étudié les effets de différentes géométries d'outils de coupe sur la température lors de l'usinage à sec (coupe orthogonale) de l'acier AISI 4340, Figure 1.15.



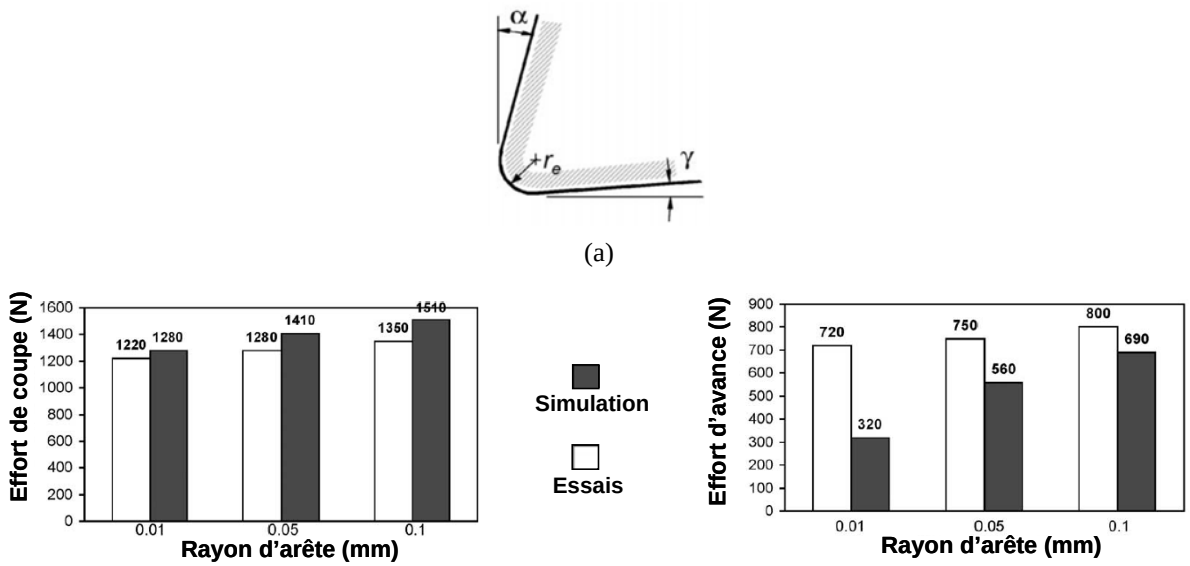
(a) (b)

Figure 1.15 : Effet de différentes géométries (a) d'outils de coupe sur la température (b) le long de la surface de l'outil, usinage à sec (coupe orthogonale) de l'acier 4340 avec des outils en carbure non revêtus (vitesse de coupe 150 m/min, avance 0.2 mm/tr), [MSA_04]

Les résultats de M'Saoubi et Chandrasekaran [MSA_04] présentés à la Figure 1.15 montrent que la géométrie de l'outil de coupe affecte sensiblement la température le long de sa surface. Nous observons ainsi que dans la zone de séparation de la matière usinée, le rayon d'arête n'a pas d'influence significative. Cependant, le cas simulé avec un outil possédant un plat en dépouille se démarque des autres avec des températures plus élevées d'environ 60 °C.

D'autres études ont été menées sur l'influence de la géométrie de l'outil de coupe, [ALB_60, FAN_05, YEN_04_b] lors du processus de coupe. Par exemple, Albrecht [ALB_60] a étudié l'effet du rayon d'arête de l'outil sur les efforts affectant l'arête de coupe. Albrecht [ALB_60] a considéré que la résultante des efforts s'exerçant sur l'outil peut être divisée en deux parties, l'une relative aux efforts sur l'arête de coupe, l'autre étant liée aux efforts agissant sur la face de coupe. L'auteur a alors négligé la contribution de l'effort au niveau de l'arête de coupe pour déterminer le coefficient de frottement. Nous nous intéressons maintenant aux travaux de Yen et al. [YEN_04_b] qui ont étudié l'effet du

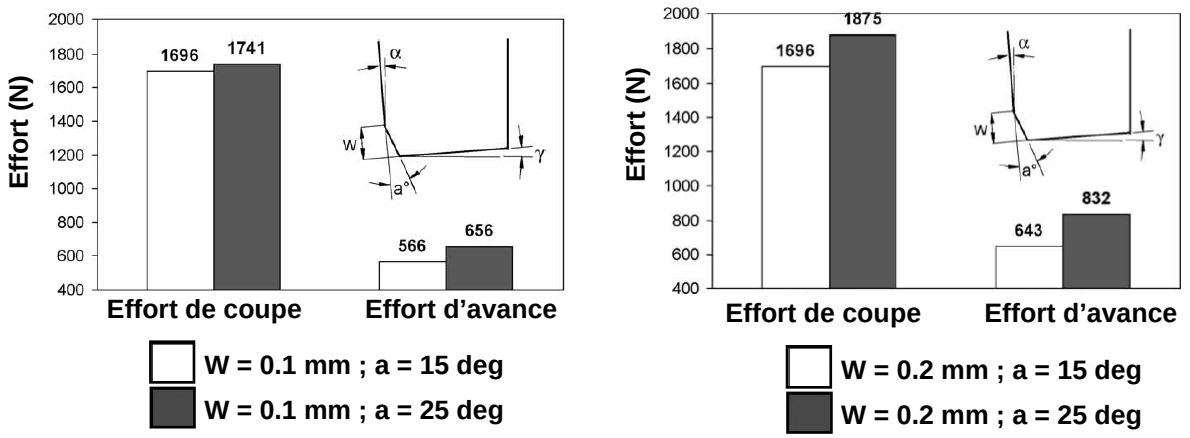
rayon d'arête et du chanfrein d'outils de coupe lors de l'usinage (coupe orthogonale) à sec d'un acier courant avec des outils de coupe en carbure non revêtus, Figure 1.16 et Figure 1.17.



(b) (c)

Figure 1.16 : Effet du rayon d'arête r_e (a) sur les efforts de coupe (b) et d'avance (c), essais d'usinage à sec (coupe orthogonale) d'un acier courant avec un outil de coupe en carbure non revêtu (vitesse de coupe 130 m/min, avance 0.2 mm), $\alpha = 12\,\text{deg}$, $\gamma = 5\,\text{deg}$, [YEN_04_b]

La Figure 1.17 présente les effets du chanfrein sur les efforts de coupe et d'avance, [YEN_04].



(a) (b)

Figure 1.17 : Effet du chanfrein d'arête sur les efforts de coupe et d'avance : (a) w = 0.1 mm, (b) w = 0.2 mm, simulation numérique de l'usinage à sec (coupe orthogonale) d'un acier courant avec un outil de coupe en carbure non revêtu (vitesse de coupe 130 m/min, avance 0.2 mm), $\alpha = -7\,\text{deg}$, $\gamma = 7\,\text{deg}$, [YEN_04_b]

La confrontation des efforts numériques et expérimentaux donne les intervalles d'écart 5-12% et 13-25% pour les efforts de coupe et d'avance, respectivement, Figure 1.16, [YEN_04_b]. Notons cependant une exception pour le cas avec un rayon d'arête faible r_e = 0.01 mm pour lequel les efforts d'avance sont considérablement sous estimés, Figure 1.16.c. Nous pouvons également noter que l'augmentation du rayon d'arête entraine celle des efforts ; une réduction de l'écart entre les résultats numériques et expérimentaux étant observées.

Concernant les outils avec chanfrein (Figure 1.17), les effets de l'angle et de la largeur de ce dernier sont analysés par Yen et al. [YEN_04_b] par le biais de simulations numériques et le logiciel de calcul utilisé est DEFORM. Nous remarquons à la Figure 1.17 que l'angle de chanfrein a plus d'effets lorsque la largeur est plus importante et que son augmentation influence plus les efforts d'avance que les efforts de coupe. Yen et al. [YEN_04_b] lient les effets de l'angle de chanfrein sur les efforts d'avance à l'augmentation de l'aire de contact entre la pièce usinée et l'outil dans la zone de séparation de la matière. En observant la Figure 1.17, nous pouvons constater que les effets de la largeur de chanfrein sont plus importants pour un angle de 25° que pour celui valant 15°.

Un autre aspect de la géométrie des outils de coupe qui a un effet non négligeable est le brise copeau dont quelques exemples sont présentés par Kim et al. [KIM_09]. Parmi ceux-ci, quelques uns sont présentés sur la Figure 1.18 avec leurs effets sur les copeaux obtenus lors d'essais d'usinage (tournage) à sec de l'acier SCM4.

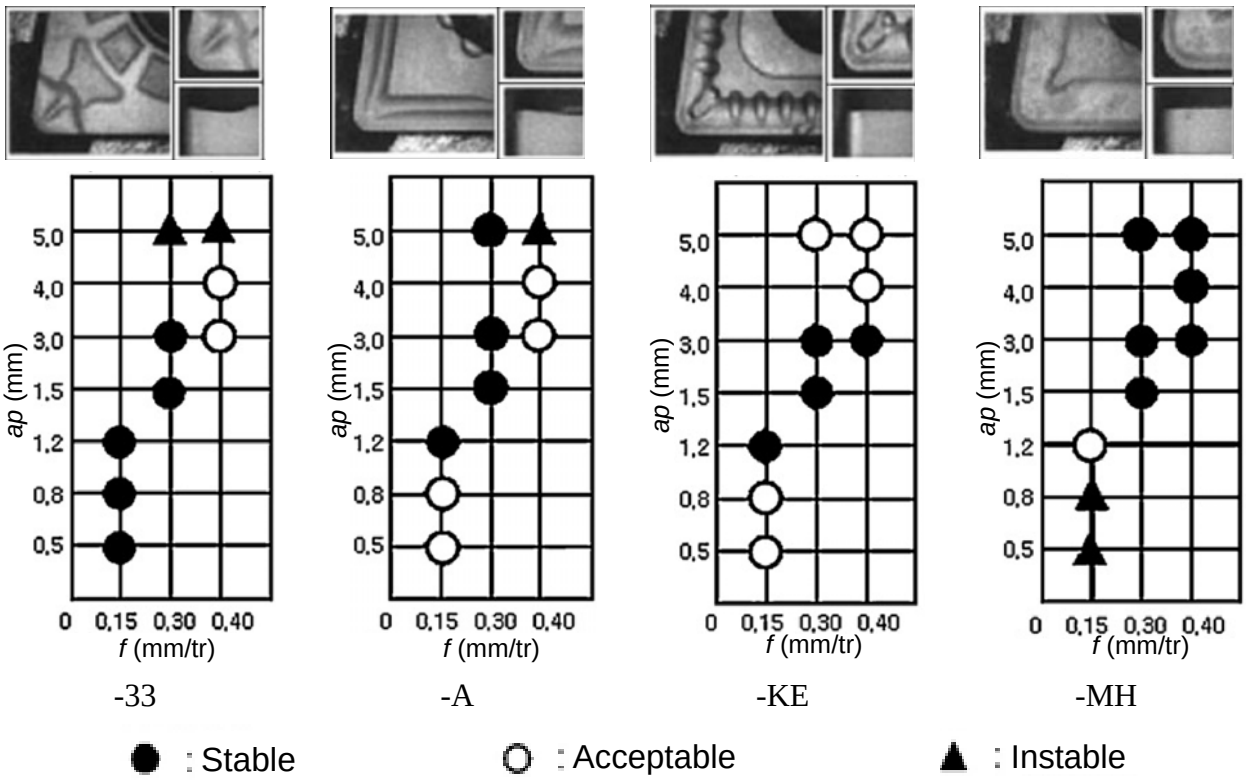


Figure 1.18 : Différents brise copeaux et leurs influences sur la formation des copeaux lors de l'usinage (tournage) à sec de l'acier SCM4 (référence des plaquettes CNMG120408, fabricant TaeguTec) (vitesse de coupe 100 m/min), *f* l'avance et a_p la profondeur de passe, [KIM_09]

Les copeaux obtenus par Kim et al. [KIM_09] ont été classés en trois catégories : stable, acceptable et instable. Ce classement s'est fait sur la base des morphologies et les fréquences d'apparition de celles-ci. Nous remarquons ainsi sur la Figure 1.18 que l'outil de coupe avec la référence '-33' donne des résultats satisfaisants pour de faibles valeurs d'avance et de profondeur de passe, une configuration qui correspond à des travaux de finition pour lesquels cet outil est dédié. Dans une zone « intermédiaire » avec des valeurs moyennes d'avance et de profondeur de passe, de bons résultats avec les outils de coupe référencés '-A' et '-KE' sont obtenus ; ces outils étant dédiés aux travaux d'ébauche moyenne. Enfin, dans une zone au sein de laquelle l'avance et la profondeur de

passe sont élevées, c'est plutôt l'outil de coupe référencé '-MH' qui donne de bons résultats dans la mesure où celui-ci est dédié aux travaux de finition.

Le brise copeau peut être sélectionné le plus petit possible dans une gamme afin de conserver le caractère de coupe à copeau continu, qui est nécessaire pour la corrélation avec des modèles numériques, comme l'indique Pantalé [PAN_96_T].

En plus de la géométrie des outils de coupe, leurs matériaux de fabrication jouent un rôle important et leur choix tient compte du matériau usiné et des conditions de coupe entre autres.

Matériaux d'outils de coupe

Il y a trois principales catégories de matériaux d'outils de coupe : les aciers rapides (HSS), les carbures, les céramiques et les matériaux ultra-durs. Parmi les matériaux d'outils de coupe, la famille des carbures est la plus utilisée et la mieux adaptée pour l'usinage des aciers inoxydables, [JIA_11].

Il y a deux catégories de carbure, [LIS_04_T] :

- Les carbures simples composés de carbure de tungstène WC et d'un liant cobalt Co dont la proportion varie entre 2 et 15 %. Parmi ces carbures il y a (k et E étant respectivement la conductivité thermique et le module de Young) :
    - 85% WC + 15% Co (k = 100 $Wm^{-1}K^{-1}$, E = 530 GPa),
    - 98% WC + 2% Co (k = 79 $Wm^{-1}K^{-1}$, E = 630 GPa),
- Les carbures mixtes qui possèdent en plus du WC, du carbure de titane (TiC), du tantale (TaC), du vanadium (VC) et du niobium (NbC). Au sein de cette catégorie il y a :
    - 84% WC + 9% Co + 5% TiC + 2% TaC (k = 110 $Wm^{-1}K^{-1}$, E = 530 GPa),
    - 55.5% WC + 9.5 Co + 19.7% TiC (k = 50 $Wm^{-1}K^{-1}$, E = 550-600 GPa).

Comme nous le constatons ci-dessus, la composition chimique du carbure a un effet important sur les propriétés thermomécaniques des outils de coupe en carbure.

Afin de renforcer leurs propriétés thermomécaniques, les outils de coupe sont revêtus d'une ou de plusieurs couches de revêtement. Les revêtements d'outils coupants font l'objet d'une présentation dans la section suivante.

4.2. Revêtements

Dans le but de les rendre plus performants, des revêtements constitués d'une ou de plusieurs couches sont parfois déposés sur ceux-ci. Ces revêtements ont pour objectif d'améliorer la durée de vie des outils de coupe, et vont aussi permettre de rendre meilleure la qualité des surfaces des pièces usinées, [POS_89, KOP_98, KLO_07, RAB_09].

Usinage à sec et revêtements

L'utilisation d'outils de coupe revêtus en usinage revêt une importance capitale surtout lors de l'usinage à sec qui accélère leur processus d'usure, [KLO_07]. De plus, l'usinage à sec a des effets bénéfiques sur la qualité de l'environnement mais également sur les coûts engendrés par la lubrification. Usiner à sec permettra l'obtention de pièces usinées de bonne qualité à des coûts de production raisonnables et sous certaines conditions, [LAH_99, SRE_00, NOU_03].

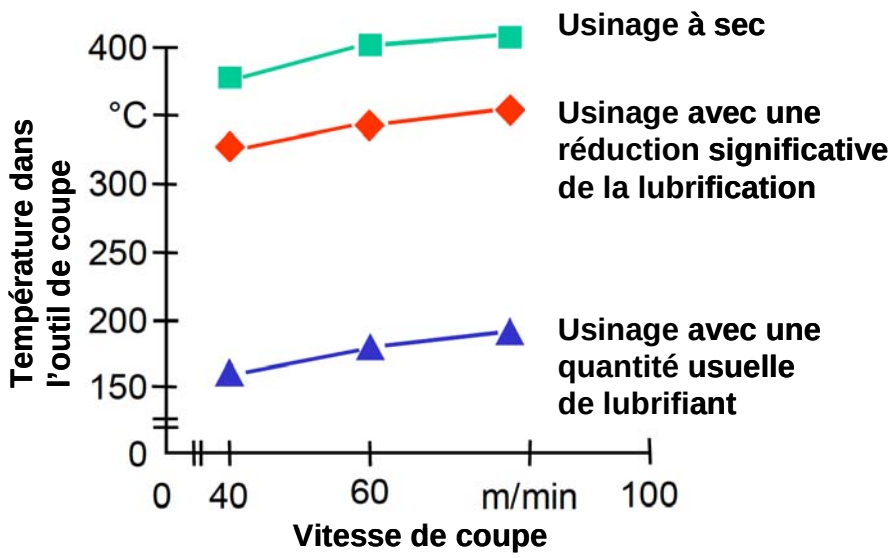


Figure 1.19 : Températures dans l'outil de coupe en fonction de différents niveaux de lubrification obtenues lors de l'usinage (fraisage) de l'acier AISI 1045 avec une avance f = 0.2 mm/tr, [WEI_04]

La Figure 1.19 issue des travaux de Weinert et al. [WEI_04] illustre l'impact de la lubrification sur la température dans l'outil de coupe lors d'un procédé de fraisage de l'acier AISI 1045 à une avance f = 0.2 mm/tr. Les évolutions de la température en fonction de la vitesse de coupe sont les mêmes pour les trois cas de lubrification. Cependant, nous pouvons noter un écart d'environ 200°C entre les cas avec et sans utilisation de lubrifiants. Cette différence est suffisamment grande pour provoquer une usure plus rapide lorsqu'aucun lubrifiant n'est utilisé. Par contre l'écart est d'environ 50°C entre les cas sans lubrification et avec un minimum de lubrification et cette technique de lubrification minimale peut constituer un bon apport qualitatif aux problèmes thermiques, [WEI_04].

L'usinage à sec va bien au-delà des aciers inoxydables et concerne d'autres matériaux tels que les alliages d'aluminium. Nouari et al. [NOU_03] ont mis en évidence la faisabilité de l'usinage à sec de l'alliage d'aluminium AA2024 T351 par l'adaptation de l'outil et des conditions de coupe.

Lahres et al. [LAH_99] ont montré qu'il est possible d'usiner sous des conditions de coupe identiques l'acier 22Mn6 dans les deux cas suivants : avec lubrification d'une part, et avec une combinaison de la méthode de lubrification minimale et un choix adapté de revêtement. Ils indiquent également qu'il est nécessaire d'adapter bien plus que l'outil de coupe. Il faut aussi faire une adaptation de la machine, du porte outil et de l'environnement machine/opérateur afin d'effectuer une implémentation efficace de l'usinage à sec en production.

L'adaptation de l'outil de coupe en usinage passe par le choix de revêtements qui agissent comme des couches protectrices. Il en existe différentes variétés.

Types, propriétés et effets des revêtements

Parmi les différents types de revêtements se distinguent [BUL_96, GRZ_04] :

- Ceux à base de titane tels que Ti(C,N) et (Ti,Al)N :
  D'une façon générale les revêtements à base de titane améliorent de façon significative la tenue en service des plaquettes soumises à l'usure, abrasive ou adhésive. Ils réduisent de façon sensible les coefficients de frottement baissant ainsi la température de contact outil-copeau [GRZ_04],
- Et les revêtements en céramique comme Al_2O_3 :
  Les couches en céramique vont freiner la propagation de chaleur en direction du cœur de l'outil de coupe en raison de leurs faibles conductivités thermiques. L'utilisation de plaquettes de coupe revêtues s'avère capitale lors de l'usinage particulièrement à sec de matériaux tels que les aciers inoxydables, en raison de leurs faibles conductivités thermiques (environ 20 $Wm^{-1}K^{-1}$, [KOR_04]). Avec ce type de matériau, la chaleur se déplace avec difficulté à l'intérieur de celui-ci, augmentant la quantité de chaleur pénétrant dans l'outil de coupe et accélérant ainsi son usure.

Il existe également des couches de revêtement en MoS_2 qui présente peu d'affinités avec les aciers, [REC_06]. Les problèmes de compatibilité entre le substrat de l'outil et quelques couches de revêtement peuvent apparaître ; cela a été observé par Oliveira et al. [OLI_96]. C'est le cas pour l'oxyde d'aluminium Al_2O_3 et le carbure qui présentent une très faible affinité. Pour remédier à cela, une couche à base de titane peut être rajoutée entre les couches de carbure et d'oxyde d'aluminium Al_2O_3.

Diverses études ont montré le rôle des revêtements d'outils coupants lors d'une opération d'usinage, [GIN_01, REC_04, KUS_05, NOU_06]. Certaines ont montré le lien qui existe entre la température d'interface outil-copeau et la conductivité thermique des revêtements [GRZ_98, JAW_93]. Ces études indiquent que plus le revêtement est isolant, plus la température d'interface est grande.

Les investigations menées par Grzesik [GRZ_00] ont permis de mettre en évidence le rôle crucial de différents types de revêtement (mono et multi couches) lors de l'usinage à sec de deux types d'aciers que sont l'acier à base de carbone AISI 1045 et l'acier inoxydable AISI 304, cf. Figure 1.20. Les types de revêtement utilisés sont les suivants :

- Mono couche TiC,
- Bi couches TiC/TiN,
- Tri couches TiC/Al_2O_3/TiN.

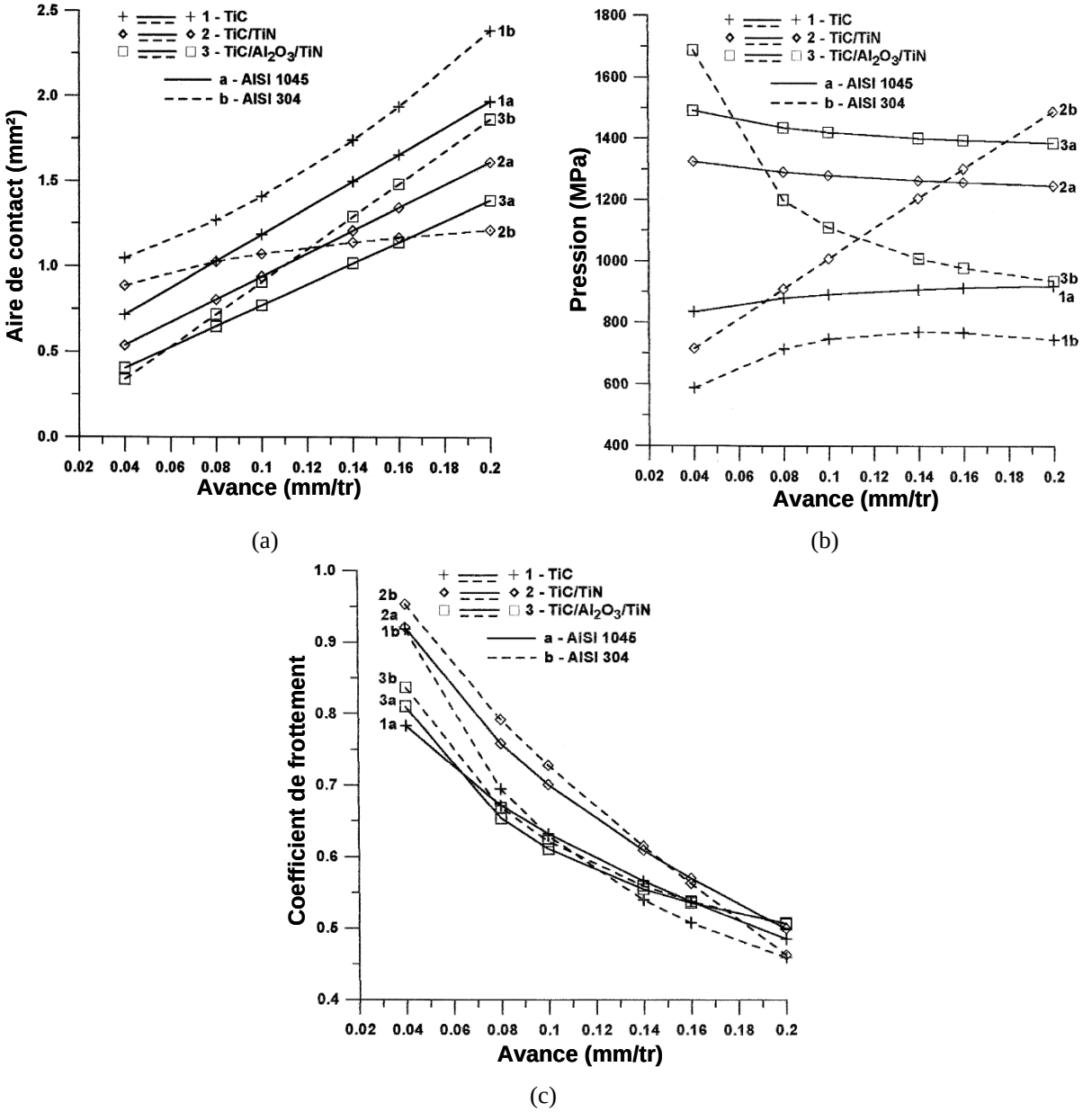


Figure 1.20 : Impact de différents types de revêtement (mono et multi couches) ainsi que de l'avance sur : (a) l'aire de contact, (b) la pression, (c) le coefficient de frottement : les vitesses de coupe sont V_c = 220 m/min et V_c = 180 m/min respectivement pour les aciers AISI 1045 et AISI 304 et la profondeur de passe est a_p = 2 mm, [GRZ_00]

Concernant l'aire de contact outil-copeau, le couple TiC/Al_2O_3/TiN – AISI 1045 présente les plus faibles valeurs en comparaison aux couples TiC/TiN – AISI 1045 et TiC – AISI 1045 (Figure 1.20). Cette observation peut trouver une explication dans la présence de la couche d'Al_2O_3 qui joue un rôle d'isolant, et va ainsi à l'interface outil-copeau favoriser une évacuation de la chaleur dans le copeau. Ce dernier va se retrouver adouci. La présence de la couche d'Al_2O_3 va aussi entraîner une baisse de la pression pour le couple TiC/Al_2O_3/TiN – AISI 304 lorsque l'avance est augmentée. L'observation des courbes de coefficient de frottement (Figure 1.20) montre que celles des couples TiC/Al_2O_3/TiN – AISI 1045 et TiC/Al_2O_3/TiN – AISI 304 sont généralement en dessous des autres. Dans cette étude, Grzesik [GRZ_00] montre qu'il y a une variation importante de l'aire de contact (0.25 mm² et 2.5 mm²), de la pression (entre 600 MPa et 1700 MPa) et du coefficient de frottement

(entre 0.5 et 1) lorsque l'avance par tour est variée entre 0.02 mm/tr et 0.2 mm/tr. Ces observations montrent que le choix d'un bon revêtement adapté est capital pour le bon déroulement de l'usinage. Cependant, un cas d'usinage avec un outil de coupe non revêtu et des conditions de coupe identiques aurait permis une meilleure illustration de l'effet positif de la présence des revêtements.

D'un point de vue thermique, les travaux de Rech et al. [REC_04] ainsi que de Kusiak et al. [KUS_05] illustrent également les effets de certaines couches de revêtement en usinage.

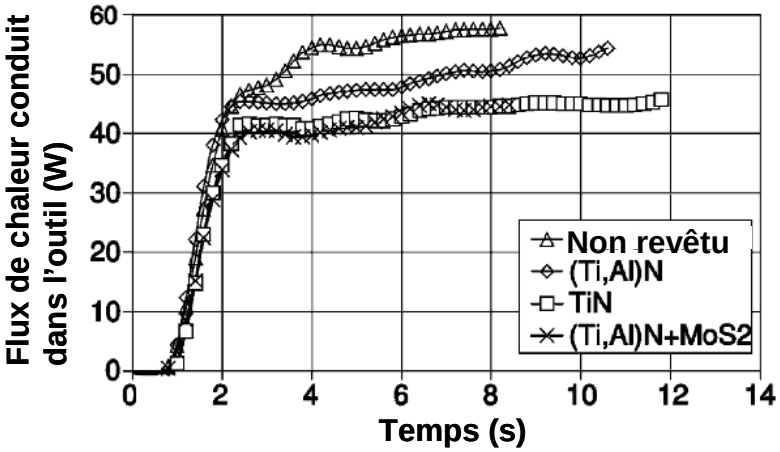
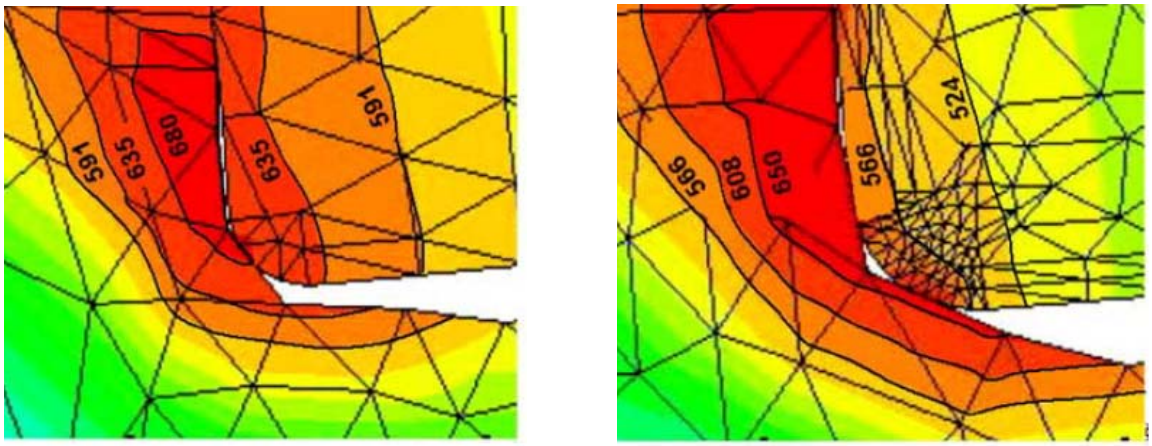


Figure 1.21 : Flux de chaleur transmis dans l'outil lors de l'usinage de l'acier 27MnCr5 avec des outils de coupe possédant différentes configurations : Vitesse de coupe V_c = 200 mmin^{-1}, avance f = 0.1 mm/tr, profondeur de passe a_p = 3 mm, [REC_04]

La Figure 1.21 illustre l'impact de différents types de revêtement sur le flux de chaleur transmis dans le cœur de l'outil de coupe [REC_04]. Différentes configurations de plaquette ont été utilisées, avec et sans revêtement, et leurs performances ont été confrontées. Pour déterminer ces flux de chaleur, Rech et al. [REC_04] ont utilisé la méthode inverse. La température dans la zone de coupe est obtenue par l'utilisation d'un thermocouple, ensuite les paramètres d'une loi dépendant du flux sont identifiés. Le flux de chaleur est obtenu en calculant l'inverse de la fonction dont les paramètres ont été identifiés précédemment. Les résultats obtenus par Rech et al. [REC_04] (Figure 1.21) montrent que l'utilisation des revêtements permet de faire baisser la quantité de chaleur allant dans les outils revêtus. En effet, le cas avec un outil sans revêtement présente le flux de chaleur le plus élevé de tous les cas. L'écart atteint environ 15 W entre les configurations sans revêtement d'une part et TiN et (Ti,Al)N+MoS_2 d'autre part. La couche de revêtement MoS_2 est utilisée pour améliorer les conditions de frottement, si bien qu'une réduction notable du flux de chaleur pénétrant dans l'outil est observée.

Les précédents résultats mettant en évidence les effets de revêtement sont issus d'études expérimentales. Cependant, la simulation numérique est de nos jours souvent utilisée pour l'étude de l'effet des revêtements en usinage, en particulier pour l'obtention de résultats difficiles à acquérir expérimentalement, comme la température aux surfaces de l'outil et du copeau, à leur interface de contact.

Les travaux numériques en 2D de Grzesik et al. [GRZ_05] ont permis d'obtenir la température dans la zone de coupe lors de l'usinage de l'acier C45 avec des outils de coupe en carbure possédant différents types de revêtement, Figure 1.22.



(a) (b)

Figure 1.22 : Champs de température (°C) dans le copeau et dans l'outil, au voisinage du rayon d'arête de l'outil obtenus par la simulation numérique de l'usinage de l'acier C45 : (a) avec un outil en carbure non revêtu et (b) avec un outil en carbure revêtu TiC/Al_2O_3/TiN, [GRZ_05]

Les résultats de la Figure 1.22 indiquent une différence de température d'environ 69 °C dans l'outil et au voisinage du contact outil-copeau tandis que dans le copeau, la différence de température est d'environ 30°C. Nous constatons une différence de maillage de l'outil de coupe dans la zone du rayon d'arête qui peut influer sur les résultats de la simulation numérique de la coupe. Grzesik et al. [GRZ_05] indiquent que cette différence de maillage est due au rayon d'arête qui est légèrement modifié en passant du cas sans revêtement au cas avec revêtement.

Les revêtements utilisés en usinage sont déposés sur les outils de coupe par le biais de différents procédés.

Procédés de dépôt des revêtements

Il existe plusieurs techniques de dépôt parmi lesquelles il y a deux grandes familles de type de dépôt de revêtement sur les plaquettes de coupe, [MOO_03, DOB_04, DOB_06] :

- PVD (Physical Vapor Deposition)
  Cette technique consiste à chauffer sous vide le matériau à déposer. Le matériau évaporé est alors recueilli par condensation sur le substrat à recouvrir. Cette technique se réalise à des températures allant de 100 à 600°C,
- CVD (Chemical Vapor Deposition)
  Les revêtements CVD sont obtenus par réaction chimique avec un mélange gazeux à des températures comprises entre 900 et 1000°C.

Il existe une variante de la technique CVD, à savoir la technique MTCVD (Moderate Temperature Chemical Vapor Deposition) qui se différencie de la technique CVD par la température à laquelle elle se réalise qui peut être moins élevée (entre 800 et 1000°C).

Le choix du type de dépôt de revêtement va dépendre en partie des natures du substrat (carbure, acier rapide ...) et des revêtements qui doivent supporter la température de dépôt, [POC_97]. Concernant la problématique posée par des difficultés de compatibilité entre revêtements et substrats, elle peut être résolue par l'ajout d'une couche intermédiaire de revêtement.

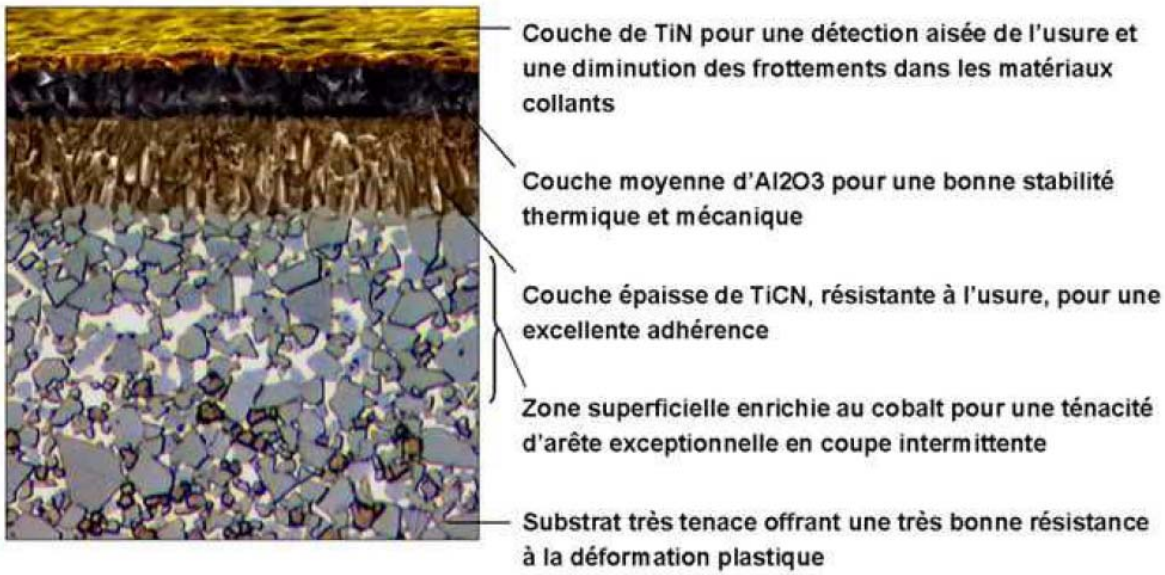


Figure 1.23 : Exemple de couches de revêtement déposées par la technique CVD sur un substrat en carbure, d'après le fabricant Sandvik Coromant

La Figure 1.23 présente un exemple de revêtement multi couches déposé sur un outil de coupe en carbure. La couche de titane extérieure a une couleur dorée qui permet une observation aisée à l'œil nu de l'état de la plaquette. La couche d'Al_2O_3 possède une couleur noire tandis que la couche épaisse de TiCN a une couleur marron. Il existe une zone superficielle en carbure qui est enrichie au cobalt afin d'améliorer la ténacité de l'outil de coupe.

Dans les travaux expérimentaux et numériques réalisés au cours de cette thèse, les outils de coupe utilisés étaient tous en carbure de tungstène (6% de cobalt). Différentes configurations de revêtement ont été utilisées de même qu'une configuration sans revêtement afin de mettre en évidence les effets bénéfiques des revêtements dans notre étude.

5. Conclusion

Ce premier chapitre consacré à l'étude bibliographique a permis de passer en revue les points clés sur lesquels se sont fondés les travaux de cette thèse. Une description de la physique de la coupe a été faite sous les hypothèses de la coupe orthogonale 2D, une configuration souvent utilisée en raison de la complexité des phénomènes thermomécaniques opérant lors des procédés d'usinage. C'est cette configuration qui a été adoptée pour les simulations numériques réalisées au cours de cette thèse. Après cette description de la coupe, trois classifications de morphologies de copeau ont été présentées. Concernant la simulation numérique de la coupe, quelques exemples d'applications ont été montrés, et deux logiciels ABAQUS et DEFORM choisis pour effectuer une comparaison. Les logiciels de

simulation numérique ont chacun leur spécificité et en choisir un va dépendre en partie du procédé étudié. ABAQUS et DEFORM font partie des logiciels de simulation les plus utilisés en usinage. Dans le cadre de cette thèse, le logiciel DEFORM utilisant la méthode des éléments finis et la formulation Lagrangienne a été choisi pour les simulations numériques de la coupe orthogonale 2D. C'est un logiciel qui possède un remailleur automatique. Une étape d'investigation autour des logiciels DEFORM et ABAQUS a été menée. Le choix s'est porté sur le logiciel DEFORM, car cela a permis l'affranchissement de certaines contraintes liées à la mise en données (disponibilité de données sur les matériaux), à la gestion numérique de la formation du copeau et du contact outil-copeau, ainsi qu'aux géométries complexes d'outils de coupe sélectionnés pour les travaux. Cet affranchissement a ainsi permis de se focaliser sur les objectifs clés des travaux réalisés. L'utilisation d'ABAQUS aurait conduit à des développements supplémentaires nécessaires pour gérer notamment le contact entre l'outil et la pièce, mais également entre l'outil et le copeau (en raison des géométries complexes des outils). Les matériaux usinés utilisés (AISI 304L et AISI 316L) font partie de la grande famille des aciers inoxydables. Cette dernière a fait l'objet d'une présentation par le biais de différentes compositions et propriétés qui caractérisent les aciers inoxydables. Ensuite, une attention a été portée à l'usinabilité de ces aciers qui s'avère être délicate en raison de leur faible conductivité thermique, leur tendance à la formation d'arête rapportée et l'intense frottement avec les outils qui les caractérisent. Pour les études numériques et expérimentales de l'usinage à sec des aciers inoxydables menées, les outils de coupe sélectionnés sont en carbure de tungstène (6% de cobalt) avec et sans revêtement. Ainsi, une présentation des outils de coupe en usinage a été réalisée, de même que celle des revêtements souvent utilisés. Le rôle majeur des revêtements a également été abordé dans ce premier chapitre.

CHAPITRE 2 : ÉTUDE NUMÉRIQUE DE L’EFFET DES REVÊTEMENTS D’OUTILS DE COUPE

TABLE DES MATIÈRES DU CHAPITRE 2

1. Introduction 39
2. Description du problème 39
2.1. Comportement de l'acier inoxydable AISI 316L 39
2.2. Géométries et propriétés de l'outil de coupe 45
2.3. Mise en données et conditions aux limites 45
2.4. Analyse du transfert thermique à l'interface outil-copeau 47
3. Étude paramétrique thermique 49
3.3. Étude de l'effet du coefficient de transfert thermique 50
3.4. Étude de l'effet de la conductivité thermique 54
3.5. Bilan de l'étude paramétrique 56
4. Étude de quelques configurations de revêtement d'outil de coupe 57
4.3. Configuration des revêtements utilisés 57
4.4. Morphologie du copeau obtenu 59
4.5. Température à la surface de l'outil de coupe 60
4.6. Température dans l'outil de coupe 64
4.7. Efforts de coupe, pression et nature du contact outil-copeau 65
5. Conclusion 67

1. Introduction

Les revêtements en usinage sont utilisés pour leurs effets bénéfiques sur la tenue des outils lors des procédés de coupe. Ce chapitre présente les résultats de simulations numériques menées pour comprendre l'influence de différents types de revêtement dans une zone proche de l'interface outil-copeau. La première partie de ce chapitre porte sur la description du problème où sont précisés les matériaux et géométries considérés dans cette étude, ainsi que la mise en données utilisée pour les simulations numériques. Les aspects thermiques et les équations fondamentales qui gouvernent les échanges de chaleur durant la formation du copeau sont présentés et analysés dans cette première étape. Une deuxième partie est consacrée à l'étude préliminaire de quelques paramètres thermiques menée dans le but de justifier leur choix, et d'analyser la prise en compte de leur dépendance à la température. Cette étude préliminaire porte sur le coefficient de transfert thermique d'une part, et la conductivité thermique du matériau usiné d'autre part. La dernière partie de ce chapitre présente une étude numérique de l'influence de différents revêtements, en considérant des outils revêtus mono et multi couches. Les distributions de température et de pression le long de la face de coupe ainsi que la température dans l'outil sont alors analysées et discutées, permettant ainsi d'évaluer l'influence de la nature du revêtement sur la simulation numérique de l'usinage.

2. Description du problème

Dans cette partie, nous nous intéressons dans un premier temps au comportement du matériau usiné, puis à la géométrie et à la caractérisation de l'outil de coupe, à la mise en données réalisée pour les simulations. Enfin l'accent est mis sur la description des échanges thermiques à l'interface outil-copeau. Précisons d'ores et déjà que le logiciel de calcul éléments finis utilisé pour cette étude numérique est DEFORM 2D, développé par SFTC « Scientific Forming Technologies Corporation ». C'est un code Lagrangien utilisant un remailleur automatique, ce qui permet d'éviter l'utilisation d'un critère de séparation de la matière usinée pour assurer la formation du copeau.

2.1. Comportement de l'acier inoxydable AISI 316L

Le logiciel DEFORM 2D possède une bibliothèque de données sur une large gamme de matériaux. Parmi ces matériaux, il y a l'acier inoxydable AISI 316L, dont le comportement thermo-viscoplastique est décrit via le logiciel par des courbes contrainte-déformation données pour différentes valeurs de température (jusque 800 °C), et de vitesse de déformation plastique (jusque 10^5 s^{-1}). Selon la documentation du logiciel DEFORM, les courbes sont issues d'essais menés par le centre canadien AMTC « Aerospace Manufacturing Technology Centre ». Dans le but de comparer le comportement du matériau tel qu'utilisé dans les simulations numériques conduites, au comportement du 316L décrit dans la littérature, une détermination de paramètres de la loi de Johnson-Cook a été menée.

La loi de comportement de Johnson-Cook est souvent utilisée dans les simulations numériques de procédés dynamiques notamment l'usinage, [PAN_04, UMB_07, MAB_08, SHR_12]. La contrainte d'écoulement du matériau usiné, notée $\bar{\sigma}$ est donnée par :

$$\bar{\sigma}\left(\bar{\varepsilon},\dot{\bar{\varepsilon}},T\right)=\left(A+B\bar{\varepsilon}^{n}\right)\left[1+C\ln\left(\frac{\dot{\bar{\varepsilon}}}{\dot{\bar{\varepsilon}}_0}\right)\right]\left(1-\hat{T}^{m}\right) \tag{2.1}$$

avec :

$$\hat{T}=\frac{T-T_{ref}}{T_{fus}-T_{ref}} \tag{2.2}$$

T désignant la température. La loi de comportement de Johnson-Cook nécessite la connaissance de 5 paramètres : *A*, *B*, *C*, *n* et *m*. Les paramètres *A*, *B* et *n* sont liés au comportement élasto-plastique du matériau, *C* permet de décrire la sensibilité à la vitesse de déformation et *m* représente la sensibilité du matériau à la température. Les températures T_{ref} et T_{fus} désignent une température de référence (fixée à 293 K) et la température de fusion du matériau (fixée à 1700 K), respectivement. Le paramètre $\dot{\bar{\varepsilon}}_0$ est une vitesse de déformation de référence. Dans l'équation (2.1), $\dot{\bar{\varepsilon}}$ est la vitesse de déformation équivalente et $\bar{\varepsilon}$ est la déformation plastique cumulée, $\bar{\varepsilon}=\int\dot{\bar{\varepsilon}}dt$.

Le logiciel DEFORM met à disposition des utilisateurs des données sur le comportement de certains matériaux, sous forme de tableaux contenant des valeurs de contrainte et de déformation en fonction de différentes températures et vitesses de déformation. De plus, pour ces matériaux il est possible de déterminer les paramètres de certaines lois de comportement dont celle de Johnson-Cook. Les paramètres obtenus après la détermination réalisée à partir des courbes contrainte-déformation données par le logiciel DEFORM sont résumés dans le Tableau 2.1 où figurent les jeux de paramètres issus de la littérature, [UMB_07]. Précisons que les courbes obtenues par l'équation (2.1) avec les paramètres déterminés et les courbes de la base de données de DEFORM se superposent parfaitement sur toute la gamme de vitesse de déformation et de température.

	A (MPa)	B (MPa)	C	n	m	$\dot{\bar{\varepsilon}}_0$ (s^{-1})
M'Saoubi [MSA_99]	301	1472	0.09	0.807	0.623	0.001
Changeux et al. [CHAN_01]	280	1750	0.1	0.8	0.85	200
Tounsi et al. [TOU_02]	514	514	0.042	0.508	0.533	0.001
Chandrasekaran et al. [CHA_05]	305	441	0.057	0.1	1.041	1
Paramètres identifiés	**453**	**402**	**0.036**	**0.471**	**0.77**	**1**

Tableau 2.1 : Paramètres de la loi de Johnson-Cook de l'acier inoxydable AISI 316L. Les paramètres identifiés correspondent au comportement du matériau tel que considéré dans le logiciel DEFORM

Afin de réaliser une comparaison avec des paramètres trouvés dans la littérature, la Figure 2.1 ($T = 800°C, \dot{\bar{\varepsilon}} = 1, 10^3, 10^5\ s^{-1}$) et la Figure 2.2 ($\dot{\bar{\varepsilon}} = 10^5\ s^{-1}, T = 20, 400, 800°C$) montrent la réponse (courbes isothermes) de l'acier inoxydable AISI 316L donnée par l'équation (2.1) avec les paramètres de cette étude et ceux de quelques auteurs, Tounsi et al. [TOU_02] et Chandrasekaran et al. [CHA_05], cf. Tableau 2.1.

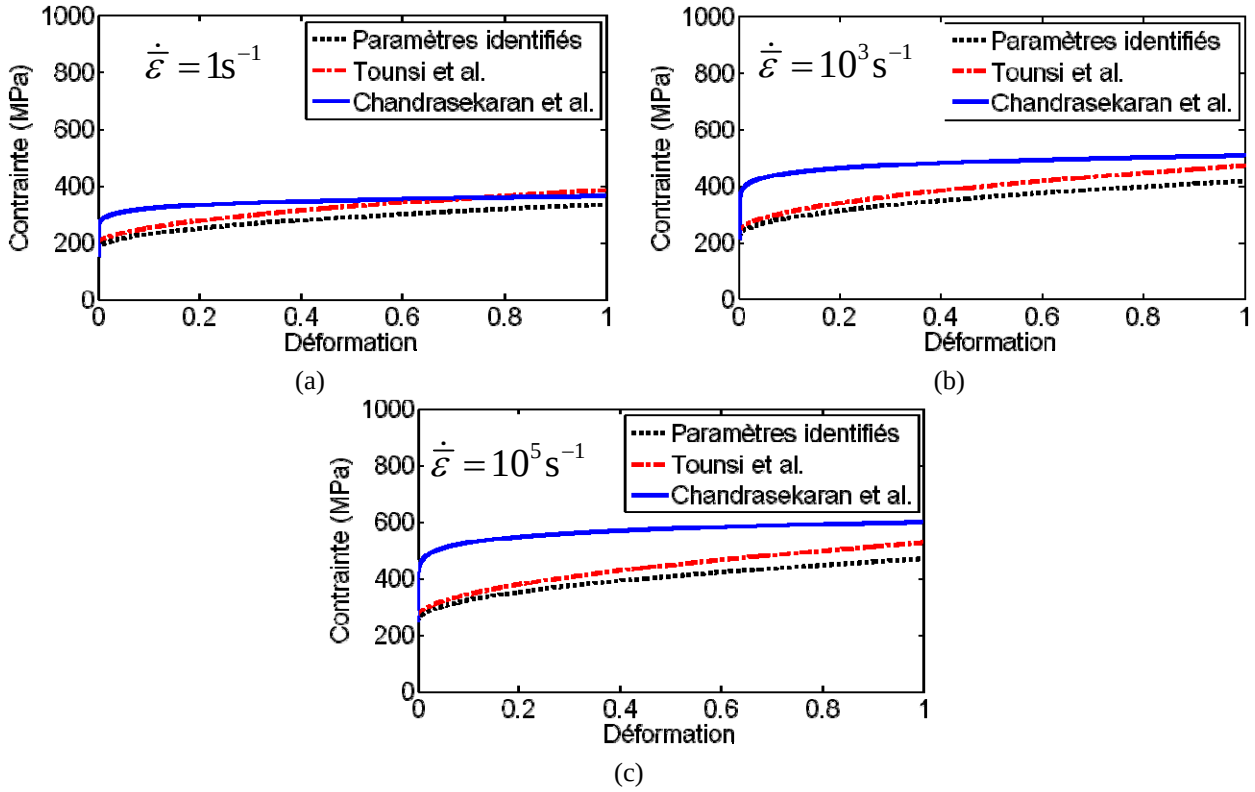


Figure 2.1 : Comportement de l'acier inoxydable AISI 316L à une température $T = 800°C$, pour différentes valeurs de paramètres de la loi de Johnson-Cook et différentes vitesses de déformation : (a) $\dot{\bar{\varepsilon}} = 1s^{-1}$, (b) $\dot{\bar{\varepsilon}} = 10^3\ s^{-1}$ et (c) $\dot{\bar{\varepsilon}} = 10^5\ s^{-1}$

La sensibilité à la vitesse de déformation est illustrée sur la Figure 2.1 pour T = 800 °C où nous observons l'effet durcissant d'une augmentation de la vitesse de déformation. La réponse avec les paramètres calculés (courbe noire en pointillés) est similaire à celle issue des travaux de Tounsi et al. [TOU_02] (courbe rouge) alors qu'il apparaît une sensibilité à la vitesse plus marquée lorsque l'identification proposée par Chandrasekaran [CHA_05] où C = 0.057, voir Tableau 2.1, est considérée.

L'effet de la température est illustré sur la Figure 2.2 pour une vitesse de déformation de $10^5\ s^{-1}$ pouvant correspondre à un niveau rencontré dans la zone de cisaillement primaire. Il est mis en évidence l'effet adoucissant d'une augmentation de la température ainsi qu'une sensibilité très marquée lorsque nous considérons les paramètres identifiés par Tounsi et al. [TOU_02]. D'autre part, concernant l'écrouissage, la Figure 2.1 ainsi que la Figure 2.2 indiquent un taux d'écrouissage relativement similaire en comparant l'identification proposée dans nos travaux à celle de Tounsi et al.

[TOU_02], tandis que les résultats de Chandrasekaran et al. [CHA_05] présentent un comportement plutôt saturant.

Nous noterons de cette étude comparative la grande diversité dans la description du comportement de l'acier inoxydable AISI 316L, et la difficulté de définir de façon unique un jeu de paramètres. Néanmoins, le procédé d'usinage est caractérisé par des conditions extrêmes de changement en termes de vitesse de déformation et de température où la réponse construite à partir des paramètres proposés est relativement proche du modèle de Tounsi et al [TOU_02], voir Figure 2.1.c par exemple où le comportement a été identifié à partir d'études analytique et expérimentale de la coupe orthogonale.

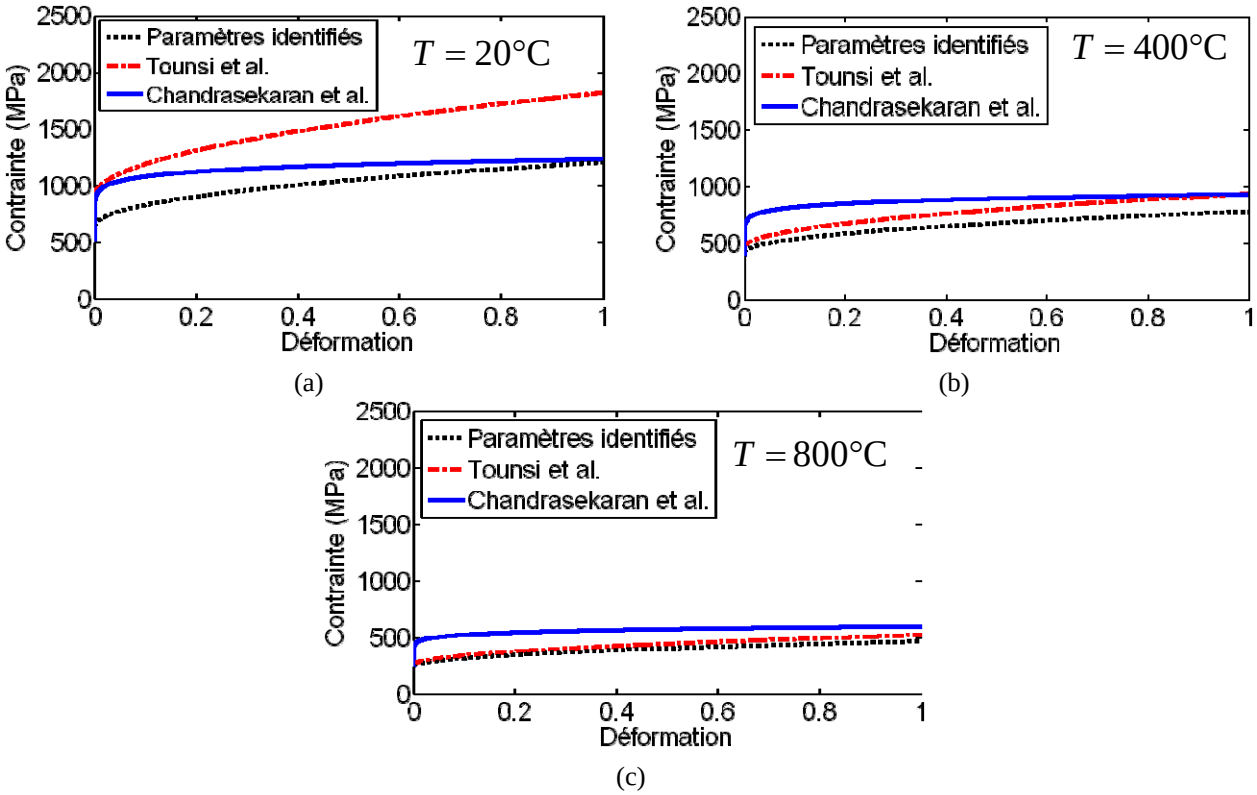


Figure 2.2 : Comportement de l'acier inoxydable AISI 316L à une vitesse de déformation $\dot{\bar{\varepsilon}} = 10^5\ s^{-1}$, pour différentes valeurs de paramètres de la loi de Johnson-Cook et différentes températures : (a) $T = 20°C$, (b) $T = 400°C$ et (c) $T = 800°C$

Dans le but de présenter plus précisément le comportement tel que considéré dans les simulations numériques, la Figure 2.3 présente les effets de la température et de la vitesse de déformation sur la réponse du matériau (courbes isothermes) correspondant au 316L considéré dans nos simulations numériques. Par ailleurs, nous avons pu constater que dans la base de données DEFORM relative à ce matériau, il était introduit un écrouissage linéaire suivi d'un adoucissement mécanique linéaire. La base de données qui lui est liée, décrit ainsi le comportement aux grandes déformations par une augmentation de la contrainte entre $\bar{\varepsilon} = 1$ et $\bar{\varepsilon} = 2$ telle que $\bar{\sigma}(\bar{\varepsilon} = 2) = 1.005\bar{\sigma}(\bar{\varepsilon} = 1)$, puis une chute de contrainte entre $\bar{\varepsilon} = 2$ et $\bar{\varepsilon} = 5$, telle que $\bar{\sigma}(\bar{\varepsilon} = 5) = 0.99\bar{\sigma}(\bar{\varepsilon} = 2)$. Cette altération de la loi de comportement, artificellement introduite par

les développeurs du logiciel, permet ainsi une saturation de la contrainte pour les grandes déformations, évitant alors d'aboutir à des valeurs irréalistes de la limite d'écoulement du matériau considéré. En dehors de cet adoucissement artificiel, aucune loi d'endommagement n'a été utilisée dans le cadre des travaux réalisés ; les copeaux obtenus par les simulations numériques seront alors continus.

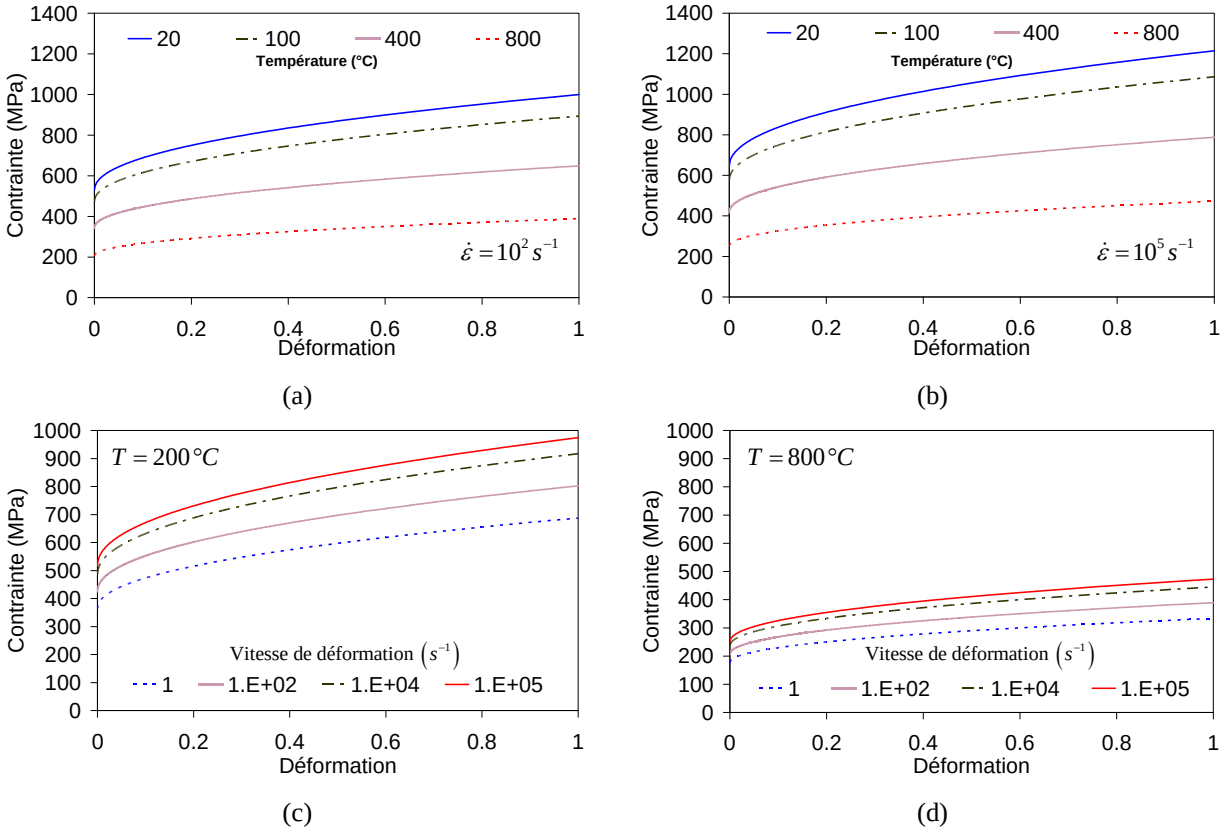


Figure 2.3 : Comportement de l'acier inoxydable AISI 316L pour des déformations inférieures à 1 : effet de la température pour (a) $\dot{\bar{\varepsilon}} = 10^2\ s^{-1}$ et (b) $\dot{\bar{\varepsilon}} = 10^5\ s^{-1}$; effet de la vitesse de déformation pour (c) $T = 200°C$ et (c) $T = 800°C$

Pour résumer, le comportement de l'acier inoxydable AISI 316L considéré dans les simulations numériques réalisées est décrit par l'ensemble des équations suivantes :

$$\bar{\sigma} = \begin{cases} \bar{\sigma}_1\left(0.995+0.005\bar{\varepsilon}\right) & ,1\leq\bar{\varepsilon}\leq 2 \\ \bar{\sigma}_1\left(1.0117-0.00335\bar{\varepsilon}\right) & ,\bar{\varepsilon}\geq 2 \end{cases} \tag{2.3}$$

où $\bar{\sigma}_1 = \bar{\sigma}\left(\bar{\varepsilon} = 1\right)$ et les paramètres de la loi de Johnson-Cook décrivant le comportement de l'acier inoxydable AISI 316L sont résumés dans le Tableau 2.2.

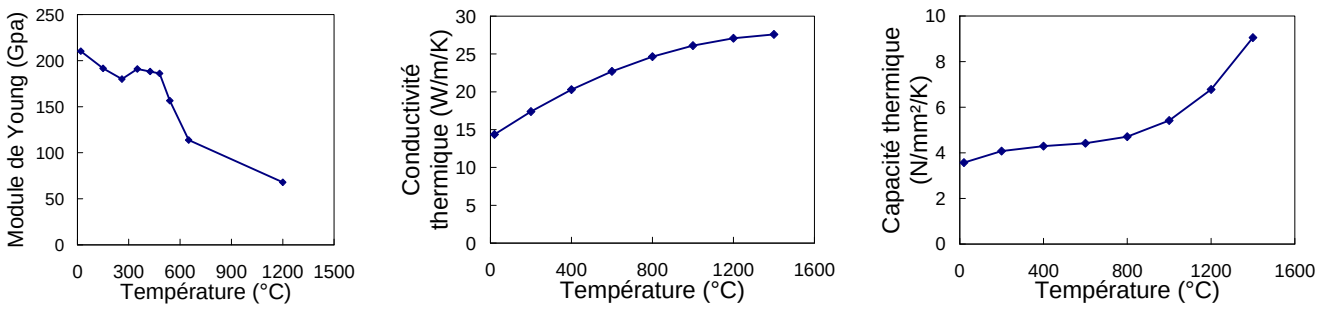
A (MPa)	B (MPa)	C	n	m	T_{ref} (K)	T_{fus} (K)	$\dot{\bar{\varepsilon}}_0$
453	402	0.036	0.471	0.77	293	1700	1
E	ρC_p	k			ν		
Fonction de la température, voir Tableau 2.3 et Figure 2.4					0.3		

Tableau 2.2 : Données utilisées pour les simulations numériques, correspondant à l'acier inoxydable AISI 316L

Le module de Young E, la capacité thermique volumique ρC_p (ρ désignant la densité, C_p la chaleur spécifique) et la conductivité thermique k sont dépendants de la température, voir Tableau 2.3 et Figure 2.4. Le coefficient de Poisson ν vaut 0.3.

Température (°C)	20	150	260	350	425	480	540	650	1200
Module de Young E (GPa)	210.29	191.67	179.95	190.98	188.22	186.15	156.51	113.76	68
Température T (°C)	20	200	400	600	800	1000	1200	1400	
Conductivité thermique k ($Wm^{-1}K^{-1}$)	14.35	17.38	20.28	22.7	24.64	26.1	27.08	27.58	
Capacité thermique volumique ρC_p ($Nmm^{-2}K^{-1}$)	3.57	4.07	4.29	4.42	4.71	5.41	6.77	9.05	

Tableau 2.3 Module de Young, conductivité thermique et Capacité thermique de l'acier inoxydable AISI 316L en fonction de la température ; source : SFTC



(a) (b) (c)

Figure 2.4 : Évolution en fonction de la température : (a) du module de Young E, (b) de la conductivité thermique k et (c) de la capacité thermique volumique ρC_p de l'acier inoxydable AISI 316L, source : SFTC

2.2. Géométries et propriétés de l'outil de coupe

Les simulations numériques ont été menées en considérant un état de déformation plane, cette approche étant habituellement utilisée pour modéliser la coupe orthogonale ou le procédé de tournage, [OUT_06, UMB_07, MAR_10]. La géométrie de l'outil de coupe est illustrée sur la Figure 2.5. Celle-ci correspond à un profil 2D d'une plaquette type possédant un brise copeau, ainsi qu'un chanfrein d'arête. Le premier va favoriser la formation de copeaux courts facilitant leur évacuation de la zone de coupe ; quant au second, il va permettre dans des conditions de coupe réelle de réduire les risques de fracture de la plaquette de coupe. Sur la Figure 2.5, le point 'O' sert à repérer la pointe de l'outil, tandis que la forme losange sert à identifier une zone où l'angle de coupe change de signe.

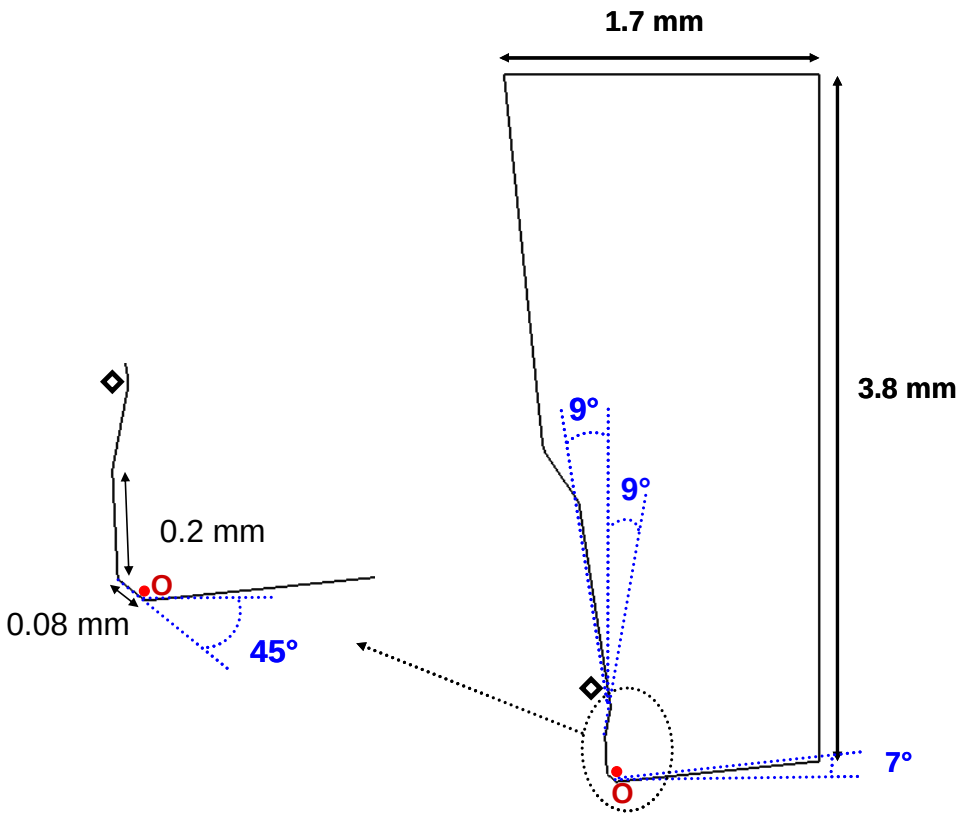


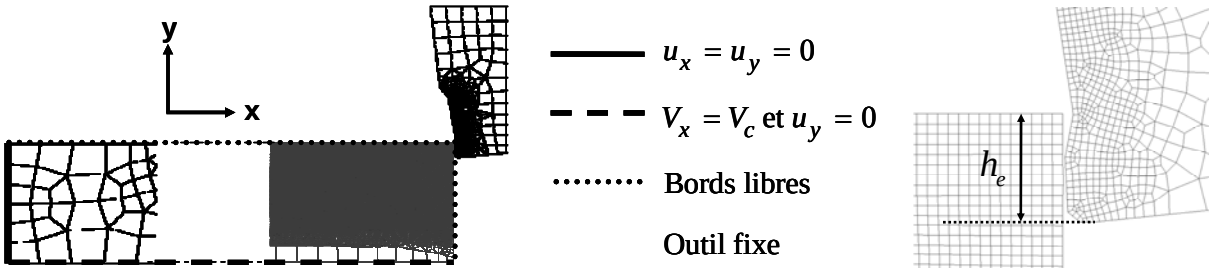
Figure 2.5 : Géométrie de l'outil de coupe ; les angles sont indiqués en valeur absolue

Pour toutes les simulations numériques réalisées, l'outil de coupe est considéré comme rigide, si bien que seuls les calculs thermiques sont pris en compte. Le matériau de l'outil de coupe est le carbure de tungstène (WC-6%Co) avec un liant cobalt Co 6% ; de conductivité thermique fixée à 59 $Wm^{-1}K^{-1}$, tandis que sa capacité thermique volumique (produit de la densité et de la chaleur spécifique) est prise égale à 15 $Nmm^{-2}K^{-1}$.

2.3. Mise en données et conditions aux limites

La configuration retenue pour ces travaux numériques est la coupe orthogonale 2D ; le profil de l'outil est présenté sur la Figure 2.5, et celui de la pièce usinée est un rectangle (15mm x 3mm). Le code de calcul DEFORM 2D ne donne pas la possibilité à l'utilisateur le choix du type d'éléments

pour la modélisation par éléments finis. Les maillages de l'outil et de la pièce sont réalisés avec des éléments quadrilatères. Les nombres d'éléments finis dans la pièce et dans l'outil sont environ 10600 et 1100, respectivement. Le maillage raffiné (avec une taille d'élément d'environ 20 µm) dans la zone de contact outil-copeau est illustré sur la Figure 2.6. Au début de la simulation, l'outil est positionné en contact avec la pièce, la surface de cette dernière faisant une distance notée h_e (épaisseur de copeau non déformé) avec la parallèle à celle-ci passant par l'intersection entre le rayon d'arête et la face de dépouille.



(a) (b)

Figure 2.6 : Maillages de la pièce usinée et de l'outil de coupe : (a) Conditions aux limites cinématiques, (b) Épaisseur de copeau non déformé

Un remaillage automatique de la pièce est effectué sur la base d'un critère géométrique lorsque la distance de pénétration des nœuds du maillage de l'outil dans la pièce dépasse environ 30 µm. L'outil est rigide et maintenu fixe, tandis que la vitesse de coupe est appliquée sur les nœuds inférieurs de la pièce usinée, cf. Figure 2.6.a.

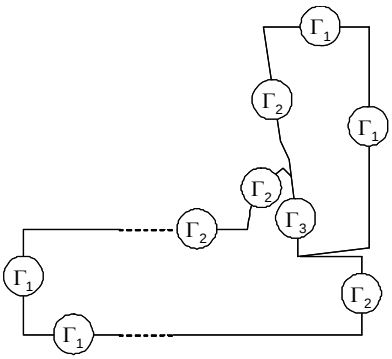


Figure 2.7 : Zones d'application des conditions aux limites liées aux échanges thermiques

Les conditions aux limites liées aux échanges thermiques sont illustrées sur la Figure 2.7 où nous pouvons distinguer trois types d'échanges sur différentes régions du problème :

- Zone Γ_1 : la température y est maintenue fixe et égale à la température ambiante T_{amb} = 20°C, tant au niveau de l'outil de coupe que de la matière usinée,
- Zone Γ_2 : échanges de chaleur avec l'environnement. Le coefficient de convection utilisé est égal à 0.02 $kWm^{-2}K^{-1}$,

- Zone Γ_3 : il s'agit de la zone de contact entre l'outil de coupe et la matière usinée. La quantité de chaleur échangée dans cette zone est le résultat du frottement outil-copeau et de la différence de température entre les deux éléments en contact.

2.4. Analyse du transfert thermique à l'interface outil-copeau

L'échauffement de l'outil de coupe a deux principales sources de chaleur que sont la déformation plastique de la pièce usinée et l'intense frottement à l'interface outil-copeau, zone Γ_3, Figure 2.6.b. La chaleur générée se propage dans l'outil où la conductivité thermique peut varier en fonction de l'outil (avec ou sans revêtement).

Afin de discuter de la propagation de chaleur, nous nous focalisons sur le problème thermique associé à l'outil de coupe pendant le procédé d'usinage. L'outil de coupe est considéré rigide et fixe. Le champ de température $T(\underline{x},t)$, $\underline{x}$ indiquant le vecteur position et t le temps, dans l'outil est obtenu à partir de l'équation d'équilibre thermique :

$$\rho c_p \frac{\partial T}{\partial t} = -\mathrm{div}\underline{q}, \tag{2.4}$$

où ρ et c_p représentent la masse volumique du matériau de l'outil et la chaleur spécifique, respectivement. Le flux thermique surfacique pénétrant dans l'outil est donné par la loi de Fourier :

$$\underline{q} = -k\underline{\mathrm{grad}}T, \tag{2.5}$$

où $\underline{\mathrm{grad}}T$ est le vecteur gradient de température et k la conductivité thermique du milieu. La combinaison des équations (2.4) et (2.5) conduit à :

$$\rho c_p \frac{\partial T}{\partial t} = \mathrm{div}\left(k\underline{\mathrm{grad}}T\right), \tag{2.6}$$

L'équation (2.6) traduit l'équilibre entre la variation d'énergie stockée à l'intérieur du système (terme de gauche) et l'énergie reçue par le système (terme de droite).

Les conditions aux limites associées à l'équation (2.6) sont les suivantes :

(i) $$T = T_{amb} \text{ sur } \Gamma_1$$

(ii) $$k_S \underline{\mathrm{grad}}T.\underline{n} = \Phi_2 \text{ sur } \Gamma_2, \text{ avec } \Phi_2 = h_c\left(T_i - T\right) + \varepsilon\sigma\left(T_i^4 - T^4\right) \tag{2.7}$$

(iii) $$k_S \underline{\mathrm{grad}}T.\underline{n} = \Phi_3 \text{ sur } \Gamma_3, \text{ avec } \Phi_3 = \eta q_f + q_k$$

La condition initiale associée est :

$$T\left(\underline{x},0\right) = T_i = T_{amb} \tag{2.8}$$

Pour des raisons de clarté, dans l'équation (2.7), la conductivité thermique est notée k_S, en référence à la surface de l'outil de coupe. Pour le cas simulé avec un outil de coupe non revêtu, $k_S = 59 Wm^{-1}K^{-1}$, tandis qu'avec un outil revêtu, k_S sera la conductivité thermique de la couche de revêtement en contact avec le matériau usiné.

Dans l'équation (2.7.ii), Φ_2 est la somme de deux contributions : une densité de flux de chaleur par convection $h_c\left(T_i - T\right)$ (où h_c est le coefficient de convection, T_i est la température ambiante) et une densité de flux de chaleur par radiation $\varepsilon_m \sigma\left(T_i^4 - T^4\right)$, où σ est la constante de Stefan-Boltzmann ($\sigma = 5.67.10^{-8} Wm^{-2}K^{-4}$) et ε_m est l'émissivité du matériau de l'outil prise égale à 0 dans nos simulations numériques.

L'équation (2.7.iii) présente l'interaction entre l'outil de coupe et le copeau. La condition aux limites décrite par la densité de flux de chaleur Φ_3 (Figure 2.8) apparaît comme la somme de deux contributions qui peuvent mener à l'échauffement de l'outil de coupe : ηq_f qui est la densité de flux de chaleur due au frottement entre l'outil et le copeau (η calibre la part de cette quantité de chaleur pénétrant dans l'outil), et q_k qui prend en compte la conduction de chaleur entre l'outil et le copeau résultant de la différence de température entre les surfaces en contact.

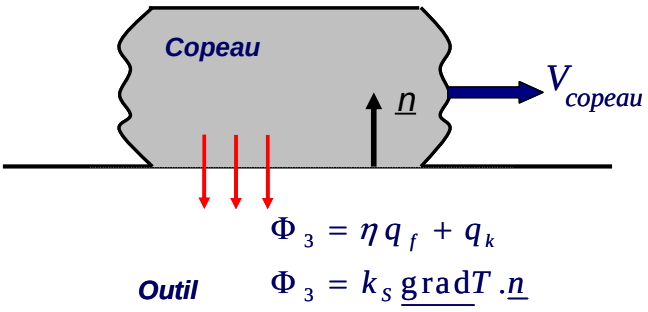


Figure 2.8 : Densité de flux de chaleur pénétrant dans l'outil pendant le procédé de coupe

Les deux flux de chaleur q_k et q_f sont donnés par :

$$\begin{aligned} &\text{(i)} \quad q_k = h(T_c - T) \\ &\text{(ii)} \quad q_f = \tau V_g \end{aligned} \tag{2.9}$$

où h est le coefficient de transfert thermique (inverse de la résistance thermique de contact) et T_c désigne la température à la surface du copeau, τ est la contrainte de cisaillement, et V_g la vitesse de glissement.

Plusieurs facteurs peuvent influencer la chaleur générée à l'interface outil-copeau et sa propagation dans la pièce usinée et dans l'outil. Dans les travaux présentés, le frottement outil-copeau est gouverné par une loi de Coulomb avec limitation. La contrainte tangentielle τ est alors donnée par :

$$\begin{aligned} \tau &= -\frac{2}{\pi}\mu p \tan^{-1}\left(\frac{|V_g|}{\delta}\right)\frac{V_g}{|V_g|} \, si \, \mu p < \tau_{\max} \\ \tau &= \tau_{\max} = \frac{\bar{\sigma}_0}{\sqrt{3}}, \text{sinon} \end{aligned} \tag{2.10}$$

où p est la pression, μ le coefficient de frottement et δ un paramètre de régularisation pris égal à $0.001V_g$. Cette loi (2.10) est représentée schématiquement en Figure 2.9 pour un matériau parfaitement plastique où $\bar{\sigma} = \sigma_0$.

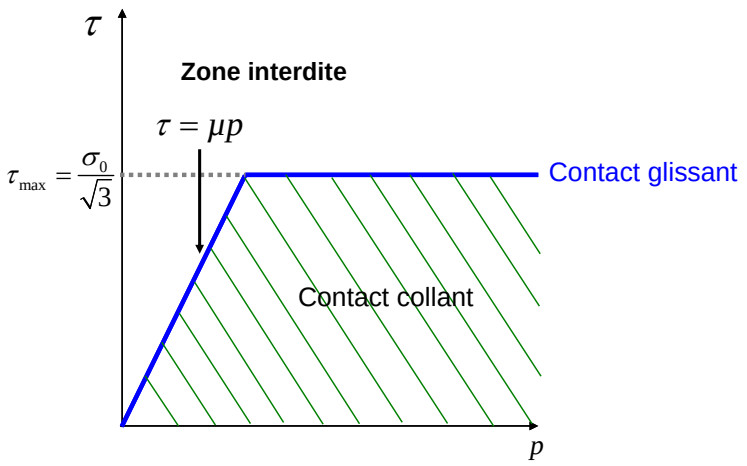


Figure 2.9 : Illustration de la loi de Coulomb avec limitation

La chaleur générée par frottement dépend fortement de la vitesse de coupe et du coefficient de frottement, mais également du comportement du matériau usiné. Ce dernier influence notamment la température du copeau par la manière avec laquelle la chaleur issue de la déformation plastique est dissipée.

3. Étude paramétrique thermique

L'étude paramétrique proposée a pour objet de mettre en évidence l'influence du coefficient de transfert thermique et porte essentiellement sur les températures des surfaces de l'outil et du copeau

ainsi que sur la pression de contact. Les autres paramètres matériau restent inchangés et sont donnés par le Tableau 2.2 ainsi que par le Tableau 2.3.

Les principales conditions de coupe considérées dans cette étude numérique sont résumées dans le Tableau 2.4.

Vitesse de coupe V_c (m/min)	100
Épaisseur de copeau non déformé h_e (mm)	0.4
Coefficient de frottement μ	0.4

Tableau 2.4 : Principales conditions de coupe utilisées pour l'étude des paramètres thermiques choisis

La longueur de coupe a été fixée à 10 mm, ce qui nous donne avec une vitesse de coupe de 100 m/min un temps de coupe simulée de 6 ms. Le choix de ces conditions (Tableau 2.4) se base sur les recommandations de fabricants d'outils de coupe mais également sur celles disponibles dans la littérature. Il est couramment admis que les aciers inoxydables possèdent des coefficients de frottement élevés, [MAR_10]. Précisons qu'une étude préalable a été menée sur l'effet d'une variation de l'émissivité du matériau usiné, et qu'aucune influence notable n'a été observée. Ce paramètre est fixé à 0 pour toute notre étude.

3.1. Étude de l'effet du coefficient de transfert thermique

Le coefficient de transfert thermique h (inversement proportionnel à la résistance thermique de contact) intervient dans l'expression de la densité de flux de chaleur q_k, donnée par l'équation (2.9.i) et résultant de la différence de température entre l'outil et le copeau à l'interface de contact. Pour cette étude, la conductivité thermique k est constante et égale à 22.5 $Wm^{-1}K^{-1}$, correspondant à une valeur moyenne déduite de l'évolution de k en fonction de la température T, cf. Tableau 2.3. Différents calculs ont été réalisés avec les valeurs de h indiquées dans le Tableau 2.5.

h ($kWm^{-2}K^{-1}$)	50	250	500	1000	2000

Tableau 2.5 : Valeurs du coefficient de transfert thermique utilisées pour l'étude paramétrique

Les résultats présentés portent sur la température et la pression à l'interface outil-copeau. Un regard est également porté sur l'évolution de la température maximale dans l'outil de coupe en fonction de la température.

Température aux surfaces de l'outil et du copeau

Nous nous intéressons aux écarts de température entre les surfaces de l'outil et du copeau au niveau de leur contact à la fin de la simulation numérique (t_c=6ms). La Figure 2.10 présente les profils de température aux surfaces de l'outil T_O et du copeau T_C. Ces profils sont tracés pour les différentes valeurs de coefficient de transfert thermique indiquées dans le Tableau 2.5.

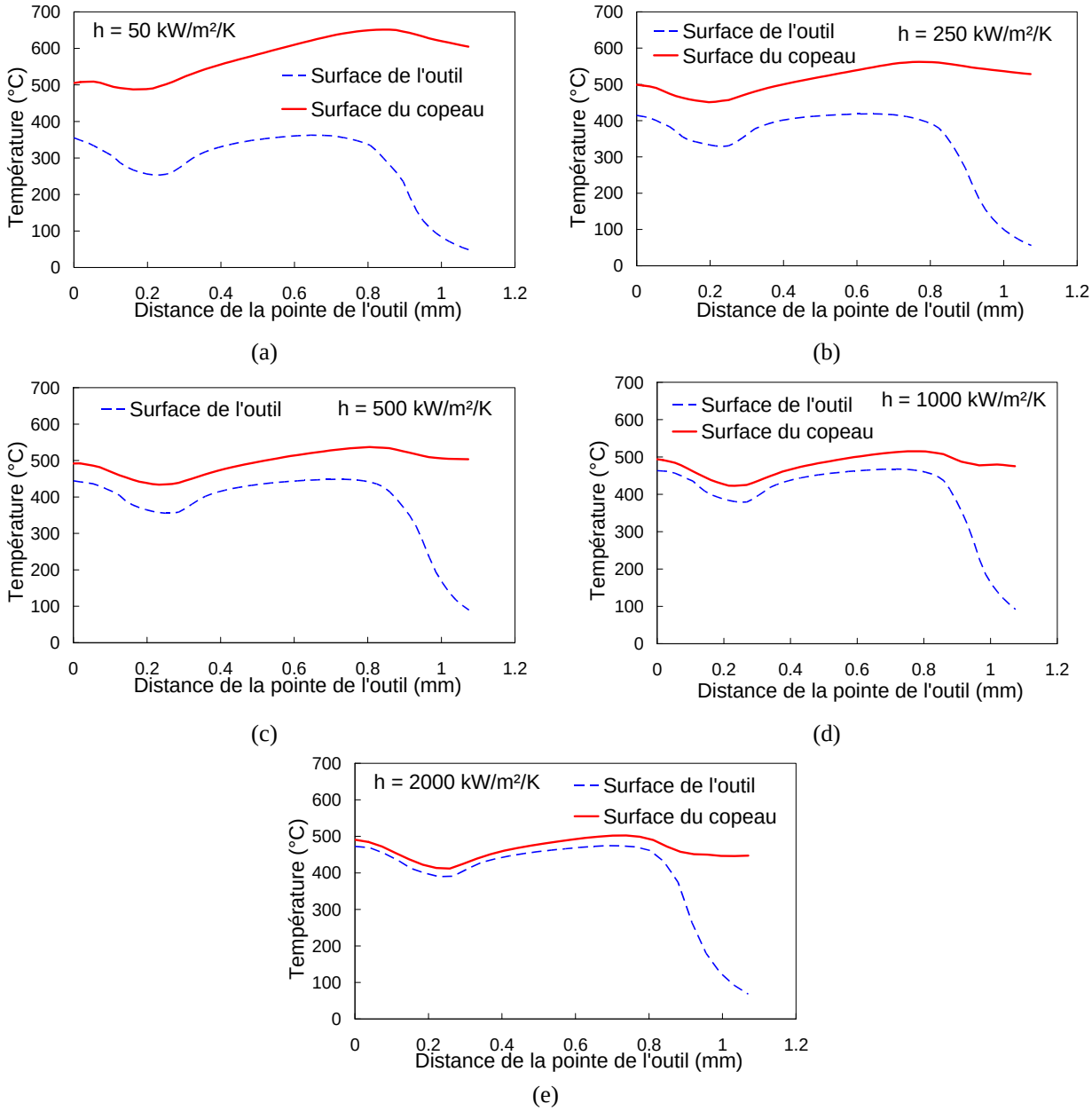


Figure 2.10 : Profils de température aux surfaces de l'outil et du copeau pour différentes valeurs de coefficients de transfert thermique : (a) h = 50 kWm^{-2}K^{-1}, (b) h = 250 kWm^{-2}K^{-1}, (c) h = 500 kWm^{-2}K^{-1}, (d) h = 1000 kWm^{-2}K^{-1}, (e) h = 2000 kWm^{-2}K^{-1}, (V_c = 100 m/min, h_e = 0.4 mm, μ = 0.4)

Lorsque h augmente, la température à la surface du copeau diminue tandis que celle à la surface de l'outil augmente. La différence de température entre le copeau et l'outil, notée $\Delta T_{CO} = T_c - T_o$, est étroitement liée au coefficient de transfert thermique h. Nous observons sur la Figure 2.10 que lorsque h croît, ΔT_{CO} diminue. En effet, avec h = 50 kWm^{-2}K^{-1}, $\Delta T_{CO} \sim 250\,°C$ et pour h = 1000 kWm^{-2}K^{-1}, $\Delta T_{CO} \sim 50\,°C$. Concernant le cas simulé avec la valeur h = 2000 kWm^{-2}K^{-1}, nous avons $\Delta T_{CO} \sim 20\,°C$. Augmenter la valeur du coefficient de transfert thermique h correspond à une diminution de la résistance thermique de contact et donc à une réduction de l'écart de température au contact outil-copeau. Cette tendance peut s'expliquer par l'équation (2.9.i) qui peut se

mettre sous la forme $q_k/h = \left(T_c - T_o\right) = \Delta T_{co}$; pour un flux de chaleur donné, une augmentation de h implique nécessairement une diminution de ΔT_{CO}. Lorsque h devient très grand de sorte que q_k/h tende vers 0, les températures à la surface de l'outil et du copeau sont quasi identiques.

Évolution temporelle de la température

Nous nous intéressons à l'évolution de la température maximale dans l'outil de coupe localisée dans une zone proche du rayon d'arête (au voisinage du point O, Figure 2.5), en fonction du temps pour les différentes valeurs du coefficient de transfert thermique indiquées dans le Tableau 2.5.

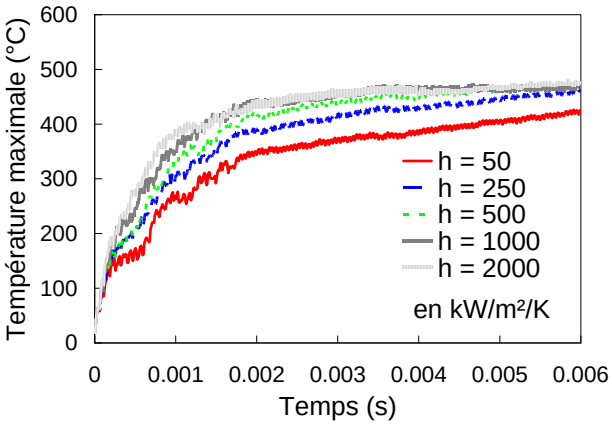


Figure 2.11 : Température maximale observée à la pointe de l'outil de coupe en fonction du temps pour différentes valeurs de coefficient de transfert thermique h, (V_c = 100 m/min, h_e = 0.4 mm, μ = 0.4)

Tout d'abord, il est observé sur la Figure 2.11 qu'une augmentation de h conduit à une augmentation de la température de l'outil, voir aussi Figure 2.10. Lorsque le coefficient de transfert thermique augmente, l'évolution de la température maximale dans l'outil de coupe tend plus rapidement vers un régime stationnaire thermique. En effet, une estimation du taux d'élévation de température entre 2 et 6 ms, voir Tableau 2.6 et Figure 2.11, montre une importante décroissance quasiment linéaire de $\Delta T/\Delta t$ lorsque h varie de 50 à 1000 kWm^{-2}K^{-1}, puis une augmentation moins importante de $\Delta T/\Delta t$ lorsque h tend vers 2000 kWm^{-2}K^{-1}. Une augmentation de h permet de se rapprocher d'un cas stationnaire plus rapidement. Dans la mesure où le temps de coupe simulée est court (t_c = 6 ms pour les études présentées ici), il apparaît préférable d'opter pour une valeur de h très élevée comme le montrent les résultats de notre étude. Certaines études issues de la littérature [YEN_04, UMB_07_b] préconisent également une valeur élevée du coefficient de transfert thermique. Les résultats montrés ici confirment le lien entre la valeur de h et le caractère stationnaire du problème thermique simulé.

h (kWm^{-2}K^{-1})	50	250	500	1000	2000
$\Delta T/\Delta t$ (Ks^{-1})	20323	18277	14927	6126	8061

Tableau 2.6 : Taux d'évolution de la température maximale dans l'outil pour différentes valeurs du coefficient de transfert thermique utilisées pour l'étude paramétrique

En simulation numérique de la coupe, il est difficile d'atteindre un régiment permanent en température ; le coefficient de transfert thermique est un paramètre qui va être utilisé pour influencer la nature du régime. Umbrello et al. [UMB_07_b] ont considéré un coefficient de transfert thermique élevé (h = 1000 kWm^{-2}K^{-1}), ce qui leur a permis d'obtenir des résultats satisfaisants lors de la comparaison de résultats numériques et expérimentaux. Leurs travaux ont porté sur la simulation numérique de la coupe de l'acier AISI 1045 avec un outil en carbure et ont mentionné le fait qu'il est difficile de simuler les procédés de coupe dans des temps raisonnables. Ainsi, le choix d'un coefficient de transfert thermique élevé va permettre en des temps de coupe simulée courts de se rapprocher le plus possible de conditions réelles.

Pression

La Figure 2.12 présente les évolutions de la pression en fonction de l'abscisse curviligne χ, en partant de la pointe de l'outil ($\chi = 0\,\text{mm}$ au point O voir Figure 2.5). Notons que les courbes suivent globalement la même évolution. Cependant, nous relevons des oscillations pour tous les cas à $\chi \approx 0.3\,\text{mm}$, sauf pour h = 1000 kWm^{-2}K^{-1}. Cette différence est due au maillage de l'outil de coupe qui a du être très légèrement modifié afin que le calcul qui s'arrêtait fréquemment se déroule normalement jusqu'à la fin.

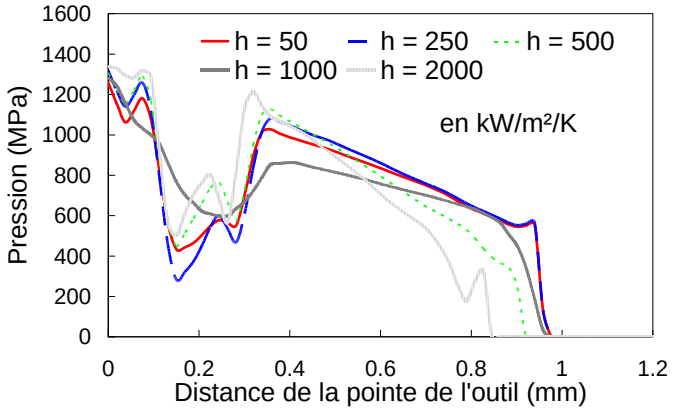


Figure 2.12 : Profils de pression de contact outil-copeau pour différentes valeurs du coefficient de transfert thermique h, (V_c = 100 m/min, h_e = 0.4 mm, μ = 0.4)

Dans la région où $0.05\,\text{mm} < \chi < 0.35\,\text{mm}$, nous avons une chute suivie d'une augmentation rapide de pression liée au profil de l'outil de coupe. Cette région correspond en effet à la zone mise en évidence par un losange à la Figure 2.5, où l'angle de coupe change de signe. En traçant l'évolution de l'angle de coupe le long de l'outil (Figure 2.13), nous constatons en effet que la chute de pression au voisinage de $\chi = 0.05\,\text{mm}$ (respectivement l'augmentation de la pression au voisinage de $\chi = 0.3\,\text{mm}$) correspond à une variation de l'angle de coupe passant de -45° à 0° (respectivement de 0° à 9°). Cette influence de l'angle de coupe a déjà été mise en évidence par Shih [SHI_95].

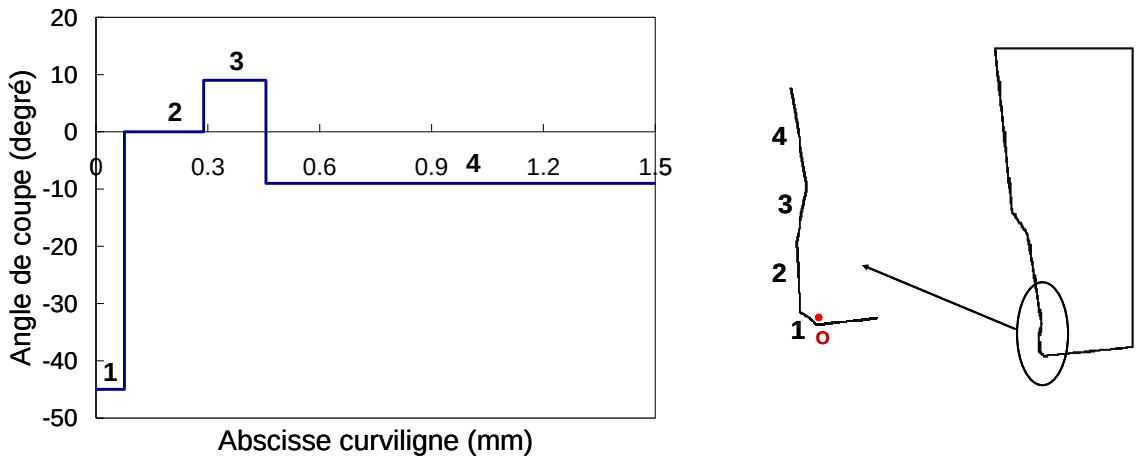


Figure 2.13 : Évolution de l'angle de coupe en fonction de l'abscisse curviligne χ le long du contact outil-copeau

Notons que dans le cas d'un outil droit, la pression de contact décroît (sans chute brutale observée autour de $\chi = 0.2\,\text{mm}$) de la pointe de l'outil jusqu'à la fin du contact outil-copeau, [ZOR_63, MOU_98].

Nous constatons à la Figure 2.12 qu'à la sortie du « creux » (cf. losange à la Figure 2.5), la pression est moins élevée avec h = 1000 kWm^{-2}K^{-1}, avec une décroissance de celle-ci pour tous les cas jusqu'à la rupture du contact outil-copeau au voisinage de $\chi = 0.95\,\text{mm}$.

3.2. Étude de l'effet de la conductivité thermique

L'objectif de cette partie est d'étudier l'influence de la prise en compte de la dépendance à la température de la conductivité thermique sur la simulation numérique de la coupe. Pour cette étude, différentes valeurs de k sont choisies. Celles-ci sont indiquées dans le Tableau 2.7.

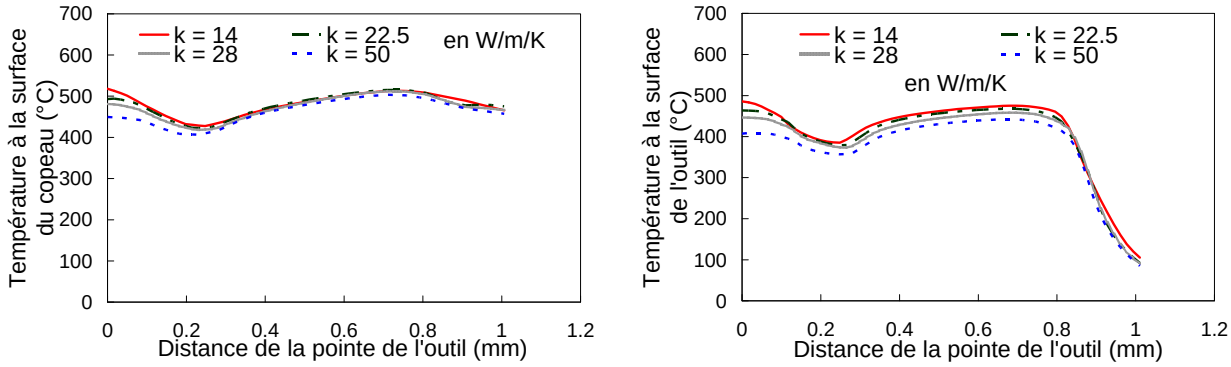
Conductivité thermique k (Wm^{-1}K^{-1})	14	22.5	28	50

Tableau 2.7 : Valeurs de la conductivité thermique de l'acier inoxydable AISI 316L choisies pour l'étude paramétrique

Ces valeurs de k présentées dans le Tableau 2.7 ont été sélectionnées à partir de celles proposées par DEFORM (fonction de la température, cf. Tableau 2.3). Parmi celles-ci, il y a les extrema (environ 14 et 28 Wm^{-1}K^{-1}), une valeur moyenne (22.5 Wm^{-1}K^{-1}), puis une valeur plus élevée 50 Wm^{-1}K^{-1} qui correspond en réalité à la conductivité thermique d'un acier doux possédant une teneur en carbone plus faible que celle d'un acier inoxydable. Le coefficient de transfert thermique choisi pour cette étude paramétrique est h = 1000 kWm^{-2}K^{-1} et l'émissivité du matériau usiné est prise nulle.

Température aux surfaces de l'outil et du copeau

Les températures aux surfaces de l'outil de coupe et du copeau sont présentées à la Figure 2.14.



(a) (b)

Figure 2.14 : Profils de température aux surfaces : du copeau (a) et de l'outil de coupe (b) à leur interface de contact pour différentes valeurs de conductivité thermique de l'acier inoxydable AISI 316L, (V_c = 100 m/min, h_e = 0.4 mm, μ = 0.4)

Les différences de température à la surface du copeau pour les différentes valeurs de conductivité thermique sont minimes, Figure 2.12.a. Excepté dans la zone du rayon d'arête, les courbes sont pratiquement identiques. Cependant, en portant un regard sur l'évolution de la température à la surface de l'outil de coupe à la Figure 2.12.b, les différences sont plus marquées. En effet, nous observons qu'une augmentation de la conductivité thermique de l'acier inoxydable AISI 316L conduit à une diminution de la température à la surface de l'outil, Figure 2.14.b. L'écart de température entre le cas où k = 50 $Wm^{-1}K^{-1}$ et k = 14 $Wm^{-1}K^{-}1$ est d'environ 50°C entre $\chi = 0\,\text{mm}$ et $\chi = 0.3\,\text{mm}$. Une conductivité thermique plus élevée va favoriser un meilleur transport de la chaleur produite à l'interface outil-copeau vers l'intérieur du copeau, si bien que la quantité de chaleur allant vers l'outil se trouve réduite.

Pression

Nous nous intéressons à l'évolution de la pression de contact outil-copeau pour les différentes valeurs de conductivité thermique indiquées dans le Tableau 2.7. Les résultats sont illustrés sur la Figure 2.15. Il apparaît que les évolutions sont peu, voire pas dépendantes de la valeur de k pour $k \geq 22.5\,\text{W}\,\text{m}^{-1}\text{K}^{-1}$. Le résultat obtenu pour la faible valeur de k (courbe rouge sur la Figure 2.15) peut être lié au remaillage automatique de la pièce usinée.

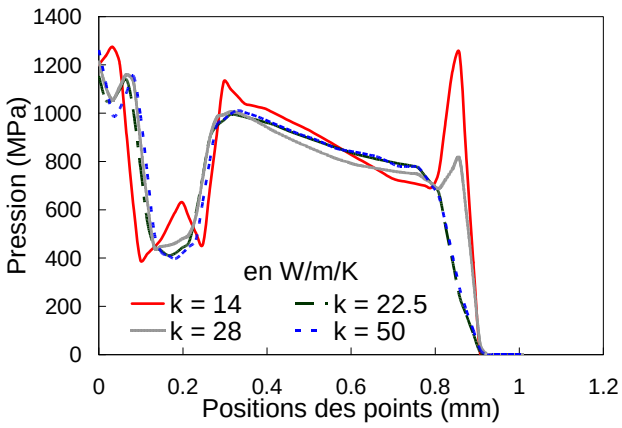


Figure 2.15 : Profils de pression de contact outil-copeau pour différentes valeurs de conductivité thermique k, (V_c = 100 m/min, h_e = 0.4 mm, μ = 0.4)

L'effet du remaillage automatique de la pièce usinée peut expliquer les variations observées dans la zone de séparation outil-copeau, ainsi qu'au voisinage de $\chi = 0.2\,\text{mm}$. Précisons qu'une analyse du remaillage automatique de la pièce usinée a montré une très faible variation du nombre de nœuds ainsi que du volume de la pièce usinée. De manière globale, La plage choisie de variation de la conductivité thermique de l'acier inoxydable AISI 316L n'a pas d'incidence importante sur la pression de contact outil-copeau.

3.3. Bilan de l'étude paramétrique

Le Tableau 2.8 résume l'effet des paramètres thermiques étudiés à l'interface outil-copeau.

	Température à la surface de l'outil	Température à la surface du copeau	Pression	Remarques
Coefficient de transfert thermique h	Augmentation	Baisse	Légère baisse	Effet des maillages visible dans la zone du « creux » (cf. marquage circulaire Figure 2.5) et dans la zone de séparation outil-copeau
Conductivité thermique du matériau usiné k	Légère baisse	Influence négligeable	Influence négligeable	

Tableau 2.8 : Résumé de l'étude paramétrique de quelques paramètres thermiques sur la température et la pression à l'interface outil-copeau

Cette étude paramétrique a mis en évidence l'importance d'un paramètre thermique clé de la simulation numérique de la coupe, à savoir le coefficient de transfert thermique. Celui-ci a un impact manifeste sur les échanges thermiques entre l'outil de coupe et la matière usinée. Nous avons pu mettre en évidence le fait qu'une valeur élevée de h permet d'augmenter les échanges thermiques à l'interface outil-copeau. Ainsi, nous tendons plus facilement vers un régime stationnaire d'un point de vue thermique. Ce constat avait déjà été mis en évidence par quelques travaux [YEN_04, UMB_07_b].

Le choix d'une valeur de coefficient de transfert thermique pour les simulations dont les résultats sont présentés dans les paragraphes suivants s'est porté sur h = 1000 $\text{kWm}^{-2}\text{K}^{-1}$. En effet, $\Delta T/\Delta t$ diminue de manière importante et tend à se stabiliser à partir de h = 1000 $\text{kWm}^{-2}\text{K}^{-1}$. De plus, pour cette valeur aucune oscillation n'a été observée autour de $\chi = 0.3\,\text{mm}$

Nous avons conservé cette valeur pour toutes les simulations numériques présentées par la suite. Les études paramétriques menées ont permis une meilleure compréhension de l'effet de la conductivité thermique et du coefficient de transfert thermique et ainsi servi de préambule à l'étude numérique de l'effet des revêtements d'outils de coupe.

4. Étude de quelques configurations de revêtement d'outil de coupe

Pour améliorer la durée de vie des outils de coupe, des revêtements durs synthétisés par diverses techniques de dépôt telles que PVD (Physical Vapor Deposition) et CVD (Chemical Vapor Deposition) sont utilisés. Dans ce travail, des analyses théoriques et numériques ont été réalisées pour étudier l'impact de différentes couches de revêtement sur l'usinage à sec de l'acier inoxydable AISI 316L.

4.1. Configuration des revêtements utilisés

Quatre cas ont été considérés dans le cadre de cette étude numérique, dans le but d'évaluer l'influence des revêtements sur la température à la surface et à l'intérieur de l'outil, ainsi que sur la pression de contact. Le matériau de la pièce usinée est l'acier inoxydable AISI 316L. L'outil de coupe est en carbure de tungstène (WC-6%Co) et trois natures de revêtement appartenant à deux grandes familles ont été utilisées afin de former les différentes configurations :

- Nitrure de titane TiN et carbo nitrure de titane TiCN pour la famille des revêtements à base de titane. Ces deux natures de revêtement sont utilisées pour leur bonne résistance à l'usure en cratère, le second ayant une meilleure résistance à l'usure en dépouille [TRE_00],
- Oxyde d'aluminium Al_2O_3 pour la famille des revêtements à base d'aluminium ; cette couche a des effets bénéfiques sur le transfert thermique dans l'outil en ralentissant sa progression à l'intérieur de celui-ci.

A partir de ces revêtements, trois configurations d'outil revêtu ont été considérées, auxquelles s'ajoute le cas d'un outil non revêtu. Les différentes configurations d'outils de coupe utilisées pour cette étude numérique sont les suivantes :

- Un outil en carbure de tungstène (WC-6%Co) non revêtu,
- Un outil revêtu d'une couche de TiN (WC-TiN),
- Un outil revêtu de deux couches d'Al_2O_3 et TiN (WC-Al_2O_3-TiN),
- Un outil revêtu de trois couches de TiCN, Al_2O_3 et TiN (WC-TiCN-Al_2O_3-TiN).

Précisons que le cas avec un outil de coupe (WC-Al_2O_3-TiN) est un cas hypothétique. En effet, il apparaît que pour des raisons d'incompatibilité entre le carbure et l'oxyde d'aluminium, le dépôt d'une couche d'Al_2O_3 sur une plaquette en carbure est impossible, [OLI_96]. Néanmoins, dans le cadre de l'étude présentée ici, cette configuration a été retenue afin de mettre en évidence l'influence du TiCN en comparant le cas (WC-Al_2O_3-TiN) au cas (WC-TiCN-Al_2O_3-TiN).

Les géométries de la pièce usinée et de l'outil de coupe sont les mêmes que celles présentées à la Figure 2.6. Les configurations des trois cas avec un outil revêtu sont illustrées à la Figure 2.16.

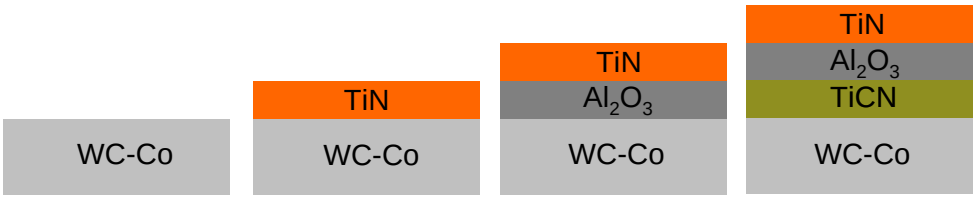


Figure 2.16 : Configurations des types d'outils de coupe en carbure de tungstène (WC-6%Co) avec et sans revêtement utilisés pour l'étude numérique de l'effet des revêtements lors de la coupe de l'acier inoxydable AISI 316L

Dans l'analyse proposée, l'épaisseur de chaque couche de revêtement est prise égale à 5 µm. Les maillages et les conditions aux limites sont similaires à ceux illustrés à la Figure 2.6. Au voisinage de la zone de coupe, la taille des éléments finis est d'environ 20 µm dans l'outil et environ la moitié dans la pièce. Un remaillage automatique de la pièce usinée est effectué lorsque la distance de pénétration des nœuds du maillage de l'outil de coupe dans celui de la pièce usinée franchit une limite d'environ 30 µm. Pour les trois cas avec revêtement présentés à la Figure 2.16, la couche de TiN est en contact avec le matériau usiné.

La vitesse de coupe et l'épaisseur de copeau non déformé sont 100 m/min et 0.4 mm, respectivement, correspondant aux conditions de coupe considérées dans la partie précédente, voir Tableau 2.4. Le matériau usiné est l'acier inoxydable AISI 316L dont la description est détaillée en section 2.1. Pour l'étude menée ici, la conductivité est supposée dépendante de la température et est donnée par le Tableau 2.3. Les paramètres de la loi de Johnson-Cook décrivant le comportement de l'acier inoxydable AISI 316L et les paramètres matériaux sont donnés dans le Tableau 2.2 ainsi que le Tableau 2.3. L'outil est supposé rigide. La conductivité thermique et la capacité thermique volumique des différents revêtements et du WC sont résumés dans le Tableau 2.9.

	WC	TiN	TiCN	Al_2O_3
k ($Wm^{-1}K^{-1}$)	59	25	30	7.5
ρC_p ($Nmm^{-2}K^{-1}$)	15	12	15	3.42

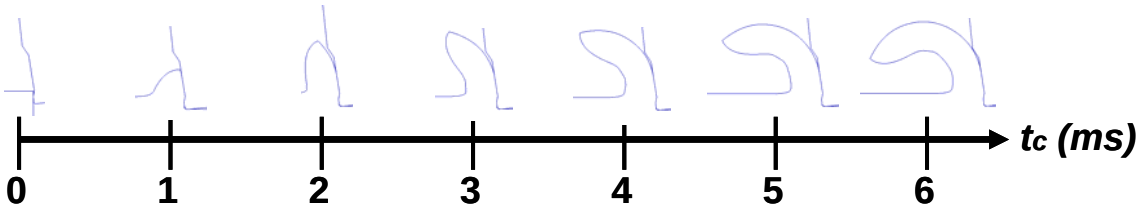
Tableau 2.9 : Conductivité et capacité thermique volumique du carbure de tungstène (WC-6%Co) et des revêtements utilisés

Nous pouvons noter à partir de ces valeurs (Tableau 2.9) que les matériaux des revêtements sont caractérisés par de faibles valeurs de conductivités thermiques en comparaison à celle du WC.

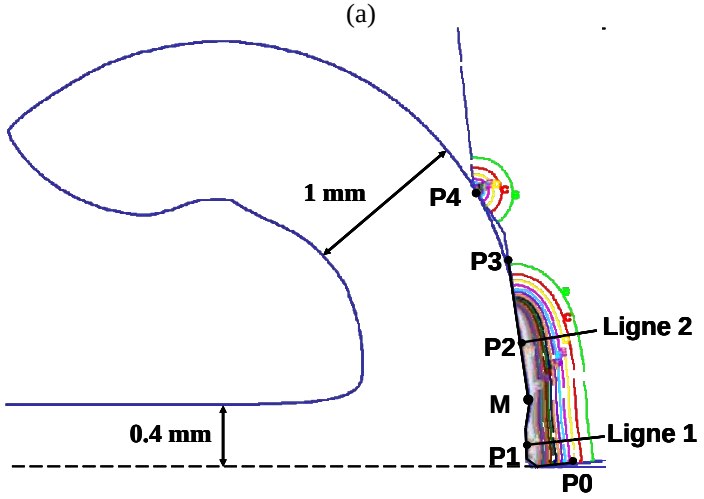
Le coefficient de frottement est fixé à μ = 0.4, quelque soit la configuration d'outil considérée. Ce paramètre, lié à la quantité de chaleur générée à l'interface outil-copeau, peut dépendre de nombreux paramètres (pression, vitesse, matériaux, température). Ces aspects sont présentés dans le chapitre 1 portant sur l'étude bibliographique, dans la section 2.2 portant sur la modélisation et la simulation numérique de la coupe. Toutefois dans notre approche, le coefficient de frottement est vu comme un paramètre de coupe. Dans ce cas, et dans le but d'analyser l'influence des revêtements sous un chargement thermomécanique de même nature et du même ordre de grandeur, voir équations (2.6) et (2.9), une valeur constante μ = 0.4 a été adoptée pour toutes les configurations. Rappelons que le coefficient de transfert thermique est h = 1000 $kWm^{-2}K^{-1}$ compte tenu de l'étude paramétrique réalisée sur ce coefficient (voir section 3.1).

4.2. Morphologie du copeau obtenu

La formation du copeau est présentée sur la Figure 2.17.a pour différents stades avec un intervalle de temps de 1 ms. Pour les quatre cas simulés, la morphologie des copeaux est identique avec une épaisseur d'environ 1 mm. La Figure 2.17.b illustre la forme du copeau observée pour un temps de coupe simulé t_c = 6 ms, ce qui correspond à la fin des calculs.



(a)



(b)

Figure 2.17 : Morphologies de copeau : (a) en fonction du temps de coupe t_c, (b) après un temps de coupe simulé t_c = 6 ms et une vitesse de coupe V_c = 100 m/min ; description des zones d'analyse d'efforts et de température

La formation du copeau peut être liée à trois principaux stades. Au cours du premier (0 ms < t_c < 1 ms), nous assistons au début de formation du copeau avec la séparation de la matière au niveau du rayon d'arête de l'outil. Le deuxième stade (1 ms < t_c < 3 ms) correspond au déplacement du matériau usiné le long de l'outil de coupe. Quant au dernier stade (3 ms < t_c < 6 ms), il débute par la fin du contact entre l'outil et le copeau et se poursuit avec la formation de la courbure du copeau. Ces trois stades ont été rapportés par Rosa et al. [ROS_07]. Nous remarquons en examinant la formation du copeau, Figure 2.17.a parallèlement à l'évolution des températures (Figure 2.19) que la courbure du copeau n'implique pas nécessairement que le régime permanent soit atteint. Ce lien entre la morphologie du copeau et la nature du régime a été mis en évidence par certains travaux issus de la littérature [ROS_07, MAR_10].

Précisons qu'aucune loi d'endommagement n'a été introduite dans la modélisation, et le copeau obtenu est continu. Sur la Figure 2.17, les lignes de couleur représentent les isothermes à l'intérieur de l'outil à t_c = 6 ms. Deux chemins (ligne 1 et ligne 2) sont alors définis de manière à ce qu'ils soient perpendiculaires aux isothermes et ainsi colinéaires au vecteur flux de chaleur allant dans

le cœur de l'outil de coupe. Les lignes 1 et 2 partent respectivement des points P1 et P2 situés sur la surface de l'outil comme indiqué en Figure 2.17.

La Figure 2.17 permet également d'observer la progression du contact outil-copeau. Nous constatons que le contact débute à la pointe de l'outil (près du point P0, situé sur la face de dépouille), et est interrompu au voisinage du point P3. Il est également montré en Figure 2.17 que le copeau est en contact avec l'outil sur une courte longueur près du point P4. Cette 'discontinuité' du contact est observée pour tous les cas lorsque le copeau atteint le brise copeau (à un temps égal à environ 2 ms). Dans notre étude, le contact 'principal' (d'une longueur d'environ 1 mm) entre l'outil et le copeau est considéré, où le frottement peut mener à une élévation significative de température. La zone d'intérêt s'étend ainsi du point P0 (situé sur la face de dépouille de l'insert) au point P3 (situé sur la face de coupe de l'outil), Figure 2.17. Ce chemin est défini pour illustrer les distributions de température et de pression au niveau du contact entre l'outil et le copeau. Il est choisi plus long que la longueur de contact moyenne pour avoir les mêmes points de départ et d'arrivée pour toutes les courbes. Les historiques de température sont dessinés pour deux points intermédiaires P1 et P2, et la corrélation entre la géométrie de l'outil, la température et la pression est mise en évidence dans les paragraphes qui suivent.

4.3. Température à la surface de l'outil de coupe

La Figure 2.18 montre les distributions de température à la surface de l'outil entre les points P0 et P3, pour le cas avec un outil non revêtu, et les trois autres cas avec un outil revêtu.

La zone de contact débute à environ $\chi = 0.25\,\text{mm}$ de P0 et se termine au voisinage de $\chi = 1.25\,\text{mm}$. Notons M le point ($\chi = 0.6\,\text{mm}$) où se situe les minima de température à la Figure 2.18. T_{0L}, T_{1L}, T_{2L} et T_{3L} désignent les températures en ces points respectivement pour les cas sans revêtement, avec une, deux et trois couches.

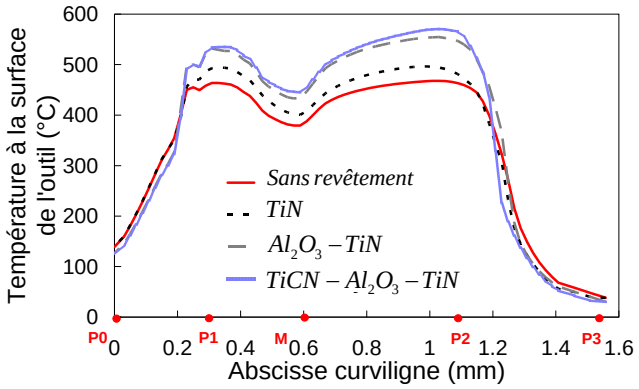


Figure 2.18 : Profils de température à la surface de l'outil de coupe pour les quatre cas de configuration d'outil en fin de calcul (t_c = 6 ms), (V_c = 100 m/min, h_e = 0.4 mm, μ = 0.4)

Le Tableau 2.10 présente la température aux points de la surface de l'outil de coupe présentés en Figure 2.17. Dans le Tableau 2.10, χ désigne l'abscisse curviligne le long de la surface de l'outil où $\chi(\mathrm{P0}) = 0\,\mathrm{mm}$.

		Sans revêtement	Une couche TiN	Deux couches Al_2O_3 et TiN	Trois couches TiCN, Al_2O_3 et TiN
	$\chi(\mathrm{mm})$	T_{OC} (°C)	T_{1C} (°C)	T_{2C} (°C)	T_{3C} (°C)
P0	0	139	139	126	124
P1	0.3	455	494	531	535
M	0.6	379	400	433	445
P2	1.1	467	496	554	570
P3	1.55	38	38	30	30

Tableau 2.10 : Températures obtenues en fin de calcul (t_c = 6 ms) aux points de la surface de l'outil présentés à la Figure 2.17 pour les quatre configurations d'outil étudiées ; χ désigne l'abscisse curviligne de ces points

Nous observons à la Figure 2.18 que le profil général de température n'est pas affecté par les revêtements. En effet, quelque soit la configuration, les évolutions sont les mêmes. Considérons à la Figure 2.18 le cas de l'outil non revêtu entre P1 ($\chi = 0.3\,\mathrm{mm}$, T_{0L} = 455 °C) et P2 ($\chi = 1.1\,\mathrm{mm}$, T_{0L} = 467 °C). La température dans un premier temps décroit lentement, puis une baisse plus importante est observée au point M ($\chi = 0.6\,\mathrm{mm}$, T_{0L} = 379 °C) suivi par une augmentation jusqu'au point P2. Cette tendance particulière, observée pour tous les cas considérés, peut être reliée à la géométrie de l'outil de coupe. En effet la variation de l'angle de coupe dans le voisinage du point M entraine une baisse de pression et ainsi de température, voir également la Figure 2.13 pour l'évolution de l'angle de coupe le long de l'outil. En comparant les distributions de température des cas trois couches (TiCN-Al_2O_3-TiN, courbe bleue continue) et deux couches (Al_2O_3-TiN, courbe discontinue, traits longs) de la Figure 2.18, il apparaît que l'ajout d'une couche de TiCN n'a aucun effet significatif sur la température à la surface de l'outil, voir également le Tableau 2.10.

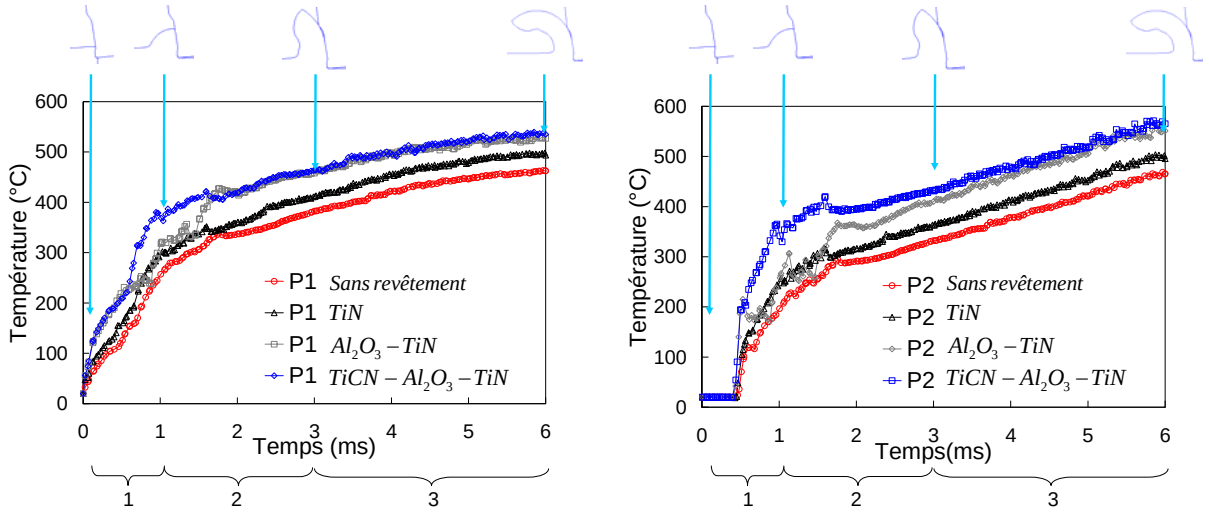
Dans un but de comparaison, les résultats obtenus par la simulation numérique sont confrontés à des résultats trouvés dans la littérature et portant sur l'usinage. Ces résultats sont présentés au Tableau 2.11. Précisons que la comparaison qui est proposée reste limitée en raison de la différence entre les conditions de coupe considérées dans la littérature et celles adoptées ici. Cependant, il est montré que les températures numériques obtenues et présentées dans cette étude sont du même ordre de grandeur que celles obtenues expérimentalement. Par exemple, Maranhão et al. [MAR_10] ont étudié la coupe orthogonale de l'acier inoxydable AISI 316L avec un outil en carbure de tungstène (WC-6%Co) revêtu (TiCN-Al_2O_3-TiN), avec une vitesse de coupe de 100 m/min, une avance de 0.1 mm/tr et une profondeur de passe de 1 mm. Les auteurs ont observé que la température maximum dans la zone de coupe (au voisinage de l'arête de l'outil de coupe) est d'environ 550 °C. Cette valeur peut être comparée aux températures maximales issues des résultats de notre étude pour laquelle nous avons obtenu 570 °C.

Auteurs	Descriptions	Conditions de coupe	Température maximum dans la zone de coupe (°C)
Maranhão et al. [MAR_10]	Chariotage expérimental, outil carbure revêtu d'une triple couche ($TiCN$-Al_2O_3-TiN)	V_c = 100 m/min f = 0.1 mm/tr a_p = 1 mm	550
Outeiro et al. [OUT_06]	Coupe orthogonale expérimentale, outil carbure non revêtu	V_c = 100 m/min f = 0.2 mm/tr a_p = 6 mm	1000
M'Saoubi et al. [MSA_99]	Coupe orthogonale expérimentale, outil carbure non revêtu	V_c = 150 m/min f = 0.1 mm/tr a_p = 4 mm	900
	Coupe orthogonale expérimentale, outil carbure revêtu d'une triple couche (TiC-$TiCN$-TiN)		780
Travaux numériques présentés (coupe orthogonale 2D)	Carbure de tungstène (WC-6%Co) non revêtu	V_c = 100 m/min h_e = 0.4 mm	468
	Carbure de tungstène (WC-6%Co) revêtu d'une mono couche (TiN)		497
	Carbure de tungstène (WC-6%Co) revêtu d'une bi couche (Al_2O_3-TiN)		555
	Carbure de tungstène (WC-6%Co) revêtu d'une triple couche ($TiCN$-Al_2O_3-TiN)		570

Tableau 2.11 : Température maximale dans la zone de coupe lors de l'usinage de l'acier inoxydable AISI 316L sous différentes conditions de coupe et avec des outils de coupe possédant différentes configurations

Nous nous intéressons à présent à l'évolution temporelle de la température en deux points situés sur la surface de l'outil de coupe, en contact avec le copeau. Les résultats sont illustrés sur la Figure 2.19 pour le point P1 (a) et pour le point P2 (b) dont les positions sont précisées en Figure 2.17.

Les basses températures sont obtenues pour le cas avec un outil non revêtu et les plus hautes températures pour le cas avec un outil possédant trois couches de revêtement, Figure 2.19. Cette tendance peut être vue comme une conséquence de la haute conductivité thermique du matériau de l'outil de coupe (le carbure de tungstène WC-6%Co). Les équations (2.6) et (2.9) relatives au problème thermique à l'interface outil-copeau nous permettent de déduire que la source de chaleur pénétrant dans l'outil et issue de l'interaction outil-copeau est évacuée plus facilement avec un outil non revêtu.



(a) (b)

Figure 2.19 : Évolution temporelle de la température aux points P1 et P2 situés sur la surface de l'outil de coupe, à son interface de contact avec le copeau ; trois stades d'évolution de la morphologie du copeau, (V_c = 100 m/min, h_e = 0.4 mm, μ = 0.4)

Pour tous les cas, la température à t_c = 0s est égale à 20°C, correspondant à la condition initiale thermique $T = T_i$ = 20 °C (voir Figure 2.7). Pour le point P2, $T = T_i$ jusqu'à t_c = 0.5 ms avant un certain temps en raison du contact outil-copeau qui n'est initié dans cette zone qu'après un certain temps d'usinage.

Notons également qu'après un certain temps, l'évolution de la température n'est quasiment plus affectée par la nature des revêtements. En ce sens les vitesses d'évolution de la température moyenne pour les points P1 et P2 ne dépendent plus de la configuration d'outil à partir de t_c = 2 ms. Afin d'illustrer ce propos, les vitesses d'élévation de température $\Delta T/\Delta t$ déduites de la Figure 2.19 sont résumées dans le Tableau 2.12 pour les quatre cas, et pour les points P1 et P2, (entre t_c = 4 ms et t_c = 6 ms).

	$\Delta T/\Delta t$ (°C/ms)			
	Sans revêtement	Une couche TiN	Deux couches Al_2O_3-TiN	Trois couches TiCN-Al_2O_3-TiN
P1	20	19	16	20
P2	44	41	45	45

Tableau 2.12 : Vitesse d'évolution de la température aux points P1 et P2 (Figure 2.17) pour les quatre configurations d'outils de coupe étudiées entre t = 4 ms et t = 6 ms

Le Tableau 2.12 indique deux choses. Premièrement, nous notons que $\left(\Delta T/\Delta t\right)_{P2} > \left(\Delta T/\Delta t\right)_{P1}$ en raison de la localisation des points P1 et P2 qui se situent sur la surface de l'outil, au niveau du rayon d'arête de l'outil et de la zone de frottement outil-copeau, respectivement. Les échanges thermiques étant plus importants sur la face de coupe en raison du frottement outil-copeau, l'évolution de la température y sera plus importante. Nous observons également que $\Delta T/\Delta t$ ne dépend pas des revêtements car les évolutions sont similaires.

4.4. Température dans l'outil de coupe

La température à l'intérieur de l'outil est illustrée en Figure 2.20 le long des lignes 1 (partant du point P1, voir Figure 2.17) et 2 (partant du point P2, voir Figure 2.17) à t_c = 6 ms.

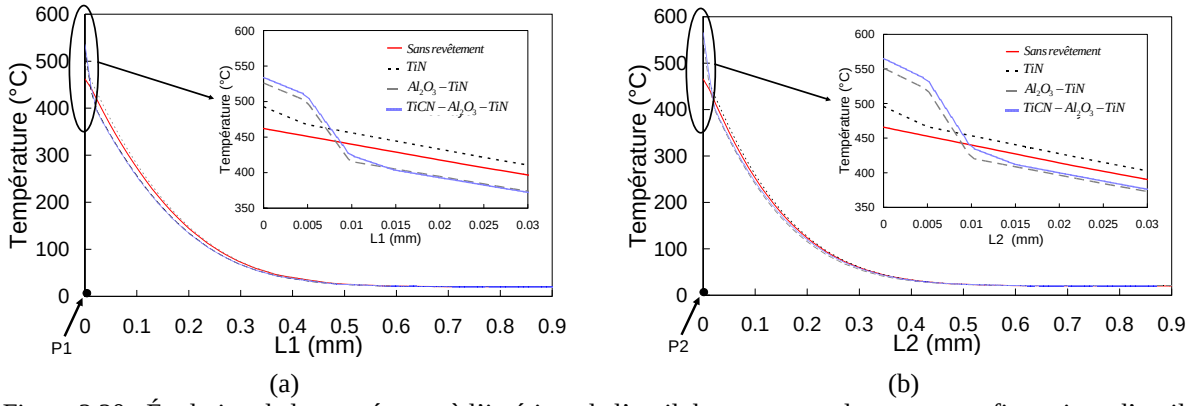


Figure 2.20 : Évolution de la température à l'intérieur de l'outil de coupe pour les quatre configurations d'outil étudiées, le long des lignes 1 et 2 définies en Figure 2.17, (V_c = 100 m/min, h_e = 0.4 mm, μ = 0.4)

Rappelons que ces lignes sont orthogonales aux isothermes (cf. Figure 2.17). Sur la Figure 2.20, Notons L_1 et L_2 les distances aux points P1 et P2 le long des lignes 1 et 2. L_1 = 0 mm et L_2 = 0 mm correspondent aux points P1 et P2, respectivement. Au-delà d'une certaine distance de la surface de l'outil (~ 0.3 mm), aucune différence majeure n'est constatée entre tous les cas. La température de 20°C imposée en face opposée du contact est atteinte à partir de $L_1 = L_2$ = 0.5 mm. A la Figure 2.20, pour 0.01 < L_1 < 0.03 µm et 0.01 < L_2 < 0.03 µm et excepté pour la configuration à une couche (TiN), la température à l'intérieur de l'outil pour les cas avec revêtement est inférieure à celle du cas sans revêtement. Cette observation souligne bien l'effet bénéfique de la présence de la couche Al_2O_3 qui ralentit la quantité de chaleur allant dans l'outil, le préservant ainsi d'une usure rapide. Afin d'étudier l'influence des couches de revêtement sur le profil de température dans l'outil, nous proposons d'analyser plus précisément en Figure 2.21 la distribution de température le long de la ligne 1 (voir Figure 2.17) pour le cas de l'outil revêtu (TiCN-Al_2O_3-TiN).

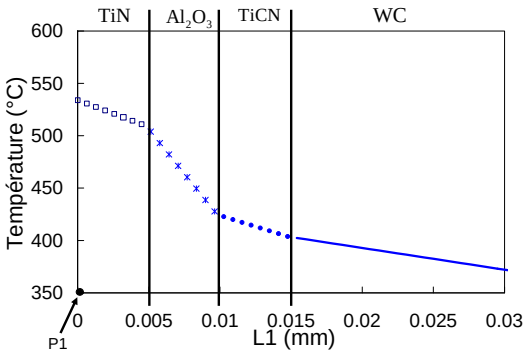


Figure 2.21 : Évolution de la température à l'intérieur de l'outil de coupe pour la configuration d'outil revêtu avec trois couches (TiCN-Al_2O_3-TiN), le long de la ligne 1 définie à la Figure 2.17, (V_c = 100 m/min, h_e = 0.4 mm, μ = 0.4)

L'évolution de la température apparaît comme une succession de segments de droite dont la pente change au passage d'un revêtement à l'autre. Partant du point P1, la première pente correspond à

la couche de TiN ($0 < L_1 < 5$ µm), la deuxième à la couche Al_2O_3 ($5 < L_1 < 10$ µm), la troisième à la couche TiCN ($10 < L_1 < 15$ µm) et la dernière correspond au matériau de l'outil WC ($L_1 > 5$ µm). En considérant l'équation (2.6) traduisant l'équilibre thermique dans l'outil le long d'une ligne orthogonale aux courbes isothermes, et au voisinage de la surface de l'outil et à l'intérieur de celui-ci, nous allons effectuer une analyse de la progression de la température dans l'outil. L'expression $k\underline{\text{grad}}T = Ax + B$ peut être déduite de l'équation (2.6) en considérant un problème 1D et en émettant l'hypothèse d'une évolution linéaire de la température en fonction du temps, avec A et B deux constantes. Au voisinage de la surface de l'outil ($L_1 \sim 0$ mm), l'expression ci-dessus devient $k\underline{\text{grad}}T \approx B$, B correspondant au flux pénétrant dans l'outil. En se basant sur les hypothèses considérées dans la présente étude (coefficient de frottement local constant), il peut être supposé que B ne varie que très peu d'une configuration avec revêtement à celle sans revêtement ; Ainsi, $\underline{\text{grad}}T \approx B/k$. En considérant les conductivités thermiques ($k_{wc} = 59 Wm^{-1}K^{-1}$ pour le cas sans revêtement et $k_{TiN} = 25 Wm^{-1}K^{-1}$ pour les cas avec revêtement), les égalités suivantes peuvent être déduites : $\left(\underline{\text{grad}}T\right)_{TiN} / \left(\underline{\text{grad}}T\right)_{WC} = k_{WC} / k_{TiN} = 2.36$. La Figure 2.20 permet de déduire les valeurs moyennes $\left(\underline{\text{grad}}T\right)_{TiN} / \left(\underline{\text{grad}}T\right)_{WC} = 2.63$ et $\left(\underline{\text{grad}}T\right)_{TiN} / \left(\underline{\text{grad}}T\right)_{WC} = 2.45$ pour les lignes 1 et 2, respectivement, en accord avec les résultats obtenus ci-dessus à partir des valeurs des conductivités thermiques. Cette analyse peut être utilisée pour la compréhension des gradients au voisinage de la surface de l'outil où le revêtement ralentit la progression de la température à l'intérieur de l'outil.

4.5. Efforts de coupe, pression et nature du contact outil-copeau

Efforts de coupe

La Figure 2.22 présente les efforts de coupe et d'avance pour les cas avec (ligne discontinue) et sans (ligne continue) revêtement.

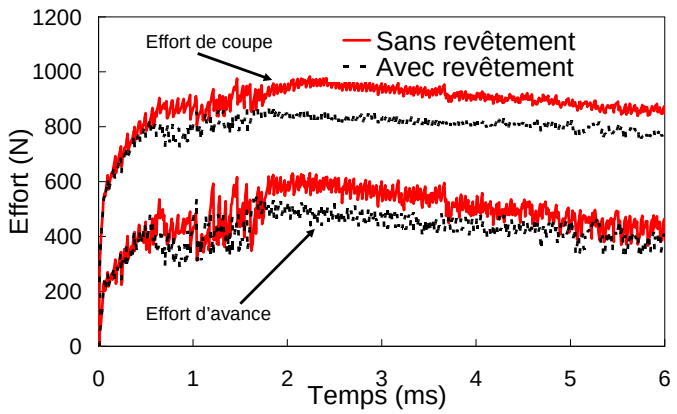


Figure 2.22 : Évolution temporelle des efforts de coupe et d'avance pour les outils avec et sans revêtement, (V_c = 100 m/min, h_e = 0.4 mm, μ = 0.4)

En dépit de quelques fluctuations au début du processus de coupe (t < 2 ms), les résultats obtenus avec les outils revêtus sont très proches peu importe la configuration de revêtement considérée. Seule une courbe représentant la réponse d'un outil revêtu apparaît sur la Figure 2.22 pour une meilleure lisibilité, ces différents cas donnant des courbes similaires.

Les efforts atteignent un maximum à environ t_c = 2 ms, puis une légère baisse est observée. La diminution des efforts est liée à l'adoucissement thermique du matériau usiné. Ensuite, notons que les efforts de coupe et d'avance sont plus élevés pour un outil non revêtu. En observant l'évolution de la température le long de la surface de l'outil (Figure 2.18), nous constatons que la température est plus faible pour le cas d'un outil non revêtu. De ce fait, l'adoucissement thermique dans le matériau usiné, sera plus limité, induisant des efforts de coupe plus importants.

Pression

La Figure 2.23 présente la distribution de pression entre les points P0 et P3 à t_c = 6 ms. La pression suit la même évolution pour toutes les configurations d'outil, et atteint un maximum (environ 1.3 GPa) à δ = 0.25 mm au voisinage du point P1. Nous observons une importante chute de la pression autour du point M (δ = 0.6 mm) qui est liée à la géométrie de l'outil de coupe (Figure 2.5).

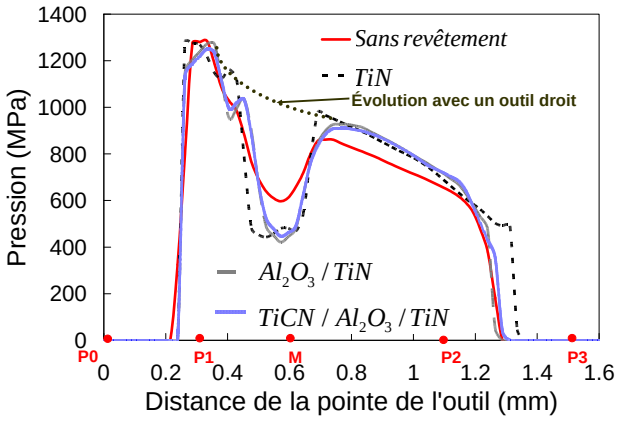


Figure 2.23 : Distribution de la pression pour les quatre configurations d'outil étudiées, (V_c = 100 m/min, h_e = 0.4 mm, μ = 0.4)

Nature du contact outil-copeau

Afin d'estimer la nature du contact outil-copeau et compte tenu du modèle de frottement adopté, Coulomb avec limitation décrit par l'équation (2.10), pour les quatre configurations d'outil de coupe, les données suivantes ont été représentées le long du contact outil-copeau en partant de la pointe de l'outil de coupe : $p;\mu p;\tau;\min(\mu p;\tau)$. Ces représentations graphiques sont données en Figure 2.24.

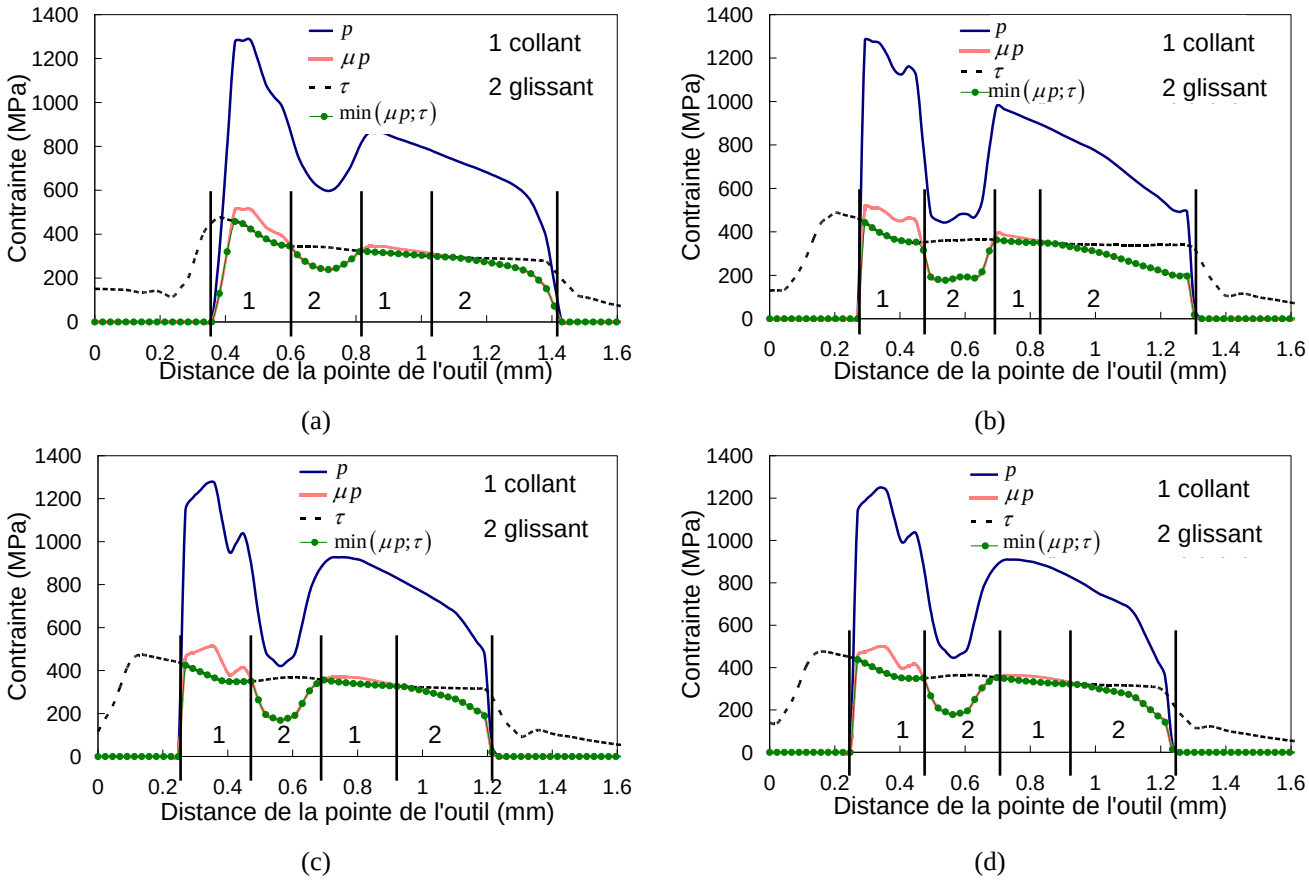


Figure 2.24 : Contraintes à l'interface outil-copeau pour les quatre configurations d'outil de coupe étudiées : (a) WC, (b) WC-TiN, (c) WC-Al_2O_3-TiN, (d) WC-TiCN-Al_2O_3-TiN, (V_c = 100 m/min, h_e = 0.4 mm, μ = 0.4)

Nous considérons que le contact outil-copeau est collant lorsque $\min(\mu p;\tau) \neq \mu p$ et glissant quand $\min(\mu p;\tau) = \mu p$, cf. équation (2.10). Partant de cette hypothèse issue du modèle de frottement de Coulomb avec limitation, nous observons pour chaque cas une alternance de la nature du contact outil-copeau. Dans la zone du rayon d'arête de l'outil de coupe, le contact est collant et cette zone correspond à la zone de séparation de la matière usinée au sein de laquelle il y a de fortes pressions. Ensuite vient la zone du point M où une variation de l'angle de coupe (cf. Figure 2.17) est constatée. A la sortie de cette zone, le contact devient légèrement collant pour finir glissant jusqu'à la rupture du contact outil-copeau. Les effets de la géométrie de l'outil de coupe en usinage sont présentés dans la section 4.1 du premier chapitre, [MSA_04, YEN_04_b]. Quant à la nature du contact en usinage, elle a été étudiée par Cheriguène [CHER_09_T]. Celui-ci a montré qu'une zone collante était observée dans une zone partant du rayon d'arête jusque sur la face de coupe ; cette zone étant suivie d'une autre au sein de laquelle le contact est glissant. Cependant, quelques différences sont observées dans le cadre des travaux de thèse réalisés en raison de la géométrie de l'outil de coupe (Figure 2.5) qui présente une variation de l'angle de coupe, cf. Figure 2.13.

5. Conclusion

Dans ce chapitre, nous avons mené une étude numérique d'une opération d'usinage à sec en considérant un outil à géométrie complexe face à un acier inoxydable. Le matériau usiné est le 316L

pour lequel les paramètres de la loi de comportement de Johnson-Cook modifiée (tenant compte d'un adoucissement mécanique aux grandes déformations) ont été déterminés sur la base de courbes rhéologiques issues de DEFORM, puis comparés à des travaux issus de la littérature. Une analyse préliminaire de l'influence de la conductivité thermique et du paramètre d'échange thermique à l'interface *h* a révélé la faible influence de la prise en compte de la dépendance à la température du premier (sur une gamme de valeurs correspondant aux aciers inoxydables). Cette analyse a permis de mettre en évidence le rôle majeur joué par le second. L'étude a en outre permis d'adopter une valeur élevée pour *h*, considérant en quelque sorte un contact parfait justifié par les hautes pressions d'interface, afin de tendre vers un régime thermique permanent. L'étude, ensuite étendue en considérant plusieurs cas de revêtement d'outil a montré que les revêtements mono et multi couches ont un impact non négligeable sur la température dans l'outil de coupe et au voisinage de l'interface outil-copeau, sur la température aux surfaces de l'outil et du copeau, ainsi que sur les efforts de coupe. La présence de couches de revêtement à base d'alumine va permettre une chute importante de température et ainsi protéger le cœur de l'outil de coupe. Quant aux revêtements à base de titane, ils auront un effet plus important sur l'intensité du frottement outil-copeau. Ces observations ont été faites par diverses études, [BUL_96, GRZ_00, GRZ_04]. Soulignons toutefois que notre étude s'est essentiellement concentrée sur l'influence des revêtements d'un point de vue thermique en comparant différents cas dans des conditions de coupe identiques, avec un coefficient de frottement constant, un paramètre vu comme une condition de coupe. D'autre part, dans le cadre de cette étude numérique avec un profil d'outil complexe, il a été mis en évidence l'effet de la géométrie sur la distribution de pression et de température à l'interface ainsi que sur la nature du contact outil-copeau.

CHAPITRE 3 : ÉTUDE EXPÉRIMENTALE DE L’EFFET DES REVÊTEMENTS D’OUTILS DE COUPE

TABLE DES MATIÈRES DU CHAPITRE 3

1. Introduction 71
2. Dispositif expérimental 71
2.1. Tour et pièce usinée 71
2.2. Moyens de mesure 72
2.3. Porte outil et outil de coupe 73
2.4. Dispositif de montage 75
3. Étude paramétrique des conditions de coupe 76
3.1. Protocole d'essais 76
3.2. Efforts, efforts spécifiques et rapport global d'efforts 78
3.3. États de surface 86
3.4. Bilan de l'étude paramétrique 87
4. Étude de l'influence des revêtements d'outil de coupe 87
4.1. Protocole d'essais 87
4.2. Impact sur les efforts de coupe 88
4.3. Impact sur la température mesurée 91
4.4. Impact sur l'état de surface 95
4.5. Bilan de l'étude de l'influence des revêtements 96
5. Conclusion 96

1. Introduction

Le deuxième chapitre a permis d'étudier à l'aide de la simulation numérique, l'effet de différentes configurations de revêtement lors de la coupe, à l'interface outil-copeau et à l'intérieur de l'outil de coupe dans une zone voisine. Dans ce troisième chapitre, l'objectif est toujours d'étudier le rôle joué par les revêtements d'outils de coupe, mais par le biais d'essais expérimentaux d'usinage à sec d'un autre acier inoxydable, le 304L. Ces essais sont réalisés avec des outils revêtus mais également non revêtus afin que ces derniers servent de base de comparaison. Une présentation du dispositif expérimental est faite, puis elle est suivie par celles des deux parties composant cette campagne d'essais d'usinage à sec. La première porte sur une étude paramétrique de la vitesse de coupe, de l'avance et de la profondeur de passe. Ensuite, différentes conditions de coupe sont choisies sur la base des résultats de la première partie pour une série d'essais avec mesures de température et d'efforts. Ces essais sont réalisés sans lubrification avec des outils revêtus et non revêtus afin de mettre en évidence l'effet des revêtements sélectionnés sur la coupe.

2. Dispositif expérimental

Les essais de tournage réalisés au C.F.A.I. de Sainte Marguerite (88) se sont déroulés en deux parties, et le procédé de tournage étudié fut le chariotage. Pour tous les essais, aucun lubrifiant n'a été utilisé. La première partie s'est focalisée sur l'identification expérimentale de certains paramètres minimaux, permettant d'obtenir une stabilisation des efforts spécifiques lors de l'usinage à sec de l'acier inoxydable AISI 304L. La seconde partie des essais d'usinage réalisés, basée sur la première, a porté sur des essais avec mesure d'efforts et de température en cours d'usinage. Cette deuxième partie présente les résultats expérimentaux de la confrontation de l'effet de différentes configurations de revêtement d'outils de coupe. Nous nous sommes également intéressés à l'état des surfaces usinées par le biais de mesures de rugosité.

2.1. Tour et pièce usinée

Les essais de tournage ont été réalisés sur un tour à commande numérique MAZAK 200M (UNIVERSAL 500), Figure 3.1.

Figure 3.1 : Tour à Commande Numérique MAZAK 200M (UNIVERSAL 500)

C'est un tour qui a une capacité maximale de 5000 tr/min en terme de vitesse de la broche principale. La matière usinée est l'acier inoxydable AISI 304L et se présente sous la forme de cylindres de diamètre 100 mm et de longueur 120 mm, Figure 3.2.

Figure 3.2 : Bloc usiné en acier inoxydable AISI 304L (Diamètre 100 mm ; longueur 120 mm)

L'utilisation d'une contre pointe permet d'éviter une flexion de la pièce usinée lors du procédé de coupe. Celle-ci s'avère nécessaire lorsque $L_{pièce} > 2D_{pièce}$ avec $L_{pièce}$ et $D_{pièce}$ étant la longueur et le diamètre de la pièce usinée respectivement. Dans le cadre des travaux réalisés, $L_{pièce} = 120\,mm$ et $2D_{pièce} = 200\,\text{mm}$, si bien que l'utilisation d'une contre pointe n'a pas été nécessaire.

2.2. Moyens de mesure

Concernant la mesure des efforts, une table KISTLER (type 9129AA) a été utilisée ; tandis que pour la mesure de température, des thermocouples fournis par THERMO EST (désignation KINC10M3M/CL1/SCI/LSI=500MM) dont la température maximale d'utilisation est 1100 °C ont été choisis. Un rugosimètre a été utilisé pour la mesure d'état de surface usinée. La Figure 3.3 présente les instruments de mesure utilisés pour les essais.

(a)

(b)

(c)

Figure 3.3 : Moyens de mesure utilisés pour les essais : (a) Table KISTLER (type 9129AA) pour les efforts, (b) Rugosimètre pour la mesure de rugosité, (c) Thermocouple désignation (KINC10M3M/CL1/SCI/LSI=500MM)

Le thermocouple choisi possède une gaine chemisée déformable en inconel 600 avec un diamètre égal à 1 mm. Les mesures d'état de surface faites avec le rugosimètre ont été réalisées sur

une longueur de 8 mm. Le traitement des mesures d'efforts et de température a été réalisé avec un ordinateur équipé du logiciel TWS qui a été conçu par la société CIRTES (88).

2.3. Porte outil et outil de coupe

Porte outil

Les porte outils utilisés de marque SANDVIK COROMANT et de référence STGCL 2525M 16 sont présentés à la Figure 3.4.

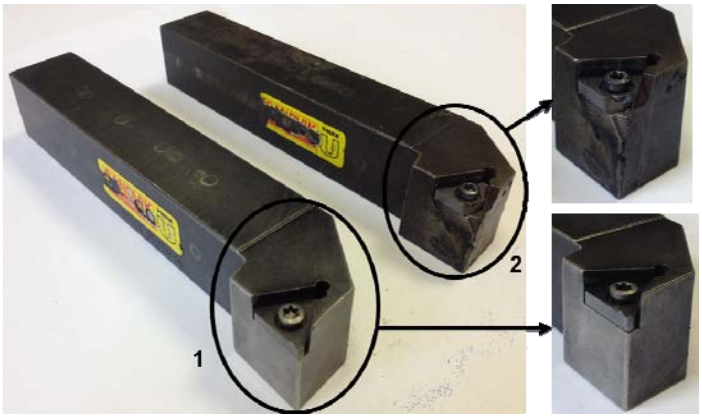


Figure 3.4 : Porte outil SANDVIK COROMANT STGCL 2525M 16 : 1-Utilisé pour les essais avec mesure d'efforts ; 2-Utilisé pour les essais avec mesure d'efforts et de température

Deux porte outils possédant la même référence ont été utilisés pour les essais de tournage. Le premier (label 1, Figure 3.4), a servi pour les essais avec uniquement mesure d'efforts pour la recherche de conditions de coupe stable. Le second (label 2, Figure 3.4) a été utilisé pour l'étude de quelques configurations de revêtement avec mesure d'efforts et de température. Ces deux porte outils se distinguent par le fait que le second a été préparé afin d'installer le thermocouple présenté à la Figure 3.3 (c) pour la mesure de température.

Outil de coupe

Les outils de coupe utilisés sont de marque WIDIA et de référence iso TCMT16T308, voir Figure 3.5.

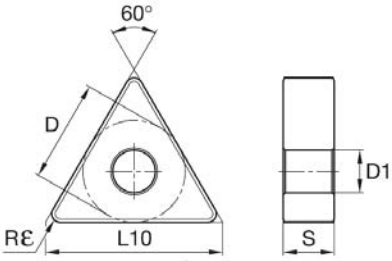


Figure 3.5 : Géométrie de la plaquette de coupe WIDIA référence iso TCMT16T308 (S = 3.97 mm ; D1 = 4.4 mm ; D = 9.52 mm ; L10 = 16 mm ; Rε = 0.8 mm)

Cette plaquette de coupe possède un angle de dépouille qui vaut 7° et le rayon d'arête de la plaquette non revêtue est de 100 µm. Trois configurations d'outil de coupe (Figure 3.6) ont été

sélectionnées pour la réalisation de ces essais d'usinage. Parmi celles-ci, une est sans revêtement, tandis que les deux autres sont composées de plusieurs couches de revêtement.

Figure 3.6 : Plaquettes de coupe utilisées pour les essais de tournage : 1 – THM (sans revêtement), 2 - TN7110 (TiN-TiCN-Al_2O_3-TiN), 3 - TN5120 (TiN-TiCN-Al_2O_3)

Les deux configurations avec revêtement (TN7110 et TN5120) font partie des recommandations du fabricant WIDIA pour l'usinage des aciers inoxydables. Le cas sans revêtement (THM) a été choisi afin de mettre en évidence l'effet de la présence des revêtements en cours d'usinage. La seule différence entre les deux configurations avec revêtement se situe au niveau du nombre de couches. Pour le revêtement TN5120, nous avons la présence de trois couches (TiN-TiCN-Al_2O_3), tandis que pour le revêtement TN7110, il y a quatre couches (TiN-TiCN-Al_2O_3-TiN).

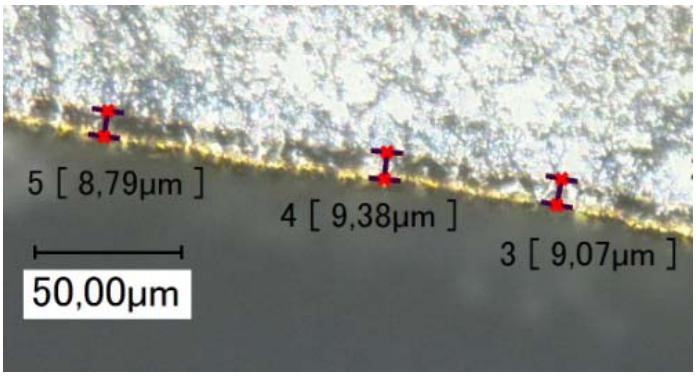


Figure 3.7 : Micrographie de l'arête de coupe présentant les couches de revêtement pour le revêtement TN7110 (TiN-TiCN-Al_2O_3-TiN) : la couche de TiN se distingue par sa couleur dorée

Les épaisseurs respectives des différentes couches, ont été estimées en accord avec les données présentées par Grzesik, [GRZ_05]. Ainsi, les différentes épaisseurs retenues sont les suivantes : TiN (1 µm) - TiCN (5 µm) - Al_2O_3 (3 µm) - TiN (1 µm).

Une observation au microscope optique a révélé pour la plaquette revêtue TN7110 (TiN-TiCN-Al_2O_3-TiN), une épaisseur totale de revêtements de l'ordre de 10 µm en accord avec les valeurs retenues pour notre étude. Notons que le choix s'est porté sur le revêtement TN7110 pour l'observation micrographique permettant une estimation de l'épaisseur totale de revêtement, en raison de la couche extérieure TiN qui se distingue des autres par sa couleur dorée. Concernant le revêtement TN5120, il n'y a que la couche extérieure de TiN qui n'est pas présente, et c'est la couche Al_2O_3 qui sera en contact avec la matière usinée.

2.4. Dispositif de montage

Il y a eu deux types de dispositif de montage correspondant aux deux parties composant les essais de tournage réalisés. Le premier dispositif a été réalisé uniquement avec la table KISTLER pour les mesures d'efforts, Figure 3.8.

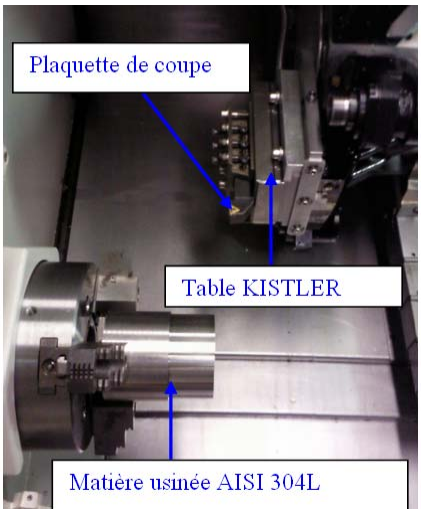


Figure 3.8 : Dispositif de montage avec la table KISTLER et sans thermocouple : le même porte-outil toutefois modifié pour accueillir le thermocouple fixé par collage, a été utilisé (label 2, Figure 3.4)

Pour ce montage, le porte outil utilisé (STGCL 2525M 16) est celui portant le label 1 à la Figure 3.4. Le deuxième dispositif s'appuie sur le premier, sur lequel a été ajouté un thermocouple pour effectuer des mesures de températures en cours d'usinage.

Pour les essais avec mesure de température, les plaquettes de coupe présentées à la Figure 3.6 ont fait l'objet d'un perçage dont la position et les dimensions sont renseignées sur la Figure 3.9.

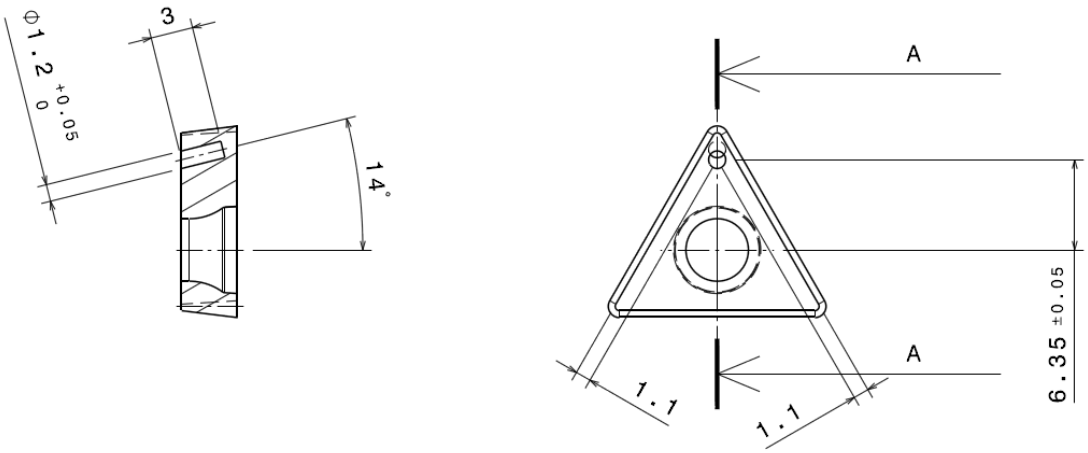
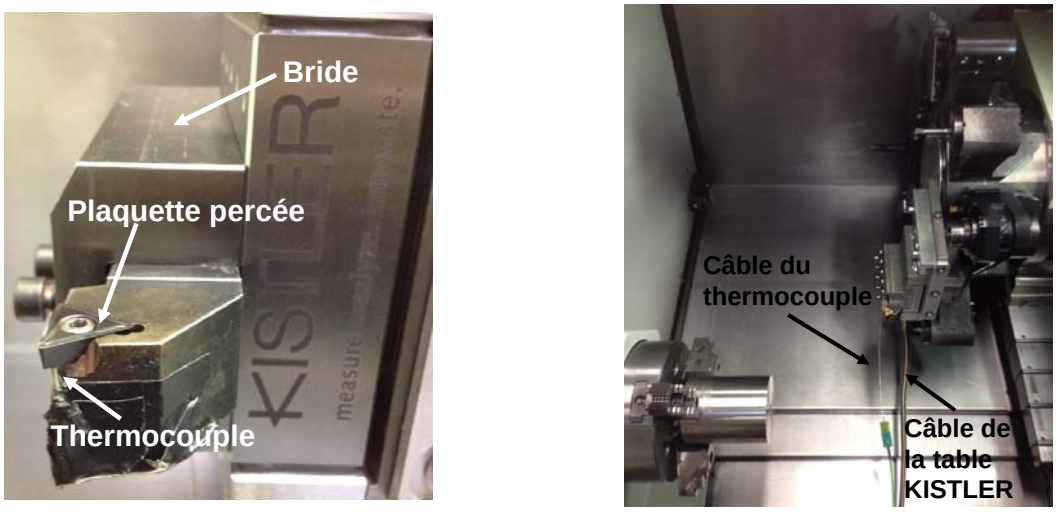


Figure 3.9 : Positions des trous sur la plaquette de coupe WIDIA TCMT16T308 pour l'installation des thermocouples (dimensions en mm)

Le thermocouple présente un diamètre de 1 mm et le diamètre du perçage dans la plaquette permettant de l'insérer est de 1.2 mm. De ce fait, le jeu est de l'ordre de 0.2 mm. Malgré ce jeu, nous

nous sommes assurés que le contact entre le thermocouple et le fond du perçage de la plaquette soit toujours maintenu. De plus, à chaque remplacement d'outil, des précautions ont été prises afin d'avoir la même position relative du thermocouple vis à vis de la plaquette.



(a) (b)

Figure 3.10 : Dispositif d'essais avec mesure d'efforts et de température : (a) Installation de la plaquette percée, (b) vue d'ensemble du dispositif

La Figure 3.10 présente l'installation du thermocouple qui dans la zone de coupe est fixé sur le porte outil à l'aide d'un ruban adhésif. Le thermocouple est placé le long du porte outil entre celui-ci et la bride.

3. Étude paramétrique des conditions de coupe

Il s'agit de la première partie des essais de tournage réalisés. L'objectif de celle-ci se résume en des études paramétriques de certaines conditions de coupe lors de l'usinage à sec de l'acier inoxydable AISI 304L avec un outil de coupe en carbure revêtu multi couches. Ces conditions de coupe choisies pour les études paramétriques sont la vitesse de coupe *Vc*, l'avance *f* et la profondeur de passe a_p. Des mesures d'efforts et de rugosité ont été réalisées respectivement avec la table KISTLER et le rugosimètre présentés à la Figure 3.3. Pour ces essais, le choix de l'outil de coupe s'est porté sur celui avec quatre couches de revêtement, à savoir TN7110 (TiN-TiCN-Al_2O_3-TiN) ; il fait partie des premières recommandations du fabricant WIDIA pour l'usinage des aciers inoxydables.

3.1. Protocole d'essais

Le protocole d'essais a été conçu sur la base de la norme française NF E 66-520-1 portant sur le domaine de fonctionnement des outils coupants, [AFN_97]. Les recommandations du fabricant des outils de coupe (WIDIA) pour l'usinage des aciers inoxydables ont également été prises en compte. Les trois parties de ces études paramétriques correspondent à :

(i) l'effet de la vitesse de coupe *Vc*,

(ii) l'effet de l'avance par tour *f*,

(iii) l'effet de la profondeur de passe a_p.

Afin de valider les résultats de ces essais, chaque condition a été répétée trois fois ; il y a eu trois mesures de rugosité. Une plaquette a été utilisée par condition de coupe et chaque arête de l'outil triangulaire a servi à la réalisation d'un essai.

Les pièces brutes (Figure 3.2) sont usinées en escalier afin de conserver les surfaces usinées pour des analyses ultérieures (rugosité, contraintes résiduelles), cf. Figure 3.11. Il y a trois conditions de coupe par pièce usinée et donc trois marches, cf. Figure 3.11.

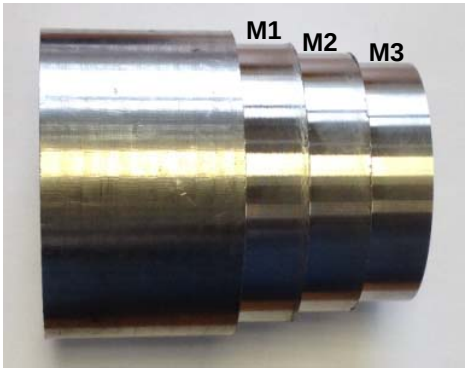


Figure 3.11 : Pièce usinée (par le procédé de chariotage) en acier inoxydable AISI 304L : les marches sont réalisées pour des mesures ultérieures. Les longueurs usinées sont : M1 (l_c = 60 mm), M2 (l_c = 40 mm), M3 (l_c = 20 mm)

Les trois marches M1, M2 et M3 sont réalisées avec des longueurs de coupe valant respectivement 60 mm, 40 mm et 20 mm. Cette manière d'usiner en escalier donne des temps de coupe différents. Ainsi, ils varient de 23 s (pour V_c = 100 m/min, f = 0.15 mm/tr, a_p = 1 mm) à 69 s (pour V_c = 100 m/min, f = 0.05 mm/tr, a_p = 1 mm), lorsque l'avance varie ; et de 23 s (pour V_c = 100 m/min, f = 0.15 mm/tr, a_p = 0.2 mm) à 75 s (pour V_c = 100 m/min, f = 0.15 mm/tr, a_p = 3 mm). Précisons que les efforts expérimentaux ont été relevés dans des conditions de coupe stabilisée (plus aucune variation significative en fonction du temps).

(i) Étude paramétrique de la vitesse de coupe *Vc*

L'avance par tour ainsi que la profondeur de passe sont fixées à 0.2 mm/tr et 1 mm, respectivement, tandis que la vitesse varie de 20 à 500 m/min prenant des valeurs successives résumées dans le Tableau 3.1. Précisons que le choix de f et a_p pour cette étude fait suite à un essai préliminaire ayant permis de vérifier la bonne tenue de la plaquette de coupe.

f = 0.2 mm/tr ; a_p = 1 mm									
Vc (m/min)	20	50	100	150	200	250	300	400	500

Tableau 3.1 : Conditions de coupe utilisées pour l'étude paramétrique de la vitesse de coupe *Vc*

L'étude paramétrique de *Vc* va entre autre permettre de déterminer la vitesse $V_{c_{\min}}$ au-delà de laquelle une tendance à la stabilisation des efforts spécifiques est observée.

(ii) Étude paramétrique de l'avance par tour f

Pour l'étude paramétrique de l'avance *f*, la vitesse utilisée est $V_{c_{\min}}$ et la profondeur de passe 1 mm. Les différentes valeurs d'avance par tour utilisées sont mentionnées dans le Tableau 3.2.

$V_{c_{\min}}$; a_p = 1 mm							
f (mm/tr)	0.05	0.1	0.15	0.2	0.25	0.3	0.35

Tableau 3.2 : Conditions de coupe utilisées pour l'étude paramétrique de l'avance par tour *f*

L'avance par tour f_{min} au-delà de laquelle est observée une convergence des efforts spécifiques vers des valeurs stables, est identifiée.

(iii) Étude paramétrique de la profondeur de passe a_p

La vitesse $V_{c_{\min}}$ et l'avance f_{min} sont choisies pour l'étude paramétrique portant sur la profondeur de passe. Les différentes profondeurs de passe ayant servi sont présentées dans le Tableau 3.3.

$V_{c_{\min}}$; f_{min}							
a_p (mm/tr)	0.2	0.5	1	1.5	2	2.5	3

Tableau 3.3 : Conditions de coupe utilisées pour l'étude paramétrique de la profondeur de passe a_p

Nous déterminons à partir de ces essais la profondeur de passe $a_{p_{\min}}$ au-delà de laquelle une stabilisation des efforts spécifiques est observée.

3.2. Efforts, efforts spécifiques et rapport global d'efforts

La répétition des essais permet d'obtenir ainsi pour chaque essai, trois valeurs pour chacun des efforts spécifiques de coupe K_c, d'avance K_f et de pénétration K_p. Ces efforts spécifiques sont déterminés à partir des formules suivantes :

$$K_c = \frac{F_c}{f.a_p} \tag{3.1}$$

$$K_f = \frac{F_f}{f.a_p} \tag{3.2}$$

$$K_p = \frac{F_p}{f.a_p} \tag{3.3}$$

où F_c, F_f et F_p désignent les efforts de coupe, d'avance et de pénétration respectivement ; F_c, F_f et F_p correspondant aux valeurs moyennes obtenues pour chaque essai à partir des évolutions temporelles des efforts. Ces valeurs moyennes sont calculées dans des intervalles de temps à l'intérieur desquels les efforts sont stabilisés. Pour la détermination de $V_{c_{\min}}$ f_{min} et $a_{p_{\min}}$ nous nous intéressons qu'aux courbes d'évolution de l'effort spécifique de coupe K_c en fonction de la vitesse de

coupe V_c. L'effort spécifique de coupe K_c possède l'influence la plus importante sur le procédé de coupe, [AFN_97]. Chaque essai a été répété trois fois. Pour la présentation des efforts obtenus lors des études paramétriques, des barres d'erreur sont tracées sur les différentes courbes à partir des expressions ci-dessous.

(i)
$$K_{\text{moy}} = \frac{\sum_{i=1}^{i=3} K_i}{3} \tag{3.4}$$

(ii)
$$\Delta K = \max\left(\Delta K_{\max}, \Delta K_{\min}\right)$$

K_{moy}, K_{min} et K_{max} sont les efforts spécifiques moyens, minimum et maximum, respectivement. Sur chaque courbe, chaque point représente la valeur moyenne K_{moy}, les extrémités de chaque barre d'erreur étant données par $K_{\text{moy}} + \Delta K_{\max}$ pour le maximum et $K_{\text{moy}} - \Delta K_{\min}$ pour le minimum.

(0) Exemple de mesure d'efforts

Un exemple de mesure d'efforts est présenté pour ces conditions : V_c = 20 m/min, f = 0.2 mm/tr, a_p = 1 mm. Les efforts sont déterminés dans un intervalle de temps où les efforts sont stabilisés, Figure 3. 12.

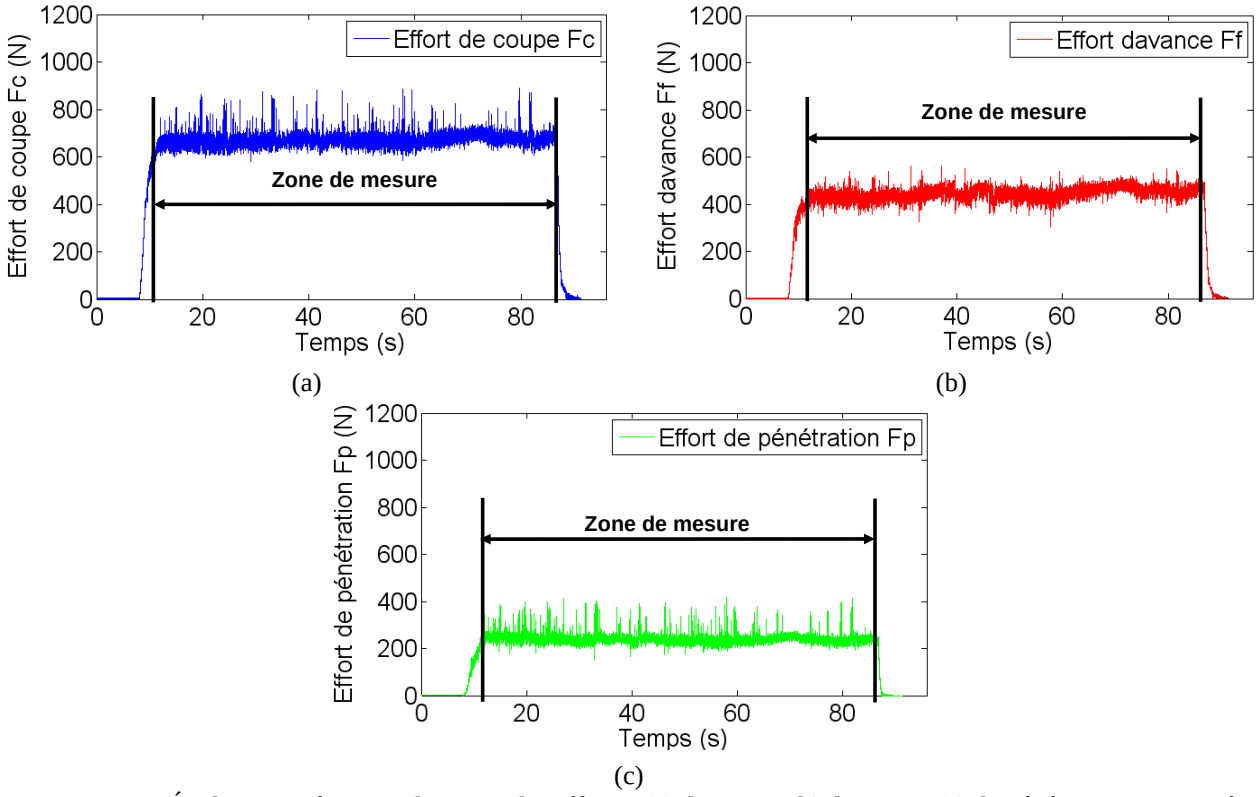


Figure 3. 12 : Évolution en fonction du temps des efforts : (a) de coupe, (b) d'avance, (c) de pénétration, usinage à sec de l'acier inoxydable AISI 304L avec un outil en carbure revêtu (TiN-TiCN-Al_2O_3-TiN), V_c = 20 m/min, f = 0.2 mm/tr, a_p = 1 mm

Avec les conditions de coupe utilisées (V_c = 20 m/min, f = 0.2 mm/tr et a_p = 1 mm), trois passes ont été réalisées et les efforts correspondants obtenus sont présentés sur la Figure 3.13.

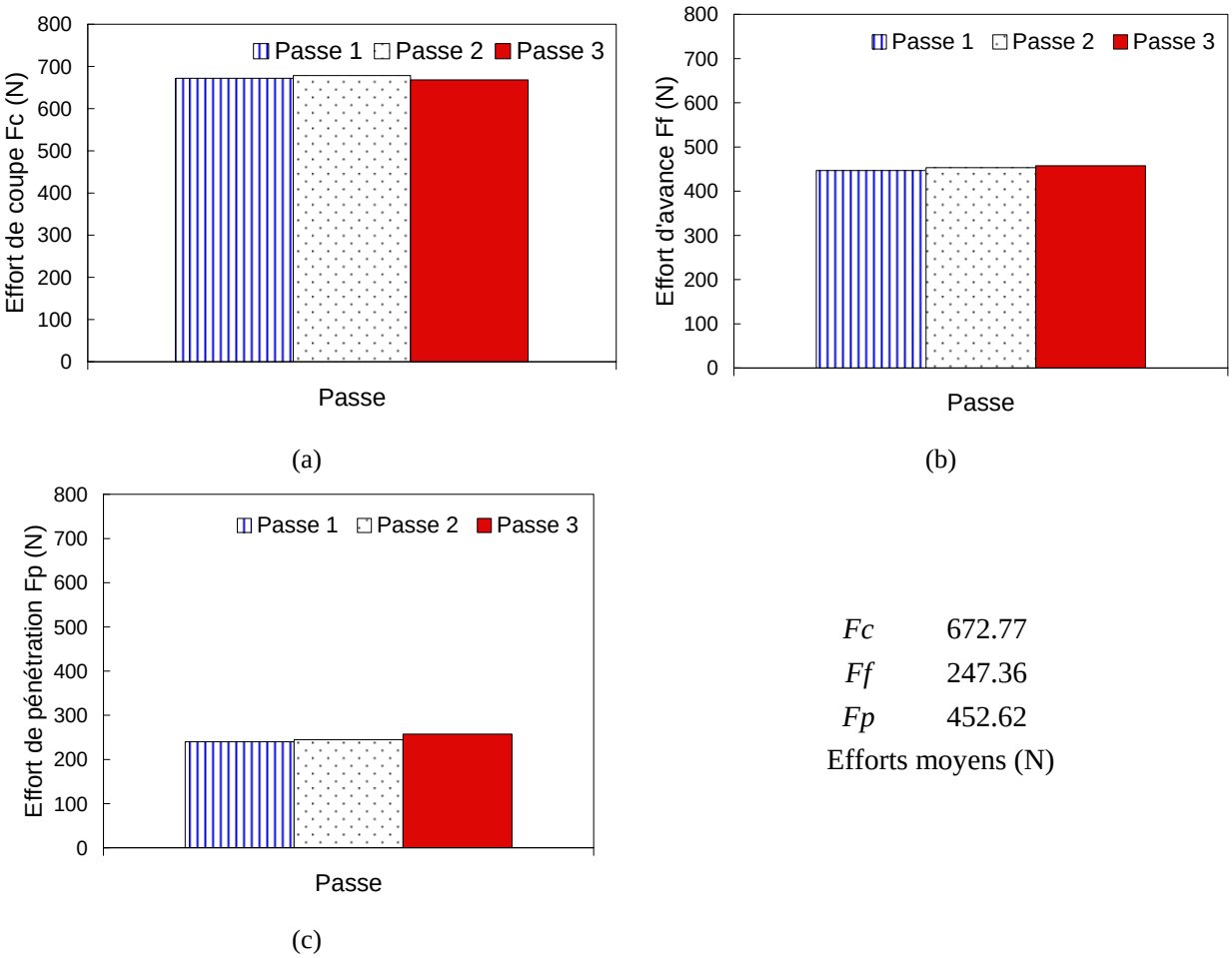


Figure 3.13 : Efforts de coupe F_c (a), d'avance F_f (b) et de pénétration F_p (c) obtenus avec les conditions de coupe (V_c = 20 m/min, f = 0.2 mm/tr et a_p = 1 mm) ; usinage à sec de l'acier inoxydable AISI 304L avec un outil en carbure revêtu (TiN-TiCN-Al_2O_3-TiN)

Les histogrammes présentant les efforts de coupe F_c, d'avance F_f et de pénétration F_p montrent que la fiabilité des résultats obtenus est bonne. En effet, les résultats des trois passes sont très proches, cf. Figure 3.13. Les efforts moyens obtenus sont les suivants : effort de coupe F_c = 672.77 N, effort d'avance F_f = 247.36 N, effort de pénétration F_p = 452.62 N. Ces efforts moyens ont été obtenus dans un intervalle de temps au sein duquel une tendance vers la stabilisation a été constatée. Aucune observation particulière pouvant avoir un impact négatif sur la coupe n'a été faite pour les trois passes réalisées.

(i) Étude paramétrique de la vitesse de coupe *Vc*

Les conditions de coupe utilisées pour cette étude paramétrique sont indiquées dans le Tableau 3.1. La Figure 3.14 présente les trois efforts spécifiques déterminés à l'aide des expressions (3.1), (3.2) et (3.3). Les essais ayant été répétés trois fois, les barres d'erreur correspondant à chacun d'entre eux sont également présentées.

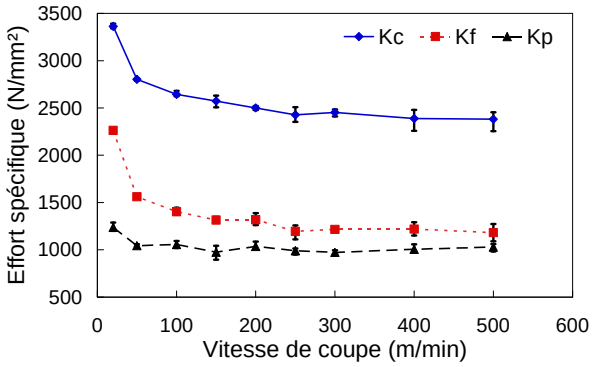


Figure 3.14 : Efforts spécifiques de coupe K_c, d'avance K_f et de pénétration K_p en fonction de la vitesse de coupe V_c (f = 0.2 mm/tr et a_p = 1 mm) ; usinage à sec de l'acier inoxydable AISI 304L avec un outil en carbure revêtu (TiN-TiCN-Al_2O_3-TiN)

La répétition des essais montre des résultats satisfaisants car il n' y a pas d'importante dispersion quelque soit l'essai considéré. Ces courbes d'efforts spécifiques peuvent ainsi être validées et considérées comme fiables. La Figure 3.14 montre un chute des efforts spécifiques jusqu'à une vitesse de coupe d'environ 100 m/min. Cette chute peut s'expliquer par la génération de chaleur dans cette plage de vitesse de coupe qui trouve son origine principalement dans le frottement outil-copeau. C'est une observation faite avec les matériaux réfractaires possédant une faible conductivité thermique comme c'est le cas de l'acier inoxydable AISI 304L usiné. Sa conductivité thermique est comprise entre 14 $Wm^{-1}K^{-1}$ et 22 $Wm^{-1}K^{-1}$ pour des températures allant de 300 K à 700 K. Cependant, une tendance à la stabilisation des efforts spécifiques est observée pour des vitesses de coupe supérieures à 100 m/min. Pour des grandes vitesses de coupe, les effets de l'adoucissement thermique l'emportent sur ceux dus au frottement outil-copeau. La courbe permettant de déterminer $V_{c_{\min}}$ est présentée sur la Figure 3.15.

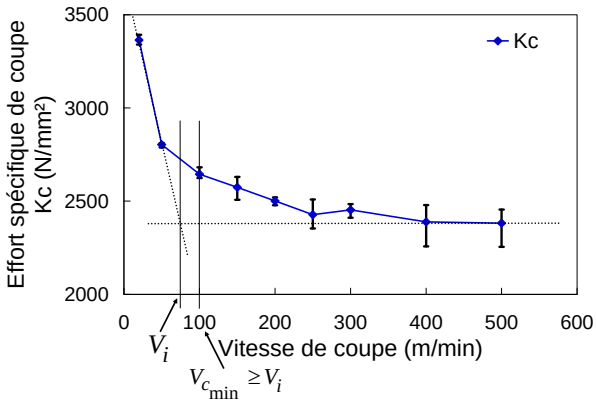


Figure 3.15 : Effort spécifique de coupe K_c en fonction de la vitesse de coupe V_c (f = 0.2 m/tr et a_p = 1 mm) ; usinage à sec de l'acier inoxydable AISI 304L avec un outil en carbure revêtu (TiN-TiCN-Al_2O_3-TiN)

Pour déterminer la vitesse de coupe $V_{c_{\min}}$, deux tangentes (Figure 3.15) sont dessinées, puis leur intersection permet d'obtenir une vitesse V_i à laquelle nous ajoutons environ 10 % comme marge

de sécurité pour obtenir la vitesse de coupe minimale désirée, [AFN_97]. Dans les travaux présentés ici, la vitesse de coupe minimale retenue est $V_{c_{\min}}$ = 100 m/min.

(ii) Étude paramétrique de l'avance par tour *f*

Cette étude paramétrique est réalisée avec la vitesse de coupe $V_{c_{\min}}$ identifiée précédemment, les autres conditions de coupe sont données par le Tableau 3.2. Les représentations graphiques des efforts spécifiques de coupe K_c, d'avance K_f et de pénétration K_p en fonction de l'avance sont données par la Figure 3.16.

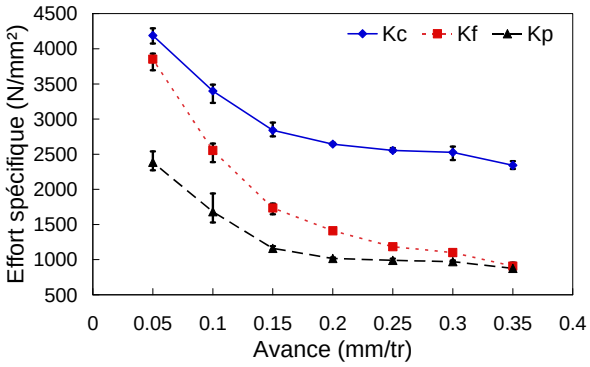


Figure 3.16 : Efforts spécifiques de coupe K_c, d'avance K_f et de pénétration K_p en fonction de l'avance *f* (V_c = 100 m/min et a_p = 1 mm) ; usinage à sec de l'acier inoxydable AISI 304L avec un outil en carbure revêtu (TiN-TiCN-Al_2O_3-TiN)

Les essais donnent de bons résultats car aucune grande dispersion n'est constatée pour chaque cas. Lorsque *f* est augmentée, la section de copeau non déformée (égale au produit $f.a_p$) augmente et cela a pour conséquence une réduction de K_c, K_f et K_p, Figure 3.16. Les expressions des efforts spécifiques en fonction des efforts sont données par les relations (3.1), (3.2) et (3.3). Pour la détermination de f_{min}, nous nous intéressons à l'évolution de K_c en fonction de *f*, Figure 3.17.

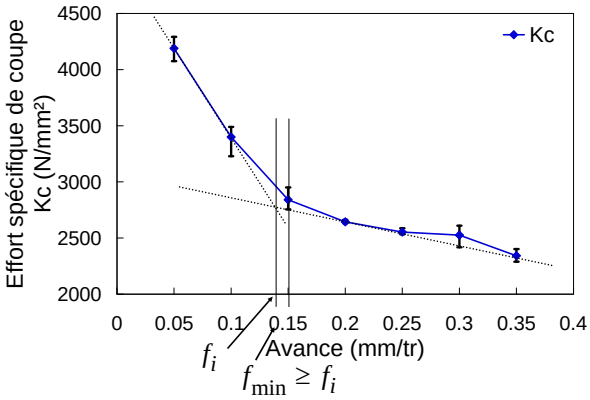


Figure 3.17 : Effort spécifique de coupe K_c en fonction de l'avance *f* (V_c = 100 m/min et a_p = 1 mm) ; usinage à sec de l'acier inoxydable AISI 304L avec un outil en carbure revêtu (TiN-TiCN-Al_2O_3-TiN)

La détermination graphique de f_{min} se fait de la même manière que lors de la recherche de $V_{c_{\min}}$; ce qui nous permet d'obtenir une avance minimale valant f_{min} = 0.15 mm/tr.

(iii) Étude paramétrique de la profondeur de passe a_p

Les conditions de coupe utilisées pour l'étude paramétrique de la profondeur de passe sont indiquées dans le Tableau 3.3. Nous regardons dans un premier temps les évolutions des efforts spécifiques en fonction de la profondeur de passe, Figure 3.18.

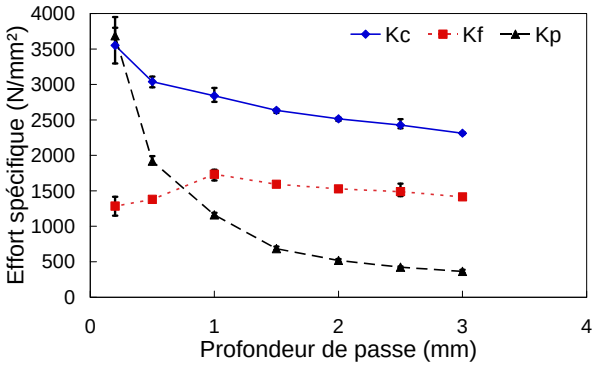


Figure 3.18 : Efforts spécifiques de coupe K_c, d'avance K_f et de pénétration K_p en fonction de la profondeur de passe a_p (V_c = 100 m/min et f = 0.15 mm/tr) ; usinage à sec de l'acier inoxydable AISI 304L avec un outil en carbure revêtu (TiN-TiCN-Al_2O_3-TiN)

D'une manière générale, aucune dispersion importante n'est observée, ce qui confirme la fiabilité des résultats. Nous notons une baisse des trois efforts spécifiques lorsque la profondeur de passe augmente. Cela s'explique par une élévation de la section de copeau non déformé qui conduit à une diminution des efforts spécifiques. Les expressions des efforts spécifiques en fonction des efforts sont données par les relations (3.1), (3.2) et (3.3).

La Figure 3.18 présente une particularité avec la courbe de K_f en fonction de l'avance f. En effet, nous pouvons remarquer des efforts spécifiques d'avance K_f inférieurs aux efforts spécifiques de pénétration K_p pour a_p < 0.8 mm. Cette remarque peut s'expliquer par le fait que l'outil de coupe possède un rayon de bec R_ε égal à 0.8 mm et que cette observation est faite pour des profondeurs de passe inférieures à R_ε.

Les résultats issus des essais ont été vérifiés en utilisant différents couples composés de l'avance par tour et de la profondeur de passe. Considérons les couples suivants (f = 0.15 mm/tr, a_p = 2 mm) et (f = 0.3 mm/tr, a_p = 1 mm) pour lesquels la section de copeau non déformé ($f.a_p$) est la même. Pour une vitesse de coupe donnée (V_c = 100 m/min), les efforts spécifiques de coupe doivent être très proches, et c'est ce qui est observé. Pour les couples (f = 0.3 mm/tr, a_p = 1 mm) (Figure 3.16) et (f = 0.15 mm/tr, a_p = 2 mm) (Figure 3.18), nous avons environ K_c = 2500 N/mm².

L'identification graphique de la profondeur de passe minimale $a_{p_{\min}}$ va se faire à partir de la Figure 3.19 et de la même manière que pour $V_{c_{\min}}$ et f_{min}.

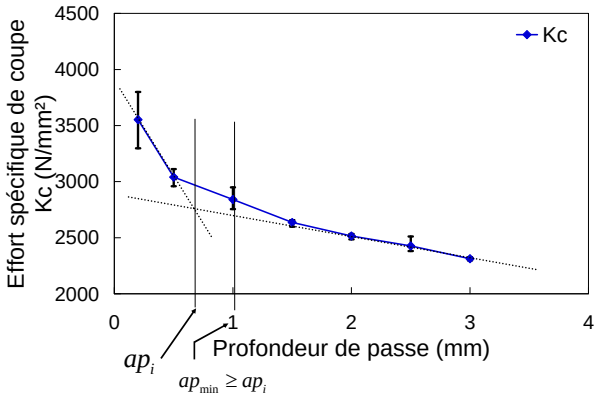


Figure 3.19 : Efforts spécifiques de coupe K_c, en fonction de la profondeur de passe a_p (V_c = 100 m/min et f = 0.15 mm/tr) ; usinage à sec de l'acier inoxydable AISI 304L avec un outil en carbure revêtu (TiN-TiCN-Al_2O_3-TiN)

La profondeur de passe minimale choisie est la suivante : $a_{p_{min}}$ = 1 mm.

Rapport global des efforts

La géométrie de l'outil étant relativement complexe, il apparaît délicat d'estimer avec précision un coefficient de frottement. Cependant, nous avons calculé un coefficient « global » R_F obtenu à partir du rapport :

$$R_F = \frac{\sqrt{F_f^2 + F_p^2}}{F_c} \tag{3.5}$$

Le coefficient R_F représente le rapport global des efforts tangentiels et normaux. L'expression (3.5) est valable pour des outils de coupe possédant une face de coupe plane et un angle de coupe nul. Cependant, cette estimation du coefficient de frottement a été réalisée en émettant une hypothèse en raison de la géométrie de l'outil de coupe utilisée pour les essais, cf. Figure 3.6. L'hypothèse émise suppose que la géométrie de l'outil de coupe qui présente un angle de coupe non nul ainsi qu'un rayon d'arête différent de zéro est prise en compte dans les résultats expérimentaux obtenus. En effet, les efforts de coupe, d'avance et de pénétration qui servent à estimer le coefficient de frottement ont été obtenus avec la géométrie d'outil présentée sur la Figure 3.6.

Cette estimation va contribuer au choix du coefficient de frottement utilisé pour les simulations numériques. Notons que les simulations numériques présentées au chapitre quatre ont été réalisées avec un profil 2D tenant compte de cette géométrie réelle.

L'évolution du rapport R_F en fonction de la vitesse de coupe, de l'avance et de la profondeur de passe est illustrée à la Figure 3.20.

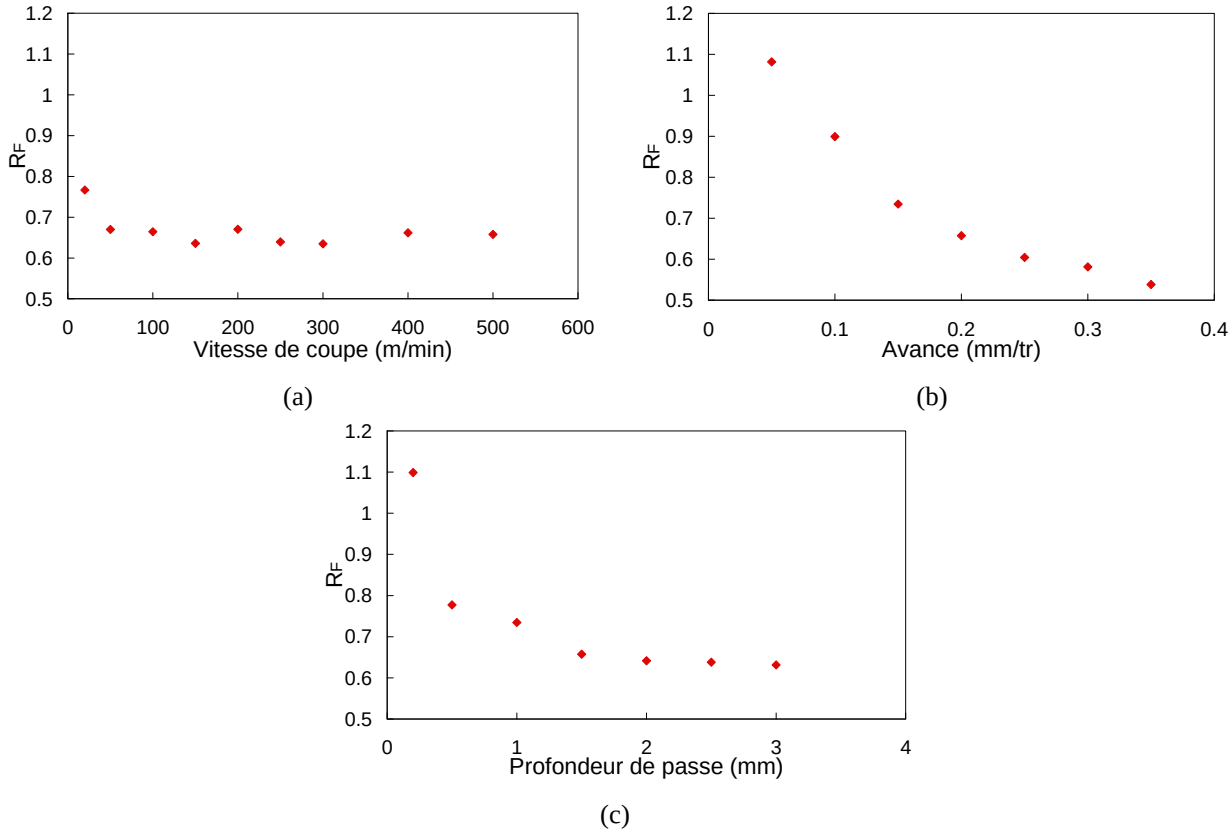


Figure 3.20 : Rapport « global des efforts tangentiels et normaux » R_F : (a) en fonction de V_c (f = 0.2 mm/tr et a_p = 1mm), (b) en fonction de f (V_c = 100 m/min et a_p = 1 mm), (c) en fonction de a_p (V_c = 100 m/min et f = 0.15 mm/tr) ; usinage à sec de l'acier inoxydable AISI 304L avec un outil en carbure revêtu (TiN-TiCN-Al_2O_3-TiN)

Nous constatons à la Figure 3.20 que les rapports R_F des efforts obtenus expérimentalement et calculés à partir de l'expression (3.5) sont tous supérieurs à 0.5. Les aciers inoxydables possèdent des coefficients de frottement élevés comme mentionnés par Maranhão et al. [MAR_10]. Ces derniers qui ont étudié expérimentalement et numériquement l'usinage de l'acier inoxydable AISI 316 avec une plaquette de coupe en carbure revêtue (TiCN-Al_2O_3-TiN) ont trouvé des coefficients de frottement supérieurs à 0.5. Notons que l'outil de coupe utilisé par Maranhão et al. [MAR_10] possède un angle de coupe et un rayon d'arête non nuls, et n'a pas de brise copeau.

Nous observons également des effets plus importants de l'avance, cf. Figure 3.20.a, et de la profondeur de passe, cf. Figure 3.20.b, sur R_F en comparaison à celui de la vitesse de coupe, cf. Figure 3.20.c. Lorsque la vitesse de coupe est élevée, Nous constatons une rapide tendance à la stabilisation de R_F, à partir de 50 m/min, voir Figure 3.20.a. Ce qui n'est pas le cas lorsque l'avance et la profondeur de passe sont variées, pour lesquelles nous observons d'importantes chutes, Figure 3.20.b et c. Lorsque f et a_p sont variées, la largeur de contact change, ce qui n'est pas le cas avec la vitesse de coupe, dans la mesure où celle-ci n'est pas prise en compte lorsque cette largeur est déterminée géométriquement. Une analyse géométrique de la configuration outil-pièce est faite au chapitre quatre. Notons que les valeurs de R_F supérieures à 1 (Figure 3.20.b et c) peuvent être liées à la formule utilisée (3.5).

3.3. États de surface

Les pièces ayant été usinées en escalier (Figure 3.11) pour des mesures ultérieures, des relevés d'état de surface ont été faits. Nous nous intéressons à la rugosité R_a dont l'expression est donnée ci-dessous.

$$R_a = \frac{1}{l}\int_0^l \left|y(x)\right| dx \tag{3.6}$$

avec l la longueur de mesure et $y(x)$ le profil mesuré. La longueur a été prise égale à 4 mm.

L'évolution de la rugosité R_a a été tracée en fonction de la vitesse de coupe, de l'avance par tour et de la profondeur de passe, Figure 3.21.

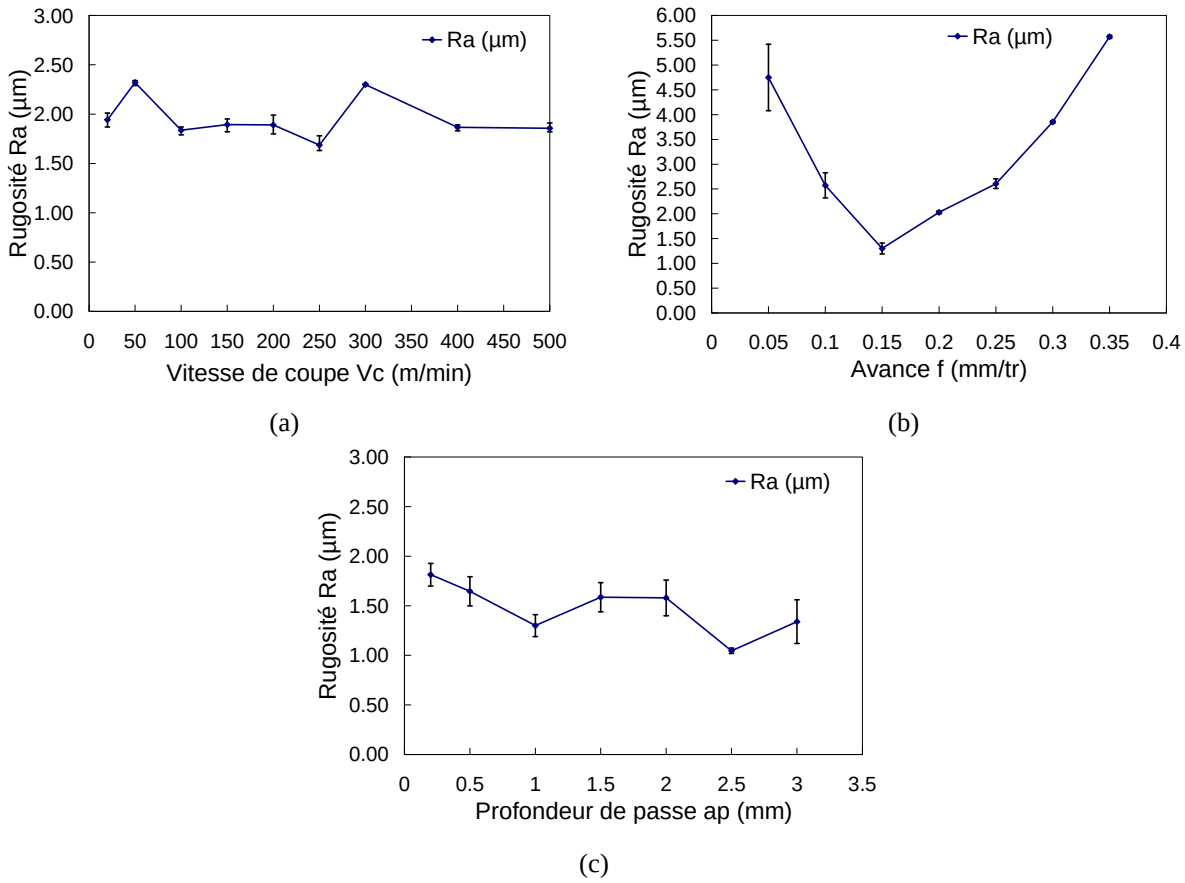


Figure 3.21 : Rugosité R_a en fonction de : (a) la vitesse de coupe V_c (f = 0.2 mm/tr et a_p = 1 mm), (b) de l'avance f (V_c = 100 m/min et a_p = 1 mm), (c) de la profondeur de passe a_p ; (V_c = 100 m/min et f = 0.15 mm/tr) ; usinage à sec de l'acier inoxydable AISI 304L avec un outil en carbure revêtu (TiN-TiCN-Al_2O_3-TiN)

La mesure de rugosité a été réalisée à trois reprises pour chaque condition de coupe en trois endroits différents de la surface usinée, d'où la présence de barres d'erreur à la Figure 3.21. D'une manière générale, il n'y a pas d'importantes dispersions, ce qui confirme les résultats de rugosité obtenus. Les évolutions de la rugosité R_a en fonction de la vitesse de coupe et de la profondeur de passe ne montrent pas d'importantes influences. L'effet le plus remarquable sur la rugosité R_a est

observé avec l'avance par tour. En effet, une baisse de la rugosité R_a (de 4.75 µm à 1.25 µm environ) est observée lorsque l'avance augmente de 0.05 mm/tr à 0.15 mm/tr. Ensuite une augmentation de la rugosité est observée (de 1.25 µm à 5.5 µm environ) lorsque l'avance passe de 0.15 mm/tr à 0.35 mm/tr. Lors de travaux en finition comme c'est le cas ici, l'état de surface dépend principalement de l'avance et du rayon de bec de l'outil de coupe qui vaut ici 0.8 mm. Lorsque nous nous situons dans une plage d'avance petite par rapport au rayon de bec, cela entraine une baisse de la rugosité, (Figure 3.21.b). Cette baisse va être observée jusqu'à un certain niveau pour ensuite céder la place à une élévation de la rugosité, Figure 3.21.b.

3.4. Bilan de l'étude paramétrique

Les études paramétriques ont porté sur trois principaux paramètres de coupe à savoir : la vitesse de coupe, l'avance par tour et la profondeur de passe. Chaque condition de coupe a été répétée à trois reprises et ce fut également le cas pour les mesures de rugosité. Ces études paramétriques ont permis d'analyser l'influence des paramètres choisis sur les efforts spécifiques de coupe, d'avance et de pénétration. Nous remarquons pour chaque paramètre une stabilisation des efforts spécifiques à partir d'une certaine valeur. Avec des efforts spécifiques très élevés, la probabilité d'usure de l'outil de coupe est plus importante. Ainsi des plages permettant d'usiner à sec l'acier inoxydable AISI 304L avec un outil de coupe revêtu multi couches (TiN-TiCN-Al_2O_3-TiN) avec des efforts spécifiques stables ont été identifiées. L'analyse des états de surface a montré que des trois paramètres, l'avance par tour possède la plus grande influence sur la rugosité R_a. Cette étude paramétrique va permettre le choix des paramètres de coupe utilisés pour les travaux présentés dans la partie suivante.

4. Étude de l'influence des revêtements d'outil de coupe

La seconde partie des essais de tournage (chariotage) réalisés a porté sur l'étude de différents types d'outil de coupe. Trois configurations ont été sélectionnées pour cette étude (Figure 3.6) :

- THM (sans revêtement)
- TN7110 (TiN-TiCN-Al_2O_3-TiN)
- TN5120 (TiN-TiCN-Al_2O_3)

Des mesures d'efforts, de rugosité et de température ont été effectuées au cours de ces essais dédiés à l'étude expérimentale de différents types d'outils de coupe en carbure, lors de l'usinage à sec de l'acier inoxydable AISI 304L. Toutes ces mesures sont réalisées avec les matériels présentés à la Figure 3.10. Pour ces essais, le porte outil utilisé est celui présenté à la Figure 3.4 avec le label 2.

4.1. Protocole d'essais

Nous avons étudié l'influence des revêtements sur l'usinage à sec du 304L pour plusieurs vitesses de coupe résumées dans le Tableau 3.4. L'avance par tour et la profondeur de passe sont fixées à 0.2 mm/tr et 1 mm, respectivement.

f = 0.2 mm/tr ; a_p = 1 mm ; l_c = 75 mm					
V_c (m/min)	62.5	100	200	300	500

Tableau 3.4 : Conditions de coupe utilisées pour les essais dédiés à l'étude de différents outils de coupe

Chaque essai a été réalisé une seule fois, excepté pour le cas avec un outil sans revêtement (THM) pour lequel la condition avec une vitesse de coupe de 500 m/min n'a pas été réalisée. Pour cette configuration sans revêtement, les résultats à V_c = 300 m/min présentés plus loin ont montré les limites de l'utilisation de l'outil non revêtu THM à grande vitesse lors de l'usinage à sec de l'acier inoxydable AISI 304L. Il n'y a pas eu d'usinage en escalier et les mesures de rugosité ont été réalisées à la fin de chaque passe.

4.2. Impact sur les efforts de coupe

Les essais réalisés avec différentes configurations de revêtement d'outils de coupe n'ont pas fait l'objet d'une répétition. Pour valider les résultats obtenus, ils ont été comparés à ceux obtenus lors des études paramétriques, pour le cas avec le revêtement TN7110 (TiN-TiCN-Al_2O_3-TiN), ce dernier étant celui utilisé pour les études paramétriques. Ces comparaisons sont illustrées sur la Figure 3.22.

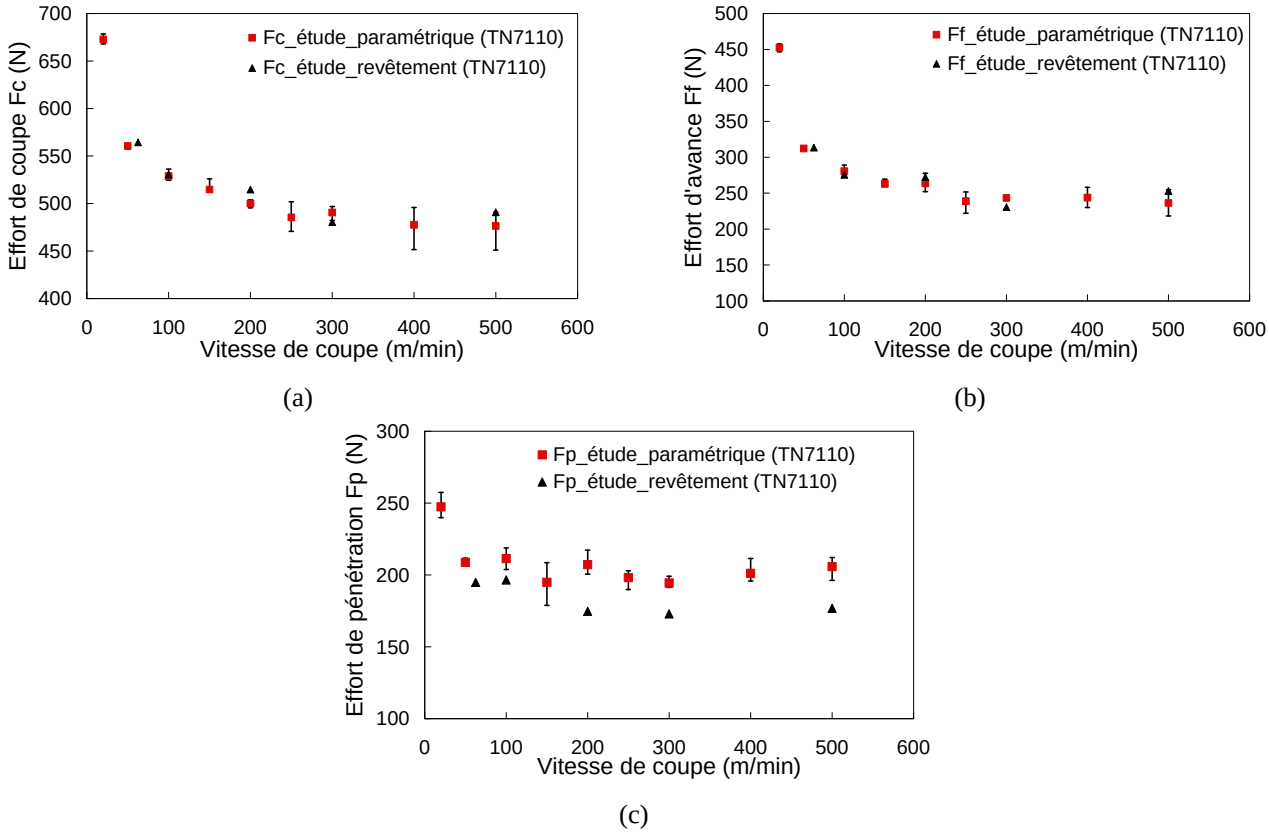


Figure 3.22 : Comparaison des efforts de coupe (a), d'avance (b) et de pénétration (c) obtenus lors des essais concernant l'étude paramétrique et les essais avec différentes configurations de revêtement d'outil de coupe, cas du revêtement TN7110 (TiN-TiCN-Al_2O_3-TiN), (f = 0.2 m/tr et a_p = 1 mm)

La Figure 3.22 montre que les résultats obtenus bien que n'ayant pas été répétés peuvent être considérés comme fiables. En effet, nous notons très peu de disparités entre les premiers résultats (étude paramétrique, carrés rouges) et ceux portant sur l'étude des revêtements (triangles noirs). Ces

derniers se situent pratiquement tous à l'intérieur des barres d'incertitude ou sont très proches de celles-ci. Nous notons des écarts plus signifiants pour les efforts de pénétration, pour lesquels les résultats des essais liés à l'étude des revêtements sont nettement en dehors des barres d'incertitude. Cette observation peut s'expliquer par les différences de diamètre entre chaque condition de coupe. Chaque condition de coupe réalisée entraîne une réduction du diamètre de la pièce usinée qui est dans la direction de pénétration de l'outil de coupe. La direction de l'effort de pénétration est parallèle au diamètre de la pièce usinée. Les courbes d'efforts de coupe, d'avance et de pénétration en fonction de la vitesse de coupe et pour les différentes configurations d'outils de coupe, sont présentées sur la Figure 3.23.

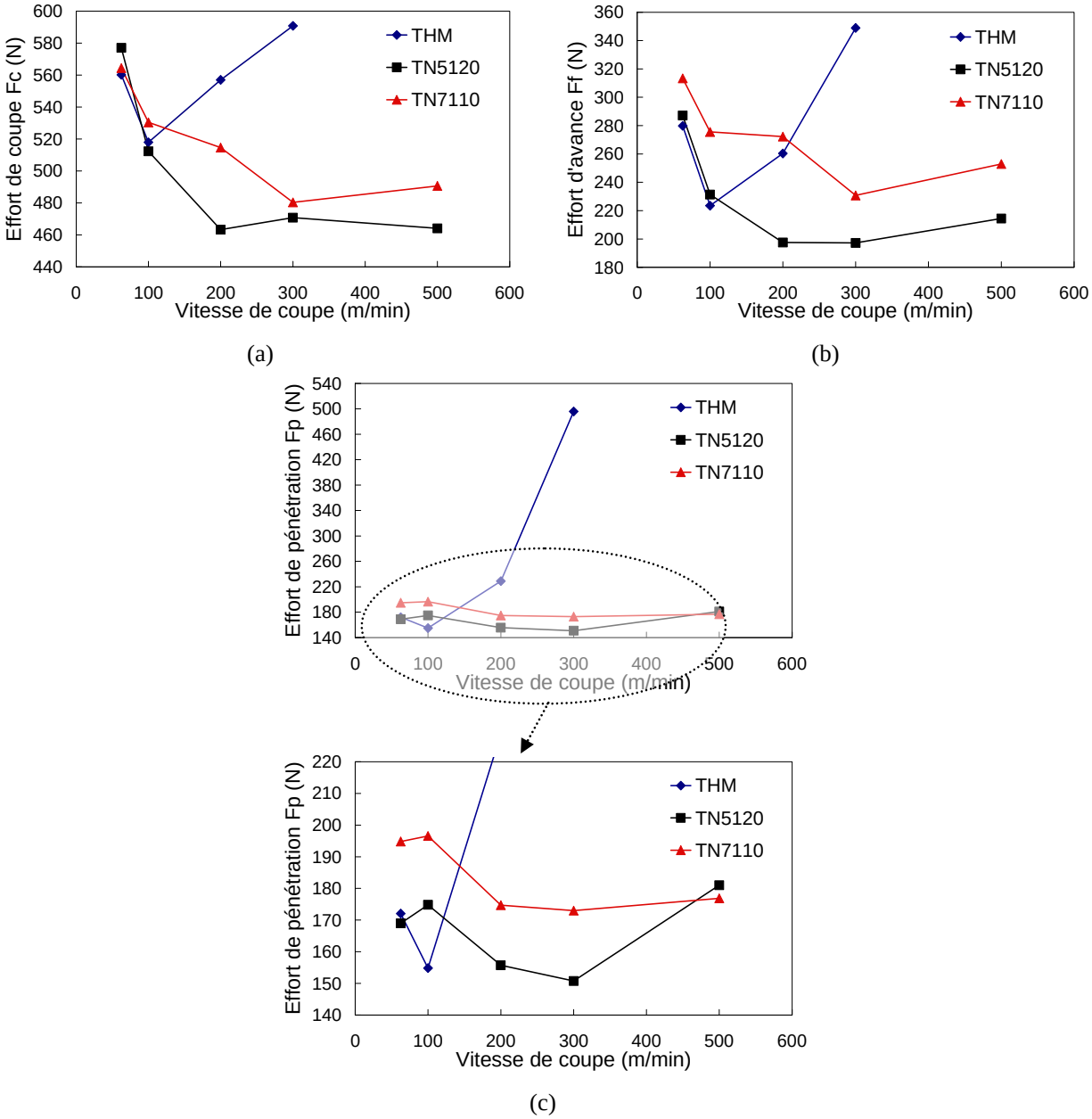


Figure 3.23 : Efforts de coupe (a), d'avance (b) et de pénétration (c) en fonction de la vitesse de coupe (f = 0.2 m/tr et a_p = 1 mm) pour les configurations THM (sans revêtement), TN5120 (TiN-TiCN-Al_2O_3) et TN7110 (TiN-TiCN-Al_2O_3-TiN) ; la vitesse de coupe V_c = 500 m/min n'a pas été réalisée pour le cas THM

Au-delà d'une vitesse de coupe V_c = 100 m/min et pour les trois efforts (de coupe, d'avance et de pénétration), nous notons une importante élévation des efforts pour les essais réalisés avec l'outil de coupe non revêtu (THM), cf. Figure 3.23. Les écarts d'efforts avec une vitesse de coupe V_c = 300 m/min (qui est la vitesse maximale utilisée pour la configuration sans revêtement), sont consignés dans le Tableau 3.5. Ces écarts représentent la valeur absolue de la différence entre les efforts obtenus avec différentes configurations (avec et sans revêtement).

	TN5120 (TiN-TiCN-Al_2O_3)	TN7110 (TiN-TiCN-Al_2O_3-TiN)
THM (sans revêtement)	ΔF_c = 120 N ΔF_f = 150 N ΔF_p = 340 N	ΔF_c = 110 N ΔF_f = 120 N ΔF_p = 320 N

Tableau 3.5 : Écart d'efforts observés à V_c = 300 m/min; f = 0.2 mm/tr et a_p = 1 mm lors de l'usinage de l'acier inoxydable AISI 304L avec des outils de coupe non revêtu et revêtus ; ces écarts représentent la valeur absolue de la différence entre les efforts

Les plus grands écarts d'efforts sont obtenus avec les efforts de pénétration pour lesquels les différences dépassent 300 N, cf. Tableau 3.5. Les évolutions en fonction du temps des efforts pour les conditions de coupe (V_c = 300 m/min ; f = 0.2 mm/tr ; a_p = 1 mm) et pour les trois configurations d'outils de coupe utilisées sont données par la Figure 3.24.

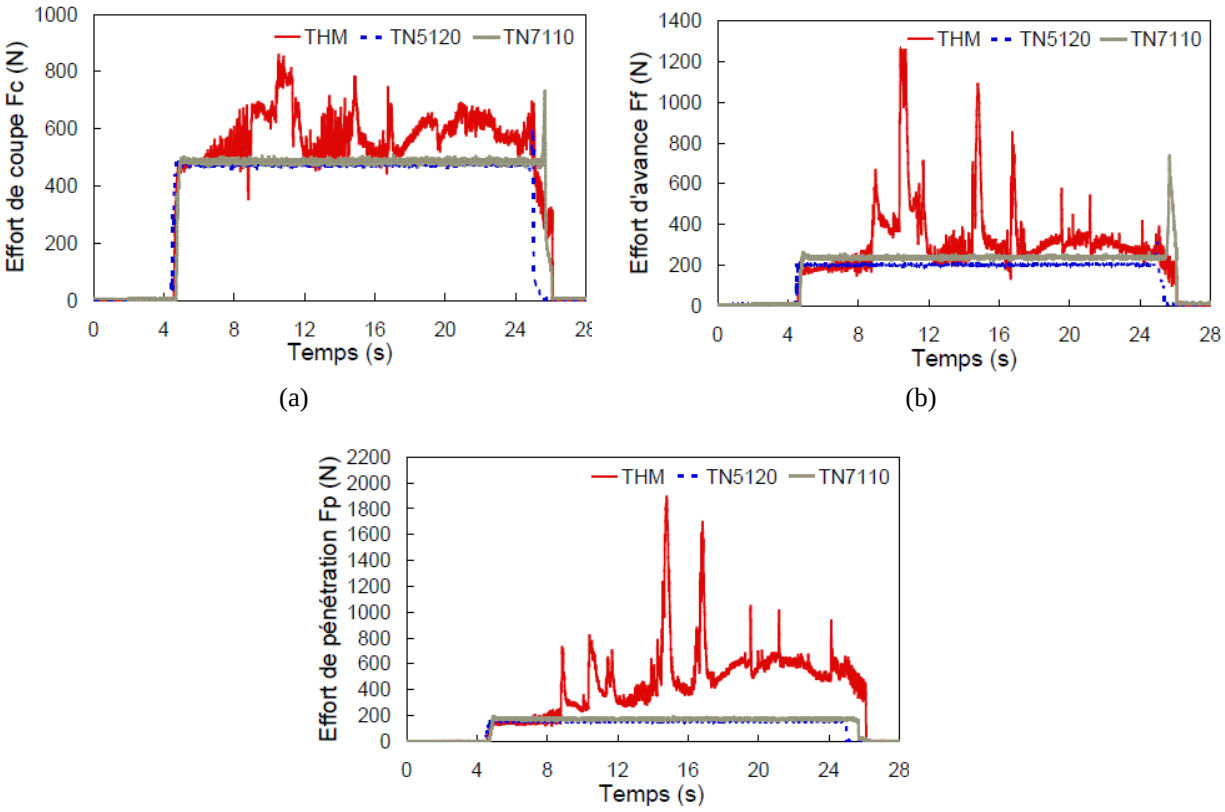
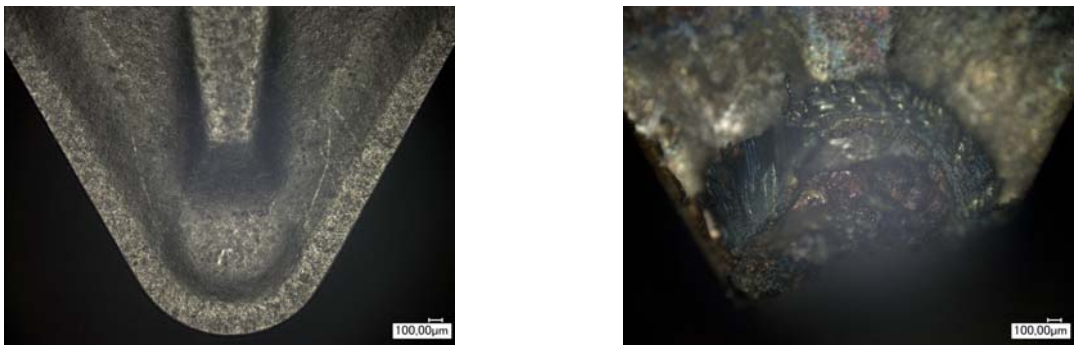


Figure 3.24 : Évolution temporelle des efforts de coupe (a), d'avance (b) et de pénétration (c) : usinage à sec de l'acier inoxydable AISI 304L avec les outils THM (sans revêtement) et TN5120 (TiN-TiCN-Al_2O_3) et TN7110 (TiN-TiCN-Al_2O_3-TiN) ; (V_c = 300 m/min; f = 0.2 mm/tr et a_p = 1 mm)

Nous remarquons qu'en l'absence de revêtement, l'importance des sollicitations thermomécaniques auxquelles est sujet l'outil de coupe est considérablement augmentée. En effet, les efforts pour le cas avec un outil non revêtu (référence THM) subissent de fortes variations avec des pics atteignant 800 N, 1300 N et 1900 N pour les efforts de coupe, d'avance et de pénétration respectivement (Figure 3.24). Pour la condition de coupe (V_c = 300 m/min; f = 0.2 mm/tr et a_p = 1 mm) avec un outil de coupe non revêtu (référence THM), un effondrement du rayon de bec a été observé, Figure 3.25.



(a) (b)

Figure 3.25 : Outil de coupe non revêtu en carbure (a) neuf, (b) usé ayant servi lors de l'usinage à sec de l'acier inoxydable AISI 304L avec les conditions de coupe suivantes : V_c = 300 m/min; f = 0.2 mm/tr et a_p = 1 mm

En l'absence de revêtement, le frottement outil – matière usinée s'intensifie si bien que la température connaît une importante augmentation. La combinaison de ces deux phénomènes va accélérer l'usure de l'outil de coupe, d'où l'apparition de cet effondrement du rayon de bec. A la suite de ce dernier, l'outil de coupe se retrouve amputé d'une partie située dans la zone de coupe, et cela va affecter les évolutions des efforts dans les trois directions (Figure 3.24). Les pics d'efforts observés à la Figure 3.24 correspondent à des chocs importants subis par l'outil de coupe lors de l'usinage. La Figure 3.24 illustre les effets bénéfiques de l'utilisation d'outils de coupe revêtus, mais nous pouvons noter le fait que le revêtement TN5120 (TiN-TiCN-Al_2O_3) a plus d'effets positifs que celui dénommé TN7110 (TiN-TiCN-Al_2O_3-TiN). En effet, avec le revêtement TN5120, les trois efforts sont moins importants qu'avec le TN7110. La différence entre ces deux configurations se situe au niveau de la couche en contact avec le matériau usiné. Pour le TN5120, c'est la couche d'Al_2O_3, tandis que pour l'autre (TN7110), il s'agit de celle à base de TiN. La couche d'Al_2O_3 présente des effets positifs sur les transferts thermiques à l'interface outil – matière usinée, alors que celle de TiN peut contribuer à réduire l'intensité du frottement outil – matière usinée. Ainsi (comme c'est le cas avec le TN5120), la couche d'Al_2O_3 qui possède une faible conductivité thermique (environ 7.5 $Wm^{-1}K^{-1}$) va favoriser une meilleure évacuation de la chaleur dans le copeau (dont la conductivité est plus importante ; entre 15 et 30 $Wm^{-1}K^{-1}$). Cela va permettre la préservation de l'outil de coupe d'une usure rapide comme c'est le cas avec un outil non revêtu (Figure 3.24 et Figure 3.25).

4.3. Impact sur la température mesurée

Les températures présentées dans ce paragraphe ont été mesurées à l'aide d'un thermocouple, cf. Figure 3.3.c et Figure 3.9, dont l'extrémité est située à une distance d'environ 3.5 mm de la surface de l'outil de coupe en contact avec la matière usinée à sec.

Évolution temporelle des températures mesurées par le thermocouple

Pour chaque vitesse de coupe utilisée pour cette étude expérimentale (Tableau 3.4), une confrontation de l'évolution temporelle de la température pour les différentes configurations choisies est illustrée, cf. Figure 3.26.

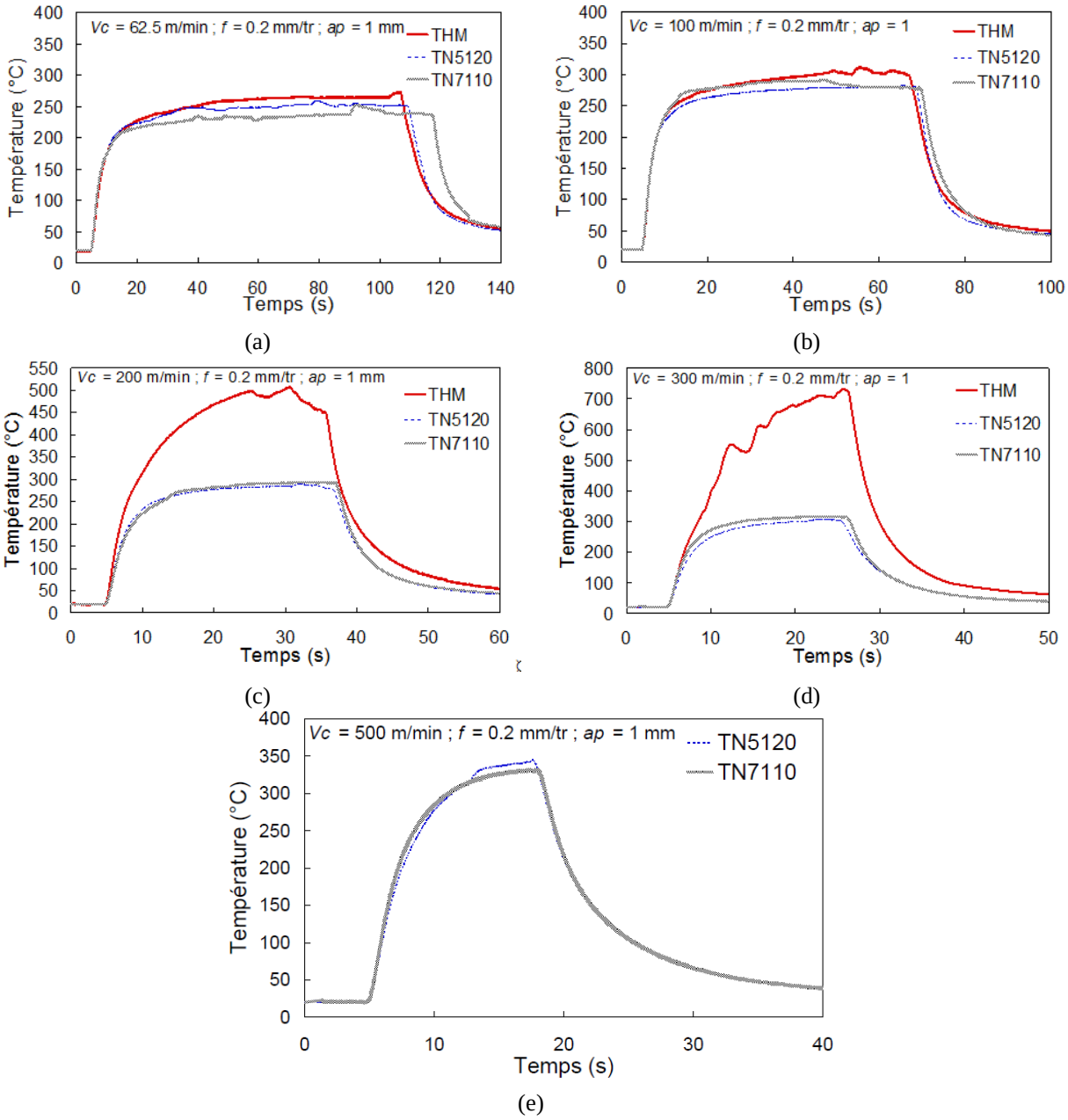


Figure 3.26 : Températures mesurées par le thermocouple pour différentes vitesses de coupe, lors de l'usinage à sec de l'acier inoxydable AISI 304L avec des outils de coupe ayant différentes configurations : THM (sans revêtement), TN5120 (TiN-TiCN-Al_2O_3) et TN7110 (TiN-TiCN-Al_2O_3-TiN) ; la vitesse de coupe V_c = 500 m/min n'a pas été réalisée avec l'outil non revêtu THM

En observant la Figure 3.26, nous remarquons jusqu'à une vitesse de coupe V_c = 100 m/min que les différences de température n'excède pas 30 °C environ. Au-delà (à partir de V_c = 200 m/min), cette différence varie très peu entre les configurations avec revêtement TN5120 (TiN-TiCN-Al_2O_3) et TN7110 (TiN-TiCN-Al_2O_3-TiN).

Nous constatons une forte augmentation de la température avec l'outil sans revêtement THM à partir de V_c = 200 m/min. Cela illustre bien l'importance capitale des revêtements lors de l'usinage des aciers inoxydables, surtout lorsqu'aucun lubrifiant n'est utilisé comme c'est le cas dans cette étude. Pour une vitesse de coupe V_c = 200 m/min, l'écart de température entre les cas avec et sans revêtement atteint 200 °C Figure 3.26 (c), tandis qu'avec V_c = 300 m/min cette différence monte jusque 400 °C, Figure 3.26 (d).

La condition de coupe avec une vitesse de coupe V_c = 500 m/min n'a pas été réalisée avec l'outil sans revêtement THM. Les fortes élévations de température sont dues au fait qu'en l'absence de revêtement, les sollicitations thermomécaniques auxquelles doit faire face l'outil de coupe sont amplifiées. Ceci a pour conséquence une dégradation rapide de l'état de l'outil de coupe, cf. Figure 3.24 et Figure 3.25.

Nous observons peu de différences entre les résultats obtenus avec les deux configurations de revêtement. Nous pouvons donc dire que la couche de TiN (en contact avec le matériau usiné pour le TN7110 (TiN-TiCN-Al_2O_3-TiN)) n'a pas d'effets sur la température dans les conditions d'usinage utilisées pour cette étude expérimentale.

Température maximale mesurée dans l'outil de coupe

Les températures maximales pour chaque condition de coupe et chaque configuration d'outil sont calculées et représentées sur la Figure 3.27.

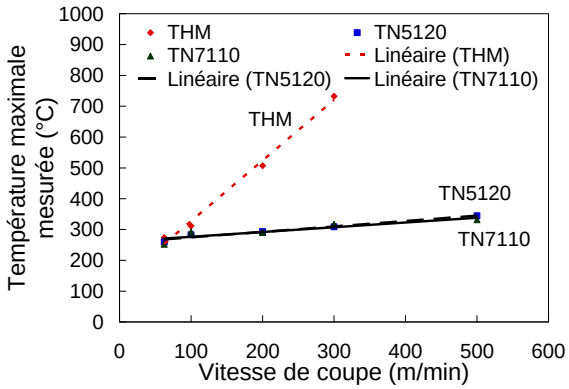


Figure 3.27 : Températures maximales mesurées dans l'outil de coupe pour les différentes configurations d'outil ; THM (sans revêtement), TN5120 (TiN-TiCN-Al_2O_3) et TN7110 (TiN-TiCN-Al_2O_3-TiN) lors de l'usinage à sec de l'acier inoxydable AISI 304L

Pour toutes les configurations d'outils de coupe, nous notons une croissance linéaire de l'évolution de la température maximale mesurée dans l'outil de coupe. Nous remarquons également que les températures maximales obtenues lors des essais réalisés avec les outils revêtus sont pratiquement les mêmes. Des lois d'évolution de la température maximale T_{max} en fonction de la vitesse de coupe V_c ont été déduites :

- Cas de l'outil non revêtu THM

$$T_{\max} = 1.96V_c + 131.98 \tag{3.7}$$

- Cas des configurations TN5120 (TiN-TiCN-Al_2O_3), TN7110 (TiN-TiCN-Al_2O_3-TiN)

$$T_{\max} = 0.17V_c + 256.91 \tag{3.8}$$

Pour des vitesses de coupe inférieures à 100 m/min, il n'y a pas de grandes différences entre les températures maximales des cas avec et sans revêtement ; au-delà l'écart entre les températures maximales des cas avec et sans revêtement s'accroit. Pour la plage de vitesse de coupe choisie (62.5 à 500 m/min), la température maximale évolue linéairement entre 250 °C et 700 °C pour le cas sans revêtement. Avec revêtement, nous pouvons noter une plage de variation linéaire de la température maximale qui est nettement moins importante (de 250 °C à 350 °C). La présence des revêtements va contribuer à réduire de manière significative la température maximale dans l'outil de coupe afin de le préserver de toute usure rapide.

Taux d'évolution de la température

Nous nous intéressons également aux taux d'évolution de la température pour toutes les conditions de coupe utilisées lors des essais d'usinage à sec de l'acier inoxydable AISI 304L. Ces taux d'évolution de la température sont calculés à l'aide de l'expression suivante.

$$\frac{dT}{dt} = \frac{T_2 - T_1}{t_2 - t_1} \tag{3.9}$$

avec T_1 et T_2 les températures mesurées à t_1 et t_2 respectivement ($t_2 > t_1$).

La Figure 3.28 présente l'évolution de dT/dt pour toutes les configurations de revêtement. Quelque soit le cas, dT/dt augmente rapidement dès le début de la coupe, atteint un maximum, puis diminue dès lors que la température commence à se stabiliser.

Pour chaque revêtement, plus la vitesse croît, plus le taux d'élévation de la température est grand. L'augmentation de la vitesse de coupe génère des températures plus importantes dans l'outil de coupe en raison de la déformation et la vitesse de déformation du matériau usiné qui croient. A la Figure 3.28 (c), nous observons pour le cas sans revêtement (THM) d'importantes fluctuations qui sont imputables à l'usure rapide à laquelle l'outil de coupe est sujet à une vitesse de coupe V_c = 300 m/min (Figure 3.24 et Figure 3.25).

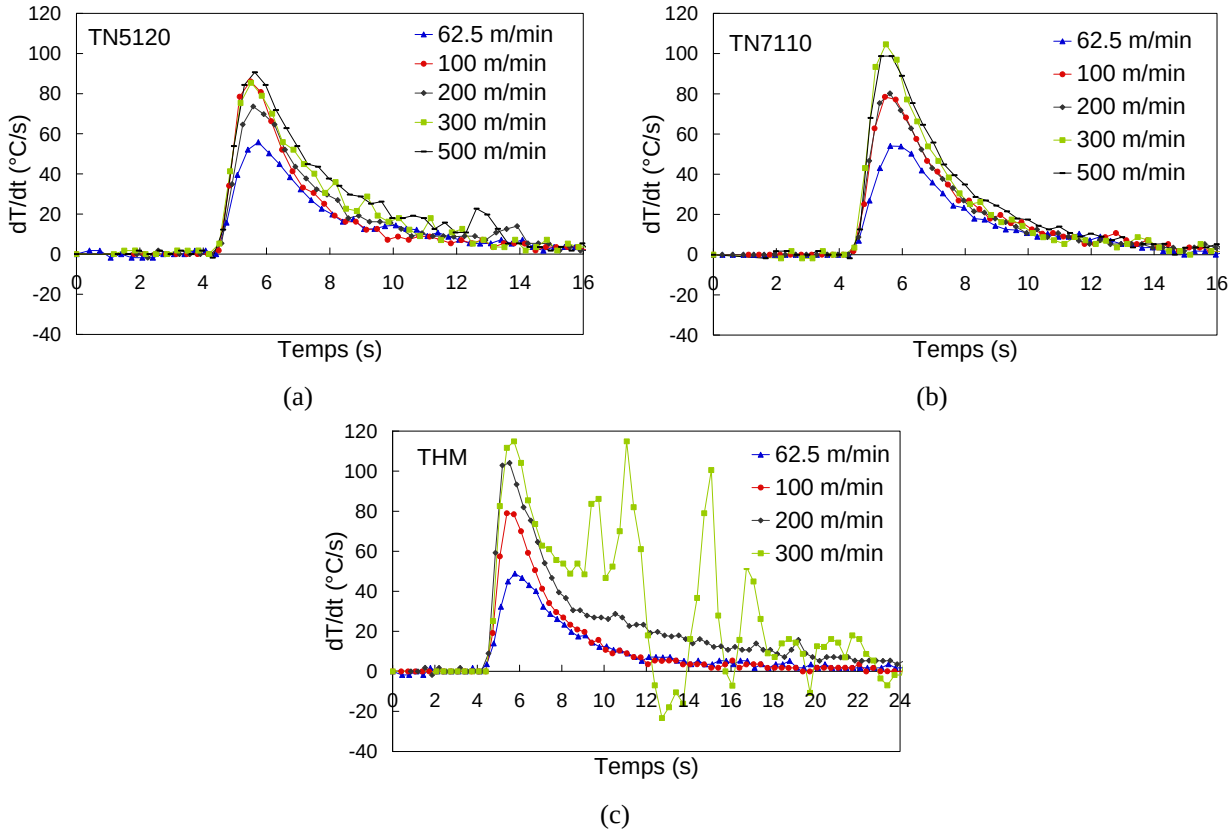


Figure 3.28 : Taux d'évolution de la température pour les trois configurations d'outil : (a) TN5120 (TiN-TiCN-Al_2O_3), (b) TN7110 (TiN-TiCN-Al_2O_3-TiN), (c) THM (sans revêtement) ; la vitesse de coupe V_c = 500 m/min n'a pas été réalisée pour le THM, f = 0.2 mm/tr et a_p = 1 mm

Plus la vitesse de coupe croît, plus importante sera la vitesse d'évolution de la température à l'intérieur de l'outil de coupe. Et lorsque l'usinage à sec de l'acier inoxydable AISI 304L est réalisé avec un outil non revêtu (THM), nous notons une forte instabilité de la température au-delà d'une vitesse de coupe de 200 m/min. Lorsque la vitesse de coupe est inférieure à 100 m/min, nous observons des vitesses d'évolution de la température similaires pour toutes les configurations d'outils utilisées lors des essais. L'effet des revêtements est observé au-delà de 100 m/min.

4.4. Impact sur l'état de surface

Des mesures de rugosité R_a, cf. expression (3.6), ont également été réalisées pour cette étude de l'influence des revêtements d'outil de coupe, Figure 3.29. Nous remarquons dans un premier temps que les mesures de rugosité sont majoritairement comprises entre R_a = 1.6 µm et R_a = 2.3 µm. Il n'y a pas eu de mesures pour le cas sans revêtement THM, et pour les vitesses de coupe V_c = 300 m/min et V_c = 500 m/min car les essais n'ont pas été réalisés avec ces deux vitesses de coupe en raison de l'usure rapide de l'outil non revêtu à une vitesse de 200 m/min.

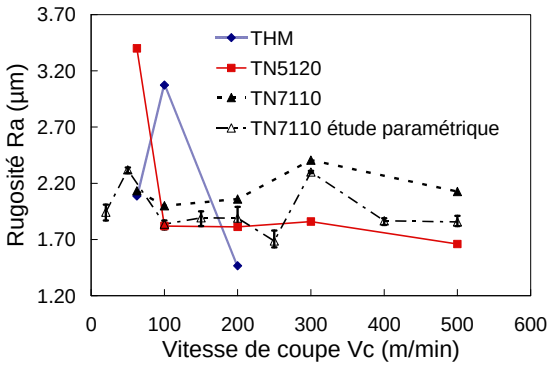


Figure 3.29 : Rugosité R_a en fonction de la vitesse de coupe (f = 0.2 mm/tr et a_p = 1 mm) pour différentes configurations d'outil : THM (sans revêtement), TN5120 (TiN-TiCN-Al_2O_3) et TN7110 (TiN-TiCN-Al_2O_3-TiN), matière usinée acier inoxydable AISI 304L

La Figure 3.29 montre que les rugosités *Ra* obtenues sont majoritairement situées entre 1.6 et 2.4 mm. Cependant, deux mesures s'écartent de manière importante de cette zone, et il s'agit des rugosités R_a des cas THM (sans revêtement, V_c = 100 m/min) et TN5120 (TiN-TiCN-Al_2O_3, V_c = 62.5 m/min). Cette observation peut être imputable à des particularités telles qu'une mauvaise évacuation des copeaux, ou d'éventuelles vibrations.

4.5. Bilan de l'étude de l'influence des revêtements

Cette étude aura permis de mettre en évidence l'importance des revêtements lors de l'usinage des aciers inoxydables, en particulier lorsque la coupe est réalisée sans lubrification. Les essais réalisés n'ont pas permis l'observation de grandes différences entres les résultats obtenus avec les deux configurations de revêtement TN5120 (TiN-TiCN-Al_2O_3) et TN7110 (TiN-TiCN-Al_2O_3-TiN). Nous remarquons que les revêtements permettent de limiter l'augmentation de la température et ainsi préserver l'outil de coupe d'une usure rapide, cette dernière ayant été observée avec les outils non revêtus (THM). Nous notons que lorsque l'usinage à sec de l'acier inoxydable AISI 304L est réalisé un outil non revêtu et à des vitesses de coupe inférieures à 100 m/min, les efforts de coupe et la température obtenus sont du même ordre que les résultats issus d'un usinage avec un outil revêtu. Pour de grandes vitesses de coupe, l'utilisation d'outils revêtus est une nécessité afin d'éviter leur usure prématurée. Les observations faites avec les résultats de rugosité sont semblables à celles faites lors de l'étude paramétrique de la vitesse de coupe.

5. Conclusion

Cette étude expérimentale de l'effet des revêtements s'est déroulée en deux parties. Dans un premier temps, il y a eu des études paramétriques de la vitesse de coupe, de l'avance par tour et de la profondeur de passe. Elles ont été réalisées à sec, avec des outils de coupe en carbure revêtus multi couches TN7110 (TiN-TiCN-Al_2O_3-TiN) et chaque essai a été répété trois fois. Ces études ont permis d'analyser l'effet de ces paramètres sur les efforts spécifiques de coupe, d'avance et de pénétration. Lorsque l'usinage est réalisé avec de petites valeurs de ces trois paramètres, une chute des efforts spécifiques est observée. A partir de certaines valeurs, nous observons une tendance à la stabilisation

qui permet d'identifier les paramètres permettant d'avoir des efforts spécifiques stables. Ces derniers permettent de préserver l'outil de coupe d'une usure rapide. Des estimations du coefficient de frottement ont été réalisées et ont montré des valeurs toutes supérieures à 0.5, ce qui est fréquemment observé pour les aciers inoxydables, [MAR_10]. Quant à la rugosité, le paramètre qui a le plus d'influence sur celle-ci est l'avance par tour. Nous observons dans une plage avec de petites valeurs d'avance lorsque cette dernière augmente une baisse de la rugosité. Cette baisse est suivie d'une augmentation de la rugosité lorsque l'avance croît. La seconde partie des essais de tournage à sec a porté sur la confrontation de différentes configurations d'outil de coupe. Trois cas ont été sélectionnés : THM (sans revêtement), TN5120 (TiN-TiCN-Al_2O_3) et TN7110 (TiN-TiCN-Al_2O_3-TiN). Le choix des conditions de coupe pour cette seconde partie a été fait sur la base des résultats des études paramétriques menées. Les essais réalisés l'ont été avec différentes vitesses de coupe et une avance et une profondeur de passe fixées. Les efforts obtenus ont montré l'importance de l'utilisation d'outils de coupe revêtus lors de l'usinage des aciers inoxydables surtout lorsqu'il n'y a pas de lubrifiant utilisé. L'outil de coupe non revêtu a subi une usure précoce entraînant une forte instabilité des efforts à partir d'une vitesse de coupe égale à 200 m/min. Aucune importante différence n'a été observée entre les deux types de revêtement. Concernant la température, la présence des revêtements permet de freiner leur augmentation. Au cours des essais de tournage (chariotage) à sec, les outils de coupe utilisés n'ont pas subi d'usures importantes, en raison des courtes durées d'usinage (de l'ordre de quelques secondes), mis à part les outils non revêtus usinant à grande vitesse. Dans la continuité des essais réalisés, une étude approfondie de l'usure est envisagée

CHAPITRE 4 : MODÉLISATION DU PROCÉDÉ DE TOURNAGE PAR UNE APPROCHE 2D AVEC UN OUTIL DE COUPE REVÊTU

TABLE DES MATIÈRES DU CHAPITRE 4

1. Introduction 101
2. Modélisation géométrique des outils de coupe par numérisation 101
2.5. Description de la numérisation et utilisation dans les travaux réalisés 101
2.6. Moyens expérimentaux et technique d'acquisition 102
2.7. Application à l'outil de coupe TCMT16T308 104
2.3.1. Numérisation de la plaquette de coupe TCMT16T308 104
2.3.2. Définition et extraction d'un profil de coupe 2D 105
3. Modélisation hybride analytique/numérique des efforts de coupe 108
3.1. Description des étapes du modèle proposé 108
3.2. Modèles de calcul de l'angle d'écoulement du copeau 113
3.2.1. Modèle de Colwell 114
3.2.2. Modèle de Wang 115
4. Mise en œuvre du modèle : Simulation numérique 2D 117
4.1. Mise en données du problème numérique 117
4.2. Efforts de coupe en fonction de l'épaisseur de copeau non déformé 122
4.3. Impact de la direction d'écoulement sur les efforts de coupe 124
5. Confrontation des résultats numériques et expérimentaux 130
5.1. Usinage avec la plaquette en carbure revêtue TN7110 (TiN-TiCN-Al_2O_3-TiN) 130
5.2. Étude de deux types d'outil de coupe (avec et sans revêtement) 133
6. Conclusion 136

1. Introduction

L'étude de l'effet des revêtements lors de l'usinage à sec des aciers inoxydables présentée dans les deux précédents chapitres, a été réalisée par le biais de simulations numériques et d'essais de tournage à sec avec des outils de coupe possédant différentes configurations. Dans ce quatrième et dernier chapitre, nous nous consacrons à la modélisation du procédé de tournage par une approche 2D. L'opération de coupe étudiée est le tournage à sec de l'acier inoxydable AISI 304L avec un outil de coupe en carbure revêtu multi couches (TN7110 : TiN-TiCN-Al_2O_3-TiN). Les travaux présentés ici ont été réalisés en se servant du deuxième chapitre pour la simulation numérique (mise en données), et du troisième pour la confrontation de résultats numériques et expérimentaux. Pour l'approche 2D proposée, une technique de numérisation, présentée dans la première partie de ce chapitre, a été utilisée afin d'obtenir la géométrie réelle de l'outil de coupe utilisé (référence iso TCMT16T308). Dans une deuxième partie, une démarche permettant d'évaluer les efforts de coupe, d'avance et de pénétration en tournage à partir de la simulation numérique de la coupe orthogonale 2D est présentée. Finalement, les résultats issus de la modélisation proposée sont présentés et confrontés aux résultats expérimentaux exposés au chapitre précédent.

2. Modélisation géométrique des outils de coupe par numérisation

Dans le but d'obtenir des résultats optimaux, il apparaît nécessaire de tenir compte de la géométrie précise des outils de coupe. En effet, comme c'est le cas avec les outils considérés dans l'étude expérimentale, certains possèdent des géométries particulières qui peuvent influencer la pression, la morphologie du copeau et la température. L'effet de la géométrie de l'outil sur la pression et la température aux surfaces de l'outil et du copeau à leur interface de contact a par ailleurs été mis en évidence aux sections 3.1, 3.2 et 4.5 du deuxième chapitre. Il a été ainsi montré, notamment l'influence d'une variation de l'angle de coupe le long du profil de l'outil (cf. Figure 2.5). Fort de ce constat, la plaquette de coupe ayant servi pour les études expérimentales (cf. troisième chapitre) a été numérisée afin d'obtenir une géométrie 3D, à partir de laquelle une section plane est extraite pour son utilisation dans les simulations numériques 2D. Cette partie débute par une description brève de différentes techniques de numérisation et les différentes applications qui peuvent en découler. Puis les moyens et démarches mis en œuvre sont présentés. Enfin l'application aux travaux réalisés est précisée dans un dernier paragraphe.

2.1. Description de la numérisation et utilisation dans les travaux réalisés

La numérisation est un procédé permettant l'obtention d'une version numérique 3D de la géométrie d'un objet réel qui est partiellement voire totalement indisponible, [PARK_09]. La numérisation 3D peut se faire avec ou sans contact de l'objet à numériser.

- Numérisation avec contact : elle repose sur la connaissance d'un point dans l'espace grâce à la géométrie d'un palpeur, et du codage des axes de mouvement de la machine d'acquisition. Un palpeur vient en contact avec l'objet soit ponctuellement, soit en continu,
- Numérisation sans contact : elle peut être réalisée par des méthodes optiques (laser, lumière structurée), par la technique du temps de vol (télémétrie), ou encore par imagerie type médicale (échographie ultrasonore).

Les modèles numériques 3D permettent une panoplie d'applications qui vont de la reproduction d'objets, aux activités éducatives ou de loisirs, en passant par l'analyse scientifique ou historique. La numérisation peut servir pour un contrôle de conformité d'une pièce fabriquée, pour lequel Son et al. [SON_02] proposent un système automatisé de numérisation. Elle est également utilisée dans le secteur industriel, avec par exemple la récupération d'une version numérique de la géométrie d'une tête de came, un travail présenté par Barbero [BAR_09]. Nous retrouvons la numérisation couplée avec d'autres procédés tel que le prototypage rapide, un couplage pour lequel Chen et al. [CHE_97] proposent une méthode permettant la construction d'un fichier au format acceptable pour des machines de prototypage rapide. La numérisation fait l'objet de divers travaux à des fins d'optimisation pour rendre plus simples et compréhensibles les algorithmes, et pour gagner en temps de procédure ainsi qu'en qualité, [CUI_12].

En ce qui concerne les travaux de thèse réalisés, la numérisation revêt une importance car elle permet d'améliorer les études numériques en 2D et en 3D qui ont trait à l'usinage. En effet, comme il a été montré au deuxième chapitre, la prise en compte de la géométrie réelle des outils de coupe lors de la simulation numérique de l'usinage a une influence non négligeable sur certaines grandeurs telle que la pression. La numérisation peut permettre également des études de rétro conception pour l'optimisation d'outillage dédié à l'usinage. Cela s'avère important lorsque la version numérique d'une géométrie d'outil de coupe n'est pas disponible, ce qui est le cas pour l'outil de coupe considéré ici.

2.2. Moyens expérimentaux et technique d'acquisition

La numérisation s'est effectuée avec un système de mesure topométrique 3D OptoTOP-HE (installé à l'InSIC) de marque BREUCKMANN, associé au logiciel de traitement d'images 3D OPTOCAT de la même marque. La taille de l'outil de coupe a nécessité l'emploi d'un champ de type HE-50. Le système utilisé fonctionne sur le principe de projection de lumière structurée faisant appel à la technique du moiré par décalage de phase. C'est une technique de triangulation optique et projection de franges (c'est à dire des raies claires et sombres alternées, Figure 4.1), codage de lumière et analyse d'images. Une caméra CCD capte l'image de l'objet, puis la projection d'une séquence de code de GRAY et de 4 images de franges à décalage de phase connu afin de déterminer pour chaque point la différence de hauteur. Le même dispositif a été utilisé pour le contrôle géométrique des fraises d'usinage dans le cadre d'un travail collaboratif entre l'Institut FEMTO-ST de Besançon et le GIP-InSIC, [FON_09].

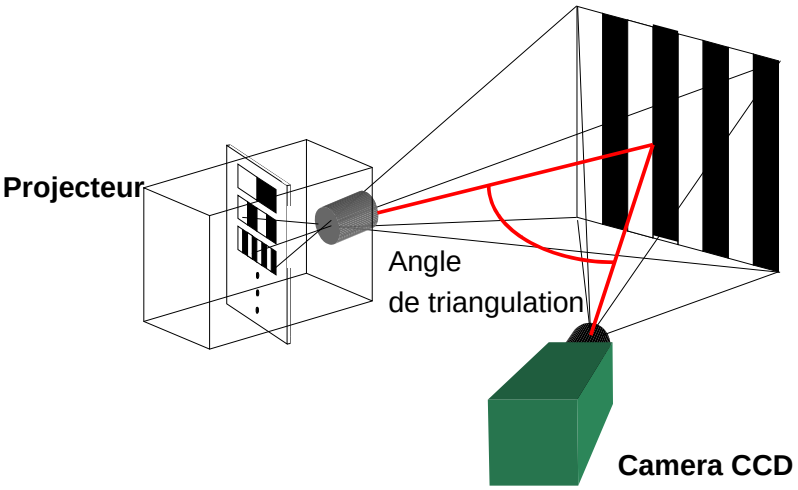


Figure 4.1 : Principe de numérisation du système Breuckmann

Le dispositif utilisé ayant permis la numérisation se trouve ainsi composé des éléments suivants (Figure 4.2) :

- Une caméra CCD (certains dispositifs disposent de plus d'une camera),
- Un projecteur de franges de lumière,
- Un ordinateur équipé du logiciel OPTOCAT.

Figure 4.2 : Dispositif de numérisation

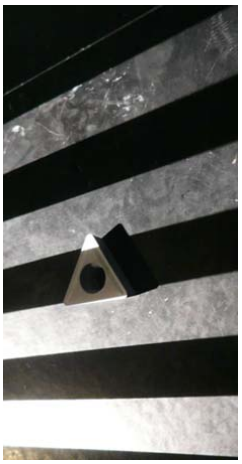
Plusieurs prises de vue, par ailleurs fusionnées via un algorithme de recalage du logiciel OPTOCAT, sont généralement nécessaires à l'acquisition complète de la géométrie 3D. Les images alors combinées se trouvent sous forme d'un nuage de points, format qui peut être post-traité par un logiciel de reconstruction de surfaces. La précision des mesures obtenues à partir de l'objet numérisé à l'aide du dispositif du GIP-InSIC est de l'ordre de 6µm.

2.3. Application à l'outil de coupe TCMT16T308

Cette partie est consacrée à la numérisation de la plaquette de coupe ayant servi à l'étude expérimentale présentée au troisième chapitre (fabricant WIDIA référence iso TCMT16T308), pour l'obtention d'une géométrie 3D puis l'extraction d'un profil 2D utilisé en simulation numérique. Le profil choisi se trouve localisé dans le rayon de bec de l'outil, toujours engagé dans la coupe quelques soient les conditions de coupe considérées expérimentalement.

2.3.1. Numérisation de la plaquette de coupe TCMT16T308

Avant la numérisation, l'outil de coupe est pulvérisé d'une poudre matifiante afin de limiter les effets de brillance pouvant altérer la mesure. La maîtrise de cette étape préliminaire est cruciale pour assurer une fiabilité des mesures. En effet, un excédent de poudre, ou une répartition inhomogène conduit nécessairement à une augmentation de l'erreur de mesure. Contri [CONT_02] a évalué 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. L'auteur obtient 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. Lorsque l'objet à numériser est petit, comme c'est le cas pour l'outil de coupe, il apparaît d'autant plus essentiel de limiter les erreurs que peut générer une répartition non optimale de matifiant. Une attention toute particulière a donc été portée à cette étape préliminaire et une fois l'échantillon préparé, il est installé sur un plateau puis numérisé, Figure 4.3.



(a) (b)

Figure 4.3 : Outil de coupe TCMT16T308 en cours de numérisation : (a) dispositif ; (b) franges de lumière projetée sur l'outil de coupe

Quatorze prises de vue ont été nécessaires à l'acquisition complète 3D de l'outil de coupe, qui se présente à l'issue de la numérisation sous forme d'un nuage de points. La Figure 4.4 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 la CAO de l'outil. Cette démarche peut nécessiter quelques informations dimensionnelles a priori connues de la pièce à numériser. Imposer le rayon de bec, par exemple, peut permettre de s'affranchir des difficultés

liées au traitement du nuage de points à l'endroit des arêtes. Une section 2D est ensuite extraite de la géométrie 3D, qui servira aux simulations numériques.

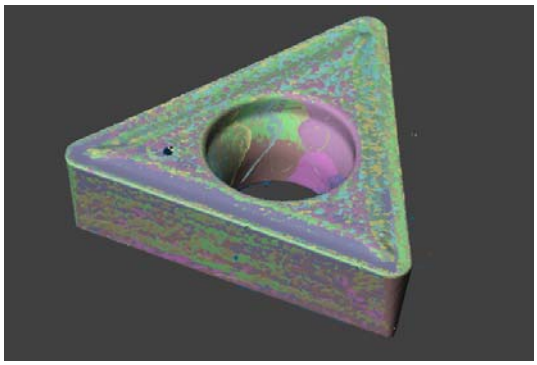
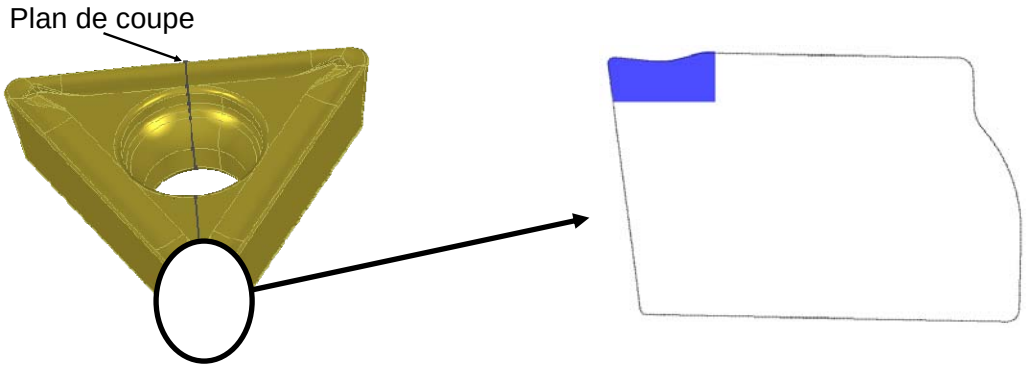


Figure 4.4 : Nuage de points obtenu à l'issue de la numérisation de l'outil de coupe TCMT16T308

2.3.2. Définition et extraction d'un profil de coupe 2D

L'extraction du profil 2D a été réalisée à l'aide du logiciel GEOMAGIC. Le profil 2D choisi est localisé dans le rayon de bec de l'outil de coupe car cette zone est en contact avec la matière usinée lors de la coupe pour toutes les conditions de coupe considérées (avance par tour et profondeur de passe), voir Figure 4.5.a.



(a) (b)

Figure 4.5 : (a) CAO de l'outil et position du plan de coupe servant à l'extraction du profil 2D, (b) Profil correspondant utilisé en simulation numérique 2D

La zone marquée en bleu sur la Figure 4.5.b correspond à celle utilisée pour les simulations numériques 2D. Cette zone est sélectionnée suffisamment grande pour couvrir la totalité du contact outil-copeau et le champ de température à l'intérieur de l'outil de coupe. L'outil de coupe 2D possède des angles de coupe et de dépouille valant 5° et 9°, respectivement. Quant au rayon d'arête (imposé lors de l'étape de rétro conception), il est égal à 0.1 mm. La Figure 4.6 présente en détail la géométrie utilisée pour les simulations numériques.

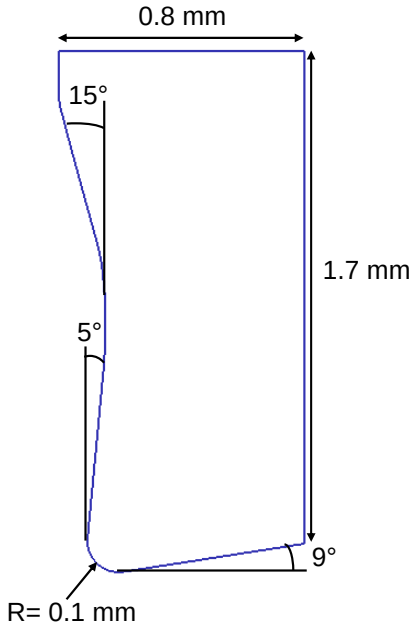


Figure 4.6 : Géométrie 2D issue de l'extraction de profil sur la CAO 3D de la plaquette de coupe TCMT16T308, et correspondant à la zone bleue Figure 4.5(b)

Pour les travaux numériques et expérimentaux réalisés, plusieurs conditions de coupe ont été considérées. De plus, chaque condition de coupe possède un profil correspondant. La question du choix de ce profil 2D d'outil de coupe (Figure 4.6) pour toutes ces conditions se pose, et des éléments de réponse vont être apportés.

Différents profils 2D ont été extraits de la géométrie de l'outil de coupe 3D, Figure 4.7.

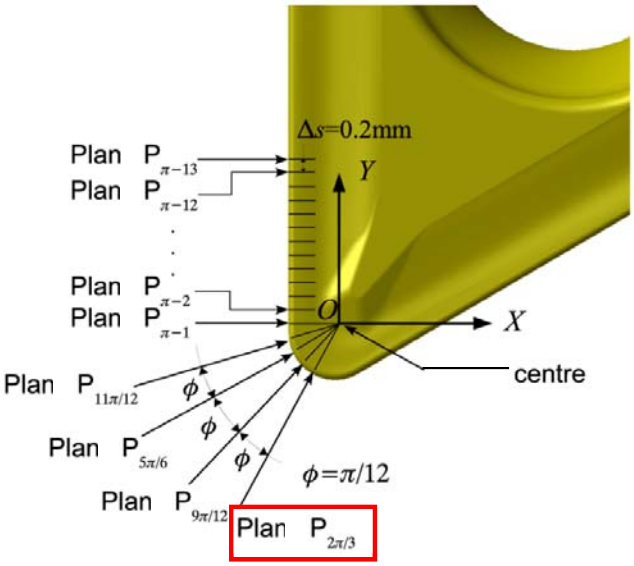


Figure 4.7 : Position des plans contenant les profils 2D extraits de la géométrie 3D de l'outil de coupe TCMT16T308

Afin d'effectuer une analyse comparative de ces différents profils extraits, nous avons tracé en Figure 4.8.c l'évolution de l'angle de coupe et du paramètre δ, que nous désignons par "indice de brise

copeau" (Figure 4.8.c) le long de l'arête de coupe. La position sur l'arête de coupe est repérée par l'abscisse curviligne *s*, qui est prise égale à 0 au niveau du plan $P_{2\pi/3}$ (Figure 4.7).

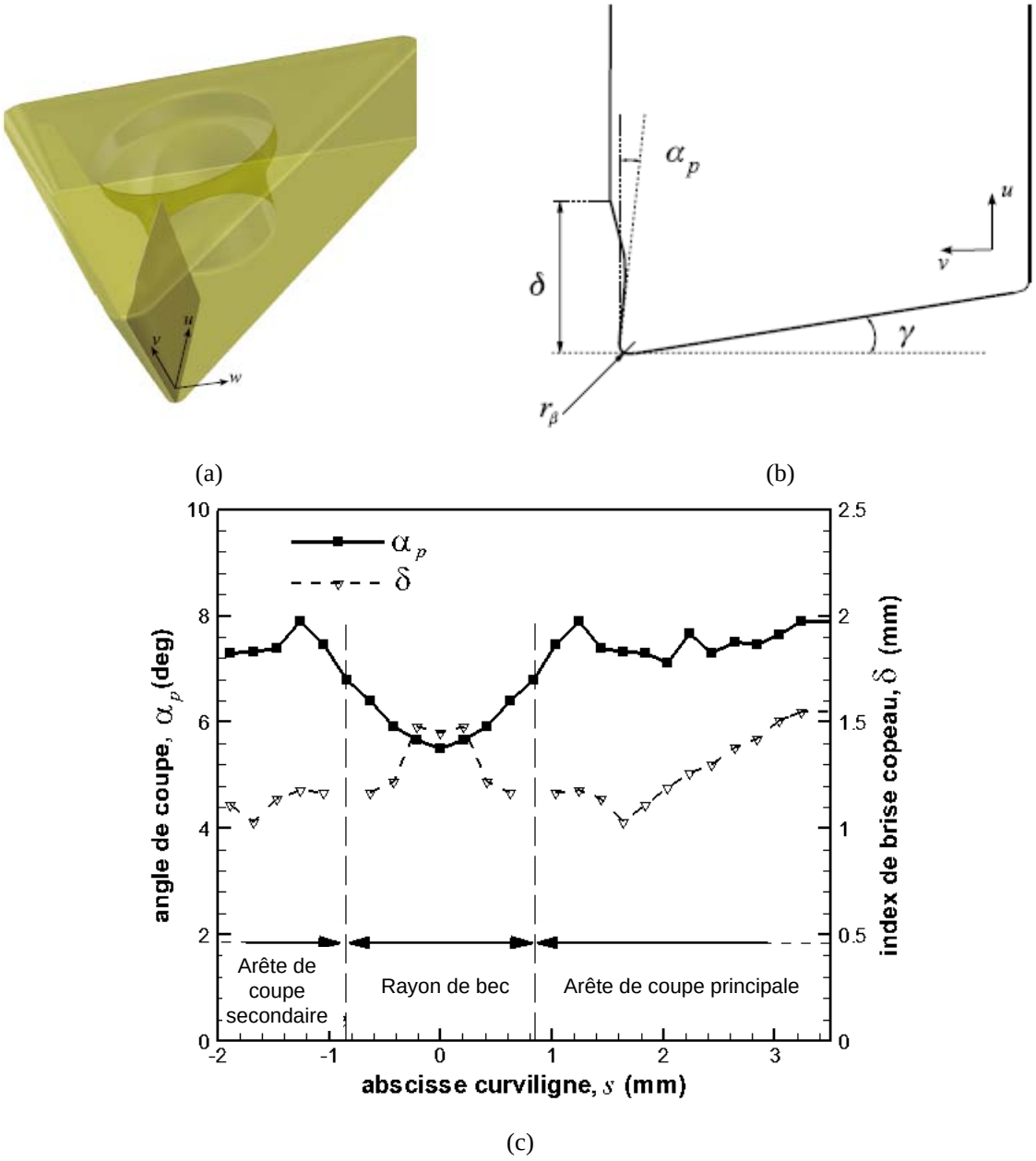


Figure 4.8 : Localisation du profil 2D choisi pour les simulations numériques (a), paramètres de comparaison des différents profils extraits (b), évolution de l'angle de coupe et de l'index du brise copeau en fonction de l'abscisse curviligne (c)

Notons tout d'abord que les évolutions de l'angle de coupe et de δ sont symétriques par rapport à $s = 0$. D'autre part, malgré une diminution d'environ 2° à mesure que l'on s'approche de la pointe de l'outil, l'angle de coupe ne montre qu'une faible variation sur la plus grande partie de l'arête de coupe. L'évolution du paramètre δ est un peu plus marquée en dehors du bec de l'outil, où il passe de 1 mm à environ 1.5 mm. Ces variations de la géométrie de l'outil le long de l'arête de coupe peuvent avoir un effet sur les résultats obtenus par la simulation numérique 2D. Cependant, compte tenu des évolutions relativement limitées de α_p et δ à l'endroit du bec de l'outil, nous pouvons supposer que la section

retenue pour les simulations numériques est représentative de l'ensemble des sections de coupe potentiellement extraites. Rappelons que dans notre approche, la position de la section de coupe "équivalente" est déterminée par l'ange d'écoulement du copeau. Celui-ci étant inférieur à $\pi/2$, les sections potentiellement extraites, au travers de notre modèle, se situent nécessairement dans le bec de l'outil, pour $-0{,}8<s<0{,}8$.

3. Modélisation hybride analytique/numérique des efforts de coupe

La problématique posée est la confrontation des efforts obtenus expérimentalement (3D) aux efforts déduits de simulations numériques en 2D. Cette partie est consacrée à la proposition d'un modèle de passage 2D-3D qui repose sur la connaissance de l'angle d'écoulement du copeau. Après avoir présenté le modèle sous forme de synoptique en décrivant les étapes fondamentales à sa mise en place, nous nous concentrons sur deux modèles de prédiction d'angle d'écoulement de copeau largement utilisés dans la littérature : les modèles de Colwell [COL_54] et de Wang [WAN_01]. Bien que cette étude se restreigne à ces deux modèles, d'autres approches peuvent être utilisées dans la détermination de la direction d'écoulement du copeau.

Un certain nombre de relations s'obtiennent à partir d'une analyse géométrique de deux cas en fonction de la valeur de la profondeur de passe. Dans ce travail de thèse, ces relations sont exprimées dans le cas où l'angle d'attaque et l'angle d'inclinaison de l'outil valent $\pi/2$ et 0, respectivement ; ces valeurs correspondant à celles adoptées pour la campagne expérimentale. Précisons que des relations plus générales peuvent être retrouvées à partir du travail de Wang [WAN_01] et que notre modèle peut être étendu à des configurations plus générales.

3.1. Description des étapes du modèle proposé

Le modèle 2D-3D proposé permettant d'effectuer la confrontation de résultats de coupes réalisées dans des configurations 2D (simulations numériques) et 3D (essais expérimentaux) est décrit. Ce modèle est basé sur la définition d'une épaisseur de copeau non déformé équivalente notée h_e, déduite de la connaissance de l'angle d'écoulement du copeau noté η. La méthodologie développée permettant le passage 2D-3D est présentée sous forme de synoptique en Figure 4.9, d'où nous dégageons trois étapes A, B et C ; les étapes A et B étant subdivisées en deux.

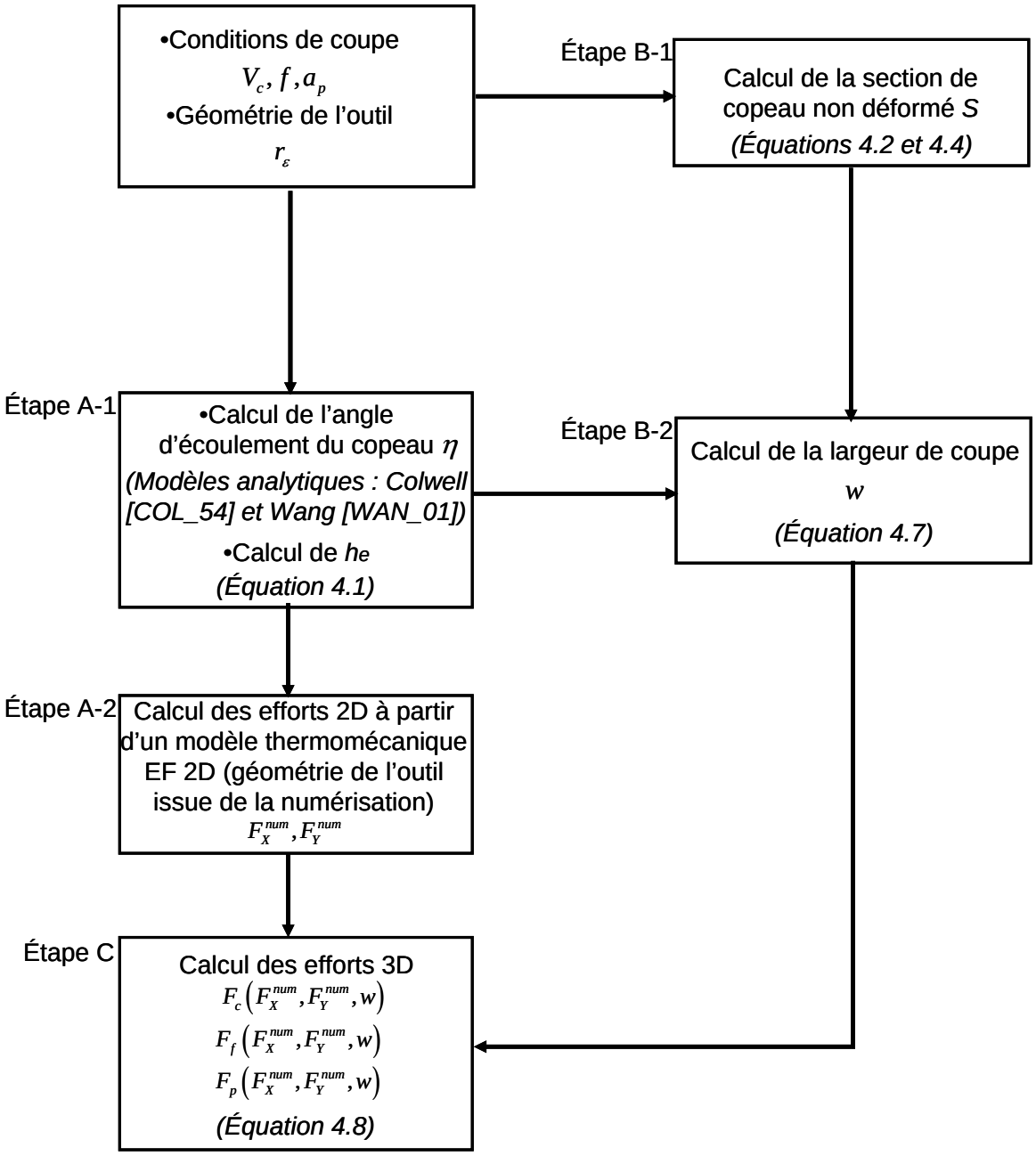


Figure 4.9 : Synoptique illustrant les étapes du modèle analytique/numérique d'estimation des efforts de coupe en tournage

- Étape A-1 : Calcul de l'angle d'écoulement du copeau et de l'épaisseur de copeau non déformé

Pour une géométrie d'outil de coupe, des conditions de coupe (V_c, f, a_p) données et des conditions aux limites fixées (interface, cinématique, voir chapitre deux), la simulation numérique du procédé de coupe en 2D nécessite la définition d'une épaisseur de copeau non déformé h_e. Dans le modèle proposé, ce paramètre, fonction du rayon de bec r_ε, de l'avance par tour f et de la profondeur de passe a_p, est obtenu à partir de la connaissance de la direction d'écoulement du copeau. Une fois l'angle d'écoulement du copeau η déterminé (angle entre la perpendiculaire à l'arête de coupe principale et la direction d'écoulement du copeau, voir Figure 4.10), l'épaisseur h_e correspond à la

largeur de l'aire de copeau non déformé, alignée dans la direction découlement de copeau. La Figure 4.10 illustre pour le cas où $a_p > r_\varepsilon$, la détermination de h_e.

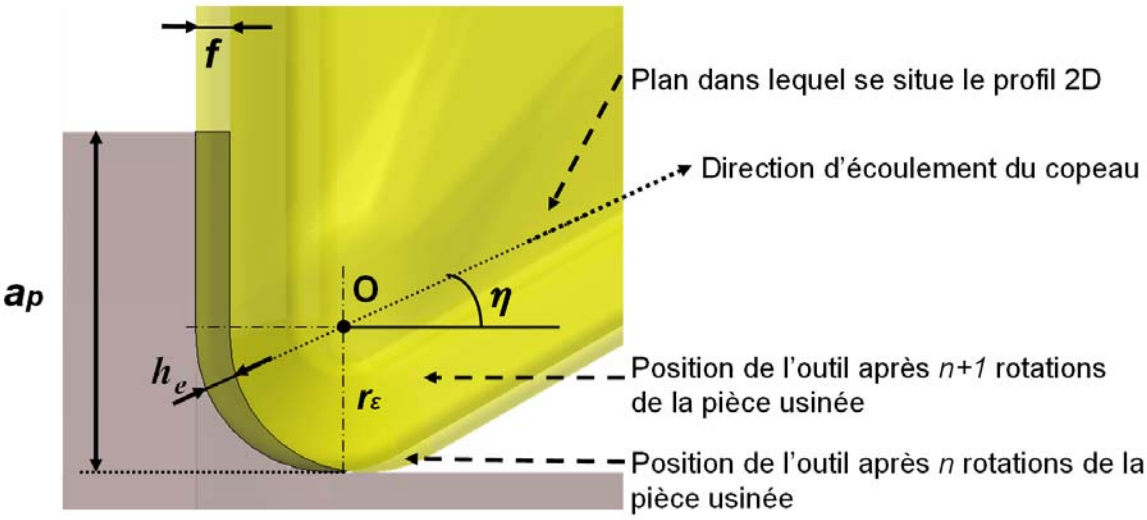


Figure 4.10 : Direction d'écoulement du copeau et liens entre les configurations 2D et 3D ; cas où $a_p > r_\varepsilon$, avec r_ε étant le rayon de bec de l'outil de coupe

Une analyse géométrique permet de déduire l'expression de l'épaisseur de copeau non déformé h_e :

$$h_e = r_\varepsilon + f\cos(\eta) - \left[r_\varepsilon^2 - f^2\sin^2(\eta)\right]^{1/2} \tag{4.1}$$

- Étape A-2 : Calcul des efforts numériques

Cette étape concerne les simulations numériques. Celle-ci est menée en considérant la géométrie de l'outil issue de la procédure de numérisation 3D/extraction 2D par plan de coupe, et illustrée sur la Figure 4.6. La mise en données du problème numérique est décrite dans le deuxième chapitre, nous considérons ici, une épaisseur de copeau non déformée h_e donnée par l'équation (4.1).

- Étape B-1 : Calcul de la section de copeau non déformé

Pour les besoins de la procédure, il est nécessaire de déterminer l'aire de copeau non déformé, notée *S*. Celle-ci est obtenue à partir de relations géométriques où deux cas se distinguent. En se restreignant à la configuration où les angles d'attaque et d'inclinaison de l'outil valent π/2 et 0 respectivement (comme précisé en introduction du paragraphe 3), les cas à considérer sont :

o $a_p \geq r_\varepsilon$

Dans ce cas (Figure 4.11), l'aire *S* est donnée par :

$$S = \int_{\theta_1}^{\pi} dS + f(a_p - r_\varepsilon) \tag{4.2}$$

où $dS, h(\theta)$ et θ_1 sont donnés par les expressions (4.3) suivantes :

(i) $$dS = \frac{1}{2} h(\theta)\left[2r_\varepsilon - h(\theta)\right] d\theta$$

(ii) $$h(\theta) = r_\varepsilon - f\cos(\theta) - \sqrt{r_\varepsilon^2 - f^2 \sin^2(\theta)}$$ (4.3)

(iii) $$\theta_1 = \arccos\left(\frac{f}{2r_\varepsilon}\right)$$

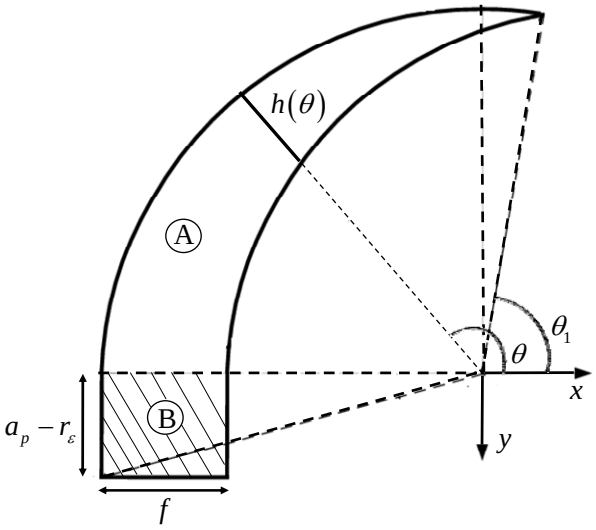


Figure 4.11 : Section de copeau non déformé pour le cas $a_p \geq r_\varepsilon$

- $a_p \leq r_\varepsilon$

Dans ce cas (Figure 4.12), l'aire S est donnée par :

$$S = \int_{\theta_1}^{\theta_{31}} dS \tag{4.4}$$

où

(i) $$dS = \frac{1}{2} h(\theta)\left[2r_\varepsilon - h(\theta)\right] d\theta$$

(ii) $$h(\theta) = r_\varepsilon - f\cos(\theta) - \sqrt{r_\varepsilon^2 - f^2 \sin^2(\theta)} \text{ pour } \theta_1 \leq \theta \leq \theta_{30}$$ (4.5)

(iii) $$h(\theta) = r_\varepsilon - (r_\varepsilon - a_p)\sqrt{1 + \tan^2(\theta - \frac{\pi}{2})} \text{ pour } \theta_{30} \leq \theta \leq \theta_{31}$$

Les angles $\theta_1, \theta_{30}, \theta_{31}$ sont donnés par les relations (4.6) suivantes :

(i) $$\theta_1 = \text{arcos}\left(\frac{f}{2r_\varepsilon}\right)$$

(ii) $$\theta_{30} = \pi - \arctan\left[\frac{r_\varepsilon - a_p}{\left(2r_\varepsilon a_p - a_p^2\right)^{1/2} - f}\right] \tag{4.6}$$

(iii) $$\theta_{31} = \pi - \arcsin\left[\frac{r_\varepsilon - a_p}{r_\varepsilon}\right]$$

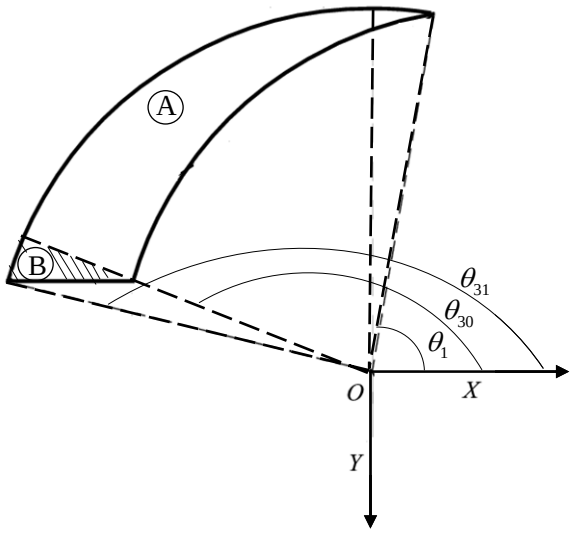


Figure 4.12 : Section de copeau non déformé pour le cas $a_p \leq r_\varepsilon$

- Étape B-2 : Calcul de la largeur de coupe

La largeur de coupe, notée *w*, est ensuite déterminée par l'expression :

$$w = \frac{S}{h_e} \tag{4.7}$$

de sorte que l'aire de la section de copeau non déformé soit conservée entre une description effective du procédé de coupe, illustrée en Figure 4.10 par exemple, et une description simplifiée de la section représentée par un rectangle $h_e.w$, voir Figure 4.13. Nous notons à la Figure 4.13 que la direction de l'épaisseur de copeau non déformé correspond à y, tandis que la direction de coupe coïncide avec x.

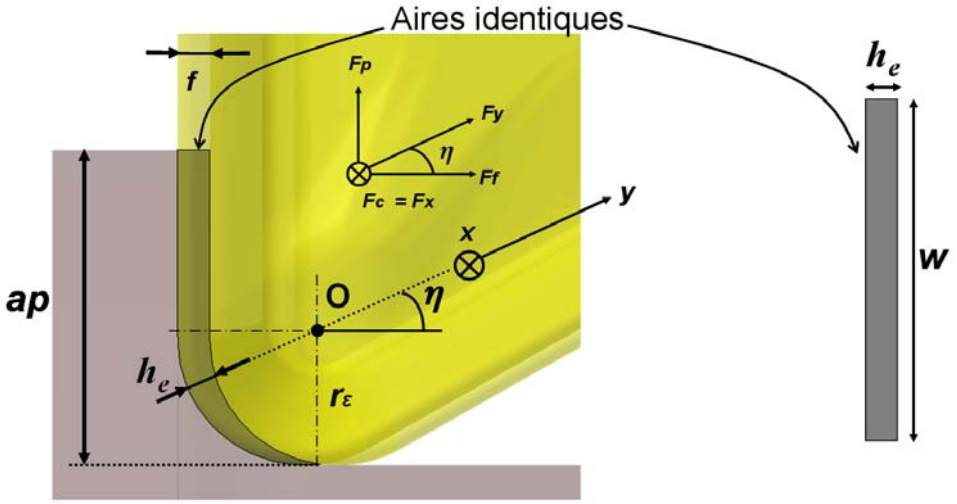


Figure 4.13 : Description simplifiée de la section de copeau non déformé par un rectangle $h_e.w$

- Étape C : Calcul des efforts numériques 3D

Par défaut, les simulations numériques sont conduites en déformations planes, d'où les efforts obtenus numériquement correspondent à une largeur de coupe de 1 mm. Ainsi, l'effort de coupe, F_c, coïncidant avec l'effort F_x^{num} déterminé par le calcul éléments finis E.F., voir Figure 4.13, s'obtient par le produit de w^* et F_c, w^* étant la largeur de coupe adimensionnée.

D'autre part, considérant que l'écoulement du copeau est identifié par l'angle η et que $w^*.F_y^{num}$ est la résultante des efforts d'avance et de pénétration, Figure 4.13, nous aboutissons aux relations suivantes :

$$\begin{cases} F_c = w^* F_x^{num} \\ F_f = w^* \cos(\eta) F_y^{num} \\ F_p = w^* \sin(\eta) F_y^{num} \end{cases} , w^* = \frac{w(\text{mm})}{1(\text{mm})} \tag{4.8}$$

3.2. Modèles de calcul de l'angle d'écoulement du copeau

L'utilisation d'un modèle pour estimer l'angle d'écoulement du copeau est nécessaire afin de calculer les efforts 3D équivalents aux efforts 2D obtenus numériquement. Nous pouvons trouver dans la littérature, différentes approches comme celle de Moufki et al. [MOU_00] qui ont proposé un modèle thermomécanique qui prédit les efforts, l'angle de cisaillement, la température de coupe et la direction d'écoulement du copeau prenant en compte le comportement thermomécanique du matériau usiné. Strenkowski et al. [STR_02] ont proposé un modèle comprenant deux approches, à savoir numérique et analytique. L'approche analytique est basée sur le modèle énergétique d'Usui [USU_78_a, USU_78_b], et celle-ci est couplée à un modèle éléments finis eulérien de la coupe orthogonale. Il existe d'autres modèles basés sur le principe de minimisation. Seether et Yellowley [SYE_97] ont proposé un modèle basé sur la minimisation de la puissance de coupe pour prédire

l'angle d'écoulement du copeau. Leur approche a été par la suite utilisée par Fang et al. [FAN_98], Adibi-Sedeh et al. [ADI_03], Zou et al. [ZOU_09].

Dans notre travail, la démarche proposée est mise en œuvre en considérant deux modèles tenant compte de la géométrie de l'outil de coupe et relativement simples à utiliser.

3.2.1. Modèle de Colwell

Colwell [COL_54] a proposé une modélisation de l'angle d'écoulement du copeau pour des outils de coupe possédant un rayon de bec r_ε non nul. L'auteur suggère, au travers d'un modèle géométrique, que la direction d'écoulement du copeau est perpendiculaire au segment [AB] joignant les points situés à l'extrémité de l'arête de coupe engagée, cf. Figure 4.14. Le modèle est décrit avec précision dans la littérature pour un angle de direction d'arête quelconque, et nous restreignons sa présentation aux configurations considérées expérimentalement dans notre travail, ie pour $\kappa_r = \pi/2$. La Figure 4.14 illustre la détermination de l'angle d'écoulement du copeau (mesuré entre la perpendiculaire à l'arête principale et la direction d'écoulement) pour le cas où $a_p > r_\varepsilon$ (Figure 4.14.a) et le cas où $a_p < r_\varepsilon$ (Figure 4.14.b).

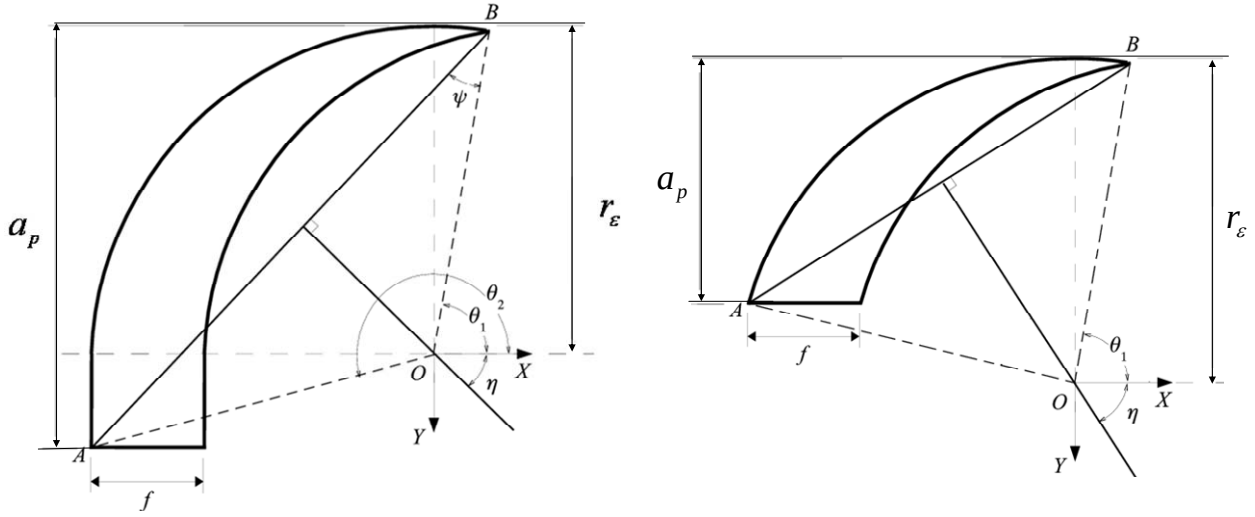


Figure 4.14 : Modèle de Colwell [COL_54] pour la détermination de l'angle d'écoulement du copeau pour un angle de direction d'arête $\kappa_r=\pi/2$: (a) $a_p > r_\varepsilon$, (b) $a_p < r_\varepsilon$

Une analyse géométrique réalisée à partir de la Figure 4.14 conduit à exprimer l'angle d'écoulement du copeau noté η_c, pour le cas de l'approche de Colwell [COL_54] par les relations :

$$\eta_c = \begin{cases} \dfrac{\pi}{2} + \psi - \theta_1 & a_p > r_\varepsilon \\ \arctan\left(\dfrac{\sqrt{2 r_\varepsilon a_p - a_p^2} + f/2}{a_p - r_\varepsilon \left(1 - \sin\theta_1\right)} \right) & a_p < r_\varepsilon \end{cases} \tag{4.9}$$

avec :

$$\begin{aligned}
\psi &= \arcsin\left[\frac{OA}{AB}\sin(\theta_2-\theta_1)\right] \\
\theta_1 &= \arccos\left(\frac{f}{2r_\varepsilon}\right) \\
\theta_2 &= \pi + \arctan\left(\frac{a_p - r_\varepsilon}{r_\varepsilon}\right) \\
OA &= \sqrt{\left(a_p - r_\varepsilon\right) + r_\varepsilon^2} \\
AB &= \sqrt{OA^2 - 2r_\varepsilon OA\cos\left(\theta_2 - \theta_1\right) + r_\varepsilon^2}
\end{aligned} \tag{4.10}$$

3.2.2. Modèle de Wang

Le modèle de Wang [WAN_01], fondé sur les travaux de Wang et Mathew [WAN_95] et Young et al. [YOU_87], est basé sur la discrétisation de la section de copeau non déformé en surfaces élémentaires dont la position est identifiée par l'angle θ, voir Figure 4.15. L'approche proposée repose sur les hypothèses suivantes :

- La direction d'écoulement du copeau coïncide avec la résultante des efforts de frottement élémentaires,
- L'effort de frottement élémentaire est proportionnel à l'épaisseur locale de copeau non déformé,
- La direction locale d'écoulement du copeau est donnée par la règle de Stabler [STA_64].

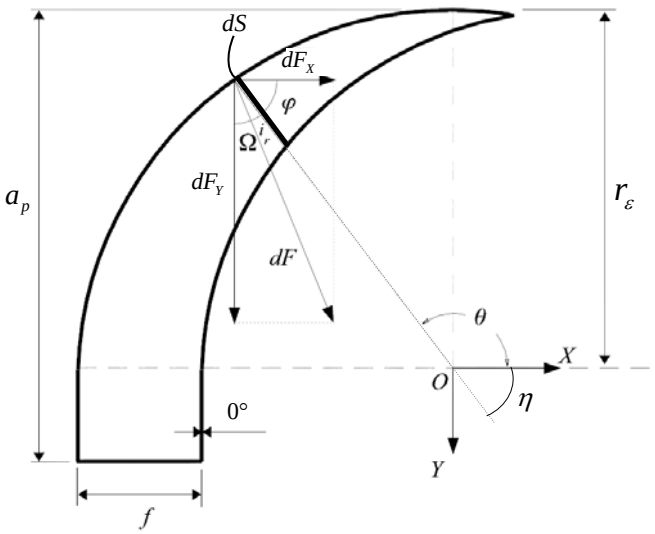


Figure 4.15 : Modèle de Wang [WAN_01] pour la détermination de l'angle d'écoulement du copeau dans le cas où $a_p > r_\varepsilon$

L'expression de l'effort de frottement élémentaire est donnée par :

$$\left|\underline{dF}\right| = u\,dS \tag{4.11}$$

où u est l'effort élémentaire par unité de surface et dS est la section de copeau élémentaire (liée à l'épaisseur locale de copeau non déformée, voir équations 4.3 et 4.5). Dans l'approche de Wang, l'effort de frottement élémentaire $\underline{dF}$ fait un angle $i_r(\theta)$ avec la position de la surface élémentaire considérée, voir Figure 4.15. Les composantes de l'effort résultant selon les axes X et Y se trouvent alors données par les expressions suivantes :

$$\begin{aligned} F_x &= u\int \sin\Omega\, dS \\ F_y &= u\int \cos\Omega\, dS \end{aligned} \tag{4.12}$$

où Ω est l'angle entre $\underline{dF}$ et l'axe Y, voir Figure 4.15. Le modèle étant précisément décrit dans la littérature [WAN_95, WAN_01] pour des conditions de coupe et positions d'outils quelconques, il n'est présenté ici que pour le cas où l'angle d'inclinaison d'arête est nul et l'angle de direction d'arête vaut π/2. Une analyse de la Figure 4.15 couplée aux expressions (4.12) permet de déduire l'angle d'écoulement du copeau, noté η_w faisant référence au modèle de Wang, dans le cas où l'angle d'inclinaison de l'outil est nul et pour un angle de direction d'arête de π/2.

$$\eta_w = \frac{\pi}{2} - \arctan\left(\frac{F_x}{F_y}\right) = \frac{\pi}{2} - \arctan\left(\frac{\int \sin\Omega\, dS}{\int \cos\Omega\, dS}\right) \tag{4.13}$$

Où dS est donnée par l'équation (4.3.i) (respectivement l'équation 4.5.i) lorsque $a_p \geq r_\varepsilon$ (respectivement $a_p \leq r_\varepsilon$). Dans l'équation (4.13), Ω est donné par :

$$\Omega = \begin{cases} \dfrac{\pi}{2} - i_r\left(\theta\right) - \varphi = \pi - i_r\left(\theta\right) - \theta & \theta \leq \pi \\ 0 & \theta \geq \pi \end{cases} \tag{4.14}$$

φ étant l'angle que fait la direction globale d'écoulement du copeau avec l'axe X, cf. Figure 4.15. Lorsque l'angle d'inclinaison de l'outil est nul et pour un angle de direction d'arête de π/2, l'angle d'inclinaison local de l'outil de coupe $i_r\left(\theta\right)$ est donné par :

$$i_r\left(\theta\right) = -\arcsin\left(\sin\theta\,\sin\gamma_n\right) \tag{4.15}$$

où γ_n est l'angle normal de coupe. Dans nos travaux, l'influence de l'angle de coupe est supposée prise en compte dans les simulations numériques au travers de la géométrie d'outil numérisé (voir Figure 4.6) et la relation (4.15) est utilisée avec γ_n=0.

4. Mise en œuvre du modèle : Simulation numérique 2D

Nous abordons dans cette partie la mise en œuvre de l'approche proposée pour l'estimation des efforts de coupe en tournage. Les conditions de coupe considérées correspondent aux essais expérimentaux d'usinage à sec avec un outil en carbure de tungstène (WC-6%Co) revêtu TN7110 (TiN-TiCN-Al_2O_3-TiN) présentés au troisième chapitre.

4.1. Mise en données du problème numérique

Les calculs éléments finis ont été réalisés sous DEFORM avec la géométrie d'outil 2D extraite du profil issu de la numérisation de l'outil de coupe TCMT16T308, voir Figure 4.6. Le lecteur est orienté vers le chapitre deux présentant plus de détails sur le code de calcul DEFORM et la mise en données (conditions aux limites, position du problème ...), qui, pour sa part, reste très proche dans le cadre du présent chapitre. Seules quelques précisions essentielles sont apportées ici.

Matériaux et propriétés

Le matériau usiné est l'acier inoxydable AISI 304L dont le comportement est décrit via le logiciel par des courbes contrainte-déformation données pour différentes valeurs de température (jusque 800 °C) et de vitesse de déformation plastique (jusque 10^5 s^{-1}). Une détermination des paramètres de la loi de Johnson-Cook a été menée pour ce matériau à l'image de ce qui a été fait dans le chapitre deux pour le 316L. Les paramètres déterminés pour l'acier inoxydable AISI 304L ainsi que certains trouvés dans la littérature sont présentés dans le Tableau 4.1.

	A (MPa)	B (MPa)	C	n	m	$\dot{\bar{\varepsilon}}_0$ (s^{-1})
Xue et al. [XUE_03]	110	1500	0.014	0.36	1	1
Soldani [SOL_08]	303	1084	0.014	0.66	1.06	10^{-3}
Maurel et al. [MAU_12]	253	685.1	0.097	0.31	2.04	1
Paramètres identifiés à partir de DEFORM	**436**	**429**	**0.025**	**0.36**	**1.89**	**1**

Tableau 4.1 : Paramètres de la loi de Johnson-Cook de l'acier inoxydable AISI 304L. Les paramètres identifiés correspondent au comportement du matériau tel que considéré dans le logiciel DEFORM

Notons que Soldani [SOL_08] a proposé des paramètres pour la loi de Marusich et Ortiz [MAOR_95] (loi à deux branches dépendantes du niveau de vitesse de déformation). Ainsi, les paramètres présentés ici sont valables pour la branche correspondant à la loi de Johnson-Cook et pour des vitesses de déformation inférieures à 10^3 s^{-1}.Afin de comparer avec des paramètres trouvés dans la littérature, la Figure 4.16 (pour une température donnée) et la Figure 4.17 (pour une vitesse de

déformation donnée) montrent la réponse de l'acier inoxydable AISI 304L avec les paramètres de cette étude et ceux de Maurel et al. [MAU_12], Xue et al. [XUE_03].

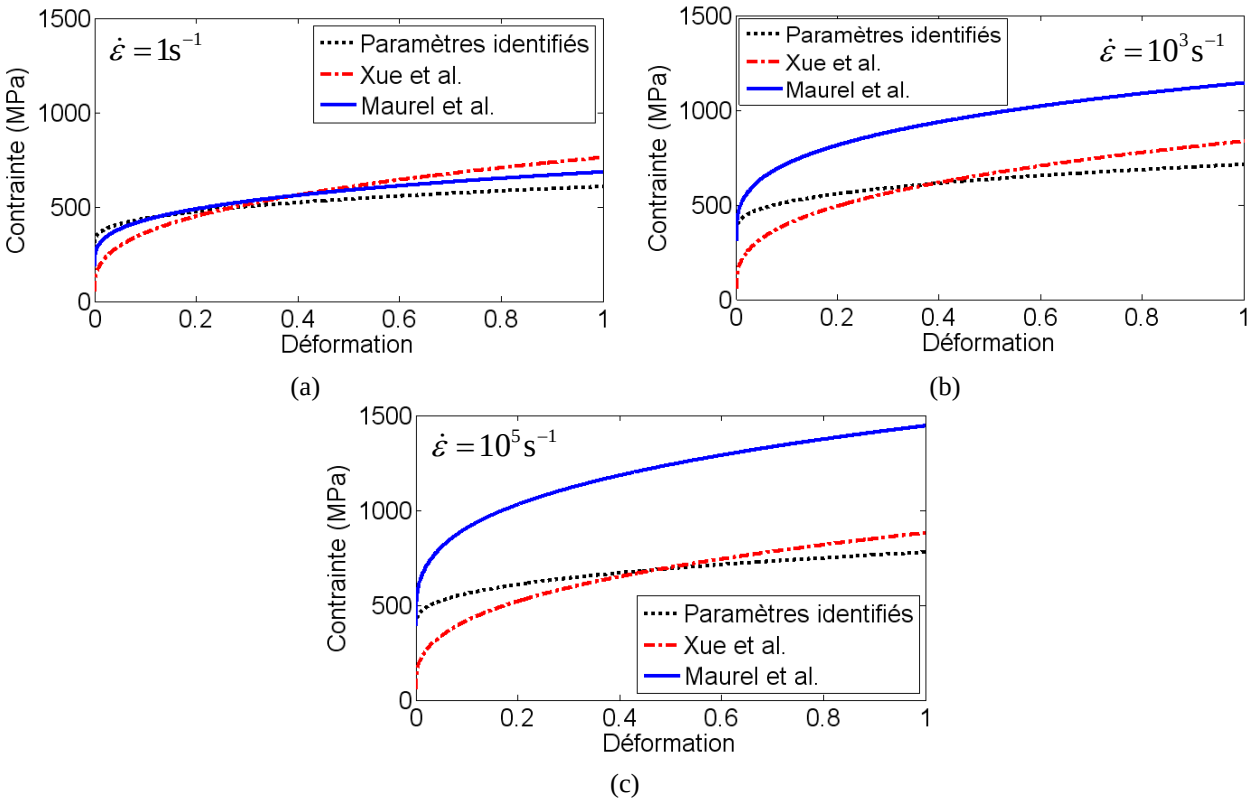


Figure 4.16 : Comportement de l'acier inoxydable AISI 304L à une température T = 800°C, pour différentes valeurs de paramètres de la loi de Johnson-Cook (voir Tableau 4.1) et différentes vitesses de déformation : (a) $\dot{\varepsilon} = 1s^{-1}$, (b) $\dot{\varepsilon} = 10^3 s^{-1}$ et (c) $\dot{\varepsilon} = 10^5 s^{-1}$

Nous observons à la Figure 4.16 ainsi qu'à la Figure 4.17 que les paramètres identifiés au cours des travaux réalisés permettent d'obtenir des évolutions de la contrainte en fonction de la déformation très proches à celles des courbes obtenues avec les paramètres proposés par Maurel et al. [MAU_12]. La présentation du comportement de l'acier inoxydable AISI 304L est faite pour des déformations inférieures à 1. Au-delà, le comportement de ce matériau est le même que celui observé pour l'acier inoxydable AISI 316L et le chapitre deux (paragraphe 2.1) présente plus de détails à ce sujet. Le Tableau 4.2 résume les données de l'acier AISI 304L.

A	B	C	n	m	T_{ref}	T_{fus}	$\dot{\bar{\varepsilon}}_0$
436	429	0.025	0.36	1.89	20	1500	1
E	ρC_p	k	ε_m		ν		
Fonction de la température	Fonction de la température	Fonction de la température et discutée au paragraphe 3	0		0.3		

Tableau 4.2 : Données du matériau utilisé pour les simulations numériques, l'acier AISI 304L

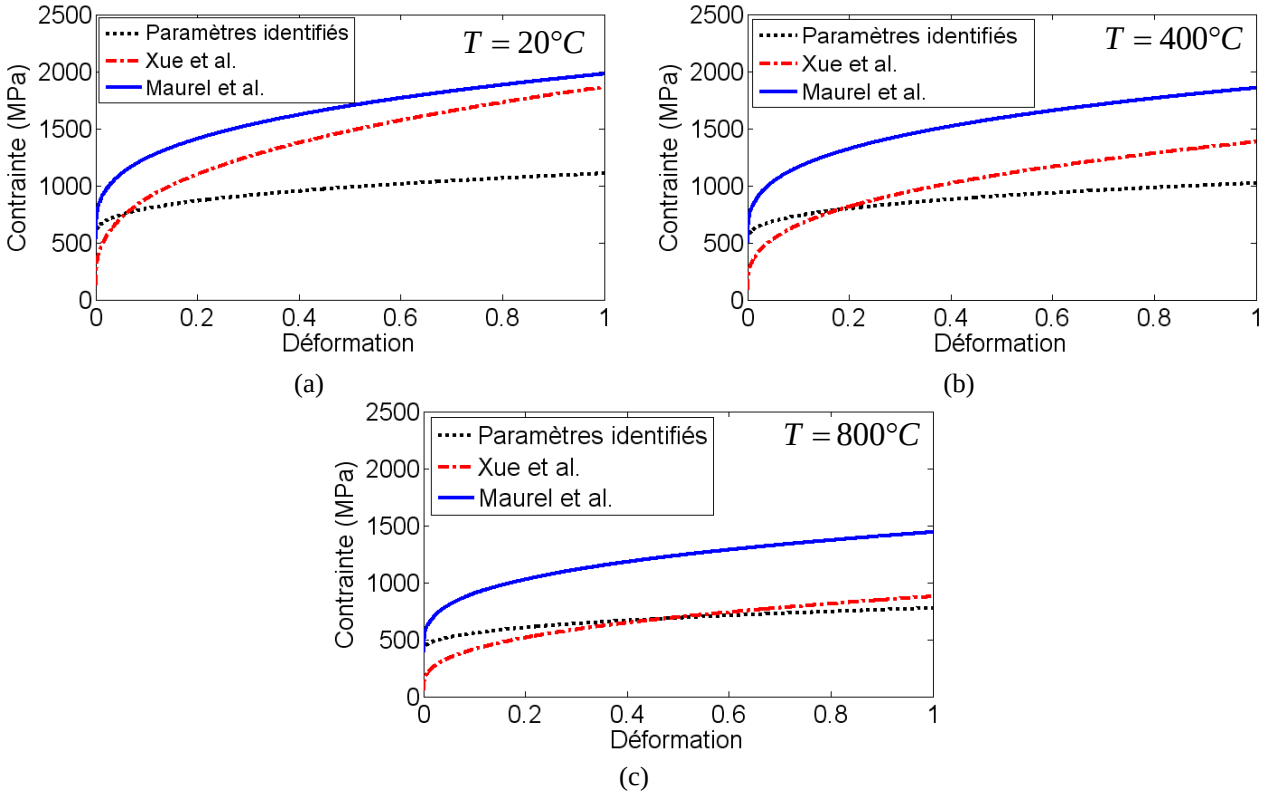
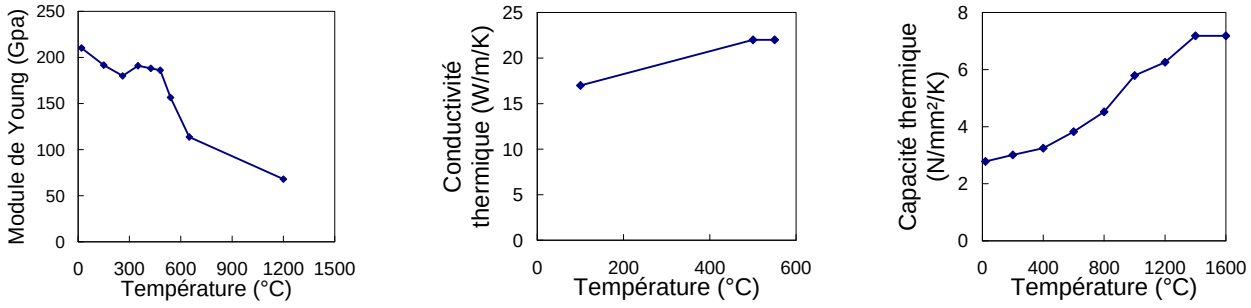


Figure 4.17 : Comportement de l'acier inoxydable AISI 304L à une vitesse de déformation $\dot{\varepsilon} = 10^5\ s^{-1}$, pour différentes valeurs de paramètres de la loi de Johnson-Cook (Tableau 4.1) et différentes températures : (a) T = 20 °C, (b) T = 400 °C et (c) T = 800 °C

La conductivité thermique, le module de Young et la capacité thermique de l'acier inoxydable AISI 304L sont donnés en fonction de la température au Tableau 4.3 et illustrés sur la Figure 4.18.

Température (°C)	20	150	260	350	425	480	540	650	1200
Module de Young (GPa)	210.29	191.67	190.98	179.95	188.22	186.15	156.51	113.76	68
Température T (°C)	93	204	315	426	537	648	760	871	958
Capacité thermique ($Nmm^{-2}K^{-1}$)	2.78	3.01	3.24	3.82	4.51	5.79	6.25	7.18	7.18
Température T (°C)	100	500	550						
Conductivité thermique ($Wm^{-1}K^{-1}$)	17	22	22						

Tableau 4.3 : Module de Young, capacité thermique et conductivité thermique de l'acier inoxydable AISI 304L en fonction de la température ; source : base de données du logiciel DEFORM

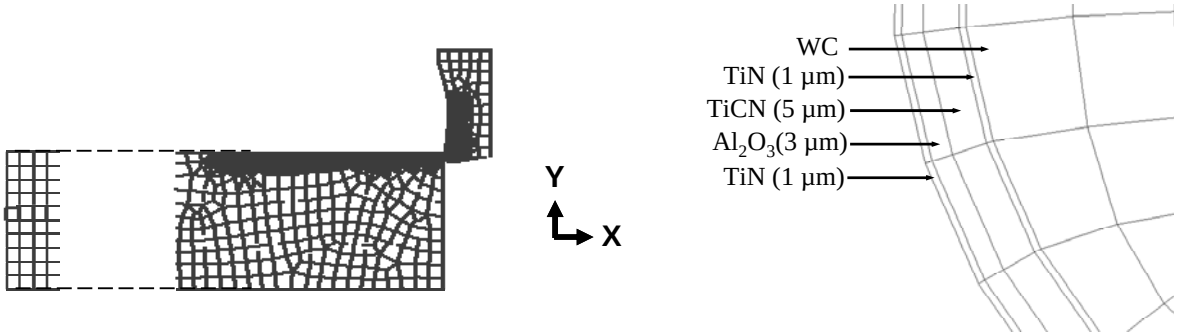


(a) (b) (c)

Figure 4.18 : Évolution en fonction de la température : (a) du module de Young *E*, (b) de la conductivité thermique *k* et (c) de la capacité thermique volumique ρC_p de l'acier inoxydable AISI 304L

Maillage et interface outil-copeau

Compte tenu des résultats et conclusions présentés au chapitre deux, la valeur du coefficient de transfert thermique adoptée est h = 1000 kWm^{-2}K^{-1}. Les maillages de la pièce et de l'outil sont raffinés dans la zone de contact outil-copeau et possèdent environ 2970 et 730 éléments respectivement. La Figure 4.19 illustre les maillages de la pièce usinée et de l'outil revêtu. Le bloc usiné est un rectangle de longueur 15 mm et de hauteur 2 mm.



(a) (b)

Figure 4.19 : Maillages : (a) de la pièce usinée et de l'outil (TCMT16T308), (b) configuration des couches de revêtement utilisé TN7110 (TiN-TiCN-Al_2O_3-TiN)

Le modèle de frottement choisi est celui de Coulomb avec limitation pour toutes les simulations numériques réalisées. Deux coefficients de frottement ont été considérés μ = 0.4 et μ = 0.6, ces derniers appartenant à une gamme de valeurs observées dans la littérature pour les aciers inoxydables, [BON_08, MAR_10].

Angle d'écoulement du copeau et épaisseur de copeau non déformé

Deux modèles (Colwell et Wang) permettant de déterminer la direction d'écoulement du copeau ont fait l'objet d'une présentation à la section 3.2. Les valeurs d'angle d'écoulement du copeau, d'épaisseur de copeau non déformé et de largeur de coupe calculées sur la base de ces deux modèles sont indiquées dans le Tableau 4.4 pour a_p = 1 mm et plusieurs valeurs de *f*.

f (mm/tr)		0.05	0.1	0.15	0.2	0.25	0.3	0.35
η (deg)	Colwell	39.53	40.41	41.29	42.17	43.05	43.94	44.84
	Wang	26.48	27.21	27.97	28.75	29.57	30.43	31.32
h_e (mm)	Colwell	0.039	0.079	0.119	0.160	0.201	0.244	0.287
	Wang	0.045	0.090	0.136	0.181	0.227	0.273	0.320
w (mm)	Colwell	1.275	1.269	1.260	1.251	1.239	1.226	1.211
	Wang	1.109	1.108	1.105	1.102	1.098	1.093	1.087
S (mm²)		0.050	0.100	0.150	0.200	0.249	0.299	0.348

Tableau 4.4 : Angle d'écoulement du copeau η, largeur w, aire S et épaisseur de copeau non déformé h_e pour différentes valeurs d'avance f et pour les modèles d'écoulement de copeau de Colwell et Wang (a_p = 1 mm) ; voir Figure 4.13 pour l'illustration

Le Tableau 4.5 présente les valeurs de η, h_e, S et w lorsque la profondeur de passe a_p est variée, et pour les modèles de direction d'écoulement du copeau de Colwell et Wang.

a_p (mm)		0.2	0.5	1	1.5	2	2.5	3
η (deg)	Colwell	71.98	58.70	41.29	30.32	23.67	19.32	16.28
	Wang	67.40	49.57	27.97	18.10	13.28	10.47	8.63
h_e (mm)	Colwell	0.059	0.088	0.119	0.133	0.140	0.143	0.145
	Wang	0.070	0.105	0.136	0.144	0.147	0.148	0.149
w (mm)	Colwell	0.504	0.848	1.261	1.689	2.147	2.619	3.100
	Wang	0.428	0.709	1.105	1.562	2.043	2.533	3.027
S (mm²)		0.03	0.075	0.15	0.225	0.3	0.375	0.45

Tableau 4.5 : Angle d'écoulement du copeau η, largeur w, aire S et épaisseur de copeau non déformé h_e pour différentes valeurs de profondeur de passe a_p et pour les modèles d'écoulement de copeau de Colwell et Wang (f = 0.15 mm/tr) ; voir Figure 4.13 pour l'illustration

L'analyse des valeurs de h_e lorsque f (Tableau 4.4) et a_p (Tableau 4.5) varient en adoptant les valeurs considérées dans la campagne expérimentale, montrent des différences entres les deux modèles choisis pour l'étude. Les valeurs minimale et maximale de h_e déduites de l'observation des deux tableaux sont 0.039 mm et 0.32 mm, respectivement. Quelques valeurs sont choisies à l'intérieur de ces bornes pour la réalisation des simulations numériques 2D, Tableau 4.6.

V_c =100 m/min					
h_e (mm)	0.039	0.1	0.149	0.2	0.251

Tableau 4.6 : Conditions de coupe utilisées pour les simulations numériques 2D de la coupe orthogonale de l'acier inoxydable AISI 304L avec un outil de coupe carburé revêtu TN7110 (TiN-TiCN-Al_2O_3-TiN) ; μ = 0.4 et μ = 0.6 sont les coefficients de frottement utilisés pour chaque condition

Le Tableau 4.6 présente les conditions de coupe utilisées pour les simulations numériques 2D de la coupe orthogonale de l'acier inoxydable AISI 304L. L'outil de coupe utilisé est en carbure de tungstène (WC-6%Co), revêtu multi couches TN7110 (TiN-TiCN-Al_2O_3-TiN), et illustré sur la Figure 4.6 ; il est extrait de la plaquette de coupe TCMT16T308 (voir Figure 4.5). Cet outil de coupe a servi pour les essais expérimentaux de l'usinage à sec de l'acier inoxydable AISI 304L présentés au troisième chapitre. Une étude du coefficient de frottement a également été réalisée, car pour chaque

valeur d'épaisseur de copeau non déformé, deux coefficients de frottement (modèle de Coulomb avec limitation, voir chapitre deux – expression 2.10) μ = 0.4 et μ = 0.6 ont été utilisés dans les simulations numériques. D'autres détails sur la mise en données avec le logiciel DEFORM sont présentés au deuxième chapitre (section 2).

Nous nous intéressons dans un premier temps aux efforts numériques F_x^{num} et F_y^{num} des deux directions de coupe (Figure 4.19.a) pour une vitesse de coupe donnée égale à 100 m/min. Des lois d'évolution de ces efforts en fonction de h_e sont identifiées, permettant ainsi d'évaluer de manière immédiate les efforts expérimentaux (voir synoptique Figure 4.9, étape C) et de comparer les prédictions des modèles de Colwell et Wang.

4.2. Efforts de coupe en fonction de l'épaisseur de copeau non déformé

Nous proposons dans cette partie d'établir des lois d'évolution des efforts numériques F_x^{num} et F_y^{num} en fonction de l'épaisseur de copeau non déformé h_e, pour une vitesse de coupe donnée égale à 100 m/min, et pour les deux valeurs de coefficient de frottement choisies : μ = 0.4 et μ = 0.6. Les conditions de coupe sont résumées dans le Tableau 4.6 et les résultats obtenus sont présentés dans le Tableau 4.7, ainsi que sur la Figure 4.20 (symboles en losange et carré).

	μ = 0.4		μ = 0.6	
h_e (mm)	F_x^{num} (N)	F_y^{num} (N)	F_x^{num} (N)	F_y^{num} (N)
0.039	163.71	136.74	173.15	146.2
0.1	296.47	167.18	333.99	215.82
0.149	403.59	198.14	461.21	276.5
0.2	514.84	233.04	569.71	315.7
0.251	599.99	270.74	662.14	345.21

Tableau 4.7 : Efforts numériques F_x^{num} et F_y^{num} obtenus lors de la simulation numérique 2D de la coupe orthogonale de l'acier inoxydable AISI 304L avec un outil en carbure de tungstène (WC-6%Co) revêtu TN7110 (TiN-TiCN-Al_2O_3-TiN) ; V_c = 100 m/min

A partir de des résultats obtenus, nous adoptons des lois d'évolution des efforts F_x^{num} et F_y^{num} en fonction de l'épaisseur de copeau non déformé sur la base des travaux d'Afazov et al. [AFA_10]. Ces auteurs ont identifié des lois d'évolution des efforts de coupe et tangentiel en fonction de l'épaisseur de copeau non déformé, lors de l'étude numérique de l'usinage de l'acier AISI 4340 avec un outil de coupe en carbure revêtu. Dans l'approche adoptée, l'évolution des efforts numériques en fonction de h_e possède la forme suivante :

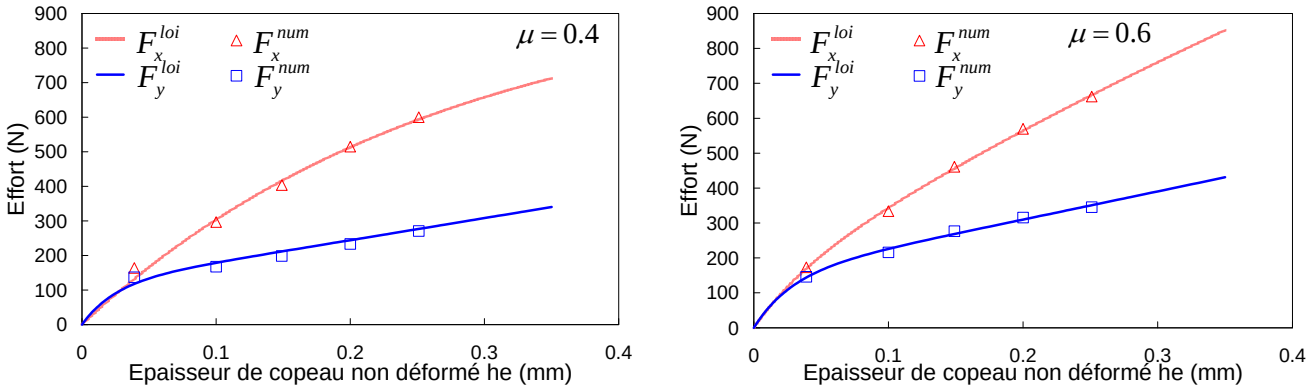
$$F = a\left[1-\exp\left(b.h_e\right)\right] + c\left[1-\exp\left(d.h_e\right)\right] \tag{4.16}$$

où *a*, *b*, *c* et *d* sont des paramètres à déterminer pour chaque effort F_x^{num} et F_y^{num}. L'expression (4.16) se présente comme la somme de deux termes afin de représenter de manière optimale l'évolution non linéaire des efforts numériques en fonction de l'épaisseur de copeau non déformé. Cette non linéarité est fortement prononcée pour de faibles valeurs de h_e, [AFA_10]. Il y a au total seize valeurs de paramètres à calculer à partir de l'expression (4.10), sachant qu'il y en a quatre pour chaque effort F_x^{num} et F_y^{num} et que deux coefficients de frottement sont utilisés. Les résultats de l'identification à partir des simulations numériques pour ces deux coefficients de frottement considérés sont présentés au Tableau 4.8.

	$\mu = 0.4$		$\mu = 0.6$	
Paramètres	F_x^{num} (N)	F_y^{num} (N)	F_x^{num} (N)	F_y^{num} (N)
a	946.46	118	122.41	151.55
b	-3.79	-40	-25.44	-35.27
c	885	-7394.6	2912.77	-7395.74
d	-0.055	0.084	-0.82	0.106

Tableau 4.8 : Paramètres identifiés de la loi d'évolution (expression (4.10)) des efforts numériques F_x et F_y pour deux valeurs de coefficients de frottement $\mu = 0.4$ et $\mu = 0.6$

Notons que les paramètres présentés dans le Tableau 4.8 ne tiennent pas compte de la vitesse de coupe, car leur identification a été faite pour une vitesse de coupe fixe de 100 m/min. Les représentations graphiques des efforts numériques F_x^{num} et F_y^{num} (leur évolution étant décrite par l'équation 4.16) en fonction de l'épaisseur de copeau non déformé, et pour les deux valeurs de coefficients de frottement choisies sont présentées sur la Figure 4.20.



(a) (b)

Figure 4.20 : Efforts numériques F_x et F_y en fonction de l'épaisseur de copeau non déformé : (a) $\mu = 0.4$, (b) $\mu = 0.6$, obtenus lors de la simulation numérique 2D de la coupe orthogonale de l'acier inoxydable AISI 304L avec un outil en carbure de tungstène (WC-6%Co) revêtu TN7110 (TiN-TiCN-Al_2O_3-TiN) ; V_c = 100 m/min

L'augmentation de l'épaisseur de copeau non déformé entraine celle de la quantité de matière à enlever, si bien que les efforts nécessaires pour cet enlèvement de matière augmentent. L'observation de la Figure 4.20 montre une évolution presque linéaire des efforts numériques F_x^{num}

(direction de V_c) et F_y^{num} (direction de h_e) en fonction de l'épaisseur de copeau non déformé h_e. Nous observons également que pour de faibles épaisseurs de copeau non déformé (inférieures à 0.039 mm), les efforts numériques F_x^{num} et F_y^{num} sont pratiquement égaux ; cette observation pouvant être liée au rayon d'arête de l'outil. Les efforts pour de faibles épaisseurs de copeau non déformé sont principalement affectés par le rayon d'arête de l'outil de coupe qui créé un angle de coupe négatif, [AFA_10]. Ceci a pour conséquence d'affecter la formation du copeau et les efforts de coupe. Nous observons également une évolution plus importante des efforts numériques F_x^{num} et F_y^{num} lorsque le coefficient de frottement augmente. Une élévation du coefficient de frottement se traduit par une résistance plus importante au glissement du copeau le long de l'outil de coupe, si bien que les efforts augmentent, voir Figure 4.20. Ce constat a également été fait par Filice et al. [FIL_07] qui ont étudié la modélisation du frottement outil-copeau lors de la coupe orthogonale de l'acier AISI 1045 avec un outil de coupe en carbure non revêtu. Les auteurs [FIL_07] ont ainsi montré qu'une augmentation du coefficient de frottement entrainait celle des efforts de coupe et tangentiels. A partir des lois proposées, une comparaison des modèles de direction d'écoulement du copeau de Colwell et Wang est réalisée et présentée dans la section suivante.

4.3. Impact de la direction d'écoulement sur les efforts de coupe

Nous proposons dans un premier temps de comparer les efforts F_c^{num}, F_f^{num} et F_p^{num} déduits des simulations numériques et des modèles de direction d'écoulement du copeau de Colwell et de Wang. Précisons une nouvelle fois que les deux modèles considérés ne prennent pas en compte les effets de la vitesse de coupe, et la discussion se fait sur la base des simulations numériques réalisées avec V_c = 100 m/min. Dans un premier temps, les efforts numériques F_x^{num} et F_y^{num} pour toutes les avances (Tableau 4.9 pour μ = 0.4 et Tableau 4.10 pour μ = 0.6), et pour toutes les profondeurs de passe (Tableau 4.11 pour μ = 0.4 et Tableau 4.12 pour μ = 0.6) sont calculés à partir de l'expression (4.16) dont les paramètres sont présentés dans le Tableau 4.8. Ensuite, les efforts 3D numériques correspondants de coupe F_c^{num}, d'avance F_f^{num} et de pénétration F_p^{num} sont déterminés à partir des expressions (4.8). Dans ces dernières, les valeurs w et η dépendant du modèle d'angle d'écoulement choisi sont résumées dans le Tableau 4.9 lorsque f varie et dans le Tableau 4.11 lorsque a_p varie. Pour des raisons de commodité, seules les efforts correspondant aux valeurs d'avance f et de profondeur de passe a_p ayant servi lors de la campagne d'essais (cf. troisième chapitre) sont présentés dans les tableaux et figures suivants :

- a_p = 1 mm, f varie de 0.05 mm/tr à 0.35 mm/tr : Tableau 4.9 et Figure 4.21 pour μ = 0.4 ; Tableau 4.10 et Figure 4.22 pour μ = 0.6,
- f = 0.15 mm/tr, a_p varie de 0.5 mm à 3 mm : Tableau 4.11 et Figure 4.23 pour μ = 0.4 ; Tableau 4.12 et Figure 4.24 pour μ = 0.6.

V_c = 100 m/min ; a_p = 1 mm ; μ = 0.4								
f (mm/tr)		0.05	0.1	0.15	0.2	0.25	0.3	0.35
η (deg)	Colwell	39.53	40.41	41.29	42.17	43.05	43.94	44.84
	Wang	26.48	27.21	27.97	28.75	29.57	30.43	31.32
h_e (mm)	Colwell	0.039	0.079	0.119	0.160	0.201	0.244	0.287
	Wang	0.045	0.090	0.136	0.181	0.227	0.273	0.320
F_x^{num} (N)	Colwell	132.64	248 .25	349.19	437.46	514.74	582.46	641.86
	Wang	150.88	278.68	387.06	479.07	557.29	623.87	680.61
F_y^{num} (N)	Colwell	117.78	162.04	191.18	217.59	243.94	270.85	298.57
	Wang	126.59	171.07	202.18	231.29	260.34	289.68	319.43
S (mm²)		0.050	0.100	0.150	0.200	0.249	0.299	0.348
w (mm)	Colwell	1.275	1.269	1.260	1.251	1.239	1.226	1.211
	Wang	1.109	1.108	1.105	1.102	1.098	1.093	1.087
F_c^{num} (N)	Colwell	169.17	314.97	440.16	547.10	637.81	714.00	777.16
	Wang	167.38	308.65	427.72	527.83	611.74	681.74	739.75
F_f^{num} (N)	Colwell	115.87	156.55	181.08	201.70	220.88	239.07	256.35
	Wang	125.70	168.51	197.32	223.41	248.55	272.95	296.58
F_p^{num} (N)	Colwell	95.63	133.27	159.01	182.68	206.34	230.39	254.88
	Wang	62.62	86.64	104.77	122.58	141.04	160.32	180.50

Tableau 4.9 : Efforts obtenus lors de la simulation numérique de la coupe orthogonale de l'acier inoxydable AISI 304L avec un outil carburé revêtu TN7110 (TiN-TiCN-Al_2O_3-TiN), sur la base du modèle de passage 2D-3D proposé (Figure 4.9), pour deux méthodes de calcul d'angle d'écoulement du copeau (Colwell et Wang), V_c = 100 m/min ; a_p = 1 mm ; μ = 0.4 ; f varie

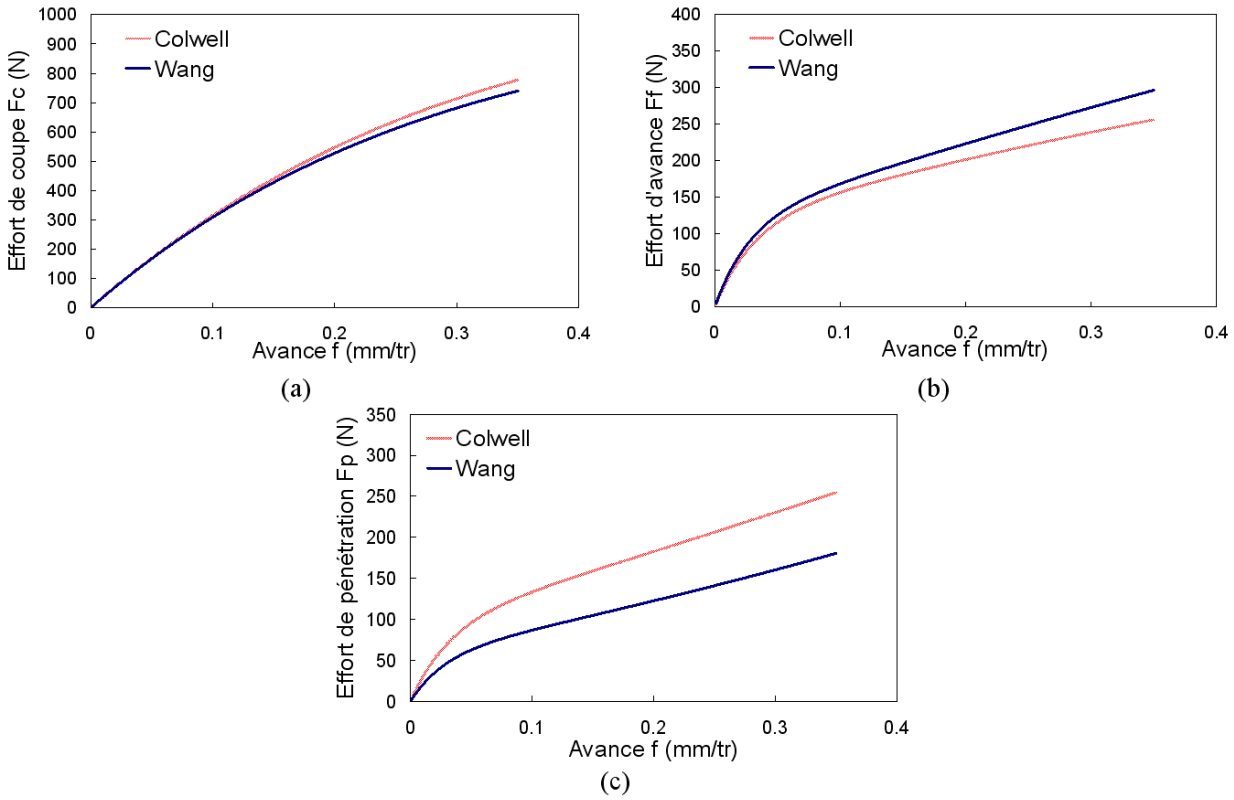


Figure 4.21 : Efforts (a) de coupe, (b) d'avance et (c) de pénétration en fonction de l'avance pour deux méthodes de calcul d'angle d'écoulement du copeau (Colwell et Wang), V_c = 100 m/min, a_p = 1 mm, μ = 0.4, f varie

V_c = 100 m/min ; a_p = 1 mm ; μ = 0.6								
f (mm/tr)		0.05	0.1	0.15	0.2	0.25	0.3	0.35
η (deg)	Colwell	39.53	40.41	41.29	42.17	43.05	43.94	44.84
	Wang	26.48	27.21	27.97	28.75	29.57	30.43	31.32
h_e (mm)	Colwell	0.039	0.079	0.119	0.160	0.201	0.244	0.287
	Wang	0.045	0.090	0.136	0.181	0.227	0.273	0.320
F_x^{num} (N)	Colwell	169.82	288.98	388.22	479.21	566.48	651.85	736.18
	Wang	189.69	318.82	426.42	525.98	618.95	709.52	797.41
F_y^{num} (N)	Colwell	144.32	204.16	243.04	277.18	310.78	344.97	380.17
	Wang	156.05	216.36	257.34	294.68	331.62	368.88	406.68
S (mm²)		0.050	0.100	0.150	0.200	0.249	0.299	0.348
w (mm)	Colwell	1.275	1.269	1.260	1.251	1.239	1.226	1.211
	Wang	1.109	1.108	1.105	1.102	1.098	1.093	1.087
F_c^{num} (N)	Colwell	216.61	366.65	489.35	599.32	701.92	799.06	891.35
	Wang	210.44	353.12	471.21	578.52	679.42	775.34	866.70
F_f^{num} (N)	Colwell	141.97	197.24	230.20	256.94	281.39	304.49	326.42
	Wang	154.96	213.11	251.17	284.64	316.60	347.58	377.58
F_p^{num} (N)	Colwell	117.17	167.91	202.14	232.70	262.87	293.43	324.55
	Wang	77.19	109.57	133.36	156.18	179.65	204.15	229.80

Tableau 4.10 : Efforts obtenus lors de la simulation numérique de la coupe orthogonale de l'acier inoxydable AISI 304L avec un outil carburé revêtu TN7110 (TiN-TiCN-Al_2O_3-TiN), sur la base du modèle de passage 2D-3D proposé (Figure 4.9), pour deux méthodes de calcul d'angle d'écoulement du copeau (Colwell et Wang), V_c = 100 m/min ; a_p = 1 mm ; μ = 0.6 ; f varie

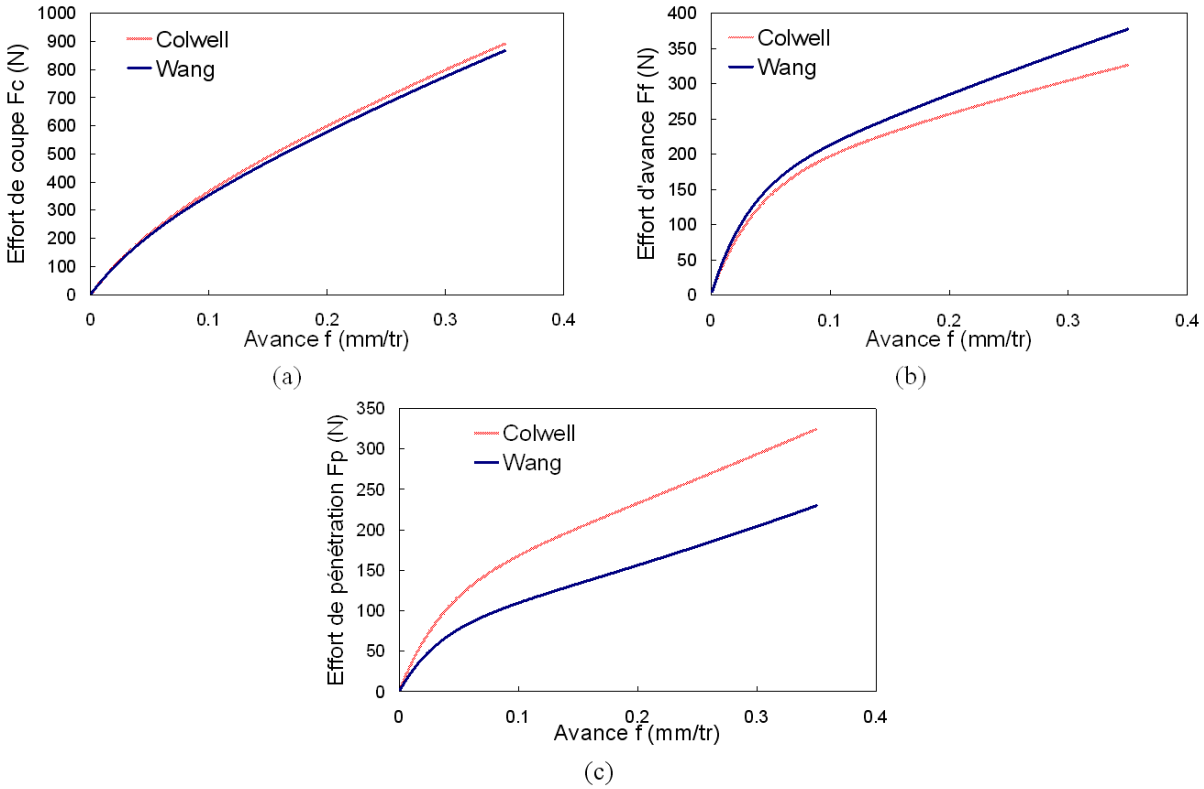


Figure 4.22 : Efforts (a) de coupe, (b) d'avance et (c) de pénétration en fonction de l'avance pour deux méthodes de calcul d'angle d'écoulement du copeau (Colwell et Wang), V_c = 100 m/min, a_p = 1 mm, μ = 0.6, f varie

V_c = 100 m/min ; f = 0.15 mm/tr ; μ = 0.4								
a_p (mm)		0.2	0.5	1	1.5	2	2.5	3
η (deg)	Colwell	71.98	58.70	41.29	30.32	23.67	19.32	16.28
	Wang	67.40	49.57	27.97	18.10	13.28	10.47	8.63
h_e (mm)	Colwell	0.059	0.088	0.119	0.133	0.140	0.143	0.145
	Wang	0.070	0.105	0.136	0.144	0.147	0.148	0.149
F_x^{num} (N)	Colwell	193.23	273.51	349.19	381.54	395.93	403.32	407.57
	Wang	223.27	317.12	387.06	405.11	411.03	413.63	414.99
F_y^{num} (N)	Colwell	143.82	169.57	191.18	200.55	204.81	207.04	208.32
	Wang	154.17	182.06	202.18	207.58	209.37	210.17	210.58
S (mm²)		0.030	0.075	0.150	0.225	0.300	0.375	0.450
w (mm)	Colwell	0.504	0.848	1.261	1.689	2.147	2.619	3.100
	Wang	0.428	0.709	1.105	1.562	2.043	2.533	3.027
F_c^{num} (N)	Colwell	97.33	231.88	440.16	644.57	850.02	1056.45	1263.56
	Wang	95.51	224.99	427.72	632.77	839.88	1047.77	1256.05
F_f^{num} (N)	Colwell	22.40	74.68	181.08	292.48	402.74	511.78	619.95
	Wang	25.34	83.76	197.32	308.18	416.38	523.52	630.16
F_p^{num} (N)	Colwell	68.89	122.84	159.01	171.01	176.51	179.37	181.03
	Wang	60.89	98.33	104.77	100.72	98.29	96.72	95.63

Tableau 4.11 : Efforts obtenus lors de la simulation numérique de la coupe orthogonale de l'acier inoxydable AISI 304L avec un outil carburé revêtu TN7110 (TiN-TiCN-Al_2O_3-TiN), sur la base du modèle de passage 2D-3D proposé (Figure 4.9), pour deux méthodes de calcul d'angle d'écoulement du copeau (Colwell et Wang), V_c = 100 m/min, f = 0.15 mm/tr, μ = 0.4, a_p varie

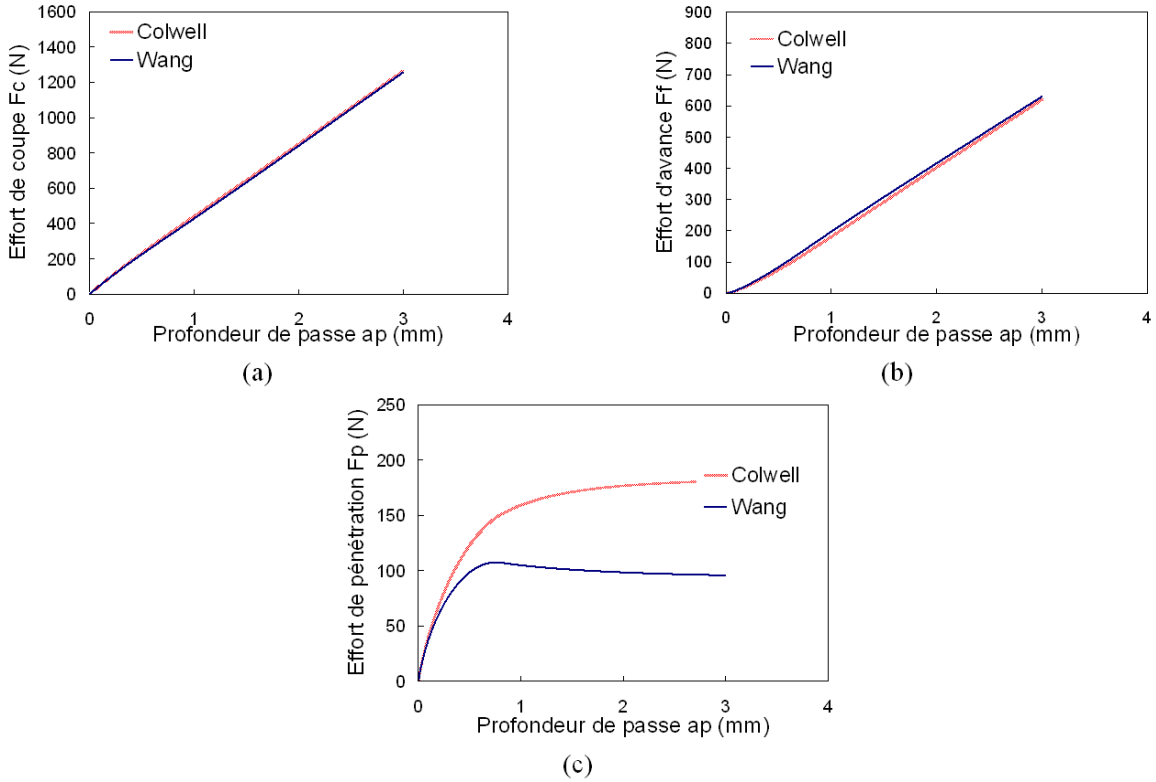


Figure 4.23 : Efforts (a) de coupe, (b) d'avance et (c) de pénétration en fonction de l'avance pour deux méthodes de calcul d'angle d'écoulement du copeau (Colwell et Wang), V_c = 100 m/min, f = 0.15 mm/tr, μ = 0.4, a_p varie

V_c = 100 m/min ; f = 0.15 mm/tr ; μ = 0.6								
a_p (mm)		0.2	0.5	1	1.5	2	2.5	3
η (deg)	Colwell	71.98	58.70	41.29	30.32	23.67	19.32	16.28
	Wang	67.40	49.57	27.97	18.10	13.28	10.47	8.63
h_e (mm)	Colwell	0.059	0.088	0.119	0.133	0.140	0.143	0.145
	Wang	0.070	0.105	0.136	0.144	0.147	0.148	0.149
F_x^{num} (N)	Colwell	233.97	313.76	388.22	420.79	453.53	443.18	447.59
	Wang	264.25	356.48	426.42	445.04	451.20	453.92	455.35
F_y^{num} (N)	Colwell	179.35	214.33	243.04	255.24	260.75	263.62	265.27
	Wang	193.45	231.02	257.34	264.31	266.63	267.65	268.19
S (mm²)		0.030	0.075	0.150	0.225	0.300	0.375	0.450
w (mm)	Colwell	0.504	0.848	1.261	1.689	2.147	2.619	3.100
	Wang	0.428	0.709	1.105	1.562	2.043	2.533	3.027
F_c^{num} (N)	Colwell	117.85	266.00	489.35	710.88	935.04	1160.85	1387.65
	Wang	113.05	252.92	471.21	695.13	921.97	1149.85	1378.21
F_f^{num} (N)	Colwell	27.94	94.40	230.20	372.23	512.73	651.65	789.44
	Wang	31.80	106.29	251.17	392.42	530.24	666.71	802.53
F_p^{num} (N)	Colwell	85.91	155.27	202.14	217.65	224.71	228.40	230.52
	Wang	76.41	124.77	133.36	128.25	125.17	123.17	121.79

Tableau 4.12 : Efforts obtenus lors de la simulation numérique de la coupe orthogonale de l'acier inoxydable AISI 304L avec un outil carburé revêtu TN7110 (TiN-TiCN-Al_2O_3-TiN), sur la base du modèle de passage 2D-3D proposé (Figure 4.9), pour deux méthodes de calcul d'angle d'écoulement du copeau (Colwell et Wang V_c = 100 m/min, f = 0.15 mm/tr, μ = 0.6, a_p varie

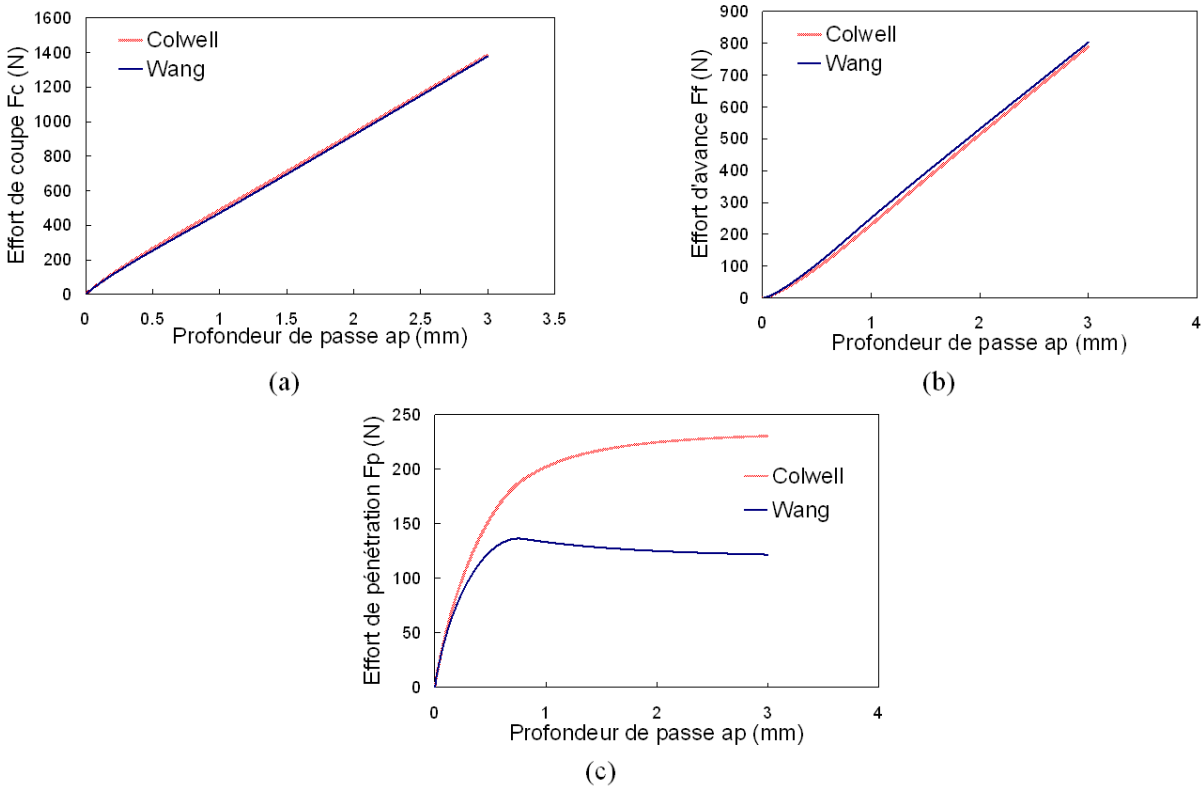


Figure 4.24 : Efforts (a) de coupe, (b) d'avance et (c) de pénétration en fonction de l'avance pour deux méthodes de calcul d'angle d'écoulement du copeau (Colwell et Wang), V_c = 100 m/min, f = 0.15 mm/tr, μ = 0.6, a_p varie

D'une manière générale, les efforts obtenus avec un coefficient de frottement μ = 0.6 sont supérieurs à ceux obtenus avec μ = 0.4, en raison d'une augmentation de F_x et F_y lorsque μ augmente (cf. Figure 4.20). Nous observons quelques différences entre les prédictions déduites du modèle d'écoulement de copeau de Colwell et celui de Wang, pour les deux valeurs de coefficient de frottement. Ces différences sont plus prononcées avec les efforts de pénétration F_p quelque soit le cas considéré (f et a_p variant). Pour ces efforts, les écarts atteignent 100 N environ. Cependant, les deux modèles conduisent à des prédictions d'efforts de coupe F_c proches (écart maximum d'environ 30 N, cf. Figure 4.21.a lorsque μ = 0.4). D'autre part, concernant la prédiction des efforts d'avance F_f, l'écart maximum observé vaut environ 30 N, cf. Figure 4.22.b.

Les liens entre les efforts de coupe F_c, d'avance F_f et de pénétration F_p et les efforts F_x et F_y (équation 4.8) sont pilotés par l'angle d'écoulement du copeau η, l'épaisseur de copeau non déformé h_e et la largeur de coupe w. Concernant les efforts de coupe, nous observons très peu de différences entre les cas simulés à partir des épaisseurs de copeau non déformé issues des modèles de Colwell et Wang (Figure 4.21 à Figure 4.24). Cette observation s'explique par le fait que seule l'épaisseur de copeau non déformé pilote la relation entre F_c et F_x (équation 4.8) et que de faibles écarts sont observés entre les différentes valeurs de h_e obtenues à partir des modèles de Colwell et Wang (Tableau 4.9 à Tableau 4.12).

Lorsque f varie, nous constatons que les efforts d'avance obtenus avec des valeurs de h_e issues du modèle de Wang sont supérieurs à ceux obtenus à partir du modèle de Colwell (Figure 4.21.b et Figure 4.22.b) ; l'observation inverse étant faite avec les efforts de pénétration (Figure 4.21.c et Figure 4.22.c). Ces observations trouvent une explication avec l'équation (4.8). Les angles d'écoulement calculés sont compris entre 0° et 45° pour les modèles de Colwell et Wang. De plus, les angles obtenus avec le modèle de Colwell sont tous supérieurs à ceux issus du modèle de Wang $\eta_c > \eta_w$, cf. Tableau 4.9 et Tableau 4.11. Tenant compte de l'équation (4.8) et du fait que nous avons toujours $\eta_c > \eta_w$, nous pouvons déduire que les efforts d'avance obtenus avec le modèle de Colwell sont toujours inférieurs à ceux obtenus avec celui de Wang, et inversement pour les efforts de pénétration. Lorsque f varie, $\sin(\eta_c) > \sin(\eta_w)$, l'écart varie très peu pour chaque valeur de f considérée et la fonction sinus est quasiment linéaire dans l'intervalle 0°-45° ; ce qui explique les évolutions de F_p à la Figure 4.21.c pour μ = 0.4 et à la Figure 4.22.c pour μ = 0.6. La justification est la même pour les efforts d'avance, sauf que les écarts sont moins importants en raison de la fonction cosinus (cf. équation 4.8) dont la progression est inférieure à celle de la fonction sinus dans l'intervalle 0°-45°.

Lorsque a_p varie, nous observons un faible écart entre les efforts d'avance obtenus avec des valeurs de h_e issues des modèles de Wang et Colwell, cf. Figure 4.23.b et Figure 4.24.b. Nous avons toujours $\eta_c > \eta_w$ et tenant compte de l'équation (4.8), les efforts d'avance obtenus avec le modèle de Colwell sont toujours inférieurs à ceux obtenus avec celui de Wang, et inversement pour les efforts de pénétration. D'autre part, la différence entre les résultats obtenus avec η_c et η_w est surtout marquée par les faibles valeurs d'angle où la variation de la fonction cosinus est relativement limitée, ce qui induit un faible écart entre les efforts d'avance issus des modèles de Colwell et Wang (cf. Figure 4.23.b pour μ = 0.4 et Figure 4.24.b pour μ = 0.6). En revanche, pour les faibles angles où η_c et η_w

sont très différents, la variation du sinus est très marquée, ce qui conduit à des efforts de pénétration issus de Colwell inférieurs à ceux issus de Wang, avec des écarts importants. Au-delà de a_p = 0.8 mm, les efforts de pénétration tendent à se stabiliser (Figure 4.23.c et Figure 4.24.c). Ce constat est lié au rayon de bec de l'outil de coupe qui est égal à 0.8 mm. Lorsque a_p augmente, l'effet du rayon de bec s'estompe et les efforts de pénétration se trouvent générés par l'arête droite.

Cette partie a porté sur la comparaison des efforts de coupe, d'avance et de pénétration obtenus avec des épaisseurs de copeau non déformé calculées à partir des modèles d'écoulement de copeau de Colwell et Wang. Nous pouvons retenir la proximité des résultats issus des deux modèles pour les efforts de coupe et d'avance, des écarts plus importants étant obtenus avec les efforts de pénétration. Concernant le coefficient de frottement, il donne des efforts plus élevés avec de grandes valeurs et n'a pas d'effet sur le profil des efforts. La partie qui suit va permettre une confrontation des résultats ci-dessus à ceux obtenus lors des différentes campagnes d'essais à sec menées (cf. troisième chapitre).

5. Confrontation des résultats numériques et expérimentaux

Deux sections composent la cinquième partie de ce chapitre : la première porte sur l'usinage à sec de l'acier inoxydable AISI 304L avec une plaquette de coupe en carbure revêtue TN7110 (TiN-TiCN-Al_2O_3-TiN). Des résultats numériques (cf. section 4.3) sont comparés aux résultats expérimentaux (cf. troisième chapitre), l'objectif étant de déterminer lequel des modèles d'écoulement de copeau de Colwell et Wang permet de prédire des efforts proches de ceux obtenus expérimentalement. Quant à la seconde section, elle concerne l'étude des revêtements d'outils de coupe. Dans celle-ci, deux cas (avec et sans revêtement) sont sélectionnés et les résultats numériques obtenus sont comparés à ceux acquis expérimentalement.

5.1. Usinage avec la plaquette en carbure revêtue TN7110 (TiN-TiCN-Al_2O_3-TiN)

Une vitesse de coupe constante (V_c = 100 m/min) a été choisie pour cette partie, l'avance f et la profondeur de passe a_p étant variées, les valeurs choisies sont celles utilisées lors des essais présentés au troisième chapitre. Les épaisseurs de copeau non déformé ont été calculées à partir des modèles d'angle d'écoulement du copeau de Colwell et Wang présentés à la section 3.2. Les simulations numériques ayant été réalisées dans une configuration 2D de coupe orthogonale, le modèle de passage 2D-3D (Figure 4.9) proposé a été utilisé pour effectuer une comparaison des résultats numériques et expérimentaux. Les valeurs des épaisseurs de copeau non déformé correspondant aux modèles de Colwell et Wang ainsi que les efforts de coupe, d'avance et de pénétration sont présentés à la section 4.3 (Tableau 4.9 à Tableau 4.12). Afin de réaliser une comparaison des efforts numériques 3D calculés sur la base du modèle de passage 2D-3D proposé, et pour les modèles d'angle d'écoulement du copeau de Colwell et Wang (cf. section 4.3), des graphes de l'évolution de ces efforts numériques ainsi que des efforts expérimentaux sont présentés sur la Figure 4.25 pour f variant (de 0.05 mm/tr à 0.35 mm/tr, a_p = 1mm) et à la Figure 4.26 pour a_p variant (de 0.2 mm à 3 mm, f = 0.15 mm/tr). Deux coefficients de frottement ont été utilisés, μ = 0.4 et μ = 0.6.

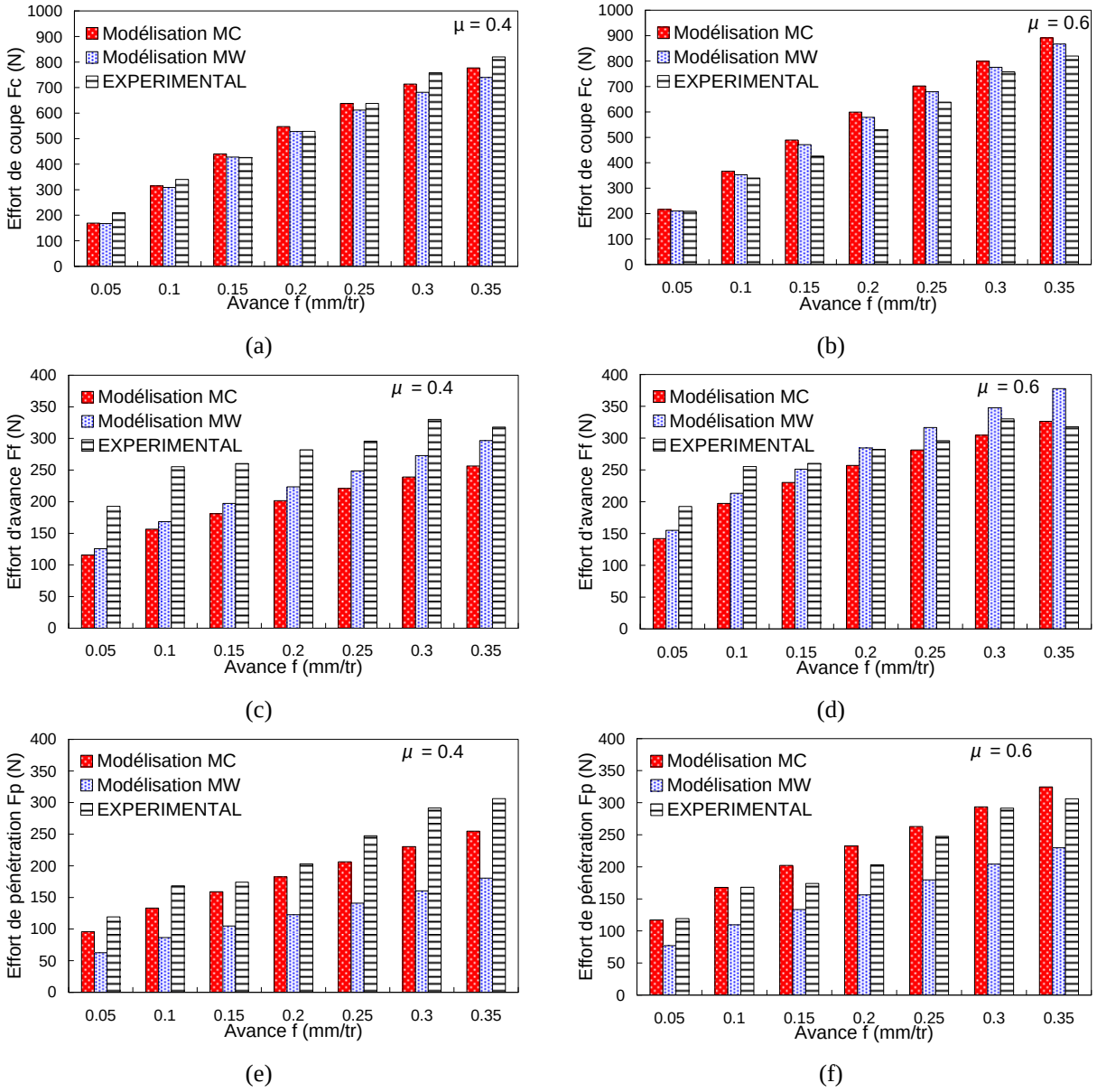


Figure 4.25 : Efforts numériques et expérimentaux en fonction de l'avance. Usinage à sec de l'acier inoxydable AISI 304L avec un outil de coupe revêtu TN7110 (TiN-TiCN-Al_2O_3-TiN) : les épaisseurs de copeau non déformé utilisées pour les simulations numériques ont été calculées sur la base des modèles de Colwell et Wang ; deux coefficients de frottement ont été utilisés μ = 0.4 et μ = 0.6 (V_c = 100 m/min, a_p = 1 mm)

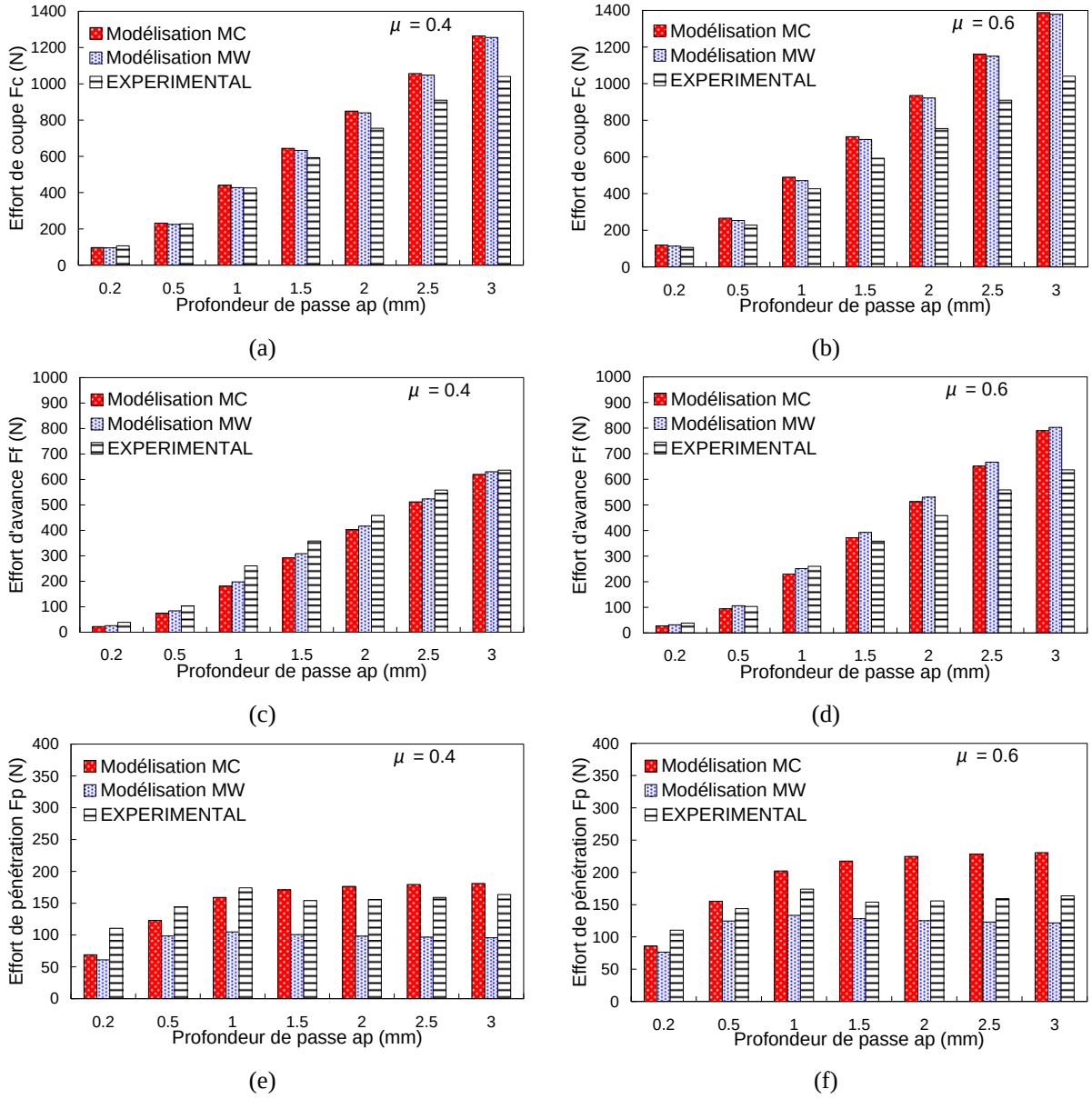


Figure 4.26 : Efforts numériques et expérimentaux en fonction de la profondeur de passe. Usinage à sec de l'acier inoxydable AISI 304L avec un outil de coupe revêtu TN7110 (TiN-TiCN-Al_2O_3-TiN) : les épaisseurs de copeau non déformé utilisées pour les simulations numériques ont été calculées sur la base des modèles de Colwell et Wang ; deux coefficients de frottement ont été utilisés μ = 0.4 et μ = 0.6 (V_c = 100 m/min, f = 0.15 mm/tr)

Comme souligné précédemment, les prédictions issues des modèles de Colwell et Wang montrent essentiellement des différences que sur les efforts de pénétration.

Concernant les efforts de coupe et d'avance, lorsque f et a_p sont variés, le modèle de Wang donne globalement des résultats plus proches de ceux obtenus expérimentalement, pour les deux coefficients de frottement μ = 0.4 et μ = 0.6. Néanmoins, le modèle de Colwell donne une meilleure prédiction lorsque f varie avec μ = 0.4 (Figure 4.25.a) et lorsque a_p varie avec μ = 0.6 (Figure 4.26.d). Nous notons pour les efforts de coupe, des écarts plus importants entre les résultats numériques et expérimentaux lorsque a_p varie, cf. Figure 4.26.a. et b.

Avec les efforts de pénétration, les différences sont plus évidentes entre les modèles de Colwell et de Wang. Nous observons ainsi que les efforts de pénétration obtenus avec le modèle de Colwell sont plus élevés que ceux acquis avec celui de Wang, mais ils sont nettement plus proches des résultats expérimentaux, cf. Figure 4.25.e et f lorsque l'avance varie, et Figure 4.26.e et f lorsque la profondeur de passe varie.

Les deux coefficients de frottement utilisés pour les simulations numériques (μ = 0.4 et μ = 0.6) donnent des résultats globalement proches de ceux obtenus expérimentalement. Quelque soit le modèle d'écoulement de copeau, une augmentation du coefficient de frottement induit celle des efforts numériques. Aucune tendance commune à toutes les conditions de coupe ne se dégage des résultats. Nous remarquons par exemple que l'augmentation du coefficient de frottement permet une meilleure prédiction des efforts d'avance lorsque f varie (Figure 4.25.c et d). Cette même augmentation de μ entraine un écart plus important entre les efforts numériques et expérimentaux lorsque a_p varie (Figure 4.26). Le coefficient de frottement a un impact sur les efforts (augmentation de ces derniers) et les résultats obtenus peuvent être liés au modèle d'écoulement de copeau sélectionné.

D'une manière générale, nous constatons que les deux modèles d'écoulement de copeau sélectionnés pour cette étude (Colwell et Wang) donnent des résultats proches de ceux obtenus expérimentalement. Nous pouvons ainsi dire que la démarche proposée pour la prédiction des efforts numériques 3D à partir des efforts numériques 2D (cf. Figure 4.9) donne des résultats satisfaisants. Cependant, il faut tenir compte de certaines données comme les maillages de la pièce usinée et de l'outil de coupe, et le modèle de frottement outil-copeau (Coulomb avec limitation dans le cadre des travaux présentés, chapitre deux – expression 2.10). Ceux-ci ont un impact non négligeable sur les résultats numériques obtenus. Dans cette étude les maillages ont été réalisés de manière optimale, néanmoins une étude de sensibilité du maillage ainsi que les tests d'autres modèles de frottement outil-copeau sont des pistes exploitables pour une amélioration du modèle proposé.

5.2. Étude de deux types d'outil de coupe (avec et sans revêtement)

La dernière partie de ce chapitre est consacrée à l'application du modèle de passage 2D-3D à la simulation numérique 2D de l'usinage à sec de l'acier inoxydable AISI 304L avec des outils de coupe en carbure de tungstène (WC-6%Co) avec et sans revêtement. Deux types d'outil ont été sélectionnés, à savoir THM (sans revêtement) et TN7110 (TiN-TiCN-Al_2O_3-TiN). Notons que ces deux types d'outil font partie de ceux sélectionnés pour les essais d'usinage à sec dont les résultats sont présentés au deuxième chapitre. Deux configurations avec revêtement ont été utilisées lors des

essais expérimentaux : TN5120 (TiN-TiCN-Al_2O_3) et TN7110 (TiN-TiCN-Al_2O_3-TiN). Cependant, le TN7110 a été choisi pour l'application du modèle 2D-3D proposé dans les travaux et pour l'étude de l'effet de la vitesse de coupe. En effet, il fait partie des principales recommandations par le fabricant WIDIA pour l'usinage des aciers inoxydables.

Conditions de coupe

Les conditions de coupe choisies pour les simulations numériques 2D sont résumées dans le Tableau 4.13.

h_e = 0.160 mm (f = 0.2 mm/tr, a_p = 1 mm) ; μ = 0.4 et μ = 0.6				
V_c (m/min)	50	100	300	500

Tableau 4.13 : Conditions de coupes utilisées pour les simulations numériques 2D de l'usinage à sec de l'acier inoxydable AISI 304L avec des outils de coupe en carbure de tungstène (WC-6%Co) possédant les configurations THM (sans revêtement) et TN7110 (TiN-TiCN-Al_2O_3-TiN)

Différentes vitesses de coupe ont été choisies pour cette étude. Concernant les choix de l'avance et de la profondeur de passe, le couple (f = 0.2 mm/tr, a_p = 1 mm) a été sélectionné sur la base des résultats expérimentaux présentés au troisième chapitre (valeurs permettant l'obtention d'efforts spécifiques dans une zone stable). L'épaisseur de copeau non déformé correspondant à ce couple est h_e = 0.160 mm, cette dernière étant la valeur issue du modèle de Colwell (cf. Tableau 4.4). Pour le couple (f = 0.2 mm/tr, a_p = 1 mm), le choix du modèle d'écoulement de copeau s'est porté sur celui de Colwell en raison des résultats présentés sur la Figure 4.25. Sur cette dernière, nous observons de faibles écarts entre les efforts de coupe et d'avance, numériques et expérimentaux, quelque soit le modèle considéré. Cependant, le modèle de Colwell donne des efforts de pénétration numériques plus proches des résultats expérimentaux. Notons que les modèles de Colwell et Wang ne tiennent pas compte de l'effet de la vitesse de coupe. Le modèle de frottement adopté pour ces simulations numériques est celui de Coulomb avec limitation. Chaque condition de coupe a été réalisée avec deux valeurs de coefficient de frottement μ = 0.4 et μ = 0.6. Le coefficient de transfert thermique choisi est h = 1000 $kWm^{-2}K^{-1}$. Une description détaillée de la mise en données avec le logiciel DEFORM est présentée au deuxième chapitre (section 2).

Efforts de coupe

Les efforts sont comparés pour chaque type d'outil (avec et sans revêtement) aux résultats expérimentaux. Les efforts de coupe, d'avance et de pénétration sont représentés en fonction de la vitesse de coupe. Lors des essais de tournage à sec (cf. troisième chapitre), les coupes réalisées avec un outil non revêtu l'ont été avec des vitesses de coupe ne dépassant pas V_c = 300 m/min, en raison des importantes usures observées pour les vitesses 200 et 300 m/min, cf. troisième chapitre. Notons que les résultats numériques du cas avec revêtement TN7110 et à une vitesse de coupe V_c = 100 m/min sont issus de la loi proposée à la section 4.2 de ce chapitre, (cf. Tableau 4.9 pour μ = 0.4 et Tableau 4.10 pour μ = 0.6).

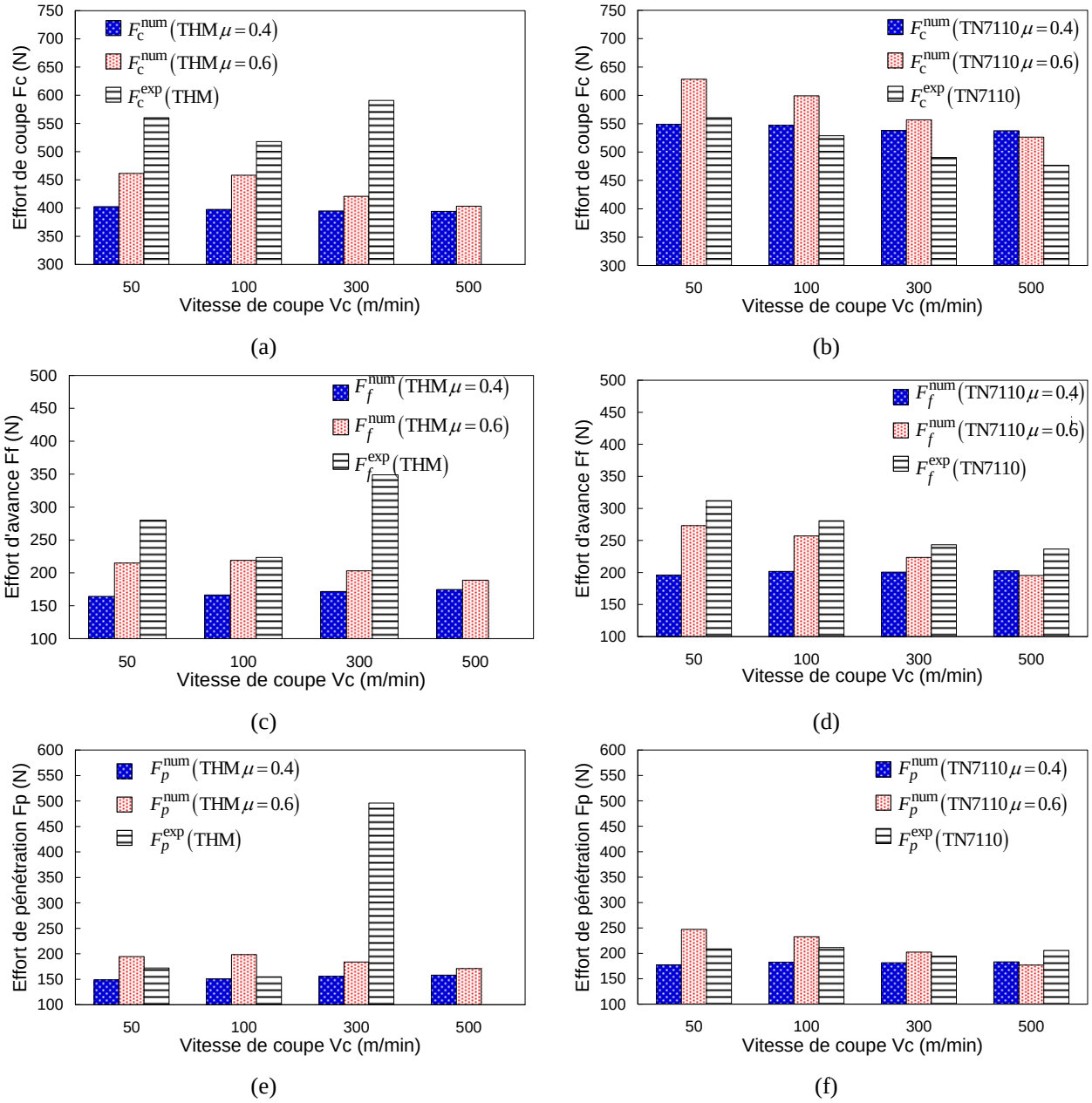


Figure 4.27 : Efforts numériques de coupe F_c (a) et (b), d'avance F_f (c) et (d) et de pénétration F_p (e) et (f) (h_e = 0.160 mm) et expérimentaux (f = 0.2 mm/tr, a_p = 1 mm) en fonction de la vitesse de coupe V_c pour les configurations THM (sans revêtement) et TN7110 (TiN-TiCN-Al_2O_3-TiN)

Pour la référence THM (sans revêtement), le coefficient de frottement μ = 0.6 permet d'obtenir des prédictions d'efforts proches des résultats expérimentaux, excepté pour les efforts de pénétration (Figure 4.27.e). L'absence de revêtement intensifie le frottement outil-copeau si bien qu'un coefficient élevé permettra d'obtenir de meilleurs résultats. Concernant la référence avec revêtement TN7110, les efforts de coupe sont mieux prédits avec un coefficient de frottement moins élevé μ = 0.4, cf. Figure 4.27.b. Toujours pour ce type d'outil revêtu TN7110, les écarts entre les résultats numériques et expérimentaux sont très proches pour les deux coefficients de frottement, cf. Figure 4.27.f. Pour de faibles vitesses de coupe, le coefficient μ = 0.6 donne des efforts numériques d'avance plus proches de ceux issus des essais, en comparaison avec le cas μ = 0.4 (voir Figure 4.27.d).

Au cours de l'usinage, l'outil de coupe est soumis à d'intenses sollicitations thermomécaniques affectant sa géométrie et donc sa tenue au cours de la coupe. Ces impacts se révèlent plus importants lorsque des outils de coupe non revêtus sont utilisés. Les simulations numériques 2D ne prennent pas en compte les changements de géométrie intervenant lors de conditions réelles de coupe. C'est la raison pour laquelle d'importants écarts sont observés entre les efforts numériques et expérimentaux pour le cas sans revêtement à grande vitesse, Figure 4.27.a, c et e. Cela explique aussi le fait qu'avec l'outil non revêtu, des efforts moins importants sont obtenus principalement avec les efforts de coupe (Figure 4.27.a et b).

Cette partie a permis de mettre en évidence l'importance de la modélisation du frottement outil-copeau dans les simulations numériques en usinage. Les travaux amorcés ici ouvrent des perspectives sur des études approfondies du modèle de frottement permettant de prendre en compte de manière optimale les effets de la géométrie et des revêtements d'outils de coupe en usinage.

6. Conclusion

En raison de la complexité des phénomènes thermomécaniques intervenant lors des procédés d'usinage, ceux-ci sont souvent étudiés dans une configuration 2D. Le procédé étudié ici est le tournage à sec de l'acier inoxydable AISI 304L avec des outils de coupe revêtu et non revêtu possédant une géométrie complexe. Lorsque les simulations numériques sont réalisées dans une configuration 2D, les efforts numériques nécessitent une transformation afin de déterminer les efforts 3D (de coupe, d'avance et de pénétration) correspondant. Ainsi, dans ce dernier chapitre, une proposition de modèle de passage 2D-3D a été faite afin de pouvoir effectuer des comparaisons entre des résultats numériques et expérimentaux. Pour la réalisation des simulations numériques, la numérisation d'outils de coupe est introduite afin de prendre en compte l'effet de leur géométrie. Le modèle de passage 2D-3D proposé fait appel à deux méthodes de détermination d'angle d'écoulement du copeau (Wang et Colwell), ces méthodes permettant le calcul d'épaisseurs de copeau non déformé. Les résultats ont montré que les modèles de Wang et Colwell donnent des résultats assez proches. Des comparaisons des efforts numériques obtenus à partir de ces deux modèles et ceux issus des essais présentés au troisième chapitre ont montré de bons accords pour les efforts de coupe et d'avance, des écarts plus grands ayant été observés avec les efforts de pénétration. Cette démarcation plus importante entre les modèles de Colwell et Wang, montre une meilleure prédiction des efforts de pénétration avec le modèle de Colwell. Des lois d'évolution des efforts numériques en fonction de l'épaisseur de copeau non déformé ont été proposées dans cette étude et une étude du coefficient de frottement (Modèle de Coulomb avec limitation) a également été menée dans ce chapitre avec deux valeurs $\mu = 0.4$ et $\mu = 0.6$. Les résultats ont montré une augmentation des efforts numériques de coupe, d'avance et de pénétration lorsque μ augmente, sans incidence sur les profils d'évolution. L'application du modèle de passage proposé à l'étude de l'effet de revêtement a été entamée et les premiers résultats obtenus ont permis de mettre en évidence l'importance du modèle de frottement en simulation numérique de l'usinage.

CONCLUSION GÉNÉRALE ET PERSPECTIVES

Les travaux réalisés ont porté sur l'étude expérimentale, la modélisation et la simulation numérique de l'usinage à sec des aciers inoxydables, avec des outils de coupe revêtus et non revêtus possédant des géométries complexes. Les différentes tâches afférentes ont été accomplies à l'aide de différents outils numériques, mais également par le biais d'essais d'usinage à sec sur un tour à commande numérique. Différents types d'outils de coupe (avec et sans revêtement) ont été sélectionnées afin d'analyser leur influence. Les études menées ont débuté par une analyse bibliographique des thèmes liés aux activités réalisées. La bibliographie a porté dans un premier temps sur la description du processus de formation du copeau ainsi que sur sa modélisation. Quelques aspects liés à deux logiciels de simulation numérique couramment utilisés lors des études d'usinage (ABAQUS et DEFORM) ont été présentés. Il a été ainsi montré que le choix d'un logiciel de simulation en usinage est un critère important pour mener une étude. Ensuite, une présentation des aciers inoxydables et de leur usinabilité a été abordée. Cette famille de matériaux est celle concernée par les travaux réalisés et les aciers inoxydables sont considérés comme des matériaux difficiles à usiner en raison de leur faible conductivité thermique en partie. La dernière partie de l'étude bibliographique a porté sur les géométries et les revêtements des outils de coupe en usinage. Dans les travaux réalisés, les outils de coupe utilisés possède une géométrie avec chanfrein, rayons d'arête et de bec, et brise copeau. Ces aspects, de même que les revêtements ont été pris en compte lors des études menées.

Les premières études numériques se sont focalisées sur l'usinage à sec de l'acier inoxydable AISI 316L avec des outils de coupe possédant différentes configurations (avec et sans revêtement). L'outil de coupe utilisé pour les simulations numériques de la coupe orthogonale 2D est issu d'une plaquette dédiée au procédé de tournage et possède un chanfrein. Les premières simulations numériques ont porté sur l'étude de l'influence du coefficient de transfert thermique et de la conductivité thermique. Ces simulations ont illustré le rôle clé du coefficient de transfert thermique qui doit être choisi suffisamment élevé afin d'accélérer l'échauffement de l'outil de coupe, dans la mesure où les temps de coupe simulée sont courts. Le choix de la dépendance à la température de la conductivité thermique a été étudié, et les résultats ont montré le faible effet dans le contexte des

simulations réalisées. Les simulations numériques ont mis en évidence l'effet bénéfique des revêtements lors du processus de formation du copeau. Les résultats obtenus ont permis de mettre en évidence le fait que ceux-ci permettent d'atténuer l'évolution de la température dans l'outil de coupe. Cet effet se révèle plus important avec l'ajout de la couche d'Al_2O_3 qui possède une faible conductivité thermique.

Deux campagnes expérimentales d'essais de tournage (chariotage) à sec de l'acier inoxydable AISI 304L ont été menées. Au cours de celles-ci, des dispositifs de mesure d'efforts, de température et d'état de surface usinée ont été utilisés. La première campagne d'essais a porté sur la variation de la vitesse de coupe, de l'avance et de la profondeur de passe, les efforts ayant été mesurés avec une table dynamométrique. Des plages de conditions de coupe acceptables pour un bon déroulement de l'usinage ont été définies à partir de cette première campagne expérimentale. Les essais réalisés ont montré que l'avance est le paramètre qui possède la plus grande influence sur la rugosité de la surface usinée (augmentation de la rugosité R_a lorsque l'avance croît).

Lors de la seconde campagne d'essais, une sélection de différents types d'outils de coupe (avec et sans revêtement) a été réalisée pour des essais comparatifs, et l'analyse des effets des revêtements sur les efforts de coupe et la température à l'intérieur de l'outil. Les conditions de coupe utilisées ici ont été sélectionnées sur la base des résultats de la première partie expérimentale. La seconde campagne d'essais n'a pas montré d'importantes différences entre les deux types de revêtement sélectionnés. Cependant elle a mis en évidence les effets importants des revêtements sur les efforts de coupe et la température mesurée à l'intérieur de l'outil, des effets qui sont plus prononcés pour des grandes vitesses de coupe. Ainsi, l'utilisation d'outils revêtus permet de limiter l'augmentation importante des efforts constatée pour les essais réalisés avec un outil de coupe non revêtu. Quant à la température, les revêtements permettent de ralentir sa progression à l'intérieur de l'outil, et d'éviter les fortes fluctuations observées pour les essais réalisés avec des outils non revêtus. Des lois d'évolution de la température maximale mesurée en fonction de la vitesse de coupe ont été proposées. Les essais de tournage ont également permis de réaliser une importante base de données expérimentales.

La dernière partie de ce mémoire a porté sur une modélisation hybride analytique/numérique du procédé de tournage. Les résultats des essais d'usinage à sec de l'acier inoxydable AISI 304L avec des outils de coupe en carbure présentés dans la partie précédente ont servi de base de données pour valider la modélisation et les simulations numériques. La numérisation d'outils de coupe en usinage est introduite pour tenir compte de leur géométrie réelle dans la simulation du processus de formation du copeau. Un modèle de passage 2D-3D permettant de comparer des efforts numériques obtenus en 2D aux efforts expérimentaux (3D) a été proposé. Pour sa mise en œuvre, deux modèles d'angle d'écoulement du copeau (Colwell et Wang) ont été illustrés et utilisés, pour déterminer les épaisseurs de copeau non déformé et la direction d'écoulement du copeau. Ces dernières ont servi pour la mise en données des simulations numériques et les efforts obtenus ont été comparés pour les modèles de Colwell et Wang, puis il y a eu une comparaison d'efforts numériques et expérimentaux. Les comparaisons effectuées ont montré un bon accord entre les résultats issus des simulations et ceux obtenus avec les essais de tournage à sec. Peu d'écarts ont également été observés entre les efforts de

coupe et d'avance obtenus avec les modèles de Colwell et Wang, des différences plus importantes ayant été constatées avec les efforts de pénétration.

Nous pouvons retenir le rôle majeur des revêtements d'outils de coupe en usinage particulièrement à sec des aciers inoxydables qui sont considérés comme des matériaux difficiles à usiner, en raison de leur faible conductivité thermique, par exemple. L'utilisation d'outils de coupe revêtus permet de réduire l'intensité du frottement outil-matière usinée, baissant les efforts et ralentissant la progression de la température dans l'outil de coupe. Cela a pour effet d'augmenter la durée de vie des outils de coupe et ainsi réduire les coûts dus à leur remplacement. L'ordre d'empilement des couches de revêtement joue un rôle important et il faut tenir compte de la compatibilité des matériaux assemblés et des épaisseurs. La numérisation de ces derniers a été introduite pour tenir compte de l'effet de leurs géométries lors des simulations numériques des procédés de coupe.

Dans la continuité de cette utilisation de la numérisation, des simulations numériques réalisées avec d'autres profils 2D extraits dans la zone de coupe, ainsi que d'autres faites en 3D pourraient constituer des travaux intéressants. Les résultats obtenus en 3D permettront d'effectuer une comparaison avec ceux issus des simulations 2D, afin de comparer les résultats 2D et 3D d'une part et les résultats expérimentaux d'autre part.

Un modèle de passage 2D-3D a été proposé pour une comparaison d'efforts numériques 2D et d'efforts expérimentaux 3D. Ce modèle dans notre étude fait appel à deux méthodes de calcul d'angle d'écoulement du copeau (Wang et Colwell), néanmoins l'utilisation d'autres modèles pourra faire l'objet d'une intégration. L'intérêt de cette modélisation réside dans le fait que le nombre de simulations numériques est réduit, et cela permet de réaliser un gain de temps.

L'avance et la profondeur de passe sont les deux paramètres ayant permis la mise en place d'un modèle hybride analytique/numérique des efforts. Cependant, l'influence de la vitesse de coupe n'est pas intégrée dans le modèle proposé, et sa prise en compte fait partie de travaux qui ont déjà été entamés.

Le modèle de frottement adopté dans ces travaux (Coulomb avec limitation), bien qu'utilisé en simulation numérique des procédés d'usinage n'est pas le mieux adapté pour ces procédés. Le choix du modèle de frottement est souvent lié au logiciel de simulation numérique ainsi qu'à la disponibilité de paramètres des modèles spécifiques. Ainsi l'utilisation d'autres modèles de frottement constituerait une étude intéressante à mener.

En plus des mesures de température, d'efforts de coupe, d'avance et de pénétration réalisées lors des essais de tournage (chariotage) à sec, une caractérisation de l'usure des plaquettes sera effectuée. La durée de vie des plaquettes sera déterminée en fonction de la vitesse de coupe, de l'avance et de la profondeur de passe. L'impact de la variation de la géométrie des plaquettes sur les surfaces usinées sera mis en évidence, via la mesure de la rugosité. Les copeaux ainsi obtenus seront également analysés. Enfin, une modélisation de l'évolution de l'usure permettra de disposer d'un outil prédictif de l'usure pour le couple outil-matière usinée étudié.

RÉFÉRENCES BIBLIOGRAPHIQUES

[ADI_03] A.H. Adibi-Sedeh, V. Madhavan, et B. Bahr. Upper bound analysis of oblique cutting: improved method of calculating the friction area. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 43(5):485 – 492, 2003.

[AFA_10] S.M. Afazov, S.M. Ratchev, et J. Segal. Modelling and simulation of micro-milling cutting forces. *Journal of Materials Processing Technology*, 210(15):2154 – 2162, 2010.

[AFN_97] AFNOR Association Française de NORmalisation. Domaine de fonctionnement des outils coupants, *Norme Française*, NF E 66-520-1, 1997

[ALB_60] P. Albrecht. New Developments in the Theory of the Metal Cutting process, Part I. The Ploughing Process in metal Cutting. ASME Journal of Engineering for Industry, 81:348 – 358, 1960.

[ARR_08] P.J. Arrazola, D. Ugarte, et X. Domínguez. A new approach for the friction identification during machining through the use of finite element modeling. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 48(2):173 – 183, 2008.

[ARR_09] P.J. Arrazola, A. Garay, L.-M. Iriarte, M. Armendia, S. Marya et F. Le Maître. Machinability of titanium alloys (Ti6Al4V and Ti555.3). *Journal of Materials Processing Technology*, 209:2223 – 2230, 2009.

[ASM_85] American Society for Metals. Metals Handbook – Desk Edition, 1985.

[ATL_11] S. Atlati, B. Haddag, M. Nouari, et M. Zenasni. Analysis of a new segmentation intensity ratio‘‘sir’’to characterize the chip segmentation process in machining ductile metals. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 51(9):687 – 700, 2011.

[AVI_12] A. Shrot et M. Baker. Determination of Johnson cook parameters from machining simulations. *Computational Materials Science*, 52(1):298 – 304, 2012.

[BAH_11] S. Bahi, M. Nouari, A. Moufki, M. El Mansori, et A. Molinari. A new friction law for sticking and sliding contacts in machining. *Tribology International*, 44(7-8):764 – 771, 2011.

[BAH_11_b] S. Bahi, M. Nouari, A. Moufki, M. El Mansori, et A. Molinari. Hybrid modelling of sliding-sticking zones at the tool-chip interface under dry machining and tool wear analysis. *Wear*, 2011.

[BAH_10_T] S. Bahi. Modélisation hybride du frottement local à l'interface outil-copeau en usinage des alliages métalliques. *Thèse de doctorat de l'école nationale supérieure d'arts et métiers de Bordeaux*, 2010.

[BAR_09] B. R. Barbero. The recovery of design intent in reverse engineering problems. *Computers & Industrial Engineering*, 56(4) :1265 – 1275, 2009.

[BAT_07_L] J.-L. Battaglia. Transferts thermiques dans les procédés de mise en forme des matériaux. *Lavoisier*, 2007.

[BEN_04] D. J. Benson et S. Okazawa. Contact in a multi-material eulerian finite element formulation. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, 193(39-41):4277 – 4298, 2004.

[BLE_90] O. Bletton, R. Duet, et P. Pedarre. Influence of oxide nature on the machinability of 316L stainless steels. *Wear*, 139(2):179 – 193, 1990.

[BON_08] C. Bonnet, F. Valiorgue, J. Rech, C. Claudin, H. Hamdi, J.M. Bergheau, et P. Gilles. Identification of a friction model–application to the context of dry cutting of an AISI 316L austenitic stainless steel with a TiN coated carbide tool. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 48(11):1211 – 1223, 2008.

[BOO_06] G. Boothroyd et W.A. Knight. Fundamentals of Machining and Machine Tools, *CRC Press, Boca Raton*, 2006.

[BRO_10] J. Brocail, M. Watremez, et L. Dubar. Identification of a friction model for modelling of orthogonal cutting. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 50(9):807 – 814, 2010.

[BUL_96] S. J. Bull et A. M. Jones. Multilayer coatings for improved performance. *Surface and Coatings Technology*, 78(1-3):173 – 184, 1996.

[CER_96] E. Ceretti, P. Fallbahmer, W.T. Wu, et T. Altan. Application of 2D F.E.M. to chip formation in orthogonal cutting. *Journal of Materials Processing Technology*, 59(1-2):169 – 180, 1996.

[CER_07] E. Ceretti, L. Filice, D. Umbrello et F. Micari. ALE Simulation of Orthogonal Cutting: a New Approach to Model Heat Transfer Phenomena at the Tool-Chip Interface. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 56, 69 – 72, 2007.

[CHA_05] H. Chandrasekaran, R. M'Saoubi et H. Chazal. Modelling of material flow stress in chip formation process from orthogonal milling and split Hopkinson bar tests, *Machining Science and Technology*, 9, 131–145, 2005.

[CHAN_01] B. Changeux, M. Touratier, J.L. Lebrun, T. Thomas et J. Clisson. High-speed shear tests for the identification of the Johnson–Cook law, *Fourth International ESAFORM Conference on Liège, Belgium*, pp. 603–606, 2001.

[CHE_97] Y.H. Chen et C.T. Ng. Integrated reverse engineering and rapid prototyping. *Computers & Industrial Engineering*, 33:481 – 484, 1997.

[CHER_09_T] R. Cheriguène. Étude numérique des phénomènes de contact en usinage. *Thèse de doctorat de l'université Paul Verlaine de Metz et de l'université Carlos III de Madrid*, 2009.

[COL_54] L. V. Colwell. Predicting the angle of chip flow for single-point cutting tools, *Transactions of the ASME*, 76, 199–204, 1954.

[CONT_02] A Contri. Qualité géométrique de la mesure de surfaces complexes par moyens optiques, *Thèse de doctorat de l'école normale supérieure de Cachan*, 2002.

[CUI_12] H. Cui, W. Liao, N. Dai, et X. Cheng. A flexible and rapid micro-adjustment algorithm for structured light 3d measurement system with camera projector. *Optik – International Journal for Light and Electron Optics*, 123(2):109 – 116, 2012.

[DAV_09] J.P. Davim et C. Maranhão. A study of plastic strain and plastic strain rate in machining of steel AISI 1045 using F.E.M. analysis. *Materials & Design*, 30(1):160 – 165, 2009.

[DOB_04] L.A. Dobrzanski, M. Polok, P. Panjan, S. Bugliosi, et M. Adamiak. Improvement of wear resistance of hot work steels by pvd coatings deposition. *Journal of Materials Processing Technology*, 155-156(0):1995 – 2001, 2004.

[DOB_06] L.A. Dobrzanski, D. Pakua, A. Ka, M. Sokovia, et J. Kopa. Tribological properties of the PVD and CVD coatings deposited onto the nitride tool ceramics. *Journal of Materials Processing Technology*, 175(1-3):179 – 185, 2006.

[DOG_06] Y. Dogu, E. Aslan, et N. Camuscu. A numerical model to determine temperature distribution in orthogonal metal cutting. *Journal of Materials Processing Technology*, 171(1):1 – 9, 2006.

[DUD_97] D. Dudzinski et A. Molinari. A Modeling of cutting for viscoplastic materials. *International Journal of Mechanical Sciences*, 39(4):369 – 389, 1997.

[EE_03] K. C. Ee, A. K. Balaji, et I. S. Jawahir. Progressive tool-wear mechanisms and their effects on chip-curl/chip-form in machining with grooved tools: an extended application of the equivalent toolface model. *Wear*, 255(7-12):1404 – 1413, 2003.

[ELB_96] M.A. Elbestawi, A.K. Srivastava, et T.I. El-Wardany. A model for chip formation during machining of hardened steel. *CIRP Annals – Manufacturing Technology*, 45(1):71 – 76, 1996.

[FAN_98] N. Fang. An improved model for oblique cutting and its application to chip-control research, *Journal of Materials Processing Technology.* 124, 667–675, 1998.

[FAN_05] N. Fang. Tool-chip friction in machining with a large negative rake angle tool, *Wear*. 258, 890–897, 2005.

[FIL_07] L. Filice, F. Micari, S. Rizzuti, et D. Umbrello. A critical analysis on the friction modelling in orthogonal machining. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 47(3-4):709 – 714, 2007.

[FON_09] M. Fontaine, L. Lambert-Campagne et A. Maurel-Pantel. Reconstruction 3D d'outils coupants pour le contrôle géométrique des fraises et la modélisation du fraisage, *Congrès Français de Mécanique*, Marseille, 24-28 août 2009.

[GAR_10] L. Gardner, A. Insausti, K.T. Ng, et M. Ashraf. Elevated temperature material properties of stainless steel alloys. *Journal of Constructional Steel Research*, 66(5):634 – 647, 2010.

[GIN_01] Toman MacGinley et John Monaghan. Modelling the orthogonal machining process using coated cemented carbide cutting tools. *Journal of Materials Processing Technology*, 118(1-3):293 – 300, 2001.

[GRZ_98] W. Grzesik. The role of coatings in controlling the cutting process when turning with coated indexable inserts. *Journal of Materials Processing Technology*, 79(1-3):133 – 143, 1998.

[GRZ_00] W. Grzesik. An integrated approach to evaluating the tribo-contact for coated cutting inserts. *Wear*, 240(1-2):9 – 18, 2000.

[GRZ_04] W. Grzesik et P. Nieslony. Prediction of friction and heat flow in machining incorporating thermophysical properties of the coating-chip interface. *Wear*, 256(1-2):108 – 117, 2004.

[GRZ_05] W. Grzesik, M. Bartoszuk, et P. Nieslony. Finite element modelling of temperature distribution in the cutting zone in turning processes with differently coated tools. *Journal of Materials Processing Technology*, 164-165:1204 – 1211, 2005.

[GRZ_08_L] W. Grzesik. Advanced Machining Processes of Metallic Materials: Theory, Modelling and Applications, *Elsevier*, 2008.

[GU_99] J. Gu, G. Barber, S. Tung, et R.-J. Gu. Tool life and wear mechanism of uncoated and coated milling inserts. *Wear*, 225-229, Part 1 : 273 – 284, 1999.

[HE_02] N He, T.C Lee, W.S Lau, et S.-K Chan. Assessment of deformation of a shear localized chip in high speed machining. *Journal of Materials Processing Technology*, 129:101 – 104, 2002.

[HUA_04] J. Hua et R. Shivpuri. Prediction of chip morphology and segmentation during the machining of titanium alloys. *Journal of Materials Processing Technology*, 150(1-2):124 – 133, 2004.

[JAR_98] J. Mackerle. Finite-element analysis and simulation of machining: a bibliography (1976-1996). *Journal of Materials Processing Technology*, 86(1-3):17 – 44, 1998.

[JAW_93] I. S. Jawahir et C. A. van Luttervelt. Recent developments in chip control research and applications. *CIRP Annals – Manufacturing Technology*, 42(2):659 – 693, 1993.

[JC_85] G. R. Johnson et W. H. Cook. Fracture characteristics of three metals subjected to various strains, strain rates, temperatures and pressures. *Engineering Fracture Mechanics*, 21(1):31 – 48, 1985.

[JIA_11] D. Jianxin, Z. Jiantou, Z. Hui, et Y. Pei. Wear mechanisms of cemented carbide tools in dry cutting of precipitation hardening semi-austenitic stainless steels. *Wear*, 270(7-8):520 – 527, 2011.

[KAG_09_T] T. Kagnaya. Contribution à l'identification des mécanismes d'usure d'un WC-6%Co en usinage et par une approche tribologique et thermique, *Thèse de doctorat de l'école des mines de Paris*, 2009.

[KIM_09] H.-G. Kim, J.-H. Sim, et H.-J. Kweon. Performance evaluation of chip breaker utilizing neural network. *Journal of Materials Processing Technology*, 209(2):647 – 656, 2009.

[KLO_01] F. Klocke. Machining and machinability. *Encyclopedia of Materials: Science and Technology (Second Edition)*, pages 4683 – 4688, 2001.

[KLO_07] F. Klocke, T. Schroeder, E. Bouzakis, et A. Klein. Manipulation of coating and subsurface properties in reconditioning of wc-co carbide cutting tools. *Surface and Coatings Technology*, 202(4-7):1194 – 1198, 2007.

[KONÉ_11] F. Koné, C. Czarnota, B. Haddag, and M. Nouari. Finite element modelling of the thermo-mechanical behavior of coatings under extreme contact loading in dry machining. *Surface and Coatings Technology*, 205(12):3559 – 3566, 2011.

[KOP_98] J. Kopa. Influence of cutting material and coating on tool quality and tool life. *Journal of Materials Processing Technology*, 78(1-3):95 – 103, 1998.

[KOR_04] I. Korkut, M. Kasap, I. Ciftci et U. Seker. Determination of optimum cutting parameters during machining of aisi 304 austenitic stainless steel. *Materials & Design*, 25(4):303 – 305, 2004.

[KUS_05] A. Kusiak, J.-L. Battaglia, et J. Rech. Tool coatings influence on the heat transfer in the tool during machining. *Surface and Coatings Technology*, 195(1):29 – 40, 2005.

[LAH_99] M. Lahres, O. Doerfel et R. Neumüller. Applicability of different hard coatings in dry machining an austenitic steel. *Surface and Coatings Technology*, 120-121:687 – 691, 1999.

[LAL_09] D. I. Lalwani, N. K. Mehta et P. K. Jain. Extension of oxley's predictive machining theory for Johnson and cook flow stress model. *Journal of Materials Processing Technology*, 209(12-13):5305 – 5312, 2009.

[LAZ_02] I. Lazoglu et Y. Altintas. Prediction of tool and chip temperature in continuous and interrupted machining. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 42(9):1011 – 1022, 2002.

[LEE_01] J. D. Lee et Y. Chen. A theory of thermo-visco-elastic-plastic materials: thermomechanical coupling in simple shear. *Theoretical and Applied Fracture Mechanics*, 35(3):187 – 209, 2001.

[LIM_01] C. Y. H. Lim, P. P. T. Lau, et S. C. Lim. The effects of work material on tool wear. *Wear*, 250(1-12):344 – 348, 2001.

[LIS_04_T] G. List. Étude 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. *Thèse de doctorat de l'école nationale supérieure d'arts et métiers de Bordeaux*, 2004.

[LIS_11] G. List, G. Sutter, et A. Bouthiche. Cutting temperature prediction in high speed machining by numerical modelling of chip formation and its dependence with crater wear. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 54:1-9, 2011.

[MAB_08] T. Mabrouki, F. Girardin, M. Asad, et J.-F. Rigal. Numerical and experimental study of dry cutting for an aeronautic aluminium alloy (A2024-T351). *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 48(11):1187 – 1197, 2008.

[MAC_03] J Mackerle. Finite element analysis and simulation of machining: an addendum: A bibliography (1996 - 2002). *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 43(1):103 – 114, 2003.

[MAR_10] C. Maranhão et J. P. Davim. Finite element modelling of machining of AISI 316 steel: Numerical simulation and experimental validation. *Simulation Modelling Practice and Theory*, 18(2):139 – 156, 2010.

[MAOR_95] T. Marusich et M. Ortiz. Modelling and simulation of high speed machining. *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, 38: 3675-3694, 1995

[MAU_12] A. Maurel-Pantel, M. Fontaine, S. Thibaud, et J. C. Gelin. 3D FEM simulations of shoulder milling operations on a 304L stainless steel. *Simulation Modelling Practice and Theory*, 22(0):13 – 27, 2012.

[MER_41] M. E. Merchant. Chip formation friction and high quality machines surface. *Surface treatment of metals, ASM Cleveland*, 1941: p. 299-378.

[MER_45] M. E. Merchant. Mechanics of the metal cutting process: orthogonal cutting. *Journal of Applied Physics*, 16(5):267–275, 1945.

[MOL_11] A. Molinari, R. Cheriguene, et H. Miguelez. Numerical and analytical modeling of orthogonal cutting: The link between local variables and global contact characteristics. *International Journal of Mechanical Sciences*, 53(3):183 – 206, 2011.

[MOO_03] J. J. Moore et D. Zhong. Advanced coatings for structural materials, *Encyclopedia of Materials: Science and Technology (Second Edition)*, pages 1 – 12. Elsevier, Oxford, second edition edition, 2003.

[MOU_98] A. Moufki, A. Molinari, et D. Dudzinski. Modelling of orthogonal cutting with a temperature dependent friction law. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 46(10):2103 – 2138, 1998.

[MOU_00] A. Moufki, D. Dudzinski, A. Molinari, et M. Rausch. Thermoviscoplastic modelling of oblique cutting: forces and chip flow predictions. *International Journal of Mechanical Sciences*, 42(6):1205 – 1232, 2000.

[MOV_00] M. Movahhedy, M.S. Gadala, et Y. Altintas. Simulation of the orthogonal metal cutting process using an arbitrary lagrangian eulerian finite-element method. *Journal of Materials Processing Technology*, 103(2):267 – 275, 2000.

[MSA_99] R. M'Saoubi, J. C. Outeiro, B. Changeux, J. L. Lebrun, et A. Morão Dias. Residual stress analysis in orthogonal machining of standard and resulfurized AISI 316L steels. *Journal of Materials Processing Technology*, 96(1-3):225 – 233, 1999.

[MSA_04] R. M'Saoubi et H. Chandrasekaran. Investigation of the effects of tool micro-geometry and coating on tool temperature during orthogonal turning of quenched and tempered steel. International Journal of Machine Tools and Manufacture, 44:213 – 224, 2004.

[NOU_03] M. Nouari, G. List, F. Girot, et D. Coupard. Experimental analysis and optimisation of tool wear in dry machining of aluminium alloys. *Wear*, 255(7-12):1359 – 1368, 2003.

[NOU_06] M. Nouari et A. Ginting. Wear characteristics and performance of multi-layer cvd-coated alloyed carbide tool in dry end milling of titanium alloy. *Surface and Coatings Technology*, 200(18-19):5663 – 5676, 2006.

[NOU_08] M. Nouari, M. Calamaz et F. Girot. Mécanismes d'usure des outils coupants en usinage à sec d'alliage de titane aéronautique. *Comptes Rendus Mécanique*, 336(10):772 – 781, 2008.

[OLI_96] S. A. G. Oliveira et A. F. Bower. An analysis of fracture and delamination in thin coatings subjected to contact loading. *Wear*, 198(1-2):15 – 32, 1996.

[OLO_99] L. Olovsson, L. Nilsson et K. Simonsson. An ALE formulation for the solution of two-dimensional metal cutting problems. *Computer Structures*, 72(4-5):497 – 507, 1999.

[OUT_06] J. C. Outeiro, D. Umbrello et R. M'Saoubi. Experimental and numerical modelling of the residual stresses induced in orthogonal cutting of AISI 316L steel. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 46(14):1786 – 1794, 2006.

[OZE_06] T. Özel. The influence of friction models on finite element simulations of machining. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 46(5):518 – 530, 2006.

[PAN_96_T]. O. Pantalé. Modélisation et simulation tridimentionnelles de la coupe des métaux. *Thèse de doctorat de l'Université de Bordeaux*, 1996.

[PAN_04] O. Pantalé, J.-L. Bacaria, O. Dalverny, R. Rakotomalala et S. Caperaa. 2D and 3D numerical models of metal cutting with damage effects. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, 193(39-41):4383 – 4399, 2004.

[PAR_01] J. Paro, H. Hanninen et V. Kauppinen. Tool wear and machinability of x5 crmnn 18 18 stainless steels. *Journal of Materials Processing Technology*, 119(1-3):14 – 20, 2001.

[PARK_09] S. C. Park et M. Chang. Reverse engineering with a structured light system. *Computers & Industrial Engineering*, 57(4) :1377 – 1384, 2009.

[POC_97] L. F. Pochet, P. Howard et S. Safaie. CVD coatings: from cutting tools to aerospace applications and its future potential. *Surface and Coatings Technology*, 94-95(0):70 – 75, 1997.

[POS_89] E. Posti et I. Nieminen. Influence of coating thickness on the life of tin-coated high speed steel cutting tools. *Wear*, 129(2):273 – 283, 1989.

[POU_01] G. Poulachon, A. Moisan et I. S. Jawahir. Tool-wear mechanisms in hard turning with polycrystalline cubic boron nitride tools. *Wear*, 250(1-12):576 – 586, 2001.

[POU_02] G. Poulachon, A. L. Moisan et Michel Dessoly. Contribution à l'étude des mécanismes de coupe en tournage dur. *Mécanique Industries*, 3(4):291 – 299, 2002.

[RAB_09] G. S. Fox-Rabinovich, A. I. Kovalev, M. H. Aguirre, B. D. Beake, K. Yamamoto, S. C. Veldhuis, J. L. Endrino, D. L. Wainstein et A. Y. Rashkovskiy. Design and performance of AlTiN and TiAlCrN PVD coatings for machining of hard to cut materials. *Surface and Coatings Technology*, 204(4):489 – 496, 2009.

[REC_04] J. Rech, A. Kusiak et J. L. Battaglia. Tribological and thermal functions of cutting tool coatings. *Surface and Coatings Technology*, 186(3) :364 – 371, 2004.

[REC_06] J. Rech. Influence of cutting tool coatings on the tribological phenomena at the tool-chip interface in orthogonal dry turning. *Surface and Coatings Technology*, 200(16-17):5132 – 5139, 2006.

[ROS_07] P. A. R. Rosa, O. Kolednik, P. A. F. Martins et A. G. Atkins. The transient beginning to machining and the transition to steady-state cutting. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 47(12-13):1904 – 1915, 2007.

[RYC_02] D. Ryckelynck et M. Meiller. Modélisation du frottement outil pièce pour la simulation de la coupe par la méthode des éléments finis. *Mécanique Industries*, 3(4):323 – 332, 2002.

[SHA_98] M. C. Shaw et A. Vyas. The mechanism of chip formation with hard turning steel. *CIRP Annals – Manufacturing Technology*, 47(1):77 – 82, 1998.

[SHI_95] A. J. Shih. Finite element analysis of the rake angle effects in orthogonal metal cutting. *International Journal of Mechanical Sciences*, 38(1):1 – 17, 1995.

[SHR_12] A. Shrot et M. Baker. Determination of Johnson cook parameters from machining simulations. *Computational Materials Science*, 52(1):298 – 304, 2012.

[SOL_08] X. Soldani. Modélisation analytique de l'usinage à grande vitesse et étude de l'usure en cratère – application au tournage, *Thèse de doctorat de l'université Paul Verlaine de Metz*, 2008.

[SON_02] S. Son, H. Park et K. H. Lee. Automated laser scanning system for reverse engineering and inspection. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 42(8) :889 – 897, 2002.

[SRE_00] P. S. Sreejith et B. K. A. Ngoi. Dry machining: Machining of the future. *Journal of Materials Processing Technology*, 101(1-3):287 – 291, 2000.

[STA_64] G. V. Stabler. The chip flow law and its consequences, *5th International Machine Tool Design Research Conference*, Birmingham, UK, 1964, pp. 243–251.

[STR_02] J. S. Strenkowski, A. J. Shih et J.-C. Lin. An analytical finite element model for predicting three-dimensional tool forces and chip flow. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 42(6):723 – 731, 2002.

[SUL_02] D. Sullivan et M. Cotterell. Machinability of austenitic stainless steel ss303. *Journal of Materials Processing Technology*, 124(1-2):153 – 159, 2002.

[SUT_03] G. Sutter, L. Faure, A. Molinari, N. Ranc et V. Pina. An experimental technique for the measurement of temperature fields for the orthogonal cutting in high speed machining. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 43(7):671 – 678, 2003.

[SUT_07] G. Sutter et N. Ranc. Temperature fields in a chip during high-speed orthogonal cutting, an experimental investigation. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 47(10):1507 – 1517, 2007.

[SYE_97] R. J. Seethaler et I. Yellowley. An upper-bound cutting model for oblique cutting tools with a nose radius. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 37(2):119 – 134, 1997.

[TEK_04] Z. Tekiner et S. Yesilyurt. Investigation of the cutting parameters depending on process sound during turning of AISI 304 austenitic stainless steel. *Materials & Design*, 25(6):507 – 513, 2004.

[TOU_02] N. Tounsi, J. Vincenti, A. Otho et M. A. Elbestawi. From the basic mechanics of orthogonal metal cutting toward the identification of the constitutive equation. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 42(12):1373 – 1383, 2002.

[TRE_00] E. M. Trent et P. K. Wright. Metal Cutting Chapter 9 – Machinability. *Butterworth-Heinemann*, 4th edition, 2000.

[USU_78] E. Usui, A. Hirota et M. Masuko. Analytical predictions of three dimensional cutting process Part 1: Basic cutting model and energy approach, *Journal of Engineering for Industry*, 100, 222–228, 1978

[USU_78_b] E. Usui et A. Hirota. Analytical predictions of three dimensional cutting process Part 2: Chip formation and cutting force with conventional single point tool, *Journal of Engineering for Industry*, 100, 229–235, 1978

[ULU_09] D. Ulutan, I. Lazoglu et C. Dinc. Three-dimensional temperature predictions in machining processes using finite difference method. *Journal of Materials Processing Technology*, 209(2):1111 – 1121, 2009.

[UHL_07] E. Uhlmann, M. G. von der Schulenburg et R. Zettier. Finite element modeling and cutting simulation of inconel 718. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 56(1):61 – 64, 2007.

[UMB_07] D. Umbrello, R. M'Saoubi et J. C. Outeiro. The influence of Johnson-cook material constants on finite element simulation of machining of AISI 316L steel. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 47(3-4):462 – 470, 2007.

[UMB_07_b] D. Umbrello, L. Filice, S. Rizzuti, F. Micari et L. Settineri. On the effectiveness of finite element simulation of orthogonal cutting with particular reference to temperature prediction. *Journal of Materials Processing Technology*, 189(1-3):284 – 291, 2007.

[WAN_95] J. Wang et P. Mathew. Development of a general tool model for turning operations based on a variable flow stress theory. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*. 35, 71–90, 1995.

[WAN_01] J. Wang. Development of a chip flow model for turning operations. *International Journal of Machine Tools and Manufacture.* 41, 1265–1274, 2001.

[WEI_04] K. Weinert, I. Inasaki, J. W. Sutherland et T. Wakabayashi. Dry machining and minimum quantity lubrication. *CIRP Annals – Manufacturing Technology*, 53(2):511 – 537, 2004.

[XIE_05] L.-J. Xie, J. Schmidt, C. Schmidt et F. Biesinger. 2D FEM estimate of tool wear in turning operation. *Wear*, 258(10):1479 – 1490, 2005.

[XUE_03] Q. Xue, V. F. Nesterenko et M. A. Meyers. Evaluation of the collapsing thick-walled cylinder technique for shear-band spacing. *International Journal of Impact Engineering*, 28(3):257 – 280, 2003.

[YEN_04] Y.-C. Yen, J. Söhner, B. Lilly et T. Altan. Estimation of tool wear in orthogonal cutting using the finite element analysis. *Journal of Materials Processing Technology*, 146(1):82 – 91, 2004.

[YEN_04_b] Y.-C. Yen, A. Jain et T. Altan. A finite element analysis of orthogonal machining using different tool edge geometries. *Journal of Materials Processing Technology*, 146(1):72 – 81, 2004.

[YOU_87] H. Young, P. Mathew et P. L. B. Oxley. Allowing for nose radius effects in predicting the chip flow direction and cutting forces in bar turning, *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers*, volume Part C201(C3), pp. 213–226, 1987.

[ZHE_97] Z. B. Hou et R. Komanduri. Modeling of thermomechanical shear instability in machining. *International Journal of Mechanical Sciences*, 39(11):1273 – 1314, 1997.

[ZOR_63] N. N. Zorev. Interrelationship between shear processes occurring along tool face and on shear plane in metal cutting, *International Research in Production Engineering, ASME*, New York, pp. 42-49, 1963.

[ZOU_09] G. P. Zou, I. Yellowley et R. J. Seethalter. A new approach to the modeling of oblique cutting processes, *International Journal of Machine Tools and Manufacture.* 49, 701–707, 2009.

Titre :

Étude expérimentale, modélisation et simulation numérique de l'usinage à sec des aciers inoxydables : Étude de l'effet des revêtements mono et multi couches.

Mots Clés :

Usinage à sec, revêtement, aciers inoxydables, numérisation 3D, géométrie complexe, modélisation analytique/numérique, simulation numérique.

Résumé :

Lors de l'usinage des alliages métalliques, les outils de coupe sont soumis à un chargement thermomécanique intense conduisant à une réduction considérable de leur durée de vie. L'utilisation d'outils revêtus s'avère alors bénéfique, en particulier lors de l'usinage à sec des aciers inoxydables considérés comme difficiles à usiner. Ce travail de thèse porte sur l'effet des revêtements en abordant les aspects de modélisation, de simulation numérique et expérimentaux de l'usinage à sec, avec des outils à géométries complexes. Des essais de chariotage ont été réalisés sur l'acier AISI 304L avec des outils revêtus et non revêtus. Une attention particulière a été apportée à la température, aux efforts et à la rugosité. Une large gamme de conditions de coupe a été considérée pour une compréhension avancée des phénomènes physiques mis en jeu. Cela a permis l'identification des conditions de coupe optimales pour le couple outil/pièce considéré, et la mise en évidence de l'importance des revêtements lors de l'usinage à sec des aciers inoxydables. Par ailleurs, une modélisation hybride analytique/numérique a été développée et mise en œuvre. Fondée sur la direction d'écoulement du copeau, elle permet de déduire les efforts 3D à partir d'une simulation numérique 2D de l'usinage. Une procédure d'extraction de profils réels de l'outil à été introduite en utilisant un système de numérisation 3D Breuckmann. Cette procédure permet la prise en compte de la géométrie réelle de l'outil lors des simulations numériques. Enfin, la comparaison des résultats numériques et expérimentaux a permis la validation de la modélisation proposée.

Title:

Experimental study, modeling and numerical simulation of dry machining of stainless steels: Study of the effect of single and multi-layer coatings.

Keywords:

Dry machining, coatings, stainless steels, 3D digitization, complex geometry, analytical/numerical modeling, numerical simulation.

Summary:

When machining metal alloys, cutting tools are subjected to intense thermomechanical loading, which can lead to a significant reduction of their lifetime. The use of coated tools is then beneficial, in particular during dry machining of stainless steels which are considered as difficult to cut materials. This phD thesis is focused on the effect of coatings addressing aspects of modeling, simulation and experimental tests using tools with complex geometries. Experimental tests under dry turning configuration were performed on an AISI 304L stainless steel with coated and uncoated tools. Particular attention was paid to the temperature evolution, cutting forces and roughness. A wide range of cutting conditions was considered for an advanced understanding of the physical phenomena involved in machining. Experimental results allowed the identification of optimum cutting conditions for the considered tool/workpiece couple and highlighted the importance of coatings in dry machining of stainless steels. In addition, a hybrid analytical/numerical modeling was developed and implemented in DEFORM code. Based on the chip flow direction, 3D forces can be deduced from a 2D numerical simulation of machining. An extraction procedure of real profiles of the tool was introduced using a 3D scanning Breuckmann system. This procedure allows taking into account the real geometry of the tool in numerical simulations. Finally, the comparison between numerical and experimental results allowed the validation of the proposed model.