HAL
open science

Modélisation hybride du frottement local à l'interface outil-copeau en usinage des alliages métalliques

Bahi Mohamed Slim

To cite this version:

Bahi Mohamed Slim. Modélisation hybride du frottement local à l'interface outil-copeau en usinage des alliages métalliques. Génie mécanique [physics.class-ph]. Arts et Métiers ParisTech, 2010. Français. NNT : 2010ENAM0041 . pastel-00602396

HAL Id: pastel-00602396

https://pastel.hal.science/pastel-00602396v1

Submitted on 22 Jun 2011

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.

2010-ENAM-0041

École doctorale n° 432 : SMI - Sciences des Métiers de l'Ingénieur

Doctorat ParisTech

T H È S E

pour obtenir le grade de docteur délivré par

l'École Nationale Supérieure d'Arts et Métiers

Spécialité " Sciences de l'Ingénieur "

présentée et soutenue publiquement par

Slim BAHI

25 novembre 2010

MODELISATION HYBRIDE DU FROTTEMENT LOCAL A L'INTERFACE OUTIL-COPEAU EN USINAGE DES ALLIAGES METALLIQUES

Directeur de thèse : **Mohammed NOUARI**

Jury

M. I. IORDANOFF,	Pr., Directeur du laboratoire LAMEFIP, Arts et Métiers ParisTech, Bordeaux	Président
M. P. CHEVRIER,	Pr., Directeur de la Recherche de l'ENIM, Directeur du laboratoire LaBPS, Metz	Rapporteur
M. L. DUBAR,	Pr., Directeur du laboratoire TEMPO, Université de Valencienne	Rapporteur
M. J. DHERS	Ing. civil des Mines, Dr./HDR., Directeur R&D, BU équipements, AREVA NP	Examinateur
M. C. BARLIER,	Pr., Directeur du GIP-InSIC, Directeur du CIRTES, Saint Dié des Vosges	Examinateur
M. A. MOLINARI,	Pr., Directeur du groupe « conditions extrêmes », Lab. LPMM, Université de Metz	Coencadrant
M. A. MOUFKI,	MCF/HDR, Laboratoire LPMM, Université de METZ	Coencadrant
M. M. EL MANSORI,	Pr., Directeur du laboratoire LMPF, Arts et Métiers ParisTech, Ch. en Champagne	Codirecteur
M. M. NOUARI,	Pr., Directeur de la Recherche du GIP-InSIC/LEMTA, ENSMN, Nancy	Directeur

T H È S E

Arts et Métiers ParisTech - Centre de Bordeaux
Laboratoire Matériaux Endommagement Fiabilité et Ingénierie des procédés (LAMEFIP)

Je dédie ce modeste travail à :

Mon très cher père et à ma très chère mère

qui m'ont toujours soutenu.

Ma femme Audrey.

Mon fils Enis

Toute ma famille.

Tous mes amis.

Remerciements

Ce travail de thèse a été réalisé en collaboration avec le LAMEFIP du CER ENSAM de Bordeaux, le LMPF du CER ENSAM de Châlons en Champagne et le LEM3 de l'université de Metz.

Je remercie les directions respectives de ces laboratoires d'avoir accepté de m'accueillir au sein de leurs équipes.

Je remercie très chaleureusement Monsieur Mohammed NOUARI, professeur à l'école nationale supérieure des Mines de Nancy (ENSMN), de m'avoir confié ce sujet de thèse et encadré mon travail avec professionnalisme et conviction.

Ce travail a également été rendu possible grâce à l'aide précieuse et les conseils avisés de Monsieur Abdel Hadi MOUFKI, HDR à l'université de Metz. Je tiens donc à lui exprimer toute ma gratitude pour son aide et ses encouragements dans les moments difficiles de cette thèse. Ce fut un réel plaisir de travailler avec lui durant ces années et de profiter pleinement de ses qualités humaines et de sa capacité d'analyse scientifique.

Je remercie vivement Monsieur Alain MOLINARI, professeur à l'université de Metz, pour l'honneur qu'il m'a fait de co-encadrer ce travail et pour sa perspicacité.

Je tiens également à remercier Monsieur Mohamed EL MANSORI, professeur à l'ENSAM, pour sa co-direction, ses compétences, son professionnalisme et ses conseils fructueux.

Je remercie tout autant Monsieur Ivan IORDANOFF, professeur à l'ENSAM et directeur du LAMEFIP, pour avoir accepté la fonction de rapporteur et de président du jury de ma thèse. Je lui exprime également ma gratitude de m'avoir permis de séjourner au sein du LAMEFIP et de pouvoir collaborer avec son agréable équipe.

Mes sincères remerciements vont également à Monsieur Pierre CHEVRIER, professeur et directeur de la recherche à l'ENIM de Metz, et Monsieur Laurent DUBAR, professeur et directeur du laboratoire TEMPO à l'université de Valencienne, pour leur travail de rapporteur et pour les diverses fructueuses discussions que nous avons pu partager.

Je remercie Monsieur Claude BARLIER, professeur à l'école des mines de Nancy et directeur du GIP-InSIC, ainsi qu'à Monsieur Jean DHERS, directeur R&D chez AREVA NP, d'avoir consacré de leur temps à l'examen de mon travail et pour l'intérêt qu'ils ont porté à ce sujet, ainsi que pour leurs remarques constructives.

Enfin, une mention toute particulière à mes collègues enseignants et personnels administratifs de Bordeaux ; notamment Annie, Denis, Jean Luc, Madalina, à mes collègues du GIP-InSIC ; notamment, Makrem, Christophe, Nadhir, Tchadja, Catherine, Edith, Laurence, Arnaud, à ceux de Châlons en Champagne ; notamment Patrick Ghidossi, Ali, et à tous ceux qui ont contribué de près ou de loin à la réalisation de ma thèse ; je les remercie pour leur aide et l'ambiance de travail qui fut toujours très agréable.

TABLE DES MATIERES

INTRODUCTION GENERALE…….....6

CHAPITRE I : ETAT DE L'ART ET PROBLEMATIQUE DU CONTACT OUTIL-COPEAU EN USINAGE

INTRODUCTION.....10

I. GENERALITES SUR LE PROCESSUS DE FORMATION DU COPEAU EN USINAGE 11

I.1. DESCRIPTION DE LA FORMATION DU COPEAU ET DU CHARGEMENT THERMOMECANIQUE 11

I.2. MORPHOLOGIE DES COPEAUX 12

II. PHENOMENES PHYSIQUES REGISSANT LE CONTACT OUTIL-COPEAU 16

II.1. GENERALITES SUR LE CONTACT OUTIL-COPEAU 16

II.2. PROBLEMATIQUE DU CONTACT COLLANT ET GLISSANT A L'INTERFACE OUTIL-COPEAU.. 17

II.3. CONCLUSION INTERMEDIAIRE 19

III. MODELISATION DU FROTTEMENT..... 20

III.1. LOIS DE FROTTEMENT GENERALES..... 20

III.2. LOIS DE FROTTEMENT DEVELOPPEES POUR L'USINAGE 22

III.3. ANALYSE LOCALE DE L'INTERFACE OUTIL-COPEAU 33

IV. CARACTERISATION EXPERIMENTALE DU CONTACT OUTIL-COPEAU EN USINAGE 40

IV.1. IDENTIFICATION DU CONTACT A PARTIR DES MESURES EXPERIMENTALES DES NIVEAUX DE CONTRAINTE A L'INTERFACE : OUTILS COUPES, OUTILS A DIFFERENTES LONGUEURS DE CONTACT IMPOSEES, OUTILS PHOTOELASTIQUES 41

IV.2. CARACTERISATION DU CONTACT A PARTIR DE L'OBSERVATION DE LA ZONE DE CONTACT : MICROSCOPIE OPTIQUE, MICROSCOPE ELECTRONIQUE A BALAYAGE (MEB), PROFILOMETRE OPTIQUE, ANALYSE CHIMIQUE PAR SPECTROSCOPIE, CAMERA VIDEO, ETC..... 44

CONCLUSION 46

REFERENCES DU CHAPITRE I 47

CHAPITRE II : APPROCHE THERMOMECANIQUE DE L'USINAGE ET MODELISATION HYBRIDE DE L'INTERFACE OUTIL-COPEAU

INTRODUCTION : 50

I. INTERETS DE LA MODELISATION DE LA COUPE OBLIQUE 51

II. APPROCHE ANALYTIQUE DU MODELE DE LA COUPE OBLIQUE 51

II.1. MODELISATION DE L'ECOULEMENT THERMOMECANIQUE DANS LA BANDE PRIMAIRE DE CISAILLEMENT (BPC) : APPROCHE UNIDIMENSIONNELLE 55

II.2. EQUILIBRE DU COPEAU ISOLE A PARTIR DE LA SORTIE DE LA BPC ET CALCUL DES EFFORTS DE COUPE 63

III. MODELISATION THERMOMECANIQUE DE L'INTERFACE OUTIL-COPEAU ET PRISE EN COMPTE DE L'ASPECT COLLANT GLISSANT DU CONTACT 68

CONCLUSION : 78

REFERENCES DU CHAPITRE II 79

CHAPITRE III : ETUDE EXPERIMENTALE ET VALIDATION DU MODELE HYBRIDE

INTRODUCTION 82

I. ETUDE EXPERIMENTALE : USINAGE A SEC DE L'ALLIAGE DE TITANE AERONAUTIQUE TI6AL4V . 83

I.1. PRESENTATION DU DISPOSITIF D'ESSAI EN COUPE ORTHOGONALE 83

I.2. PRESENTATION DES DIFFERENTS MOYENS DE MESURE UTILISES 83

I.3. ANALYSE METALLURGIQUE DE L'ALLIAGE DE TITANE AERONAUTIQUE TI6AL4V 88

II. PRESENTATION DES RESULTATS EXPERIMENTAUX 89

II.1. ANALYSE DE LA MORPHOLOGIE DES COPEAUX OBTENUS 89

II.2. ANALYSE METALLURGIQUE DES COPEAUX OBTENUS 92

II.3. ANALYSE DE LA SURFACE DE CONTACT OUTIL-COPEAU 93

III. VALIDATION EXPERIMENTALE DU MODELE HYBRIDE 95

III.1. IDENTIFICATION DE LA LOI DE COMPORTEMENT POUR L'ALLIAGE TI6AL4V POUR L'APPLICATION DU MODELE HYBRIDE 95

III.2. APPLICATION DU MODELE A L'USINAGE DE L'ALLIAGE DE TITANE 97

III.3. EVOLUTION DES PARAMETRES TRIBOLOGIQUES A L'INTERFACE OUTIL-COPEAU : PRESSIONS, CONTRAINTES MECANIQUES ET TEMPERATURE A L'INTERFACE 100

III.4. APPLICATION A L'ACIER AISI 1050 102

CONCLUSION 105

REFERENCES DU CHAPITRE III 106

CHAPITRE IV : ETUDE PARAMETRIQUE DU MODELE HYBRIDE

INTRODUCTION.....108

I. PRESENTATION DU MATERIAU UTILISE DANS L'ETUDE PARAMETRIQUE..... 109

II. ETUDE PARAMETRIQUE DU MODELE HYBRIDE DE LA COUPE..... 110

II.1. INFLUENCE DE LA ZONE DE CONTACT COLLANT SUR LA DISTRIBUTION DE LA TEMPERATURE A L'INTERFACE T_{int} ET SUR LE COEFFICIENT DE FROTTEMENT LOCAL μ_f 111

II.2. EFFET DU FROTTEMENT APPARENT $\overline{\mu}$ ET DE L'AVANCE f SUR LA NATURE DU CONTACT OUTIL-COPEAU ET SUR LA REPARTITION DES PARAMETRES TRIBOLOGIQUES A L'INTERFACE.... 113

II.3. EFFET DE LA VITESSE DE COUPE V ET DE L'ANGLE DE COUPE α SUR LA REPARTITION DES PARAMETRES TRIBOLOGIQUES DANS LE CONTACT..... 118

II.4. UTILISATION DE LA LOI DE ZVORYKIN ET ETUDE DE L'EFFET DE L'ANGLE DE CISAILLEMENT PRIMAIRE ϕ SUR LA REPARTITION DES PARAMETRES TRIBOLOGIQUES DANS LE CONTACT 122

II.5. EFFET DE LA DISTRIBUTION DE LA CONTRAINTE NORMALE A TRAVERS LE COEFFICIENT ξ 126

II.6. EFFET DE L'EPAISSEUR DE LA ZONE DE CISAILLEMENT SECONDAIRE δ_0 129

III. ASPECT MATERIAU ET DISTRIBUTION DES PARAMETRES TRIBOLOGIQUES DANS LE CONTACT OUTIL-COPEAU..... 131

III.1. ETUDE DE L'EFFET DU COEFFICIENT D'ADOUCISSEMENT THERMIQUE υ 131

III.2. ETUDE DE L'EFFET DU COEFFICIENT DE SENSIBILITE A LA VITESSE DE DEFORMATION m 133

III.3. ETUDE DE L'EFFET DU COEFFICIENT DE SENSIBILITE A LA DEFORMATION n 137

III.4. ETUDE DE L'EFFET DE LA CONDUCTIVITE THERMIQUE k DU MATERIAU SUR LA NATURE DU CONTACT 138

CONCLUSION : 141

REFERENCES DU CHAPITRE IV 142

CONCLUSION GENERALE ET PERSPECTIVES……...144

ANNEXE I……...148

INTRODUCTION GENERALE

Dans le domaine de la mise en forme par enlèvement de matière, l'évolution des exigences en temps et en coûts de fabrication nécessite d'intensifier la recherche et le développement afin d'appréhender les mécanismes physiques mis en jeu durant la coupe. Depuis le début du 20ème siècle, les chercheurs ont largement développé l'aspect expérimental dans le but de comprendre et d'optimiser les procédés d'usinage. Ils se sont particulièrement intéressés aux problèmes d'usure et au frottement générés dans le contact outil-copeau. Ces facteurs, couplés à la température, ont été considérés comme les principaux responsables de l'endommagement des outils de coupe. Le développement de l'aspect expérimental seul pour appréhender les phénomènes d'usure s'est avéré couteux et difficilement exploitable. En conséquence, différentes approches par modélisation analytique et/ou numérique simulant le processus de formation de copeau ont été mises en place.

L'usure est généralement décrite comme une fonction de plusieurs facteurs combinés notamment, la nature du matériau usiné, les conditions de coupe utilisées et le procédé de coupe choisi. Par ailleurs, la mise en place de certaines approches empiriques, telles que la méthode « couple outil-matière » COM (Norme AFNOR) ou la méthode « couple arête-matière » CAM, a permis d'apporter quelques avancées d'ordre pratique en optimisant le choix des conditions de coupe. L'intérêt scientifique reste cependant à prouver dans la mesure où ce genre de méthodologie n'apporte pas de renseignement sur l'aspect physique régissant la coupe des matériaux.

Plusieurs approches expérimentales ont montré, par exemple, l'effet de la température et des contraintes mécaniques aux interfaces de coupe comme étant les principaux précurseurs de l'usure prématurée des outils. Pour diminuer leurs effets, le recours à la lubrification a été souvent envisagé. Néanmoins, cela ne résout toujours pas le problème économique puisqu'il ajoute d'autres contraintes comme le traitement des fluides usagés et des copeaux d'une part et les conséquences sur la santé des opérateurs et sur

l'environnement d'autre part. De plus, dans le domaine de l'usinage à grande vitesse, la lubrification a montré ses limites sur les conditions de frottement aux interfaces de coupe. Ce dernier point s'explique par la sévérité des chargements mécaniques et thermiques qui se retrouvent amplifiés dans de telles conditions. Partant de ce constat, les chercheurs se sont penchés sur la caractérisation des chargements régissant le contact aux interfaces outil-copeau et outil-pièce en mettant en place des essais de coupe simples ou tribologiques de type pion-disque. Avec le développement des moyens de calcul, la simulation numérique a aussi permis de remonter aux conditions locales de chargement et d'apporter quelques éléments de réponses.

Dans le cas des approches expérimentales, il a été démontré que le contact à l'interface peut être parfaitement glissant, alternant un contact collant-glissant ou parfaitement collant. Dans le cas des approches numériques, une question subsiste sur la répartition de tel ou tel type de contact en fonction des grandeurs de chargement appliquées. Pour un modèle numérique, la définition du frottement aux interfaces de contact nécessite la détermination de plusieurs paramètres tels que ; (i) les coefficients de frottement locaux dans les zones de contact outil-copeau et outil pièce, (ii) la loi de comportement du matériau usiné qui tient compte des hautes déformations, des grandes vitesses de déformation et des températures élevées et (iii), dans certains modèles, le ratio de la zone de contact collant par rapport à la longueur totale du contact. À tous ces paramètres s'ajoutent les problèmes de gestion du contact d'un point de vue numérique, comme la distorsion des éléments et le critère de séparation du copeau.

L'objectif de ce travail de thèse est de proposer, à partir d'une résolution à la fois analytique et numérique (hybride) du problème thermomécanique de la formation du copeau, une nouvelle approche permettant de remonter aux conditions de chargement à l'interface outil-copeau. En se basant sur la seule mesure du coefficient de frottement apparent donné par le rapport des efforts de coupe et d'avance, cette approche permet également la détermination de la contribution de chaque type de contact (collant et glissant) dans le contact total.

Le chapitre I est consacré à une étude bibliographique sur l'usinage en générale et les phénomènes physiques régissant le contact outil-copeau en particulier. Les différents aspects liés à la modélisation du processus de coupe, à la modélisation du frottement et à la caractérisation expérimentale du contact sont aussi abordés.

Le chapitre II constitue la principale contribution de ce travail de thèse. Une première partie comporte une modélisation analytique de la coupe oblique capable de prédire, la longueur de contact outil-copeau, l'épaisseur du copeau, la direction d'écoulement du copeau, la pression à la pointe de l'outil et la vitesse d'écoulement du copeau sur la face de coupe. La deuxième partie de ce chapitre est consacrée à la modélisation de l'interface outil-copeau en tenant compte de l'aspect collant glissant du contact.

Dans les approches expérimentales, l'estimation du coefficient de frottement apparent est déduite du rapport de l'effort de coupe normal et tangentiel générés pendant la coupe. En l'absence de l'usure, ce coefficient représente une grandeur englobant les divers mécanismes agissant dans les zones de déformation intenses, au niveau du rayon d'arête et à l'interface outil-copeau. Cette interface est composée d'un contact collant résultant des pressions de contact trop importantes et d'un contact glissant caractérisé par un coefficient de frottement local. La relation entre le frottement local et le frottement apparent est obtenue par une approche

analytique. De plus, le ratio de la zone de contact collant est déterminé en tenant compte du chargement thermomécanique à l'interface. La résolution du problème thermique dans le copeau est obtenue via une approche numérique. Ce modèle hybride a l'avantage de nécessiter très peu de temps de calcul contrairement aux solutions proposées par les logiciels éléments finis commerciaux.

Le chapitre III est dédié à la validation expérimentale du modèle hybride proposé. À travers une application sur l'alliage de titane Ti6Al4V, deux différentes zones de contact avec des modes d'usure différents ont pu être distinguées. La première zone, au voisinage de la pointe de l'outil, peut être assimilée à la zone de contact collant et la deuxième zone, située à une certaine distance de la pointe de l'outil, au contact glissant. Une comparaison entre les différents paramètres déterminés expérimentalement et obtenus numériquement est présentée, puis discutée. À la fin de ce chapitre, une seconde validation expérimentale est proposée dans le cas de l'acier AISI1050

Le chapitre IV présente enfin une étude paramétrique détaillée mettant en lumière les effets des conditions de coupe, du coefficient de frottement apparent, des paramètres de la loi de comportement et des paramètres matériau sur la prédiction des différents paramètres tribologiques gouvernant le contact outil-copeau.

En guise de conclusion générale, un bilan global de ce travail est dressé, suivi de quelques perspectives concernant d'éventuels approfondissements ultérieurs.

Chapitre I
Etat de l’art et problématique du contact outil-copeau en usinage

Introduction

Compte tenu de la complexité des opérations réelles d’usinage (tournage, fraisage, perçage, etc.), seule la coupe orthogonale a été suffisamment exploitée dans la littérature. Dans cette configuration, la vitesse de coupe est perpendiculaire à l’arête de coupe et le rapport entre l’avance et la largeur de coupe est assez faible ; la modélisation peut donc être réduite au cas bidimensionnel en déformation plane [1]. La coupe orthogonale offre aussi l’avantage d’une instrumentation simple à réaliser pour conduire une analyse fine (in-situ) des phénomènes mis en jeu (suivi de la formation du copeau, mesure de la température et des efforts de coupe, analyse de l’usure, etc.).

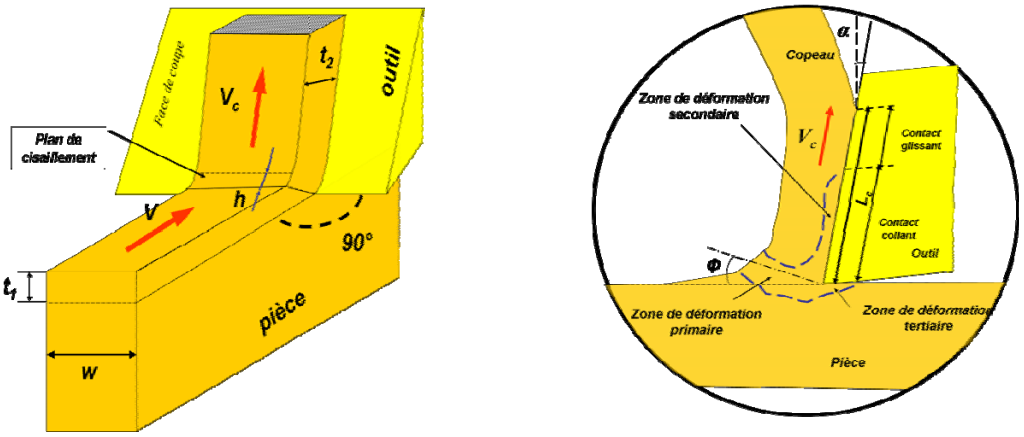
L’objectif de ce chapitre est de dresser un état de l’art de la modélisation de l’usinage en général et des problèmes de contact en particulier. Dans le cas de l’usinage, le contact se fait dans des conditions de chargements extrêmes. On se focalisera, par conséquent, sur la nature réelle du chargement thermomécanique appliqué à l’interface outil-copeau. L’aspect expérimental lié à la problématique du contact à l’interface outil-copeau sera également abordé.

I. Généralités sur le processus de formation du copeau en usinage

I.1. Description de la formation du copeau et du chargement thermomécanique

La Figure 1 représente schématiquement la coupe orthogonale en configuration 2D et 3D. Dans ce cas de figure, les paramètres pertinents de coupe sont :

- l'avance t_1, l'épaisseur du copeau t_2, la longueur de contact outil-copeau L_c et la largeur de coupe w,
- la vitesse de coupe V et la vitesse de glissement du copeau le long de la face de coupe V_c,
- l'angle de coupe α et l'angle de cisaillement primaire ϕ.



a) b)

Figure 1. Représentation schématique du processus de coupe orthogonale, (a) représentation 3D, (b) représentation 2D .

L'arête de coupe de l'outil applique une pression intense sur le matériau, générant ainsi un copeau. Le matériau usiné subit alors une déformation plastique intense le long d'une zone dite « zone de cisaillement primaire » inclinée d'un angle ϕ (angle de cisaillement primaire). Cette zone, allant de la pointe de l'outil jusqu'à la surface libre du copeau, est souvent représentée par une bande fine d'épaisseur constante h. Selon la vitesse de coupe, la déformation γ est de l'ordre de 200% à 300% et la vitesse de déformation $\dot{\gamma}$ est généralement très grande (de l'ordre de $10^3 s^{-1}$ à $10^6 s^{-1}$ en UGV). L'énergie résultante de la déformation plastique est principalement transformée en chaleur, évacuée ensuite par le copeau. Sous l'effet de l'avance de l'outil, le copeau se détache du matériau usiné et s'écoule sur la face de coupe sous une pression de l'ordre de 1 à 3 GPa. L'effet combiné d'écoulement de la matière et de pression intense est accentué par le frottement à l'interface outil-copeau. Cela génère une déformation plastique supplémentaire au voisinage de la pointe de l'outil au sein d'une deuxième zone de déformation dite « zone de cisaillement secondaire » (voir Figure 1 (b)). Sous des conditions sévères de chargement, le comportement du matériau dans cette zone confinée devient

complexe à identifier sous l'effet des hautes températures. Ces dernières sont proches de $T_f/2$, avec T_f la température de fusion du matériau usiné. Comme pour la zone de cisaillement primaire, la zone de cisaillement secondaire est caractérisée par une épaisseur δ de l'ordre de 2 à 10% de l'épaisseur totale du copeau t_2.

La chaleur générée par frottement à l'interface outil-copeau et par déformation plastique au sein de cette zone est partagée entre l'outil et le copeau. Durant la coupe, la face de dépouille de l'outil reste en permanence en contact avec la surface fraîchement usinée et crée, sous l'action du frottement, une zone de cisaillement tertiaire.

I.2. Morphologie des copeaux

La morphologie du copeau est fortement influencée par les interactions thermomécaniques qui interviennent durant le processus de coupe. L'analyse des modifications structurales dans le copeau permet une estimation des niveaux de température, des contraintes et des déformations atteintes dans les bandes de cisaillement primaire et secondaire. La morphologie du copeau renseigne également sur la stabilité de la coupe et fournit une information capitale sur la nature du contact outil-copeau (contact collant, transitoire, glissant).

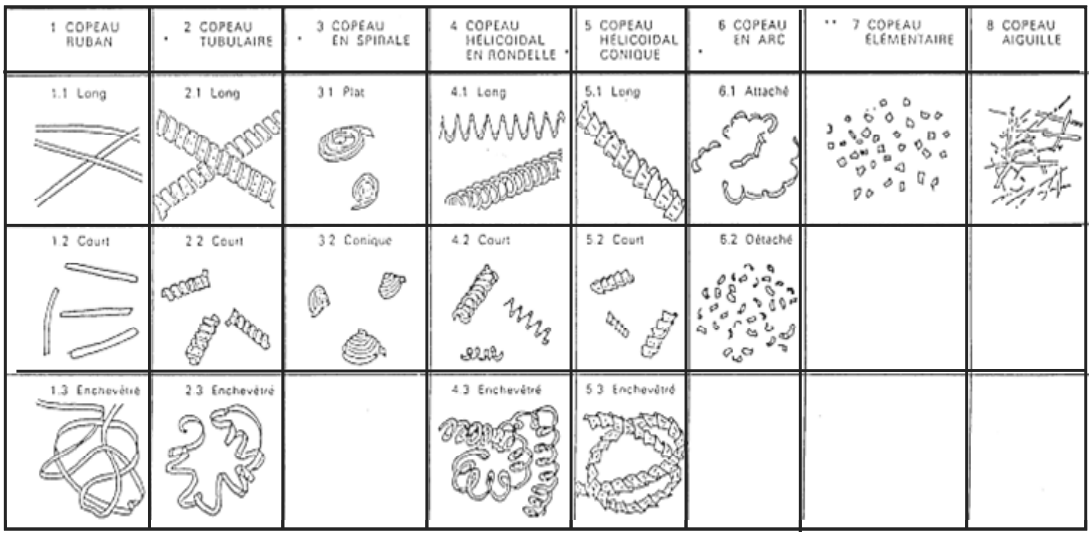


Tableau 1. Morphologies macroscopiques des copeaux selon la norme ISO/DIS 3685

Selon différents auteurs [2-5], le processus de formation de copeau dépend fortement de :

- la rhéologie du matériau usiné,
- les propriétés thermomécaniques du matériau usiné et de l'outil de coupe,
- la géométrie de l'outil de coupe (brise copeau, rayon d'arête, etc…),
- la nature du contact à l'interface outil-copeau (collant ou glissant)

- la nature de l'opération effectuée (fraisage, tournage, brochage, etc..) et sa stabilité,
- et enfin du type de lubrification utilisé (micro-lubrification [MQL (minimum quantity of lubrification)], lubrification cryogénique, lubrification solide, à sec, etc..).

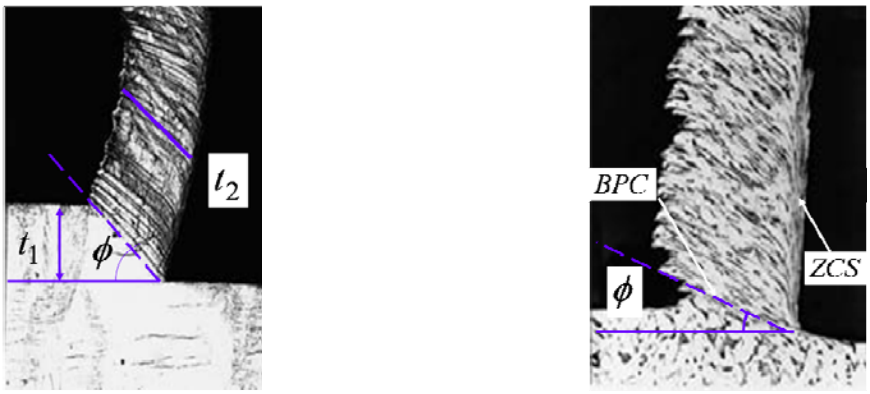
Généralement, la classification des copeaux peut se faire selon deux échelles différentes : macroscopique (voir Tableau I) et microscopique.

Dans le milieu industriel, la morphologie d'un copeau fragmenté est souvent recherchée pour faciliter son évacuation et son traitement. La fragmentation du copeau est aussi synonyme de diminution des efforts et de la puissance de coupe. Contrairement aux copeaux fragmentés, les copeaux continus peuvent compromettre le processus de coupe. L'enroulement d'un copeau sur lui-même ou sur la face de coupe peut accentuer l'usure des outils de coupe en créant un point chaud néfaste à sa tenue et à la qualité de la pièce finie. Ceci se produit souvent dans les opérations de perçage.

À l'échelle microscopique les phénomènes thermomécaniques gouvernant la morphologie conduisent à différentes formes de copeaux. Les auteurs M'Saoubi [6], Poulachon [7], Trent et Wright [8], ont tous eu recours à des essais de coupe interrompue afin d'étudier les mécanismes régissant la formation du copeau. On distingue 3 grandes familles de copeaux :

(i) Copeaux continus sans arête rapportée

Cette forme est généralement synonyme d'un processus de coupe stable et associée à des champs de vitesse de déformation et de température stationnaires. La formation du copeau continu a été largement discutée dans la littérature. L'analyse de ce copeau fait apparaître deux zones de déformation intense [9]. Les microstructures de la Figure 2, obtenues à l'aide de la technique « quick-stop » (ou coupe interrompue), montrent que la zone de cisaillement primaire *(BCP)* située à la racine du copeau et la zone de cisaillement secondaire *(ZCS)*, au niveau de l'interface outil-copeau, sont le siège de déformations intenses.



a) b)

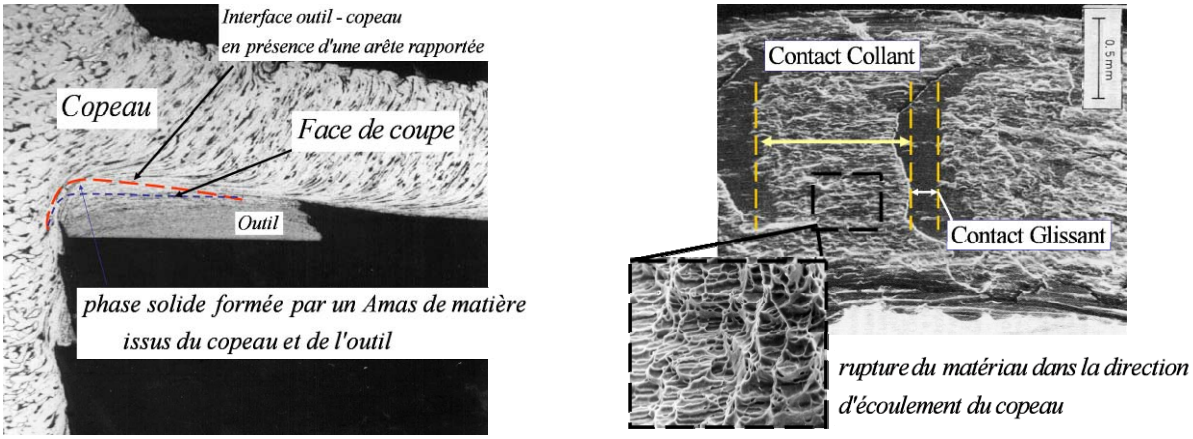
Figure 2. Morphologie d'un copeau continu obtenu par le procédé de tournage; (a) Usinage d'un alliage de cuivre, f = 0.15mm, V = 50 m/min ; (b) Usinage d'un acier mi doux f=0.15mm, V = 55 m/min. Selon les travaux de Childs et al. [9].

Quand le niveau de la contrainte d'écoulement en cisaillement dans la bande primaire de cisaillement n'atteint pas la limite de rupture du métal, l'écoulement se fait de manière continue et stable (voir Figure 2 (a)). Quand, au contraire, le niveau de cette contrainte dans le matériau atteint la limite de rupture, on obtient une morphologie segmentée, conséquence d'une succession de rupture au sein du copeau.

(ii) Copeaux avec arête rapportée

Le phénomène d'arête rapportée est considéré comme un mode d'usure mécanique. Il se manifeste par le dépôt d'un amas de matière sur la face de coupe de l'outil, modifiant ainsi sa géométrie initiale. Cette modification géométrique a pour conséquence un changement du contact outil-copeau, comme le montre la Figure 3 (a). Cette forme d'usure dépend fortement de la vitesse de coupe : plus cette dernière augmente, plus l'arête rapportée s'affine. Trent et Wright [8] expliquent que le phénomène d'arête rapportée intervient lorsque le contact outil-copeau est de type collant. La face de coupe étant intimement liée au copeau, une phase solide de nature métallurgique complexe se forme entre les deux antagonistes. La résistance de cet amas de matière est conditionnée par l'effet de la température et des contraintes qui y règnent. Ces mêmes auteurs montrent, qu'en présence de cette phase solide, le copeau s'écoule sur la face de coupe et qu'un processus de rupture s'amorce à une certaine distance de l'interface outil-copeau (voir Figure 3 (b)). Il est important de noter aussi que le phénomène d'arête rapportée est plus prononcé dans le cas des alliages métalliques plutôt que dans celui des métaux purs.

Enfin, il est important de rappeler que la rugosité de la surface usinée est fortement tributaire des dimensions de l'arête rapportée (épaisseur et longueur). La qualité de la pièce finie décroît considérablement lorsque ces dimensions augmentent.



a) b)

Figure 3. Morphologie de copeau avec arête rapportée. (a) Modification de l'interface outil-copeau [8]. (b) Processus de rupture à l'interface.

(iii) Copeaux discontinus ou segmentés

Les copeaux discontinus, segmentés ou à dents de scie sont formés dans un état de déformation plastique instable (voir Figure 4). Ce sont des copeaux à bandes de cisaillement localisées. La valeur des contraintes au niveau du cisaillement primaire atteint la limite de rupture du matériau, comme cela a été précisé dans (i). Cette morphologie est souvent observée lors de l'usinage des aciers durs austénitiques, des alliages de titane, de nickel et bien d'autres matériaux réfractaires. Le mécanisme de formation de copeaux segmentés a été le sujet de plusieurs interprétations. Dans la littérature, les travaux de Nouari et al. [10] menés dans le cadre de l'usinage des alliages de titane ont permis de comprendre le phénomène gouvernant l'apparition des segments appelés aussi bandes de cisaillement adiabatiques. L'auteur explique que la segmentation provient du fait que la quantité de chaleur générée par déformation plastique augmente lorsqu'on augmente la vitesse de coupe et/ou d'avance. Il s'en suit alors un phénomène d'adoucissement qui rentre en compétition avec le durcissement du matériau. Comme la conductivité thermique des alliages réfractaires est souvent faible (même sous haute température), l'énergie thermique croît considérablement et devient de plus en plus difficile à dissiper par le matériau. Lorsque l'adoucissement thermique atteint un seuil défini, son effet l'emporte sur celui de l'écrouissage et fait chuter drastiquement les caractéristiques mécaniques de l'alliage. Cette détérioration des propriétés mécaniques du matériau favorise la création de zones très localisées, caractérisées par une déformation plastique intense sans possibilité d'échange de chaleur avec le reste du matériau (régime adiabatique). On assiste alors à l'apparition de bandes de cisaillement adiabatiques à l'origine de la segmentation du copeau.

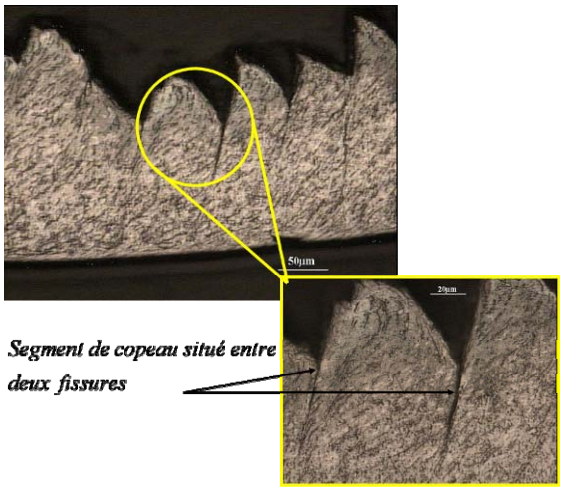


Figure 4. Copeau segmenté obtenu lors du rabotage (coupe orthogonale) de l'alliage de titane aéronautique Ti6Al4V ; les conditions de coupe sont : V = 15 m/min, f = 0.12 mm et α = 0°

Par ailleurs, Trent et Wright [8] montrent que l'écoulement du copeau le long de l'interface se fait de manière instable. Ils mettent en cause l'oxygène présent à l'interface outil-copeau et son effet sur la formation des dents de scie. Les auteurs expliquent qu'en usinage des aciers, l'oxygène présent dans

l'air va limiter la formation de soudures à quelques zones très localisées de l'interface outil-copeau. Ainsi, l'effort d'avance devient de plus en plus important jusqu'à ce qu'il amène à la rupture des jonctions ou des soudures formées à l'interface outil-copeau. Dès lors, un segment de copeau se forme et glisse sur la face de coupe de l'outil. La répétition successive de ce phénomène, dit « Stick-Slip », aboutit à un copeau segmenté.

Poulachon [7] a réalisé une étude dédiée au comportement des aciers durs (760HV) en coupe avec des angles négatifs. Il lie l'apparition des segments de copeau au phénomène de fissuration en amont de l'outil. La fissure se propage vers l'arête de coupe en formant un segment de copeau ayant une partie localement déformée (couches blanches).

II. Phénomènes physiques régissant le contact outil-copeau

II.1. Généralités sur le contact outil-copeau

À l'interface outil-copeau, on assiste à un chargement thermomécanique extrême et à des mécanismes physico-chimiques très complexes générant l'usure des outils de coupe (diffusion, dissolution, oxydation, adhésion, etc..). L'usure et le frottement ne sont pas des propriétés intrinsèques des matériaux mais plutôt des propriétés d'un système tribologique complet. Plusieurs méthodes expérimentales visant à mesurer, entre autres grandeurs, la température de coupe ont été développées ces dernières années. La complexité des phénomènes thermomécaniques mis en jeu lors de la coupe, les forts gradients thermiques et la faible dimension de la zone de sollicitations rendent ces mesures très difficiles d'accès.

Dans les années 1960, les chercheurs se sont attachés à développer des lois empiriques [11] et analytiques pour déterminer avec plus ou moins de précision les différentes grandeurs caractéristiques du contact : pressions, température moyenne, longueur de contact, etc. Plus tard, la modélisation numérique, basée sur la méthode des éléments finis (EF), a permis l'obtention d'un certain nombre de grandeurs peu accessibles actuellement par l'expérience seule, telle que la distribution de la température et des contraintes à l'interface outil-copeau. L'approche numérique a surtout favorisé l'introduction du comportement dynamique du matériau usiné dans la modélisation du processus de coupe. Néanmoins, il reste beaucoup de développement à faire, notamment pour répondre à la problématique du frottement et de la nature du contact. Les lois de frottement souvent utilisées sont (i) la loi de Coulomb (contact glissant), (ii) la loi de Tresca (contact collant) et (iii) les lois de frottement avec limitation de la contrainte de cisaillement. Cette dernière est associée à la description d'un contact collant-glissant à l'interface. Il existe aussi des lois de frottement plus complexes pour décrire un contact avec une succession de contacts collants et glissants (stick-slip).

Récemment, Özel [12] a étudié par la simulation numérique en 2D l'influence de certaines de ces lois de frottement sur la prédiction des efforts de coupe, la longueur de contact L_c, l'angle de cisaillement

ϕ et la température maximale à l'interface outil-copeau. Les résultats numériques montrent que les efforts de coupe prédits sont surestimés avec un écart de l'ordre de 30% par rapport à l'expérience. Selon ce même auteur, les valeurs de la température maximale atteinte à l'interface outil-copeau enregistrent une sous-estimation de l'ordre de 25% pour deux modèles de frottement différents. Cependant, il est important de souligner que les lois de frottement font intervenir des paramètres prédéfinis tel que le coefficient de frottement local μ_f, le coefficient de Tresca m et la longueur du contact collant L_s ; or, l'influence de ces paramètres n'a pas été discutée dans l'étude d'Özel [12]. Le paragraphe III de ce chapitre est dédié aux différents modèles de frottement trouvés dans la littérature.

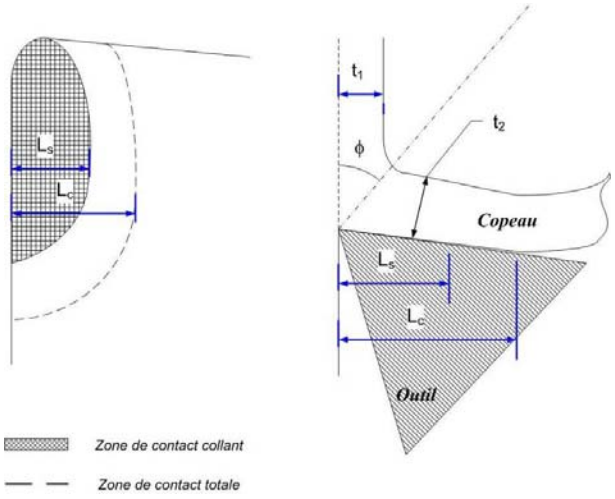


Figure 5 : Détail de la zone de contact outil-copeau, la longueur L_s désigne la longueur de la zone de contact collant, associée aussi à l'étendue de la zone de cisaillement secondaire

La Figure 5 présente schématiquement la zone de contact outil-copeau. La zone de contact collant est adjacente à l'arête de coupe et s'étend jusqu'à une certaine distance à l'interface outil-copeau. Dans la littérature, cette zone est aussi appelée zone de contact plastique, faisant référence à la zone de cisaillement secondaire. La zone de contact glissant est une zone caractérisée par un frottement intense, elle est aussi appelée zone de contact élastique ou zone de glissement.

II.2. Problématique du contact collant et glissant à l'interface outil-copeau

Plusieurs modèles mécaniques ont montré leur efficacité en terme de prédiction des efforts de coupe et d'avance. Cependant, du point de vue de l'usure, ces modèles restent limités car ils ne fournissent aucune description locale du contact et ne permettent pas de couplage entre l'effet de la température et le comportement du matériau. Oxley [13], parmi tant d'autres auteurs, a cherché à obtenir une bonne prédiction de l'angle de cisaillement primaire ϕ tout en considérant un contact parfaitement collant à l'interface outil-copeau. Les résultats de ces travaux ont permis de déterminer de façon satisfaisante une corrélation en terme d'efforts de coupe et de caractéristiques géométriques du copeau. D'autres

auteurs ont considéré un contact glissant et ont, eux aussi, obtenu des résultats cohérents [14-16]. Néanmoins, les dispersions sont plus prononcées quand il s'agit d'identifier des grandeurs régissant le contact à l'interface outil-copeau et, par conséquent, la distribution des contraintes et de la température sur la face de coupe, le niveau du coefficient de frottement local et la nature du contact (collant, glissant ou une combinaison des deux types de contact).

En réalité, plusieurs types de contacts peuvent exister simultanément à l'interface outil-copeau. Iqbal et al [17] montrent à la fois expérimentalement et numériquement que le contact outil-copeau est essentiellement décomposé en une partie collante et une autre glissante pour des gammes de vitesse assez élevées. Dans leur démarche, pour des vitesses de coupe de l'ordre de 198 m/min, le contact est parfaitement glissant sans couche de transfert ou d'adhésion à l'interface outil-copeau. Pour des vitesses de coupe de l'ordre de 399 m/min, les contacts collant et glissant sont à parts égales sur la longueur totale de contact, avec la présence d'une couche de transfert significative. Finalement, pour des vitesses de coupe comprises entre $628 \leq V \leq 879$ m/min, le contact est à 80% collant et 20% glissant. Il est clair, à partir de cette étude, que la nature du contact varie selon les conditions de coupe utilisées. Cependant, dans une autre étude numérique complémentaire, l'auteur montre l'influence de plusieurs lois de frottement sur la prédiction des efforts de coupe et sur l'angle de cisaillement primaire ϕ en coupe d'acier pour une large gamme de vitesse de coupe. L'auteur explique que les modèles de frottement qui tiennent compte de la rhéologie du matériau et du type de contact collant et glissant concordent avec les résultats expérimentaux [18].

Actuellement, les travaux de la littérature ne permettent pas une identification claire de la part de chaque type de contact, collant ou glissant, à l'interface outil-copeau. Andreev [19] et Stephenson [20] estiment que la longueur de contact collant L_s est égale à celle du contact glissant. Pour Shatla et al [21], la longueur de contact collant L_s est égale à deux fois la profondeur de passe, $L_s = 2t_1$, tandis que Özel [12] établit une égalité simple entre ces deux grandeurs, $L_s = t_1$. Kato et al [22], quant à eux, partent du principe que la longueur du contact collant est égale à l'épaisseur du copeau, $L_s = t_2$. Abuladze [23] propose la relation suivante pour le calcul de la part du contact collant à l'interface outil-copeau :

$$L_s = t_1\left[\xi\left(1-\tan\alpha\right)+\sec\alpha\right] \tag{I.1}$$

où ξ représente le ratio de compression défini par le rapport des épaisseurs t_2/t_1.

Dans une autre étude, Ozël et Zeren [24] définissent une zone de cisaillement secondaire de forme triangulaire. A l'interface outil-copeau, la longueur de la zone de contact collant L_s est donnée en fonction de l'épaisseur de la zone de cisaillement secondaire (δt_2) et elle est définie par l'expression suivante :

$$L_s = \frac{\delta t_2}{\sin(\phi - \alpha)} \tag{I.2}$$

La Figure 6 montre l'évolution du contact collant et du contact total en fonction de la vitesse de coupe selon Zorev, cité par [25], dans le cas de l'acier AISI 4130. La longueur de la zone de contact collant (notée l_{c-p} sur la figure) est à peu prêt égale à 1.5 fois la longueur de la zone de contact totale l_c.

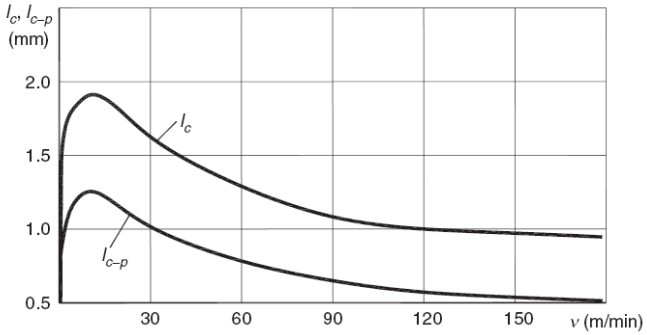


Figure 6. Influence de la vitesse de coupe sur l'évolution de la longueur de contact totale et de la longueur de contact collant l_{c-p} selon Zorev, rapporté par Asthakov [25].

Néanmoins, l'hypothèse d'un contact partagé en deux parties collante et glissante presque égales semble ne pas être en adéquation avec les valeurs expérimentales. En effet, la longueur de contact collant se situe entre 30% et 100% de la longueur de contact totale [8, 26]. Lee et al. [27] montrent dans une autre étude expérimentale que cette longueur est une fonction croissante de la profondeur de passe f. Pour le cas des aciers à faible taux de carbone, ces auteurs montrent que le ratio de la zone collante varie entre 40% et 60% pour une vitesse de coupe relativement faible de l'ordre de 65 m/min. Pour cette même vitesse et pour des avances de 0.06, 0.1 et 0.15 mm, les longueurs de contacts collants sont respectivement égales à 0.5, 0.8 et 0.9 mm. Ceci est en contradiction avec les hypothèses de Shalta et al., Kato et al., et Özel [12, 21, 22] énoncées précédemment.

II.3. Conclusion intermédiaire

La question qui subsiste actuellement dans la compréhension de l'interface outil-copeau concerne la répartition des deux types de contact à l'interface outil-copeau et leur dépendance par rapport aux distributions locales des températures et des contraintes. L'adaptation d'une notion plus locale du frottement est donc nécessaire si l'on veut étudier rigoureusement l'impact des différents paramètres tribologiques sur la nature du contact et par la suite sur les modes d'endommagement des outils de coupe. Le Chapitre II sera dédié à la modélisation du contact en tenant compte de l'aspect collant-glissant du contact à l'interface.

III. Modélisation du frottement

III.1. Lois de frottement générales

Dans une configuration locale d'un contact, le frottement dépend de plusieurs paramètres complexes et couplés tels que :

- les variables thermomécaniques et tribologiques (pression, température, vitesse de glissement, etc..),
- la rhéologie des deux solides en contact,
- l'état de surface (rugosité, usure, etc..),
- le temps (le frottement est généralement transitoire).

La complexité de la modélisation du frottement à une échelle locale réside dans la difficulté de tenir compte de tous ces paramètres à la fois et de leurs effets sur le contact.

(i) Loi de frottement générale de type Amontons Coulomb (1785)

Plusieurs types de modèles ont tenté de représenter le frottement à sec entre deux antagonistes par une relation mathématique simple. Le modèle de Coulomb a été un des premiers modèles à tenir compte de la contrainte de cisaillement τ_c et de la contrainte normale σ_n. Connu sous le nom de la loi de frottement d'Amontons Coulomb, ce modèle s'écrit comme suit :

$$\overrightarrow{\tau_c} = -\mu \left\| \sigma_n \right\| \frac{\vec{v}_g}{\left\| \vec{v}_g \right\|} \qquad \text{(I.3)}$$

avec $\vec{v}_g$ représente la vitesse relative de glissement non nulle. Le coefficient de frottement μ dépend principalement du couple de matériaux en présence et de la nature physique et microscopique des surfaces en contact. Notons que ce modèle répond à la notion du frottement isotrope, qui consiste à supposer que la contrainte de cisaillement τ_c ne dépend pas de la direction de la vitesse relative de glissement $\vec{v}_g$.

(ii) Loi de Tresca (1864)

La loi de Tresca est issue d'une description plastique rigide du comportement du matériau. Elle est utilisée lorsque les contraintes normales sont importantes. La contrainte de cisaillement du matériau est exprimée en fonction de la contrainte d'écoulement du matériau σ_0 comme suit :

$$\vec{\tau}_c = -m\frac{\sigma_0}{\sqrt{3}}\frac{\vec{v}_g}{\left\|\vec{v}_g\right\|} \tag{I.4}$$

Le coefficient de frottement de Tresca m est compris entre 0 et 1. Il représente le ratio entre la contrainte de cisaillement τ_c et la contrainte d'écoulement en cisaillement $\sigma_0/\sqrt{3}$.

(iii) Loi de frottement de Coulomb-Orowan

Dans le cas de l'usinage, les pressions de contact sont très élevées, de l'ordre de deux fois la contrainte d'écoulement du matériau le plus tendre $\sigma_0/\sqrt{3}$. La loi Coulomb-Orowan, qui est une extension de la loi classique donnée par la relation (I.3), est mieux adaptée dans ce cas car elle limite la scission de frottement à la contrainte d'écoulement en cisaillement $\tau_{\max} = \sigma_0/\sqrt{3}$ du matériau le plus tendre. La Figure 7 représente cette loi associée au critère de plasticité de Von-Mises.

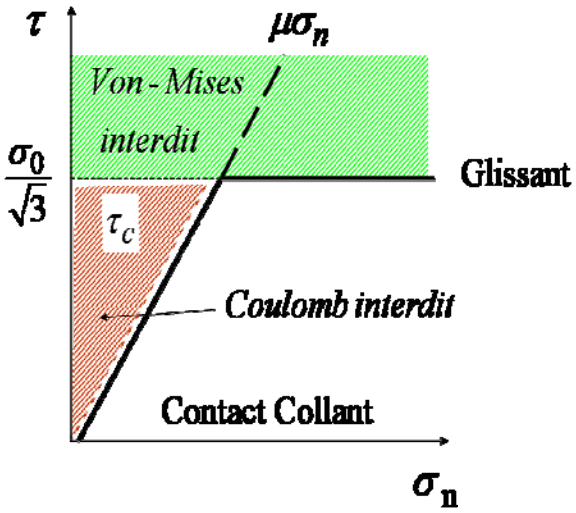


Figure 7: Loi de Coulomb-Orowan

Selon cette loi, la condition de glissement est assurée par cette relation :

$$\begin{aligned} &si \quad \left|\mu\sigma_n\right| < \frac{\sigma_0}{\sqrt{3}} \quad \text{alors} \quad \vec{\tau}_c = -\mu\sigma_n\frac{\vec{v}_g}{\left\|\vec{v}_g\right\|} \\ &sinon\ si \quad \left|\mu\sigma_n\right| \geq \frac{\sigma_0}{\sqrt{3}} \quad \text{alors} \quad \vec{\tau}_c = -\frac{\sigma_0}{\sqrt{3}}\frac{\vec{v}_g}{\left\|\vec{v}_g\right\|} \end{aligned} \tag{I.5}$$

(iv) Combinaison des lois de frottement de type Coulomb-Orowan et Tresca

Pour définir un contact collant et glissant, certains auteurs ont utilisé une combinaison des deux lois de frottement: Tresca pour définir la zone de contact collant, et Coulomb pour définir la zone de contact

glissant. Ainsi, la longueur du contact collant L_s est dépendante de la contrainte d'écoulement en cisaillement du matériau et de la distribution de la pression normale sur la face de coupe. La contrainte de cisaillement τ_c est gouvernée par les relations suivantes :

$$\begin{aligned} &si \quad \left|\mu\sigma_{\mathrm{n}}\right| < m\frac{\sigma_0}{\sqrt{3}} \quad \text{alors} \quad \vec{\tau}_{\mathrm{c}} = -\mu\sigma_n \frac{\vec{v_g}}{\left\|\vec{v_g}\right\|} \\ &sinon\ si \quad \left|\mu\sigma_{\mathrm{n}}\right| \geq m\frac{\sigma_0}{\sqrt{3}} \quad \text{alors} \quad \vec{\tau}_{\mathrm{c}} = -m\frac{\sigma_0}{\sqrt{3}} \frac{\vec{v_g}}{\left\|\vec{v_g}\right\|} \end{aligned} \tag{I.6}$$

Contrairement à la loi de Coulomb-Orowan, la contrainte de cisaillement τ_c est saturée à un pourcentage de la contrainte d'écoulement en cisaillement $\sigma_0/\sqrt{3}$ à travers le coefficient de Tresca m caractérisant la chute de la contrainte d'écoulement sous l'effet de la température (voir Eq (I.4), (I.5) et Eq (I.6)).

(v) Loi de frottement de Sekhon et Chenot

Dans certaines applications comme le forgeage, d'autres lois de frottement tiennent compte de la contrainte de cisaillement en fonction du comportement du matériau. Dans le code de calcul Forge 3 (conçu pour la simulation des procédés de forgeage), on trouve une loi de frottement viscoplastique reliant la contrainte de cisaillement τ_c et la vitesse de glissement v_g comme suit :

$$\vec{\tau}_c = -\mu K\left(T,\bar{\varepsilon}\right)\frac{\vec{v}_g}{\left\|\vec{v}_g\right\|^{(1-p)}} \tag{I.7}$$

Cette loi viscoplastique a été aussi proposée par Sekhon et Chenot [28] pour une application à l'usinage. Dans la relation (I.7), K représente la rigidité du matériau et dépend de la déformation et de la température. p est un indice de sensibilité à la vitesse de glissement des deux antagonistes.

III.2. Lois de frottement développées pour l'usinage

En usinage, l'évolution du coefficient de frottement moyen, appelé aussi coefficient de frottement apparent $\bar{\mu}$, rend compte de la manifestation de l'énergie mécanique dissipée dans le contact (interfaces outil-copeau et outil-pièce). Cette donnée est facilement mesurable à l'aide d'une platine dynamométrique ou d'un capteur d'efforts. Toutefois, cette quantité mesurée ne peut pas, à elle seule, décrire les phénomènes thermomécaniques qui régissent l'interface outil-copeau et ne donne aucune indication sur la nature du contact.

Au niveau de la surface de contact, le frottement et l'adhérence engendrent des efforts mécaniques qui viennent s'opposer à l'écoulement du copeau sur la face de coupe. Dans un contact adhérant (collant), on assiste à une déformation plastique sur une certaine épaisseur du copeau (ZCS). L'effort de frottement est défini à partir de la contrainte de cisaillement à l'interface par la relation suivante :

$$F_c = \tau_{\text{int}} A_c \tag{I.8}$$

A_c est l'aire de contact de la zone collante, définie par :

$$A_c = wL_s \tag{I.9}$$

L_s est la longueur de contact collant.

Cependant, dans un contact glissant, l'effort résultant généré au niveau de l'interface de contact peut être décomposé en une force normale N_c et une force tangentielle F_c, $\left(\vec{R} = N_c.\vec{n} + F_c.\vec{t}\right)$. Comme vu précédemment, la loi d'Amontons-Coulomb est une loi de proportionnalité entre la force normale F_n et la force de tangentielle F_c (ou de friction) à travers le coefficient de frottement μ. La condition de glissement énoncée par cette loi implique la relation suivante :

$$\|F_c\| = \mu |F_n| \quad \Leftrightarrow \quad \exists \lambda \geq 0 \text{ tel que } \mathrm{v_g} = -\lambda F_c \tag{I.10}$$

où λ $\left(W/N^2\right)$ est une constante relative aux deux antagonistes en frottement.

Dans la suite de cette étude bibliographique, les différentes modélisations de la coupe orthogonale, avec l'application des lois de frottement seront présentées. Ces modèles analytiques offrent un moyen facile pour la détermination des efforts de coupe générés pendant le processus de formation du copeau. Le contact outil-copeau est décrit par le coefficient de frottement apparent $\overline{\mu}$, ce qui implique que le contact doit être choisi au préalable comme collant ou glissant.

III.2.1. Loi de frottement du modèle de Merchant pour la coupe orthogonale

Historiquement, la première modélisation purement analytique de la coupe a été proposée par Ernest et Merchant [29] et Merchant en 1945 [30]. Ce modèle permet de déterminer les efforts de coupe à partir de l'estimation de la contrainte de cisaillement dans la zone de cisaillement primaire et du coefficient de frottement apparent $\overline{\mu}$ à l'interface outil-copeau. La zone de cisaillement secondaire est négligée et le contact outil-copeau est supposé parfaitement glissant (caractérisé par le coefficient de frottement moyen ou apparent $\overline{\mu}$).

En minimisant la puissance de coupe $P_c = F_p\ V$, l'auteur calcule l'angle de cisaillement primaire ϕ donné par cette expression :

$$\phi = \frac{\pi}{4} - \frac{(\lambda - \alpha)}{2} \tag{I.11}$$

Dans la relation (I.11), l'angle de frottement λ est donné par l'estimation du coefficient du frottement apparent $\overline{\mu} = \tan(\lambda)$. L'expression de ce dernier est donnée par le rapport des efforts de coupe F_p et d'avance F_q :

$$\overline{\mu} = \frac{F_p \tan(\alpha) + F_q}{F_p - F_q \tan(\alpha)} \tag{I.12}$$

Cette modélisation est basée sur une approche purement mécanique du problème de la coupe. La Figure 8 représente les efforts de coupe définis à la surface de l'outil.

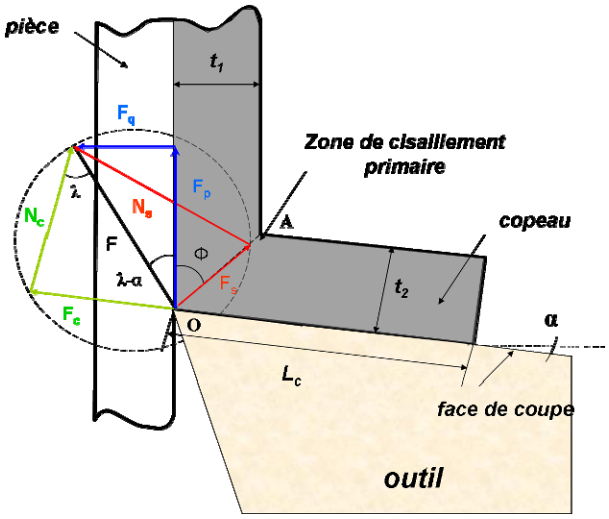


Figure 8:représentation géométrique du modèle de Merchant (1945) [30]

La contrainte de cisaillement du matériau τ_{OA} est supposée uniforme le long du plan de cisaillement primaire. Elle est donnée par le rapport de la force de cisaillement F_s et de l'aire du plan de cisaillement A_s :

$$\tau_{OA} = \frac{F_s}{A_s} \text{ (en N/mm}^2\text{)} \tag{I.13}$$

avec $A_s = \dfrac{wt_1}{\sin\phi}$ (aire du plan de cisaillement)

A partir de l'équilibre du copeau, voir Figure 8, les efforts de coupe sont donnés par les relations suivantes :

$$F_p = F_s \frac{\cos(\lambda - \alpha)}{\cos(\phi + \lambda - \alpha)} \text{ (effort de coupe)}$$

$$F_q = F_s \frac{\sin(\lambda - \alpha)}{\cos(\phi + \lambda - \alpha)} \text{ (effort d'avance)} \qquad \text{(I.14)}$$

Par des considérations géométriques et en écrivant la loi de conservation de la matière, l'épaisseur du copeau t_2 est calculée comme suit :

$$t_2 = t_1 \frac{\cos(\phi - \alpha)}{\sin\phi} \qquad \text{(I.15)}$$

La longueur de contact outil-copeau L_c est déterminée. Son expression est donnée par la relation suivante en tenant compte de l'hypothèse d'une contrainte de cisaillement uniforme dans la zone de cisaillement primaire et à partir de l'équilibre des moments à la pointe de l'outil :

$$L_c = t_1 \frac{\sin\phi}{\cos\phi\cos\lambda} \qquad \text{(I.16)}$$

La critique la plus pertinente de ce modèle concerne la distribution des contraintes et l'absence de la zone de cisaillement secondaire : il implique que le contact outil-copeau est considéré parfaitement glissant, ce qui est contradictoire avec les observations expérimentales [9, 31]. Dans ce modèle, la loi de frottement est définie par la loi de Coulomb, $\overline{\mu} = F_c / N_c = \tan(\lambda)$, où N_c est l'effort normal et F_c l'effort tangentiel. Cette approche a été largement critiquée dans la littérature [8, 25, 32, 33]. De plus, ce modèle purement mécanique ne prend pas en compte l'effet de la vitesse de déformation et de la température sur la contrainte d'écoulement du matériau et donc sur les efforts de coupe.

Le principe de la minimisation de l'énergie qui a servi à Merchant pour calculer l'angle de cisaillement ϕ ne prend pas en compte l'effet de la zone de cisaillement secondaire dans son bilan énergétique puisque l'auteur la néglige. Cela pourrait avoir un effet de surestimation de cet angle, comme le montre l'étude réalisée par Trent et Wright [8].

Pour une meilleure détermination des efforts de coupe, la modélisation doit tenir compte de l'effet de la température et de la vitesse de déformation sur la variation de la contrainte de cisaillement. C'est sur cette base que se sont développées les approches thermomécaniques.

III.2.2. Loi de frottement du modèle thermomécanique d'Oxley

Oxley [13] analyse la coupe en se basant sur des observations expérimentales faites à partir de micrographies et sur une modélisation analytique plus réaliste que celle de Merchant. Selon cet auteur, la formation du copeau se fait le long de la zone de cisaillement primaire, assimilable à une bande fine d'épaisseur constante h. Le phénomène d'écrouissage du matériau lors du changement brusque de la vitesse d'écoulement du matériau dans la zone de cisaillement primaire est pris en considération. Les conditions de frottement à l'interface outil-copeau sont décrites par le glissement interne du matériau dans une zone de cisaillement secondaire adjacente à la face de coupe. L'auteur suppose que cette zone a une forme triangulaire et que la vitesse d'une particule de matière dans la zone de cisaillement secondaire est quasiment nulle à l'interface outil-copeau (couche limite).

Oxley considère un comportement thermoviscoplastique du matériau dans la zone de cisaillement primaire. Ce comportement tient compte de la déformation plastique, de la vitesse de déformation et de la température. La loi de comportement est une loi de puissance donnée par l'expression suivante :

$$\sigma_0\left(\bar{\varepsilon},\dot{\bar{\varepsilon}},\theta\right)=\sigma^*\left(\dot{\bar{\varepsilon}},\theta\right)\bar{\varepsilon}^{n\left(\dot{\bar{\varepsilon}},\theta\right)} \tag{I.17}$$

A l'interface outil-copeau, le contact est supposé parfaitement collant. Dans la zone de cisaillement secondaire, l'écoulement du copeau est essentiellement soumis à l'effet de la température générée par la déformation plastique au sein du copeau. L'auteur suppose que le phénomène d'adoucissement thermique prime dans le comportement du matériau. La loi donnée par l'Eq (I.17) est réduite à :

$$\sigma_{OB}\left(\bar{\varepsilon},\dot{\bar{\varepsilon}},\theta\right)=\sigma^*\left(\dot{\bar{\varepsilon}},\theta\right) \tag{I.18}$$

où σ_0 et $\bar{\varepsilon}$ représentent respectivement la contrainte d'écoulement du matériau et la déformation plastique cumulée. σ^* représente une contrainte de référence du matériau et n le coefficient de sensibilité à l'écrouissage du matériau. σ_{OB} est la contrainte dans la zone de cisaillement secondaire, qui dépend de la vitesse de déformation $\dot{\bar{\varepsilon}}$ et de la température absolue θ.

La contrainte de cisaillement τ et la vitesse de déformation $\dot{\bar{\gamma}}=\dot{\bar{\varepsilon}}\sqrt{3}$ sont maximales dans la direction OA au sein de la bande primaire de cisaillement et le long de l'interface outil-copeau (ligne OB). Cette hypothèse permet de déterminer la distribution des contraintes dans la bande primaire de cisaillement et le long de l'interface outil-copeau en fonction du comportement du matériau et de

l'angle de cisaillement primaire ϕ. Ce dernier est une inconnue, il est déterminé en écrivant l'équilibre des contraintes transmises au copeau par la bande primaire de cisaillement et par l'interface outil-copeau, noté R sur la Figure 9.

La prédiction de l'angle ϕ permet à son tour de calculer l'épaisseur du copeau t_2 et de déterminer les différentes composantes d'efforts.

En partant de la surface libre du copeau à la jonction copeau-pièce, et en appliquant une contrainte le long de la bande primaire de cisaillement, on remarque que pour un angle $0 < \phi \leq \pi/4$ (voir Figure 9), l'angle formé par la résultante R et la ligne moyenne OA de la bande primaire de cisaillement vaut :

$$\Phi = (\phi + \lambda - \alpha) \tag{I.19}$$

L'auteur propose une relation entre cet angle et la vitesse de déformation dans la bande primaire de cisaillement. Cette relation est issue de ses travaux avec Stevenson [34] :

$$tan\Phi = 1 + 2\left(\frac{\pi}{4} - \phi\right) + Cn \tag{I.20}$$

Dans cette équation, n est le paramètre d'écrouissage et C est défini comme un coefficient empirique qui intervient dans le calcul de la vitesse de déformation le long de la bande primaire de cisaillement :

$$\dot{\gamma}_{OA} = C\frac{V_s}{l_{OA}} \tag{I.21}$$

Avec V_s la vitesse de cisaillement le long de la bande primaire et l_{OA} la longueur du segment OA.

Finalement, la longueur de contact L_c est obtenue en écrivant l'équilibre des moments appliquée à la bande primaire et à l'interface outil-copeau à la pointe de l'outil O.

Pour la partie thermique, Oxley se base sur les résultats numériques de Tay et al [35] et sur les travaux de Boothroyd [36]. À l'interface outil-copeau, la distribution de la température n'est pas uniforme. Pour simplifier, il considère la valeur moyenne de la température $\overline{\theta}_{OB}$ le long du contact pour estimer la contrainte de cisaillement à l'interface, issue de la loi de comportement (I.18), $\tau_{OB} = \sigma_{OB}/\sqrt{3}$.

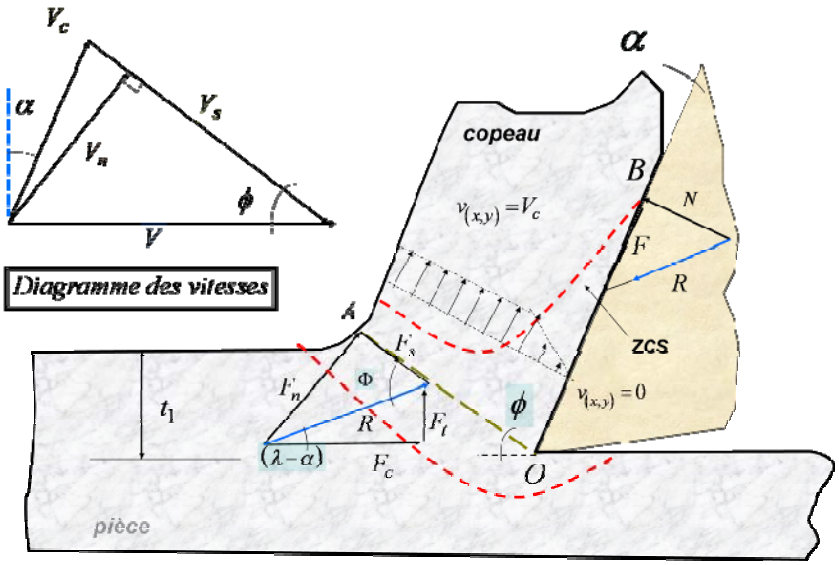


Figure 9 : Schématisation de la coupe orthogonale pour le modèle d'Oxley

Le modèle d'Oxley a permis de prédire les conditions de formation de l'arête rapportée dans le cas de la coupe des aciers à des faibles vitesses de coupe. Ce modèle peut être considéré comme une première approche analytique capable de prédire les grandeurs mécaniques et thermiques. Néanmoins, on peut émettre quelques réserves :

- Oxley s'attache à définir le contact outil copeau complètement collant ; or, l'expérience montre que localement, le contact peut être, collant, glissant ou une combinaison des deux types de contact le long de l'interface outil-copeau [27, 37].
- La température de la zone de cisaillement secondaire est une valeur moyenne estimée empiriquement. Cela ne donne donc aucune information sur la distribution de la température et la contrainte de cisaillement à l'interface.
- Le coefficient de frottement est déterminé à partir d'une estimation de la pression le long du plan OA. Le glissement à l'interface outil-copeau est négligé.

Si l'on veut étudier l'aspect usure, il est nécessaire de tenir compte de la distribution de la température et des contraintes à l'interface. Ces paramètres définissent la nature du contact à l'interface outil-copeau. Les modes d'usures existants dans un contact parfaitement collant sont différents de ceux existants sous un contact glissant [38]. De plus, d'un point de vue tribologique, sous des conditions de cisaillement et de pression intenses à l'interface, le coefficient de frottement apparent $\overline{\mu}$ ne fournit pas d'informations sur la distribution des contraintes et sur la nature du contact à l'interface outil-copeau.

III.2.3. Loi de frottement du modèle thermomécanique de Moufki et al. [39].

Moufki et al. [39] proposent une modélisation analytique thermomécanique basée sur une description fine du processus de la formation du copeau. Le modèle de la bande primaire est issu des travaux de Molinari et Dudzinski [40]. Le copeau est formé le long de la bande primaire de cisaillement d'épaisseur h. Le comportement du matériau dans cette zone est décrit par une loi thermoviscoplastique de type :

$$\tau = \mu_0 \left(\gamma + \gamma_p\right)^n \dot{\gamma}^{\,m} T^{\upsilon} \qquad \text{(I.22)}$$

où γ, $\dot{\gamma}$ et T sont respectivement la déformation, la vitesse de cisaillement et la température absolue. μ_0 et γ_p sont des caractéristiques du matériau ; m, n et υ sont respectivement le coefficient de sensibilité à la vitesse de déformation $(0 \le m \le 1)$, le coefficient de sensibilité à la déformation $(n \ge 0)$ et le coefficient de sensibilité à l'adoucissement thermique $(\upsilon \le 0)$. Les paramètres de cette loi ont été identifiés par Clifton et al. pour l'acier CRS 1018 [41].

Dans leurs travaux, Moufki et al. se basent sur des observations expérimentales qu'ils couplent à une approche analytique. Ces observations ont permis ensuite de déterminer la longueur du contact outil-copeau L_c, la répartition de la contrainte de cisaillement τ et celle des vitesses de cisaillement $\dot{\gamma}$ dans la bande primaire de cisaillement. L'estimation de la température à l'interface outil-copeau T_{int} est donnée pour un contact parfaitement glissant. La pression normale appliquée à la face de coupe P et l'évolution du coefficient de frottement apparent $\overline{\mu} = f(\overline{T}_{\text{int}})$ à travers une loi de frottement ont été définies pour un couple outil-matière donné.

La dépendance du coefficient de frottement apparent $\overline{\mu}$ de la température moyenne à l'interface $\overline{T}_{\text{int}}$ est exprimée par la loi de frottement suivante :

$$\overline{\mu} = \overline{\mu}\left(\overline{T}_{\text{int}}\right) = \overline{\mu}_0 \left[1 - \left(\frac{\overline{T}_{\text{int}}}{T_{ref}} \right)^q \right] \qquad \text{(I.23)}$$

Les paramètres μ_0, T_{ref} et q sont respectivement un coefficient de frottement de référence, une température de référence et un coefficient contrôlant la chute du coefficient de frottement apparent. Tous ces paramètres sont déterminés expérimentalement et sont associés à un couple outil-matière donné. La forme décroissante de cette loi traduit bien l'évolution du coefficient de frottement apparent en usinage à grande vitesse (UGV).

Ces auteurs ont introduit une réalité physique observée expérimentalement lors des essais tribologiques de type pion-disque, où les chargements se rapprochent de ceux observés à l'interface outil-copeau [42-44]. La température à l'interface outil-copeau est déterminée en résolvant analytiquement le problème thermomécanique dans le copeau sur base de quelques hypothèses simplificatrices :

- L'arête de coupe est tranchante (pas de rayon d'arête).
- Pas de cisaillement secondaire à l'interface, la température générée par la déformation plastique est ainsi négligée dans cette zone.
- La zone tertiaire est négligée.
- Le transfert de chaleur se fait uniquement par convection dans la direction d'écoulement du copeau, la diffusion est négligée.

Pour définir la répartition de contraintes à l'interface outil-copeau, les auteurs se basent sur les tendances expérimentales qui montrent que la distribution de la pression n'est pas constante mais décroît le long de l'interface [22, 31, 45] et [46]. La distribution de la pression au niveau de l'interface outil copeau est donnée par une loi décroissante représentative des observations expérimentales réalisées par les trois auteurs cités :

$$P(x) = P_0\left(1 - \frac{x}{L_c}\right)^{\xi} \tag{I.24}$$

où P_0 représente la pression à la pointe de l'outil et ξ une constante dépendante du matériau usiné qui contrôle le profil de distribution. Cependant, dans leur étude, les auteurs ne font pas intervenir l'évolution de la contrainte de cisaillement à l'interface outil-copeau observée expérimentalement par les mêmes auteurs précédemment référencés.

La distribution de la pression normale permet d'estimer le flux de chaleur généré par frottement à l'interface outil-copeau en tenant compte d'un contact parfaitement glissant. Son expression est donnée par la relation suivante :

$$Q(x) = \overline{\mu}\ V_c P(x) \tag{I.25}$$

A partir de l'estimation de la pression et de la résolution du problème thermique dans le copeau, la température à l'interface outil copeau est donnée par l'expression suivante.

$$T_{\text{int}} = \frac{\overline{\mu} P_0 \sqrt{V_c}}{\sqrt{\pi k \rho c}}\left(\frac{1}{(L_c)^{\xi}}\sum_{i=0}^{\xi}\frac{2}{2i+1}C_{\xi}^{i}\left(L_c - x\right)^{\xi - i} x^{\frac{2i+1}{2}}\right) + \theta_h \tag{I.26}$$

Avec $C_i^{\xi} = \dfrac{\xi!}{(\xi - i)i!}$.

Pour un coefficient $\xi = 2$, l'auteur montre que la température maximale à l'interface outil-copeau est localisée à une distance $x = L_c/3$ de la pointe de l'outil.

La loi de frottement donnée par l'équation (I.23) dépend implicitement de la température moyenne $\overline{T}_{\text{int}}$ de l'interface, obtenue en fonction de la vitesse du copeau V_c, de la longueur de contact L_c, de la pression à la pointe de l'outil P_0, de la température à la sortie de la bande primaire θ_h et d'autres paramètres thermophysiques du matériau usiné (k, ρ, c). Elle est donnée par cette relation :

$$\overline{T}_{\text{int}} = \frac{\overline{\mu} P_0 \sqrt{V_c . L_c}}{\sqrt{\pi k \rho c}} \sum_{i=0}^{\xi} \frac{2}{2i+1} C_{\xi}^{i} \left(\sum_{j=0}^{\xi - i} (-1)^j . C_{\xi - i}^{j} \frac{2}{2(i+j)+3} \right) + \theta_h \qquad \text{(I.27)}$$

La loi de frottement proposée par ces auteurs dépend des conditions de coupe et de la nature du matériau usiné. Elle ne permet pas cependant de décrire l'effet de la nature du contact outil-copeau sur la distribution de la température et des contraintes à l'interface outil-copeau en présence d'une zone de cisaillement secondaire. Le fait de négliger cette zone revient d'une part à négliger l'élévation de la température générée par la déformation plastique et d'autre part à surestimer le terme source de chaleur généré par le glissement à l'interface outil-copeau. On pourra donc émettre quelques réserves sur cette approche.

III.2.4. Autres lois de frottement utilisées en usinage

Dans la littérature, plusieurs lois de frottement ont été développées pour modéliser le contact en usinage, en l'occurrence le contact outil-copeau. Le Tableau 2 présente une synthèse de ces lois couramment utilisées dans certains modèles numériques.

Le modèle de Zorev [45] est une adaptation de la loi Coulomb-Orowan, la contrainte de cisaillement est limitée par la contrainte d'écoulement en cisaillement k dans le copeau.

La loi de Shirikashi et Usui [47] est une formulation basée sur la théorie du contact rugueux. Les auteurs supposent que pour des niveaux de contraintes normales élevés, la contrainte de cisaillement vaut la contrainte d'écoulement en cisaillement k dans le copeau.

Dans la loi proposée par Iwata et al [48], la contrainte de cisaillement à l'interface est exprimée en fonction de la dureté du matériau H_v, de la contrainte normale et du coefficient de frottement de coulomb. Eldridge et al [49] ont proposé une loi de frottement dynamique qui met en évidence la chute des contraintes de cisaillement en fonction de la température. $\tau(T_0)$ représente la contrainte de cisaillement à la température ambiante T_0 et A est une constante.

Loi de frottement	Expression
Zorev, [45]	$\tau = k \quad si \quad \mu_f \sigma_N > k$ $\tau = \mu_f \sigma_N \quad si \quad \mu_f \sigma_N \leq k$
Shirikashi et Usui, [47]	$\tau = k\left[1 - \exp\left(-\frac{\mu_f \sigma_N}{k}\right)\right]$
Loi mixte de Iwata et al, [48]	$\tau = \frac{H_v}{0.07}\tanh\left(\frac{0.07\mu_f \sigma_N}{H_v}\right)$
Loi d'Eldridge et al, [49]	$\tau = \tau\left(T_0\right)\exp\left(\frac{A}{T}\right)$
Loi de Wu et al, [50]	$\tau = -\Omega\sigma_{eq}$
Loi mixte de Childs, [33]	$\tau = m\frac{\sigma_{eq}}{\sqrt{3}}\left[1 - \exp\left(-\frac{\mu_f \sigma_N}{m\sigma_{eq}/\sqrt{3}}\right)\right]$

Tableau 2: Différentes expressions des lois de frottement issues de la littérature

Wu et al [50] ont simulé numériquement le contact outil-copeau en tenant compte d'un contact mixte, collant et glissant. Au voisinage de la pointe de l'outil, ils montrent que la contrainte de cisaillement τ est proportionnelle à la contrainte équivalente σ_{eq}.

Childs [33] s'est basé sur des mesures expérimentales in-situ des contraintes normales et tangentielles (de cisaillement) pour évaluer le coefficient m et μ_f. Il suppose que la contrainte de cisaillement τ_{int} le long du contact collant représente un pourcentage de la contrainte de cisaillement du matériau dans le copeau $\sigma_{eq}/\sqrt{3}$. Le coefficient m qui définit ce pourcentage est dépendant de la température et de la nature du matériau usiné. Le coefficient de frottement local μ_f est représentatif de la zone de contact glissant. Ce modèle est également basé sur la théorie des contacts rugueux proposée par Finnie et Shaw [51].

III.3. Analyse locale de l'interface outil-copeau

III.3.1. Contraintes mécaniques

Plusieurs études expérimentales ont montré que le rapport des contraintes normales et de cisaillements à l'interface devient constant à partir d'une certaine distance de la pointe de l'outil. Selon la loi de Coulomb, la zone de glissement s'opère donc à partir d'une certaine distance de la pointe de l'outil, et non pas tout au long du contact outil-copeau. Des mesures expérimentales in situ des niveaux de contraintes de compression (normales) et de cisaillement (tangentielles) à l'interface outil-copeau ont montré que leur rapport assimilable à un coefficient de frottement local $\mu_f = \tau_{\text{int}} / \sigma_N$ est localement largement supérieur au coefficient de frottement apparent $\overline{\mu}$ et dépasse parfois l'unité [9].

Kato et al [22], Shirakashi et al [47] et Childs et al [9] ont utilisé la technique de l'outil « coupé » (split tool) pour mesurer les niveaux des contraintes à l'interface. La Figure 10 montre le principe de la méthode : l'outil est composé de deux faces de coupe distinctes séparées par un gap noté $'g'$; un capteur d'effort est relié sur chacune des faces et, l'effort en différents point de la face de coupe est mesuré en changeant la longueur de la face de coupe de l'outil (L_1). Ainsi, le niveau de contrainte est évalué en fonction de la variation de cet effort sur la longueur $'L_1'$.

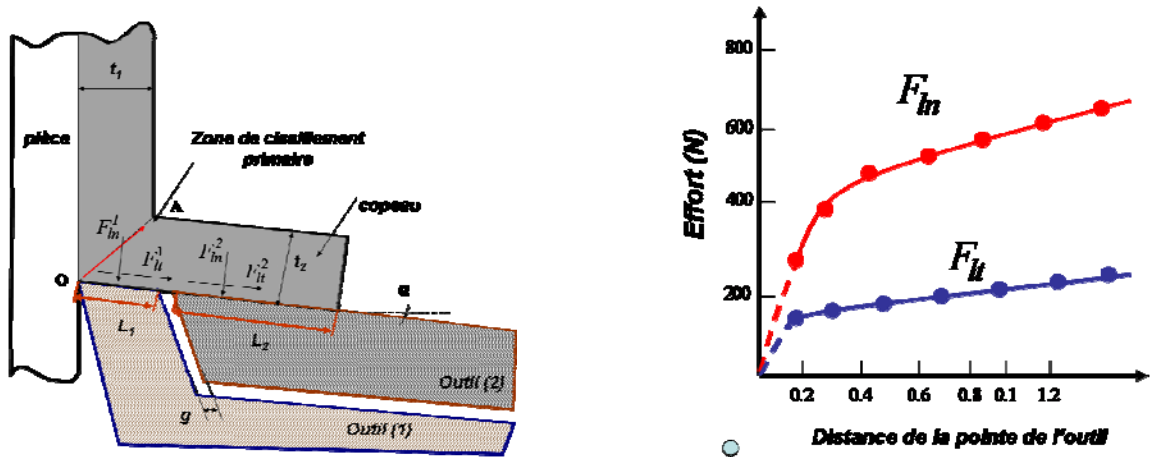


Figure 10 : Outil composé de deux parties actives reliées chacune à un capteur d'effort

La contrainte normale σ_N et tangentielle τ_{int} est donnée par les expressions suivantes :

$$\sigma_N = \frac{dF_{ln}}{dL_1} \tag{I.28}$$

$$\tau_{\text{int}} = \frac{dF_{lt}}{dL_1} \tag{I.29}$$

Le Tableau 3 montre des résultats expérimentaux des mesures du coefficient de frottement local μ_f, ces résultats sont cités dans les travaux de Childs et Maekawa [9].

Couple Outil/Matière	$\alpha°$	V (m/min)	f (mm)	k (MPa)	μ_f	m	**Données expérimentales**
Acier rapide /Al	20	50	0.2	130	1.4	0.95	Kato & al (1972)
Acier rapide /Cuivre	20	50	0.2	335	0.9	0.75	
Carbure/Laiton	30	48	0.3	450	0.9	0.95	Shirakashi & Usui (1973)
Carbure /Acier dur	10	46	0.3	600	1.3	0.8	
Carbure /Acier faiblement allié	0	100	0.2	600	1.3	0.8	Childs & Maekawa (2000)

Tableau 3 : Récapitulatif des différentes mesures expérimentales du coefficient de frottement local μ_f.

Dans ce tableau, k représente la contrainte d'écoulement du matériau dans la BPC ; les auteurs montrent dans leurs travaux que la contrainte de cisaillement τ_{int} au voisinage de la pointe de l'outil et le long de la zone de contact collant est proportionnelle à la contrainte d'écoulement k dans la BPC par le biais de cette expression :

$$\tau_{\text{int}} = mk \tag{I.30}$$

m est le ratio entre la contrainte du cisaillement à l'interface τ_{int} et la contrainte de cisaillement dans la BPC, c'est une constante $m \leq 1$. La loi de frottement générale proposée par Childs pour modéliser la distribution de la contrainte de cisaillement τ_{int} à l'interface est donnée par l'Eq (I.31) :

$$\tau_{\text{int}} = mk\left[1 - \exp\left(-\frac{\mu_f \sigma_N}{mk}\right)\right] \tag{I.31}$$

Dans ces mêmes travaux, des essais expérimentaux ont été réalisés pour différentes vitesses de coupe $50\ m/min \leq V \leq 250\ m/min$ et d'avances $0.1\ mm \leq f \leq 0.2\ mm$, l'angle de coupe $\alpha = 0$. L'outil coupé a été instrumenté en mesure de température par des thermocouples. Les résultats issus de cette étude sont représentés dans la Figure 11 suivante :

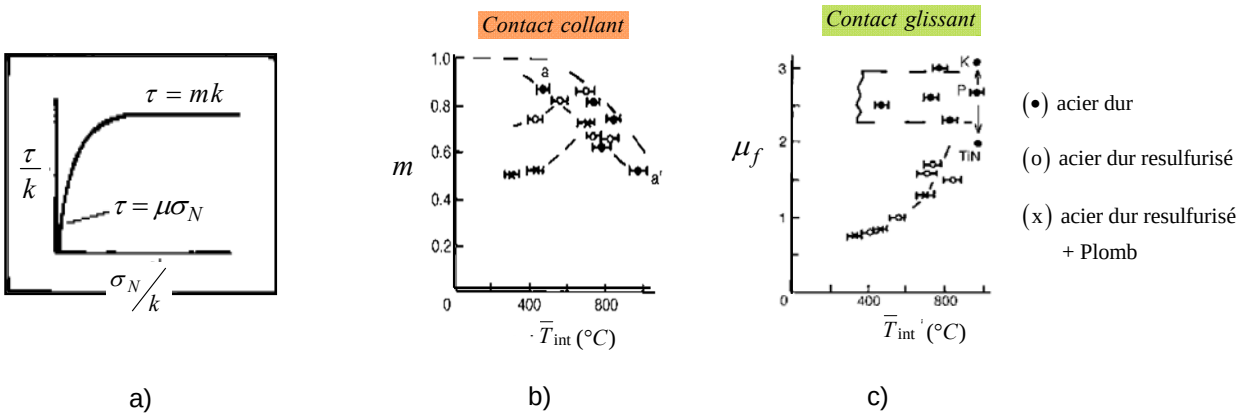


Figure 11 : a) Relation entre la contrainte normale σ_N et la contrainte de cisaillement τ. b) Evolution du coefficient m et c) de frottement local μ_f en fonction de la température moyenne de l'interface [9].

La Figure 11 (a) montre l'évolution de la contrainte de cisaillement à l'interface τ_{int} dans le contact en fonction de l'évolution de la contrainte normale σ_N. Les données sont normalisées par rapport à la valeur de la contrainte de cisaillement k dans la BPC. La Figure 11 (b) montre l'évolution du coefficient $m = \tau_{\text{int}}/k$ en fonction de la température moyenne à l'interface. La Figure 11 (c) illustre l'évolution du rapport $\mu_f = \tau_{\text{int}}/\sigma_N$ dans la zone de contact glissant en fonction de la température moyenne de l'interface.

En analysant la Figure 11 (b), on remarque une chute du ratio m qui passe de 0.9 à 400°C à 0.5 à 1000°C dans le cas de l'acier à 0.45%C (acier dur). Cela se traduit par une chute de la contrainte de cisaillement k lorsque les températures de contact sont élevées (voir Eq (I.30)). La question qu'on peut se poser est de savoir ce que représente réellement la valeur m : est-elle un coefficient empirique constant, comme l'ont suggéré les auteurs, ou bien tout simplement un pourcentage de chute de la contrainte d'écoulement due à l'adoucissement thermique ?

L'étude du comportement des matériaux montre que la chute de la contrainte d'écoulement d'un matériau est essentiellement due à l'effet de l'adoucissement thermique et dépend donc de la température. Par ailleurs, il serait intéressant de comparer les valeurs obtenues pour m et le taux de chute de contrainte d'écoulement en cisaillement pour une température assez élevée.

A contrario, dans la Figure (c), le coefficient de frottement local μ_f montre une augmentation significative avec l'augmentation de la température moyenne à l'interface. Sa valeur dépasse l'unité lorsque la contrainte de cisaillement est supérieure à la contrainte normale $\tau_{\text{int}} > \sigma_n$ (voir Figure 12 (b)). On remarque aussi que sa valeur dépend de la nature du matériau usiné : l'acier à haute teneur en carbone a un coefficient de frottement local $\mu_f = 3$ à 800°C ; l'acier doux quant à lui possède un coefficient de frottement local plus faible ($\mu_f = 1.4$ à 750°C). L'auteur explique que cela est dû aux inclusions autolubrifiantes (Pb et Mn) présentes dans l'acier doux.

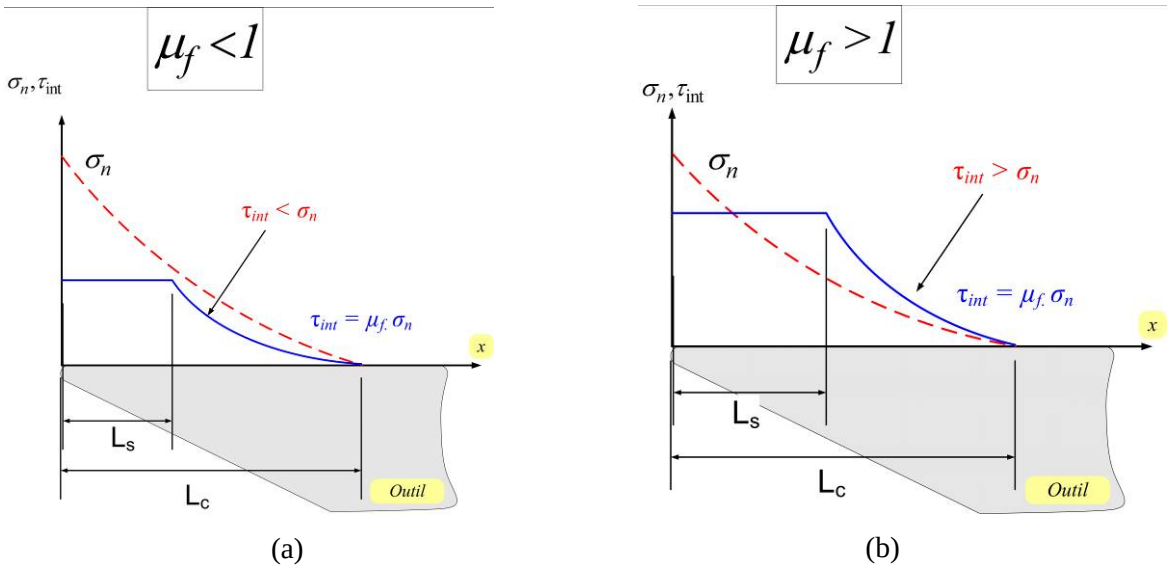


Figure 12 : Evolution des contraintes à l'interface outil-copeau. La contrainte de cisaillement est supposée constate le long du contact collant L_s et proportionnelle à la contrainte normale σ_N le long du contact glissant (a) cas où le coefficient de frottement local $\mu_f < 1$. (b) cas où le coefficient de frottement local $\mu_f > 1$

Comme première piste pour notre travail de thèse, nous avons étudié de plus près la relation qui existe entre l'évolution de la contrainte de cisaillement τ_{int} à l'interface et le coefficient de frottement local μ_f dans le contact glissant, en tenant compte :

- du comportement du matériau sous l'effet de la température et de la nature du chargement mécanique dans le contact outil-copeau,
- du ratio de la zone de contact collant par rapport à la longueur de contact outil-copeau totale.

En conclusion, la modélisation du frottement à l'interface outil-copeau ne peut pas se faire à l'aide du coefficient de frottement moyen ou apparent $\overline{\mu}$ issu des rapports des efforts (voir Eq (I.12)). En se basant sur le modèle de Merchant ou de Moufki et al., le contact est purement glissant, il peut donc être modélisé par le coefficient de frottement apparent $\overline{\mu}$. Cependant, la présence de la zone de contact collant (ZCS) nécessite une détermination d'un autre coefficient de frottement local μ_f pour modéliser la distribution de la contrainte de cisaillement à l'interface dans la zone de contact glissant. En effet, le calcul de la source de chaleur due au frottement donnée par l'équation (I.25) fait intervenir le coefficient apparent $\overline{\mu}$ et non pas le coefficient local μ_f ; l'estimation de la température s'éloigne donc de la réalité expérimentale et induit des erreurs dans la loi de frottement donnée par l'équation (I.23).

III.3.2. Caractérisation du frottement local

Dans une autre étude réalisée par Childs et al [9], la distribution des contraintes normales et de cisaillement à l'interface a été déterminée expérimentalement pour une variante d'alliage d'acier. Leurs compositions chimiques en pourcentage sont données dans le Tableau 4:

	C	Mn	P	S	Pb	MnS (dimensions du grain en µm²)
Acier P	0.1	0.4	0.025	0.019	-	-
Acier X	0.07	0.97	0.067	0.339	-	145
Acier Y	0.07	0.91	0.087	0.321	-	124
Acier L	0.08	1.3	0.07	0.323	0.025	-

Tableau 4 : Compositions chimiques des aciers utilisés par Childs et al, [9].

L'acier désigné par P est un acier dur *(Plain en anglais*), les aciers désignés par X et Y sont des alliages d'acier avec des tailles différentes d'inclusions de Manganèse Mn (effet lubrificateur). L'acier désigné par L est un acier avec du Manganèse et du Plomb.

Les essais ont été réalisés dans des conditions de coupe à sec avec un outil carbure (Grade P20) avec un angle de coupe nul. Deux vitesses de coupe 100m/min et 200 m/min ont été appliquées pour une avance $f = 0.2\ mm/tr$ et une profondeur de passe $w = 2.8\ mm$.

Les relevés expérimentaux, pour une vitesse de coupe de 100 m/min, des contraintes de cisaillement et normales à l'interface outil-copeau sont représentés sur les Figure 13 (A) et (B) pour les 4 nuances d'acier énoncées.

D'après ces relevés, on retrouve bien la décroissance exponentielle de la contrainte normale le long du contact outil-copeau, telle que décrite par Zorev. La contrainte de cisaillement prend une forme trapézoïdale, avec un plateau le long de la zone de contact collant et une décroissance exponentielle proportionnelle à la contrainte normale le long de la zone de contact glissant.

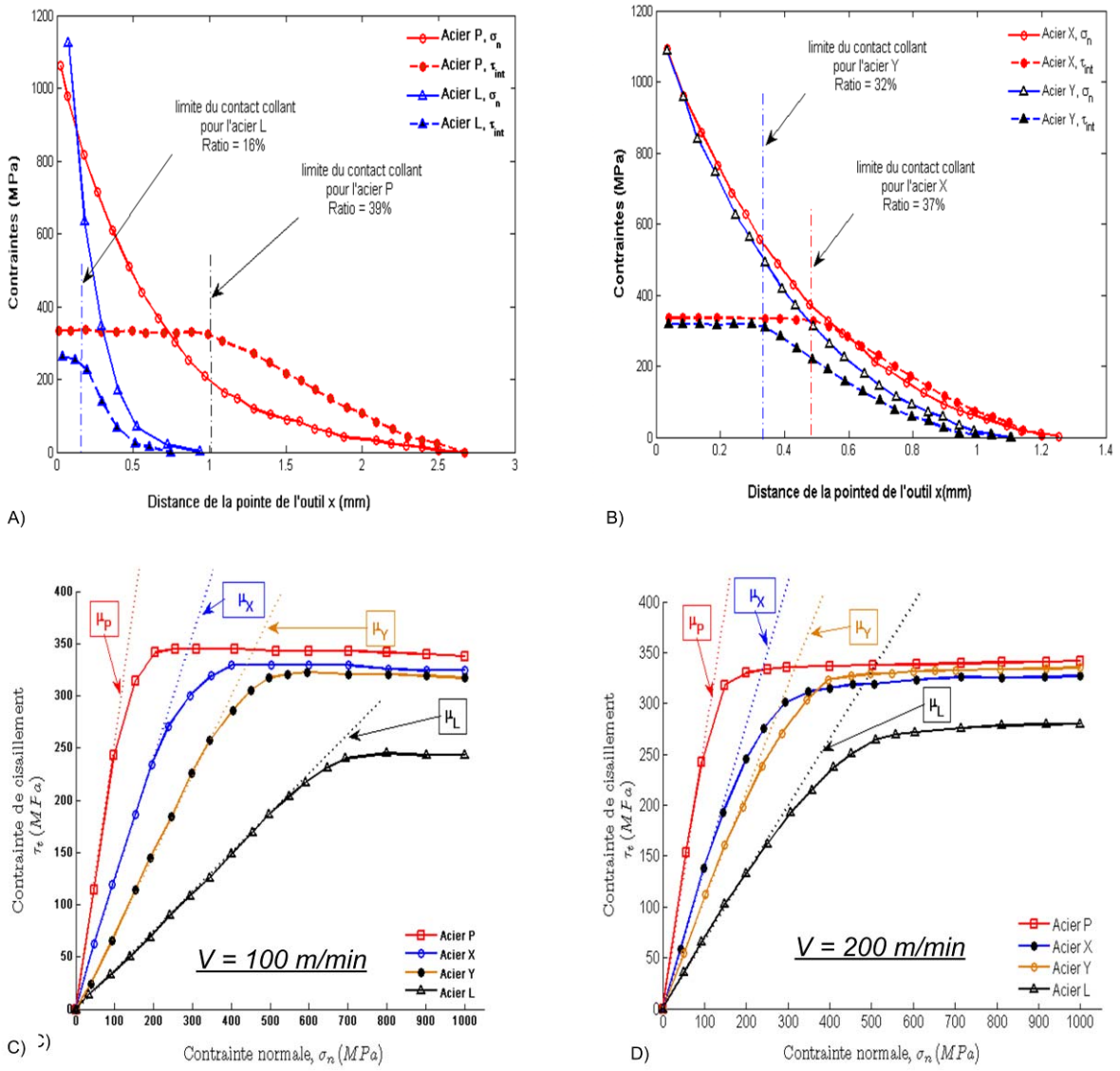


Figure 13 : (A) Distribution des contraintes à l'interface outil-copeau pour V = 100 m/min, f = 0.2 mm/tr, α = 0 pour un acier dur P et un acier doux L, (B) cas de l'acier X et Y, voir compositions Tableau 4. (C-D) évolution de la contrainte de cisaillement à l'interface en fonction de la contrainte normale pour les 4 nuances d'acier, (C) V = 100m/min et (D) V = 200 m/min Les coefficients de frottement locaux représentent la pente de ces courbes.

Selon ces mêmes figures (A) et (B), on remarque bien que le ratio du contact collant diminue lorsque le matériau possède des éléments autolubrifiants. Pour l'acier L qui contient un pourcentage plus important de Pb et de Mn, les niveaux de contraintes sont moins prononcés que les autres alliages. L'acier X et surtout l'acier P ont, le long de la zone de contact glissant, une contrainte de cisaillement $\tau_{\text{int}} > \sigma_n$, ce qui implique un coefficient de frottement local $\mu_f > 1$. Les aciers Y et L, qui possèdent des éléments d'addition lubrificateurs, montrent des niveaux de contraintes de cisaillement $\tau_{\text{int}} < \sigma_n$ avec des longueurs de contact nettement plus courtes.

Les figures (C) et (D) retracent l'évolution de la contrainte de cisaillement à l'interface τ_{int} en fonction de la contrainte normale σ_n, pour des vitesses de coupe respectives de 100m/min et 200m/min. Suivant ces évolutions, on remarque que la pente des courbes représente le coefficient de frottement local μ_f qui relie la contrainte de cisaillement τ_{int} à la contrainte normale σ_n dans la zone de contact glissant. Le coefficient de frottement local est d'autant plus important lorsque la pente est raide.

La distribution de la contrainte de cisaillement à l'interface τ_{int} a été modélisée par la loi de frottement modifiée donnée par l'Eq (I.32) :

$$\tau_{int} = mk\left(1-\exp\left[-\left(\frac{\mu_f \sigma_n}{mk}\right)^{n*}\right]\right)^{1/n*} \qquad \text{(I.32)}$$

Les coefficients m et μ_f sont identifiés expérimentalement pour les 4 nuances d'acier. $n*$ est un coefficient d'ajustement de la loi. Leurs valeurs sont données dans le Tableau 5 :

	V = 100 m/min			V = 200 m/min		
	m	μ_f	$n*$	m	μ_f	$n*$
Acier P	1.0	2.31	3.89	1	2.48	3.22
Acier X	0.99	1.25	3.05	0.96	1.43	2.06
Acier Y	0.97	0.76	5.98	0.99	1.04	3.04

Tableau 5 : Coefficients du modèle de Childs et al pour les 4 nuances d'acier. Cité dans [9]

D'après le Tableau 5, on remarque que le coefficient de frottement local μ_f, qui contrôle la zone de contact glissant, varie selon la nature du matériau usiné et la vitesse de coupe utilisée.

D'après les courbes de distribution des contraintes à l'interface outil copeau (voir Figure 13 (A) et (B)), avec une contrainte de cisaillement $\tau_{\text{int}} > \sigma_n$, les valeurs mesurées dépassent l'unité et le ratio de la zone de contact collant est plus important (39% pour l'acier P et 16% pour l'acier L). Childs et al. [9] montrent aussi, à travers cette étude, que la présence d'éléments d'addition lubrificateurs (Mn et

Pb) dans le matériau usiné favorise la lubrification de l'interface et fait chuter le coefficient de frottement local μ_f. L'effet de ces inclusions est également remarquable sur la valeur du coefficient "m", qui décroît en fonction du pourcentage des inclusions dans le matériau.

IV. Caractérisation expérimentale du contact outil-copeau en usinage

Lors de la coupe des matériaux, deux interfaces résultant du contact de l'outil avec le copeau pendant son glissement sur la face de coupe et du contact de l'outil avec la surface fraîchement usinée apparaissent.

L'usure des outils de coupe est essentiellement plus prononcée à l'interface de contact outil-copeau par rapport à l'usure en dépouille à l'interface outil-pièce ; ceci est dû à la sévérité des conditions de contact qui règnent au niveau de la face de coupe. Les niveaux de températures et de contraintes atteints sont considérés comme les précurseurs d'une usure prématurée des outils de coupe. L'identification des zones de contact collant et glissant à l'interface outil-copeau devient ainsi déterminante afin, par exemple, de mieux adapter la lubrification au type de contact à cette interface.

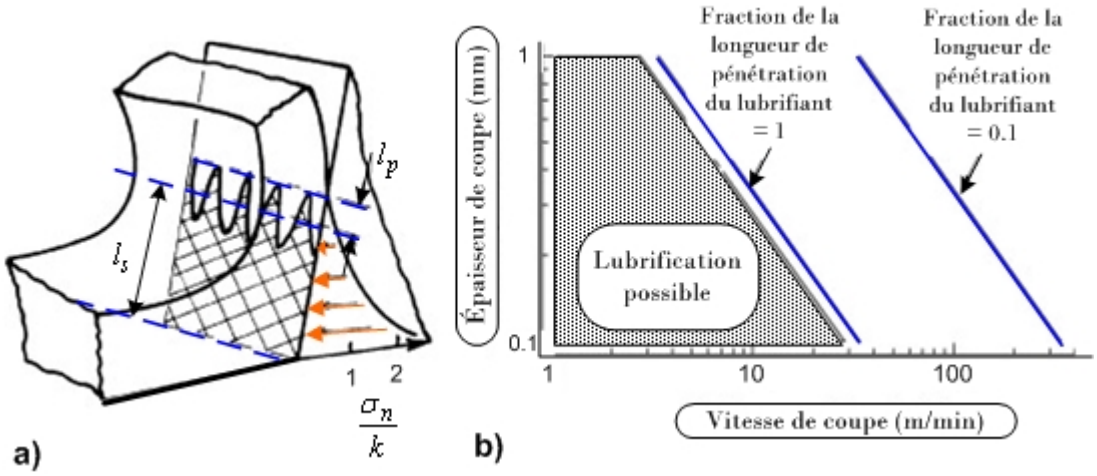


Figure 14 : (a) l_p définit la longueur du contact glissant favorable à la pénétration du lubrifiant. (cas de l'acier) (b) Evolution de l'effet de la lubrification en fonction du ratio (contact glissant/avance) en fonction de la vitesse de coupe et de l'avance. Interprétation donnée par Childs et al, [9].

La Figure 14 est issue de constatations expérimentales en coupe [9]. Lorsque la longueur de contact collant l_s augmente avec la vitesse de coupe et l'avance par tour f, la zone d'action de la lubrification se réduit davantage et, par conséquent, son effet se limite.

Dans le but d'appréhender les mécanismes physiques qui contrôlent le contact à l'interface outil-copeau, plusieurs approches expérimentales ont été mises en place.

Dans la littérature, l'identification du contact outil-copeau a été réalisée selon différentes techniques expérimentales :

(i) Mesure de la distribution des contraintes normales et tangentielles à l'interface outil-copeau : Pour cette technique, différentes formes d'outils sont utilisées : les outils coupés (voir Figure 10), les outils à différentes longueurs de contact imposées ou les outils photoélastiques transparents. Ces derniers peuvent être en saphir ou en polymère. Pour plus de détails sur ces techniques de mesure, voir les travaux de Trent et Wright [8].

(ii) Analyse post mortem de l'usure : Des observations à l'aide de microscope électronique à balayage (MEB), du profilomètre optique ou du microscope optique sont réalisées sur la face de coupe. Ces observations peuvent être couplées à des mesures chimiques (AUGER, AES, EBSD) ou des mesures de températures (pour identifier les zones thermiquement affectées, en utilisant des thermocouples, des thermistances ou des caméras infrarouges).

(iii) Analyse in-situ du glissement du copeau à l'aide de la caméra vidéo basée sur la technologie CCD (Charge Coupled Device) : Cette technique peut être appliquée à un outil saphir transparent pour observer l'évolution du contact outil-copeau sur toute l'aire de contact [52].

(iiii) Coupe interrompue ou « Quick-stop » : Cette technique est capable de figer une micrographie d'un copeau en cours de formation et permet par la suite d'analyser l'aire de contact outil-copeau et la forme de la zone de cisaillement secondaire [53]. Elle permet également d'étudier la bande primaire de cisaillement.

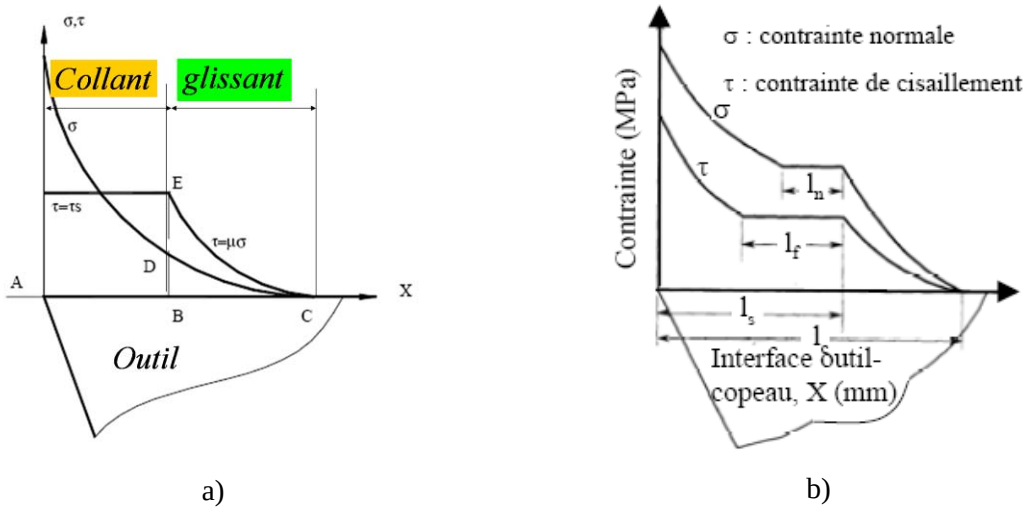
IV.1. Identification du contact à partir des mesures expérimentales des niveaux de contraintes à l'interface : outils coupés, outils à différentes longueurs de contact imposées, outils photoélastiques

Zorev [32] a utilisé un outil de coupe avec une longueur de contact imposée. En variant cette longueur, l'auteur déduit la contrainte normale σ_N et la contrainte de cisaillement τ_{int} au niveau du contact outil-copeau. Ce dernier est supposé collant au voisinage de la pointe de l'outil et glissant à partir d'une certaine distance. L'auteur souligne aussi que la condition qui permet d'avoir un contact collant et glissant nécessite l'absence d'une arête rapportée (BUE : Built Up Edge), c'est-à-dire pour des vitesses de coupe suffisamment élevées. Les longueurs de contact collant et glissant sont fortement influencées par la distribution de la contrainte de cisaillement à l'interface selon la relation suivante :

$$\begin{aligned} &\tau_{\text{int}} = \mu_f \sigma_N \text{ quand } \tau_{\text{int}} < \tau_c \\ &\tau_{\text{int}} = \bar{\tau}_{\max} \text{ quand } \tau_{\text{int}} \geq \tau_c \end{aligned} \qquad \text{(I.33)}$$

τ_c est la contrainte d'écoulement du matériau et μ_f le coefficient de frottement local dans le contact glissant. Zorev mesure des valeurs du coefficient de frottement local comprises entre $0.6 \leq \mu_f \leq 1.8$.

La Figure 15 illustre la distribution théorique des contraintes normales et tangentielles issues des travaux expérimentaux de Zorev (a) et de Lee et al. (b).



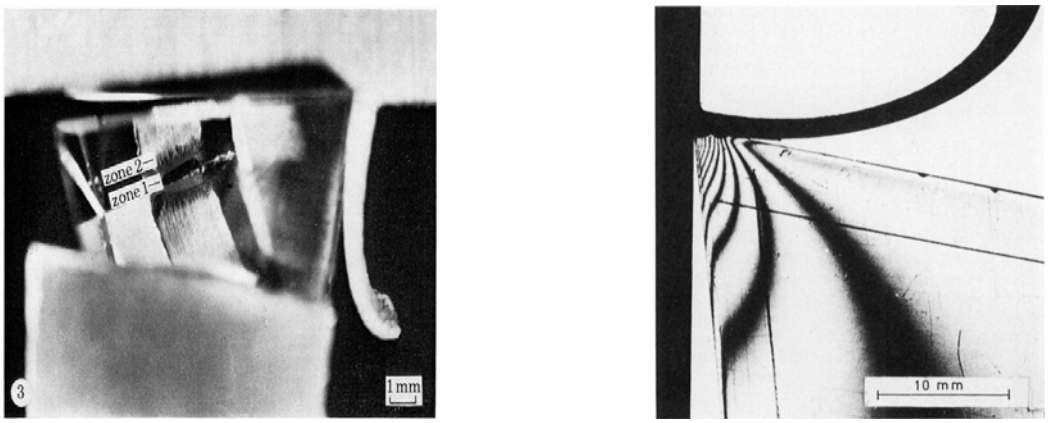
a) b)

Figure 15 : Evolution des contraintes selon les observations expérimentales utilisant la technique de l'outil coupé.(a), selon Zorev [45]. (b) selon Lee et al [27].

Lee et al. [27] utilisent un outil composé de deux parties : une partie active au voisinage de l'arête de l'outil et une partie qui sert à l'évacuation du copeau. Les résultats expérimentaux de ces auteurs obtenus dans le cadre d'usinage d'un acier montrent que la contrainte de cisaillement à l'interface décroît au voisinage de la pointe de l'outil, se stabilise le long d'une deuxième zone, puis décroît à nouveau avec la contrainte normale jusqu'à une valeur nulle à la fin du contact.

Andreev [19] a utilisé la technique des outils photoélastiques pour déterminer la distribution des contraintes à l'interface. Il suggère que la longueur de contact soit divisée en deux parties approximativement égales : (contact collant = contact glissant). A partir de l'analyse des franges isoclines et isochromes, l'auteur obtient une distribution similaire à celle de Zorev. Bagachi et Wright [54] ont aussi utilisés la technique de l'outil photoélastique représenté dans la Figure 16. Selon ces auteurs, l'évolution de la contrainte de cisaillement τ le long du contact collant croît jusqu'à une valeur-seuil puis se stabilise et décroît proportionnellement à la contrainte normale le long du contact glissant.

Barrow et al. [55] ont basé leur modèle sur la technique des lignes de glissement couplée à la technique de l'outil coupé. Ils ont ainsi dressé un profil pour le champ de contrainte sur la face de coupe en usinage pour différents types d'aciers en variant la vitesse de coupe et l'épaisseur de copeau. Ils suggèrent dans leur démarche que la répartition de la contrainte normale et de cisaillement soit constante dans la zone de contact collant, puis décroissante jusqu'à une valeur nulle dans la zone glissante. En effet, la technique des outils coupés ne permet pas de déterminer les contraintes dans les premiers 20% de la longueur du contact au voisinage de l'arête de coupe par souci de fragilisation de l'arête de coupe.

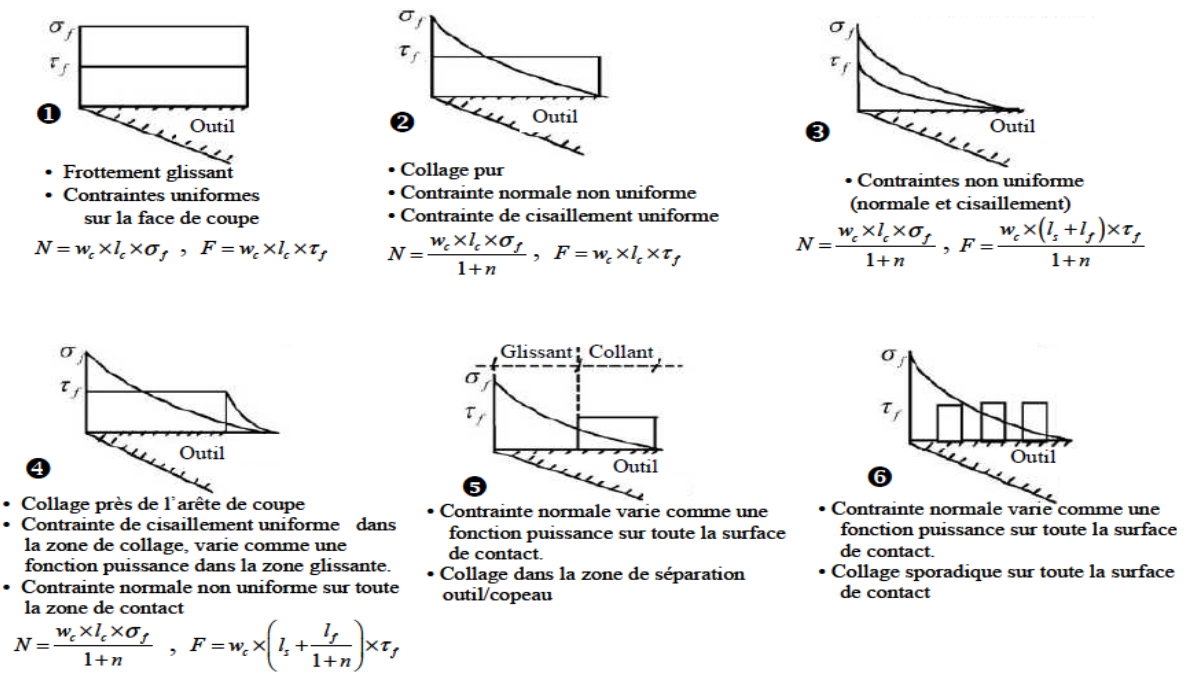


a) b)

Figure 16 : Moyens expérimentaux utilisés pour définir la nature du contact : méthode de mesures de contraintes par des outils photoélastiques (a) outil transparent en saphir, (b) outil en polymère.

Comme nous l'avons évoqué dans le paragraphe précédent, Childs et al. [9] ont également utilisé cette technique pour différents couples outil matière (ferreux et non ferreux). Le contact est défini en deux parties : une zone de contact plastique (zone de contact collant) et une zone de contact élastique (glissant).

La Figure 17 montre un récapitulatif des différents profils de contraintes à l'interface outil-copeau permettant de déterminer la nature du contact qui en découle. Ce récapitulatif est réalisé par Raman et al. [56].



σ_f = Contrainte normale ; τ_f = Contrainte de cisaillement ; N : effort normal de contact ; F : effort de frottement ; w_c = largeur de contact ; L_c = longueur de contact ; l_s = longueur de contact collant ; l_f = longueur de contact glissant ; n = nombre de contact collant.

Figure 17 : Récapitulatif des différents profils des contraintes à l'interface outil/copeau donné par [56]

Le contact outil-copeau varie d'un contact parfaitement glissant à un contact parfaitement collant. Le cas (5) suppose que le contact est glissant au voisinage de la pointe de l'outil et collant au delà. Le cas (6) intègre la notion du stick slip ou frottement saccadé tout au long du contact, le contact collant est localisé dans certains endroits du contact. Ces deux derniers cas sont difficiles à modéliser analytiquement, contrairement aux autres configurations de contact.

IV.2. Caractérisation du contact à partir de l'observation de la zone de contact : Microscopie optique, Microscope électronique à balayage (MEB), Profilomètre optique, Analyse chimique par spectroscopie, Caméra vidéo, etc.

Doyle et al. [37] ont utilisé un outil en saphir transparent pour pouvoir observer le glissement du copeau à l'interface de contact à l'aide d'un microscope optique. D'après leurs observations, les auteurs relient la notion de contact collant au taux d'adhésion présent sur la face de coupe et suggèrent que le contact soit divisé en deux régions successives : une zone de glissement au voisinage de la pointe de l'outil et une zone de contact collant en présence de l'adhésion. Ils précisent d'une part que le contact dans la zone de glissement (zone I) est intime du fait que les contraintes y sont maximales avec un mouvement relatif du copeau à l'interface, et d'autre part que le contact collant est du au phénomène d'adhésion favorisé par la présence d'atomes d'oxygène dans l'environnement ambiant. Cependant, Doyle et al. ont utilisé des vitesses de coupe relativement faibles (de 0.5 mm/s à 0.5 m/s) pour l'usinage du cuivre, du plomb, de l'aluminium et de l'indium. Or, d'après Trent, les conditions de glissement à l'interface outil-copeau sont prédominantes pour des vitesses de coupe faibles. L'interprétation de Doyle sur la nature du contact collant est basée sur le phénomène d'adhésion et non pas sur l'analyse des actions mécaniques dans le contact.

Ackroyd et al. [52] ont également utilisé un outil transparent en saphir couplé à une caméra rapide CCD pour analyser l'évolution du contact durant la coupe de plomb et de l'aluminium avec des vitesses de coupe allant de 0.5 mm/s à 2000 mm/s et des outils en saphir, en acier rapide et en aluminium. Ils utilisent aussi la microscopie optique pour des analyses post mortem lorsqu'ils utilisent des outils de coupe en acier rapide ou en aluminium (utilisés lors de la coupe du plomb). Selon ces auteurs, la répartition des zones de contact est définie indépendamment du couple outil-matière. Ils suggèrent, d'une manière générale, que le contact soit divisé en trois parties successives : une zone de stagnation au niveau de la pointe de l'outil, suivie d'une zone de contact glissant, puis d'une troisième zone de contact collant, siège d'une adhésion significative.

Récemment, M'Saoubi et al. [38] ont montré que l'interface de frottement outil-copeau est composée de trois zones, en partant de l'arête de coupe vers la sortie du copeau (voir Figure 18) : la première zone est une ''zone de contact intime'' (a), vient ensuite une ''zone de transition'' (b) et la troisième zone est dite ''zone d'adhésion ou de transfert'' (c). Cette étude est réalisée pendant l'usinage de

l'acier X2CrNiMo18-14-3 (AISI 316L) avec un outil en WC-Co ISO M25 revêtu multicouches (TIN, Al2O3 et Ti(C, N)) avec une vitesse de coupe de 160 et 330 m/min, une avance de 0,15 mm/tr et une profondeur de passe de 2 mm. L'auteur couple ses observations microscopiques à des analyses chimiques par spectroscopie et des mesures de température par caméra infrarouge. Il déduit ainsi le profil de la contrainte de cisaillement à l'interface outil-copeau (voir Figure 18).

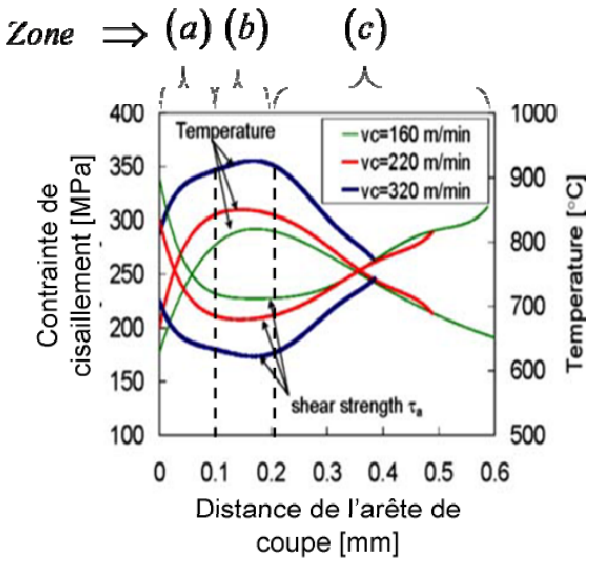


Figure 18 : Evolution de la température et de la contrainte de cisaillement dans les différentes zones de contact selon M'Saoubi et al. [38].

Comme Doyle, ces auteurs estiment que le contact collant à la fin du contact outil-copeau est essentiellement dû au phénomène d'adhésion. La croissance de la contrainte le long de cette zone (c) montre que le glissement se fait en présence d'une couche de transfert (adhésion). Par ailleurs, la chute de la contrainte de cisaillement τ dans la zone (a) et (b) est similaire à celle donnée par Lee et al. dans la Figure 15 avec un plateau dans la zone (b). De plus, les auteurs montrent que les modes d'endommagement qui s'opèrent à l'interface outil-copeau dépendent de la nature de la zone de contact. La Figure 19 met en évidence les 3 zones de contact telles que définies par l'auteur ainsi que les modes d'endommagement qui leur sont associés. Dans la zone de contact collant, le transfert de matière est disparate. La zone de transition est associée à une zone où le glissement outil-copeau favorise une faible adhésion du matériau usiné sur la face de coupe. Enfin, la zone de contact collant, zone (c), est largement affectée par l'adhésion en comparaison des deux premières zones de contact.

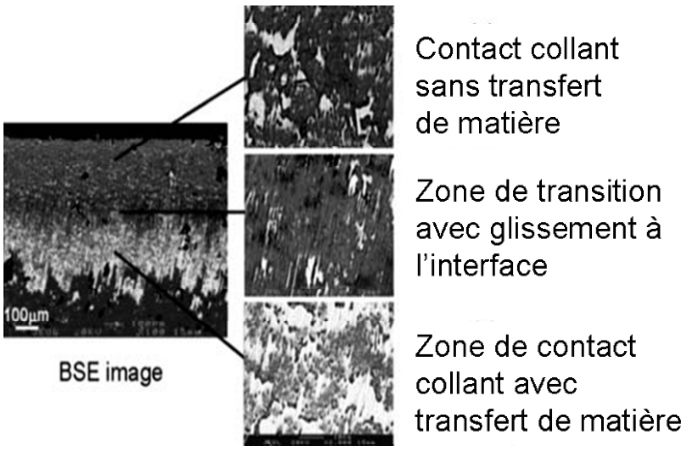


Figure 19 : la méthode de la microscopie couplée avec l'analyse chimique (spectroscopie) permet d'estimer la nature du contact outil-copeau et la nature du frottement à l'interface [38].

Conclusion

L'état de l'art du procédé d'usinage présenté dans ce chapitre montre la complexité du processus de formation de copeau. Cette dernière se fait par déformation plastique de la matière soumise à un cisaillement intense le long de la zone de cisaillement primaire. Il s'en suit un échauffement important. Le copeau fraichement formé s'écoule sur la face de coupe sous l'effet de la pression normale appliquée à l'interface outil-copeau. L'écoulement du copeau à la surface de l'outil entraine à son tour une seconde déformation plastique sur une certaine épaisseur du copeau. Cette zone de cisaillement secondaire entraine une élévation de température supplémentaire qui affectera la contrainte d'écoulement du matériau. À l'interface outil-copeau, le glissement de la matière est freiné sous l'effet combiné d'une haute pression, d'une forte contrainte de cisaillement et des températures très élevées ; ce contact est qualifié de collant. Ce n'est qu'à partir d'une certaine distance de l'arête de coupe que le glissement du copeau est amorcé une fois que la pression normale diminue.

Pour décrire les phénomènes régissant les contacts collant et glissant, nous avons dressé un état de l'art des différents phénomènes physiques contrôlant l'interface outil-copeau. Une attention particulière a été portée sur la répartition du contact collant glissant à l'interface observée par les différentes approches expérimentales et analytiques. Trois modèles souvent utilisés ont été, de ce fait présentés et commentés. Pour la modélisation du frottement, une revue des principales lois de frottement a été présentée.

Dans le contact outil-copeau, la température, la pression et le glissement constituent les données fondamentales pour comprendre les phénomènes physiques contrôlant l'usure. Malheureusement, ces données demeurent peu accessibles d'un point de vue expérimental et amène souvent à des contradictions entre les différentes techniques utilisées.

Références du chapitre I

1. Bacaria J.L., *Un modèle comportemental et transitoire pour la coupe des métaux*. 2001.
2. Shaw M.C., *Metal Cutting Principles.* Oxford Science Publications, Oxford, 1984.
3. Komanduri R., Brown R.H., *The mechanics of chip segmentation in machining.* Trans. ASME, J. of Eng. for Ind, 1981. **Vol 103**: p. pp 33-51.
4. Hua J., Shivpuri R., *Prediction of chip morphology and segmentation during the machining of titanium alloys* Journal of Materials Processing Technology, 2004. **150**(1-2): p. 124-133.
5. Astakhov V.P., Shvets S.V., Osman M.O.M., *Chip structure classification based on mechanics of its formation.* Materials Processing Technology, 1997. **71**: p. 247-257.
6. M'Saoubi R., *Aspects thermiques et microstructuraux de la coupe - Application à la coupe des aciers austénitiques*. 1998. p. 137 pages.
7. Poulachon G., *Aspects phénoménologique, mécaniques et métallurgiques en tournage C-BN des aciers durcis. Application: usinabilité de l'acier 100 Cr6*. 1999.
8. Trent E.M., Wright P.K., *Metal cutting, Butterworth-Heinemann, Boston*. 2000.
9. Childs T.H.C., Maekawa K., Obikawa T., Yamane Y., *Metal Machining; Theory and Applications*. 2000: Copublished in North, Central and South America by John Wiley & Sons Inc. New York-Toronto. 65-68.
10. Nouari M., Calamaz M., Girot F., *Mécanismes d'usure des outils coupants en usinage à sec de l'alliage de titane aéronautique Ti-6Al-4V.* C. R. Mécanique, 2008. **336**: p. 772-781.
11. Sabberwal A.J.P., *Chip section and cutting force model during the milling process*. Vol. 10. 1961: Annales du CIRP.
12. Ozel T., *The influence of friction models on finite element simulations of machining.* International Journal of Machine Tools & Manufacture, 2006. **46**: p. 518–530.
13. Oxley P.L.B., Hasting W.F., *Minimum work as possible criterion for determining the frictionnal conditions as the tool interface in machining* Philosophical Transactions of The Royal Society of London, 1976. **282**(A 1310): p. 565-584.
14. Marusich T.D., Ortiz M., *Modelling and simulation of high-speed machining.* International Journal for Numerical Methods in Engineering, 1995. **38**: p. 3675-3694.
15. Klocke F., Raedt H-W., Hoppe S., *2D-FEM simulation of the orthogonal high speed cutting process.* Machining Science and Technology, 2001. **5**: p. 323-340.
16. Xie L.J., Schmidt J., Schmidt C., Biesinger F., *2D FEM estimate of tool wear in turning operation.* Wear, 2005. **258**: p. 1479-1490.
17. Iqbal S.A., Mativenga P.T., Sheikh M.A., *Characterization of machining of AISI 1045 steel over a wide range of cutting speeds. Part 1: investigation of contact phenomena.* Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture 2007 (a). **221**: p. 909-916.
18. Iqbal S.A., Mativenga P.T., Sheikh M. A., *Characterization of machining of AISI 1045 steel over a wide range of cutting speeds. Part II: evaluation of flow stress models and interface friction distribution schemes.* Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture 2007 (b). **221**: p. 917-926.
19. Andreev G.S., *Photoelastic study of stresses in a cutting tool using cinematography.* Vestnyk Machinostroeniya, 1958. **38** p. 54–57.

20. Stephenson D.A., *Assessment of steady-state metal cutting temperature models based on simultaneous infrared and thermocouple data* ASME J. Eng. Ind., 1991. **113**: p. 121-128.

21. Shatla M., Kerk, C., Altan, T., *Process modeling in machining. Part I: Determination of flow stress data.* International Journal of Machine Tools and Manufacture, 2001. **41**: p. 1511-1534.

22. Kato S., Yamaguchi K., Yamada M., *Stress distribution at the interface between tool and chip in machining.* Trans. ASME J. Engineering Ind., 1972. **94**: p. 683-689.

23. Abuladze N.G., *The tool-chip interface: determination of the contact length and properties (in Russian), in machinability of heat resistant and titanium alloys Kuibyshev.* Kyibashev Regional Publ. House, Kyibashev, Russia, 1962: p. 87-96.

24. Özel T., Zeren E., *A methodology to determine work material flow stress and tool-chip interfacial friction properties by using analysis of machining.* Journal of Manufacturing Science and Engineering, 2006. **128**: p. 119-129.

25. Asthakov P.V., *Tribology of metal cutting* Tribology and interface engineering series 2006. **52**: p. 124-212.

26. Oxley P.L.B., *Mechanics of machining* Chichester, UK: Ellis Horwood, 1989.

27. Lee L., Liu X., Lam K.Y., *Determination of Stress Distribution on the Tool Rake Face using a Composite Tool.* International journal of Machining Tools and Manufacture, 1995. **35**: p. 373-382.

28. Sekhon G.S., Chenot J.L., *Numerical simulation of continous chipformation during nonsteady orthogonal cutting.* Engng. comp., 1993. **10**: p. 31–48.

29. Ernst H., Merchant E., *Chip formation, Friction, and High Quality Machined Surface* Surface Treatment of Metals, ASM, Cleveland, 1941: p. 299-378.

30. Merchant E., *Mechanics of the metal cutting process. I. orthogonal cutting and a type 2 chip.* Journal of Applied Physics, 1945. **16**: p. 267-275.

31. Usui E., Takeyama H., *A photoelastic analysis of machining stresses.* Asme J. Eng. Ind, 1960. **82**: p. 303-308.

32. Zorev N.N., *Interrelation between shear processes occuring along tool face on shear plane in metal cutting.* Int. Res. Prod., 1963: p. 42-49.

33. Childs T.H.C., *Friction modelling in metal cutting.* WEAR, 2006. **260**: p. 310-318.

34. Stevenson M.G., Oxley P.L.B., *An experimental investigation of the influence of strain rate and temperature on the flow stress properties of a low C steel using a machining test.* 1971. **185**: p. 741-754.

35. Tay A.O., Stevenson M.G., De Vahl Davis G., Oxley P.L.B., *A numerical method for calculating temperature distributions in machining, from force and shear angle measurements.* International journal of Machining Tool Design Research, 1976. **Vol 16**: p. pp 335-349.

36. Boothroyd G., *temperature in orthogonal metal cutting.* Proceeding of the Institution of The Mechanical Engineers, 1963. **177**(29): p. 789-802.

37. Doyle E.D., Horne J.G., Tabor D., *Frictional interactions between chip and rake face in continuous chip formation.* Proc. R. Soc. London, Ser. A.366,, 1979: p. 173-187.

38. M'Saoubi R., Chandrasekaran H., *Innovative methods for the investigation of tool-chip adhesion and layer formation during machining.* CIRP Annals - Manufacturing Technology, 2005. **54**(1): p. 59-62.

39. Moufki A., Molinari A., Dudzinski D., *Modelling of orthogonal cutting with a temperature dependent friction law.* J. Mech. Phys. Solids, 1998. **46**(10): p. 2103-2138.

40. Molinari A., Dudzinski D., *Stationnary shear band in high-speed machining.* C.R. Acad. Sci. Paris, 1992. **315 (II)**: p. 399-405.

41. Clifton R.J., Duffy J., Hartley K.A., Shawki T.G., *On critical conditions for shear band formation in high-strain rates.* Scripa Mater, 1984. **18**: p. 443.

42. Williams K., Griffen E., *Friction between unlubricated steel surfaces at sliding speeds up to 649 feet per second.* Proc. IME, 1964. **178**: p. Part 3N, 24-36.

43. Montgomery R.S., *Friction and Wear at high sliding speeds.* Wear, 1976. **36**: p. 275-298.

44. Lim S.C., Ashby M.F., Brunton J.H., *The effects of sliding conditions on the dry friction of metals.* Acta metall, 1989. **37**: p. 767-772.

45. Zorev N.N., Massey H.S.H., *Metal Cutting Mechanics.* Pergamon Press, 1966.

46. Buryta D., Sowerby R., Yellowley I., *Stress distributions on the rake face during orthogonal machining.* Int. J. Mach. Tool Manufac, 1994. **34**: p. 721-739.

47. Shirakashi T., Usui E., *Friction characteristics on tool face in metal machining.* J. JSPE, 1973. **39**: p. 966–972.

48. Iwata K., Osakada K., Teresaka Y., *Process modeling of orthogonal cutting by the rigid-plastic finite element method.* Transactions of the ASME, 1984. **106**: p. 132-138.

49. Eldridge K.F., Dillon O.W., Lu W.Y., *thermo-viscoplastic finite element modelling of machining under various cutting conditions.* Transaction of NAMIR/SME, 1991. **XIX**: p. 162–169.

50. Wu J.S., Dillon Jr., Lu J.W.Y., *Thermo-viscoplastic modelling of machining process using a mixed finite element methode.* Manuf. Sci. Engng. Trans. ASME, 1996. **118**: p. 470–482.

51. Finnie I., Shaw M.C., *The friction process in metal cutting.* Trans. ASME, 1956. **77**: p. 1649-1657.

52. Ackroyd B., Chandrasekar S., Compton W.D., *A Model for the Contact Conditions at the Chip-Tool Interface in Machining.* Trans. ASME, 2003. **125**: p. 649-660.

53. Wallace P.W., Boothroyd G., *Tool forces and tool--chip friction in orthogonal machining.* J. Mech. Engng. Sc, 1964. **6 (I)**: p. 74-87.

54. Bagachi A., Wright P.K., *Stress analysis in machining with the use of sapphire tools.* Proceedings of Royal Society of London A, 1987. **409** p. 99–113.

55. Barrow G., Graham W., Kurimoto T., Leong Y.F., *Determination of rake face stress distribution in orthogonal machining.* nt. J. Mach. Tool Des. Res, 1982. **22**: p. 75-85.

56. Raman S., Longstreet A., Guha D., *A fractal view of tool-chip interfacial friction in machining.* Wear, 2002. **253 (11-12)**: p. 1111–1120.

Chapitre II : Modélisation thermomécanique du procédé de la coupe : Application à la coupe oblique

Introduction

La coupe des métaux est un processus assez complexe à modéliser. Les effets thermiques et mécaniques qui régissent la formation du copeau y sont intimement couplés. Du point de vue mécanique, le processus de formation du copeau est soumis à des grandes déformations (de l'ordre de 200 à 300%), des vitesses de déformations très élevées (10^4 à 10^6 s^{-1} en UGV) et un contact outil-copeau de type collant-glissant. A ces effets mécaniques viennent s'ajouter une génération locale de chaleur et une forte élévation de température. Ces sources de chaleur se manifestent dans les zones de déformation primaire et secondaire, sous l'effet de la déformation plastique et du frottement à l'interface outil-copeau.

Dans l'idée de doter l'industriel d'un outil de simulation simple afin qu'il puisse prévoir la forme du copeau, la nature du contact outil-copeau, les températures et les efforts générés par la coupe, nous allons à travers ce chapitre proposer une modélisation thermomécanique du processus de coupe basée sur une approche hybride, alliant à la fois une approche analytique et numérique. Ce modèle a la particularité de traiter, en plus de la coupe orthogonale, de la problématique de la coupe oblique basée sur les travaux de Moufki et al. [1, 2]. L'extension apportée à ce modèle intervient dans la modélisation thermomécanique de l'interface outil-copeau en tenant compte des aspects tribologiques régissant la nature des contacts collant et glissant. L'effet de la zone de cisaillement secondaire (ZCS) sur le contact est aussi introduit pour donner une modélisation conforme avec les observations expérimentales de la zone de contact.

Compte tenu des conclusions du premier chapitre, et en restant axé sur l'aspect tribologique, nous proposons dans la deuxième partie de ce chapitre, une modélisation thermomécanique de l'interface outil-copeau adaptée au modèle de la coupe oblique référencé ci-dessus.

I. Intérêts de la modélisation de la coupe oblique :

Depuis les travaux de Merchant [3], plusieurs modélisations de la formation du copeau en coupe orthogonale ont été développées dans le but de cerner les phénomènes physiques mis en jeu et de déterminer les grandeurs mécaniques, thermiques et géométriques associées aux différentes zones de coupe. Peu de temps après, grâce aux travaux de Colwell [4], la modélisation de la coupe a pu être étendue au cas de la coupe oblique, représentative d'une opération de tournage, en développant l'hypothèse de l'arête équivalente. Cette dernière suppose que la partie active de l'outil de coupe (composée de deux arêtes principales raccordées par un rayon de bec) soit remplacée par une arête équivalente reliant les deux points délimitant l'engagement de l'outil dans la matière. Plus tard, Oxley [5] adapte cette hypothèse et intègre l'effet de la température et de la sensibilité à la déformation et à la vitesse de déformation sur le comportement du matériau usiné pour prédire les efforts de coupe en coupe oblique. La même approche a été également utilisée par Wang et Mathew [6] et Arsecularatne et al. [7] pour prédire les températures de coupe et prévenir le phénomène de l'arête rapportée.

Dans la modélisation de la coupe oblique, la prédiction de la direction d'écoulement du copeau sur la face de coupe a été la pierre angulaire de plusieurs études. Cette donnée est primordiale dans la détermination des efforts de coupe. Stabler [8] a considéré que l'angle d'écoulement de la matière η_c est égal à l'angle d'inclinaison de l'arête de coupe λ_s. Brown et Armarego [9], puis Russel et Brown [10] ont montré l'effet de l'angle de coupe α sur la direction de l'écoulement de la matière (copeau) sur la face de coupe. Luk [11] et Shaw [12] ont, de plus, montré la dépendance de la direction d'écoulement, du comportement du matériau usiné et du coefficient de frottement apparent ou moyen $\overline{\mu}$

Dans ce qui suit, nous présenterons dans un premier temps l'approche analytique de la coupe oblique, puis dans un second temps, une modélisation thermomécanique du contact basée sur une approche hybride (analytique et numérique) en tenant compte de l'aspect collant glissant à l'interface outil-copeau. Cela permettra d'accéder aux différents paramètres tribologiques (températures, contraintes, vitesses, déformations et vitesses de déformations) considérés comme les précurseurs des phénomènes d'usure des outils de coupe.

<u>Nota : les paramètres notés en gras sont des vecteurs.</u>

II. Approche analytique du modèle de la coupe oblique :

Le modèle présenté dans cette étude est basé sur l'approche développée par Moufki et al. [2]. La formation du copeau se fait par cisaillement dans une zone fine d'épaisseur constante h, dite bande primaire de cisaillement BPC, inclinée d'un angle ϕ_n (angle de cisaillement primaire). Les

composantes de la vitesse dans cette bande dépendent de l'angle d'inclinaison de l'arête de coupe λ_s. Le couplage thermomécanique et les effets d'inertie sont pris en compte. L'angle d'écoulement de la matière η_c est déterminé en supposant que la force de frottement à l'interface outil-copeau est colinéaire à la direction d'écoulement de la matière.

Les paramètres géométriques du modèle de la coupe oblique sont illustrés par la Figure II- 1. L'angle d'inclinaison λ_s est mesuré entre l'arête de coupe et la normale à la vitesse de coupe V. A la face de coupe, la direction de l'écoulement du copeau est donnée par l'angle d'écoulement η_c.

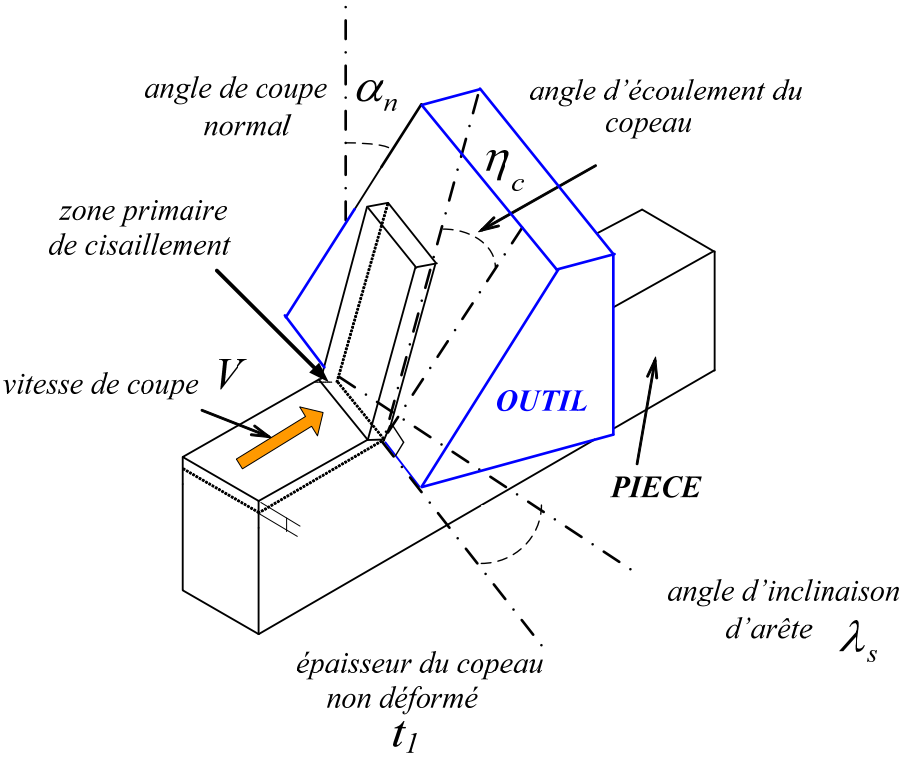


Figure II- 1: paramètres géométriques du modèle de la coupe oblique.

Autres hypothèses du modèle:

- L'arête de coupe de l'outil est supposée tranchante : on néglige le rayon d'arête.
- Le système outil-porte outil est supposé très rigide: absence de vibrations.
- On se place dans le cas stationnaire.
- Le copeau est supposé continu.
- On suppose que l'écoulement de la matière dans la BPC est unidimensionnel suivant la normale au plan de cisaillement primaire.

Remarque : *L'angle ϕ_n (l'angle normal de cisaillement) sera déterminé ultérieurement*

L'épaisseur h est un paramètre du modèle dont on connaît une estimation.

Conditions de coupe:

Les conditions de coupe représentés sur la Figure II- 1 sont :

- la vitesse de coupe $V = \|\mathbf{V}\|$,
- l'épaisseur du copeau non déformé t_1,
- la largeur de coupe *w*,
- l'inclinaison d'arête λ_s et l'angle de coupe normal α_n.

Autres données:

- Les caractéristiques thermomécaniques du matériau usiné,
- le coefficient apparent ou moyen de frottement $\overline{\mu} = \tan(\lambda)$, où λ est l'angle de frottement

Cinématique de la coupe:

Pour étudier la cinématique d'une particule de matière qui subit un cisaillement dans la bande primaire de cisaillement (BPC) puis s'écoule dans le copeau, on utilise le repérage donné par la Figure II- 2.

- Dans la Figure II- 2 (A), le plan de référence de l'outil P_r est perpendiculaire à la direction de la vitesse de coupe V et contient la direction $\mathbf{z}_0$ de l'avance.
- Le plan P_s est le plan contenant l'arête de coupe et la direction de la vitesse de coupe $\mathbf{x}_0$.
- Le plan normal à la P_n représente le plan perpendiculaire à l'arête de coupe et contenant la direction de l'avance $\mathbf{z}_0$.

La Figure II- 2 (B) donne une illustration de la bande primaire de cisaillement BPC dans le plan normal à la face de coupe. Cette zone de déformation est assimilée à une bande fine d'épaisseur constante h. Son inclinaison par rapport à la surface libre du matériau usiné est donnée par l'angle de cisaillement primaire ϕ_n. L'épaisseur du copeau est donnée par t_2 et la largeur de coupe dans le plan P_s vaut $w_c = w/\cos\lambda_s$. La direction du cisaillement dans la BPC est $\mathbf{x}_s$.

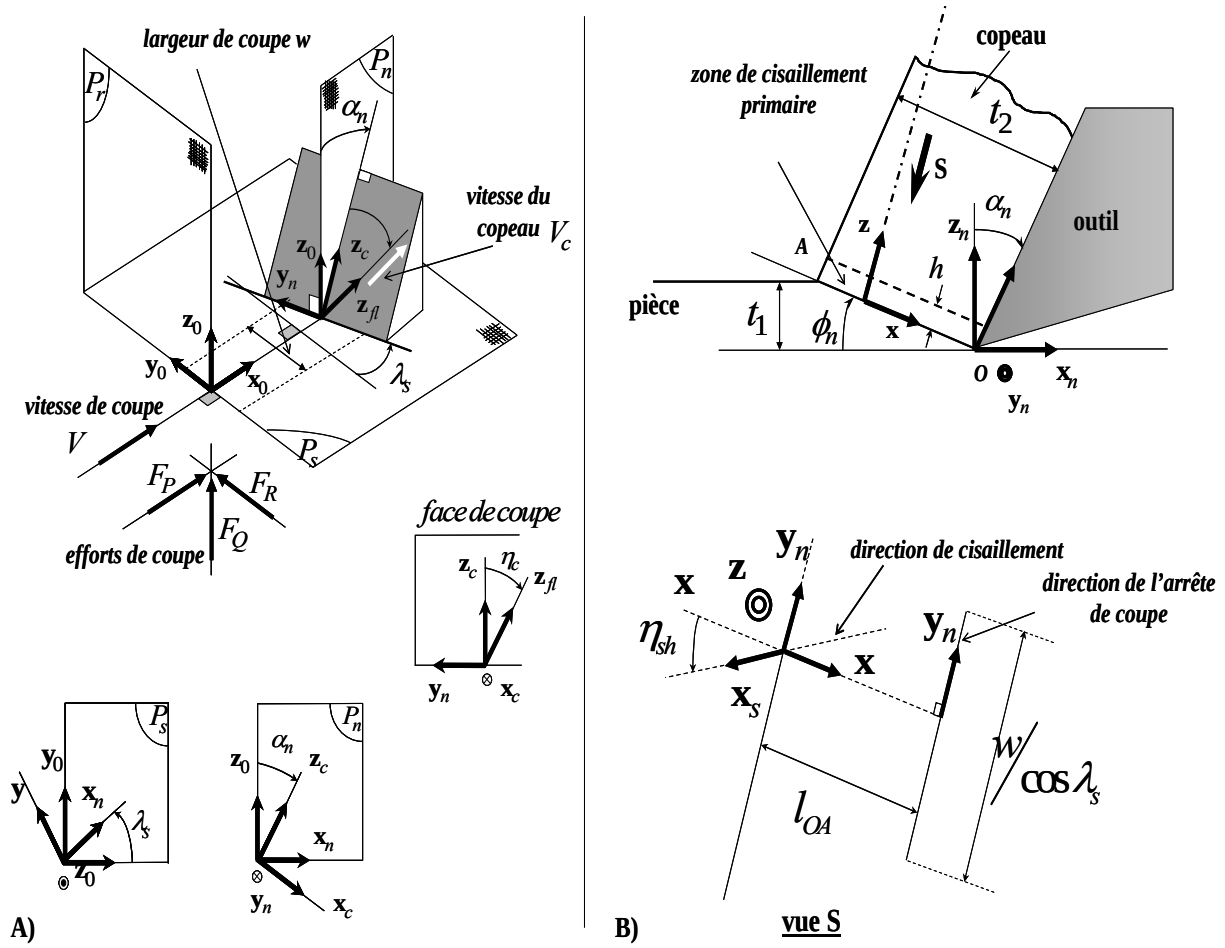


Figure II- 2 : A) Illustrations des différents référentiels utilisés dans le modèle de la coupe oblique. B) Vue dans le plan normal P_n définie par $(\mathbf{z}_0, \mathbf{x}_n)$. La bande primaire de cisaillement est assimilée à une bande fine d'épaisseur constante h. Son inclinaison par rapport à la surface libre du matériau usiné est donnée par l'angle de cisaillement primaire ϕ_n. L'épaisseur du copeau non déformé est t_1. La direction du cisaillement est $\mathbf{x}_s$. La géométrie de la zone de cisaillement est illustrée par la vue S

Afin de mettre en place le modèle de coupe oblique, on utilisera l'ensemble des repères suivants :

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

- La direction d'écoulement du copeau est donnée par $\mathbf{z}_{fl}$ appartenant à la base ($\mathbf{x_c}, \mathbf{y}_{fl}, \mathbf{z}_{fl}$) et définie par l'angle d'écoulement du copeau η_c : ($\mathbf{z}_c, \mathbf{z}_{fl}$)= η_c.

Remarque : *L'angle η_c (l'angle d'écoulement du copeau) sera déterminé ultérieurement*

L'ensemble des référentiels est relié par des matrices de passage, fonctions de λ_s, α_n, ϕ_n et η_c. Nous avons alors:

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

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

(II.1)

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

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

II.1. Modélisation de l'écoulement thermomécanique dans la Bande Primaire de Cisaillement (BPC) : <u>approche unidimensionnelle</u>

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

On se place dans le cas stationnaire et on suppose que tous les paramètres gouvernant l'écoulement dans la BPC ne dépendent que de la variable spatiale z (*approche unidimensionnelle*).

La formulation du problème est basée sur une approche eulérienne.

II.1.1. Détermination de la direction de cisaillement :

Soit la base ($\mathbf{x}, \mathbf{y}_n, \mathbf{z}$) liée à la BPC, tel que $\mathbf{z}$ est perpendiculaire au plan de cisaillement primaire, on a :

$$\mathbf{V}=\begin{vmatrix} V\cos\lambda_s\cos\phi_n\,\mathbf{x} \\ -V\sin\lambda_s\,\mathbf{y}_n \\ V\cos\lambda_s\sin\phi_n\,\mathbf{z} \end{vmatrix} \qquad \mathbf{V}_c=\begin{vmatrix} -V_c\sin(\phi_n-\alpha_n)\cos\eta_c\,\mathbf{x} \\ -V_c\sin\eta_c\,\mathbf{y}_n \\ V_c\cos(\phi_n-\alpha_n)\cos\eta_c\,\mathbf{z} \end{vmatrix} \tag{II.2}$$

L'écoulement est supposé unidimensionnel suivant $\mathbf{z}$; la vitesse $\mathbf{v}(z)$ (à ne pas confondre avec la vitesse de coupe $\mathbf{V}$ 'en majuscule') d'une particule de matière traversant la BPC est donnée par :

$$\mathbf{v}(z)=v_x(z)\mathbf{x}+v_y(z)\mathbf{y}_n+v_z(z)\mathbf{z} \tag{II.3}$$

avec les conditions aux limites suivantes :

$$\begin{cases} \mathbf{v}(z=0)=\left(v_x(z)\mathbf{x}+v_y(z)\mathbf{y}_n+v_z(z)\mathbf{z}\right)_{z=0}=\mathbf{V} \\ \mathbf{v}(z=h)=\left(v_x(z)\mathbf{x}+v_y(z)\mathbf{y}_n+v_z(z)\mathbf{z}\right)_{z=h}=\mathbf{V}_c \end{cases} \tag{II.4}$$

La condition d'incompressibilité nous donne :

$$div\left(\mathbf{v}(z)\right)=\frac{dv_z}{dz}=\dot{\varepsilon}_{zz}=0 \quad \Leftrightarrow \quad v_z(z)=V_N=\mathbf{V}.\mathbf{z}=\mathbf{V}_c.\mathbf{z} \tag{II.5}$$

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

$$\begin{cases} V_N=V\cos\lambda_s\sin\phi_n \\ V_c=V\dfrac{\cos\lambda_s\sin\phi_n}{\cos\eta_c\cos(\phi_n-\alpha_n)} \end{cases} \tag{II.6}$$

En considérant le saut de vitesse $\mathbf{v}_s(z)$ par rapport à l'entrée à la BPC :

$$\mathbf{v}_s(z)=\mathbf{v}(z)-\mathbf{V} \tag{II.7}$$

On obtient alors :

$$\begin{aligned} &\mathbf{v}_s(z)=\left(v_x(z)-v_x(z=0)\right)\mathbf{x}+\left(v_y(z)-v_y(z=0\right)\mathbf{y}_n \\ &avec:\begin{cases} \mathbf{v}_s(z=0)=\mathbf{0} \\ \mathbf{v}_s(z=h)=\mathbf{V}_c-\mathbf{V} \end{cases} \end{aligned} \tag{II.8}$$

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

$$\mathbf{x}_s=\frac{\mathbf{v}_s(z)}{\left\|\mathbf{v}_s(z)\right\|} \tag{II.9}$$

Afin de vérifier si la direction $\mathbf{x}_s$ est indépendante de la variable $\mathbf{z}$, ceci revient à montrer que :

$$\frac{v_y(z)-v_y(z=0)}{v_x(z)-v_x(z=0)}=\begin{cases}\textit{une fonction de } z\\ \textit{ou}\\ \textit{une constante}\end{cases} \quad ?$$

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

$$\left[\underline{\underline{\dot{\varepsilon}}}\right]=\begin{bmatrix}0 & 0 & \dot{\varepsilon}_{xz}\\ 0 & 0 & \dot{\varepsilon}_{yz}\\ \dot{\varepsilon}_{xz} & \dot{\varepsilon}_{yz} & 0\end{bmatrix} \tag{II.10}$$

Les relations de compatibilité nous donnent :

$$\dot{\gamma}_{xz}=2\dot{\varepsilon}_{xz}=\frac{dv_x}{dz} \qquad \dot{\gamma}_{yz}=2\dot{\varepsilon}_{yz}=\frac{dv_y}{dz} \tag{II.11}$$

La loi d'écoulement plastique J2 est la suivante :

$$s_{ij}=\frac{2k}{\dot{\lambda}}\dot{\varepsilon}_{ij}=\frac{k}{\dot{\lambda}}\dot{\gamma}_{ij} \tag{II.12}$$

k est la limite d'écoulement plastique en cisaillement.

Le tenseur des contraintes déviatorique est comme suit :

$$\left[\underline{\underline{s}}\right]=\begin{bmatrix}0 & 0 & s_{xz}\\ 0 & 0 & s_{yz}\\ s_{xz} & s_{yz} & 0\end{bmatrix} \tag{II.13}$$

Le vecteur accélération s'écrit sous la forme suivante :

$$\left|\begin{array}{l}\dfrac{Dv_x}{Dt}=V_N\dfrac{dv_x}{dz}\\ \dfrac{Dv_y}{Dt}=V_N\dfrac{dv_y}{dz}\\ \dfrac{Dv_z}{Dt}=0\end{array}\right. \tag{II.14}$$

Les équations du mouvement se réduisent à :

$$\frac{ds_{xz}}{dz}=\rho V_N\frac{dv_x}{dz} \qquad \frac{ds_{yz}}{dz}=\rho V_N\frac{dv_y}{dz} \tag{II.15}$$

Les équations de mouvement (II.15) et de compatibilité (II.11) impliquent :

$$\frac{d\,s_{yz}}{d\,s_{xz}} = \frac{\dot{\gamma}_{yz}}{\dot{\gamma}_{xz}} = \frac{d\,v_y}{d\,v_x} \tag{II.16}$$

La loi J2 (II.12) et l'Eq (II.16) impliquent :

$$\begin{cases} \dfrac{d\,s_{yz}}{d\,s_{xz}} = \dfrac{s_{yz}}{s_{xz}} \\ \dfrac{s_{yz}}{s_{xz}} = \dfrac{d\,v_y}{d\,v_x} \end{cases} \tag{II.17}$$

L'intégration de l'Eq (II.17) est donnée par :

$$\frac{d\,s_{yz}}{s_{yz}} = \frac{d\,s_{xz}}{s_{xz}} \quad \Rightarrow \quad \ln\left|\frac{s_{yz}}{s_{xz}}\right| = Cste \quad \Rightarrow \quad \left|\frac{s_{yz}}{s_{xz}}\right| = e^{Cste} \quad \Rightarrow \quad \frac{s_{yz}}{s_{xz}} = C \tag{II.18}$$

En injectant (II.18) dans (II.17), on a :

$$d\,v_y = C\,d\,v_x \tag{II.19}$$

L'intégration de (II.19) nous donne :

$$\left(v_y(z) - v_y(z=0)\right) = C\left(v_x(z) - v_x(z=0)\right) \tag{II.20}$$

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

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

$$C = \frac{v_y(z) - v_y(z=0)}{v_x(z) - v_x(z=0)} = \frac{v_y(z=h) - v_y(z=0)}{v_x(z=h) - v_x(z=0)} = \frac{\left(\mathbf{V}_c - \mathbf{V}\right)\cdot\mathbf{y}_n}{\left(\mathbf{V}_c - \mathbf{V}\right)\cdot\mathbf{x}} \tag{II.21}$$

On rappelle que :

$$\begin{cases} \mathbf{x}_s = \mathbf{v}_s(z) / \left\|\mathbf{v}_s(z)\right\| \\ \mathbf{v}_s(z) = \mathbf{v}(z) - \mathbf{V} \\ \qquad = \left(v_x(z) - v_x(z=0)\right)\mathbf{x} + \left(v_y(z) - v_y(z=0)\right)\mathbf{y}_n \\ \textit{avec les CL} : \mathbf{v}_s(z=0) = \mathbf{0},\ \mathbf{v}_s(z=h) = \mathbf{V}_c - \mathbf{V} \end{cases} \tag{II.22}$$

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

Finalement, à partir de (II.21) et (II.22), on peut conclure que la direction de cisaillement $\mathbf{x}_s$ est constante dans la bande. Elle est dans le plan de cisaillement ($\mathbf{x}, \mathbf{y}_n$), tel que :

$$\mathbf{x}_s = \frac{\mathbf{V}_c - \mathbf{V}}{\|\mathbf{V}_c - \mathbf{V}\|} \tag{II.23}$$

On note η_s l'angle entre $-\mathbf{x}$ et $\mathbf{x}_s$, on a donc :

$$\tan(\pi + \eta_s) = \frac{(\mathbf{V}_c - \mathbf{V}).\mathbf{y}_n}{(\mathbf{V}_c - \mathbf{V}).\mathbf{x}} = \frac{\tan\eta_c \sin\phi_n - \tan\lambda_s \cos(\phi_n - \alpha_n)}{\cos\alpha_n} \tag{II.24}$$

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

$$\cos(\pi + \eta_s) = \frac{(\mathbf{V}_c - \mathbf{V}).\mathbf{x}}{\|\mathbf{V}_c - \mathbf{V}\|} = -\frac{\|\mathbf{V}\|}{\|\mathbf{V}_c - \mathbf{V}\|}\frac{\cos\lambda_s \cos\alpha_n}{\cos(\phi_n - \alpha_n)} \tag{II.25}$$

La cinématique de la coupe implique :

$$\begin{cases} -\pi/2 < \lambda_s < \pi/2 \\ -\pi/2 < \alpha_n < \pi/2 \\ -\pi/2 < \eta_c < \pi/2 \end{cases} \tag{II.26}$$

On a également la condition suivante :

$$\mathbf{z}.\mathbf{V}_c = \|\mathbf{V}_c\| \cos(\phi_n - \alpha_n) \cos\eta_c > 0 \tag{II.27}$$

d'où :

$$\frac{\cos\lambda_s \cos\alpha_n}{\cos(\phi_n - \alpha_n)} > 0 \qquad et \qquad \cos(\pi + \eta_{sh}) < 0 \tag{II.28}$$

Nous avons finalement :

$$\pi + \eta_s = \tan^{-1}\left(\frac{\tan\eta_c \sin\phi_n - \tan\lambda_s \cos(\phi_n - \alpha_n)}{\cos\alpha_n}\right) + (2q+1)\pi \tag{II.29}$$

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

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

$$\mathbf{x}_s = -\cos\eta_s\, \mathbf{x} - \sin\eta_s\, \mathbf{y}_n \tag{II.30}$$

avec :

$$\eta_s = \tan^{-1}\left(\frac{\tan\eta_c \sin\phi_n - \tan\lambda_s \cos(\phi_n - \alpha_n)}{\cos\alpha_n}\right) \tag{II.31}$$

II.1.2. Etude du cisaillement primaire défini par la direction $\mathbf{x}_s$:

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

$$\mathbf{v}(z) = \mathbf{v}_s(z) + \mathbf{V} = \left| \begin{array}{l} \left(v_s(z) + \mathbf{V}.\mathbf{x}_s\right)\mathbf{x}_s \\ \mathbf{V}.\mathbf{y}_s \\ \mathbf{V}.\mathbf{z} = V_N \end{array} \right. \tag{II.32}$$

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

Le vecteur accélération est donné par :

$$\left| \begin{array}{l} V_N \, dv_s/dz \\ 0 \\ 0 \end{array} \right._{(\mathbf{x}_s, \mathbf{y}_s, \mathbf{z})} \tag{II.33}$$

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

$$\left[\dot{\underline{\underline{\varepsilon}}}\right] = \begin{bmatrix} 0 & 0 & \frac{\dot{\gamma}}{2} \\ 0 & 0 & 0 \\ \frac{\dot{\gamma}}{2} & 0 & 0 \end{bmatrix}_{(\mathbf{x}_s, \mathbf{y}_s, \mathbf{z})} \quad avec\ \dot{\gamma} = \frac{dv_s}{dz} \tag{II.34}$$

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

$$\dot{\gamma} = \frac{D\gamma}{Dt} = V_N \frac{d\gamma}{dz} \tag{II.35}$$

A partir de la loi d'écoulement plastique J2, le tenseur des contraintes déviatorique est comme suit :

$$\left[\underline{\underline{s}}\right] = \begin{bmatrix} 0 & 0 & \tau \\ 0 & 0 & 0 \\ \tau & 0 & 0 \end{bmatrix}_{(\mathbf{x}_s, \mathbf{y}_s, \mathbf{z})} \tag{II.36}$$

- Conservation de la quantité de mouvement :

$$\frac{d\tau}{dz} = \rho V_N \dot{\gamma} \tag{II.37}$$

- Equation de la chaleur dans une approche unidimensionnelle et un cas stationnaire :

$$\rho c V_N \frac{d\theta}{dz} = k \frac{d^2\theta}{dz^2} + \beta \tau \dot{\gamma} \qquad \text{(II.38)}$$

où ρ, k, c et β représentent respectivement la masse volumique, la conductivité thermique, la chaleur massique et le coefficient de Taylor-Quinney donnant la fraction de l'énergie de déformation plastique qui est convertie en chaleur ($\beta \simeq 0.9$). θ est la température absolue.

- Le comportement du matériau usiné est donné par une loi thermoviscoplastique de type Johnson Cook :

$$\sigma_{eq} = \tau\sqrt{3} = \left(A + B\left(\frac{\gamma}{\sqrt{3}}\right)^n \right)\left[1 + m \ln\left(\frac{\dot{\gamma}}{\dot{\gamma}_0}\right)\right]\left[1 - \left(\frac{\theta - T_{réf}}{T_f - T_{réf}}\right)^{\upsilon}\right] \qquad \text{(II.39)}$$

σ_{eq} est la contrainte équivalente de Von Mises. Les caractéristiques du matériau sont définies par le coefficient d'écrouissage n, par le coefficient de sensibilité à la vitesse déformation m, le coefficient d'adoucissement thermique υ, les constantes du matériau sont A, B et les températures de référence $T_{réf}$ et de fusion T_f.

II.1.3. Solution dans le cas adiabatique

La distribution de la vitesse d'une particule v_s dans la BPC, de la contrainte de cisaillement τ, de la température θ et de la vitesse de déformation $\dot{\gamma}$, ainsi que la déformation γ sont données dans le cas adiabatique.

<u>Remarque</u> *: Ces distributions sont données en fonction ϕ_n et η_c pour une valeur donnée de h.*

- Comme $\dot{\gamma} = \frac{dv_s}{dz}$; en tenant compte de l'Eq (II.35) et (II.6), la distribution de la vitesse d'une particule dans la BPC est donnée par :

$$v_s = V \cos\lambda_s \sin\phi_n \gamma \qquad \text{(II.40)}$$

- L'intégration de l'Eq (II.37) en tenant compte de l'Eq (II.35) nous donne :

$$\tau = \rho\left(V \cos\lambda_s . sin\phi_n\right)^2 \gamma + \tau_0 \qquad \text{(II.41)}$$

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

- L'intégration de la relation (II.38), en tenant compte de l'Eq (II.35) et du cas adiabatique, nous donne :

$$\theta = \theta_w + \frac{\beta}{\rho.c}\left(\rho\left(V cos\lambda_s .sin\phi_n\right)^2 \frac{\left(\gamma\right)^2}{2} + \tau_0.\gamma\right) \tag{II.42}$$

- La distribution de la vitesse de cisaillement est déduite en se basant sur la loi de comportement JC donnée par l'Eq (II.39) :

$$\begin{cases} \dot{\gamma} = \dot{\gamma}\left(\gamma,\tau_0\right) = \dot{\gamma}_0 \exp\left(\dfrac{\tau\sqrt{3}}{m g_1(\gamma) g_2(\theta)} - \dfrac{1}{m}\right) \\ g_1(\gamma) = \left[A + B\left(\dfrac{\gamma}{\sqrt{3}}\right)^n\right] \qquad g_2(\theta) = \left[1 - \left(\dfrac{\theta - T_r}{T_m - T_r}\right)^\nu\right] \end{cases} \tag{II.43}$$

- Enfin, la distribution de la déformation γ représente la solution de l'équation différentielle non linéaire issue de la condition de compatibilité (II.35) :

$$\frac{d\gamma}{dz} = \frac{\dot{\gamma}\left(\gamma,\tau_0\right)}{V_N} = \frac{\dot{\gamma}\left(\gamma,\tau_0\right)}{V cos\lambda_s sin\phi_n} \tag{II.44}$$

Les conditions aux limites dans la BPC sont :

$$\begin{cases} \gamma(z=0) = v_s(z=0) = 0 \\ \gamma(z=h) = \gamma_h = \dfrac{v_s(z=h)}{V\cos\lambda_s \sin\phi_n} = \dfrac{\left\|\mathbf{V_c} - \mathbf{V}\right\|}{V\cos\lambda_s \sin\phi_n} = \dfrac{\cos\alpha_n}{\sin\phi_n \cos\eta_{sh} \cos(\phi_n - \alpha_n)} \end{cases} \tag{II.45}$$

- Comment calculer la contrainte de cisaillement τ_0 à l'entrée de la bande ?

L'intégration de l'Eq (II.44) le long de l'épaisseur h de la bande primaire, en tenant compte des conditions de l'Eq (II.45), permet de calculer la contrainte de cisaillement à l'entrée de la bande primaire τ_0 en résolvant l'équation intégrale non linéaire suivante :

$$\int_0^{\gamma_h} \frac{V\cos\lambda_s \sin\phi_n}{\dot{\gamma}(\gamma,\tau_0)} d\gamma - h = 0 \qquad \text{(II.46)}$$

L'équation (II.46) est résolue numériquement (Intégration de Gauss + Newton-Raphson).

Remarque *: Cette équation peut être résolue d'une manière analytique en simplifiant la loi de comportement.*

II.2. Equilibre du copeau isolé à partir de la sortie de la BPC et calcul des efforts de coupe

Hypothèses :

- Le contact entre la surface usinée et l'outil (zone tertiaire) est négligé (le rayon d'arête de l'outil est considéré égal à zéro).
- Le frottement est considéré uniforme le long de la face de coupe de l'outil.
- Le copeau continu sans arête rapportée est isolé après la bande primaire de cisaillement.
- Les déformations dans la zone secondaire de cisaillement sont négligées, de sorte que la partie isolée du copeau se déplace comme un bloc rigide.
- Le processus est supposé stationnaire.

II.2.1.Calcul de l'angle d'écoulement η_c du copeau et des efforts de coupe :

L'équation de la résultante dynamique (principe fondamental de la dynamique) se réduit alors à l'expression :

$$\mathbf{R}_{outil/copeau} + \mathbf{R}_{pièce/copeau} = \mathbf{0} \qquad \text{(II.47)}$$

L'équilibre du copeau sera étudié par rapport à la base ($\mathbf{x}, \mathbf{y}_n, \mathbf{z}$) liée à la BPC.

Nous avons :

$$\begin{cases} \mathbf{R}_{pièce/copeau} = F_s\,\mathbf{x}_s + N_s\,\mathbf{z} \\ \qquad\qquad = -F_s\left(\cos\eta_s\,\mathbf{x} + \sin\eta_s\,\mathbf{y}_n\right) + N_s\,\mathbf{z} \\ \mathbf{R}_{outil/copeau} = -\left\|\mathbf{R}_{outil/copeau}\right\|\left(\cos\lambda\,\mathbf{x}_c + \sin\lambda\,\mathbf{z}_{fl}\right) \end{cases} \qquad \text{(II.48)}$$

où F_s est la force de cisaillement exercée par le plan supérieur (plan $z = h$) de la BPC sur le copeau. L'angle $\lambda = \tan^{-1}\left(\overline{\mu}\right)$ est l'angle moyen de frottement à l'interface outil-copeau.

Sachant que la contrainte de cisaillement $\tau(z=h)$ est supposée constante dans le plan $z=h$ (approche unidimensionnelle), nous avons :

$$F_s = -A_s \tau(z=h) \tag{II.49}$$

La surface A_s de la zone primaire de cisaillement est donnée par :

$$A_s = \frac{V\, w t_1}{V_N} = \frac{w t_1}{\sin\phi_n \cos\lambda_s} \tag{II.50}$$

Le copeau est en équilibre, en se basant sur les transformations géométriques (II.1) ; on obtient alors :

$$\begin{cases} \left\|\mathbf{R}_{outil/copeau}\right\| \cos\lambda\left(\cos(\phi_n-\alpha_n) - \tan\lambda\cos\eta_c \sin(\phi_n-\alpha_n)\right) + F_s\cos\eta_s = 0 \\ \left\|\mathbf{R}_{outil/copeau}\right\| \sin\lambda\sin\eta_c - F_s\sin\eta_s = 0 \\ \left\|\mathbf{R}_{outil/copeau}\right\| \cos\lambda\left(\sin(\phi_n-\alpha_n) + \tan\lambda\cos\eta_c \cos(\phi_n-\alpha_n)\right) - N_s = 0 \end{cases} \tag{II.51}$$

Ainsi, nous avons :

$$\left\|\mathbf{R}_{outil/copeau}\right\| = \frac{-F_s\cos\eta_s}{\cos\lambda\left(\cos(\phi_n-\alpha_n) - \tan\lambda\cos\eta_c\sin(\phi_n-\alpha_n)\right)} \tag{II.52}$$

$$N_s = \left\|\mathbf{R}_{outil/copeau}\right\| \cos\lambda\left(\sin(\phi_n-\alpha_n) + \tan\lambda\cos\eta_c\cos(\phi_n-\alpha_n)\right) \tag{II.53}$$

En combinant l'Eq (II.31) et (II.51), nous obtenons l'égalité suivante :

$$\begin{aligned} &\cos(\phi_n-\alpha_n)\sin\phi_n\,\sin\eta_c - \tan\lambda_s\,\cos^2(\phi_n-\alpha_n)\cos\eta_c + \\ &\left(\cos\alpha_n - \sin(\phi_n-\alpha_n)\sin\phi_n\right)\tan\lambda\,\sin\eta_c\,\cos\eta_c + \\ &\tan\lambda\,\tan\lambda_s\,\sin(\phi_n-\alpha_n)\cos(\phi_n-\alpha_n)\cos^2\eta_c \quad = 0 \end{aligned} \tag{II.54}$$

La dernière équation (II.54) est une équation non linéaire qui nous permet de calculer (méthode numérique Newton-Raphson) l'angle d'écoulement du copeau η_c en fonction de ϕ_n et pour une valeur donnée de h et de λ.

- Effort de coupe F_P, effort d'avance F_Q, effort latéral F_R :

Les composantes des forces qui s'exercent sur l'outil (voir Figure II.2 A)) sont définies par :

$$\mathbf{R}_{copeau/outil} = F_P\mathbf{x}_0 + F_R\mathbf{y}_0 + F_Q\mathbf{z}_0 \tag{II.55}$$

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

$$\begin{cases} F_p = \left\|\mathbf{R}_{outil/copeau}\right\| \cos\lambda \left(\cos\alpha_n \cos\lambda_s + \tan\lambda \left(\sin\eta_c \sin\lambda_s + \cos\eta_c \sin\alpha_n \cos\lambda_s\right)\right) \\ F_Q = \left\|\mathbf{R}_{outil/copeau}\right\| \cos\lambda \left(-\sin\alpha_n + \tan\lambda \cos\eta_c \cos\alpha_n\right) \\ F_R = \left\|\mathbf{R}_{outil/copeau}\right\| \cos\lambda \left(\cos\alpha_n \sin\lambda_s + \tan\lambda \left(-\sin\eta_c \cos\lambda_s + \cos\eta_c \sin\alpha_n \sin\lambda_s\right)\right) \end{cases} \quad \text{(II.56)}$$

II.2.2. Résumé du modèle où le contact outil-copeau est supposé parfaitement glissant

Données :

- Conditions de coupe :

- la vitesse de coupe $V = \|\mathbf{V}\|$,
- l'épaisseur du copeau non déformé t_1,
- la largeur de coupe *w*,
- l'inclinaison d'arête λ_s et l'angle de coupe normal α_n.

Autres données *:*

Caractéristiques thermomécaniques du matériau à usiner :

- la masse volumique ρ, la conductivité thermique k et la chaleur spécifique c ;
- les coefficients de la loi de comportement n, m, et υ et les paramètres matériaux *A* et *B*.
- le coefficient moyen de frottement apparent $\overline{\mu} = \tan(\lambda)$.

Paramètres du modèle :

- l'épaisseur de la bande primaire de cisaillement est une donnée dont l'estimation connue est $h = 0.025\,mm$,
- l'angle normal de cisaillement peut être estimé par la loi de Merchant $\phi_n = \frac{\pi}{4} + \frac{\alpha_n - \lambda}{2}$.

a) - calcul de η_c :

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

b) - résolution du problème de la BPC et calcul de $\tau(z=h)$, $\theta(z=h)$ *et* F_s *:*

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

$$\gamma(z=h) = \gamma_h = \frac{\cos(\alpha_n)}{\sin\phi_n \cos\eta_{sh} \cos(\phi_n - \alpha_n)}$$

$$\tau(z=0) = \tau_0 \text{ est calculée tel que } \int_0^{\gamma_h} \frac{V\cos\lambda_s \sin\phi_n}{\dot{\gamma}(\gamma,\tau_0)}\, d\gamma - h = 0$$

$$\tau(z=h) = \tau_h = \rho\,\left(V\cos\lambda_s \sin\phi_n\right)^2 \gamma_h + \tau_0$$

$$\theta(z=h) = \theta_h = \theta_w + \frac{\beta}{\rho\, c}\left(\rho\,\left(V\cos\lambda_s\ \sin\phi_n\right)^2 \frac{\left(\gamma_h\right)^2}{2} + \tau_0\,\gamma_h\right)$$

$$F_s = -\frac{w t_1}{\sin\phi_n \cos\lambda_s}\tau(z=h)$$

c) - calcul des efforts de coupe (cas d'un contact parfaitement glissant):

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

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

II.2.3. Longueur de contact outil-copeau L_c et pression à la pointe de l'outil P_0

Afin de pouvoir calculer la longueur de contact outil-copeau L_c , on considère que la distribution de la contrainte normale le long de la BPC est uniforme. A l'interface outil-copeau, plusieurs études expérimentales montrent que la contrainte normale exercée par le copeau sur l'outil chute le long de la face de coupe [13-16]. Ainsi, en tenant compte de ces observations, la distribution de la pression normale à l'interface $\sigma_N(z_{fl})$ peut s'exprimer par la loi suivante :

$$\sigma_N(z_{fl}) = P_0\left(1 - {z_{fl}}/{L_c}\right)^{\xi} \qquad \text{(II.57)}$$

Avec P_0 est la pression normale à la pointe de l'outil. La coordonnée z_{fl} désigne la position relative par rapport à la pointe de l'outil et ξ un coefficient qui contrôle la chute de pression le long de l'interface (voir Figure II- 3).

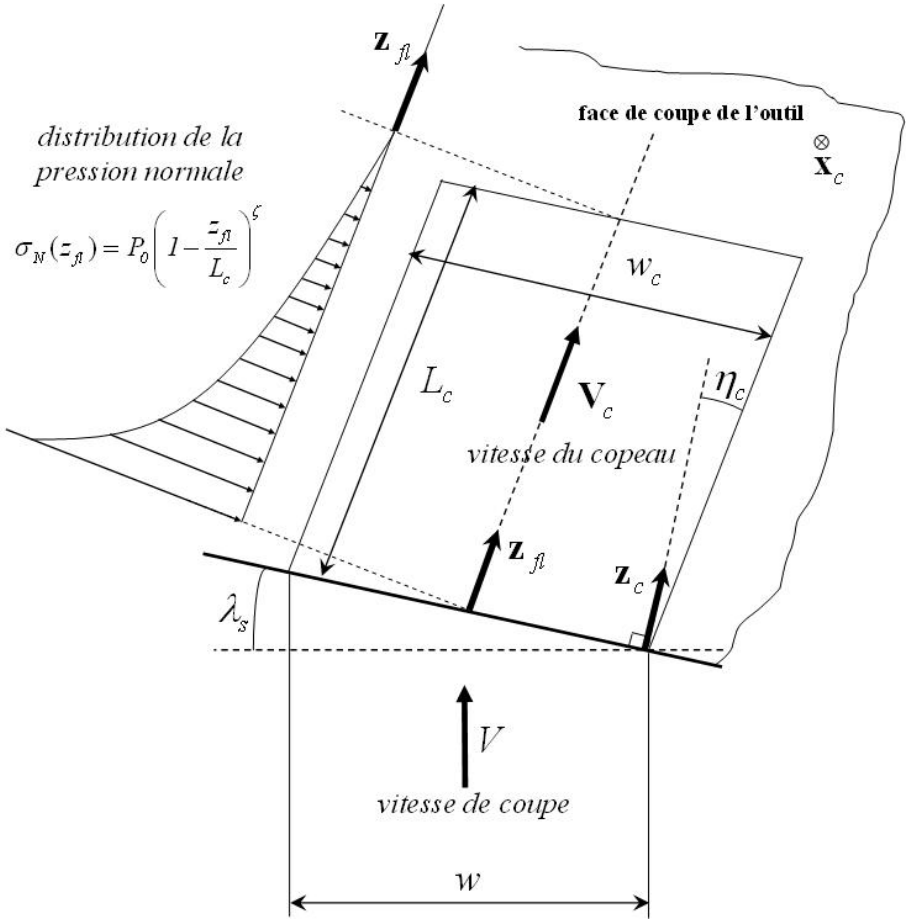


Figure II- 3 : Illustration de l'écoulement du copeau et de la distribution de la contrainte normale $\sigma_N(z_{fl})$ à l'interface outil-copeau. Les paramètres λ_s, η_c, w, L_c et w_c désignent respectivement l'angle d'inclinaison, l'angle d'écoulement du copeau, la largeur de coupe, la longueur de contact outil-copeau et la largeur du copeau déformé. $w_c = w\cos(\eta_c)/\cos(\lambda_s)$. Moufki et al. (2000)

A partir de l'équilibre des moments des efforts appliqués par l'outil sur le copeau, les expressions de la pression à la pointe de l'outil P_0 et la longueur de contact L_c sont données par :

$$\begin{cases} P_0 = \dfrac{\left\|R_{outil/copeau}\right\|\cos\lambda}{w_c L_c}(\xi+1) \\ L_c = \dfrac{(2+\xi)}{2}\dfrac{N_s l_{OA}}{\left\|R_{outil/copeau}\right\| w_c \cos\lambda\cos\eta_c} \end{cases} \tag{II.58}$$

où l_{OA} représente la longueur de la bande primaire de cisaillement, donnée par la relation suivante :

$$l_{OA} = \frac{t_1}{\sin\phi_n} \tag{II.59}$$

Cependant, en combinant les équations (II.50)-(II.53), (II.58.2) et (II.59), on obtient à une expression générale de la longueur de contact :

$$L_c = t_1 \frac{\xi + 2}{2} \frac{\sin(\phi_n - \alpha_n) + \tan\lambda \cos(\phi_n - \alpha_n)\cos\eta_c}{\sin\phi_n \cos\eta_c} \tag{II.60}$$

En remplaçant l'expression de la résultante $\left\| R_{outil/copeau} \right\|$ dans l'équation (II.52) par celle donnée par l'équation (II.58.1) et en la combinant avec les équations (II.49) (II.50) et (II.60), l'expression générale de la pression à la pointe de l'outil P_0 est déduite :

$$P_0 = 4\frac{(\xi+1)}{(\xi+2)} \frac{\tau_h \cos\eta_s}{\left(1-(\tan\lambda\cos\eta_c)^2\right)\sin\left(2(\phi_n-\alpha_n)\right) + 2\tan\lambda\cos\eta_c\cos\left(2(\phi_n-\alpha_n)\right)} \tag{II.61}$$

avec τ_h la contrainte de cisaillement à la sortie de la bande $\tau(z=h)$.

III. Modélisation thermomécanique de l'interface outil-copeau et prise en compte de l'aspect collant glissant du contact

Dans la partie qui suit, le coefficient de frottement *local* à l'interface outil-copeau sera désigné par la lettre μ_f, à ne pas confondre avec le coefficient de frottement apparent ou moyen désigné par la lettre $\overline{\mu}$. L'angle d'inclinaison de l'arête de coupe est choisit comme suit : $\lambda_s = 0$. Cela ramène le problème au cas de la coupe orthogonale en 2D. Le copeau est considéré comme un bloc perpendiculaire à la BPC, l'inclinaison $(\phi_n - \alpha_n)$ est donc négligée et les vecteurs $\mathbf{z}$ et $\mathbf{z}_{fl}$ sont confondus.

La Figure II- 4 illustre les différentes zones de contact à l'interface outil-copeau, les paramètres géométriques et les conditions aux limites thermiques et de vitesse du modèle.

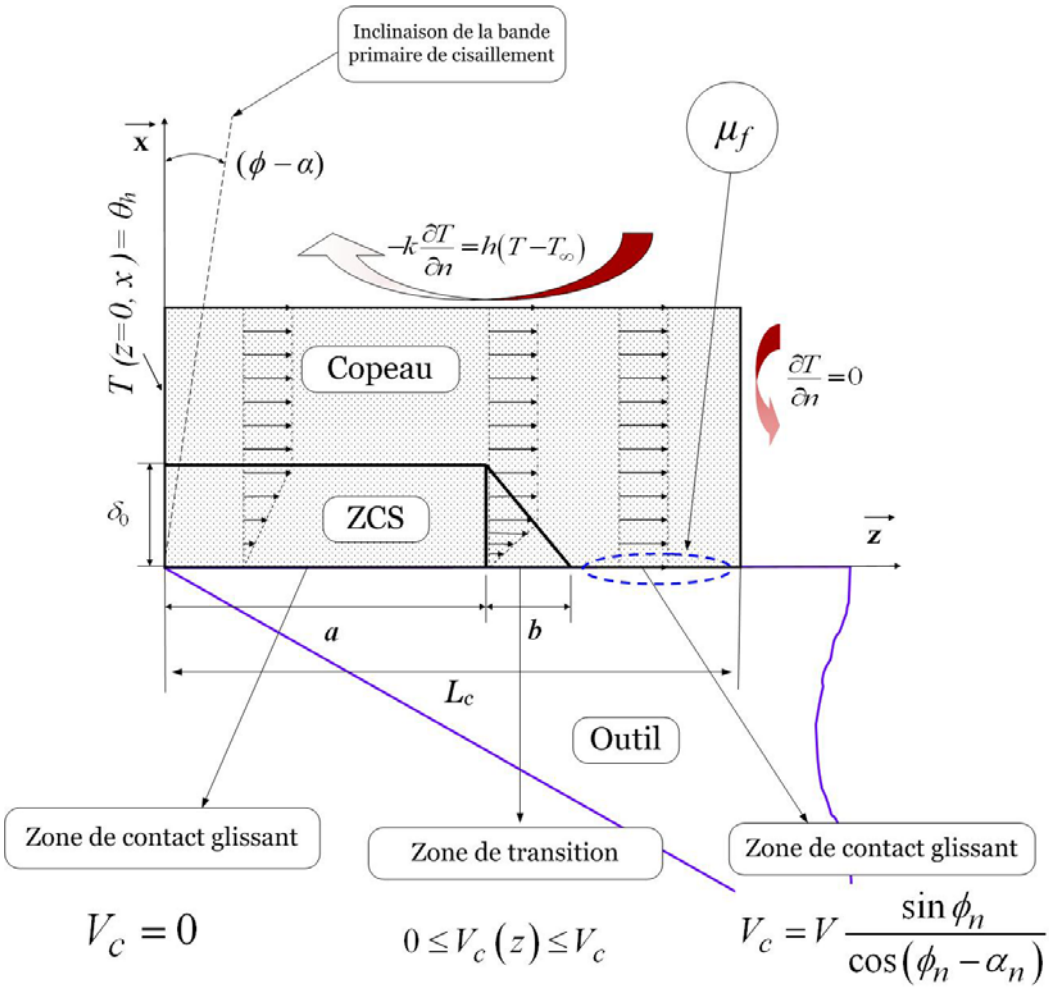


Figure II- 4 : Schématisation de la zone de contact outil-copeau, de la zone de cisaillement secondaire ZCS, de la distribution de la vitesse et des conditions aux limites du problème thermique dans le copeau.

Comme nous l'avons proposé dans le chapitre I, nous allons étudier la relation entre l'évolution de la contrainte de cisaillement τ_{int} à l'interface outil-copeau et le coefficient de frottement local μ_f. Pour ce faire, en tenant compte de l'existence de la zone de contact collant à l'interface, et conformément à l'étude de Kato et al. [17], de Shirikashi et Usui [18], et de Childs et al. [16], la distribution de la contrainte de cisaillement τ_{int} à l'interface est exprimée par:

$$\tau_{\text{int}} = \begin{cases} \tau_{st}(z) = \dfrac{\sigma_{eq}}{\sqrt{3}} & \text{lorsque} \quad 0 \le z \le a \\ \mu_f . P_0 \left(1 - z/L_c\right)^{\xi} & \text{lorsque} \quad a \le z \le L_c \end{cases} \tag{II.62}$$

avec μ_f le coefficient de frottement local le long du contact glissant.

Dans la zone de contact collant $(0 \le z \le a)$, voir Figure II- 4, la distribution de la contrainte de cisaillement à l'interface $\tau_{\text{int}} = \tau_{st}(z)$, est déduite de la loi de comportement du matériau de type Johnson Cook sous l'effet de la température, du cisaillement et de la vitesse de cisaillement à l'interface outil-copeau (voir Eq (II.39)). L'évolution de cette contrainte est déterminée à partir de la résolution numérique du problème thermique en 2D dans le copeau présentée dans la section suivante.

En appliquant la relation de continuité en terme de contraintes de cisaillement à l'interface au point $(z = a)$, (jonction zone de contact collant-contact glissant), on obtient, d'après la relation (II.62), la contrainte de cisaillement du matériau τ_{int} en $(z = a)$. Son expression est donnée en fonction du ratio de la zone de contact collant a/L_c à travers la relation suivante :

$$\mu_f \frac{P_0}{\tau_a}\left(1-\frac{a}{L_c}\right)^{\xi} - 1 = 0 \qquad \text{(II.63)}$$

Dans cette équation implicite, on retrouve bien une relation entre le coefficient de frottement local μ_f, la contrainte normale au point a, $P_0\,(1 - a/L_c)^{\xi}$ et la contrainte de cisaillement τ_a à la fin de la ZCS ; cette contrainte dépend de l'effet de la température, de la déformation et de la vitesse de déformation au point a.

Le coefficient de frottement apparent $\overline{\mu}$ exprime le ratio de l'effort de frottement F_f et l'effort normal F_n à la face de coupe (efforts mesurés expérimentalement).

$$\tan(\lambda) = \overline{\mu} = \frac{F_f}{F_n} \qquad \text{(II.64)}$$

En tenant compte du contact collant au voisinage de la pointe de l'outil, la décomposition des efforts le long de l'interface outil copeau est donnée par les relations suivantes :

$$\begin{cases} F_f = \int_0^a \tau_{st}(z)\, w dz + \mu_f P_0 \int_a^{L_c} \left(1 - \frac{z}{L_c}\right)^{\xi} w dz \\ F_n = P_0 \int_0^{L_c} \left(1 - \frac{z}{L_c}\right)^{\xi} w dz \end{cases} \qquad \text{(II.65)}$$

avec w, la largeur de coupe.

Le coefficient de frottement local μ_f peut être obtenu en combinant les équations (II.64) et (II.65), il est exprimé par la relation suivante :

$$\begin{cases} \mu_f = \overline{\mu} \Big/ \left\{ \left(1 - a/L_c\right)^{\xi} \left[(1+\xi)\dfrac{a}{L_c}\dfrac{\overline{\tau_{st}}}{\tau_a} + \left(1 - a/L_c\right) \right] \right\} \\ \text{avec} \quad \overline{\tau_{st}} = \dfrac{1}{a}\displaystyle\int_0^a \tau_{st}(z)\,dz \end{cases} \tag{II.66}$$

Dans l'Eq (II.66), notons que le coefficient de frottement local μ_f dépend du coefficient de frottement apparent $\overline{\mu}$, de la longueur du contact collant à l'interface via le ratio a/L_c, du ratio $\overline{\tau_{st}}/\tau_a$ caractérisant la distribution de la contrainte de cisaillement le long de la zone de contact collant à l'interface outil-copeau et enfin de la distribution de la pression normale exercée par le copeau sur la face de coupe à travers le coefficient ξ.

En combinant l'Eq (II.61) et l'Eq (II.63), nous obtenons :

$$4\mu_f \frac{(1+\xi)}{(2+\xi)} \frac{\cos^2(\lambda)}{\sin\left(2\left(\phi_n + \lambda - \alpha_n\right)\right)} \left(1 - \frac{a}{L_c}\right)^{\xi} \frac{\tau_h}{\tau_a} - 1 = 0 \tag{II.67}$$

Le coefficient de frottement local μ_f et la contrainte τ_a dépendent implicitement du ratio a/L_c et de l'effet de l'adoucissement thermique sur le comportement du matériau. L'Eq (II.67) est une équation implicite en termes de ratio a/L_c, calculée en utilisant une méthode de résolution itérative de type Newton Raphson pour différentes valeurs données de $\overline{\mu}$, ξ, α_n, ϕ_n et τ_h.

Notons aussi que pour un contact parfaitement glissant, $(a = 0)$, le frottement local à l'interface outil-copeau est égal au frottement apparent mesuré expérimentalement, $\mu_f = \overline{\mu}$.

Dans l'Eq (II.62) et (II.65), la contrainte d'écoulement du matériau τ_{st} dans la ZCS est fonction des conditions d'écoulement dans cette dernière. En proposant au préalable un champ de vitesse dans la ZCS, nous pouvons estimer le cisaillement γ et la vitesse de cisaillement $\dot{\gamma}$.

Champs de vitesse dans la ZCS

Plusieurs études récentes ont tenté de redéfinir l'écoulement de la matière dans cette zone en tenant compte de l'existence d'un contact collant à l'interface outil-copeau [19, 20]. Trent se base sur des observations expérimentales de l'interface outil-copeau et montre que le contact collant est prédominant le long du contact [15]. Il suppose aussi que l'écoulement de la matière se fait par déformation interne. Les irrégularités de surface sur la face de coupe forment une barrière contre l'écoulement du copeau et des jonctions métalliques de nature complexe se forment dans les creux du profil de l'interface. L'auteur explique que du fait de cette rugosité, qui est de l'ordre de quelques

microns, l'écoulement du copeau à l'interface ne peut se faire avec une vitesse uniforme comme le suggère certains modèles [21, 22]. Tay [23], par exemple, suppose que la matière entre dans la ZCS avec une vitesse $V_c\left(z_{fl}\right)=V_c/3$. La définition du champ de vitesse dans la ZCS nous permet d'estimer la vitesse de cisaillement du matériau dans cette zone [24].

Dans cette étude, la distribution de la vitesse d'une particule de matière $v(x,z)$ est supposée dépendante de la direction de l'écoulement z. La distribution du champ de vitesse dans le copeau est représentée par la Figure II- 4 et son expression est donnée par la relation suivante :

$$v_z=\begin{cases} V_c\dfrac{z}{\delta_0} & \text{pour} \quad \begin{cases}0\le z\le \mathrm{a}\\ x\le\delta(z)\end{cases} \quad \text{zone de contact collant} \\ V_c\left(\dfrac{z-a}{b}+\dfrac{x}{\delta_0}\right) & \text{pour} \quad \begin{cases}\mathrm{a}\le z\le a+\mathrm{b}\\ x\le\delta(z)\end{cases} \quad \text{zone de transition} \\ V_c & \end{cases} \tag{II.68}$$

$\delta(z)$ représente l'épaisseur de la ZCS, δ_0 une fraction de l'épaisseur du copeau t_2 et z désigne la distance de la pointe de l'outil (voir Figure II-4) :

$$\delta(z)=\begin{cases} \delta_0 & \text{pour } 0\le z\le \mathrm{a} \quad \text{zone de contact collant} \\ \delta_0\left(1-\dfrac{z-a}{b}\right) & \text{pour } \mathrm{a}\le z\le a+\mathrm{b} \quad \text{zone de transition} \end{cases} \tag{II.69}$$

avec V_c, la vitesse du copeau, exprimée en fonction de la vitesse de coupe V dans le cas de la coupe orthogonale par la relation suivante :

$$V_c=V\frac{\sin\phi}{\cos(\phi-\alpha)} \tag{II.70}$$

Notons que dans l'Eq (II.70), la vitesse du copeau est surestimée du fait qu'elle tient compte d'un contact parfaitement glissant.

L'épaisseur du copeau peut être obtenue par la loi de conservation de la matière :

$$V_c t_2=Vt_1 \tag{II.71}$$

En utilisant l'Eq II.6, l'expression de l'épaisseur du copeau est donnée par :

$$t_2 = t_1 \frac{\cos(\phi - \alpha)}{\sin\phi} \tag{II.72}$$

A partir du champ de vitesse présenté, la vitesse de cisaillement peut être déduite. Comme l'évolution de la vitesse est linéaire dans l'épaisseur de la ZCS, la vitesse de cisaillement est constante ; elle représente le gradient de vitesse dv_z/dx dans l'épaisseur de la ZCS :

$$\dot{\gamma} = \frac{V_c}{\delta_0} \tag{II.73}$$

Afin de respecter la continuité de l'écoulement de la matière à l'interface outil-copeau $(a \le z \le a+b)$, une zone de transition a été introduite. La longueur b de cette zone représente un pourcentage très faible de la longueur du contact collant a. La condition d'incompressibilité n'est pas respectée dans cette fine zone.

Par manque de données expérimentales sur la distribution de la vitesse dans la ZCS, le champ de vitesse présenté dans ce modèle est inspiré du profil de vitesse d'Oxley [25], repris aussi par Gilormini [26] au voisinage de la pointe de l'outil. La Figure **II- 4** en donne une schématisation. Néanmoins, le modèle hybride permet d'intégrer des champs de vitesse plus complexes tels que celui de Helle [27], de Marinov [19], ou de Qi et al. [20].

Partie thermique du modèle de l'interface outil-copeau

La puissance mécanique consommée par la déformation plastique dans la ZCS et par frottement le long du contact glissant est entièrement transformée en température, le coefficient de Taylor Quinney est ($\beta = 1$). Afin de déterminer la température à l'interface outil-copeau, nous définissons un modèle thermique basé sur un bilan des sources de chaleur dans le copeau générées d'une part par la déformation viscoplastique dans la ZCS, et d'autre part par le glissement par frottement tout au long du contact glissant

<u>Hypothèses</u> *:*

La distribution de la température $T(z,x)$ dans le copeau au-delà de la bande primaire de cisaillement est calculée en respectant quelques hypothèses simplificatrices :

- (1) Le contact outil-pièce, à la face de dépouille, est négligé.

- (2) Pas de transfert de la chaleur à l'interface vers l'outil, ce qui aura pour conséquence une surestimation de la température de contact. Néanmoins, cela nous évite pour le moment de résoudre le problème lié au coefficient de partage des flux le long du contact glissant.
- (3) L'analyse thermique est limitée à un cas stationnaire indépendant du temps ; ainsi, tout phénomène transitoire tel que la segmentation du copeau est exclu. Cette hypothèse est vérifiée pour des grandes vitesses de coupe.
- (4) Le problème thermique est réduit à un cas 2D et la distribution de la température dépend de la position de la particule de matière dans les directions z et x, respectivement la direction de l'écoulement du copeau et la direction de la normale à la face de coupe.
- (5) L'inclinaison $(\phi_n - \alpha_n)$ de la bande primaire de cisaillement est négligée et n'affecte pas la variation de la température de contact à l'interface outil-copeau. Ainsi, le copeau peut être considéré comme un bloc perpendiculaire à la bande primaire de cisaillement.

La température à la sortie de la bande primaire de cisaillement $\theta_{SBP} = \theta(z = h)$ est calculée à l'aide de l'équation (II.42) en $(z = h)$; son expression est donnée par la relation suivante :

$$\theta_{SBP} = \theta(z = h) = \theta_w + \frac{\beta}{\rho c}\left(\rho\left(V \sin\phi\right)^2 \frac{\gamma_h^2}{2} + \tau_0 \gamma_h\right) \tag{II.74}$$

θ_w, γ_h, τ_0 sont respectivement la température de la pièce avant usinage, la déformation à la sortie de la BPC et la contrainte de cisaillement à l'entrée de la BPC, calculée en résolvant l'Eq (II.46).

Le comportement du matériau dans la zone de cisaillement secondaire (ZCS) est décrit par la loi constitutive thermoviscoplastique de type Johnson Cook (Eq (II.39)). Cependant, contrairement à la BPC, le comportement du matériau dans la ZCS est très difficile à déterminer. Aucune application expérimentale n'a pu reproduire le comportement du matériau dans cette zone, c'est-à-dire sous des pressions dépassant le GPa, des températures de plus de 800°C, et des vitesses de cisaillement atteignant les $10^3 - 10^6 s^{-1}$ (en UGV par exemple). Néanmoins, les chercheurs s'accordent sur le fait que l'effet de la température est prédominant dans cette zone sur l'effet de la déformation plastique (écrouissage). Le cisaillement $\gamma = \varepsilon\sqrt{3}$ dans la ZCS est aussi une donnée difficile à déterminer de part ces faibles dimensions et la nature complexe du matériau que forme cette zone. Oxley [5] ou Ozel [28] estiment que le cisaillement dans la ZCS est égal au ratio entre la longueur de contact collant et l'épaisseur de la ZCS $\gamma = a/\delta_0$. Oxley explique, d'après sa loi de comportement (voir Chapitre I), que l'effet de la déformation (écrouissage) devient négligeable pour des déformations $\varepsilon > 1$. Dans la ZCS, son effet devient négligeable face à celui de la température.

Dans ce travail de thèse, le cisaillement est considéré saturé à la valeur de $\gamma(z=h)$, c'est-à-dire à la sortie de la BPC. Dans le cas de la coupe orthogonale, la déformation γ_h est donnée par :

$$\gamma_h = \frac{\cos\alpha_n}{\sin\phi_n \cos(\phi_n - \alpha_n)} \tag{II.75}$$

Ainsi, en utilisant les équations (II.39), (II.73) et (II.75), la contrainte de cisaillement dans la ZCS est donnée par :

$$\tau_{st} = \frac{1}{\sqrt{3}}\left[A + B\left(\frac{\gamma_h}{\sqrt{3}}\right)^n\right]\left[1 + m\ln\left(\frac{V_c/\delta_0}{\dot{\gamma}_0}\right)\right]\left[1 - \left(\frac{T - T_r}{T_m - T_r}\right)^\nu\right] \tag{II.76}$$

Les sources de chaleurs Q_p et Q_f, respectivement due à la déformation plastique dans la ZCS et due au frottement le long du contact glissant, sont exprimées par :

$$\begin{cases} Q_p = \tau_{st}.\dfrac{V_c}{\delta_0} & (Q_p = 0 \text{ dans la zone de contact glissant}) \\ Q_f = \mu_f.V_c.P_0\left(1 - z/L_c\right)^\xi \end{cases} \tag{II.77}$$

La distribution de la température $T(z,x)$ dans le copeau peut être déterminée en considérant l'équation de la chaleur suivante (cas stationnaire) :

$$k\left(\frac{\partial^2 T}{\partial z^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial x^2}\right) + \tau_{st}\frac{V_c}{\delta_0} = \rho c v_z(z,x)\frac{\partial T}{\partial z} \tag{II.78}$$

La Figure II-4 représente les conditions aux limites de type Dirichlet à la sortie de la bande et de Newmann sur les surfaces libres et l'interface outil-copeau nécessaires à la résolution du problème thermique non linéaire en utilisant la méthode des éléments finis, basée sur une approche eulérienne. Le détail de la formulation et du maillage est donné dans l'Annexe I.

III.1.1. Résumé du modèle de l'interface outil-copeau avec la prise en compte de la zone de cisaillement secondaire et du contact collant :

L'algorithme itératif donné par la Figure II- 5 représente les différentes étapes du modèle de l'interface outil-copeau. La boucle Newton Raphson sert à calculer le ratio $R = a/L_c$ de la zone de contact collant par rapport à la longueur de contact totale comme suit.

- Le modèle de l'interface outil-copeau récupère les données obtenues après l'application du modèle de la bande primaire de cisaillement, à savoir : la contrainte de cisaillement à la sortie de la BPC τ_h (Eq (II.41)), la déformation γ_h (Eq (II.45)) et la température à la sortie de la BPC θ_{SBP} (Eq (II.74)).
- L'estimation d'un coefficient de distribution de la contrainte normale ξ, nous permet de calculer de la longueur de contact totale L_c (Eq II.60) et la pression à la pointe de l'outil P_0 (Eq II.61).
- Pour entrer dans la boucle Newton Raphson, on donne une première estimation du coefficient de frottement local μ_f et du ratio $R = a/L_c$. La fraction δ_0 de l'épaisseur du copeau est une donnée expérimentale dont on connaît une estimation ; les valeurs sont souvent choisies $0.01t_2 \leq \delta_0 \leq 0.1t_2$.
- La résolution du problème thermique non linéaire dans le copeau (Eq (II.78)) permet d'obtenir le champ de température dans le copeau. Ce dernier sera ensuite utilisé pour calculer la contrainte de cisaillement moyenne $\overline{\tau_{st}}$ et la contrainte de cisaillement à la fin du contact collant τ_a. Une fois ces deux paramètres calculés, la vérification de l'équation de la continuité de la contrainte de cisaillement à l'interface, donnée par l'Eq (II.63) permet enfin d'obtenir le ratio $R = a/L_c$ de la zone de contact collant et la distribution des différents paramètres tribologiques du contact à l'interface outil-copeau (pression, contrainte de cisaillement et température).

III.1.2. Calcul des efforts de coupe F_p et F_Q

Les efforts de coupe F_p et F_Q sont calculés à partir de l'effort de frottement F_f et l'effort normal F_N appliqués à l'interface outil-copeau par les relations suivantes :

$$F_f = aw\overline{\tau_{st}} + \mu_f P_0 w \frac{L_c}{(\xi+1)}(1-R)^{\xi+1} \tag{II.79}$$

$$F_N = P_0 w \frac{L_c}{(\xi+1)} \tag{II.80}$$

Le calcul des efforts de coupe est obtenu en fonction de l'angle de coupe α comme suit :

$$F_P = F_f \sin\alpha + F_N \cos\alpha \tag{II.81}$$

$$F_Q = F_f \cos\alpha - F_N \sin\alpha \tag{II.82}$$

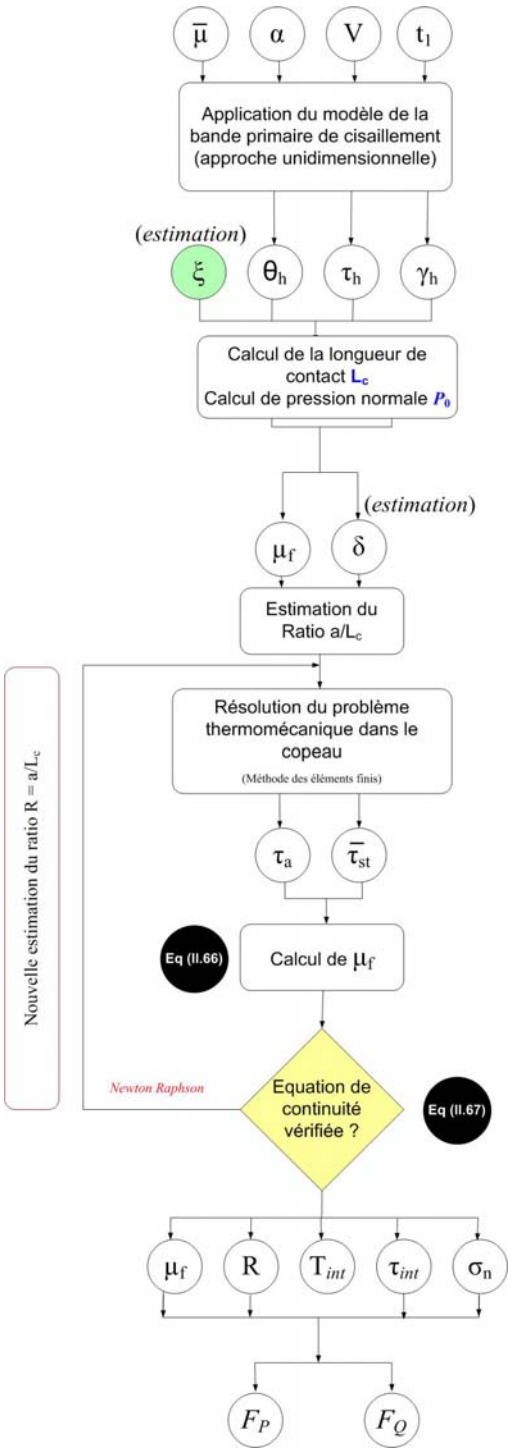


Figure II- 5 : Algorithme itératif du modèle de l'interface outil-copeau utilisé ; pour le calcul du ratio de la zone de contact collant, la détermination de la distribution des paramètres tribologiques à l'interface et le calcul des efforts exercés sur la face de coupe

Conclusion :

Dans ce chapitre, le processus de coupe oblique a été modélisé par une approche hybride couplant des moyens analytiques et numériques. La formation du copeau se fait le long d'une bande primaire de cisaillement d'une épaisseur constante. La première partie de ce chapitre concerne la définition de l'écoulement du copeau le long de cette zone dans un état stationnaire et selon une approche unidimensionnelle. Cette modélisation est basée sur un couplage thermomécanique permettant d'introduire les effets du comportement du matériau sous sollicitations extrêmes (températures, contraintes, déformations et vitesses de déformation) dans la modélisation. Le modèle de la bande primaire de cisaillement est basé sur le modèle de Moufki et al. de 2000 et 2004.

La modélisation de l'interface outil-copeau vient compléter le modèle de la BPC en introduisant une approche inspirée des analyses expérimentales présentées dans la partie bibliographique du chapitre I. Cette partie du modèle a pour but de caractériser la distribution des différents paramètres tribologiques à l'interface de coupe en tenant compte de l'aspect collant et glissant dans le contact. Contrairement à plusieurs modèles existants, l'évolution de chaque type de contact tient compte de l'évolution combinée de la température et des contraintes contrôlant l'écoulement du copeau sur la face de coupe. Aussi, nous avons montré à travers cette modélisation la relation entre frottement apparent (caractérisant l'ensemble de la zone de contact) et le frottement local (caractérisant la zone de contact glissant) ; cette relation est mise en évidence de manière analytique.

La loi de frottement développée rend également compte de l'influence de la température, des caractéristiques du matériau usiné et de la distribution de la contrainte normale à l'interface sur, d'une part, la nature du contact et, d'autre part, sur la distribution de la température (déterminée numériquement) et de la contrainte de cisaillement à l'interface outil-copeau. Ces deux données sont considérées comme les précurseurs de l'usure des outils de coupe.

Dans le chapitre suivant, nous présenterons une validation expérimentale pour le modèle hybride dans le cas d'un alliage de titane Ti6Al4V et d'un acier AISI1050. Le chapitre IV sera consacré à une étude paramétrique détaillée pour étudier l'influence des différents paramètres agissant sur le processus de coupe.

En conclusion, nous rappelons que ce modèle hybride nécessite des temps de calculs très courts par rapport aux modèles numériques commerciaux, ce qui a pour conséquence une réduction considérable du prix de revient des simulations.

Références du Chapitre II

1. Moufki A., Molinari A., Dudzinski D., Rausch R., *Thermoviscoplasticity modelling of oblique cutting: forces and chip flow predictions.* International Journal of Mechanical Sciences 42, 2000: p. 1205-1232.
2. Moufki A., Devillez A., Dudzinski D., Molinari A., *Thermomechanical modelling of oblique cutting and experimental validation.* International Journal of Machine Tools and Manufacture, 2004. **44**(9): p. 971-989.
3. Merchant E., *Mechanics of the metal cutting process II. Plasticity conditions in orthogonal cutting.* Journal of Applied Physics, 1945. **16**(318-324).
4. Colwell L.V., *Predicting the angle of chip flow for single-point cutting tools.* trans. ASME, 1954. **76**: p. 199-204.
5. Oxley P.L.B., *Mechanics of machining.* Chichester, UK: Ellis Horwood, 1989.
6. Wang J., Mathew P., *Development of a general tool model for turning operations based on a variable flow stress theory.* International Journal of Machine Tools Manufacture, 1995. **35**: p. 71-90.
7. Arsecularatne J.A., Fowle R.F., Mathew P., *Nose radius oblique tool: Cutting force and built-up edge prediction.* International Journal of Machine Tools and Manufacture, 1996. **36**(5): p. 585-595.
8. Stabler G.V., *The fundamental geometry of cutting tools.* Inst. Mech. Eng., 1951. **165**: p. 14-21.
9. Brown R.H., Armarego J.A., *Oblique machining with a single cutting edge.* International Journal of Machine Tool Design Research, 1964. **4**: p. 9-25.
10. Russel J.K., Brown R.H., *The measurement of chip flow direction.* Int. J. Mach. Tool Des. Res., 1966. **6**: p. 129-138.
11. Luk W.K., *The direction of chip flow in oblique cutting.* International Journal of Process Research, 1972. **10**(1): p. 67-76.
12. Shaw M.C., *Metal Cutting Principles*. 1984: Oxford Science Publications, Oxford.
13. Usui E., Takeyama H., *A photoelastic analysis of machining stresses.* Asme J. Eng. Ind., 1960. **82**: p. 303-308.
14. Zorev N.N., Massey H.S.H., *Metal Cutting Mechanics.* Pergamon Press, 1966.
15. Trent E.M., Wright P.K., *Metal cutting, Butterworth-Heinemann, Boston*. 2000.
16. Childs T.H.C., Maekawa K., Obikawa T., Yamane Y., *Metal Machining; Theory and Applications*. 2000: Copublished in North, Central and South America by John Wiley & Sons Inc. New York-Toronto. 65-68.
17. Kato S., Yamaguchi K., Yamada M., *Stress distribution at the interface between tool and chip in machining.* Trans. ASME J. Engineering Ind., 1972. **94**: p. 683-689.
18. Shirakashi T., Usui E., *Friction characteristics on tool face in metal machining.* J. JSPE, 1973. **39**: p. 966–972.
19. Marinov V.R., *Hybrid analytical-numerical solution for the shear angle in orthogonal metal cutting Part I : theoretical foundation.* International Journal of Mechanical Sciences, 2001. **43**: p. 399-414.
20. Qi H.S., Mills B., *Modelling of the dynamic tool-chip interface in metal cutting.* Journal of Materials Processing Technology, 2003. **138**: p. 201-207.

21. Changeux B., *Loi de comportement pour l'usinage. Localisation de la déformation et aspects microstructuraux*, in *ENSAM*. 2001.

22. Puissegur L., *Caractérisation thermique d'un procédé d'usinage par tournage, approche analytique et par identification de systèmes non entiers*. 2002, Université de Bordeaux I.

23. Tay A.O., Stevenson M.G., De Vahl Davis G., Oxley P.L.B., *A numerical method for calculating temperature distributions in machining, from force and shear angle measurements.* International journal of Machining Tool Design Research, 1976. **16**: p. 335-349.

24. Ozel T., *The influence of friction models on finite element simulations of machining.* International Journal of Machine Tools & Manufacture, 2006. **46**: p. 518–530.

25. Oxley P.L.B., Hasting W.F., *Minimum work as possible criterion for determining the frictionnal conditions as the tool interface in machining.* Philosophical Transactions of The Royal Society of London, 1976. **282**(A 1310): p. 565-584.

26. Gilormini P., *Contribution à la modélisation de la formation du copeau en usinage des métaux.* Thèse à l'école nationale supérieure des mines de Paris, 1982.

27. Helle A.S., *On the interaction between inclusions in steel and the cutting tool during machining.* Acta Polytech. Scand., Chem. Technol. Series No. 228, Helsinki. ISBN 951-666-444-X, 1995.

28. Özel T., Zeren, E., *A methodology to determine work material flow stress and tool-chip interfacial friction properties by using analysis of machining.* Journal of Manufacturing Science and Engineering, 2006. **128**: p. 119-129.

Chapitre III
Etude expérimentale et validation du modèle hybride

Introduction

L'étude des mécanismes d'endommagement des outils de coupe a un impact très important sur l'optimisation de la durée de vie des outils de coupe. Dans ce contexte, plusieurs études expérimentales ont montré que le phénomène d'usure est très dépendant de la répartition de la température, de la pression et de la contrainte de cisaillement aux interfaces de contact. Cependant, les faibles dimensions des zones affectées rendent très compliqué l'accès à ces paramètres à une échelle locale. Le recours aux modèles prédictifs était ainsi envisagé pour pallier aux limites expérimentales.

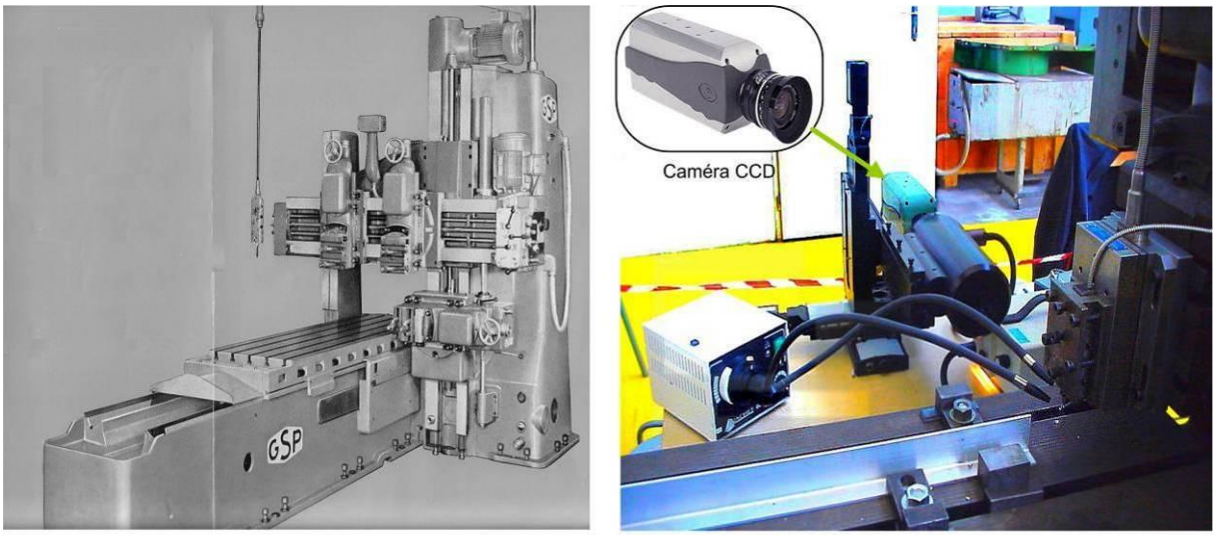
Ce chapitre commence par la présentation d'un dispositif expérimental original adapté pour la coupe orthogonale (rabotage). Il permet de fournir quelques données expérimentales pendant la formation du copeau. Une application dans le cadre de l'usinage de l'alliage de titane Ti6Al4V avec un outil en carbure de tungstène (WC-Co) revêtue TiAlN sera présentée. Les données expérimentales obtenues sont par la suite confrontées à la nouvelle approche présentée dans le chapitre précédent afin de vérifier sa validité.

Afin de consolider la validation de notre modélisation, nous avons également appliqué la nouvelle approche au couple outil-matière (TiAlN-AISI1050). Le choix de ce matériau est dû au fait que son comportement mécanique est mieux maîtrisé que celui de l'alliage de titane. Les données expérimentales sont issues de la littérature.

I. Etude expérimentale : Usinage à sec de l'alliage de titane aéronautique Ti-6Al-4V

I.1. Présentation du dispositif d'essai en coupe orthogonale

Dans le premier chapitre de ce travail de thèse, nous avons exposé un certain nombre de moyens expérimentaux capables de fournir une analyse fine du processus de formation du copeau et de l'interface outil-copeau. Dans cette étude, des essais de coupe orthogonale ont été réalisés à l'aide d'une raboteuse GSP 2108 R.20 (voir Figure III. 1) dans des conditions de coupe à sec et en utilisant deux familles d'outils de coupe. La machine utilisée offre davantage d'espace pour permettre une instrumentation avec les moyens de mesure favorables à l'observation in-situ du processus de formation du copeau et à l'identification de certains paramètres de contact à l'interface. La vitesse de coupe varie de 6 à 60 m/min sur une course maximale de table de 2 m.



(a) (b)

Figure III. 1 : a) Raboteuse GSP 2108 R.20. (b) Banc d'essai de coupe orthogonale instrumenté

I.2. Présentation des différents moyens de mesure utilisés

Dans les procédés d'usinage par enlèvement de matière, plusieurs paramètres (les efforts de coupe, la température, la pression, la nature du couple outil-matière utilisé, la géométrie des outils de coupe, etc…) sont inhérents à la bonne tenue des outils de coupe et à la qualité de l'usinage. Pour cela, nous avons choisi d'équiper notre dispositif d'essais par :

- une table Kistler de type 9257 B à 4 capteurs piézoélectriques montée sur le porte-outil pour les mesures d'efforts de coupe F_p et d'avance F_q. La une fréquence d'acquisition est de 1kHz,

- une caméra rapide Phantom v4 couplée à un microscope longue distance Questar QM-100 qui permet de visualiser la zone de formation du copeau et l'interface outil-copeau,
- une source d'éclairage de lumière froide permettant d'améliorer la netteté des images obtenues.

La Figure III. 2 donne une schématisation du dispositif d'essai de coupe orthogonale et du chemin d'acquisition des signaux d'efforts de coupe.

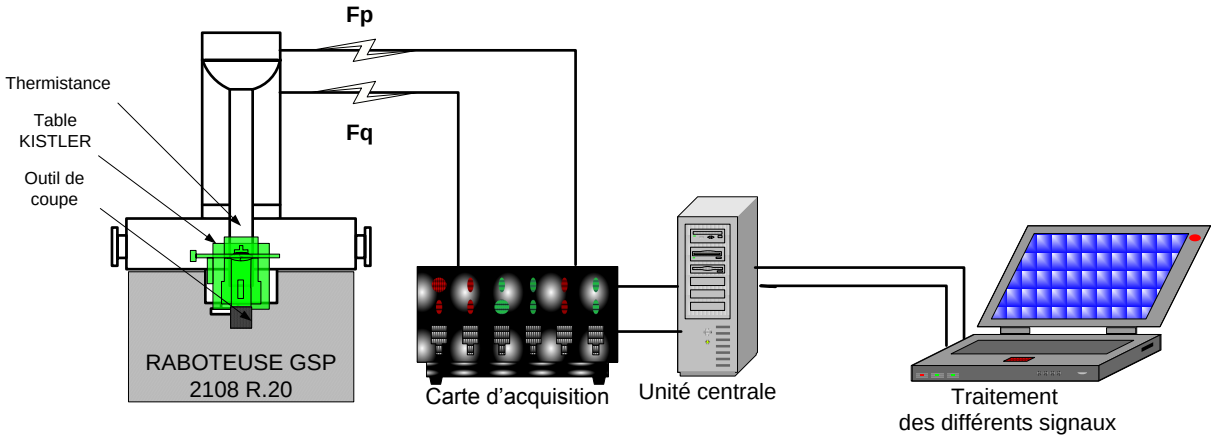


Figure III. 2 : Schématisation du dispositif d'essai de coupe orthogonale et du chemin d'acquisition des différents signaux

I.2.1. Acquisition des efforts de coupe en cours d'usinage

Durant le processus de coupe, la mesure des efforts de coupe est une donnée primordiale pour évaluer d'une part la stabilité du processus, et d'autre part les valeurs moyennes des efforts de coupe F_p et d'avance F_q.

La Figure III. 3 a) illustre un exemple d'acquisition des efforts de coupe en fonction du temps lors de l'usinage de l'alliage de titane Ti6Al4V.

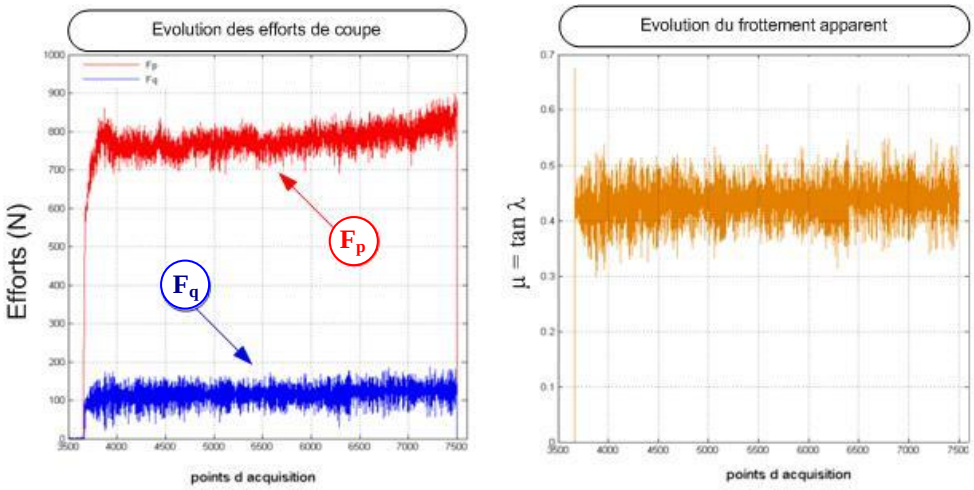


Figure III. 3 (a) Evolution des efforts de coupe et d'avance en fonction du temps d'usinage (b) Evolution du frottement global au cours du temps d'usinage. Cas de l'usinage du Titane Ti6Al4V, V= 6m/min ; f = 0.12 mm, α = 15°.

En analysant les fluctuations des signaux enregistrés, on pourra retranscrire la variation en cours d'usinage du coefficient de frottement apparent $\overline{\mu}$. L'évolution de ce dernier est représentée dans la Figure III. 3 (b), elle est obtenue après un traitement des signaux d'efforts à l'aide du logiciel Matlab et en respectant la relation de Merchant suivante :

$$\overline{\mu} = \frac{F_p \tan(\alpha) + F_q}{F_p - F_q \tan(\alpha)} \qquad \text{(III.1)}$$

La variation du coefficient de frottement apparent $\overline{\mu}$ est située entre 0.3 et 0.55 dans le cas de la Figure III. 3 (b). Cette variation au cours du temps peut être liée d'une part à l'effet de l'usure de l'outil de coupe, et d'autre part à l'effet des vibrations de la machine.

Comme nous l'avons précisé dans le chapitre I, le frottement est un phénomène transitoire, son évolution au cours du temps peut renseigner sur l'histoire de l'usure. Sous l'effet de cette dernière, l'angle de frottement λ varie selon la relation suivante :

$$\lambda = \tan^{-1}(\overline{\mu}) \qquad \text{(III.2)}$$

Au niveau du contact à l'interface outil-copeau, la variation de l'angle de frottement λ au cours du temps d'usinage engendre :

- une variation de la longueur de contact totale L_c (voir Eq (II.60) du chapitre II),
- une variation du ratio de la zone de contact collant $R = a/L_c$ par rapport à la longueur de contact totale,
- une variation de l'angle de cisaillement primaire ϕ,
- une variation de l'épaisseur du copeau t_2 (voir Eq (II.72)).

Partant de ce constat, les variations au cours du temps des paramètres géométriques susmentionnées vont à leur tour modifier les paramètres tribologiques à l'interface outil-copeau, à savoir :

- la vitesse d'écoulement du copeau V_c à cause de la variation de l'angle de cisaillement primaire ϕ (voir Eq (II.6)),
- la distribution de la température à l'interface outil-copeau, T_{int},
- la pression normale P_0 à la pointe de l'outil (voir Eq (II.61)),
- la distribution de la contrainte de cisaillement τ_{int} à l'interface outil-copeau, du fait de la variation du ratio de la zone de contact collant R, de la vitesse d'écoulement à l'interface outil-copeau V_c et, par conséquent, de la vitesse de cisaillement $\dot{\gamma}$

I.2.2. Visualisation de la formation du copeau en cours d'usinage

La caméra vidéo rapide utilisée est une caméra Phantom (résolution maxi: 512x512). La fréquence d'acquisition est de 11000 images/s. Cette caméra a été couplée à un microscope optique longue distance Questar QM-100 permettant un agrandissement de la zone observée. Cela permet la

visualisation d'une surface latérale entre le copeau et l'outil de l'ordre de 4 mm². De plus, un dispositif d'éclairage de lumière froide a été utilisé pour améliorer la netteté des vidéos obtenues.

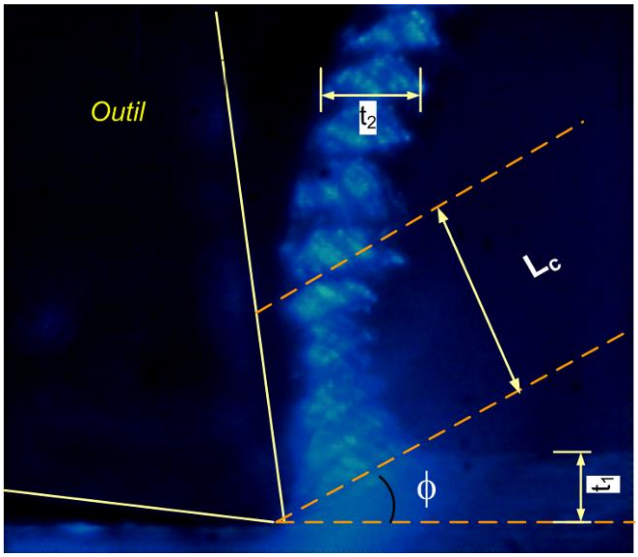


Figure III. 4 : Formation du copeau en cours d'usinage de l'alliage de titane Ti6Al4V, les conditions de coupe sont : V = 30 m/min, f = 0.12 mm et α = 10°.

La Figure III. 4 met en évidence la formation du copeau en cours d'usinage de l'alliage de titane Ti6Al4V. Cette technique expérimentale permet d'accéder directement à certaines caractéristiques géométriques de la zone de contact et du copeau, à savoir : la longueur de contact outil-copeau L_c, l'épaisseur du copeau t_2 et l'angle de cisaillement primaire ϕ. Cette technique permet aussi de déterminer les longueurs inter-segments dans le cas des copeaux segmentés et offre un suivi du processus de leur formation.

I.2.3. Définitions des conditions de coupe et des outils utilisés

Les essais ont été réalisés sur des pièces sous la forme d'un profilé en « T » décomposé en une succession de créneaux de dimensions égales, réalisés par une opération de rainurage dans un bloc de Ti6Al4V laminé à froid (voir Figure III. 5). Afin d'éviter les effets de bord lors de l'usinage, les largeurs de coupe de chacun des créneaux ($w_c = 4$ mm) sont inférieures à la largeur de l'outil ($w = 4.45$ mm). On a aussi veillé à minimiser la profondeur des pièces pour limiter la flexion des rainures et maintenir leur rigidité. L'espacement des créneaux permet de reproduire une opération de fraisage tout en profitant des avantages d'accessibilité offerts par le banc d'essai de coupe orthogonale.

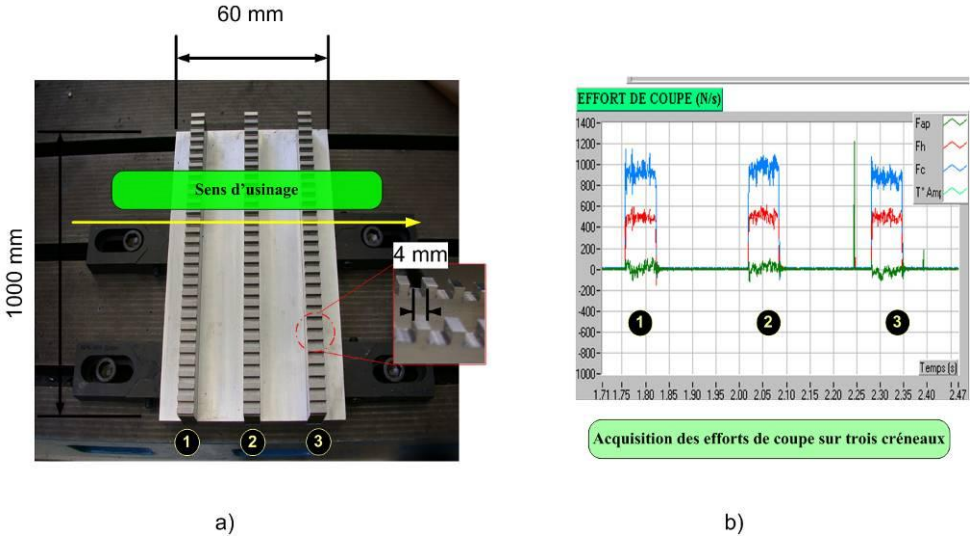


Figure III. 5 : a) Préparation de la pièce pour les essais d'usinage (réalisation des rainures de largeur inférieure à celle de l'arête de coupe de l'outil). b) Acquisition des efforts de coupe et d'avance pour les différents créneaux

Les conditions de coupe retenues pour nos essais s'approchent de la réalité industrielle. En effet, une gamme de vitesse comprise entre 30 et 60 m/min est souvent utilisée pour l'usinage de l'alliage de titane Ti6Al4V dans le milieu industriel. Cette gamme de vitesse est largement autorisée par notre machine, comme indiqué dans le descriptif du banc d'essai.

Les outils de coupe ont été conçus avec des angles de coupe positifs de 10° et 20° (voir Figure III. 6).

Les plaquettes ont une largeur de 4.45mm et sont revêtues en TiAlN, déposé sur un substrat en carbure de tungstène WC avec un liant 6% de Cobalt.

Figure III. 6 : Présentation des outils de coupe utilisés

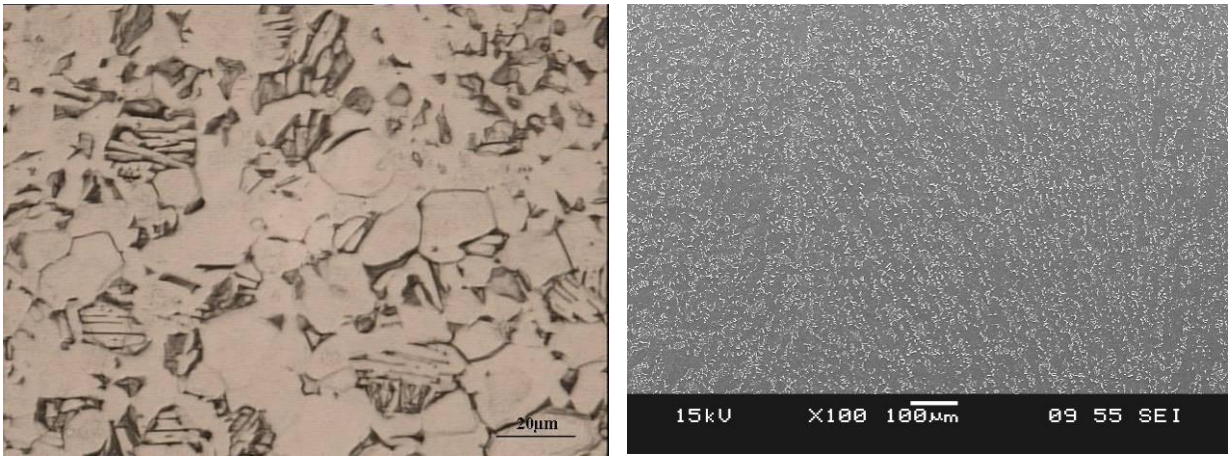
Pour les essais de coupe réalisés, les conditions de coupe sont données comme suit :

- La vitesse de coupe $15 \leq V \leq 60$ m/min
- Une avance constante $f = 0.12$ mm

I.3. Analyse métallurgique de l'alliage de titane aéronautique Ti6Al4V

L'alliage Ti6Al4V est le plus utilisé parmi les alliages de titane, notamment dans l'industrie aéronautique. Ses caractéristiques mécaniques et thermiques lui confèrent une excellente résistance à la corrosion, une haute température de fusion et une bonne tenue au fluage. Sa microstructure présente une répartition duplex de grains α/ $\alpha+\beta$ constituée de grains α primaires équiaxes et de grains de β transformés. Une analyse chimique a été effectuée au moyen d'un microscope électronique à balayage (JEOL 6360) couplé à un détecteur de rayons X à dispersion d'énergie. Cette analyse confirme qu'il s'agit bien d'un alliage de type Ti6Al4V, présentant environ 5,5 wt% Al et 3,8 wt%V.

La Figure III. 7 montre une microstructure de cet alliage sur une section parallèle à la direction de laminage.



(a) *(b)*

Figure III. 7(a) Microstructure de l'alliage de titane Ti6Al4V, (b) Image obtenue à l'aide d'un microscope à balayage électronique (MEB) du Ti6Al4V en électrons secondaires

La Figure III. 8 montre une microstructure détaillée de notre alliage. Les grains de β transformés contiennent des lamelles de α dans une matrice de β. On note aussi par endroit la présence de grains β aux joints de grains de α .

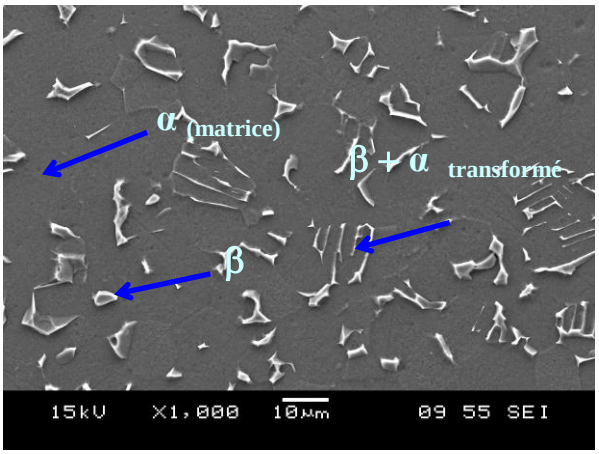
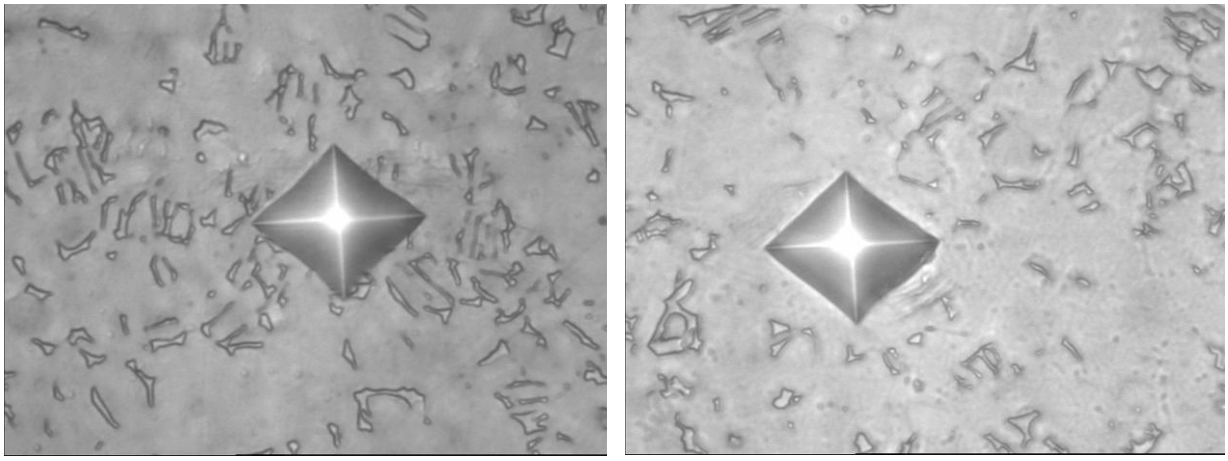


Figure III. 8 Photo MEB de la microstructure détaillée du Ti6Al4V en électrons secondaires

Des essais de microdureté Vickers ont été effectués sous une charge de 200g de façon à essayer de quantifier un éventuel écart de dureté entre les grains α+β et les grains α. La dureté moyenne obtenue à partir de 9 essais est similaire pour les deux types de grain, elle est de l'ordre de $317HV_{0,2}$,



(a) (b)

Figure III. 9 (a) Empreinte de microdureté Vickers dans une zone $\alpha + \beta$. b) Empreinte de microdureté Vickers dans une zone α .

Le Tableau III-1 illustre les propriétés mécaniques et thermiques de l'alliage de titane Ti6Al4V :

Masse volumique ρ *(kg/m³)*	**Module de Young** $E\ (GPa)$	**Résistance à la traction maximale** $Rm\ (MPa)$	**Température de fusion** $T_f\ (°C)$	**Transus** $\beta\ (°C)$	**Chaleur spécifique** $C_p\,(J/kg.°K)$	**Conductivité thermique** $k\ (W/m.°K)$
4430-4520 à 20°C 4200 à $T < T_f$	106-114	1050-1140	1650-1675	980-995	610 à 20°C 986 à $T < T_f$	5.8-7 à 20°C 30 à 32 à $T < T_f$

Tableau III- 1 : Caractéristiques mécaniques et thermiques de l'alliage de titane Ti6Al4V

II. Présentation des résultats expérimentaux

II.1. Analyse de la morphologie des copeaux obtenus

La Figure III. 10 montre des captures instantanées du processus de formation du copeau lors de l'usinage de l'alliage Ti6Al4V avec deux vitesse de coupe $V = 15$ m/min et $V = 30$ m/min, une avance $f = 0.12$ mm et un angle de coupe $\alpha = 10°$.

Pour une vitesse de 15 m/min, le copeau a plutôt une forme continue et légèrement festonnée pendant son engagement dans le premier créneau. La longueur de contact outil-copeau est très importante en comparaison avec celles des créneaux 2 et 3. Ce phénomène de segmentation est accompagné d'une augmentation de la courbure du copeau lors de son évacuation, ainsi que d'une diminution de la longueur de contact outil-copeau L_c. On remarque également une légère baisse de l'angle de cisaillement primaire ϕ entre les créneaux 1 et 3.

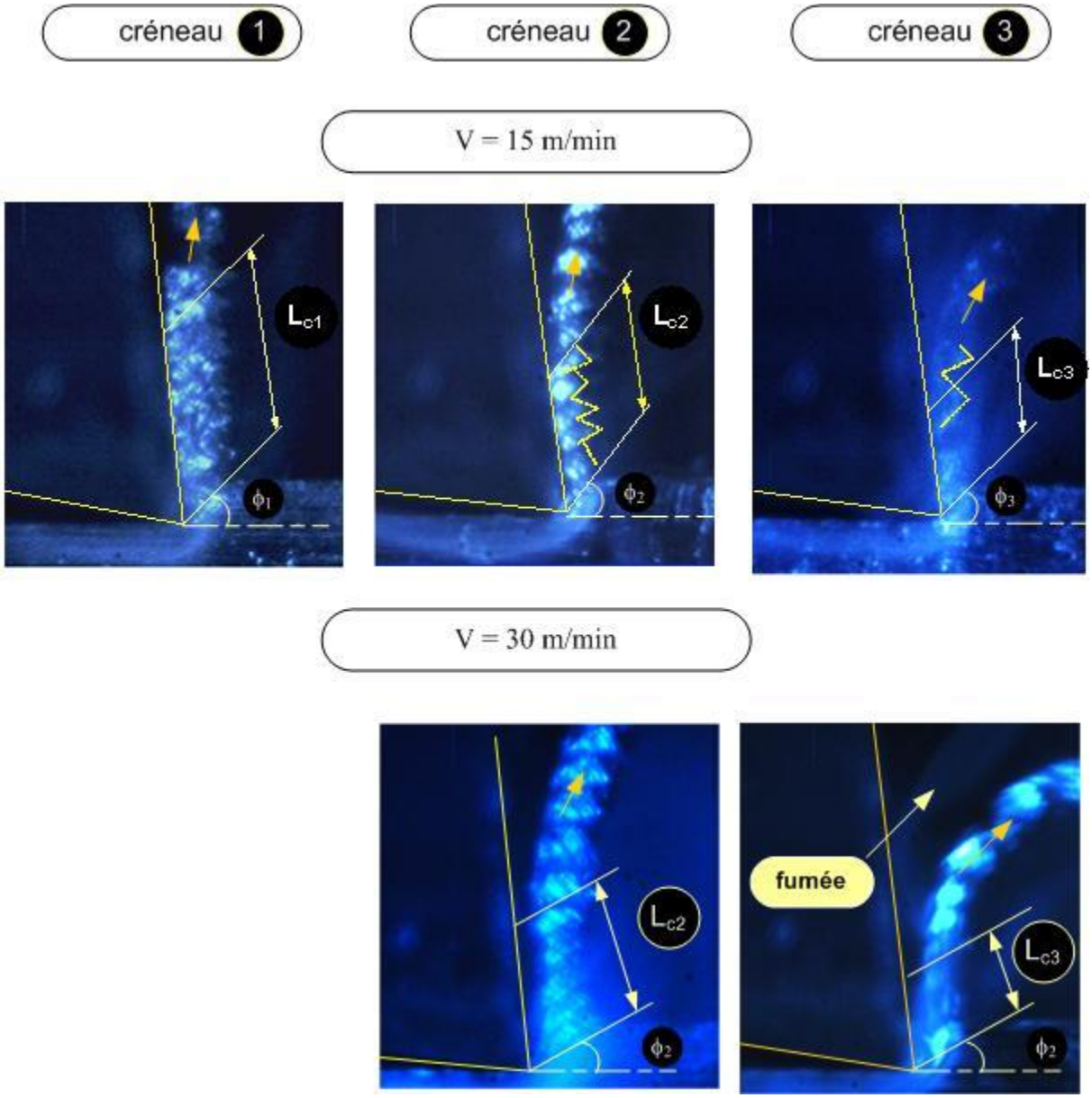


Figure III. 10 : prises Instantanées de la formation du copeau en usinage de l'alliage de titane Ti6Al4V. les conditions de coupe sont : $V = 15$ *m/min,* $f = 0.12$ *mm et* $\alpha = 10°$.

Pour une vitesse de coupe plus grande ($V = 30$ m/min), nous remarquons que la segmentation est plus importante avec une diminution de L_c.

L'augmentation de la vitesse de coupe a aussi permis une réduction de l'angle de cisaillement primaire ϕ. Pour $V = 15$ m/min, cet angle se situe entre 35° et 52°, tandis qu'il se situe entre 29° et 32° pour $V = 30$ m/min.

Dans le cas où la vitesse de coupe est $V = 15$ m/min, nous remarquons que le contact outil-copeau ne présente aucune arête rapportée ou quelconque forme d'usure par adhésion. La forme du copeau est continue avec un léger festonnement au niveau de la surface libre du copeau (voir Figure III. 11 (a)). En augmentant la vitesse de coupe, le copeau segmente davantage et son rayon de courbure augmente considérablement. Au voisinage de la pointe de l'outil, le contact est très intime, signe d'une pression très élevée. Cependant, vers la fin du contact, on remarque la présence d'un dépôt de matière au niveau de l'interface, qui peut être assimilée à de l'usure par adhésion.

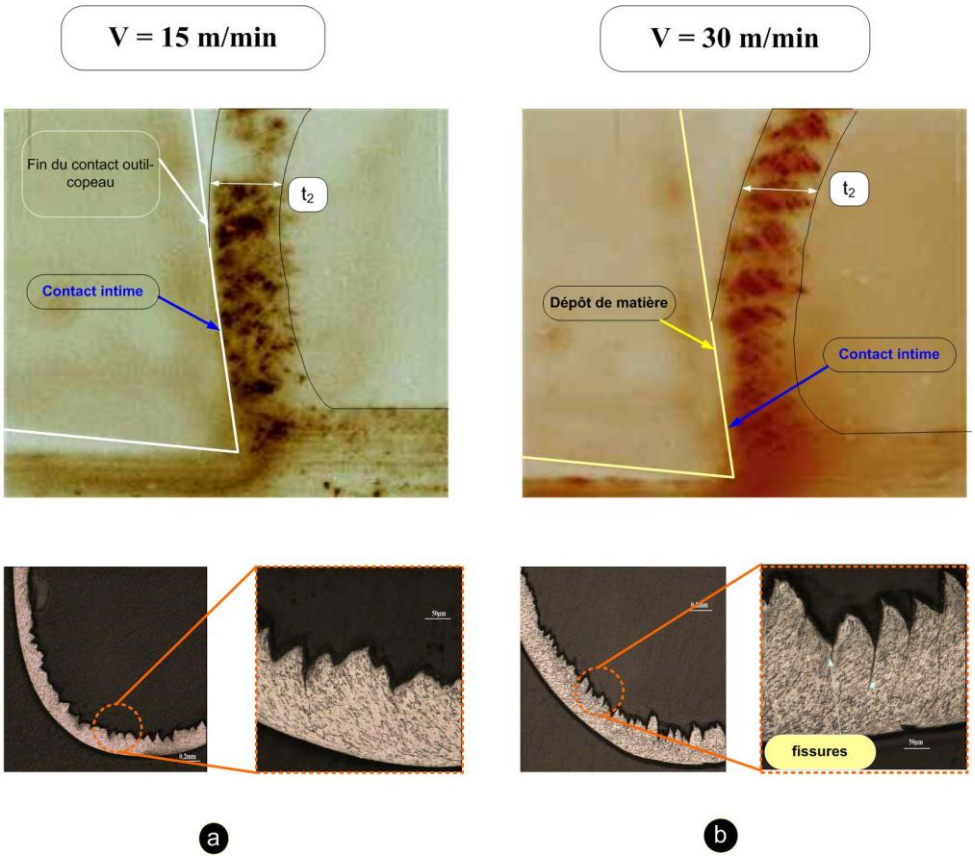


Figure III. 11 : Visualisation de la formation du copeau et ses différentes morphologies obtenues pour $V = 15$ m/min et $V = 30$ m/min. L'angle de coupe et l'avance sont respectivement $\alpha = 10°$ et $f = 0.12$ mm

Les copeaux obtenus lors de l'usinage de l'alliage de titane Ti6Al4V avec une vitesse $V = 30$ m/min sont de type segmenté ou à dents de scie avec des fissures notables entre deux segments. Il existe deux théories qui expliquent ce phénomène : la première est relative à l'instabilité thermoplastique et la seconde concerne l'initiation et la propagation de fissures dans le cisaillement primaire. Dans le cas du titane, Shaw et al. [1], ainsi que Komanduri et Von Turkovich [2], expliquent que cette morphologie

est due à une instabilité thermomécanique importante résultant de la compétition entre l'adoucissement thermique et l'écrouissage dans le cisaillement primaire.

Vyas et Shaw [3] et Hua et Shivpuri [4] expliquent, dans le même contexte, que la segmentation dans le titane pur est due au phénomène de propagation de fissure dans le cisaillement primaire. Bai et Dodd [5] suggèrent que les bandes de cisaillement adiabatique visibles entre deux segments consécutifs sont à l'origine de cette fissuration.

II.2. Analyse métallurgique des copeaux obtenus

Les copeaux présentent une microstructure très différente de celle du Ti6Al4V non usiné. La phase β adopte une morphologie allongée le long de la zone de cisaillement primaire et secondaire (voir Figure III. 12 C)). Cette morphologie assez irrégulière de β, parfois courbée selon la direction de l'écoulement de la matière, est supposée être la conséquence de l'effet de la déformation plastique à haute température suivie d'un refroidissement instantané. Ceci est particulièrement visible au voisinage de la jonction zone primaire - zone secondaire. On distingue aussi, au voisinage de la zone de cisaillement secondaire, des grains équiaxes (voir Figure III. 12 (D)). Ce phénomène a déjà été observé lors de la mise en forme des alliages de titane au voisinage du Transus β et pour des déformations >1-2.5. L'épaisseur de la zone de cisaillement secondaire ZCS est de l'ordre de 12.5 µm.

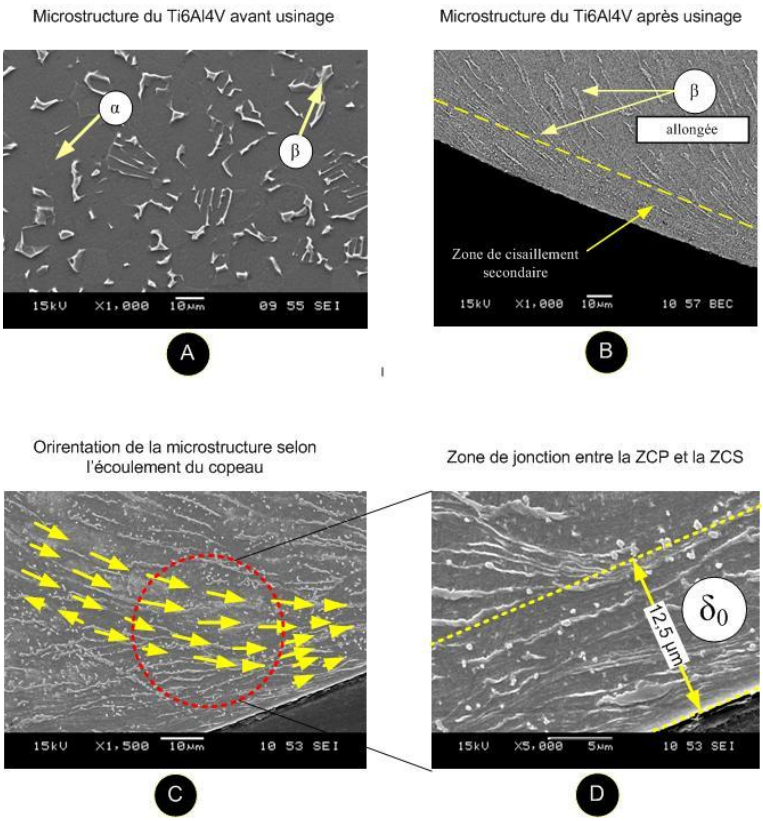


Figure III. 12 : A) Microstructure du Ti6Al4V avant usinage. B) Mise en évidence de la zone de cisaillement secondaire dans le copeau. C) Agrandissement de la zone de jonction entre la BPC et la ZCS. D) Détail de la ZCS : l'orientation des grains β dans le copeau est donnée par les lignes de glissement de la matière

II.3. Analyse de la surface de contact outil-copeau

L'analyse d'usure des outils de coupe a été effectuée à l'aide d'un microscope à balayage électronique MEB. Les principaux modes d'usures observés sont l'adhésion et le délaminage du revêtement TiAlN. Le taux d'adhésion dépend de la vitesse de coupe V et de l'angle de coupe α, comme le montre la Figure III. 13. Sur cette même figure, on constate que les zones d'usure sont essentiellement localisées à une certaine distance de l'arête de coupe. Dans le cas de la Figure III. 13 b), le délaminage est visible au début du contact, la forme régulière de l'arrachement du revêtement laisse penser qu'il a été effectué avec le copeau lors de son écoulement. En effet, nous avons remarqué pendant nos essais que les copeaux obtenus sont souvent collés à la face de coupe de l'outil.

Pour un angle de coupe $\alpha = 20°$ et à faible vitesse de coupe ($V = 15$ m/min), l'étendue de la zone d'adhésion représente 82% de la longueur de contact outil-copeau L_c. Le dépôt de matière est moins important au voisinage de l'arête de coupe que sur le reste du contact. Cependant, lorsque la vitesse de coupe augmente, l'étendue de la zone d'adhésion se réduit. Elle ne représente plus que 71% de L_c pour $V = 30$ m/min et passe à 53% pour $V = 60$ m/min avec un délaminage du revêtement de l'outil assez important.

Pour un angle de coupe $\alpha = 10°$, l'étendue de la zone d'adhésion représente 72% de L_c pour $V = 15$ m/min et passe à 76% de L_c pour $V = 60$ m/min. Le processus d'usure est plus prononcé lorsque l'angle de coupe est faible. En terme de contraintes appliquées sur la face de coupe, plusieurs auteurs ont montré que la pression normale à la pointe de l'outil augmente lorsque α diminue [6-8]. La modélisation proposée dans ce travail de thèse va également dans ce sens.

La localisation des zones d'adhésion sur la face de coupe est comparable aux observations expérimentales de Tasdalena et al. [9] lors de l'usinage de l'acier 100Cr6 avec une vitesse de coupe $V =$ 200m/min et une avance $f = 0.1$ mm. Les auteurs ont montré qu'au voisinage de l'arête de coupe, le contact est soumis à une forte pression normale sans glissement à l'interface, d'où le faible taux d'adhésion dans cette zone. Ils qualifient cette dernière comme étant un contact collant. Jaspers [10] estime, quant à lui, la limite de la zone de contact collant comme étant la zone où l'usure par diffusion est amorcée. M'Saoubi et al. [11] montrent que la zone de contact collant à l'interface est caractérisée par une adhésion peu prononcée sous l'action des contraintes très élevées. Les auteurs avancent l'hypothèse d'un contact intime ; dans ces conditions, la possibilité de formation d'oxyde à l'interface y est donc très peu favorable.

D'après nos observations, nous pouvons supposer que l'étendue du contact collant correspond à la zone présentant des faibles taux d'adhésion (au voisinage de l'arête de coupe). Elle s'arrête lorsque le processus de délaminage, accompagné d'une forte adhésion, est amorcé. Cependant, sur la Figure III. 13 b), il est difficile de se prononcer sur l'étendue des différentes zones de contact collant et glissant à cause de l'usure importante sur la face de coupe.

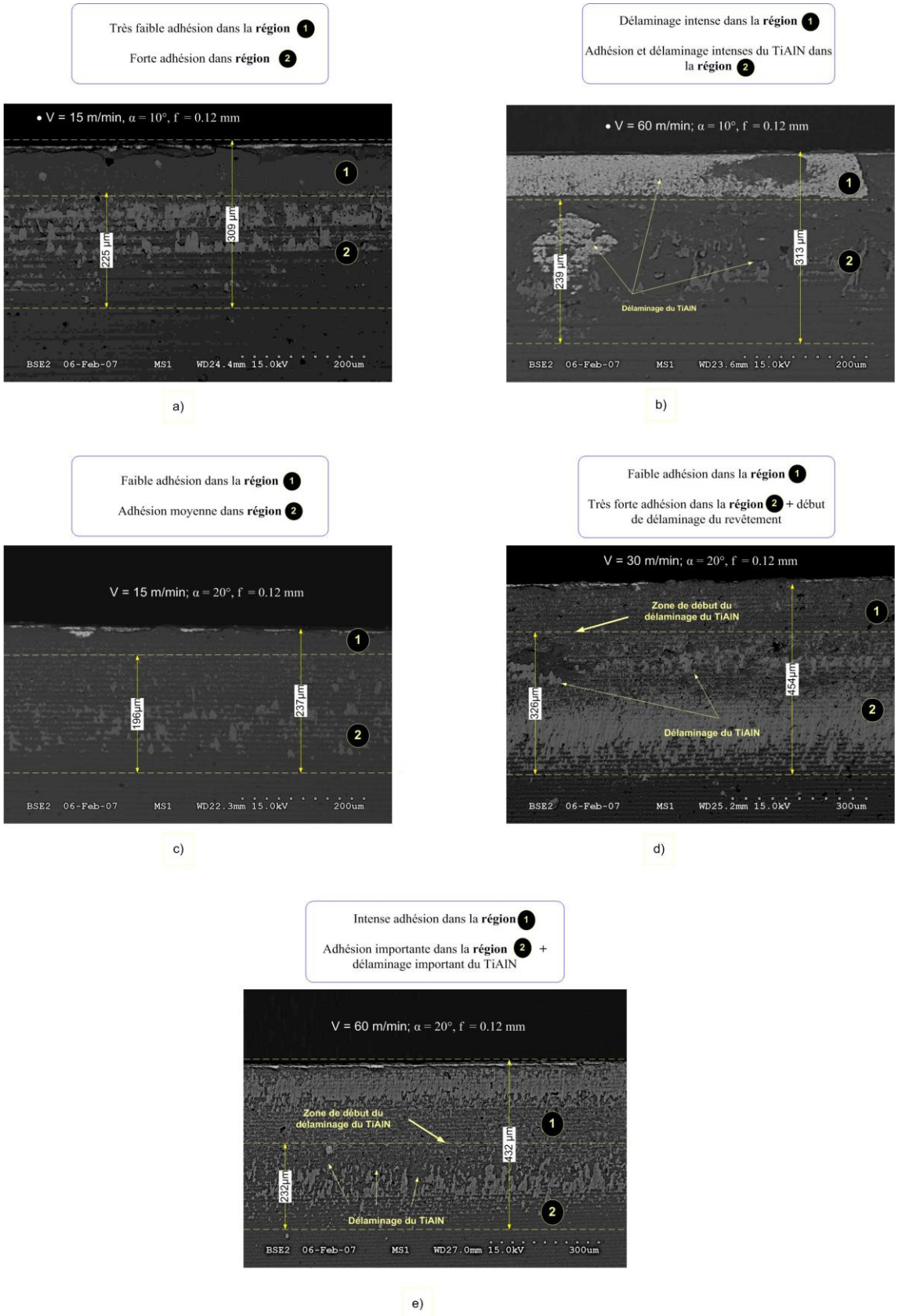


Figure III. 13 : Analyse du contact à l'interface outil-copeau et estimation des zones de contacts collants (1) glissants (2). a) $V = 15$ *m/min,* $\alpha = 10°$ *et* $f = 0.12$ *mm. b)* $V = 60$ *m/min,* $\alpha = 10°$ *et* $f = 0.12$ *mm. c)* $V = 15$ *m/min,* $\alpha = 20°$ *et* $f = 0.12$ *mm. d)* $V = 30$ *m/min,* $\alpha = 20°$ *et* $f = 0.12$ *mm. e)* $V = 60$ *m/min,* $\alpha = 20°$ *et* $f = 0.12$ *mm*

III. Validation expérimentale du modèle hybride

III.1. Identification de la loi de comportement pour l'alliage Ti6Al4V pour l'application du modèle hybride

La loi de comportement des matériaux en usinage doit tenir compte de l'effet de la vitesse de déformation $\dot{\varepsilon}$, de la déformation ε et de la température T. Dans la loi de Johnson Cook, ces sensibilités sont définies par trois coefficients m, n et υ (voir Eq II.39 du chapitre II). D'autres lois phénoménologiques plus physiques existent dans la littérature et traitent plus ou moins de la même manière le comportement du matériau sous sollicitation extrême. On trouve, à titre d'exemple, la loi de Zirelli-Armstrong [12] ou « Mechanical Thershold Stress » de Follansbee et Kocks [13] qui tiennent compte de l'histoire du matériau, c'est-à-dire des changements de phase qui s'opèrent sous des chargements extrêmes. Les travaux de Campbell et Fergusson [14], Tong et al. [15] et Klepaczko, [16] traitent de l'effet du changement de sensibilité à la vitesse de déformation $\dot{\varepsilon}$ à partir d'une vitesse de déformation seuil $\dot{\varepsilon}_t$. Il est communément admis que la sensibilité à la vitesse de déformation croît lorsque cette dernière dépasse cette vitesse de déformation critique. Pour s'adapter à cette problématique, plusieurs lois de comportement incorporent deux coefficients définissant cette sensibilité. Dans le logiciel d'éléments finis *Third Wave Advantedge* dédié à la simulation des procédés de coupe, deux coefficients m_1 et m_2 sont implémentés pour tenir compte du changement de la sensibilité à la vitesse de déformation. Le premier coefficient est ainsi dédié aux faibles et moyennes vitesses de déformation, le second est dédié aux hauts niveaux de vitesses de déformation. Pour plus de détails, voir l'étude de Marusich et Ortiz [17].

Dans le cadre de sa thèse, Soldani [18] a étudié le comportement de l'acier AISI 316L : il montre expérimentalement qu'à température ambiante et pour une déformation de 10%, lorsque la contrainte de cisaillement équivalente $\dot{\gamma} \geq 10^4 s^{-1}$, un saut de contrainte considérable s'opère. L'auteur a proposé la modification de la loi Johnson Cook conformément aux travaux de Marusich et Ortiz [17].

La contrainte de cisaillement dépendante de la loi Johnson Cook est donnée par l'expression suivante :

$$\tau = \frac{1}{\sqrt{3}}\left[A + B\left(\frac{\gamma}{\sqrt{3}}\right)^n\right]\left[1 + m\ln\left(\frac{\dot{\gamma}}{\dot{\gamma}_0}\right)\right]\left[1 - \left(\frac{T - T_r}{T_m - T_r}\right)^\nu\right] \qquad \text{(III.3)}$$

Afin d'intégrer l'effet de la transition dans la sensibilité à la vitesse de déformation, l'auteur a proposé une modification de la loi JC comme suit :

$$\tau = \frac{1}{\sqrt{3}}\left[A + B_2\left(\frac{\gamma}{\sqrt{3}}\right)^n\right]\left[1 + \ln\left(\left(\frac{\dot{\gamma}}{\dot{\gamma}_0}\right)^{m_2}\left(\frac{\dot{\gamma}_t}{\dot{\gamma}_0}\right)^{m-m_2}\right)\right]\left[1 - \left(\frac{T - T_r}{T_m - T_r}\right)^{\nu}\right] \quad \text{(III.4)}$$

où $\dot{\gamma}_t$ représente la vitesse de cisaillement de transition et m_2 le coefficient de sensibilité à la vitesse de déformation pour le domaine dynamique. Le paramètre B_2 est un terme contrôlant l'écrouissage qui sera identifié pour la loi JC modifiée.

Dans le cas du Ti6Al4V, les paramètres de la loi Johnson Cook utilisée pour l'alliage de titane sont données par le Tableau III- 2 [19] :

A (MPa)	B (MPa)	n	m	υ
862	331	0.34	0.012	0.8

Tableau III- 2 : Paramètres de la loi de comportement pour le Ti6Al4V, Meyer et al. (2001), [19].

Afin de déterminer la vitesse de déformation de transition $\dot{\gamma}_t$, nous avons utilisé les données expérimentales de Wulf [20], obtenues dans une gamme de vitesse de déformation $>10^3 s^{-1}$, pour une déformation plastique de 0.1 et une température ambiante. Le point d'intersection entre la loi Johnson-Cook et la droite moyenne approchant les valeurs expérimentales représente la vitesse de transition (voir Figure III. 14). Elle est estimée à $\dot{\gamma}_t = 3.10^3 s^{-1}$; ce résultat est en accord avec la valeur donnée par Lee et Lin $\dot{\gamma}_t > 10^3 s^{-1}$ [21].

Pour les hautes vitesses de déformation, la contrainte augmente très nettement, comme le montre la Figure III. 14. En conséquence, la valeur du coefficient m_2 définissant la sensibilité au taux de déformation augmente également. Par ailleurs, le taux d'écrouissage définissant la capacité du matériau à s'écrouir diminue avec la vitesse. Les paramètres B_2 et n caractérisant l'écrouissage du matériau doivent alors être modifiés. Si l'on maintien la valeur de n constante, les nouvelles valeurs de B_2 et m_2 sont données par :

$m_2 = 0.1302$

$B_2 = 314.38$ MPa

La loi Johnson-Cook modifiée présentée dans cette section sera utilisée pour la validation expérimentale de nos essais dans la partie qui suit.

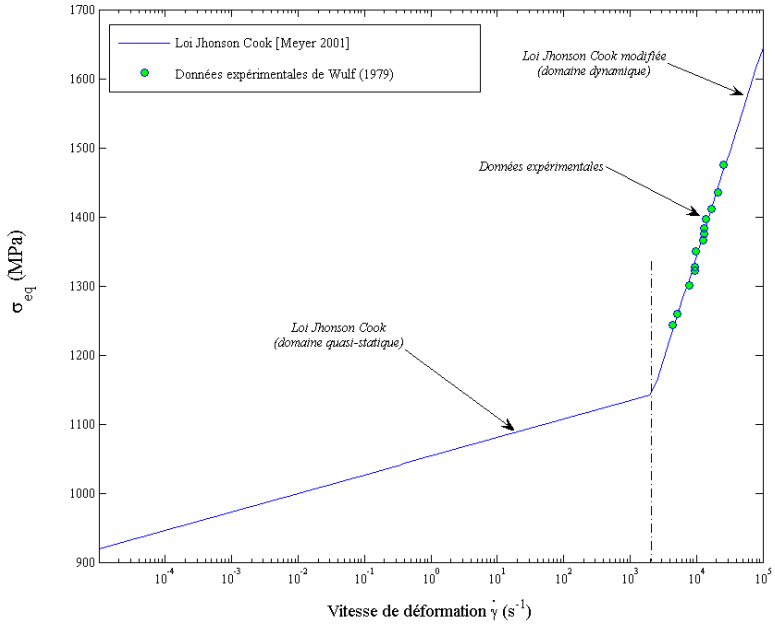


Figure III. 14 : Variation de la contrainte équivalente en fonction de la vitesse de déformation équivalente pour une déformation de 10% à température ambiante

III.2. Application du modèle à l'usinage de l'alliage de titane

Dans cette partie de l'étude, le modèle hybride développé dans le Chapitre II a été confronté aux essais de coupe réalisés sur le Ti6Al4V. Les efforts de coupe F_p et d'avance F_q ont été mesurés à l'aide de la table Kistler et la longueur de contact outil-copeau L_c est déduite à partir des micrographies réalisées sur les plaquettes d'outils usés (Figure III. 13). Rappelons aussi que pour une vitesse constante, cette longueur varie au cours du temps d'usinage (voir paragraphe II.3.1), du fait de la variation du coefficient de frottement apparent $\overline{\mu}$ et de l'angle de cisaillement primaire ϕ .

Les plages de variation des efforts de coupe F_p et d'avance F_q en fonction de la vitesse de coupe V sont présentées par le Tableau III-3 et la Figure III. 15 a) et III.15 b).

$\alpha(°)$	V m/min	$F_p(\exp)$	$F_q(\exp)$	$\overline{\mu}$	$\overline{\mu}$ introduit dans le modèle
10°	15	850 - 950	350 - 550	0.58 – 0.93	0.58
10°	30	800 - 1050	425 - 675	0.62 – 1.2	0.62
10°	60	775 - 1025	375 - 575	0.56 – 1.05	0.56
20°	15	695 - 805	175 - 345	0.63 – 1.05	0.63
20°	30	625 - 875	165 - 335	0.58 – 1.11	0.58
20°	60	450 - 800	125 - 375	0.55 – 1.47	0.55

Tableau III- 3 : Evolution des efforts de coupe expérimentaux et du coefficient de frottement apparent

La modélisation hybride présentée dans le chapitre précédent fait appel au coefficient de frottement apparent $\overline{\mu}$ comme paramètre d'entrée du modèle. Compte tenu de sa fluctuation au cours du temps, nous avons choisi la valeur minimale de ce coefficient pour l'application du modèle hybride.

Les paramètres suivants ont été fixés :

(i) l'épaisseur de la bande primaire de cisaillement $h = 25\mu m$,

(ii) le coefficient de distribution de la contrainte normale, $\xi = 3$ (voir Eq II.57 du chapitre II),

(iii) l'épaisseur de la zone de cisaillement secondaire $\delta_0 = 0.01t_2$, avec t_2 l'épaisseur du copeau,

(iiii) les coefficients $A_1 = 32°$ et $A_2 = 1/3$ de la loi de Zvorykin pour le calcul de l'angle ϕ (d'après cette loi, $\phi = A_1 + A_2(\alpha - \lambda)$),

(iiiii) le coefficient de Taylor-Quinney $\beta = 0.9$.

Les caractéristiques thermomécaniques du Ti6Al4V sont :

$k = 7$ W/mK , $\rho = 4520$ kg/m^3 , $C_p = 610$ J/kgK et $T_f = 1933$K

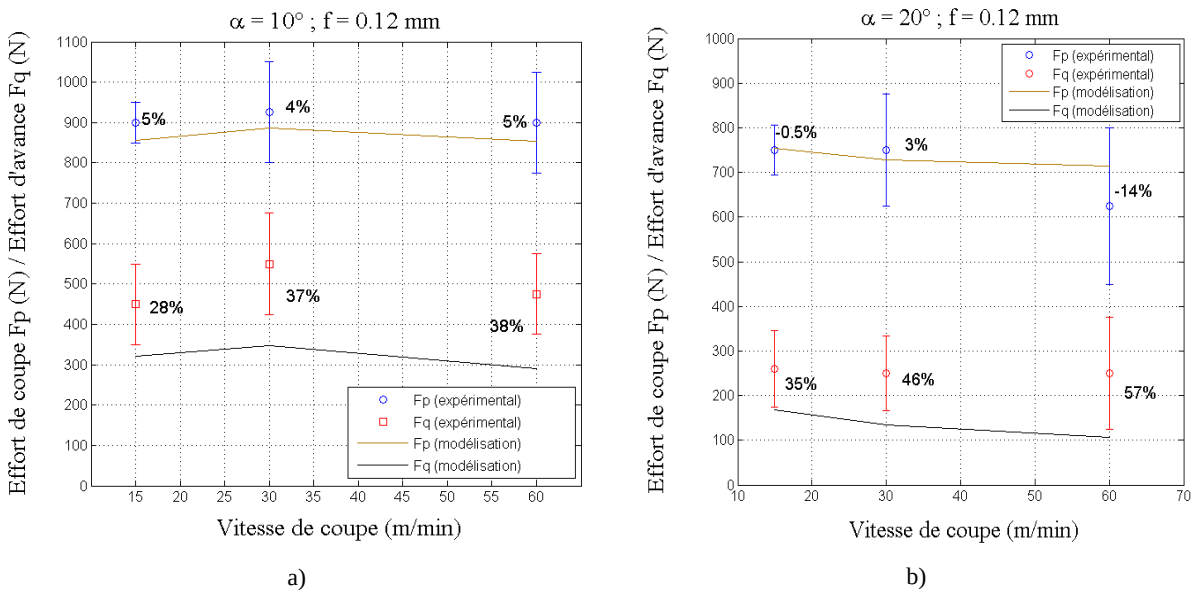


Figure III. 15 : Comparaison des efforts de coupe et d'avance expérimentaux avec les efforts déterminés par le modèle hybride : a) pour $\alpha = 10°$ et b) $\alpha = 20°$. L'avance $f = 0.12$ mm et la largeur de coupe $w = 4$ mm. Paramètres du modèle hybride : $\xi = 3$ et l'épaisseur de la ZCS $\delta_0 = 0.01t_2$

Les tendances expérimentales des efforts de coupe F_p et d'avance F_q en fonction de la vitesse de coupe V , donnés par la Figure III. 15 a) et III. 15 b), sont bien reproduites par le modèle. Pour un angle $\alpha = 10°$, les écarts en terme de prédiction des efforts de coupe F_p sont de l'ordre de 5%. Cependant, l'écart devient plus important pour les efforts d'avance F_q avec un respect de la tendance,

à savoir une augmentation de l'effort entre $V = 15$ m/min et $V = 30$ m/min puis une décroissance pour $V = 60$ m/min.

Pour $\alpha = 20°$, on retrouve également une bonne cohérence entre le modèle et les résultats expérimentaux pour les efforts de coupe F_p avec des écarts faibles. Néanmoins, les efforts d'avance restent pratiquement constants pour les trois vitesses tandis que le modèle montre une décroissance de ces derniers ; les écarts sont élevés, de l'ordre de 45% en moyenne.

L'écart important dans l'estimation de l'effort d'avance peut être dû au fait que dans ce modèle, on surestime la température à l'interface en négligeant le transfert de chaleur vers l'outil. En conséquence, on surestime également le phénomène d'adoucissement thermique, ce qui aboutit sur une contrainte de cisaillement moyenne $\overline{\tau}_{st}$ moins importante dans la zone de contact collant. Rappelons que dans notre modèle, cette contrainte moyenne est nécessaire pour le calcul de l'effort de frottement F_f à l'interface (voir Eq .II.65.1 du chapitre II).

Le Tableau III- 4 illustre l'évolution des différents paramètres caractérisant le contact outil-copeau. Le ratio de la zone de contact collant $R = a/L_c$ et le coefficient de frottement local μ_f augmente lorsque la vitesse de coupe augmente. Cela peut s'expliquer par le phénomène d'adoucissement thermique qui augmente avec la vitesse favorisant un contact collant à l'interface. Une augmentation de V implique des sources de chaleur générée par la déformation plastique Q_p et par le frottement Q_f plus importants.

$\alpha(°)$	V m/min	$R = a/L_c$	R (exp)	μ_f	$\overline{T}_{\text{int}}$
10°	15	44%	17%	1.28	1042
10°	30	57%	NM	2.3	1202
10°	60	66%	14%	3.52	1338
20°	15	42%	18%	1.3	978
20°	30	46%	29%	1.32	1090
20°	60	54%	47%	1.7	1239

Tableau III- 4 : Evolution des paramètres du contact en fonction de la vitesse V et de l'angle de coupe α

L'augmentation de la température moyenne $\overline{T}_{\text{int}}$ à l'interface confirme cette tendance, ainsi que le ratio de la zone de contact collant mesuré à partir de l'empreinte d'adhésion sur la face de coupe, (Figure III. 13). La zone présentant une forte adhésion augmente avec la vitesse V (voir Figure III. 16 b)) pour $\alpha = 20°$.

Les coefficients de frottement locaux μ_f sont moins importants lorsque l'angle de coupe est élevé, ce qui favorise le glissement à l'interface outil-copeau.

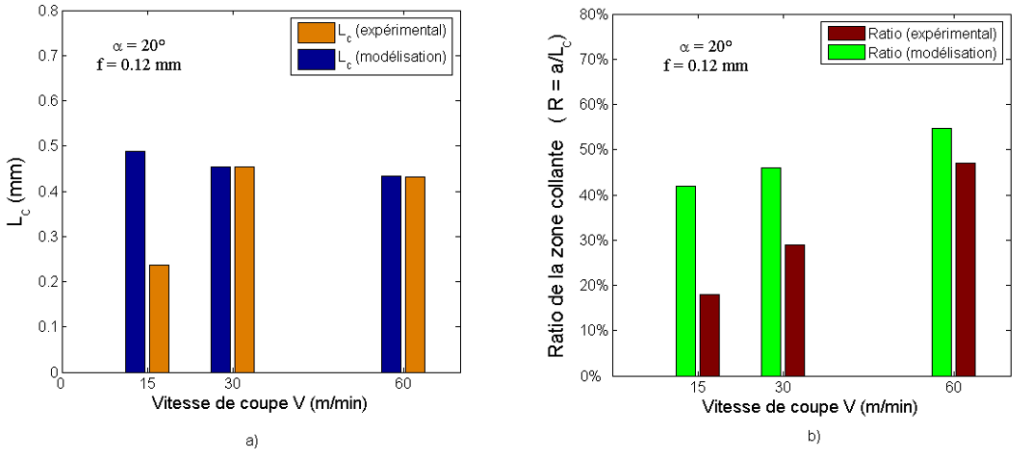


Figure III. 16 : a) Comparaison entre la longueur de contact totale L_c donnée par le modèle et celle mesurée expérimentalement. b) Comparaison entre le ratio $R = a/L_c$ simulé et mesuré expérimentalement en fonction de V. Les conditions de coupe sont $\alpha = 20°$ et $f = 0.12$ mm

La Figure III. 16 a) et b) laisse apparaître une bonne estimation de la longueur de contact totale L_c pour les vitesses de coupe $V = 30$ et 60 m/min. La faible diminution de L_c en fonction de la vitesse s'explique par la baisse du coefficient de frottement apparent $\overline{\mu}$. Par ailleurs, l'évolution du ratio de la zone de contact collant suit une tendance croissante, observée également de façon expérimentale. Cela laisse penser qu'il existe une relation entre l'étendue de la couche d'adhésion et l'évolution de la zone de contact collant à l'interface.

III.3. Evolution des paramètres tribologiques à l'interface outil-copeau : pressions, contraintes mécaniques et température à l'interface

La distribution de la température à l'interface outil-copeau est donnée par la Figure III. 17 a) et b). La température à l'interface est une fonction croissante de la vitesse. Il est à noter que les niveaux de températures sont assez élevés même pour une faible vitesse de coupe. Ceci est principalement dû au caractère réfractaire de l'alliage Ti6Al4V.

Les hautes températures de contact conduisent à un adoucissement thermique très localisé, sans possibilité d'échange avec le reste de la matière à cause de la faible conductivité thermique du Ti6Al4V. Cette situation engendre, dans la plupart des cas, une instabilité qui se manifeste par l'apparition d'une bande de cisaillement adiabatique à l'origine de la segmentation du copeau. Elles peuvent aussi favoriser les phénomènes d'adhésion et de diffusion entre les deux antagonistes. Il faut souligner que dans notre modèle, le transfert de chaleur dans l'outil a été négligé, ce qui induit une surestimation de la température à l'interface.

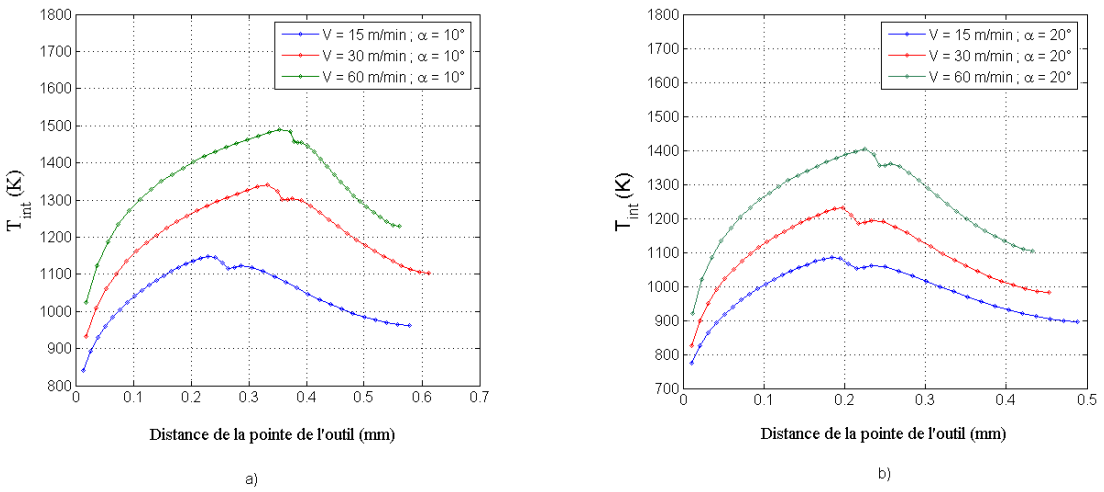


Figure III. 17 : Distribution de la température à l'interface outil-copeau T_{int} pour différentes vitesses de coupe V . a) cas de l'angle de coupe $\alpha = 10°$. b) cas de l'angle de coupe $\alpha = 20°$.

La distribution de la contrainte de cisaillement τ_{int} et de la pression normale σ_N à l'interface est donnée par la Figure III. 18.

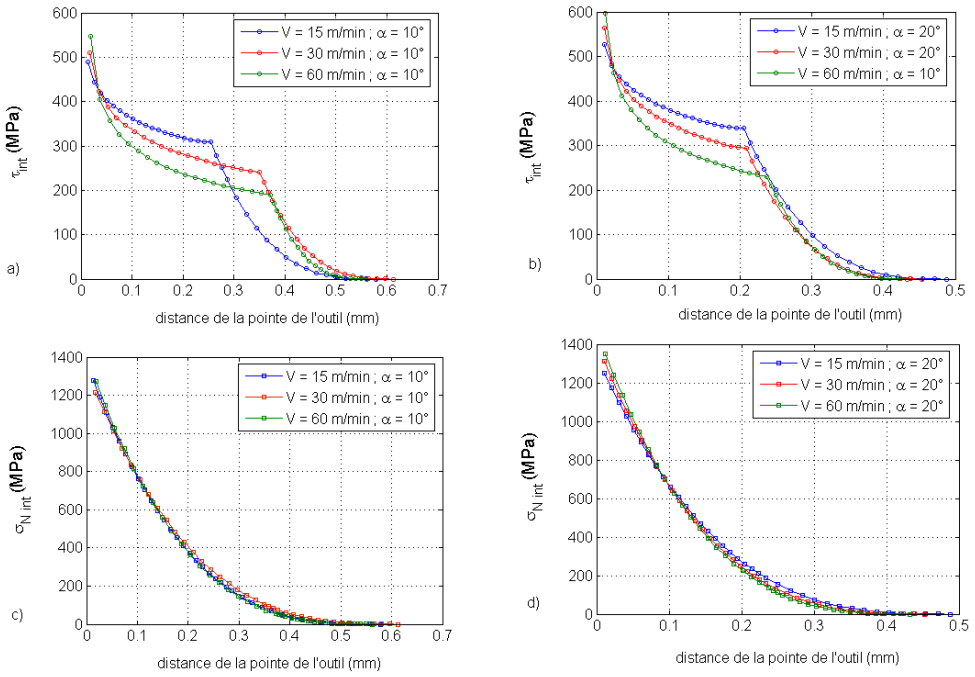


Figure III. 18 : Distribution de la contrainte de cisaillement τ_{int} et de la pression σ_N à l'interface outil-copeau pour différentes vitesses de coupe. a) τ_{int} pour $\alpha = 10°$, b) τ_{int} pour $\alpha = 20°$, c) σ_N pour $\alpha = 10°$ et d) σ_N pour $\alpha = 20°$

Comme cela a été dit précédemment, l'importante élévation de la température à l'interface (Figure III. 17) favorise le phénomène d'adoucissement thermique à l'interface outil-copeau. Les Figure III. 18 a) et b) rendent bien compte de cet aspect. Cependant, la pression normale est indépendante de la

température à l'interface. Par ailleurs, on peut dire que le paramètre principal régissant le contact collant à l'interface via le ratio $R = a/L_c$ est principalement la température.

De plus, la faible conductivité du Ti6Al4V limite la dissipation de la chaleur et accentue le phénomène d'adoucissement thermique du matériau lors de son écoulement sur la face de coupe.

III.4. Application à l'acier AISI 1050

Afin de vérifier la validité de notre modèle sur un autre type de matériau métallique, nous proposons d'étudier le cas de l'acier AISI 1050. Les données expérimentales des efforts de coupe sont issues de la littérature, [18]. Pour ce matériau, les paramètres de la loi de comportement de Johnson Cook, identifiés par Jaspers et Dautzenberg [22] pour un acier AISI 1045 (sans traitement thermique) ont été appliqués. Ces valeurs sont reportées dans le Tableau III-5 suivant :

A (MPa)	B (MPa)	n	m	υ
553.1	600.8	0.234	0.0134	1

Tableau III- 5 : Paramètres de la loi de Johnson Cook retenus pour l'application du modèle à l'acier AISI 1050.

Les essais de coupe ont été réalisés à sec, avec un outil carbure revêtu de TiAlN (Grade TT1500) et deux angles de coupe $\alpha = 0°$ et $\alpha = 5°$. Les avances varient entre $f = 0.12$ mm/tr et $f = 0.32$ mm/tr. Les résultats expérimentaux sont illustrés dans le Tableau III-6.

On remarque de façon très claire que l'augmentation de la vitesse V réduit le coefficient de frottement apparent $\overline{\mu}$. L'augmentation de l'angle de coupe α aboutit cependant à des coefficients de frottement apparent $\overline{\mu}$ plus importants. Enfin, une augmentation de l'avance f donne des efforts de coupe plus élevés.

Le modèle hybride a été appliqué en utilisant les mêmes coefficients de frottement apparents mesurés expérimentalement. Les paramètres d'entrées du modèle sont données par :

- le coefficient de distribution de la pression normale $\xi = 2$ (voir Eq II.57 du chapitre II),
- la largeur de coupe $w = 2$ mm,
- les paramètres $A_1 = 45°$ et $A_2 = 0.5$ pour le calcul de l'angle de cisaillement primaire ϕ (loi donnée par Merchant),
- l'épaisseur de la zone de cisaillement secondaire $\delta_0 = 0.1t_2$ (10% de l'épaisseur du copeau),
- la conductivité thermique $k = 54$ W/mK,
- la densité volumique $\rho = 7800$ kg/m^3,
- la chaleur spécifique $C_p = 500$ J/kg K,

- la température de fusion $T_f = 1458°C$,
- et enfin tous les paramètres de la loi de comportement donnés par le Tableau III-5.

N° Essai	V (m/min)	α (°)	Avance f (mm/tr)	Effort de coupe $F_p(\exp)$	Effort d'avance $F_q(\exp)$	Frottement apparent $\overline{\mu}\ (\exp)$
1	75	5	0.12	483	278	0.70
2	75	5	0.16	656	383	0.71
3	75	5	0.24	919	449	0.6
4	75	5	0.32	1154	508	0.5
5	150	0	0.12	449	237	0.53
6	150	0	0.16	600	300	0.5
7	150	0	0.32	1188	509	0.43
8	150	5	0.12	445	215	0.59
9	150	5	0.16	592	263	0.55
10	215	5	0.12	431	195	0.56
11	215	5	0.16	561	215	0.49
12	300	0	0.12	446	187	0.42
13	300	0	0.16	589	236	0.40
14	300	0	0.24	853	293	0.34
15	300	5	0.12	445	160	0.46
16	300	5	0.16	581	194	0.43
17	600	5	0.12	384	90	0.33
18	600	5	0.16	512	119	0.33

Tableau III- 6 : Conditions de coupe et mesures expérimentales des efforts de coupe pour le couple Wc-Co/TiAlN-AISI1050. Données issues des travaux de Soldani, [19].

Nous allons confronter les résultats obtenus aux valeurs expérimentales données par le Tableau III-6. Les résultats de ces comparaisons sont donnés par le Tableau III- 7. Il ressort que l'erreur par rapport aux mesures expérimentales est comprise entre 5% et 15 % pour l'effort de coupe F_p et entre 1% et 5% pour l'effort d'avance F_q, ce qui laisse apparaître une bonne concordance entre le modèle et l'expérience.

Par ailleurs, le ratio de la zone de contact collant déterminé par le modèle se situe aux alentours de 70% de la longueur de contact totale L_c. Les coefficients de frottement locaux μ_f sont aussi comparables à ceux obtenus par Childs et al. [8] pour un acier dur avec un taux de carbone de 0.45 % et pour une vitesse de coupe comprise entre $V = 100$ m/min et $V = 200$ m/min (voir paragraphe III.3 du chapitre I). Les températures moyennes calculées par le modèle croissent avec la vitesse de coupe

et l'avance. Une faible décroissance de cette température moyenne est obtenue sous l'effet de l'augmentation de l'angle de coupe et du coefficient de frottement apparent (Essais N°12 et N°15 par exemple).

N° Essai	F_p (modèle)	Ecart en %	F_q (modèle)	Ecart en %	Ratio $R = a/L_c$	Frottement local μ_f	Température moyenne $\overline{T}_{\text{int}}$ (°C)
1	565	14,6	320	13,3	0,73	3,32	738
2	754	13,0	426	10,2	0,82	6,69	791
3	1045	12,0	499	10,0	0,77	3,53	825
4	1337	13,7	578	12,2	0,77	3,04	859
5	547	17,9	285	16,8	0,73	2,33	842
6	710	15,5	349	14,0	0,76	2,57	884
7	1333	10,9	562	9,4	0,84	4,42	988
8	522	14,7	244	12,1	0,75	2,97	825
9	673	12,0	291	9,7	0,77	3,05	864
10	511	15,6	225	13,4	0,82	5,00	888
11	642	12,6	243	11,4	0,76	2,44	910
12	499	10,6	206	9,3	0,67	1,25	919
13	653	9,8	256	7,9	0,73	1,56	969
14	926	7,9	309	5,1	0,68	0,95	1009
15	471	5,5	165	3,1	0,69	1,49	901
16	611	4,9	197	1,8	0,72	1,64	946
17	422	9,0	97	7,4	0,53	0,54	949
18	562	9,0	129	7,8	0,68	0,93	1032

Tableau III- 7 : Comparaison des essais expérimentaux par rapport à la modélisation et estimation du ratio de la zone de contact collant R, du coefficient de frottement local μ_f et de la température moyenne $\overline{T}_{\text{int}}$ à l'interface outil-copeau

L'évolution des efforts de coupe F_p et F_q en fonction de la vitesse de coupe V est présentée par la Figure III. 19 a) et b). Les courbes représentent l'évolution des efforts de coupe pour un angle de coupe $\alpha = 5°$ et deux avances $f = 0.12\,\text{mm}$ et $f = 0.16\,\text{mm}$. De façon générale, le modèle laisse apparaître une bonne reproduction des tendances expérimentales bien que de faibles écarts subsistent. Ceci peut être dû à la loi de comportement qui est plus représentative dans le cas de l'acier plutôt que dans celui de l'alliage Ti6Al4V.

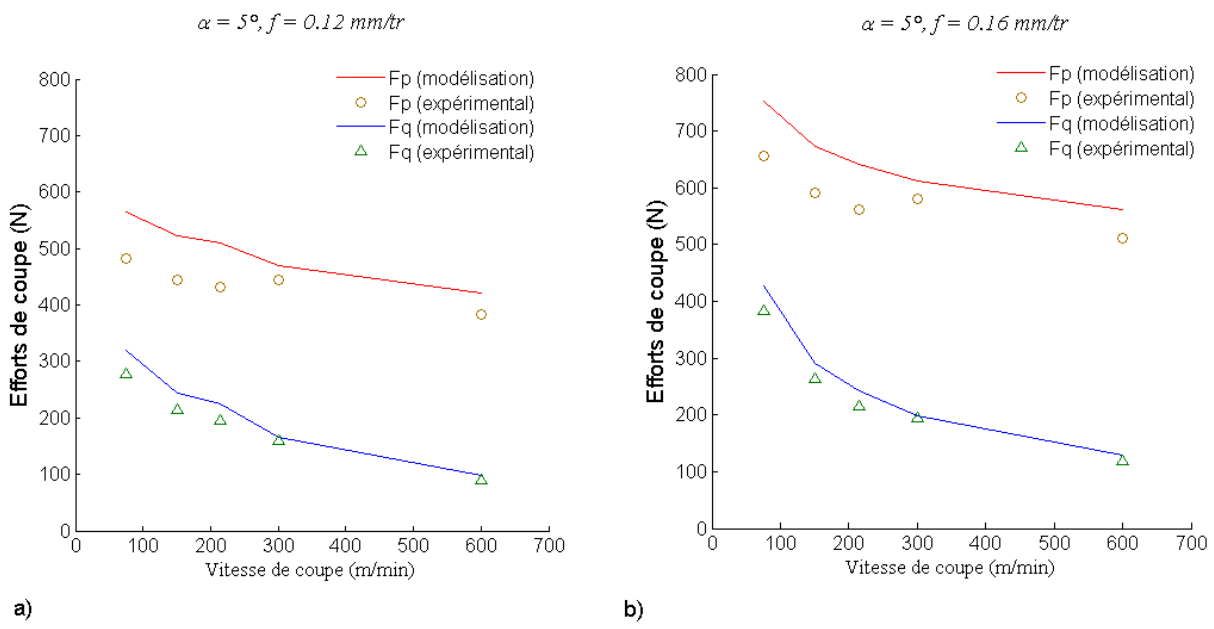


Figure III. 19 : Comparaison entre les efforts de coupe mesurés et modélisés par l'approche hybride a) $\alpha = 5°$, $f = 0.12$ *mm/tr et* $w = 2$ *mm. b)* $\alpha = 5°$, $f = 0.16$ *mm/tr et* $w = 2$ *mm.*

Conclusion

Dans la première partie de ce chapitre, nous avons présenté le dispositif expérimental utilisé dans le cadre de l'usinage de l'alliage de titane Ti6Al4V. Une caractérisation métallurgique du matériau a été également présentée.

L'analyse d'usure effectuée dans la deuxième partie de ce chapitre montre que le mode de dégradation de l'outil carbure revêtu TiAlN est essentiellement l'adhésion et le délaminage du revêtement. L'analyse des micrographies des outils usés nous a permis d'estimer la part du contact collant à l'interface outil-copeau. Cette zone adjacente à la pointe de l'outil est faiblement marquée par l'adhésion du titane.

Le modèle hybride a été par la suite appliqué pour s'assurer de sa validité. Les résultats expérimentaux montrent une bonne cohérence concernant les valeurs des efforts de coupe et une sous-estimation des efforts d'avance. Rappelons que ce modèle se base sur quelques hypothèses simplificatrices qui peuvent induire des erreurs dans la prédiction. Le modèle est relatif aux copeaux continus alors que le titane donne des copeaux segmentés dans la plupart des cas. De plus, le transfert de chaleur dans l'outil a été négligé ce qui amène notamment à une surestimation du phénomène d'adoucissement thermique.

Dans la dernière partie de cette étude, une confrontation expérimentale supplémentaire a été présentée dans le but de valider notre modèle dans le cas des aciers. Il a été montré que le modèle hybride est en bonne corrélation avec les résultats expérimentaux.

Références du Chapitre III

1. Shaw M.C., Drike S.O., Smith P.A., Cook N.H., Loewen E.G., Yang C.T., *Machining Titanium.* Massachusetts Insitute of Technology, 1954.
2. Komanduri R., Turkovich B.F., *New observations on the mechanism of chip formation when machining titanium alloys.* Wear, 1981. **69**: p. 179-188.
3. Vyas A., Shaw M.C., *Mechanics of saw-tooth chip formation in metal cutting.* Journal Manufact. Sci. Engng, 1999: p. 121-165.
4. Hua J., Shivpuri R., *Prediction of chip morphology and segmentation during the machining of titanium alloys.* Journal of Materials Processing Technology, 2004. **150**(1-2): p. 124-133.
5. Bai Y., Dodd B., *Adiabatic shear localisation; Occurence, Theories and Applications*. 1992: Pergamon Press.
6. Zorev N.N., Massey H.S.H., *Metal Cutting Mechanics.* Pergamon Press, 1966.
7. Trent E.M., Wright P.K., *Metal cutting, Butterworth-Heinemann, Boston*. 2000.
8. Childs T.H.C., Maekawa K., Obikawa T., Yamane Y., *Metal Machining; Theory and Applications*. 2000: Copublished in North, Central and South America by John Wiley & Sons Inc. New York-Toronto. 65-68.
9. Tasdelen B., Thordenberg H., Olofsson D., *An experimental investigation on contact length during minimum quantity lubrication (MQL) machining.* Journal of Materials Processing Technology, 2008. **203**(1-3): p. 221-231.
10. Jaspers S.P.F.C., *Metal cutting mechanics and Material bevahior*. 1999, Technische Universiteit: Eindhoven.
11. M'Saoubi R., Chandrasekaran H., *Innovative methods for the investigation of tool-chip adhesion and layer formation during machining.* CIRP Annals - Manufacturing Technology, 2005. **54**(1): p. 59-62.
12. Zerilli F.J., Armstrong R.W., *Dislocation mechanics based analysis of materials dynamics behaviour.* J. de Physique IV 7, 1997. **C8**: p. 637–648.
13. Follansbee P.S., Kocks U.F., *A Constitutive Description of the Deformation of Copper Based on the Use of the Mechanical Threshold Stress as an Internal State Variable.* Acta metall, 1988. **36**: p. 81-93.
14. Campbell J.D., Ferguson W.G., *The temperature and strain rate dependence of the shear strength of mild steel.* Philosophical Magazine, 1970. **21**: p. 63-82.
15. Tong W., Clifton R.J., Huang S., *Pressure-shear impact investigation of strain rate history effects in oxygen-free high-conductivity copper.* Journal Mech. Phys. Solids, 1992. **40**: p. 1251-1294.
16. Klepaczko J.R., *An experimental technique for shear testing at high and very high strain rates. The case of a mid steel.* Int . J. Impact. Engng., 1994. **15**: p. 25-39.
17. Marusich T.D., Ortiz M., *Modelling and simulation of high-speed machining.* International Journal for Numerical Methods in Engineering, 1995. **38**: p. 3675-3694.
18. Soldani X., *Modélisation analytique de l'usinage a grande vitesse et étude de l'usure en cratère; Application au tourange,* in *LPMM, U.M.R., CNRS n°7554,* . 2008, Université Paul Verlaine, Metz, France.
19. Meyer J.H.W., Kleponis D.S., *Modelling the high strain rate behavior of Titanium undergoing ballistic impact and penetration.* Int Journal impact Eng, 2001. **26**: p. 509-521.

20. Wulf G.L., *High strain rate compression of titanium and some titanium alloys.* Int Journal of Mech. Sci., 1979. **21**: p. 713-718.

21. Lee W.S., Lin C.F., *Plastic deformation and fracture behaviour of Ti-6Al-4V alloy loaded with high strain rate under various temperatures.* Mater. Sci. Eng., 1998. **A241**: p. 855-860.

22. Jaspers S.P.F.C., Dautzenberg J.H., *Material behaviour in conditions similar to metal cutting: flow stress in the primary shear zone.* journal of Materials Processing Technology, 2001. **122**: p. 322-330.

Chapitre IV
Etude paramétrique du modèle hybride

Introduction

Avant d'aborder l'étude paramétrique du modèle hybride présenté dans le chapitre II, il est intéressant de contextualiser la problématique du frottement dans un processus de coupe. Le coefficient de frottement apparent $\overline{\mu}$ est facilement déductible expérimentalement à partir de la mesure des efforts de coupe. Cependant, ce coefficient fournit une caractéristique macroscopique des conditions de contact entre l'outil et le copeau. Il englobe plusieurs phénomènes interdépendants comme le caractère collant-glissant de l'interface outil-copeau et les conditions de contact au niveau de l'arête de coupe et du contact en dépouille, dans le cas où ce dernier est suffisamment large. Une usure assez conséquente de l'outil complique également le problème. Dans le cas où l'avance f est suffisamment grande par rapport au rayon de l'arête, on peut négliger son impact sur $\overline{\mu}$ par rapport au reste du contact outil-copeau.

Par ailleurs, si on se place également dans le cas où l'usure est quasi absente, pour une valeur donnée de $\overline{\mu}$, l'aspect collant-glissant du contact outil-copeau est principalement gouverné par le niveau de pression de contact et celui de la contrainte d'écoulement du matériau dans la zone de cisaillement

secondaire (ZCS). Ainsi, le niveau de la température à l'interface outil-copeau sera le paramètre principal qui contrôlera l'évolution de la part de chacun des types de contact. Les paramètres de coupe choisis et la nature du matériau usiné influenceront également les conditions de contact via leurs effets sur la température à l'interface T_{int} et sur la pression de contact.

Dans cette étude, le flux de chaleur transmis dans l'outil de coupe n'est pas pris en compte afin de dissocier les effets des différents paramètres sur les conditions tribologiques à l'interface outil-copeau.

Le but de ce chapitre est d'analyser les différentes interactions entre les conditions de coupe et le contact outil-copeau, qui, généralement, sont uniquement accessibles via le coefficient de frottement apparent $\overline{\mu}$. Au niveau local du contact, le modèle permet donc d'accéder aux conditions tribologiques entre les deux antagonistes en fonction des conditions de coupe et de la nature du matériau usiné. Il permet également d'expliquer les différentes tendances et de mettre l'accent sur les paramètres importants dont il faut obtenir une modélisation fine.

L'approche hybride proposée dans le chapitre II permet de mettre facilement en place une étude paramétrique en vue d'analyser l'effet des paramètres d'entrée du modèle, tels que le coefficient de frottement apparent $\overline{\mu}$, les conditions de coupe (vitesse de coupe V, angle de coupe α, avance f), la distribution de la contrainte normale à la face de coupe et l'angle de cisaillement primaire ϕ. Dans une premier temps, cet angle a été choisi en se basant sur le critère de minimisation de l'énergie, comme l'a suggéré Merchant [1]. Puis dans un second temps, l'angle de cisaillement primaire ϕ sera varier afin d'analyser leur influence sur la nature du contact. L'effet du comportement du matériau usiné sous des conditions extrêmes de température et de pression sera aussi abordé dans cette étude paramétrique. A travers l'étude d'influence des paramètres de la loi de comportement du matériau usiné, nous essayerons d'expliquer la pertinence du choix de ces derniers dans la prédiction de la nature du contact et la distribution des différents paramètres tribologiques qui le régissent.

I. Présentation du matériau utilisé dans l'étude paramétrique

Notre modélisation hybride de la coupe orthogonale est appliquée dans le cas de l'usinage de l'acier 42CrMo4, similaire à l'acier AISI 4142. La loi de comportement du matériau a été identifiée par des essais dynamiques à différentes températures. Ces paramètres, reportés dans le Tableau VI-1, ont été identifiés par Molinari et al. [2].

$A(Mpa)$	$B(Mpa)$	$\dot{\gamma}_0\left(s^{-1}\right)$	n	m	υ
612	436	0.001	0.15	0.008	1.46

Tableau IV- 1 : paramètres de la loi Johnson-Cook, selon Molinari et al., [2].

Les caractéristiques de l'acier 42CrMo4 sont données dans le Tableau VI-2 :

Masse volumique $\rho\left(kg/m^3\right)$	Chaleur spécifique $C\left(J/\left(kg.°K\right)\right)$	Conductivité thermique $k\left(W/m.°K\right)$	Température de référence $T_r\left(°K\right)$	Température de fusion $T_f\left(°K\right)$
7800	500	54	296	1793

Tableau IV- 2 : caractéristiques de l'acier acier 42CrMo4

II. Etude paramétrique du modèle hybride de la coupe

Avant de procéder à l'étude paramétrique de notre modèle, certaines caractéristiques géométriques des zones de déformation primaire et secondaire doivent être définies (voir Figure IV- 1) :

- L'épaisseur de la bande primaire de cisaillement h a été choisie conformément aux observations expérimentales [3, 4], soit $h = 25\mu m$ pour les aciers.
- L'angle de cisaillement primaire est choisi selon le modèle de Merchant en minimisant la puissance consommée $P = F_p V$. Il est donné par la relation $\phi = \pi/4 + 0.5\left(\alpha - \tan^{-1}\left(\overline{\mu}\right)\right)$, avec $\overline{\mu}$ le coefficient de frottement apparent.
- L'épaisseur de la zone de cisaillement secondaire δ_0 est également choisie conformément aux valeurs expérimentales trouvées dans la littérature [5, 6]. Elle représente souvent un pourcentage compris entre 1 et 10% de l'épaisseur du copeau t_2. Bouzid [6] la situe entre 3 et 4% dans le cas de l'acier 25CD4. Dans cette étude, l'épaisseur de la ZCS est fixée à 10% de t_2.
- L'étendue de la zone de transition "b", permettant la continuité de la vitesse à l'interface outil-copeau, est supposée égale à 10% de la longueur de contact collant "a".

La Figure IV-1 illustre les caractéristiques géométriques de la bande primaire de cisaillement, de la zone de cisaillement secondaire et du contact outil-copeau partagé en trois zones (collant, transition et glissant).

Rappelons que le transfert de chaleur dans l'outil est négligé dans cette étude. Il en est de même pour l'effet de la zone de dépouille.

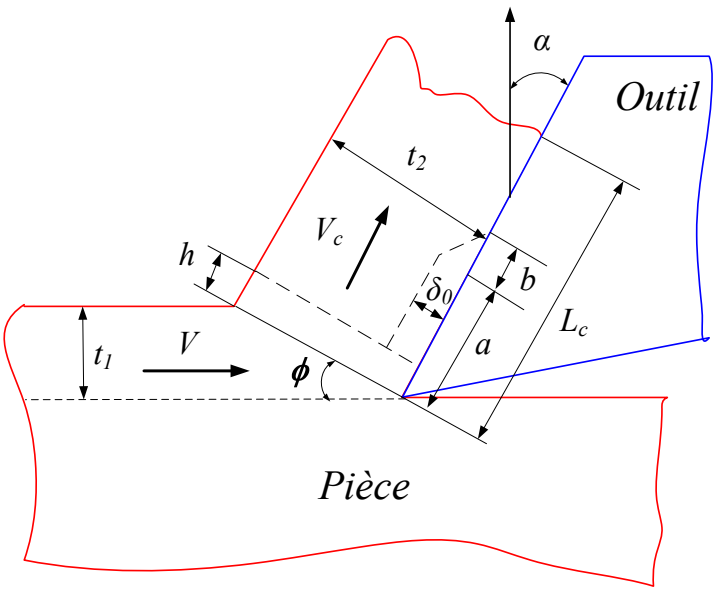


Figure IV- 1 : Vue du copeau dans le plan normal à l'arête de coupe. a est la longueur de contact collant ; b est la longueur de la zone de transition, L_c longueur du contact outil-copeau ; h épaisseur de la bande primaire de cisaillement et δ_0 épaisseur de la zone de cisaillement secondaire

II.1. Influence de la zone de contact collant sur la distribution de la température à l'interface T_{int} et sur le coefficient de frottement local μ_f

La Figure IV- 2 illustre l'influence du ratio a/L_c de la zone de contact collant par rapport à la longueur de contact totale L_c sur le coefficient de frottement local μ_f et sur l'évolution de la température à l'interface outil-copeau T_{int}. La vitesse de coupe, l'angle de frottement moyen, l'angle de coupe, l'avance et le coefficient de distribution de la pression sont respectivement donnés par : $V = 10$ m/min, $\lambda = 30°$, $\alpha = 0°$, $t_1 = 0.1$ mm et $\xi = 2$. La valeur du coefficient de distribution de la contrainte normale ξ a été choisie conformément aux préconisations de Jaspers [7] dans le cas des aciers. (pour l'aluminium, l'auteur suggère d'utiliser $\xi = 3$).

L'évolution du coefficient de frottement local μ_f est représentée dans le Tableau IV- 3. Rappelons que μ_f est exprimé en fonction du ratio $R = a/L_c$, de la distribution de la contrainte normale à travers le coefficient ξ et du rapport entre la valeur moyenne de la contrainte de cisaillement dans la ZCS $\overline{\tau}_{st}$ et $\tau_a = \tau_{st}(x = a)$ à l'interface outil-copeau (voir Figure IV-1).

$$\mu_f = \frac{\tan(\lambda)}{(1-R)^{\xi}\left[(1+\xi)R\dfrac{\overline{\tau}_{st}}{\tau_a} + (1-R)\right]} \qquad \text{(IV.1)}$$

$R = a/L_c$ est le ratio de la zone de contact collant à l'interface outil-copeau.

D'après le Tableau IV- 3, l'augmentation de l'étendue de la zone de cisaillement secondaire à travers le ratio $R = a / L_c$ implique une hausse du coefficient de frottement local μ_f. On assiste ainsi à une élévation du flux de chaleur Q_p dûe à la déformation plastique dans la ZCS et du flux Q_f à cause du frottement dans la zone de contact glissant. La température à l'interface T_{int} augmente donc à son tour, comme le montre la Figure IV- 2.

Ratio de la zone de contact collant R	**Coefficient de frottement local** μ_f
10%	0.59
30%	0.72
50%	1.13

Tableau IV- 3 : effet du ratio a/L_c de la zone de contact collant sur l'évolution du frottement local μ_f à l'interface outil-copeau

La distribution de la température montre une discontinuité de la pente au niveau de la zone de transition : elle est due au fait qu'on suppose que le flux de chaleur généré par la déformation plastique est nul le long de cette zone $Q_p\left(a < x \le a + b\right) = 0$. Sur cette même figure, notons que la longueur de contact L_c est constante car le coefficient de frottement apparent $\overline{\mu}$, et donc l'angle de cisaillement primaire $\phi = \pi/4 + \left(\alpha - \lambda\right)/2$, sont constants (voir Eq (II.60) du Chapitre II). L'angle de frottement est donné par $\lambda = \tan^{-1}\left(\overline{\mu}\right)$.

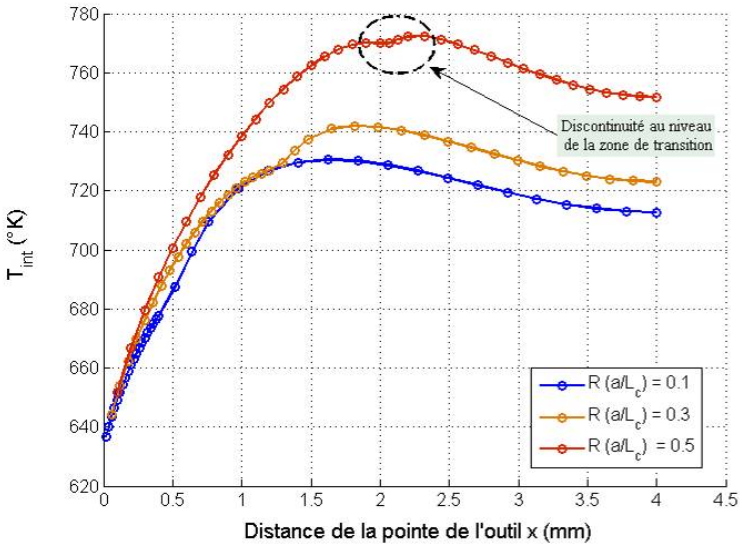


Figure IV- 2 : Evolution de la température à l'interface en fonction du ratio R de la zone de contact collant à l'interface outil-copeau

II.2. Effet du frottement apparent $\overline{\mu}$ et de l'avance f sur la nature du contact outil-copeau et sur la répartition des paramètres tribologiques à l'interface

Le coefficient de frottement apparent $\overline{\mu}$ représente le rapport entre l'effort de frottement et l'effort normal appliqué le long de la face de coupe de l'outil. Le modèle mécanique de Merchant permet sa quantification en fonction des mesures expérimentales des efforts de coupe et d'avance générés pendant la formation du copeau. Il est donné par cette relation :

$$\overline{\mu} = \tan(\lambda) = \frac{F_p \tan\alpha + F_q}{F_p - F_q \tan\alpha} \qquad \text{(IV.2)}$$

F_p et F_q sont respectivement l'effort de coupe et l'effort d'avance.

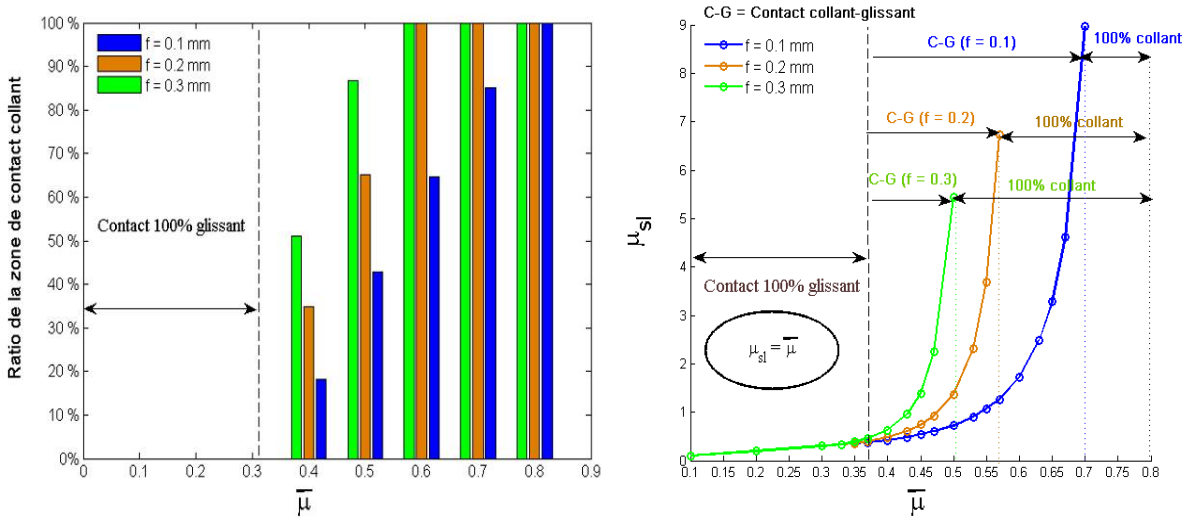
L'influence de ce paramètre a été largement discutée dans la littérature. Pendant longtemps, certains auteurs l'ont considéré comme un indicateur de la sévérité du contact à l'interface outil-copeau [8]. Lorsque sa valeur se rapproche de l'unité, le contact tend vers un contact collant. A contrario, lorsque sa valeur tend vers zéro, le contact tend vers un contact glissant. Cependant, le coefficient $\overline{\mu}$ ne renseigne pas sur la nature du contact outil-copeau en termes de ratio de la zone de contact collant et en termes de distribution de la contrainte de cisaillement à l'interface.

Afin d'étudier l'effet du coefficient de $\overline{\mu}$, les paramètres retenus pour caractériser le contact à l'interface outil-copeau sont les distributions de la température à l'interface T_{int}, de la contrainte normale σ_N et de cisaillement τ_{int}, la température moyenne $\overline{T}_{\text{int}}$ de l'interface, la longueur de contact L_c et les efforts de coupe F_p et d'avance F_q.

Les paramètres de coupe choisis sont :

$$V = 150 \text{ m/min}, \ \alpha = 0°, \ w = 4 \text{ mm et } \xi = 2.$$

La Figure IV- 3 met en évidence l'évolution du ratio $R = a / L_c$ et du coefficient de frottement local μ_f en fonction du coefficient de frottement apparent $\overline{\mu}$ compris entre $0.1 \le \overline{\mu} \le 0.8$ et de l'avance comprise $0.1 \le f \le 0.3$. D'après la Figure IV- 3 (a), on remarque que l'étendue de la zone de cisaillement secondaire est d'autant plus importante lorsque l'avance f (égale à l'épaisseur de coupe t_1) est grande. Rappelons que lorsque f augmente, l'épaisseur t_2 augmente et conduit à une augmentation de celle de la ZCS ($\delta_0 = 0.1 t_2$). La déformation plastique que subit la ZCS sera ainsi plus conséquente et le flux de chaleur Q_p augmente à son tour. Cette augmentation est directement répercutée sur l'évolution de la température T_{int} (augmente), τ_{int} (diminue sous l'effet de l'adoucissement thermique) et $R = a/L_c$ (augmente).



(a) (b)

Figure IV- 3 : (a) Evolution du ratio R de la zone de contact collant en fonction du coefficient de frottement apparent $\bar{\mu}$ et de l'avance f . (b) Evolution du coefficient de frottement local μ_f en fonction du coefficient apparent $\bar{\mu}$ et de l'avance f . Conditions de coupe : V = 150 m/min, $\alpha = 0°$, $w = 4$ mm et $\xi = 2$

D'après la même figure, pour un coefficient de frottement apparent $0.1 \leq \bar{\mu} < 0.4$, le contact outil-copeau est parfaitement glissant. La même tendance peut être déduite de la Figure IV- 3 (b), où on retrouve une égalité entre le coefficient de frottement apparent et local $\bar{\mu} = \mu_f$ (voir Eq (IV.1)) pour $R = 0$. En revanche, lorsque $\bar{\mu} = 0.4$, le ratio $R = a / L_c$ augmente : il passe à 18%, 34% et 51% de la longueur de contact totale L_c respectivement pour des avances f de 0.1, 0.2 et 0.3 mm. En outre, pour les trois avances choisies, le contact est parfaitement collant lorsque le frottement apparent dépasse $\bar{\mu} > 0.7$.

Dans la Figure IV- 3(b), l'évolution du coefficient de frottement local μ_f est donnée pour les trois avances f selon différents coefficients apparents $\bar{\mu}$. Tout comme le ratio $R = a/L_c$, le coefficient de frottement local μ_f augmente avec f et $\bar{\mu}$. Il dépasse l'unité ($\mu_f > 1$) pour les avances de 0.2 et 0.3 mm lorsque le frottement apparent dépasse $\bar{\mu} \geq 0.5$. Pour l'avance $f = 0.1$mm, le coefficient de frottement local dépasse l'unité ($\mu_f > 1$) lorsque $\bar{\mu} \geq 0.57$. Cette tendance est en adéquation avec les valeurs expérimentales de μ_f obtenues par Childs et al. [9], lors de l'usinage de différents alliages d'acier, voir paragraphe III.3 du chapitre I.

En tenant compte de l'Eq (IV.1) et en analysant la Figure IV- 3 (a), on voit que lorsque le ratio R augmente, le coefficient de frottement local μ_f augmente considérablement puis tend vers l'infini lorsque $R = 1$, ce qui n'a aucun sens physique. Dans ce cas de figure (contact à 100% collant), la

notion de frottement n'existe plus. Nous préférons dire que le coefficient de frottement est indéfini plutôt qu'infini.

Un autre effet de l'augmentation de μ_f et du ratio $R = a/L_c$ se traduit par une élévation importante de la température à l'interface outil-copeau. La Figure IV- 4 représente l'évolution de la température moyenne $\overline{T}_{\text{int}}$ dans le contact pour différents coefficients $\overline{\mu}$ et pour différentes avances f .

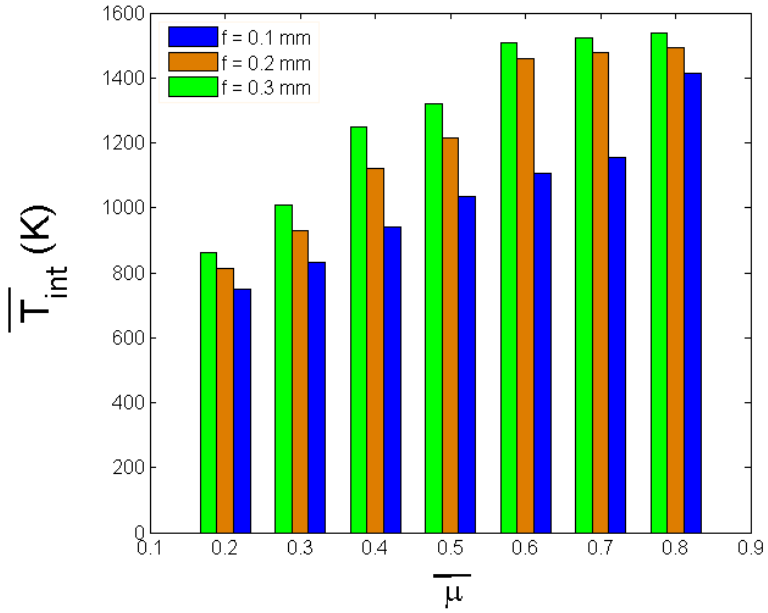


Figure IV- 4 : Evolution de la température moyenne $\overline{T}_{\text{int}}$ à l'interface en fonction du coefficient de frottement apparent $\overline{\mu}$ et de l'avance f

D'après cette figure, on remarque que la température moyenne à l'interface $\overline{T}_{\text{int}}$ est une fonction croissante de l'avance f et du coefficient de frottement apparent $\overline{\mu}$. Lorsque ce dernier dépasse 0.5, la température moyenne à l'interface outil-copeau dépasse les 1000°K pour les trois avances choisies.

Quand $\overline{\mu}$ ou f augmente, la longueur de contact totale L_c, le ratio $R = a/L_c$ et le frottement local μ_f augmentent également (voir Figure IV- 3). En conséquence, les flux de chaleur générés par déformation plastique Q_p dans la ZCS et par frottement Q_f à l'interface outil-copeau deviennent plus importants, ce qui justifie l'élévation de la température moyenne $\overline{T}_{\text{int}}$.

La Figure IV- 5 illustre l'évolution de la température à l'interface outil-copeau T_{int} et de la contrainte de cisaillement τ_{int} à l'interface outil-copeau pour trois types de contact identifiés : glissant pour un coefficient de frottement apparent $\overline{\mu} = 0.3$, collant-glissant pour un coefficient $\overline{\mu} = 0.5$ et parfaitement collant pour un coefficient $\overline{\mu} = 0.7$ (sauf pour une avance $f = 0.1$ mm, le contact est à 85% collant).

D'après la Figure IV- 5 (a), où le contact est parfaitement glissant, la température maximale atteinte à l'interface se situe à $L_c/3$, conformément au modèle de Moufki [10] (voir aussi paragraphe III.2.3 du Chapitre I). On retrouve également l'augmentation de la longueur de contact L_c avec l'avance f et le coefficient de frottement apparent $\overline{\mu}$. Pour un contact parfaitement glissant, la contrainte de cisaillement à l'interface τ_{int}, représentée par la Figure IV- 5 (d), décroît proportionnellement à la contrainte normale $\sigma_{N\ \text{int}}$ à l'interface.

Pour un contact collant-glissant ($\overline{\mu}=0.5$), la distribution de la température à l'interface T_{int} est donnée par la Figure IV- 5 (b). La localisation du point chaud (température maximale) est située à la fin du contact collant et de transition $x=(a+b)$ et dépend donc du ratio de la zone de contact collant. La Figure IV- 5 (e) montre l'effet de la température sur la chute de la contrainte de cisaillement τ_{int} à l'interface. Cette chute de contrainte est significative d'un adoucissement thermique. D'après cette même figure, on peut imaginer que la contrainte de cisaillement moyenne $\overline{\tau}_{\text{int}}$ à l'interface est d'autant plus faible que la température est élevée, donc lorsque les avances f et les coefficients de frottement apparent $\overline{\mu}$ sont plus importants.

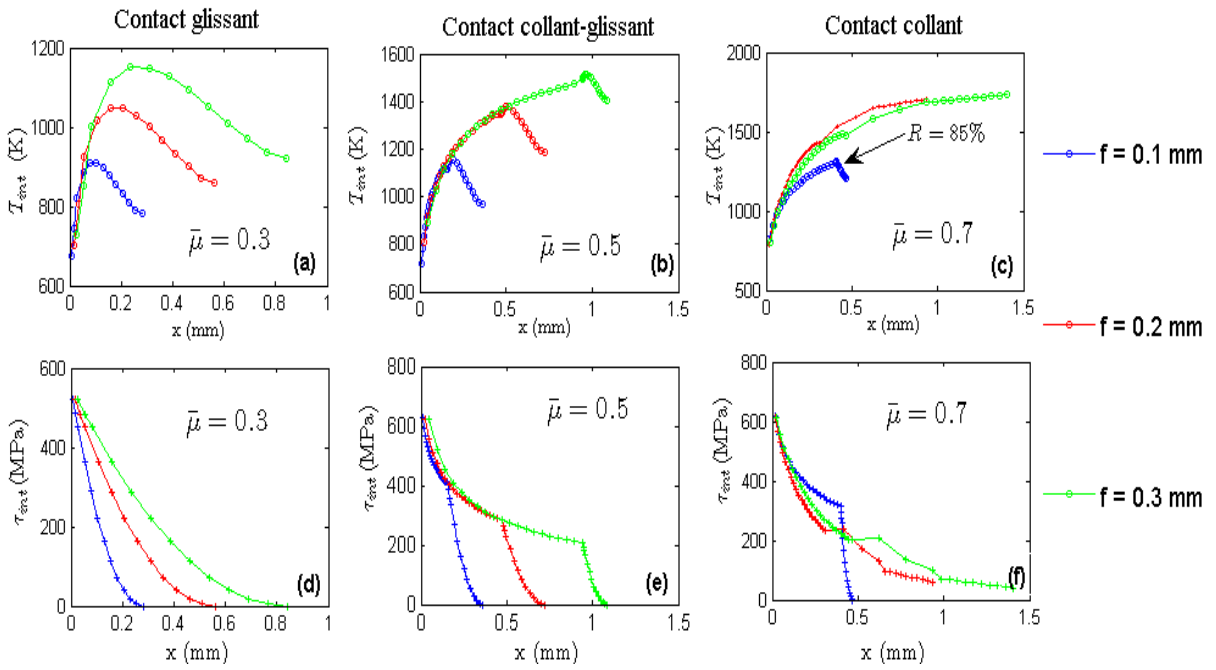


Figure IV- 5 : (Haut) Distribution de la température $\overline{T}_{\text{int}}$ à l'interface outil copeau en fonction de l'avance f : et pour différents $\overline{\mu}$. (Bas) Distribution de la contrainte de cisaillement τ_{int} à l'interface outil copeau en fonction de l'avance f : le frottement apparent $\overline{\mu}=0.3$, $\overline{\mu}=0.5$ et $\overline{\mu}=0.7$.

Enfin, pour un contact parfaitement collant $\overline{\mu}=0.7$, la localisation du point chaud se trouve à la fin du contact outil-copeau L_c. L'effet de l'avance f sur l'augmentation de la température en présence d'un

contact parfaitement collant est considérablement réduit par rapport aux autres cas. En analysant la Figure IV- 5 (c) pour $f = 0.2$ mm et $f = 0.3$ mm, on s'aperçoit du faible écart entre le profil des température. Il en est de même pour la distribution de la contrainte de cisaillement τ_{int} à l'interface, donnée par la Figure IV- 5 (f), où l'effet de l'avance f est également très réduit. L'adoucissement thermique du matériau est similaire pour les avances de 0.2 et 0.3 mm. De plus, pour ce même type de contact, on se rend compte que la température à l'interface T_{int} se rapproche de celle de fusion du matériau à $\approx L_c/2$. Le copeau tend vers un état fluide, ce qui réduit énormément sa contrainte de cisaillement.

Nous rappelons ici que, dans notre modèle, on surestime la température à l'interface T_{int} car le flux de chaleur transmis à l'outil n'est pas pris en compte.

De la même manière que précédemment, nous avons reporté l'évolution de la contrainte normale à l'interface outil-copeau sur les Figure IV- 6 (a), (b) et (c) pour les trois avances f et les trois coefficients $\bar{\mu}$ retenus. L'effet de ce paramètre est surtout lié à la longueur de contact outil-copeau L_c qui augmente considérablement avec ces premiers. En conséquence, la répartition de la pression normale σ_N se fait sur une étendue plus grande. L'augmentation de l'avance f n'a pas d'effet sur la pression maximale P_0 à la pointe de l'outil $(x = 0)$.

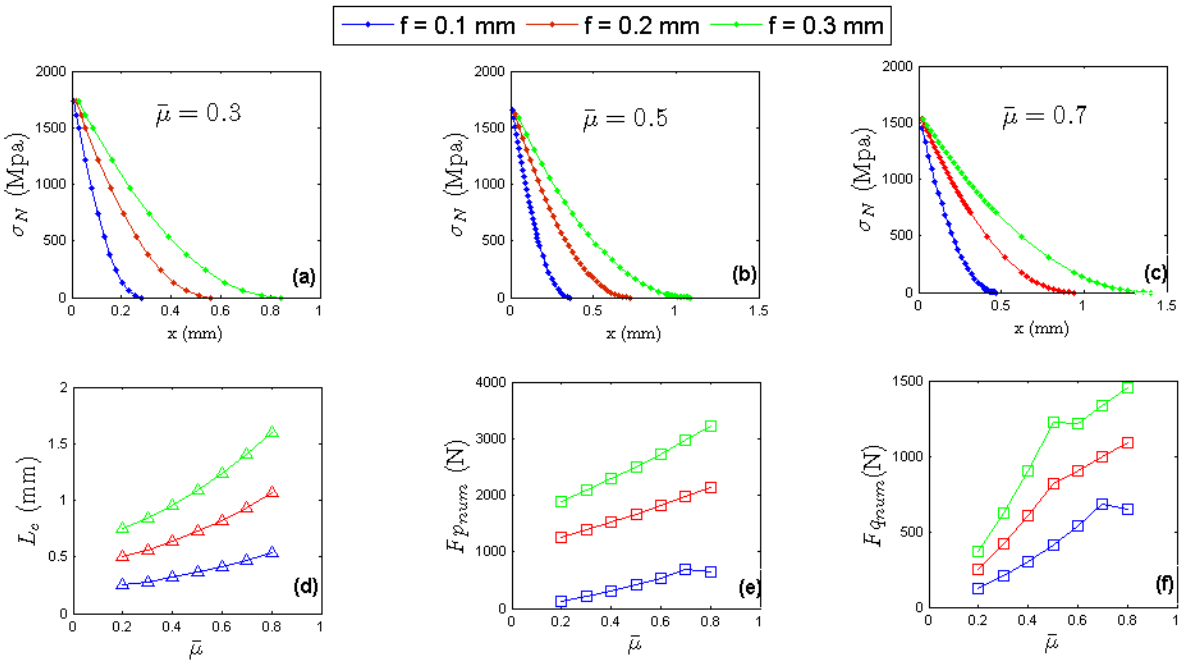


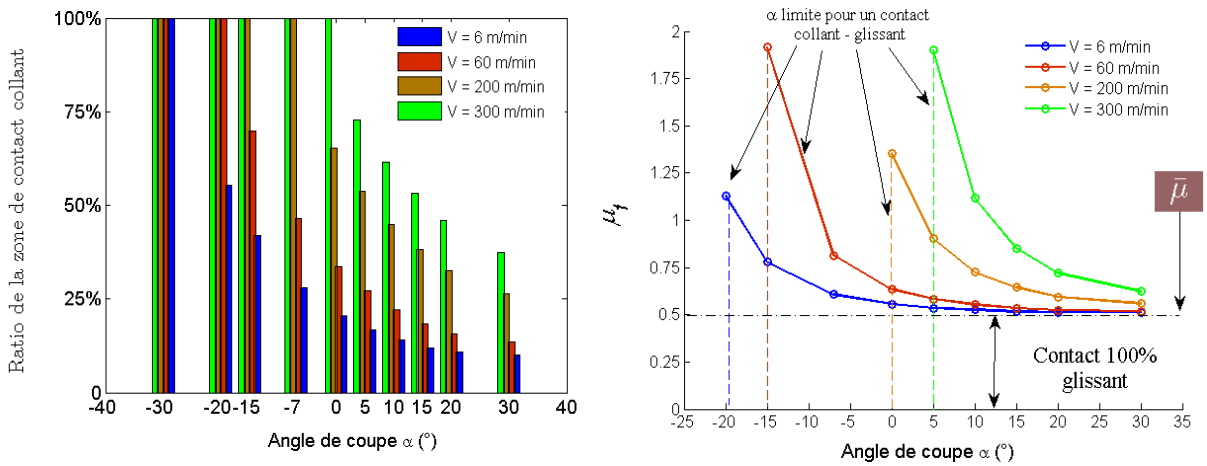
Figure IV- 6 : (Haut) Effet du coefficient de frottement apparent $\bar{\mu}$ et de l'avance f sur la distribution de la contrainte normale σ_N : (a) $\bar{\mu} = 0.3$, (b) $\bar{\mu} = 0.5$ et (c) $\bar{\mu} = 0.7$. (Bas) effet de $\bar{\mu}$ et de f sur : (d) la longueur de contact L_c, (e) l'effort de coupe F_p et (f) l'effort d'avance F_q

L'évolution de la longueur de contact outil-copeau L_c est donnée par la Figure IV- 6 (d) pour $0.2 \le \bar{\mu} \le 0.8$. On remarque que la longueur de contact a pratiquement doublé pour les trois avances

choisies. L'effet de $\overline{\mu}$ est aussi significatif sur l'évolution des efforts de coupe représentée par la Figure IV- 6 (e) et (f). Un coefficient élevé est synonyme d'une grande puissance de coupe et d'efforts de coupe importants. L'effet de l'avance f sur l'augmentation des efforts de coupe est lié à une augmentation de la quantité de matière à enlever ayant pour conséquence l'élévation de ces efforts. Ces tendances ont été confirmées par plusieurs modèles analytiques [11, 12], numériques [6] et expérimentaux [7, 9]. Les Figure IV- 6 (e) et (f) peuvent également être interprétées comme une absence de proportionnalité entre l'évolution des efforts de coupe F_p et F_q et l'avance f. Cette tendance est conforme aux observations expérimentales de Findley et Reed [13], Oxley [12] et Volf [14].

II.3. Effet de la vitesse de coupe V et de l'angle de coupe α sur la répartition des paramètres tribologiques dans le contact

Dans ce paragraphe, on se propose d'étudier l'effet de la vitesse de coupe V et de l'angle de coupe α sur le contact outil-copeau. Nous avons choisi de fixer un coefficient de frottement apparent $\overline{\mu} = 0.5$, l'avance $f = 0.15$ mm, la largeur de coupe $w = 4$ mm et un coefficient de distribution de la contrainte normale $\xi = 2$.



(a) (b)

Figure IV- 7 : Effet de l'angle de coupe α et de la vitesse de coupe V sur : (a) évolution du ratio $R = a/L_c$. (b) évolution du coefficient de frottement local μ_f. Conditions de coupe choisies : $f = 0.15$ mm, $w = 4$ mm et $\xi = 2$, frottement apparent fixé à $\overline{\mu} = 0.5$

Le choix du coefficient de frottement apparent $\overline{\mu}$ se rapproche de celui identifié expérimentalement par Moufki et al. [15] lors de l'usinage de ce matériau et pour des vitesse de coupe $60 \le V \le 480$ m/min et des avances comprises entre $0.1 \le f \le 0.25$ mm. Dans notre étude, les vitesses de coupe

retenues sont comprises entre $6 \leq V \leq 300$ m/min et les angles de coupe allant de $-30° \leq \alpha \leq 30°$. Les angles de coupe fortement négatifs sont représentatifs des inclinaisons des faces de coupe des arêtes de forets de perçage. Sur les arêtes centrales de coupe d'un foret de perçage, la coupe peut être supposée orthogonale avec un angle de coupe négatif [16].

D'après la Figure IV- 7 (a), on remarque que pour des angles $\alpha < 0$, le contact devient parfaitement collant, même en cas de faibles vitesses de coupe (6 et 60 m/min). Cependant, lorsque α devient fortement positif, on évolue vers un contact parfaitement glissant. Pour $\alpha \geq 20°$, la zone de contact collant est réduite à 10% de la longueur totale du contact L_c pour une vitesse de 6 m/min et 50% pour une vitesse de 300 m/min. La Figure IV- 7 (b) confirme également cette tendance de rapprochement du coefficient de frottement local μ_f vers le coefficient de frottement apparent $\overline{\mu}$. La réduction de ces deux paramètres résulte du fait qu'en augmentant α, on augmente également l'angle de cisaillement primaire ϕ et on réduit la pression P_0 à la pointe de l'outil, la température θ_h à la sortie de la bande primaire, la déformation γ dans la BPC, l'épaisseur du copeau t_2 et la longueur du contact outil-copeau L_c.

Pour un angle de coupe α donné, l'augmentation de la vitesse de coupe V entraîne l'accroissement de la pression P_0 et surtout des sources de chaleur Q_p et Q_f à l'interface outil-copeau, et elle aboutit à une extension de la zone de contact collant. Childs et al. [9] ont montré expérimentalement que l'augmentation de V rend le contact parfaitement collant, ce qui conforte notre approche. Cependant, l'expérience montre aussi que l'augmentation de la vitesse réduit le coefficient de frottement apparent $\overline{\mu}$ [8, 17], mais ne donne aucun renseignement sur l'évolution de la part du contact collant. On peut donc dire qu'une baisse du coefficient de frottement apparent $\overline{\mu}$ ne signifie pas forcément un contact outil-copeau glissant ; tout dépend des conditions de coupe. Rappelons que dans notre cas, le paramètre $\overline{\mu}$ est fixe. Selon le modèle de Moufki [10], la baisse de la température moyenne à l'interface outil-copeau $\overline{T}_{\text{int}}$ sous l'effet de l'augmentation de l'angle de coupe α implique une augmentation du coefficient de frottement apparent $\overline{\mu}$. Pour une vitesse $V = 250$ m/min et pour une avance $f = 0.25$ mm, le coefficient $\overline{\mu}$ déterminé par l'auteur se situe entre 0.3 et 0.7 et la température moyenne $1200 \leq \overline{T}_{\text{int}} \leq 1600$ K pour une variation de l'angle de coupe $-35° \leq \alpha \leq 35°$.

En présence d'une zone de cisaillement dans le contact, ces niveaux de température favorisent le phénomène d'adoucissement thermique ; la contrainte moyenne de cisaillement $\overline{\tau}_{\text{int}}$ chute alors considérablement et aboutit à un contact parfaitement collant.

L'évolution de la température moyenne à l'interface outil-copeau $\overline{T}_{\text{int}}$ sous l'effet de l'angle α et de la vitesse V est représentée par la Figure IV- 8. Pour des angles de coupe négatifs $\alpha < 0$ et des contacts collants, $\overline{T}_{\text{int}}$ est peu sensible à l'effet de la vitesse de coupe V. Pour des vitesses de coupe élevées $V \geq 200$ m/min, la température moyenne dépasse les 1500°K, $\approx 0.8\ T_f$.

La baisse de la température moyenne $\overline{T}_{\text{int}}$ à l'interface s'accentue lorsque le contact tend vers un contact glissant, donc dans les cas de faibles vitesses de coupe ($V = 6$ et 60 m/min) ou d'angles de coupe α positifs.

L'augmentation de $\overline{T}_{\text{int}}$ de l'interface sous l'effet de V peut être expliquée, d'une part, par l'impact de la vitesse sur le durcissement du matériau (augmentation de la vitesse de cisaillement $\dot{\gamma}$ et de la contrainte d'écoulement du matériau τ_{st} dans la ZCS) impliquant un accroissement de la source de chaleur générée par déformation plastique $Q_p = \tau_{st} V_c / \delta_0$ et, d'autre part, par l'augmentation de la quantité de chaleur produite dans la zone de contact glissant avec la vitesse $Q_f = \mu_f \sigma_N(x) V_c$.

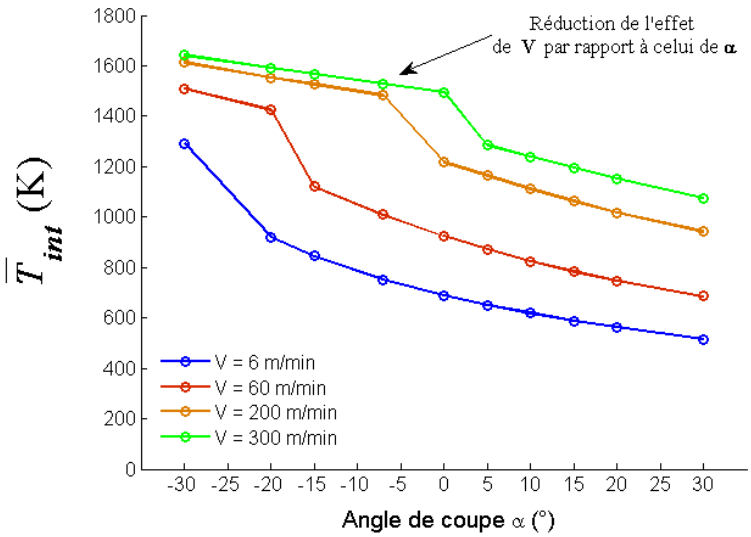


Figure IV- 8 : Evolution de la température moyenne à l'interface $\overline{T}_{\text{int}}$ en fonction de l'angle de coupe α et pour différentes vitesses de coupe V.

Pour des valeurs $\overline{\mu}$ et V constantes, l'augmentation de l'angle de coupe α augmente la vitesse du copeau $V_c = V \sin\phi / \cos(\phi - \alpha)$, ce qui devrait entraîner une hausse des flux Q_p, Q_f et de la température moyenne $\overline{T}_{\text{int}}$. Or, d'après la Figure IV- 8, on se rend compte que cette température moyenne $\overline{T}_{\text{int}}$ diminue, ce qui montre une fois de plus que l'effet de α l'emporte sur celui de V. Comme nous l'avons expliqué précédemment, lorsque l'angle α augmente, la température à la sortie

de la bande θ_h baisse, ce qui réduit l'adoucissement thermique dans la ZCS et implique, en conséquence, une diminution du ratio $R = a/L_c$.

La Figure IV- 9 illustre la distribution de la température à l'interface T_{int} pour deux vitesses de coupe, V = 6 m/min et V = 200 m/min, une avance $f = 0.15$ mm et un angle de coupe $-20° \leq \alpha \leq 20°$. Pour des angles de coupe négatifs, on remarque que les températures à la sortie du cisaillement primaire θ_h sont très importantes. Dans les conditions choisies, on assiste à une augmentation de cette température de près de 50% ($600 \leq \theta_h \leq 900$ K pour V = 200 m/min) entre les deux angles $-20° \leq \alpha \leq 20°$ (voir Figure IV- 9 b)). Les niveaux de températures élevés à la sortie de la bande θ_h (voir courbe pour $(x = 0)$) peuvent être considérés comme des indicateurs d'une éventuelle instabilité thermomécanique lors du cisaillement primaire, conduisant à la segmentation du copeau. Moufki explique dans sa thèse [10] que lorsque α décroît, ϕ diminue également, impliquant une épaisseur t_2 plus importante (effet géométrique), ainsi qu'une accentuation de la déformation à la sortie de la bande γ_h. Cela favorise la dissipation de la chaleur due à l'énergie de déformation plastique, prémisse d'une température plus importante.

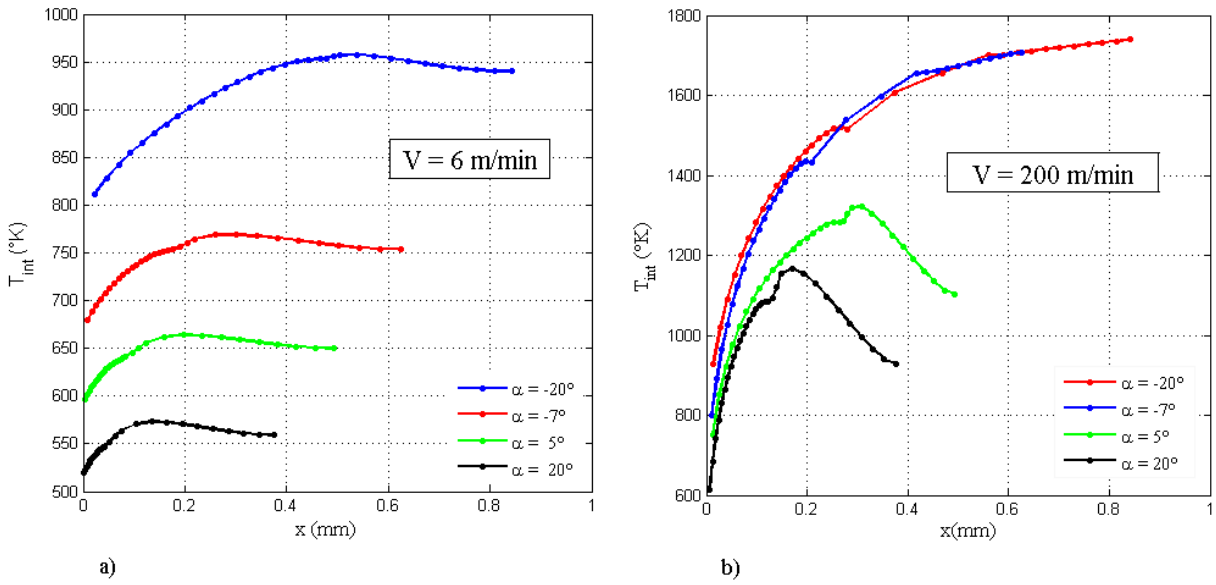


Figure IV- 9 : Distribution de la température T_{int} à l'interface outil-copeau pour différents angles de coupe α . Les conditions de coupe sont : a) V = 6 m/min, b) V = 200 m/min. f = 0.15 mm et le coefficient de frottement apparent $\overline{\mu}$=0.5

De plus, une réduction de α conduit à une augmentation de L_c (voir Figure IV- 10 a)) et du ratio $R = a/L_c$ (voir Figure IV- 7 a)). La Figure IV- 10 a) montre l'évolution de la longueur de contact outil-copeau L_c et de l'épaisseur du copeau t_2 pour différents angles α et une vitesse V =200 m/min.

L'évolution de L_c va dans le sens des observations expérimentales de Gad et al. [18] et de Bouzid [6]. La Figure IV- 10 b) présente l'évolution des efforts de coupe F_p et d'avance F_q en fonction de l'angle α. L'augmentation des efforts de coupe est surtout liée à l'effet de l'angle de cisaillement ϕ qui entraîne une épaisseur de copeau t_2 plus importante et accentue les efforts générés.

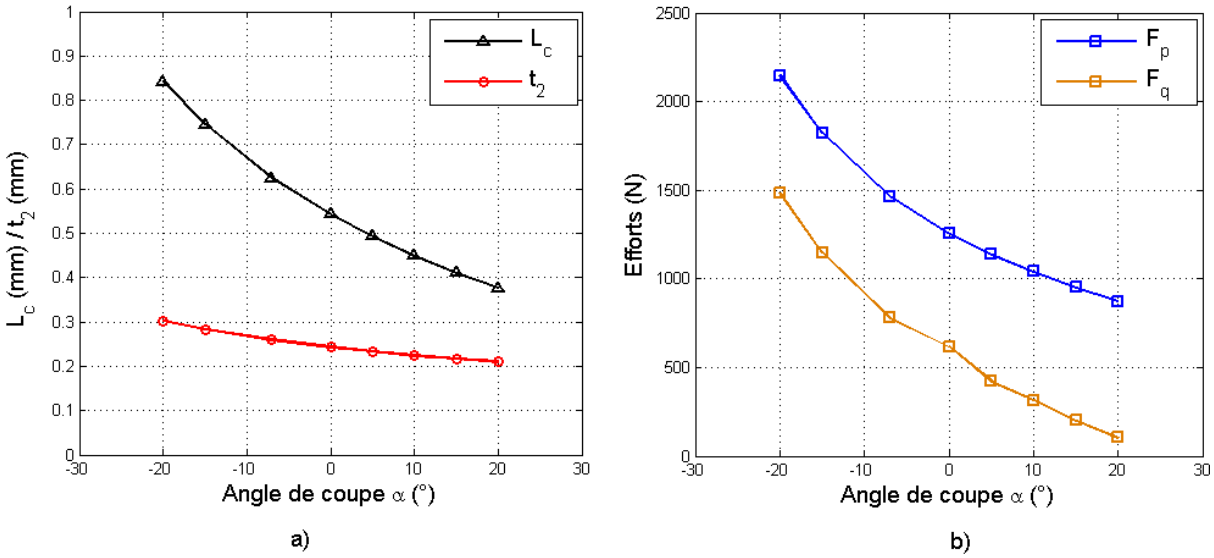


Figure IV- 10 : a) Evolution de la longueur de contact outil-copeau L_c et de l'épaisseur du copeau t_2 en fonction de l'angle α. b) Evolution des efforts de coupe F_p et d'avance F_q en fonction de l'angle α. La vitesse de coupe $V = 200$ m/min, $f = 0.15$ mm et $\overline{\mu} = 0.5$.

II.4. Utilisation de la loi de Zvorykin et étude de l'effet l'angle de cisaillement primaire ϕ sur la répartition des paramètres tribologiques dans le contact

Comme nous l'avons exposé dans le paragraphe précédent, l'effet de l'angle de cisaillement ϕ est très conséquent sur la forme du copeau et la distribution des différents paramètres contrôlant les actions mécaniques et thermiques dans la BPC et l'interface outil-copeau. Plusieurs études expérimentales [11, 19, 20] et numériques [21] ont montré que la loi de Merchant surestime cet angle. Une erreur sur l'estimation de cet angle induit des dispersions très importantes dans la prédiction des différents paramètres régissant la coupe, à savoir :

- La vitesse du copeau V_c - *voir Eq II.6 du chapitre II,*
- La longueur de contact outil-copeau L_c - *voir Eq II.60 du chapitre II,*
- La contrainte de cisaillement τ_h à la sortie de la BPC - *voir Eq II.41 du chapitre II,*
- La pression normale à la pointe de l'outil P_0 - *voir Eq II.61 du chapitre II,*
- L'épaisseur du copeau t_2 - *voir Eq II.72 du chapitre II,*

- La température à la sortie de la BPC $\theta_h = T_{\text{int}}(x=0)$ - *voir Eq II.74 du chapitre II.*

Tous ces paramètres constituent les données d'entrées du modèle de l'interface présenté dans ce travail de thèse, d'où l'intérêt d'obtenir la meilleure prédiction possible de l'angle ϕ.

Pour déterminer l'angle ϕ, Merchant se base sur le principe de la minimisation de l'énergie. Or, selon le modèle mécanique de Merchant [1], la zone de cisaillement secondaire est négligée, ce qui la soustrait du bilan de l'énergie totale générée par la coupe. Trent et Wright [22] ont ainsi montré qu'en tenant compte de l'énergie produite dans la zone de cisaillement secondaire, l'angle ϕ minimisant l'énergie totale de la coupe est inférieur à l'angle ϕ prédit par Merchant.

Dans cette partie, on se propose d'étudier l'effet de l'angle susmentionné sur la distribution des différents paramètres tribologiques dans le contact. Son expression, selon Merchant, est donnée par la relation suivante :

$$\phi_{Mer} = \frac{\pi}{4} + 0.5(\alpha - \lambda) \qquad \text{(IV.3)}$$

Tout comme la loi de Merchant, celle de Zvorykin [23] permet d'estimer l'angle ϕ en fonction de l'angle de coupe α et l'angle de frottement λ. La loi de Zvorykin fait appel à deux coefficients empiriques A_1 et A_2 pour fixer l'angle de cisaillement primaire.

$$\phi_{Zvor} = A_1 + A_2(\alpha - \lambda) \qquad \text{(IV.4)}$$

Dans cette partie de l'étude, l'angle de frottement $\lambda = \tan^{-1}(\overline{\mu})$ est supposé constant. Il dépend de l'angle de frottement apparent $\overline{\mu} = 0.5$, de l'avance $f = 0.15\,\text{mm}$, de l'angle de coupe $\alpha = 0°$, du coefficient $\xi = 2$ et de la largeur de coupe $w = 4\,\text{mm}$.

Le Tableau IV- 4 illustre la variation du coefficient de frottement local μ_f en fonction de l'angle de cisaillement primaire $7° \le \phi \le 60°$ et de la vitesse de coupe $6 \le V \le 300$ m/min.

	$\phi = 7°$	$\phi = 10°$	$\phi = 15°$	$\phi = 20°$	$\phi = 30°$	$\phi = 35°$	$\phi = 45°$	$\phi = 60°$
$V = 6$ m/min	**CC**	0.97	0.57	0.53	0.54	0.58	1.27	**CC**
$V = 60$ m/min	**CC**	4	0.67	0.57	0.6	0.72	**CC**	**CC**
$V = 200$ m/min	**CC**	**CC**	1.57	0.9	1.11	2.8	**CC**	**CC**
$V = 300$ m/min	**CC**	**CC**	**CC**	1.79	3.61	**CC**	**CC**	**CC**

CC : contact parfaitement collant

Tableau IV- 4 : évolution du coefficient de frottement local μ_f en fonction de la vitesse de coupe V et de l'angle de cisaillement primaire ϕ

D'après ce tableau, lorsque l'angle de cisaillement primaire se situe entre $7° \le \phi \le 20°$, le coefficient de frottement local μ_f diminue considérablement. Il se rapproche du coefficient de frottement apparent $\overline{\mu}$ pour une gamme de vitesse $6 \le V \le 60$ m/min.

Pour les vitesses de coupe choisies, la valeur minimale de μ_f est donnée pour l'angle de cisaillement primaire $\phi = 20°$. Au-delà de cet angle, le coefficient de frottement augmente, témoignant ainsi d'une évolution vers un contact collant, comme le montre la Figure IV- 11.

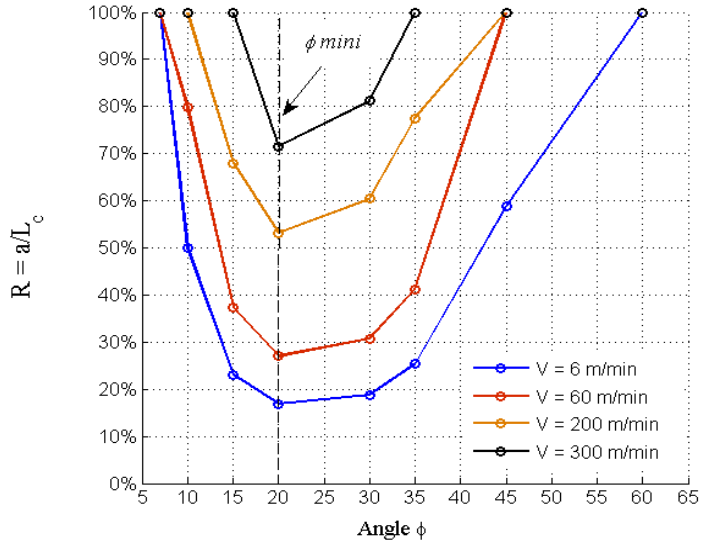
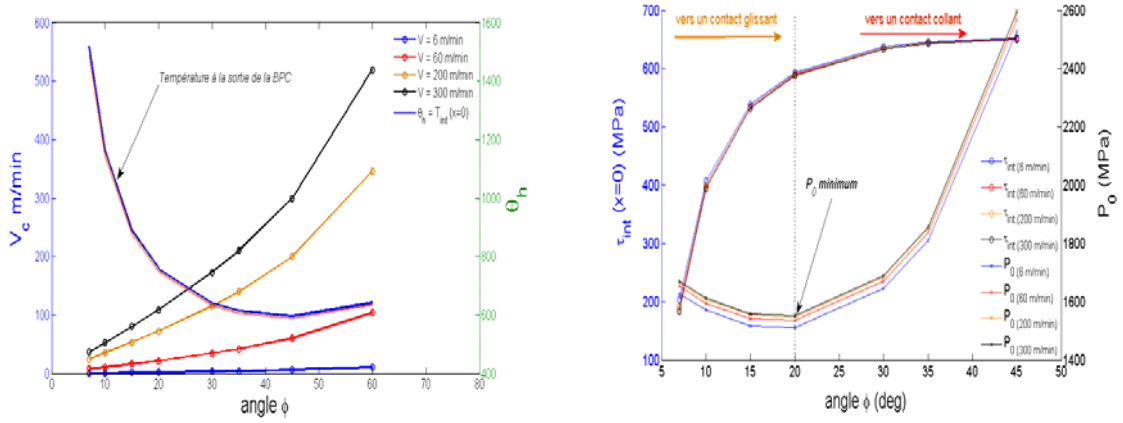


Figure IV- 11 : Evolution du ratio de la zone de contact collant $R = a/L_c$ en fonction de l'angle de cisaillement primaire ϕ pour différentes vitesse de coupe $6 \le V \le 300$ m/min. $t_1 = 0.15$ mm, $\alpha = 0°$, $w = 4$ mm, $\overline{\mu} = 0.5$ et $\xi = 2$

L'évolution du ratio de la zone de contact collant a/L_c, donnée par la Figure IV- 11, est similaire à celle du coefficient de frottement local μ_f. Le contact outil-copeau est parfaitement collant pour les angles de cisaillement primaire ϕ faibles et il devient glissant lorsque ϕ tend vers 20°. La tendance vers un contact collant est amorcée au-delà de cet angle.

Afin d'expliquer cette transition aux alentours de l'angle de cisaillement $\phi = 20°$, les Figure IV- 12 a) et b) montrent l'évolution des paramètres principaux contrôlant le contact outil-copeau. D'après la Figure IV- 12 a), on remarque que la vitesse du copeau augmente considérablement avec l'angle ϕ tandis que la température θ_h à la sortie de la BPC diminue. Cette baisse de θ_h réduit l'effet de l'adoucissement thermique sur la contrainte de cisaillement à l'interface τ_{int}, notamment à la pointe de l'outil. Cette dernière passe de $\tau_{\text{int}(x=0)} = 200$ MPa pour $\phi = 7°$ à $\tau_{\text{int}(x=0)} = 600$ MPa pour $\phi = 20°$ (voir Figure IV- 12 b)), ce qui favorise un contact glissant à l'interface.



a) b)

Figure IV- 12 : Effet de l'angle de cisaillement ϕ et de la vitesse V sur : (a) L'évolution de la vitesse d'écoulement du copeau V_c et de la température à la sortie de la BPC θ_h. (b) L'évolution de la contrainte de cisaillement $\tau_{\text{int}}(x=0)$ et de la pression normale P_0 à la pointe de l'outil.

De plus, l'évolution de la pression normale à la pointe de l'outil P_0, représentée également par la Figure IV- 12 b), montre que cette variable baisse lorsque l'angle de cisaillement primaire est $\phi \leq 20°$, favorisant une fois de plus un contact glissant.

Au-delà de $\phi > 20°$, la pression croît considérablement tandis que la contrainte de cisaillement $\tau_{\text{int}}(x=0)$ se stabilise, entraînant ainsi une évolution vers un contact parfaitement collant. Le point d'inflexion de cette courbe se situe à la pression minimale P_0 minimum et à l'angle $\phi = 20°$.

Globalement, l'effet de l'angle de cisaillement primaire ϕ sur le contact outil-copeau dépend principalement de l'évolution de la pression à la pointe de l'outil P_0.

Pour un coefficient de frottement constant $\overline{\mu} = 0.5$ et un angle de coupe $\alpha = 0$, l'angle de cisaillement selon Merchant est $\phi_M = 31°$. Dans la loi de Zvorykin (Eq (IV.4)), en posant le terme A_1=35° (à la place de A_1= 45° dans la loi de Merchant), l'angle de cisaillement vaut $\phi_{Zvor} = 21°$, ce qui se rapproche de la condition optimale du contact outil-copeau. Moufki et al. [8] ont montré que la loi de Zvorykin $\phi_{Zvor} = 35° + 0.5\left(\alpha - \tan^{-1}\left(\overline{\mu}\right)\right)$ concorde avec les tendances expérimentales de l'angle de cisaillement primaire ϕ dans le cas de l'acier CRS 1018. Les données expérimentales sont issues des travaux d'Oxley [12], avec deux angles de coupe $\alpha = -5°$ et $\alpha = +5°$ et deux avances $f = 0.25$ mm et $f = 0.5$ mm.

II.5. Effet de la distribution de la contrainte normale à travers le coefficient ξ

Le paramètre ξ est très important car il contrôle la distribution de la pression normale à l'interface outil-copeau. Le coefficient de frottement local μ_f, le ratio de la zone de contact collant R, la distribution de la température à l'interface et de la contrainte de cisaillement sont tous dépendants de ce coefficient. Dans le présent paragraphe, les paramètres suivants ont été choisis pour l'étude de l'effet du coefficient de distribution ξ :

$$\alpha = 0° \qquad \overline{\mu} = 0.5 \qquad w = 4\,\text{mm} \qquad f = 0.15\,\text{mm} \qquad V = 200\ \text{m/min}$$

Pour les conditions de coupe choisies, les valeurs obtenues pour le ratio R, le coefficient μ_f et la longueur de contact totale L_c en fonction du coefficient ξ sont reportées dans le Tableau IV-5 :

ξ	$R = \frac{a}{L_c}$	$L_c(mm)$	μ_f
1	1	0.4	CC
2	0.65	0.54	1.36
3	0.48	0.68	1.15
4	0.38	0.81	1.09
5	0.32	0.95	1.06

CC : *contact collant*

Tableau IV- 5 : Evolution du ratio de la zone de contact collant R, de la longueur de contact totale L_c et du coefficient de frottement local μ_f en fonction de ξ

Lorsque le coefficient ξ augmente, la contrainte normale $\sigma_N = P_0\left(1 - x/L_c\right)^{\xi}$ décroît de façon exponentielle. Pour une distribution linéaire, le contact est parfaitement collant lorsque $\xi = 1$ et quand il augmente, L_c augmente aussi considérablement, avec une baisse du ratio $R = a/L_c$ et du coefficient μ_f. La diminution du ratio R s'explique par la réduction du terme $\mu_f \sigma_N$.

Par ailleurs, l'augmentation de L_c combinée à une baisse de R et du coefficient μ_f réduit la source de chaleur dans la zone de contact glissant :

$$Q_f = \mu_f P_0 \left(1 - \frac{x}{L_c}\right)^{\xi} V_c \qquad \text{(IV.5)}$$

La réduction de cette source de chaleur dans la zone de contact glissant conduit à une baisse de la température à l'interface outil-copeau T_{int}, comme le montre la Figure IV- 13.

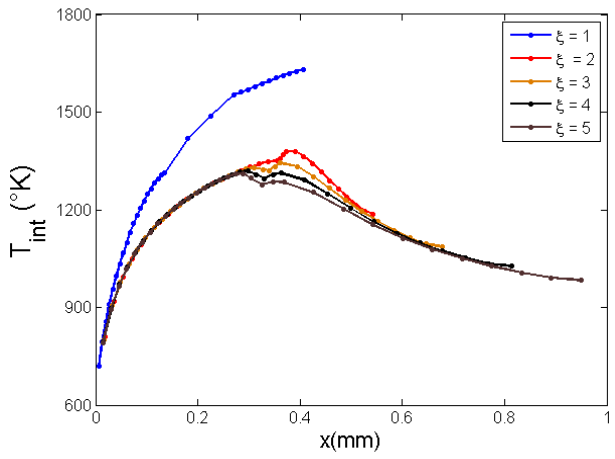


Figure IV- 13 : Distribution de la température à l'interface outil-copeau T_{int} pour différentes valeurs de ξ.

La Figure IV- 14 a) illustre la distribution de la contrainte de cisaillement τ_{int} et la Figure IV- 14 b) celle de la pression normale σ_N à l'interface outil-copeau pour différentes valeurs de ξ. D'après cette figure, on remarque que la chute de la contrainte de cisaillement τ_{int} dans le contact est plus importante lorsque ce dernier est parfaitement collant pour $\xi = 1$. L'effet de ξ est cependant réduit quand il s'agit d'un contact collant-glissant (voir courbes pour $2 \leq \xi \leq 5$). Dans la zone de contact collant, l'effet du coefficient ξ est négligeable ; il agit légèrement sur la contrainte moyenne à l'interface $\bar{\tau}_{\text{int}}$ car cette dernière augmente avec la réduction du ratio R. Dans la zone de contact glissant, l'augmentation du coefficient ξ entraîne une légère hausse de τ_{int}.

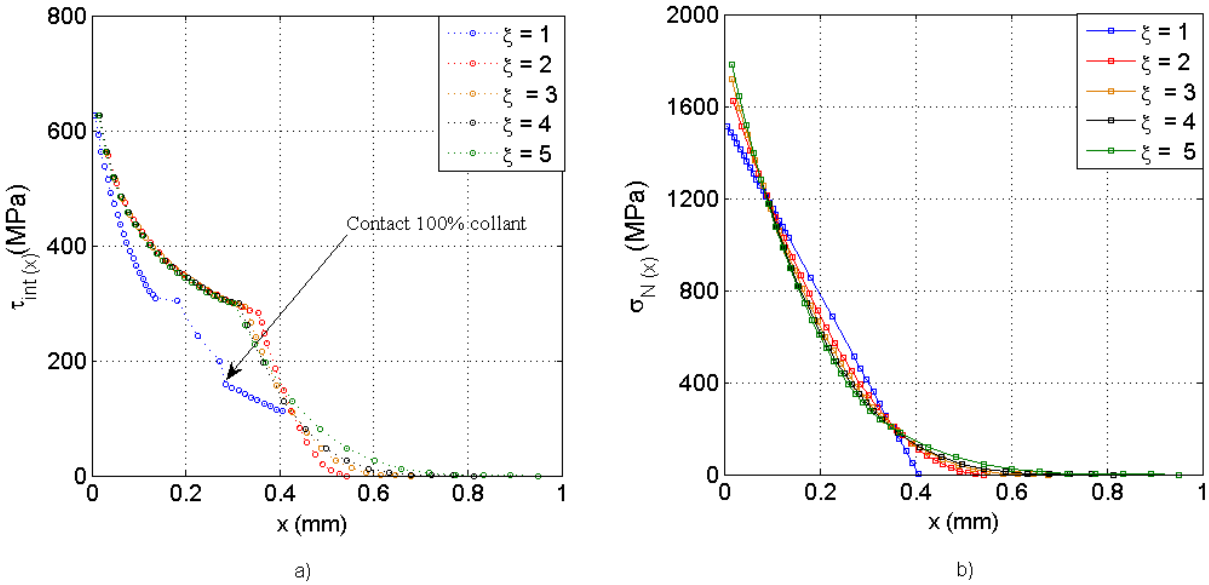


Figure IV- 14 : a) Distribution de la contrainte de cisaillement τ_{int} et b) Distribution de la pression normale σ_N à l'interface outil-copeau pour différentes valeurs de ξ

L'effet le plus significatif du coefficient ξ concerne la pression à la pointe de l'outil P_0 qui s'élève lorsque ce paramètre augmente (voir Eq II.57 du Chapitre II). La longueur L_c est une fonction croissante de ξ, la majeure partie de la pression normale est ramenée vers la pointe de l'outil, donc le long du contact collant. Ce dernier se retrouve davantage sollicité sous l'effet d'une contrainte de cisaillement τ_{int} et d'une pression normale σ_N élevées. L'effet dans la zone glissante est cependant négligeable.

L'évolution des efforts de coupe F_p et d'avance F_q en fonction de ξ est illustrée dans la Figure IV-15. Pour un contact parfaitement collant $(\xi = 1)$, seul l'effort d'avance est légèrement modifié. Rappelons que pour un angle de coupe $\alpha = 0$ et un contact parfaitement collant, l'effort d'avance F_q vaut l'effort de frottement à l'interface outil-copeau F_f :

$$\begin{aligned} F_q(\alpha = 0) = F_f &= \int_0^{L_c = a} \tau_{\text{int}} w dx \\ &= \bar{\tau}_{\text{int}} w L_c \end{aligned} \tag{IV.6}$$

τ_{int} et $\bar{\tau}_{\text{int}}$ représentent respectivement la contrainte de cisaillement et la contrainte de cisaillement moyenne à l'interface outil-copeau, toutes deux issues de la loi JC du matériau. En se basant sur la Figure IV- 14 (a), il est facile de s'apercevoir que pour $\xi = 1$, la contrainte moyenne $\bar{\tau}_{\text{int}}$ à l'interface et la longueur de contact totale L_c sont minimales, ce qui explique la réduction de l'effort F_q donnée par l'Eq (IV.6). Il est important de souligner ici que dans le cas d'un contact collant, le coefficient de frottement apparent $\bar{\mu}$ donné par le ratio des efforts obtenus numériquement est différent du coefficient $\bar{\mu}$ imposé comme paramètre d'entrée du modèle.

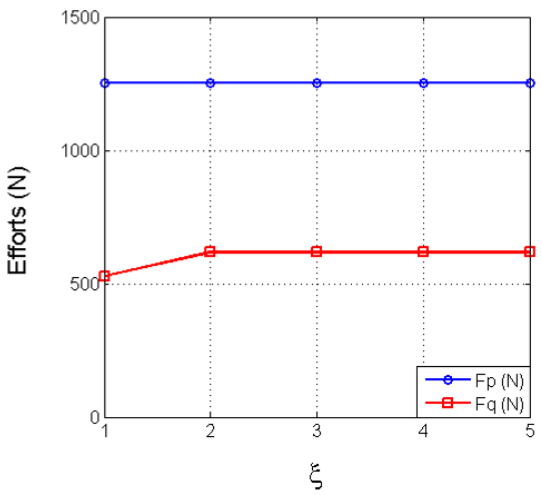


Figure IV- 15 : Evolution des efforts de coupe F_p, d'avance F_q pour différents coefficients ξ

II.6. Effet de l'épaisseur de la zone de cisaillement secondaire δ_0

En usinage, l'épaisseur de la zone de déformation plastique dans le copeau relative à la zone de cisaillement secondaire peut être considérée comme un bon indicateur de la distribution des contraintes et de la température à l'interface outil-copeau. Grace à notre modélisation hybride, le ratio de la zone de contact collant correspond à l'étendue de cette zone dans le contact. L'épaisseur est par contre représentée par un pourcentage empirique de l'épaisseur totale du copeau. Oxley montre, expérimentalement, dans le cas de l'usinage d'un acier à 0.2%C ($\alpha = -5°$ et $30 \leq V \leq 400$ m/min), que cette zone s'affine avec l'augmentation de la vitesse de coupe, mais cette épaisseur devient plus importante lorsque l'avance f augmente [12].

Afin d'étudier l'effet de l'épaisseur de la zone de cisaillement secondaire δ_0, les paramètres suivants on été choisis :

$$\alpha = 0° \qquad \overline{\mu} = 0.5 \qquad w = 4\,\text{mm} \qquad f = 0.1\,\text{mm} \qquad V = 100\,\text{m/min} \qquad \xi = 2$$

La valeur du paramètre δ_0 choisi est $0.02t_2 \leq \delta_0 \leq 0.2t_2$. Ici, l'épaisseur du copeau t_2 est constante car α et ϕ le sont pour les conditions choisies.

L'effet de l'épaisseur de la zone de cisaillement secondaire est négligeable sur la prédiction du ratio R et donc sur le coefficient de frottement local μ_f. Le ratio $R = a/L_c$ de la zone de contact collant passe de 36,63% pour $\delta_0 = 0.02t_2$ à 36,47% pour $\delta_0 = 0.2t_2$. Le coefficient de frottement local μ_f reste relativement constant pour la même variation de δ_0.

Compte tenu de notre modélisation et du champ de vitesse choisi, la vitesse de cisaillement à l'interface outil-copeau $\dot{\gamma}$ est fonction de l'épaisseur de la ZCS :

$$\dot{\gamma} = \frac{V_c}{\delta_0} \tag{IV.7}$$

De la même façon, le flux de chaleur Q_p dans la zone d'écoulement plastique est tributaire de cette épaisseur :

$$Q_p = \tau_{st} \frac{V_c}{\delta_0} \tag{IV.8}$$

Dans cette équation, la contrainte de cisaillement dans la ZCS, τ_{st} est également dépendante de la vitesse de cisaillement $\dot{\gamma}$ dans la mesure où elle est déduite de la loi de comportement JC du matériau, qui tient compte de ce paramètre pour exprimer la sensibilité du matériau à la vitesse de déformation (voir Eq (IV.9)).

$$\tau_{st} = \frac{1}{\sqrt{3}}\left[A + B\left(\frac{\gamma_h}{\sqrt{3}}\right)^n\right] \quad \underbrace{\left[1 + m\ln\left(\frac{V_c/\delta_0}{\dot{\gamma}_0}\right)\right]}_{\text{Terme sensible à la vitesse de cisaillement}} \quad \left[1 - \left(\frac{T(x,y) - T_r}{T_m - T_r}\right)^v\right] \tag{IV.9}$$

Pour le matériau choisi, le coefficient m qui contrôle le terme sensible à $\dot{\gamma}$ de la loi Johnson-Cook est extrêmement faible : $m = 0.008$. L'effet de la vitesse de cisaillement $\dot{\gamma}$ sur la contrainte de cisaillement τ_{st} dans la ZCS est donc négligeable par rapport à celui de l'adoucissement thermique contrôlé par la température. Cette tendance explique la faible influence de l'épaisseur δ_0 sur le contact outil-copeau.

La distribution de la température à l'interface outil-copeau T_{int} est donnée par la Figure IV- 16. On remarque que la vitesse de cisaillement agit sur la distribution dans les deux zones de contact, contact collant et contact glissant. Pour une faible épaisseur de la ZCS, la vitesse de cisaillement $\dot{\gamma}$ croît considérablement et il en est de même pour la source de chaleur Q_p dans la zone de déformation (voir Eq (IV.8)), d'où une élévation plus importante de la température dans la zone de contact collant. À l'inverse, lorsque cette épaisseur est grande, la vitesse de cisaillement est réduite ; en conséquence, on assiste à une baisse de Q_p et de la température dans le contact collant. La diminution de la température implique, à son tour, une augmentation de la contrainte de cisaillement à l'interface dans le contact collant. Cette observation a été confirmée par Oxley [12], cité par Childs et al. [9], qui pointe le fait que la température dans la ZCS baisse lorsque son épaisseur augmente. Toutefois, dans le cas des arêtes rapportées formées à des vitesses de coupe faibles, plusieurs études expérimentales montrent que cette couche limite réduit la température à l'interface [22].

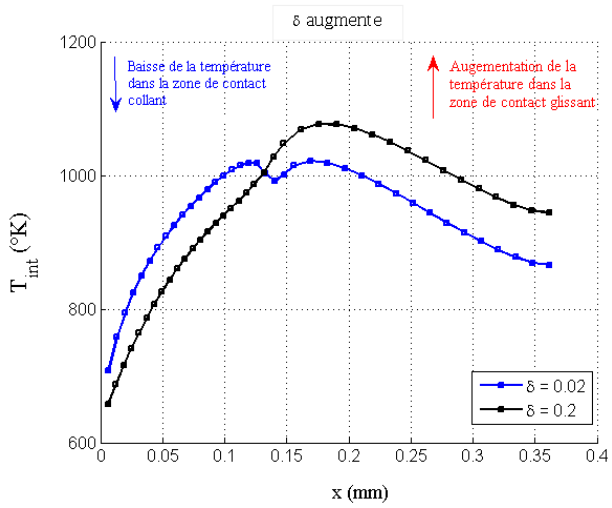


Figure IV- 16 : Distribution de la température T_{int} à l'interface outil-copeau pour différentes épaisseurs δ_0 de la zone de cisaillement secondaire. $\alpha = 0°$, $\overline{\mu} = 0.5$, $f = 0.15\,mm$, $w = 4\,mm$, $V = 100$ et $\xi = 2$.

Dans la zone de contact glissant, la température s'élève lorsque l'épaisseur de la ZCS augmente, du fait de la légère réduction de la zone de contact collant pour une même longueur de contact totale L_c qui conduit à une augmentation du flux de chaleur dans la zone de contact glissant Q_f. L'écart de température pour une épaisseur $\delta_0 = 0.02t_2$ et $\delta_0 = 0.2t_2$ est négligeable.

III. Aspect matériau et distribution des paramètres tribologiques dans le contact outil-copeau

Comme nous l'avons expliqué dans le premier chapitre de ce travail de thèse, l'étude du comportement du matériau usiné sous sollicitation extrême de température, de déformation et de vitesse de déformation nécessite davantage de développement pour correspondre aux conditions thermomécaniques observées pendant la formation du copeau. Généralement, les lois de comportement issues de la littérature reposent sur des formulations phénoménologiques basées sur des essais dynamiques. La loi Johnson Cook utilisée dans notre modélisation (d'autres lois peuvent être implémenter sans trop de difficulté) fait appel à trois coefficients déterminés expérimentalement : le coefficient de sensibilité du matériau à la déformation noté n, le coefficient de sensibilité à la vitesse de déformation m et le coefficient de sensibilité à l'adoucissement thermique υ. On rappelle que ces coefficients ont été déterminés dans des conditions souvent très éloignées de celles observées pendant l'usinage, c'est-à-dire sous des vitesses de déformation $\dot{\gamma} > 10^4 s^{-1}$, des déformations $\gamma > 200\%$ et des températures avoisinants les 1000°C . Ozel [24], par exemple, a utilisé une méthode inverse pour déterminer les paramètres de la loi de comportement du matériau applicables à l'usinage.

Comme on sait que la loi n'a pas été correctement identifiée pour des conditions extrêmes de chargement, nous allons, à travers cette partie, étudier l'influence des différents coefficients de sensibilité sur la nature du contact outil-copeau et sur la distribution des paramètres tribologiques à l'interface. On étudiera également l'influence de la conductivité thermique du matériau usiné. Dans notre étude, la conductivité est supposée indépendante de la température, ce qui n'est pas réel d'un point de vue physique. Dans le cas de l'acier 42CrMo4, cette conductivité vaut $54\,\mathrm{W/°K}$ à l'ambiante, elle chute cependant à 26 W/°K à partir d'une température de transition à 800°C.

III.1. Etude de l'effet du coefficient d'adoucissement thermique υ

L'analyse de l'effet de l'adoucissement thermique à travers le coefficient υ (voir loi JC ou l'Eq (IV.9)) est intéressante si l'on veut étudier l'effet du comportement du matériau usiné sur la nature du contact outil-copeau et la distribution des paramètres tribologiques à l'interface.

Les conditions de coupe choisies pour cette étude sont :

$\alpha = 0°$ $\overline{\mu} = 0.5$ $w = 4\,\text{mm}$ $f = 0.1\,\text{mm}$ $V = 100\,\text{m/min}$ $\xi = 2$

Le coefficient d'adoucissement thermique est compris entre $0.5 \le \upsilon \le 2$. Dans la loi JC, l'adoucissement thermique est une fonction décroissante en fonction de υ.

A l'interface outil-copeau, l'effet du coefficient υ sur l'évolution du ratio R et sur le coefficient de frottement local μ_f est représenté dans le Tableau IV- 6.

Coefficient d'adoucissement thermique υ	Ratio de la zone de contact collant $R = \frac{a}{L_c}$	Coefficient de frottement local μ_f
0.5	0.54	1.04
1	0.45	0.81
1.5	0.36	0.67
2	0.28	0.6

Tableau IV- 6 : Evolution du ratio de la zone de contact collant R et du coefficient de frottement local μ_f à l'interface en fonction du coefficient d'adoucissement thermique υ

D'après ce tableau, lorsque le coefficient υ diminue, la contrainte de cisaillement à l'interface τ_{int} baisse car l'adoucissement thermique augmente. Cela implique une diminution du flux de chaleur générée par la déformation plastique Q_p et donc une baisse de la température à l'interface outil-copeau T_{int}. Cependant, lorsque τ_{int} diminue, le ratio de la zone collante R augmente.

La Figure IV- 17 illustre la distribution de la température à l'interface outil-copeau pour différents coefficients υ.

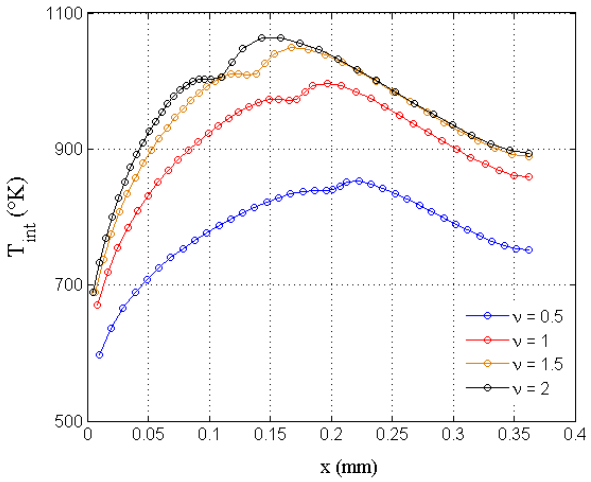


Figure IV- 17 : Evolution de la température T_{int} à l'interface outil-copeau pour différents coefficients d'adoucissement thermique υ du matériau usiné.

La distribution de la contrainte de cisaillement τ_{int} et celle de la pression normale σ_N à l'interface outil-copeau sont représentées par la Figure IV- 18.

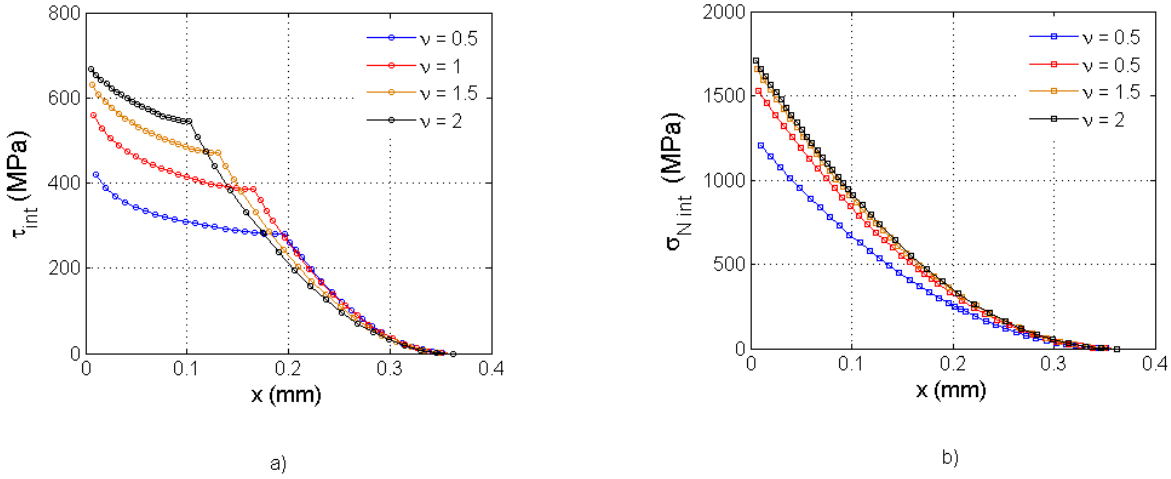


Figure IV- 18 : a) Distribution de la contrainte de cisaillement τ_{int} et b) de la pression normale σ_N à l'interface outil-copeau pour différents coefficients d'adoucissement thermique υ

Sur cette figure, on remarque facilement l'étendue importante de la zone de contact collant lorsque l'adoucissement thermique est élevé. Dans la bande primaire de cisaillement, ce phénomène conduit à une réduction de la contrainte de cisaillement à la sortie de la BPC τ_h, réciproquement à une baisse de la pression P_0 à la pointe de l'outil (Figure IV-18 (a)), et finalement à une contrainte de cisaillement moyenne $\bar{\tau}_{\text{int}}$ plus faible.

D'une manière générale, le phénomène d'adoucissement thermique favorise une diminution des contraintes à l'interface outil-copeau, mais conduit à un contact outil-copeau de type collant.

III.2. Etude de l'effet du coefficient de sensibilité à la vitesse de déformation m

Comme nous l'avons exposé dans le chapitre III lors de l'identification de la loi Johnson-Cook pour l'alliage de titane Ti6Al4V, la sensibilité à la vitesse de déformation $\dot{\gamma}$ de cet alliage n'est pas linéaire. Cette hypothèse confirmée par plusieurs auteurs mérite donc d'être étudiée [25-27].

Dans cette partie, nous proposons de modifier la loi Johnson-Cook de l'acier 42CrMo4 en supposant que la vitesse de transition est $\dot{\gamma}_t = 10^4 s^{-1}$, c'est-à-dire celle départageant le domaine quasi-statique du domaine dynamique.

Les paramètres de coupe constants sont définis par :

$$\alpha = 0° \qquad \bar{\mu} = 0.5 \qquad w = 4\,\text{mm} \qquad f = 0.1\,\text{mm} \qquad \xi = 2$$

La contrainte de cisaillement dépendante de la loi Johnson Cook est donnée par l'expression suivante :

$$\tau = \frac{1}{\sqrt{3}}\left[A + B\left(\frac{\gamma}{\sqrt{3}}\right)^{n}\right]\left[1 + m\ln\left(\dot{\gamma}/\dot{\gamma}_0\right)\right]\left[1 - \left(\frac{T - T_r}{T_m - T_r}\right)^{\nu}\right] \qquad \text{(IV.10)}$$

Afin d'étudier l'effet de la transition dans la sensibilité à la vitesse de déformation, nous avons modifié la loi JC sous la forme présentée dans le chapitre III :

$$\tau = \frac{1}{\sqrt{3}}\left[A + B_2\left(\frac{\gamma}{\sqrt{3}}\right)^{n}\right]\left[1 + \ln\left[\left(\frac{\dot{\gamma}}{\dot{\gamma}_0}\right)^{m_2}\left(\frac{\dot{\gamma}_t}{\dot{\gamma}_0}\right)^{m-m_2}\right]\right]\left[1 - \left(\frac{T - T_r}{T_m - T_r}\right)^{\nu}\right] \qquad \text{(IV.11)}$$

Dans l'Eq (IV.11), le coefficient m_2 est un coefficient dédié aux vitesses de déformation élevées $\dot{\gamma} = \dot{\gamma}_t > 10^4 s^{-1}$. Il sera compris entre $m \le m_2 \le 0.5$. Par contre, contrairement à ce qui a été présenté dans le chapitre III, le paramètre B_2 sera maintenu égal à B.

La vitesse de coupe a été choisie $6 \le V \le 500$ m/min, ce qui aboutit à une vitesse de cisaillement à l'interface outil-copeau comprise entre $3{,}82\,10^3 s^{-1} \le \dot{\gamma}_{\text{int}} \le 3{,}18\,10^5 s^{-1}$.

Le ratio R de la zone de contact collant à l'interface outil-copeau est fortement dépendant du comportement du matériau. L'effet de la sensibilité à la vitesse de déformation sur le ratio de la zone de contact collant est illustré par la Figure IV- 19.

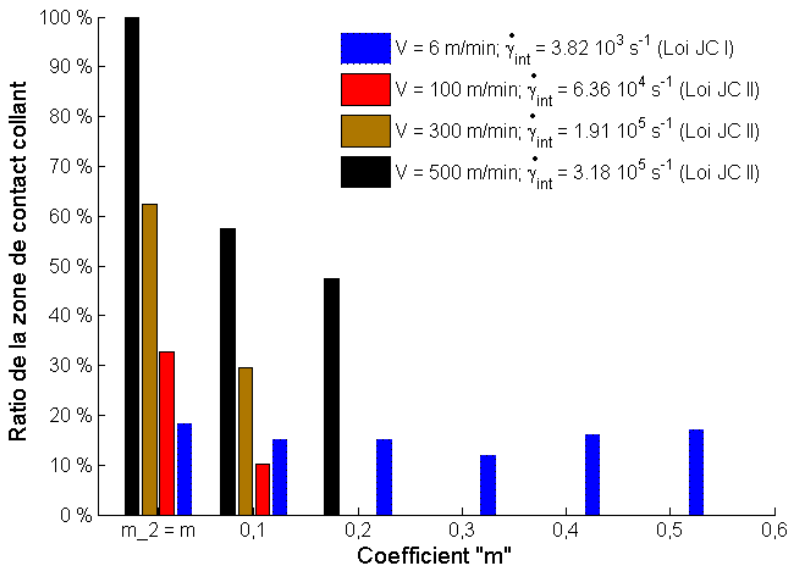


Figure IV- 19 : évolution du ratio de la zone de contact collant en fonction du coefficient m_2 et pour différentes vitesses de coupe $6 \le V \le 500$ m/min

Il est intéressant de voir sur cette figure qu'avec une vitesse de cisaillement à l'interface $\dot{\gamma} < 10^4 s^{-1}$ correspondant à une vitesse de coupe de $V = 6$ m/min, le ratio de la zone de contact collant change très peu du fait de la faible variation des paramètres de sortie de la BPC. Dans ce cas de figure, la contrainte de cisaillement τ_{int} le long de la zone de cisaillement secondaire est donnée par la loi JC I.

Pour des vitesses de coupe élevées, la vitesse de cisaillement à l'interface outil-copeau $\dot{\gamma}_{\text{int}} = V_c / \delta_0$ dépasse la vitesse critique $\dot{\gamma}_t$. La contrainte de cisaillement dans la zone de cisaillement secondaire devient de plus en plus importante avec l'augmentation du coefficient m_2. Pour $V = 100$ m/min, le contact outil-copeau devient glissant lorsque le coefficient $m_2 > 0.1$. Pour une vitesse de coupe élevée $V = 500$ m/min, le contact est parfaitement collant $m_2 = m$ (Loi JC I) et il tend rapidement vers un contact parfaitement glissant lorsque $m_2 > 0.2$. Pour expliquer cette tendance, rappelons que lorsque la contrainte de cisaillement à l'interface τ_{int} augmente (durcissement), le contact collant à l'interface est réduit.

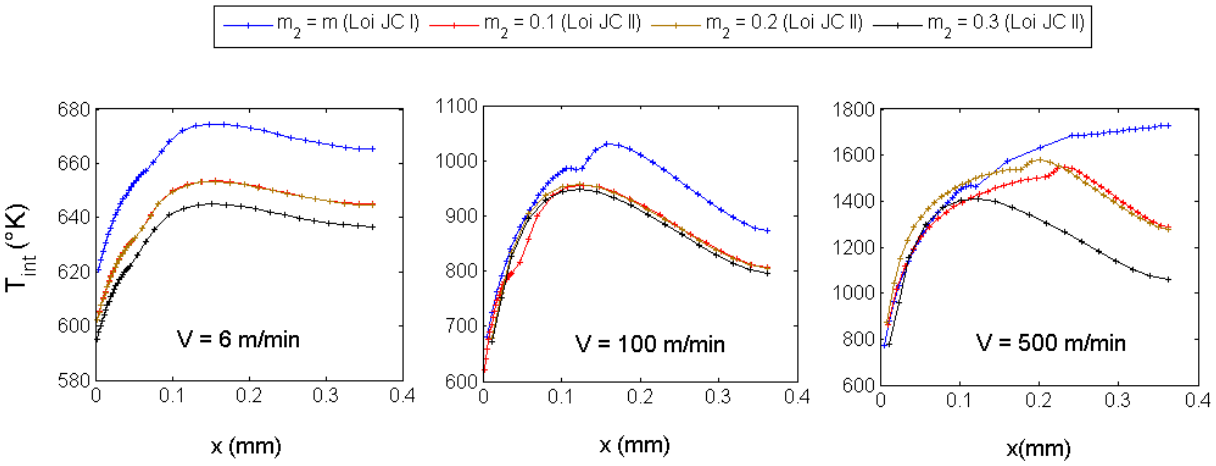


Figure IV- 20 : distribution de la température à l'interface outil-copeau en fonction du coefficient m_2 et pour différentes vitesses de coupe $6 \le V \le 500$ m/min.

La distribution de la température à l'interface T_{int} est illustrée par la Figure IV- 20. Elle est donnée pour trois vitesses de coupe différentes $6 \le V \le 500$ m/min et pour différents coefficients m_2. Pour une faible vitesse de coupe, l'écart de température est négligeable, de l'ordre de 20°K. Cette faible différence est dûe à la différence de température θ_h à la sortie de la BPC. Cependant lorsque la vitesse de coupe augmente, la distribution de la température dépend du ratio $R = a / L_c$. Pour $V = 100$ m/min, la réduction de R avec l'augmentation du coefficient de viscosité m_2 diminue la température à l'interface. Pour $V = 500$ m/min, la température chute de la même façon avec un déplacement du point

chaud vers la pointe de l'outil, en présence d'un contact devenant glissant. La loi JC I aboutit à un contact collant avec une température de contact avoisinant la température de fusion.

Pour mieux comprendre l'effet du coefficient m_2 et du changement de sensibilité à la vitesse de cisaillement, la Figure IV- 21 montre la distribution de la contrainte normale $\sigma_{N\,\mathrm{int}}$ et de cisaillement τ_{int} à l'interface outil-copeau. Dans le cas de grandes vitesses de 100 m/min et 500 m/min, elle est donnée par la loi JC II : on remarque bien que le changement de la sensibilité à $\dot{\gamma}$ entraîne une augmentation de la contrainte de cisaillement τ_{int} à la pointe de l'outil. Pour $V = 100$ m/min, cette dernière se situe à 627 MPa pour $m_2 = m$ et passe à 736 MPa pour $m_2 = 0.3$. Pour les deux coefficients intermédiaires $m_2 = 0.1$ et $m_2 = 0.2$, la différence est négligeable. Pour $V = 500$ m/min, la contrainte de cisaillement τ_{int} au voisinage de la pointe de l'outil passe de 632 Mpa, pour $m_2 = m$, à 1 GPa, pour $m_2 = 0.2$. Lorsque le contact est parfaitement glissant, donc pour $m_2 = 0.3$, la contrainte de cisaillement τ_{int} au voisinage de la pointe de l'outil chute à 710 Mpa, ce qui est logique puisque cette dernière est donnée par la relation de coulomb, $\tau_{\mathrm{int}} = \bar{\mu}\sigma_N$.

Concernant la contrainte normale, sa distribution à l'interface outil-copeau se trouve faiblement influencée par le coefficient m_2 et par la vitesse V car elle dépend exclusivement de la contrainte de cisaillement à la sortie de la bande primaire de cisaillement τ_h

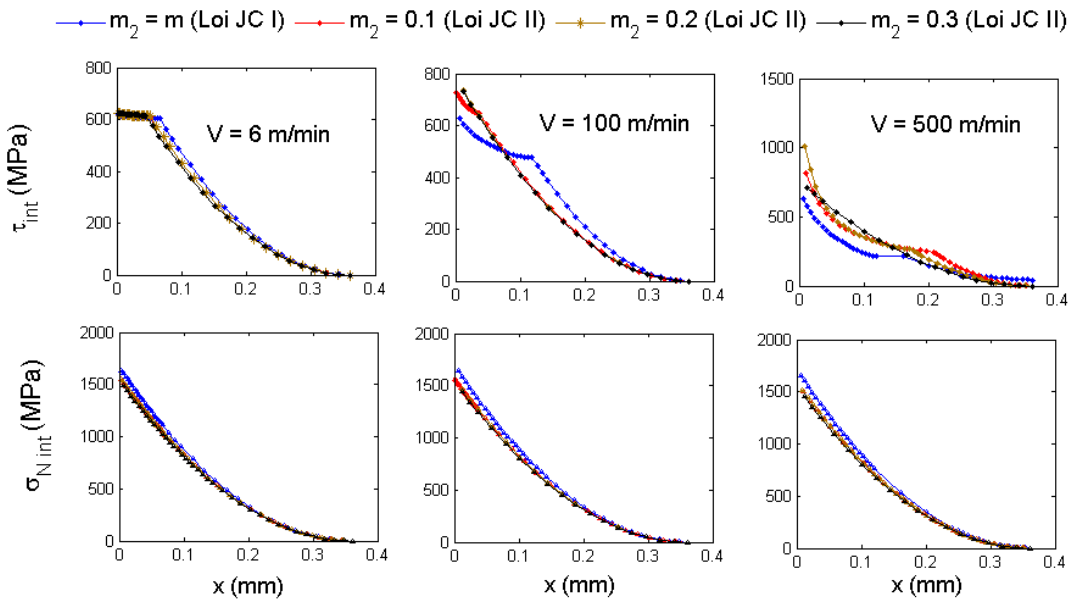


Figure IV- 21 : Distribution de la contrainte de cisaillement τ_{int} et de la contrainte normale $\sigma_{N\mathrm{int}}$ à l'interface outil-copeau pour différents coefficients m_2 et pour différentes vitesses de coupe V

Le paramètre m a un impact important sur le terme qui contrôle la sensibilité de la loi de comportement, à la vitesse de cisaillement $\dot{\gamma}$ et, par conséquent, sur la nature du contact outil-copeau. Si l'on tient compte des observations expérimentales sur le changement de sensibilité à la vitesse de cisaillement à partir d'une valeur-seuil $\dot{\gamma}_t$, la loi Johnson Cook modifiée semble donner des tendances vers un contact glissant lorsque la vitesse de cisaillement augmente. Il est donc nécessaire de disposer des bons coefficients de viscosité de la loi de comportement si on veut s'approcher de la réalité du contact à l'interface outil-copeau.

III.3. Etude de l'effet du coefficient de sensibilité à la déformation n.

Dans cette partie, l'effet du coefficient d'écrouissage n (voir Eq (IV.10)) est analysé sur base des paramètres suivants :

$\alpha = 0°$ $\quad \overline{\mu} = 0.5$ $\quad w = 4\,\text{mm}$ $\quad f = 0.1\,\text{mm}$ $\quad V = 100\,\text{m/min}$ $\quad \xi = 2$

Le coefficient de sensibilité à la vitesse de cisaillement est $m = 0.008$, contrôlant l'adoucissement thermique $\upsilon = 1.46$.

Le Tableau IV- 7 montre que ce paramètre a peu d'influence sur le ratio de la zone de contact collant à l'interface outil-copeau, le coefficient de frottement local μ_f baissant avec ce ratio.

Coefficient d'écrouissage n	Ratio de la zone de contact collant $R = \frac{a}{L_c}$	Coefficient de frottement local μ_f
0.05	0.57	1.17
0.1	0.55	1.10
0.15	0.54	1.04
0.2	0.52	0.99
0.25	0.51	0.94

Tableau IV- 7 : Evolution du ratio de la zone de contact collant et du coefficient de frottement local pour différents coefficients d'écrouissage n

Cette faible influence peut s'expliquer par le fait que l'impact de la vitesse de cisaillement $\dot{\gamma}$ et de la température T_{int} l'emporte sur celui de la déformation γ. Dans la zone de cisaillement secondaire, la déformation en cisaillement est supposée constante $\gamma_{ZCS} = \gamma_h$.

La distribution de la température à l'interface est donnée par la Figure IV- 22 dans la zone de cisaillement secondaire : la température est très peu influencée par l'augmentation du coefficient d'écrouissage n, la température maximale augmente pour un faible coefficient n et l'augmentation du ratio R est une conséquence de l'augmentation de la température du contact.

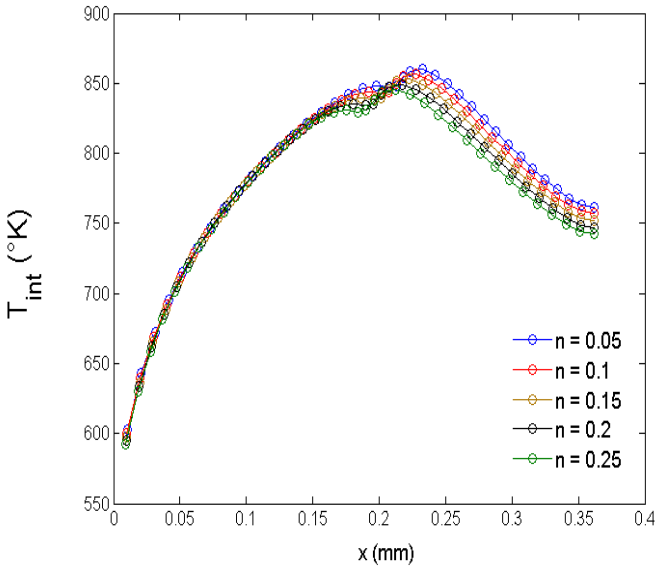


Figure IV- 22 : Distribution de la température à l'interface outil-copeau pour différents coefficients d'écrouissage n

III.4. Etude de l'effet de la conductivité thermique k du matériau sur la nature du contact

La conductivité thermique est un paramètre matériau dépendant de la température. Le mode de transmission de chaleur par conduction y est aussi tributaire. Il en va de même pour l'échange avec le substrat de l'outil puisque le coefficient de partage de flux de chaleur à l'interface en dépend également.

Dans le cas de l'acier 42CrMo4, la conductivité thermique vaut 48 W/m°K à l'ambiante 26 W/m°K et à $T = 800°C$ et elle remonte à 33 W/m°K à 1300°C [28] . Dans cette étude, la conductivité thermique a été choisie $26 \leq k \leq 54$ W/m°K. Les conditions de coupe utilisées pour cette étude sont identiques à celles de la partie précédente.

L'effet de la conductivité thermique sur le ratio de la zone de contact collant R et sur le coefficient de frottement local μ_f est reporté dans le Tableau IV- 8. L'étendue de la zone de contact collant augmente considérablement lorsque la conductivité thermique du matériau chute. Cela s'explique par l'accumulation de la chaleur dans le copeau. Sous cet effet, la quantité de chaleur produite dans la zone de cisaillement secondaire augmente considérablement et sa dissipation devient limitée.

Conductivité thermique k (W/m°K)	Ratio de la zone de contact collant $R = \frac{a}{L_c}$	Coefficient de frottement local μ_f
26	0.48	0.8
30	0.44	0.75
35	0.41	0.7
40	0.38	0.67
45	0.35	0.64
50	0.34	0.63
54	0.32	0.62

Tableau IV- 8 : variation du ratio de la zone de contact collant R et du coefficient de frottement local μ_f pour différentes conductivité thermique k

Nous avons également reporté dans la Figure IV- 23 l'évolution de la température T_{int} à l'interface outil-copeau pour différentes conductivités thermiques du matériau. Il apparaît clairement une augmentation de la température dans la première zone de contact (zone de contact collant). Le point chaud se déplace vers la fin du contact. Pour une faible conductivité thermique $(k = 26\,W/m°K)$, la température maximale est $T_{\text{int}}(\max) = 1244\,°K$; pour une forte conductivité thermique $(k = 54\,W/m°K)$, la température maximale à l'interface baisse $T_{\text{int}}(\max) = 1030\,°K$.

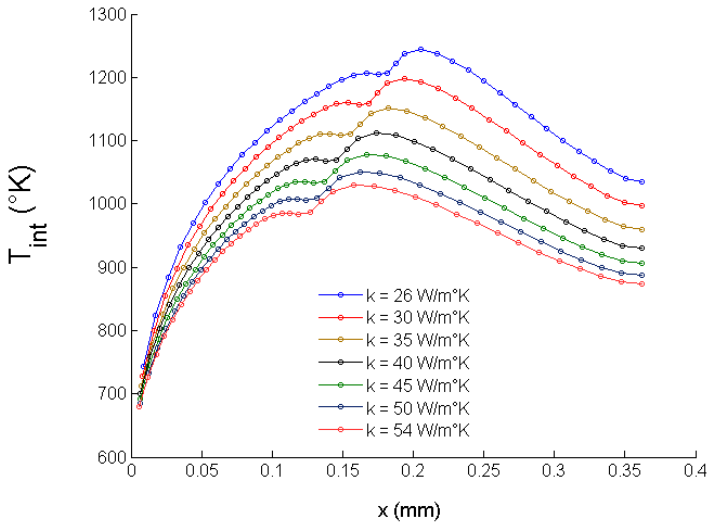


Figure IV- 23 : Distribution de la température T_{int} à l'interface outil-copeau pour différentes conductivité thermique k

La limitation de la dissipation de la chaleur avec la baisse de la conductivité thermique mène à une augmentation de la température dans la ZCS et conduit en conséquence à une chute plus importante de la contrainte de cisaillement à l'interface outil-copeau. La Figure IV- 24 illustre la distribution de la contrainte de cisaillement τ_{int} et normale $\sigma_{N\,\text{int}}$ à l'interface outil-copeau. On constate que le phénomène d'adoucissement thermique est plus important lorsque la conductivité thermique baisse. Cependant, la distribution de la pression normale demeure insensible à la variation de la conductivité thermique. Rappelons que cette distribution dépend exclusivement de la contrainte de cisaillement à la sortie de la BPC τ_h, qui est elle-même indépendante de la conductivité du fait qu'aucun transfert de chaleur par conduction n'est considéré dans la bande (transformation adiabatique).

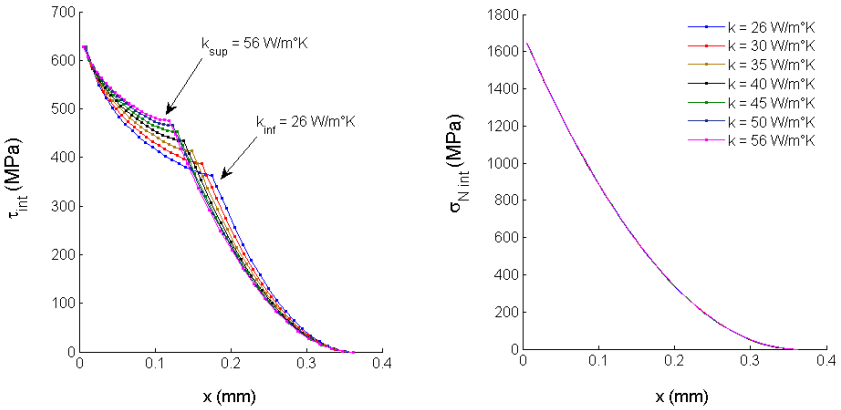


Figure IV- 24 : Distribution de la contrainte de cisaillement τ_{int} et normale $\sigma_{N\ \text{int}}$ à l'interface outil-copeau pour différentes conductivités thermiques k

La prise en compte de la variation de la conductivité thermique du matériau usiné en fonction de la température est nécessaire pour une meilleure représentation des processus d'échanges thermiques à l'interface outil-copeau. Outre son effet sur la nature du contact, ce paramètre intervient aussi dans l'estimation du coefficient d'échange de flux de chaleur à l'interface. Le respect de cette variation sous l'effet de la température permet d'adapter les meilleurs revêtements aux outils de coupe afin d'y limiter le transfert et réduire ainsi le processus d'usure. Balaji et al. [29] montre expérimentalement que la conductivité thermique de l'outil influence la nature du contact outil-copeau et la courbure du copeau. L'étendue de la zone de contact collant est plus importante lorsque la conductivité thermique de l'outil de coupe diminue. Ce dernier point peut être considéré comme une perspective à notre modélisation, une fois résolu le problème de l'échange thermique avec la face de coupe de l'outil.

Conclusion :

Dans ce chapitre, nous avons procédé à une étude paramétrique du modèle hybride proposé dans le chapitre II de ce travail de thèse. Au début de cette étude, nous avons montré l'effet du contact collant sur la distribution de la température à l'interface outil-copeau et sur l'évolution du coefficient de frottement local dans la partie glissante du contact. Cette étude a également permis de mettre en exergue l'influence, d'une part du coefficient de frottement apparent $\bar{\mu}$ sur la distribution de différentes grandeurs tribologiques régnants à l'interface outil-copeau, et d'autre part des conditions de coupe tels que l'avance f, l'angle de coupe α et la vitesse de coupe V sur la nature du chargement à l'interface outil-copeau et sur la répartition du contact collant glissant sur la face de coupe. L'approche hybride proposée montre une cohérence avec les principales tendances expérimentales, notamment concernant l'ordre de grandeur des coefficients de frottement locaux μ_f obtenus par la technique du « Split Tool » utilisée par Childs et al. [9]. Par la suite, l'étude de l'effet de l'angle du cisaillement primaire ϕ a permis de relever la problématique de la prédiction de ce paramètre et de son impact sur la nature du contact outil-copeau. Il en ressort que les conditions optimales du contact outil-copeau sont obtenues pour un angle ϕ inférieur à celui calculé par Merchant. Ce point est conforme à plusieurs études expérimentales et numériques.

D'un autre côté, nous avons examiné l'effet des coefficients empiriques utilisés dans notre modèle, tels que le coefficient ξ qui contrôle la distribution de la contrainte normale à l'interface et le facteur δ contrôlant l'épaisseur de la zone de cisaillement secondaire.

La seconde partie de cette étude paramétrique était destinée à l'analyse de l'effet de la loi de comportement du matériau sur le contact et la prédiction des paramètres qui le gouvernent. A travers l'étude de la sensibilité de la vitesse de déformation, nous avons montré l'importance de la prise en compte du changement de sensibilité à partir d'une vitesse seuil (dépendante du matériau). La nature du contact est fortement dépendante de cet aspect. Il en est de même en ce qui concerne le coefficient d'adoucissement thermique. Cependant, l'effet du coefficient d'écrouissage a montré une faible influence sur les paramètres tribologiques dans le contact, son effet peut donc être négligé.

La conductivité thermique du matériau est supposée constante dans cette étude ; pour cela nous avons étudié l'effet de sa variation sur la répartition du contact collant-glissant à l'interface ainsi que sur la distribution de la température sur la face de coupe.

D'autres phénomènes ne sont pas considérés dans ce travail, tels que la complexité de l'écoulement à la pointe de l'outil, le rayon d'arête, les vibrations ainsi que l'effet du profil de vitesse dans la zone de cisaillement secondaire. Pour ce dernier point, d'autres profils plus complexes tels que celui proposé par Qi et Mills [30] sont en cours de développement.

Références du Chapitre IV

1. Merchant E., *Mechanics of the metal cutting process, II. Plasticity conditions in orthogonal cutting.* Journal of Applied Physics, 1945. **16**(318-324).
2. Molinari A., Moufki A., Dudzinski D., *Etude du comportement du 42CD4.* Final Technical Report, CREAS Ascomeatal, 1997.
3. Oxley P.L.B., *Introducing strain-rate dependent work material properties into the analysis of orthogonal cutting.* Annals of CIRP, 1966. **13**: p. 127-138.
4. Shaw M.C., *Metal Cutting Principles*. 1984: Oxford Science Publications, Oxford.
5. Oxley P.L.B., Hasting W.F., *Minimum work as possible criterion for determining the frictionnal conditions as the tool interface in machining.* Philosophical Transactions of The Royal Society of London, 1976. **282**(A 1310): p. 565-584.
6. Bouzid W., *Etude expérimentale et numérique de la coupe orthogonale*, in *ENSAM, Centre de Paris*. 1993. p. 170.
7. Jaspers S.P.F.C., *Metal cutting mechanics and Material bevahior*. 1999, Technische Universiteit: Eindhoven.
8. Moufki A., Molinari A., Dudzinski D., *Modelling of orthogonal cutting with a temperature dependent friction law.* J. Mech. Phys. Solids, 1998. **46**(10): p. 2103-2138.
9. Childs T.H.C., Maekawa K., Obikawa T., Yamane Y., *Metal Machining; Theory and Applications*. 2000: Copublished in North, Central and South America by John Wiley & Sons Inc. New York-Toronto. 65-68.
10. Moufki A., *Contribution à la modélisation de l'usinage par une approche thermoviscoplastique. Application à la coupe orthogonale et oblique.*, in *LPMM*. 1998, Université de METZ.
11. Dautzenberg J.H., Veenstra P.C., Van der Wolf A.C.H., *The minimum energie principle for the cutting process in theory and experimental.* Annals of the CIRP, 1981. **30**(1): p. 1-4.
12. Oxley P.L.B., *Mechanics of machining.* Chichester, UK: Ellis Horwood, 1989.
13. Findley W.N., Reed R.M., *The influence of extreme speeds and rake angles in metal cutting.* J. Eng. Ind., 1963: p. 49-67.
14. Volf L., *Modélisation de l'écoulement viscoplastique dans la coupe orthogonale des métaux*, in *Rapport de DEA, CREAS et LPMM*. 1995, Université de Metz.
15. Moufki A., Devillez A., Dudzinski D., Molinari A., *Thermomechanical modelling of oblique cutting and experimental validation.* International Journal of Machine Tools and Manufacture, 2004. **44**(9): p. 971-989.
16. Jrad M., Devilliez A., Dudzinski D., *Approches analytique et numérique pour la modélisation du perçage*, in *18 ème Congrés Français de Mécanique*. 2007: Grenoble.
17. Sutter G., Ranc N., *Temperature fields in a chip during high-speed orthogonal cutting—An experimental investigation.* International Journal of Machine Tools and Manufacture, 2007. **47**(10): p. 1507-1517.
18. Gad G.S., Armarego E.J.A., Smith A.J.R., *Tool-chip contact length in orthogonal machining and its importance in tool température predictions.* Int Jour Prod Res., 1992. **30**: p. 485-501.
19. Hill R., *The mathematical theory of plasticity.* 1st ed. Oxford: Clarendon Press, 1951.
20. Grzesik W., *Advanced Machining Processes of Metallic Materials, Theory, Modelling and Applications*, ed. Hardbound. 2008: ELSEVIER. 472.

21. Bäker M., *Does chip formation minimize the energy.* Computational Materials Science, 2005. **33**(4): p. 407-418.

22. Trent E.M., Wright P.K., *Metal cutting, Butterworth-Heinemann, Boston*. 2000.

23. Zvorykin K.A., *On the force and energy necessary to seperate the chip from the workpiece, (in Russian).* St. Petersburg, Vestnik Promyslennostie, 1896: p. 123.

24. Özel T., Zeren E., *A methodology to determine work material flow stress and tool-chip interfacial friction properties by using analysis of machining.* Journal of Manufacturing Science and Engineering, 2006. **128**: p. 119-129.

25. Follansbee P.S., Kocks U.F., *A Constitutive Description of the Deformation of Copper Based on the Use of the Mechanical Threshold Stress as an Internal State Variable.* Acta metall, 1988. **36**: p. 81-93.

26. Meyer J.H.W., Kleponis D.S., *Modelling the high strain rate behavior of Titanium undergoing ballistic impact and penetration.* Int Journal impact Eng, 2001. **26**: p. 509-521.

27. Marusich T.D., Ortiz M., *Modelling and simulation of high-speed machining.* International Journal for Numerical Methods in Engineering, 1995. **38**: p. 3675-3694.

28. Ryckelynck D., Meiller M., *Modélisation du frottement outil–pièce pour la simulation de la coupe par la méthode des éléments finisFriction modelisation of tool workpiece contact for the finite element simulation of cutting process.* Mécanique & Industries, 2002. **3**(4): p. 323-332.

29. Balaji A.K., Sreeram G., Jawahir I.S., Lenz E., *The Effects of Cutting Tool Thermal Conductivity on Tool-Chip Contact Length and Cyclic Chip Formation in Machining with Grooved Tools.* CIRP Annals - Manufacturing Technology, 1999. **48**(1): p. 33-38.

30. Qi H.S., Mills B., *Modelling of the dynamic tool-chip interface in metal cutting.* Journal of Materials Processing Technology, 2003. **138**: p. 201-207.

CONCLUSION GENERALE ET PERSPECTIVES

Dans ce manuscrit de thèse, deux principaux objectifs avaient été fixés initialement :

- Le premier consistait à modéliser le processus de formation de copeau en intégrant l'effet de la zone de cisaillement secondaire négligée dans la plupart des approches de la littérature.
- Le second était relatif à la caractérisation de l'interface outil-copeau et la prise en compte de l'aspect collant et glissant à l'interface (frottement local), conformément aux observations expérimentales.

Dans le chapitre I et à travers une étude bibliographique dédiée à l'aspect de la coupe au sens large et à l'aspect contact en particulier, nous avons montré l'intérêt de la prise en compte dans les différentes modélisations, l'existence d'un contact collant-glissant à l'interface outil-copeau. Par ailleurs, nous avons souvent eu l'occasion de faire remarquer la divergence qui existe parmi les différentes approches de modélisation dans la caractérisation du contact à l'interface outil-copeau. Plusieurs modèles purement mécaniques (Zvorykin, Merchant, Lee et Shaffer) ou thermomécaniques (Oxley, Molinari et Dudzinski, Moufki et al., etc.) négligent ou surestiment la part du contact collant à l'interface. Tandis que d'autres modèles estiment empiriquement cette part dans le contact. En ce sens, la prédiction des différents paramètres tribologiques, (pression, contrainte et température), contrôlant le contact ne peut être considérée comme très précise. Nous avons également étayé les différentes techniques expérimentales utilisées pour la caractérisation du contact à la face de coupe et nous avons discuté les interprétations qui en découlent. Par ailleurs, l'ensemble de ces différents points ont motivé la modélisation proposée dans le second chapitre.

Le chapitre II commence par un rappel du modèle de la bande primaire de cisaillement basé sur les travaux de Molinari et al. en 1992 et de Moufki et al. en 2000 et 2004. Ce modèle a aussi l'avantage de traiter le cas de la coupe tridimensionnelle, ou coupe oblique. Les caractéristiques géométriques du copeau telles que son épaisseur, la longueur de contact outil-copeau et l'angle de cisaillement primaire sont obtenus

analytiquement. Les paramètres de chargement thermique et mécanique à la sortie de la bande primaire telles que la température à la sortie de la bande et la pression à la pointe de l'outil, sont aussi obtenues moyennant une résolution analytique du problème thermomécanique dans un cas unidimensionnel. En se basant sur une approche hybride alliant à la fois la modélisation analytique à la modélisation numérique, la modélisation de l'interface outil-copeau proposée, permet de remonter aux conditions de chargement thermiques et mécaniques à l'interface outil-copeau. La démarche adoptée pour le développement de ce modèle repose sur des constations expérimentales présentées dans l'étude bibliographique du chapitre I.

Contrairement à certains modèles qui imposent le coefficient de frottement local le long du contact glissant à l'interface comme un paramètre d'entrée du modèle, l'approche présentée ici est capable de le fournir et permet également de renseigner sur la part du contact collant par rapport au contact total. Selon cette approche, l'évolution de ces deux derniers paramètres est sensible aux interactions qui existent entre de nombreux paramètres tribologiques contrôlant le contact outil-copeau à savoir ; la distribution de la pression normale, de la contrainte de cisaillement et de la température. Dans la zone de contact collant, la contrainte de cisaillement est dépendante du comportement du matériau dans la zone de cisaillement secondaire. Dans la zone de contact glissant, la loi de Coulomb a été utilisée pour caractériser le frottement.

Dans le troisième chapitre, une validation expérimentale du modèle hybride est appliquée à deux types de matériaux, l'alliage de titane Ti6Al4V et l'AISI 1050. Pour le premier matériau, une campagne d'essai a été réalisée à l'aide d'un dispositif expérimental orignal dédiée à la coupe orthogonale. L'analyse de l'usure des outils de coupe revêtus TiAlN a révélé qu'il existe deux zones de contact qui peuvent être assimilés à un contact collant au voisinage de l'arête de coupe et glissant au delà. La première zone présente un faible taux d'adhésion en comparaison à celui observé sur la deuxième zone considérée comme la zone de contact glissant. Le modèle hybride laisse apparaître une bonne reproductibilité des efforts de coupe mais présente des écarts plus ou moins importants par rapport à l'estimation des efforts d'avance. Néanmoins, les tendances expérimentales sont reproduites par le modèle.

Dans le cas de l'usinage de l'acier AISI 1050 avec un outil revêtu TiAlN, les résultats expérimentaux de la thèse de Soldani en 2009 ont été utilisés. Le modèle hybride a donné des résultats en bon accord avec l'expérience.

L'analyse paramétrique réalisée dans le chapitre IV a montré l'effet des conditions de coupe sur l'évolution du contact à l'interface. Il a été montré que l'effet de la température à l'interface est prédominant quant à son influence sur l'évolution de la contrainte de cisaillement à l'interface et sur la nature du contact outil-copeau. D'une manière générale, les vitesses de coupe et les avances élevées favorisent un contact collant même pour des faibles coefficients de frottement apparents $\overline{\mu}$. L'étude montre aussi l'importance d'une bonne estimation de l'angle de cisaillement primaire ϕ dans la prédiction des différents paramètres tribologiques régissant le contact.

Dans la deuxième partie de cette étude paramétrique, nous avons étudié l'influence des différents paramètres de la loi de comportement du matériau. Nous avons ainsi montré qu'il est nécessaire d'avoir les bons coefficients contrôlant la sensibilité à la vitesse de déformation dans le domaine dynamique et celui

définissant la sensibilité du matériau à l'adoucissement thermique, pour s'assurer de la fiabilité des paramètres de contact prédits.

La modélisation hybride développée dans le cadre de cette thèse peut être amélioré pour mieux se rapprocher du cas réel de la coupe. En intégrant l'aspect partage de la chaleur dans le contact qui tient compte aussi des conditions de chargement à l'interface outil-copeau, le modèle peut estimer convenablement la température à la face de coupe. Cette donnée, ainsi que la distribution des contraintes sont primordiales si l'on veut expliquer les modes d'usure opérant à l'interface outil-copeau. Il serait également intéressant d'intégrer un profil de vitesse qui tient compte des phénomènes d'adhésion et des couches limitent générés à l'interface outil-copeau.

Pour les deux matériaux utilisés, il serait intéressant de vérifier expérimentalement les niveaux du coefficient de frottement local μ_f et du ratio de la zone de contact collant $R = a/L_c$ donnés par le modèle. Pour vérifier le coefficient μ_f, rappelons que dans la zone de contact glissant, les conditions de chargement thermiques ($T \geq 600°C$) et mécaniques ($\sigma_N \leq 500\,\text{MPa}$) sont reproductibles par les dispositifs pions disques existants. Pour estimer le ratio R, on pourrait également utiliser la technique de l'outil-coupé couplée à une analyse chimique de la surface de contact.

En perspectives générales, beaucoup de choses restent à faire pour étendre ce modèle. La prise en compte du contact outil-pièce requiert une révision du modèle de calcul d'efforts. Quant à l'estimation de l'angle de cisaillement primaire ϕ, elle peut être obtenue analytiquement en respectant l'équilibre des efforts appliqués dans le contact collant, glissant, dans la bande primaire de cisaillement et enfin, dans le contact outil-pièce. Ce point est en cours de développement.

Nous proposons aussi de pousser l'analyse du contact glissant à l'interface outil-copeau et outil-pièce en étudiant l'effet d'un contact hertzien ou cône-plan sur l'évolution du coefficient de frottement local μ_f tel que le suggère Childs et ses collaborateurs. En conclusion, une fois la globalité de ces perspectives est atteinte, une implémentation de ce modèle dans un code élément fini commercial peut être intéressante et constituer ainsi un approche fiable pour prédire les paramètres gouvernants d'une part le contact et d'autre part l'usure.

ANNEXE I

I. Formulation du problème thermique à l'interface outil-copeau

Dans ce qui suit, nous présentons la partie numérique nécessaire au couplage thermomécanique implicite qui nous permet de déterminer la température absolue en tout point de l'interface outil-copeau. La formulation du problème décrite dans cette annexe a été programmée sur le logiciel Matlab sous forme de routine.

Dans la partie analytique du modèle hybride, le problème thermique donné par l'équation (II.78) nous a permis de dresser le bilan des termes sources générées à l'interface outil-copeau. Le terme source Q_p le long du contact collant, voir Eq (II.77.1), nécessite le calcul de la contrainte de cisaillement τ_{st} issue de la loi de comportement donnée par l'équation (II.76). Dans le terme qui contrôle l'adoucissement thermique, la température T est une inconnue déterminée en résolvant numériquement le problème thermique dans le copeau.

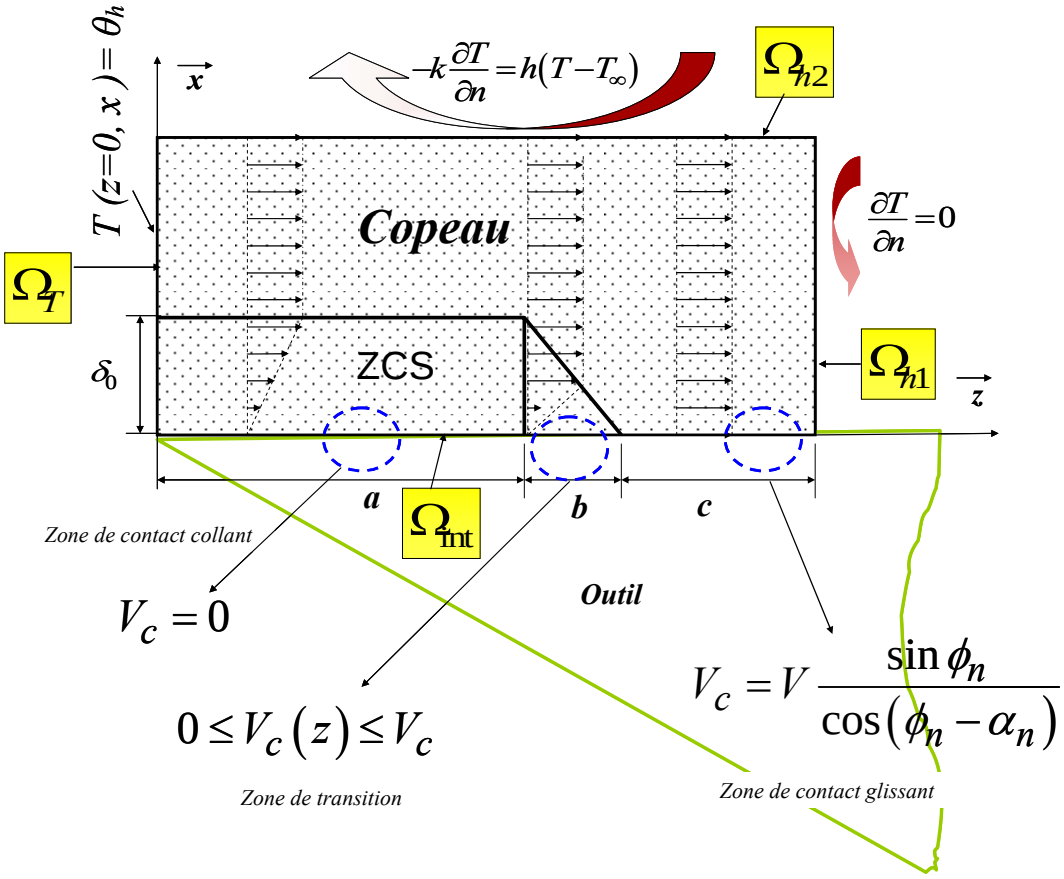


Figure A. 1 : Schématisation de la zone de contact outil copeau, de la zone de cisaillement secondaire ZCS, de la distribution de la vitesse et des conditions aux limites du problème thermique dans le copeau.

L'évolution de la température dans le copeau est défini par l'équation de la chaleur suivante :

$$k\Delta T + Q_p = \rho c \cancel{\frac{\partial T}{\partial t}} + \rho c.v_{z(z,x)} \frac{\partial T}{\partial z} \tag{A.1}$$

Les conditions aux limites sont définies dans la Figure A.1 :

Conditions de Dirichlet à la sortie de la bande primaire de cisaillement :

$$T(z=0,x) = \theta_h \ sur \ \partial\Omega_T \tag{A.2}$$

Conditions de Newman aux surfaces libres du copeau :

$$-k\overrightarrow{gard}(T).\overrightarrow{n_1} = 0 \ sur \ \partial\Omega_{h1} \tag{A.3}$$

$$avec \ \overrightarrow{n_1} = \vec{z}$$

$$-k\overrightarrow{gard}(T).\overrightarrow{n_2} = h_2\left(T - T_0\right) \ sur \ \partial\Omega_{h2}$$

$$avec \ \overrightarrow{n_2} = \vec{x} \tag{A.4}$$

$$k\overrightarrow{gard}(T).\vec{n} = Q_{f(x,z)} \ sur \ \partial\Omega_{\text{int}}$$

$$avec \ \vec{n} = -\vec{x} \tag{A.5}$$

I.1. Résolution numérique du problème thermique dans le copeau :

Dans les problèmes de transferts thermiques, plusieurs types de discrétisation numériques peuvent être utilisés pour la résolution numérique. Une des méthode la plus répondue est celle basée sur une discrétisation de type Galerkin [1]. Il est communément connu que ce type de discrétisation favorise des oscillations numériques qui peuvent apparaître dans la solution de l'équation de la chaleur. Ainsi et pour pallier à cet inconvénient numérique, nous avons utilisé une méthode de discrétisation dite SUPG (streamline / Upwind Petrov-Galerkin) développée par Hughes et Brooks [2]. Comparé à la méthode standard de Galerkin, cette méthode rajoute un terme supplémentaire de diffusion artificielle dans le sens d'écoulement $\vec{z}$ à travers une fonction test modifiée ψ qui permet de stabiliser les oscillations dans la solution numérique. Cette fonction test modifiée est appliquée à tous les termes de la formulation intégrale faible de l'équation de la chaleur.

$$\int_\Omega \left(k\ \Delta T + Q_p - \rho c\ v_{z(z,x)} \frac{\partial T}{\partial z} \right) \psi .\ d\Omega = 0 \tag{A.6}$$

ψ est définie comme la fonction test modifiée au sens de la méthode SUPG, présentée dans le paragraphe précédent. Dans une méthode de Galerkin standard, cette fonction peut être identique à une fonction d'interpolation de la solution du problème, c'est-à-dire $\psi = \delta T$. Or, comme nous l'avons expliqué, cette méthode engendre des oscillations numériques dans la solution du problème. Pour cela, on rajoute un terme γ représentant le terme de diffusion artificielle en addition du terme de la variation de la température δT

Pour tout $\psi(z,x)$ définie continue dans l'espace Ω on pose :

$$\psi = \delta T + \gamma \tag{A.7}$$

En supposant que les paramètres matériaux k, ρ et c ne sont pas affectés par la température, la formulation faible du problème thermique peut s'écrire sous cette forme :

$$k\int_{\Omega} \Delta T.\delta T\, d\Omega + \int_{\Omega} Q_{p(z,x)}\left(\delta T + \gamma\right) d\Omega + k\int_{\Omega} \Delta T.\gamma.d\Omega - \rho c\int_{\Omega} .v_{(z,x)}\left(\delta T + \gamma\right)\frac{\partial T}{\partial z} d\Omega = 0 \tag{A.8}$$

En appliquant le théorème de Green-Ostrogradski, le troisième terme de l'équation (A.8) peut être décomposé comme suit :

$$k\int_{\Omega} \Delta T.\delta T.d\Omega = k\int_{\partial\Omega} \delta T.\overrightarrow{grad}\left(T\right).\vec{n}.\, ds - \int_{\Omega} \overrightarrow{grad}\left(\delta T\right).\overrightarrow{grad}\left(T\right) d\Omega \tag{A.9}$$

En tenant compte des conditions aux limites (A.3) , (A.4), (A.5) et sachant que δT doit être compatible avec la condition aux limites essentielle (A.2) :

$$\int_{\partial\Omega} \left(\delta T.\overrightarrow{grad}\left(T\right).\vec{n}\right).ds = \int_{\partial\Omega_{\text{int}}} \frac{Q_f}{k}\delta T.ds - \int_{\partial\Omega_{h2}} \frac{h_2}{k} T.\delta T.ds \tag{A.10}$$

En arrangeant les termes de la formulation faible et en tenant compte des modifications ci-dessus, l'expression finale de la forme variationnelle est donnée par :

$$\begin{aligned} & k\int_{\Omega} \overrightarrow{grad}\left(T\right).\overrightarrow{grad}\left(\delta T\right) d\Omega + \rho c\int_{\Omega} v_{(z,x)}\left(\delta T + \gamma\right).\frac{\partial T}{\partial z} d\Omega - k\int_{\Omega} \Delta T.\gamma.d\Omega \\ & + \; h_2\int_{\partial\Omega_{h2}} \delta T.\left(T - T_0\right).ds - \int_{\partial\Omega_{\text{int}}} \delta T.Q_f.ds - \int_{\Omega} \left(\delta T + \gamma\right).Q_p.d\Omega = 0 \end{aligned} \tag{A.11}$$

En respectant l'hypothèse d'un problème 2D, nous avons :

$$\begin{aligned} & d\Omega = dx.dz \\ & ds = dz \\ & \overrightarrow{grad}\left(T\right).\overrightarrow{grad}\left(\delta T\right) = \frac{\partial T}{\partial z}.\frac{\partial\, \delta T}{\partial z} + \frac{\partial T}{\partial x}.\frac{\partial\, \delta T}{\partial x} \\ & \Delta T = \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} \end{aligned} \tag{A.12}$$

I.2. Discrétisation spatiale du problème thermique :

Après l'introduction d'une formulation variationnelle du problème thermique du copeau, l'étape suivante consiste à discrétiser les différentes expressions virtuelles sur le domaine (copeau). Ce dernier est décomposé en sous domaine Ω_e et correspond alors à l'intersection de tous sous domaines $\Omega = \bigcup_{\text{éléments}} \Omega_e$

Dans notre étude on se propose de choisir des éléments triangulaires à 3 nœuds, voir Figure A. 2. En utilisant cette forme, la température T d'un élément Ω_e est supposée linéaire ainsi :

$$\Delta T = 0 \tag{A.13}$$

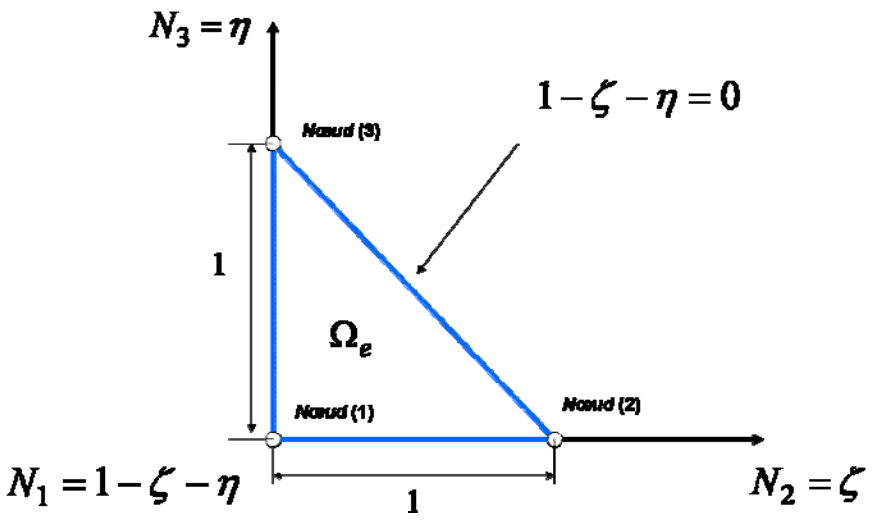


Figure A. 2 : Représentation du type d'élément à 3 nœuds utilisé pour la discrétisation de l'espace étudié et les fonctions de formes qui lui sont associés.

Dans chaque sous-domaines, les approximations nodales en tempérture T , en variation de température δT et du terme de stabilisation γ sont données respectivement par les équations suivantes :

Pour tout élément Ω_e

$$\begin{cases} T_e = \sum_{j=1}^{j=3} \langle N_j \rangle . \{ T_e^j \} \\ \delta T_e = \sum_{j=1}^{j=3} \langle N_j \rangle . \{ \delta T_e^j \} \\ \gamma_e = \sum_{j=1}^{j=3} \langle H_j \rangle . \{ \delta T_e^j \} \end{cases} \tag{A.14}$$

où $\langle N \rangle = \langle N_1 \; N_2 \; N_3 \rangle$ représente les fonctions d'interpolation (fonction de forme) des températures et des variations de la température aux nœuds "j" de l'élément "e". $\langle H_j \rangle$ représente la fonction test introduite dans le but d'améliorer la stabilité du schéma numérique sans compromettre sa consistance, elle est définie dans les travaux de Hughes et Brooks (1982) par la méthode SUPG, [2].

Les expressions de ces fonctions de forme et de la fonction test sont définies comme suit :

$$\{N\} = \begin{cases} N_1 = 1 - \zeta - \eta \\ N_2 = \zeta \\ N_3 = \eta \end{cases} \quad \text{et} \quad \begin{aligned} &\{H\} = \tau_e . div\left(N . v_z . \vec{z} \right) \\ &avec \; \tau_e = \varphi \frac{l_e}{2 . v_z} \\ &où \;\; \varphi = \frac{e^{P_e} + 1}{e^{P_e} - 1} - \frac{2}{P_e} \end{aligned} \tag{A.15}$$

τ_e représente le terme de stabilisation qui dépend d'une part de la longueur de l'élément l_e et d'autre part du nombre de Peclet P_e associé à un élément définit par :

$$P_e = \frac{l_e.v_{z(z,x)}}{k/\rho c} \tag{A.16}$$

Le calcul du nombre de Peclet, "P_e" permet de connaître le mode de transfert de chaleur prédominant (convection-diffusion) puisqu'il compare le phénomène de transport de chaleur et de la diffusion de chaleur dans le copeau à travers le ratio $\alpha = k/\rho c$.

Dans l'équation (A.15) lorsque le Peclet $P_e \to \infty$ la fonction $\varphi = 1$ et lorsque $P_e = 1$ alors $\varphi = 0$.

En tenant compte des équations (A.13), (A.14) et (A.15), la forme variationnelle du problème thermique peut s'écrire :

$$\sum_{e=1}^{e=Nb(E)} \left[\langle \delta T_e \rangle \left([K_e]\{T_e\} - \{F_e\} \right) \right] = 0 \tag{A.17}$$

avec

$$\begin{aligned} [K_e] = k \int_{\Omega_e} \alpha(z,x) \{N_{,z}\}.\langle N_{,z} \rangle .d\Omega + k \int_{\Omega_e} \{N_{,x}\}.\langle N_{,x} \rangle .d\Omega \\ + \rho c \int_{\Omega_e} \beta(z,x) \{N\}.\langle N_{,z} \rangle .d\Omega + h_2 \int_{\partial\Omega_{h2} \cap \partial\Omega_e} \{N\}.\langle N \rangle .dx \end{aligned} \tag{A.18}$$

et $\{F_e\} = \int_{\partial\Omega_{\text{int}} \cap \partial\Omega_e} Q_f \{N\}.dz + \int_{\Omega_e} Q_p . \left[\frac{\beta(z,x)}{v(z,x)} . \{N\} + \frac{\varphi}{2} l_e \{N_{,z}\} \right] .d\Omega$ (A.19)

où $\alpha(z,x) = 1 + \varphi \frac{P_e}{2}$ (A.20)

et $\beta(z,x) = v_z(z,x) + \varphi \frac{l_e}{2} .v_{,z}$ (A.21)

notons que pour une vitesse $v(z,x) = V_c$, ces derniers termes deviennent constants.

Afin de simplifier l'expression de la forme variationnelle, nous posons l'ensemble de matrice suivant regroupant les termes multiplicatifs des fonctions de forme et leurs dérivées :

$$\left[A^e\right] = \begin{pmatrix} (N_{1,z})^2 & N_{1,z}.N_{2,z} & N_{1,z}.N_{3,z} \\ N_{1,z}.N_{2,z} & (N_{2,z})^2 & N_{2,z}.N_{3,z} \\ N_{1,z}.N_{3,z} & N_{2,z}.N_{3,z} & (N_{3,z})^2 \end{pmatrix} \qquad \left[\Theta^e\right] = \begin{pmatrix} (N_{1,x})^2 & N_{1,x}.N_{2,x} & N_{1,x}.N_{3,x} \\ N_{1,x}.N_{2,x} & (N_{2,x})^2 & N_{2,x}.N_{3,x} \\ N_{1,x}.N_{3,x} & N_{2,x}.N_{3,x} & (N_{3,x})^2 \end{pmatrix}$$

$$\left[C^e\right] = \begin{pmatrix} N_1.N_{1,z} & N_1.N_{2,z} & N_1.N_{3,z} \\ N_2.N_{1,z} & N_2.N_{2,z} & N_2.N_{3,z} \\ N_3.N_{1,z} & N_3.N_{2,z} & N_3.N_{3,z} \end{pmatrix} \qquad \left[S^e\right] = \begin{pmatrix} (N_1)^2 & N_1.N_2 & N_1.N_3 \\ N_1.N_2 & (N_2)^2 & N_2.N_3 \\ N_1.N_3 & N_2.N_3 & (N_3)^2 \end{pmatrix}$$

Le maillage du copeau est donné par la Figure A. 3.

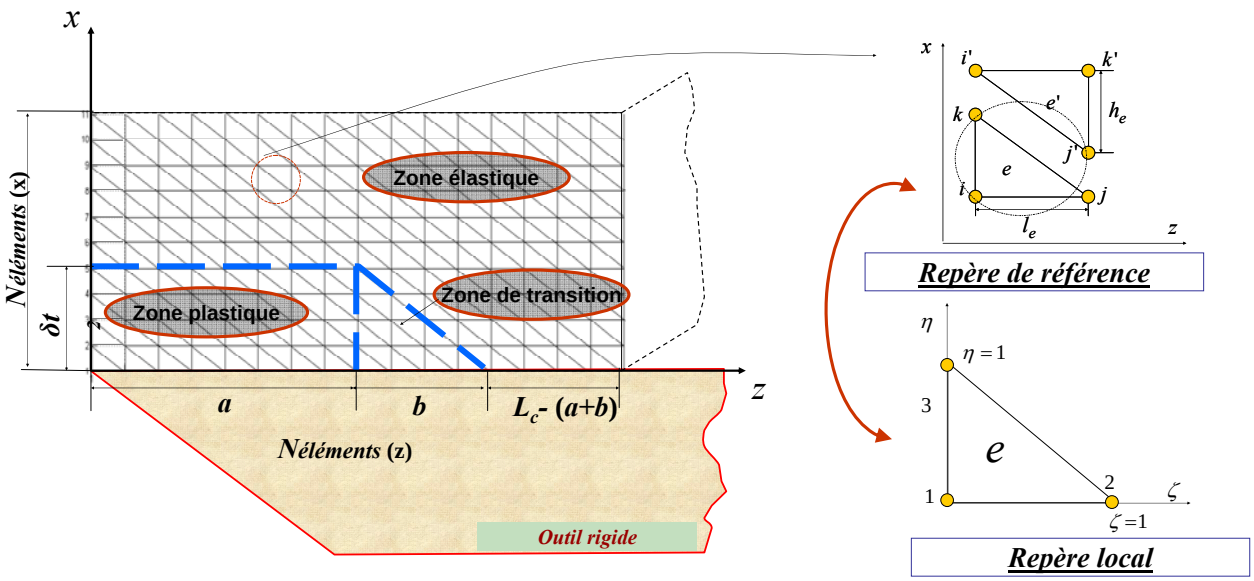


Figure A. 3 : Maillage du copeau par des éléments triangulaires à 3 nœuds

<u>Tableau de connectivité :</u>

Le nombre d'éléments dans le maillage est égale à :

$$N_{(éléments)} = 2\left(N_{éléments}(x) + N_{éléments}(z)\right) \tag{A.22}$$

Pour les éléments $e \in \left[1, 2, ..., N_{éléments}/2\right]$, la numérotation globale dans l'espace (z, x) d'un élément "e" est définie :

$$\begin{cases} i = (e-1)\left(N_{éléments}(x)+1\right)+1 \\ j = i + \left(N_{éléments}(x)+1\right) \\ k = i+1 \end{cases} \tag{A.23}$$

Pour les éléments $e \in \left[N_{éléments}/2 + 1, ..., N_{éléments}\right]$, on pose :

$$\begin{aligned} & e' = e - \frac{N_{éléments}}{2} \\ & ainsi \quad e' \in \left[1, 2, ..., \frac{N_{éléments}}{2}\right] \end{aligned} \tag{A.24}$$

La numérotation globale dans l'espace (z, x) d'un élément "e" est définie :

$$\begin{cases} i' = (e'-1)\left(N_{éléments}(x)+1\right)+2 \\ j' = i' + N_{éléments}(x) \\ k' = j+1 \end{cases} \tag{A.25}$$

<u>Transformation géométrique :</u>

Pour passer de l'espace de référence (ζ,η) à l'espace réel (z,x), on doit avant tout calculer le Jacobien d'un élément "e".

$$\left[J^e\right]=\begin{pmatrix} z_2^e-z_1^e & x_2^e-x_1^e \\ z_3^e-z_1^e & x_3^e-x_1^e \end{pmatrix} \tag{A.26}$$

1) Cas ou les éléments $e\in\left[1,2,.....,{N_{éléments}}/{2}\right]$,

$$\left[J^e\right]=\begin{pmatrix} l_e & 0 \\ 0 & h_e \end{pmatrix}$$

$$\det\left(J^e\right)=l_e.h_e$$

et l'inverse du Jacobien vaut :

$$\left[J^e\right]^{-1}=\begin{pmatrix} \frac{1}{l_e} & 0 \\ 0 & \frac{1}{h_e} \end{pmatrix} \tag{A.27}$$

2) Cas ou les éléments $e\in\left[{N_{éléments}}/{2}+1,.....,N_{éléments}\right]$,

$$\left[J^e\right]=\begin{pmatrix} l_e & -h_e \\ l_e & 0 \end{pmatrix}$$

$$\det\left(J^e\right)=l_e.h_e$$

et l'inverse du Jacobien vaut :

$$\left[J^e\right]^{-1}=\begin{pmatrix} 0 & \frac{1}{l_e} \\ \frac{-1}{h_e} & \frac{1}{h_e} \end{pmatrix} \tag{A.28}$$

<u>Calcul des fonctions</u> $N_{m,z}$ **et** $N_{m,x}$ **<u>pour</u>** $m=1,2,3$ **;**

On a ;

$$\{N\}=\begin{cases} N_1=1-\zeta-\eta \\ N_2=\zeta \\ N_3=\eta \end{cases} \tag{A.29}$$

donc $\begin{Bmatrix} N_{m,z} \\ N_{m,x} \end{Bmatrix}=\left[J^e\right]^{-1}\begin{Bmatrix} N_{m,\zeta} \\ N_{m,\eta} \end{Bmatrix}$

Dans l'espace de référence (ζ,η) les fonctions $N_m(\zeta,\eta)$ sont des fonctions linéaires et comme la matrice de passage $\left[J^e\right]$ l'est aussi, alors leurs dérivées $N_{m,\zeta}$ et $N_{m,\eta}$ sont constantes et par conséquent, les matrices des dérivées $\left[A^e\right]$ et $\left[\Theta^e\right]$ sont constants à leur tour.

Cependant le calcul des vecteurs dérivés des fonctions de forme dans l'espace réel (z,x) dépend de la disposition des éléments dans cet espace, voir Figure A. 3.

1) Cas des éléments $e \in \left[1,2,.....,{N_{éléments}}/{2}\right]$,

$$\begin{Bmatrix} N_{1,z} \\ N_{1,x} \end{Bmatrix} = \begin{pmatrix} \frac{1}{l_e} & 0 \\ 0 & \frac{1}{h_e} \end{pmatrix} . \begin{Bmatrix} -1 \\ -1 \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} \frac{-1}{l_e} \\ \frac{-1}{h_e} \end{Bmatrix} ; \tag{A.30}$$

$$\begin{Bmatrix} N_{2,z} \\ N_{2,x} \end{Bmatrix} = \begin{pmatrix} \frac{1}{l_e} & 0 \\ 0 & \frac{1}{h_e} \end{pmatrix} . \begin{Bmatrix} 1 \\ 0 \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} \frac{1}{l_e} \\ 0 \end{Bmatrix} \tag{A.31}$$

$$\begin{Bmatrix} N_{3,z} \\ N_{3,x} \end{Bmatrix} = \begin{pmatrix} \frac{1}{l_e} & 0 \\ 0 & \frac{1}{h_e} \end{pmatrix} . \begin{Bmatrix} 0 \\ 1 \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} 0 \\ \frac{1}{h_e} \end{Bmatrix} \tag{A.32}$$

2) Cas des éléments $e \in \left[{N_{éléments}}/{2}+1,.....,N_{éléments}\right]$,

$$\begin{Bmatrix} N_{1,z} \\ N_{1,x} \end{Bmatrix} = \begin{pmatrix} 0 & \frac{1}{l_e} \\ -\frac{1}{h_e} & \frac{1}{h_e} \end{pmatrix} . \begin{Bmatrix} -1 \\ -1 \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} \frac{-1}{l_e} \\ 0 \end{Bmatrix} ; \tag{A.33}$$

$$\begin{Bmatrix} N_{2,z} \\ N_{2,x} \end{Bmatrix} = \begin{pmatrix} 0 & \frac{1}{l_e} \\ -\frac{1}{h_e} & \frac{1}{h_e} \end{pmatrix} . \begin{Bmatrix} 1 \\ 0 \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} 0 \\ \frac{-1}{h_e} \end{Bmatrix} \tag{A.34}$$

$$\begin{Bmatrix} N_{3,z} \\ N_{3,x} \end{Bmatrix} = \begin{pmatrix} 0 & \frac{1}{l_e} \\ \frac{-1}{h_e} & \frac{1}{h_e} \end{pmatrix} . \begin{Bmatrix} 0 \\ 1 \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} \frac{1}{l_e} \\ \frac{1}{h_e} \end{Bmatrix} \tag{A.35}$$

<u>Expression des composantes</u> $K^e_{m,n}$ **<u>de la matrice</u>** $\left[K^e\right]$ **:**

Sachant que les éléments utilisés sont à 3 nœuds et que les dérivées des termes $N_{m,z}$ et $N_{m,x}$ $(m=1,2,3)$ sont constants, les composantes $K^e_{m\,n}$ peuvent s'écrire :

$$K^e_{m\,n} = k.A^e_{m\,n}.\int_{\Omega_e} \alpha(z,x).dz..dx + k.\Theta^e_{m\,n}.\int_{\Omega_e} dz..dx + \rho c \int_{\Omega_e} \beta(z,x).C^e_{m\,n}.dz.dx + h_2 \int_{\partial\Omega_e \cap \Omega_e} S^e_{m\,n}.dz \tag{A.36}$$

En respectant le changement de variable et le passage de l'espace de référence au repère réel :

$$\begin{cases} z = z(\zeta,\eta) \\ x = x(\zeta,\eta) \end{cases} \qquad dz.dx = \det\left(J^e\right) d\zeta.d\eta \tag{A.37}$$

En tenant compte du changement de variable donné par (37), l'égalité (36) devient:

$$\begin{aligned} K^e_{m\,n} &= k.A^e_{m\,n}.\int_0^1\int_0^{1-\zeta} \tilde{\alpha}(\zeta,\eta).\det\left(J^e\right).d\eta..d\zeta + k.\Theta^e_{m\,n}.+\int_0^1\int_0^{1-\zeta} \det\left(J^e\right).d\eta.d\zeta \\ &+\rho c\int_0^1\int_0^{1-\zeta} \tilde{\beta}(\zeta,\eta).C^e_{m\,n}(\zeta,\eta).d\eta.d\zeta + h_2 \int_{\partial\Omega_{h2}\cap\Omega_e} S^e_{m\,n}.dz \end{aligned} \tag{A.38}$$

avec

$$\begin{cases} \tilde{\alpha}(\zeta,\eta) = \alpha\left(z(\zeta,\eta),\ x(\zeta,\eta)\right) \\ \tilde{\beta}(\zeta,\eta) = \beta\left(z(\zeta,\eta),\ x(\zeta,\eta)\right) \end{cases} \tag{A.39}$$

<u>Calcul des termes du contour</u> $\partial\Omega_{h2} \cap \Omega_e$:

Dans l'équation (A.38), la dernière intégrale représente l'intégrale de la matrice $\left[S^e\right]$. Ces composantes $S^e_{m\,n}$ sont nulles sauf sur la surface libre du copeau repérée par les éléments $e' \in \left[\left(N_{éléments} - N_{éléments}(x)+1\right),\ N_{éléments}\right]$ et les facettes $(i'-k')$ en numérotation de référence ou $(1-3)$ en numérotation locale. Ainsi le terme intégré le long du contour $\partial\Omega_{h2} \cap \Omega_e$ s'écrit :

$$h_2 \int_{\partial\Omega_{h2}\cap\Omega_e} S^e_{m\,n}.dz = \int_{z_1^e}^{z_3^e} N_m.N_n.dz = \int_0^1 N_m(\zeta=0,\eta).N_n(\zeta=0,\eta).l_e.d\eta \tag{A.40}$$

$$\left[S^e\right] = \begin{pmatrix} (1-\eta)^2 & 0 & (1-\eta)\eta \\ 0 & 0 & 0 \\ (1-\eta)\eta & 0 & \eta^2 \end{pmatrix} \tag{A.41}$$

On pose $\left[H^e\right] = h_2 \int\limits_{\partial\Omega_{h2}\cap\Omega_e} S^e_{m\ n}.dz = h_2 \frac{l_e}{3}\begin{pmatrix} 1 & 0 & \frac{1}{2} \\ 0 & 0 & 0 \\ \frac{1}{2} & 0 & 1 \end{pmatrix}$ (A.42)

En tenant compte des transformations précédentes la matrice $\left[K^e\right]$ s'écrit :

$$\left[K^e\right] = det\left(J^e\right)\left\{k.I^e\left[A^e\right] + \frac{k}{2}\left[\Theta^e\right] + \rho c\left[D^e\right] + \left[H^e\right]\right\} \quad \text{(A.43)}$$

Avec :

$$I^e = \int_0^1 \int_0^{1-\zeta} \widetilde{\alpha}(\zeta,\eta).d\eta.d\zeta \quad \text{(A.44)}$$

$$\left[D^e\right] = \int_0^1 \int_0^{1-\zeta} \widetilde{\beta}(\zeta,\eta).\left[C^e(\zeta,\eta)\right].d\eta.d\zeta \quad \text{(A.45)}$$

<u>Calcul du vecteur Flux</u> $\left\{F_e\right\}$:

Le vecteur Flux de la forme variationnelle peut s'écrire sous forme de somme des vecteurs flux thermiques générés par le frottement le long du contact glissant $\left\{F^e_{int}\right\}$ et par la déformation plastique dans la zone de cisaillement secondaire $\left\{F^e_p\right\}$.

$$\left\{F^e\right\} = \left\{F^e_{int}\right\} + \left\{F^e_p\right\} \quad \text{(A.46)}$$

L'expression du vecteur flux générés par le frottement le long du contact glissant est définie dans les éléments $e \in \left[1, N_{éléments}(z)\right]$ et les facettes repérées $(i-j)$ dans l'espace (z,x) le long de l'interface outil-copeau.

Ainsi on a :

$$\left\{F^e_{int}\right\} = \int\limits_{\partial\Omega_{\text{int}}\cap\Omega_e} Q_f(z,x).\{N\}.dz \quad \text{(A.47)}$$

En tenant compte du changement de variable, l'expression du vecteur flux généré par le frottement est exprimée dans le repère locale (ζ,η) :

$$\begin{aligned} \left\{F^e_{int}\right\} &= \int_{z_1^e}^{z_2^e} Q_f(z,x).\{N\}.dz \\ &= l_e \int_0^1 \widetilde{Q_f}(\zeta,\eta=0).\begin{Bmatrix} 1-\zeta \\ \zeta \\ 0 \end{Bmatrix} d\zeta \end{aligned} \quad \text{(A.48)}$$

avec $\begin{cases} \widetilde{Q_f}(\zeta) = Q_f\left(z(\xi)\right) \\ z = z_1^e + l_e.\zeta \end{cases}$

Pour les éléments $e \notin \left[1, N_{éléments}(z)\right]$

$\left\{F_{int}^e\right\} = \{0\}$

L'expression du vecteur flux générés par la déformation plastique dans la zone de cisaillement secondaire $\left\{F_p^e\right\}$ est de la même manière définie selon les éléments dans lesquels la déformation plastique agit :

Pour les éléments $e \in zone\ plastique$

$$\left\{F_p^e\right\} = \int_{\Omega_e} Q_p(z,x).\left[\frac{\beta(z,x)}{v(z,x)}.\{N\} + \varphi(z,x).\frac{l_e}{2}.\{N_{,z}\}\right].d\Omega \qquad \text{(A.49)}$$

En tenant compte du changement de variable, l'expression du vecteur flux généré par la déformation plastique est exprimée dans le repère local (ζ,η) :

$$\left\{F_{int}^e\right\} = det\left(J^e\right)\int_0^1\int_0^{1-\zeta} \widetilde{Q_p}(\zeta,\eta)\left[\frac{\widetilde{\beta}(\zeta,\eta)}{\tilde{v}(\zeta,\eta)}\{N\} + \tilde{\varphi}(\zeta,\eta).\frac{l_e}{2}.\{N_{,z}\}\right].d\eta.d\zeta$$

avec

$$\begin{cases} \widetilde{Q_p}(\zeta,\eta) = Q_p\left(z(\zeta,\eta),\ y(\zeta,\eta)\right) \\ \widetilde{\beta}(\zeta,\eta) = \beta\left(z(\zeta,\eta),\ y(\zeta,\eta)\right) \\ \tilde{v}(\zeta,\eta) = v\left(z(\zeta,\eta),\ y(\zeta,\eta)\right) \\ z = z_1^e.N_1 + z_2^e.N_2 + z_3^e.N_3 \\ x = x_1^e.N_1 + x_2^e.N_2 + x_3^e.N_3 \end{cases}$$

Pour les éléments $e \notin zone\ plastique$

$\left\{F_p^e\right\} = \{0\}$

1. Rappaz, M., Bellet, M., Deville, M.,, *Numerical modeling in materials science and engineering*. 2002: Springer-Verlag Berlin Heidelberg.

2. Hughes, T., Brooks, A.,, *A theoretical framework for Petrov-Galerkin methods with discontinuous weighting functions: application to the streamline-upwind procedure.* Finite Elements in Fluids, in: R. H. Gallagher, D. H. Norrie, J. T. Oden and O. C. Zienkiewicz, John Wiley and Sons Ltd (Edt), 1982: p. 46-65.

Résumé des travaux de thèse

Dans ce travail de thèse, une approche hybride (analytique-numérique) a été développée dans le cas de l'usinage des alliages métalliques. La modélisation thermomécanique de l'écoulement du matériau dans la zone de cisaillement primaire, la longueur de contact outil-copeau ainsi que les dimensions des zones de contact collant et glissant ont été obtenues via une approche analytique. L'approche numérique a été introduite pour résoudre le problème thermique non linéaire dans le copeau à l'aide de la méthode des éléments finis. Les zones de contact collant et glissant à l'interface ont été prises en compte en considérant un champ de vitesse conforme aux observations expérimentales. Il a été montré dans cette étude que la coexistence d'un contact collant-glissant influence considérablement l'état de contrainte et la distribution de la température à l'interface outil-copeau. La nature hybride de l'approche proposée permet d'analyser, avec un faible temps de calcul, l'effet des différents paramètres d'usinage (conditions de coupe, paramètres matériaux, géométrie d'outils, etc.) sur le comportement tribologique dans le contact.

Enfin, l'approche hybride développée dans le cadre de cette thèse a permis de mettre en place une loi de frottement physique évolutive mettant en relation le frottement apparent mesuré expérimentalement, le frottement local et le comportement thermomécanique du matériau usiné.

Thesis summary:

In this research work, a hybrid (analytical-numerical) approach has been performed in machining of metallic alloys. The thermomechanical model of material flow in the primary shear zone, the tool-chip contact length and the sticking and sliding contact parts have been obtained by an analytical approach. The numerical analysis has been introduced in order to solve the non linear thermal problem on the chip using Finite Element Method. The sticking and sliding zones have been taking into account considering a velocity field in accordance with experimental observations. It has been shown that the coexistence of a sticking and sliding contacts strongly influence the state of stresses and temperature distribution at the tool-chip interface. The proposed approach allows analyzing with a small computation time, the effect of machining parameters (cutting conditions, tool geometry, etc.) on the tribological behaviour of the contact. A relationship between the apparent friction coefficient (obtained by experimental data), the local friction coefficient and the thermomechanical behaviour has been established through a new physical friction law.

Mots clés : Modélisation de la coupe, tribologie, interface outil-copeau, loi de frottement locale, contact collant - contact glissant.