



**STUDY OF WC-Co TOOL WEAR MECHANISMS BY
THE TOOL-CHIP INTERFACE
CHARACTERISATION- APPLICATION TO THE
DRY MACHINING OF THE AERONAUTIC
ALUMINIUM ALLOY AA2024 T351**

Gautier List

► **To cite this version:**

Gautier List. STUDY OF WC-Co TOOL WEAR MECHANISMS BY THE TOOL-CHIP INTERFACE CHARACTERISATION- APPLICATION TO THE DRY MACHINING OF THE AERONAUTIC ALUMINIUM ALLOY AA2024 T351. Engineering Sciences [physics]. Arts et Métiers ParisTech, 2004. English. NNT : 2004ENAM0041 . pastel-00001178

HAL Id: pastel-00001178

<https://pastel.hal.science/pastel-00001178>

Submitted on 7 Apr 2005

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.

Ecole Nationale Supérieure d'Arts et Métiers
Centre de Bordeaux

THESE

Présentée pour obtenir le grade de

DOCTEUR

De

**L'ECOLE NATIONALE SUPERIEURE
D'ARTS ET METIERS**

Spécialité : Sciences de l'Ingénieur

Option : Mécanique

Par

Gautier LIST

Ingénieur de l'Ecole Nationale d'Ingénieurs de Metz

**ETUDE DES MECANISMES D'ENDOMMAGEMENT DES OUTILS CARBURE WC-CO
PAR LA CARACTERISATION DE L'INTERFACE OUTIL-COPEAU
APPLICATION A L'USINAGE A SEC DE L'ALLIAGE D'ALUMINIUM AERONAUTIQUE AA2024 T351**

Soutenue le 13 décembre 2004 devant le Jury d'examen composé de :

M. Y. Berthier	Directeur de Recherche CNRS, INSA de Lyon	Président
M. Y. Lepetitcorps	Professeur des Universités, Université de Bordeaux I	Rapporteur
M. R. Rakotomalala	Professeur des Universités, ENI de Tarbes	Rapporteur
M. J.-L. Lataillade	Professeur des Universités, ENSAM de Bordeaux	Examineur
M. J. Oudin	Responsable Production industrielle, Dassault Aviation Martignas	Examineur
M. F. Girot	Professeur des Universités, ENSAM de Bordeaux	Directeur de thèse
M. M. Nouari	Maître de Conférences, ENSAM de Bordeaux	Codirecteur de thèse

A ma famille.

Remerciements

Ce travail a été réalisé au Laboratoire Matériaux Endommagement Fiabilité et Ingénierie des Procédés (LAMEFIP) de l'Ecole Nationale Supérieure des Arts et Métiers (ENSAM) de Bordeaux sous la direction de Monsieur F. Girot, Professeur des Universités à l'ENSAM et de Monsieur M. Nouari, Maître de Conférences à l'ENSAM. Je les remercie pour m'avoir guidé efficacement pendant ces trois années et de m'avoir permis de mener à terme cette thèse. Que soit également associé à ces remerciements Monsieur D. Géhin, Maître de Conférences à l'ENSAM, pour sa disponibilité et sa participation active à ce projet .

Je remercie également, Monsieur le Professeur. J.-L. Lataillade d'avoir bien voulu m'accueillir dans son laboratoire et d'avoir accepté de participer à mon jury de thèse ainsi que Monsieur Y. Berthier, Directeur de Recherche à l'INSA de Lyon qui m'a fait le plaisir et l'honneur de présider le jury de thèse.

Messieurs les Professeurs Y. Lepetitcorps et R. Rakotomalala qui m'ont fait l'honneur d'être rapporteurs de ma thèse, ont consacré de leur précieux temps à l'évaluation de mon travail. Je les remercie vivement pour l'intérêt qu'ils ont porté à mon travail.

Je remercie également Monsieur J. Oudin, responsable de production chez Dassault Aviation, qui m'a fait l'honneur d'avoir examiné mon travail et participé au jury ainsi que Monsieur A. Gairaud, responsable industrialisation chez Dassault Aviation, qui m'a permis d'effectuer un stage dans son entreprise. Ce stage fut un prélude au travail de thèse.

Je tiens également à remercier J.-L. Battaglia (TREFLE-ENSAM), Maître de Conférences à Bordeaux I, D. Coupard, Maître de Conférences à l'ENSAM, A. Kusiak, collègue doctorant du TREFLE-ENSAM, S. Gomez, ingénieur de recherche à l'ICMCB, L. Tournié, bibliothécaire du LAMEFIP, R. Gadou (Laboratoire Matériaux) et P. Théas (SOFIMAG) pour leur précieux concours dans leur domaine respectif et sans lesquels je n'aurai pu mener à bien cette étude.

Je remercie aussi mes collègues doctorants, qui ont séjourné ou séjournent encore au LAMEFIP ainsi que tous les membres du laboratoire sans oublier les collègues de l'usinage J. Géraud et F. Lalandie.

Enfin, je remercie chaleureusement toute ma famille et particulièrement mes parents pour leur soutien et leurs encouragements.

TABLE DES MATIERES

INTRODUCTION GENERALE.....	9
CHAPITRE	
I MECANISMES ET PHYSIQUE DE LA COUPE DES METAUX.....	13
Introduction.....	13
1. Formation du copeau.....	14
1.1. Coupe orthogonale.....	14
1.2. Morphologie des copeaux.....	16
1.3. Efforts de coupe.....	18
2. Matériaux et revêtements pour outils de coupe.....	19
2.1. Matériaux pour outils de coupe.....	19
2.2. Revêtements.....	21
3. Chaleur et température.....	22
3.1. Sources de chaleur.....	22
3.2. Mesure de la température.....	23
4. Déformation plastique en usinage.....	25
4.1. Zone de cisaillement primaire.....	25
4.2. Zone de cisaillement secondaire.....	26
4.3. Comportement mécanique des matériaux en usinage.....	29
5. Contact à l'interface outil-copeau.....	32
5.1. Température à l'interface outil-copeau.....	32
5.2. Distributions des contraintes à l'interface outil-copeau.....	33
5.3. Coefficient de frottement.....	35
Conclusion.....	37
II ENDOMMAGEMENT DES OUTILS DE COUPE ET USINAGE A SEC DES ALLIAGES D'ALUMINIUM AERONAUTIQUES.....	39
Introduction.....	39
1. Mécanismes d'endommagement des outils.....	40
1.1. Déformation plastique et fatigue.....	40
1.2. Usure par abrasion.....	40
1.3. Usure par adhésion : arête rapportée et attrition.....	41
1.4. Usure par diffusion.....	42
2. Critères d'usure et durée de vie des outils.....	44
2.1. Critères de surveillance de l'usure.....	44
2.2. Modèles de durée de vie et modèles d'usure.....	45
3. Usinage à sec des alliages d'aluminium.....	47
3.1. Usinabilité des alliages d'aluminium.....	47
3.2. Cas de l'alliage d'aluminium AA2024 T351.....	49
4. Caractérisation de l'endommagement en perçage à sec de l'AA2024 T351.....	51
4.1. Perçage et dispositif expérimental.....	51
4.2. Suivi de l'endommagement.....	52
4.3. Influence des conditions de coupe.....	52
Conclusion.....	55

III	MODELISATION DU CONTACT A L'INTERFACE OUTIL-COPEAU AU VOISINAGE DE LA POINTE DE L'OUTIL.....	57
	Introduction	57
	1. Analyse du problème de l'écoulement du copeau.....	59
	1.1. Géométrie du copeau, vitesse du copeau et vitesse de glissement	59
	1.2. Ecoulement viscoplastique dans le copeau	60
	2. Modélisation de l'écoulement du copeau au voisinage de la pointe de l'outil.....	61
	2.1. Principe.....	61
	2.2. Equations de base du modèle.....	62
	3. Solution au voisinage de la pointe de l'outil.....	64
	3.1. Détermination de la fonction de courant et du champ des vitesses	64
	3.2. Vitesse de déformation et contraintes.....	65
	4. Vitesse de glissement et loi de frottement.....	66
	4.1. Nature du contact à l'interface outil-copeau	66
	4.3. Pression à l'interface outil-copeau	68
	5. Angle de cisaillement.....	69
	5.1. Lignes de courant.....	69
	5.2. Définition de l'angle de cisaillement ϕ	71
	5.3. Détermination de la nature du contact à partir de la mesure de ϕ	73
	Conclusion.....	75
IV	DISPOSITIF D'ETUDE DE LA FORMATION DU COPEAU EN COUPE ORTHOGONALE	77
	Introduction	77
	1. Dispositif en coupe orthogonale	78
	1.1. Essais de coupe orthogonale en rabotage.....	78
	1.2. Visualisation du copeau en formation.....	80
	2. Caractérisation du flux thermique	82
	2.1. Principe du modèle inverse.....	82
	2.2. Identification du modèle	82
	2.3. Mise en place de la thermistance.....	83
	2.4. Mesure du flux en rabotage	83
	3. Simulation numérique	86
	3.1. Simulation numérique du procédé d'enlèvement de matière.....	86
	3.2. Présentation du code de calcul Third Wave AdvantEdge TM	86
	3.3. Influence des paramètres d'entrée	88
	4. Détermination des paramètres tribologiques.....	91
	4.1. Comparaison simulations/expérience.....	91
	4.2. Paramètres de contact.....	92
	Conclusion.....	93
V	CARACTERISATION DES MECANISMES D'ENDOMMAGEMENT ET RELATION AVEC LES PARAMETRES DE CONTACT.....	95
	Introduction	95
	1. Dispositif d'essai pour l'usure des outils	96
	1.1. Coupe orthogonale en tournage	96
	1.2. Etude préliminaire : influence de la vitesse de coupe	96

2. Techniques utilisées pour l'examen des surfaces	100
2.1. Topographie des surfaces	100
2.2. Caractérisation chimique.....	101
3. Essais d'usure et paramètres de contact.....	102
4. Endommagement des outils à faible vitesse de coupe et petite avance.....	104
4.1. Formation de l'arête rapportée	104
4.2. Adhésion de l'arête rapportée sur la face de coupe	105
4.2. Géométrie de l'arête rapportée	106
5. Mécanismes d'endommagement aux conditions de coupe sévères.....	108
5.1. Formation d'une couche adhérente (ou couche de transfert)	108
5.2. Diffusion	110
5.3. Evolution de la coupe au cours de l'usinage.....	113
6. Bilan des mécanismes d'endommagement.....	116
Conclusion	119
CONCLUSION GENERALE.....	121
REFERENCES BIBLIOGRAPHIQUES.....	125
ANNEXES.....	135
1. Images obtenues par caméra vidéo rapide.....	I
2. Caractérisation de l'état de surface des plaquettes.....	IV
3. Caractérisation des outils pour la détermination du flux thermique.....	VI
4. Profilométrie optique.....	XVI
5. Diagrammes d'équilibre.....	XVIII

INTRODUCTION GENERALE

L'interface outil-copeau qui est générée lors d'un processus d'usinage par enlèvement de matière est un lieu d'interactions complexes entre phénomènes mécaniques, thermiques et physico-chimiques. La surface de l'outil en contact avec le copeau subit diverses formes d'usure qui sont le résultat de mécanismes telles que l'adhésion, l'abrasion et la diffusion. La qualité de la surface usinée ainsi que la durée de vie des outils dépendent largement des conditions dans lesquelles s'effectue la coupe. En particulier, l'emploi de fluides de coupe est un paramètre important puisqu'il permet de limiter l'élévation de la température dans les zones de coupe et d'établir la présence d'un film fluide entre les différentes surfaces, atténuant ainsi les effets du frottement. Cependant, dans le souci de protection de l'environnement et de la santé des opérateurs, la tendance actuelle est de limiter, et même de supprimer, l'emploi des lubrifiants.

Dans le cas de l'usinage des structures en alliage d'aluminium, la suppression des fluides de coupe est très néfaste car l'outil voit sa géométrie modifiée par la présence de dépôts d'aluminium sur la face de coupe. Le transfert de matière qui se fait du copeau vers l'outil prend la forme d'une arête rapportée ou d'une couche adhérente et affecte de façon importante la qualité de l'usinage. L'usinage à sec des alliages d'aluminium doit alors passer par le développement de géométries d'outils optimisées, la recherche de conditions de coupe optimales et/ou la réalisation de nouveaux revêtements d'outils. Dans l'industrie, les méthodes d'optimisation sont encore largement basées sur les connaissances acquises au cours des années et sur des essais longs et coûteux. Mais avant de mettre en place des solutions ou de développer des modèles, il est nécessaire de caractériser de manière précise les différents modes d'endommagement et de maîtriser tous les facteurs qui conduisent à l'usure des outils. C'est dans cette optique que s'inscrit le travail de thèse. Il s'applique en particulier à l'usinage à sec de l'alliage d'aluminium aéronautique AA2024 T351 avec des outils carbure WC-Co non revêtu.

L'étude se propose de fournir les éléments nécessaires à la compréhension des mécanismes d'endommagement et se présente comme un travail préparatoire aux méthodes d'optimisation. Les mécanismes de dégradation de surface étant très sensibles aux conditions de sollicitations, une large part de l'étude est consacrée à la caractérisation des paramètres tribologiques à l'interface outil-copeau (température, pression de contact, glissement du copeau). Compte tenu des moyens d'observation limités dans ce domaine, l'utilisation des modèles analytiques et numériques a été privilégiée. Les analyses seront effectuées à partir de la configuration simple de la coupe orthogonale qui a l'avantage de réduire le nombre de paramètres intervenant dans la formation du copeau. Par ailleurs, seule la coupe orthogonale a fait l'objet de travaux aboutis dans le domaine de l'expérimentation et de la modélisation.

Dans le Chapitre I, nous présentons les principaux mécanismes associés à la coupe des métaux. Nous verrons notamment les sollicitations thermiques et mécaniques qui existent à l'interface outil-copeau.

Le Chapitre II est consacré aux différents mécanismes d'endommagement des outils qui ont lieu lors d'une opération de coupe. Un état des lieux des connaissances des modes d'endommagement dans le cas de l'usinage à sec des alliages d'aluminium est alors établi.

Le Chapitre III explore la possibilité d'une modélisation du contact à l'interface outil-copeau basée sur l'hypothèse d'un écoulement viscoplastique dans la région du copeau adjacente à la face de coupe et la pointe de l'outil. L'objectif est de comprendre les relations qui existent entre les différents paramètres caractérisant le contact et d'analyser l'influence des conditions de coupe sur ces paramètres.

Le Chapitre IV présente le dispositif expérimental mis en place dans le laboratoire. Il permet de visualiser la formation du copeau en temps réel, de mesurer les efforts de coupe et le flux de chaleur transmis dans l'outil. Les résultats expérimentaux servent ensuite à déterminer les distributions de la température et de la pression à l'interface outil-copeau à l'aide de simulations numériques. Nous utilisons pour cela le code d'éléments finis Thirdwave AdvantedgeTM, logiciel exclusivement dédié à la coupe des métaux et possédant une base de données importante de matériaux.

Dans le Chapitre V, nous effectuerons des essais d'usure dans une large gamme de conditions de coupe. La morphologie et la composition des faces de coupe des outils seront analysées pour établir la relation entre les différents endommagements (arête rapportée, couche adhérente et diffusion) et les paramètres de contact déterminés grâce aux outils d'analyses développés dans les Chapitres III et IV.

En conclusion, nous dresserons un bilan des résultats obtenus et proposerons quelques perspectives d'étude pouvant donner suite aux travaux déjà réalisés.

L'usinage à sec des structures en alliage d'aluminium trouve naturellement son application dans l'industrie aéronautique. Par exemple, le procédé de perçage à sec appliqué à l'assemblage des voilures, permet d'éliminer les contraintes liées à la lubrification comme l'environnement gras, le sol glissant et le nettoyage des pièces usinées. L'élimination de cette dernière étape permet notamment de réaliser un gain de productivité important puisqu'il n'est plus nécessaire d'effectuer le montage et le démontage des voilures pour effectuer le nettoyage des différents éléments de la voile.

Le travail de thèse a donc été mis en relation avec le projet MEDOC (Maîtrise de l'Endommagement des Outils de Coupe) qui réunit à la fois des industriels (Dassault, AIRBUS), des fabricants d'outils et de revêtements (SOFIMAG, A2C), plusieurs laboratoires de recherche du campus bordelais (LAMEFIP, ICMCB, TREFLE, LMP, LG2MB) ainsi que le CETIM. Le projet MEDOC vise à augmenter les performances des outils de coupe pour l'usinage de matériaux aéronautiques en abordant le problème par l'aspect tribologique, de manière à comprendre les mécanismes de l'usure et à mettre en évidence les paramètres significatifs contrôlant l'endommagement. L'objectif final est de développer des solutions technologiques permettant aux PME de répondre aux spécifications des industriels utilisateurs.

La collaboration avec les différents partenaires du projet a permis d'une part le traitement de l'aspect thermique de la coupe présenté au Chapitre IV (Laboratoire TREFLE-ENSAM, Transferts Ecoulements Fluides Energétique) et d'autre part l'observation et l'analyse chimique des surfaces des outils présentées au Chapitre V (ICMCB, Institut de Chimie de la Matière Condensée de Bordeaux).

CHAPITRE I

MECANISMES ET PHYSIQUE DE LA COUPE DES METAUX

Introduction

La coupe des métaux est un processus thermomécanique fortement couplé dans lequel les déformations plastiques, la chaleur et les phénomènes de frottement jouent un rôle critique en terme d'usure. Quand un outil pénètre dans une pièce métallique pour former un copeau, la matière située près de la surface est fortement cisailée. La déformation s'effectue à très grandes vitesses de déformation et le copeau se trouve en contact intime avec la face de coupe de l'outil. Les contraintes et la température à l'interface sont considérablement élevées et conduisent à des phénomènes physico-chimiques très complexes. Ceux-ci ayant lieu dans une région très petite autour de la pointe de l'outil, les phénomènes liés à la tribologie de la coupe sont très difficiles à étudier et à modéliser.

L'objectif de ce chapitre bibliographique est de présenter les principaux aspects mécaniques et physiques de la coupe à l'échelle du copeau et de l'outil (échelle mésoscopique). La terminologie de la formation du copeau est décrite à travers la coupe orthogonale qui a l'avantage de limiter le nombre de paramètres influençant les diverses sollicitations thermomécaniques (contraintes, déformations, vitesses de déformation, la température). Nous aborderons quelques aspects expérimentaux pour montrer les difficultés qu'il y a à mesurer ces variables qui pourtant sont indispensables à la compréhension des phénomènes d'usure.

1. Formation du copeau

1.1. Coupe orthogonale

La coupe la plus élémentaire est la coupe dite « orthogonale » (Figure 1-1). Dans cette configuration, l'arête de coupe est perpendiculaire à la fois aux directions de coupe et d'avance. L'outil est incliné de l'angle de coupe α par rapport à la verticale et se déplace avec la vitesse de coupe V_c . La quantité de matière enlevée est représentée par l'épaisseur du copeau non déformé t_1 (ou avance par tour f) et la profondeur de passe w . Le copeau d'épaisseur t_2 se déplace le long de la face de coupe de l'outil avec la vitesse V_{cop} et quitte en se courbant l'interface outil-copeau à la distance l_c de la pointe de l'outil (longueur de contact).

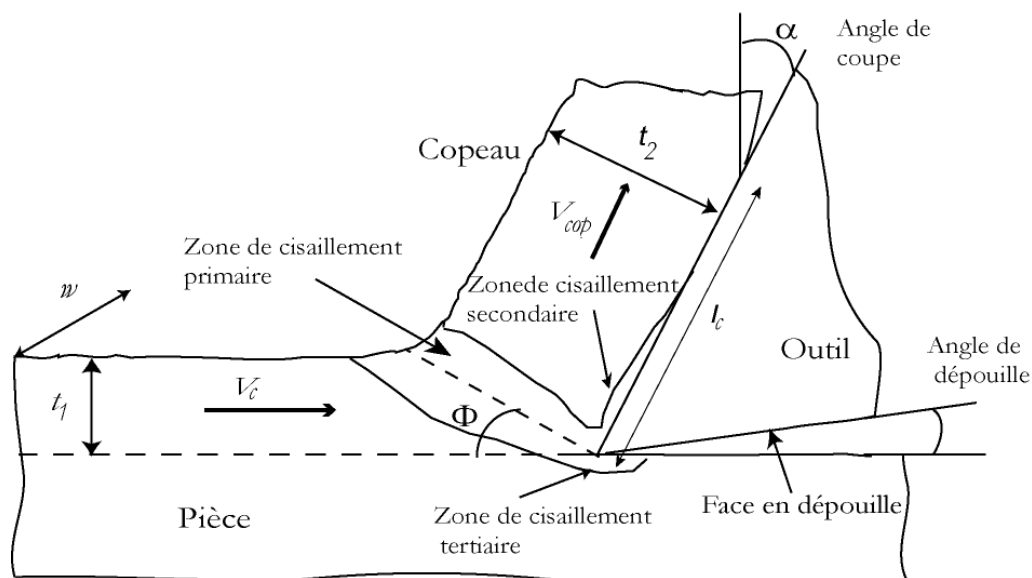


Figure 1-1. Principales zones de déformation et paramètres de la coupe orthogonale.

L'observation de la section d'un copeau en formation met en évidence trois zones particulières de déformation :

(1) Zone de cisaillement primaire

La zone de cisaillement primaire est le lieu où s'effectue le changement de direction de la matière usinée qui passe de la vitesse de coupe V_c à la vitesse du copeau V_{cop} . C'est une zone intense de déformation qui s'étend de la pointe de l'outil jusqu'à la surface libre du copeau. Dans de nombreux modèles de coupe ([Merc1_45, Merc2_45, Lee_63]), la zone de cisaillement primaire est idéalement représentée par un plan (dit de « cisaillement ») incliné d'un angle ϕ par rapport à

la direction de coupe. L'angle de cisaillement ϕ est alors géométriquement relié à t_1 , t_2 et α par la relation :

$$\frac{t_1}{t_2} = \frac{\sin \phi}{\cos (\phi - \alpha)} \quad (1-01)$$

$$\text{ou} \quad \phi = \tan^{-1} \left(\frac{(t_1 / t_2) \cos \alpha}{1 - (t_1 / t_2) \sin \alpha} \right) \quad (1-02)$$

La conservation du flux de matière s'exprime de la manière suivante :

$$V_c t_1 = V_{\text{cop}} t_2 \quad (1-03)$$

d'où l'expression de la vitesse du copeau V_{cop} :

$$V_{\text{cop}} = \frac{\sin \phi}{\cos (\phi - \alpha)} V_c \quad (1-04)$$

Une estimation de la déformation γ subie par le matériau dans la zone primaire peut être obtenue géométriquement en supposant un cisaillement pur sur le plan de cisaillement, [Chil_73] :

$$\gamma = \frac{\cos \alpha}{\sin \phi \cos (\phi - \alpha)} \quad (1-05)$$

(2) Zone de cisaillement secondaire

Les phénomènes de frottement à l'interface outil-copeau induisent également des déformations plastiques dans une région du copeau adjacente à la face de coupe de l'outil. Dans cette zone de cisaillement secondaire la matière est soumise à de forts taux de cisaillement et subit une forte élévation de température en plus de celle subie lors du passage dans la zone de cisaillement primaire.

(3) Zone de cisaillement tertiaire

Le contact entre l'outil (au niveau du bec et de la face en dépouille) et la surface usinée peut également provoquer des déformations plastiques dans la pièce. Elles sont beaucoup moins intenses que dans les deux précédentes zones de déformation, mais d'elles dépendent aussi la qualité de la surface usinée (rugosité et contraintes résiduelles).

1.2. Morphologie des copeaux

En fonction des conditions de coupe et du couple outil/matière, des copeaux de morphologies très différentes peuvent être formés (Figure 1-2). On les classe traditionnellement en trois catégories :

(1) les copeaux continus formés dans un état de déformation plastique stationnaire (associés à une coupe stable) : les champs de déformation, des vitesses de déformation et de la température sont constants dans le temps,

(2) les copeaux formés avec arête rapportée qui résultent d'un état d'équilibre dynamique du système composé de l'outil, du copeau et d'une zone de stagnation de matière au niveau l'arête,

(3) les copeaux discontinus ou segmentés formés dans un état de déformation plastique non stationnaire; les copeaux sont composés d'éléments plus ou moins connectés entre eux. On parle aussi de copeaux ondulants ou festonnés, de copeaux à localisation de déformation ou encore de copeaux à dents de scies. La segmentation des copeaux est très influencée par les phénomènes de fissuration et de rupture, d'instabilité et de localisation des déformations plastiques. La coupe est alors qualifiée d'instable.

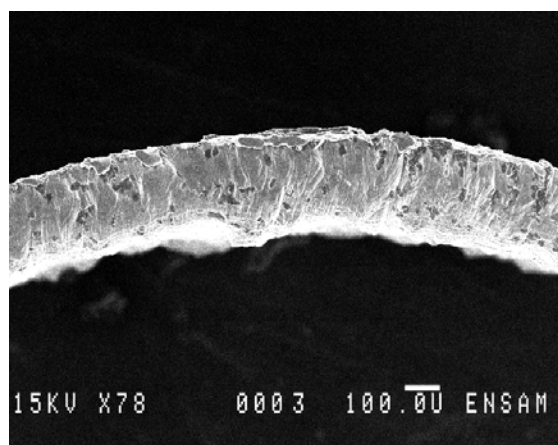
Le passage d'un type de copeau à un autre a été expliqué à partir du phénomène de plasticité adiabatique ([Pome_70]), le critère d'instabilité s'écrivant :

$$\frac{d\tau}{d\gamma} = \frac{\partial\tau}{\partial\gamma} + \frac{\partial\tau}{\partial\dot{\gamma}} \frac{\dot{\gamma}}{\gamma} + \frac{\partial\tau}{\partial T} \frac{\tau}{\rho C_p} < 0 \quad (1-06)$$

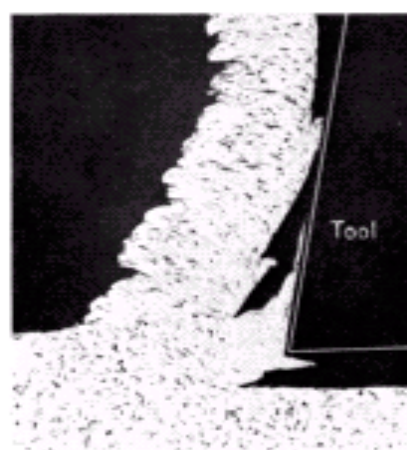
où τ est la contrainte de cisaillement dans la zone de cisaillement primaire, γ la déformation de cisaillement et $\dot{\gamma}$ la vitesse de déformation. $\frac{\partial\tau}{\partial\gamma}$ représente l'écrouissage du matériau, $\frac{\partial\tau}{\partial\dot{\gamma}}$ sa sensibilité à la vitesse de déformation et $\frac{\partial\tau}{\partial T}$ son adoucissement avec la température. C_p est la chaleur spécifique du matériau et ρ sa masse volumique.

Sachant que $\frac{\partial\tau}{\partial T}$ est négatif, il y a fragmentation du copeau lorsque l'adoucissement thermique l'emporte sur l'écrouissage et la sensibilité à la vitesse de déformation. Dans le cas contraire, nous avons une coupe stable.

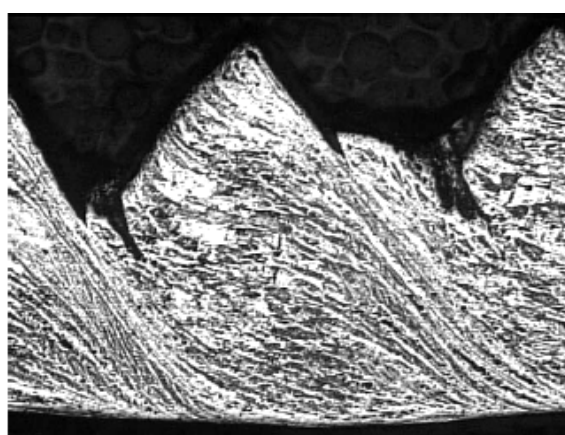
La vitesse de coupe joue un rôle fondamental sur la stabilité de la coupe. La quantité de chaleur dégagée dans les zones de coupe croît avec la vitesse de coupe, de telle sorte que la température s'élève avec cette dernière. La segmentation des copeaux est donc principalement observée dans le domaine des grandes vitesses de coupe. Bien que qualifié d'instable, ce phénomène peut être recherché car il est associé à une baisse des efforts et à une amélioration de l'évacuation des copeaux.



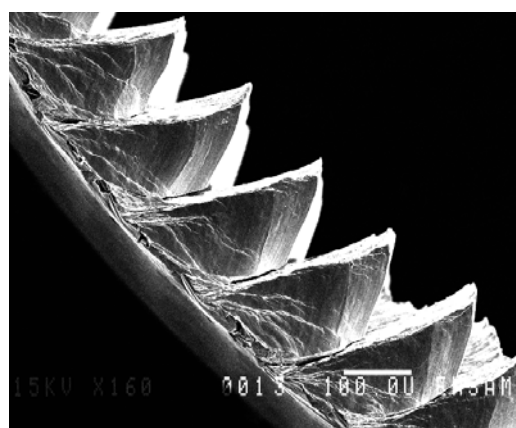
(a) Copeau continu formé en coupe orthogonale, aluminium AA7075, $V_c=60$ m/min, $t_f=0,1$ mm.



(b) Coupe orthogonale avec arête rapportée, acier 0,13% C, $V_c=24$ m/min, [Chil_73].



(c) Copeau d'alliage d'aluminium AA 2024 obtenu en perçage, $V_c=170$ m/min, $f=0,4$ mm/tr, [Giro_02].



(d) Copeau d'inconel 718 obtenu en tournage, $V_c=70$ m/min, $f=0,35$ mm/tr.

Figure 1-2. Exemples de copeaux aux morphologies différentes.

1.3. Efforts de coupe

La résultante des efforts exercés sur l'outil peut être décomposée dans les différents plans géométriques (Figure 1-3). On définit ainsi les différentes composantes des efforts :

- par rapport à la vitesse de coupe avec F_c l'effort de coupe et F_f l'effort d'avance,
- par rapport à la face de coupe de l'outil avec F_N l'effort normal (à la face de coupe) et F_T l'effort tangentiel ou effort de frottement,
- ou encore par rapport au plan de cisaillement avec F_s l'effort de cisaillement (parallèle au plan de cisaillement) et F_{ns} l'effort normal au plan de cisaillement.

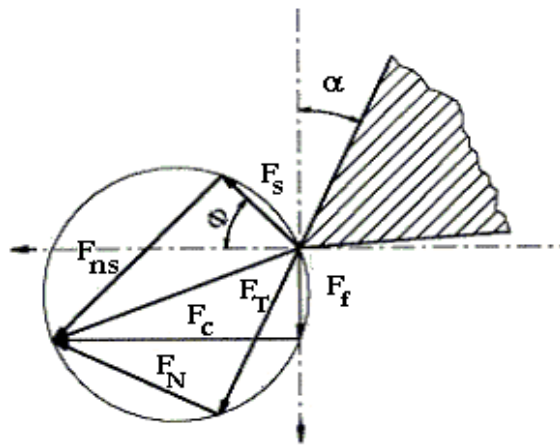


Figure 1-3. Diagramme des efforts en coupe orthogonale.

Concrètement, ce sont les efforts de coupe F_c et d'avance F_f que l'on mesure expérimentalement à l'aide de tables dynamométriques. On utilise alors les relations de passage suivantes :

$$\begin{cases} F_T = F_c \sin \alpha + F_f \cos \alpha \\ F_N = F_c \cos \alpha - F_f \sin \alpha \\ F_s = F_c \cos \phi - F_f \sin \phi \\ F_{ns} = F_c \sin \phi + F_f \cos \phi \end{cases} \quad (1-07)$$

On définit également à partir des efforts l'angle de frottement β et le coefficient de frottement apparent $\bar{\mu}$:

$$\bar{\mu} = \tan \beta = \frac{F_T}{F_N} = \frac{F_f + F_c \tan \alpha}{F_c - F_f \tan \alpha} \quad (1-08)$$

2. Matériaux et revêtements pour outils de coupe

2.1. Matériaux pour outils de coupe

Les matériaux pour outils de coupe peuvent être regroupés en trois catégories : (1) les aciers rapides (HSS), (2) les carbures (3) les céramiques et matériaux ultra-durs. Parmi eux, le carbure de tungstène est le matériau le plus utilisé pour la fabrication des outils. On trouve deux catégories de carbures : (1) les carbures simples composés de carbure de tungstène WC et de liant cobalt Co dont la proportion varie de 2 à 15 wt %, (2) les carbures mixtes qui possèdent en plus du WC, du carbure de titane (TiC), de tantale (TaC), de vanadium (VC) ou de niobium (NbC). La composition chimique du carbure et la taille des grains font varier de manière importante les propriétés mécaniques et physiques des outils carbure (Tableau 1-1).

Désignation et/ou Comp. chimique	Taille des grains (μm)	Module de Young (GPa)	Coef. de Poisson	Dureté	Masse vol. (kg.m^{-3})	Conduct. thermique ($\text{W.m}^{-1}\text{K}^{-1}$)	Chaleur spécifique ($\text{J.kg}^{-1}\text{K}^{-1}$)	Dilatation thermique (10^{-6}K^{-1})	Ref.
K10	-	515	-	89.0 HRA	11800	79,5	398	5,5	Kita_97
K10 98%WC, 2%Co	0.5-1	630	-	92 HRA	-	79	-	4,6	Tons_98
K10 94%WC, 6%Co	1-2	630	-	1700HV - 20°C 400HV - 1000°C	14800	100	-	5-6	Chou_98
GD10, Durit 94%WC, 6%Co	2	-	-	-	15000	105,6	220	-	Mira_02
94%WC, 6%Co	-	620	0,22	13 GPa (Knoop hardness)	14700	100	-	5	Clark_01
H13A, Sandvik 94%WC, 6%Co	-	640	0,26	-	-	-	-	5,4	MacG_01
H13A 92%WC, 8%Co	-	620	-	-	14700	100	-	-	Wang_00
85%WC, 15%Co	-	530	0,23	-	14000	100	220	5,8	Bruc_99
90.1%WC, 9.5%Co, 0.4%VC	0.8	-	-	1550 HV (25°C)	-	85	-	5,5	Jawa_01
86%WC, 11,5%Co, 2,5%Ta(Nb)C	1-6	-	-	1460 HV (25°C)	14200	67,4	-	-	Jawa_00
84%WC, 9%Co, 5% TiC, 2%TaC	-	530	0,24	1370-1470 HV	13300	110	39,8 J/mol k	-	Liu_01
P10 55,5%WC, 9,5%Co, 19,7%TiC	2-3	550-600	0,22	1500-1900 HV	12000- 15000	50	-	5,7	Cast_99
P10	-	-	-	-	-	35	265	-	Grze_99
P20	-	529	-	-	12700	33,5	234	6	Lin_97

Tableau 1-1. Propriétés des carbures utilisés pour la fabrication des outils de coupe.

L'usinage toujours plus important des alliages durs et réfractaires a conduit les fabricants d'outil à utiliser des matériaux dits « ultra-durs » (céramiques, CBN/PCBN, diamants PCD) qui conservent leurs propriétés de dureté dans le domaine des hautes températures (Figure 1-4). Les outils PCBN sont composés de nitrures de bore (50 à 90 %) et des liants TiC ou TiN. Ils sont par exemple employés pour usiner des alliages aéronautiques à base nickel ou cobalt dont la dureté est supérieure à 340 HV.

Il y a deux matériaux de base pour les outils céramiques : les oxydes d'aluminium (Al_2O_3) et les nitrures de silicium (Si_3N_4). Les céramiques pures sont à base de Al_2O_3 mais contiennent un peu de zirconium (ZrO_2) qui permet d'augmenter la ténacité, tandis que les céramiques mixtes contiennent jusqu'à 30 ou 40% de TiC ou TiB_2 . Les céramiques à base de Si_3N_4 (sialon) possèdent de très bonnes propriétés thermiques. Leur haute ténacité et leur faible coefficient de dilatation font des sialons des outils très résistants aux chocs thermiques.

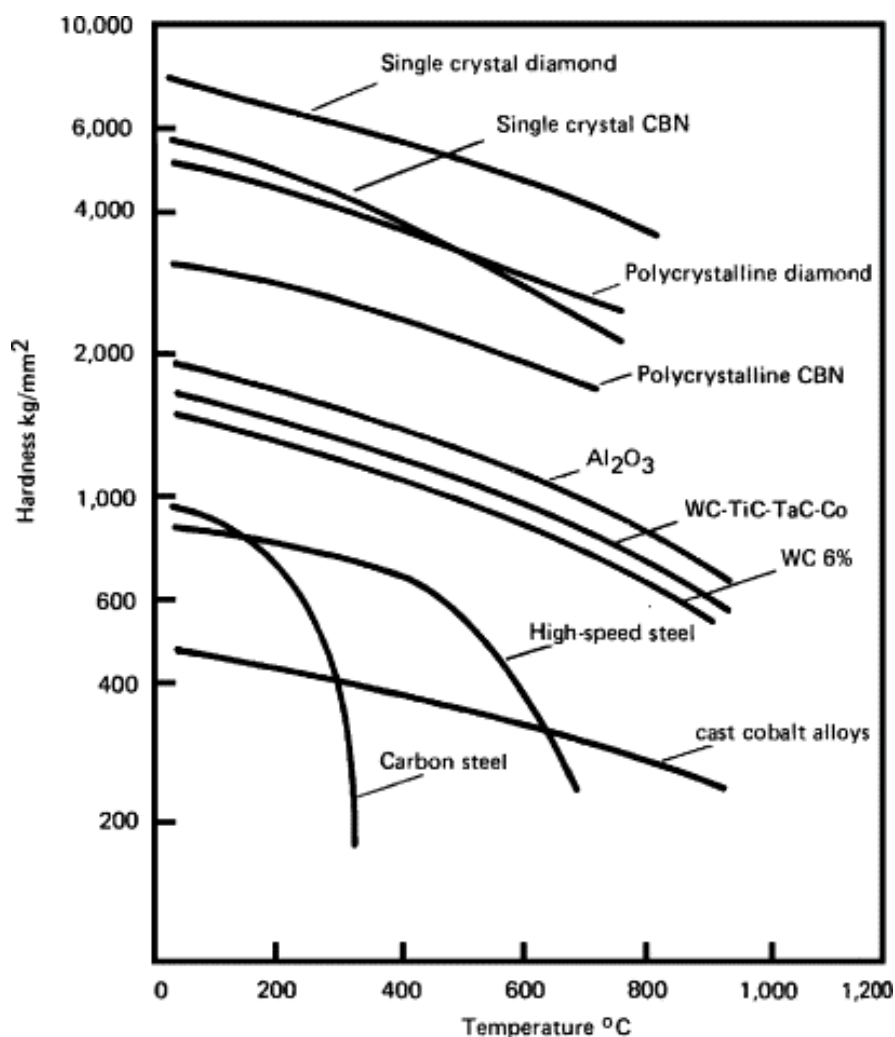


Figure 1-4. Evolution de la dureté en fonction de la température de quelques matériaux pour outil de coupe, [Chil_02].

2.2. Revêtements

Afin d'améliorer la performance des outils, l'emploi de revêtements est devenu très fréquent. Les matériaux utilisés pour ces derniers peuvent être classés en quatre groupes, [Grze_02] : (1) les revêtements à base de titane (TiC , TiN , TiB_2 , TiCN) souvent complétés par de l'aluminium (TiAlN , TiAlON), (2) les revêtements céramiques (3) les revêtements ultra-durs (diamant, PCBN), (4) les revêtements autolubrifiants avec MoS_2 ou WC en couche externe. Les revêtements sont constitués soit d'une couche unique soit d'une superposition de plusieurs couches de matériaux différents dont l'épaisseur totale n'excède généralement pas $5\text{ }\mu\text{m}$. Qu'il soit de type CVD (dépôt chimique en phase vapeur) ou de type PVD (dépôt physique en phase vapeur), le procédé de déposition consiste à créer un lien étroit entre le substrat et son revêtement. La performance d'adhésion au substrat est donc un critère essentiel pour le choix du revêtement. Ceux-ci seront également sélectionnés pour leurs propriétés à haute température (dureté, ténacité, conductivité thermique). Par exemple, l'emploi de l'alumine Al_2O_3 dans les revêtements multicouches aura une fonction d'isolant thermique afin de conserver les propriétés mécaniques du substrat.

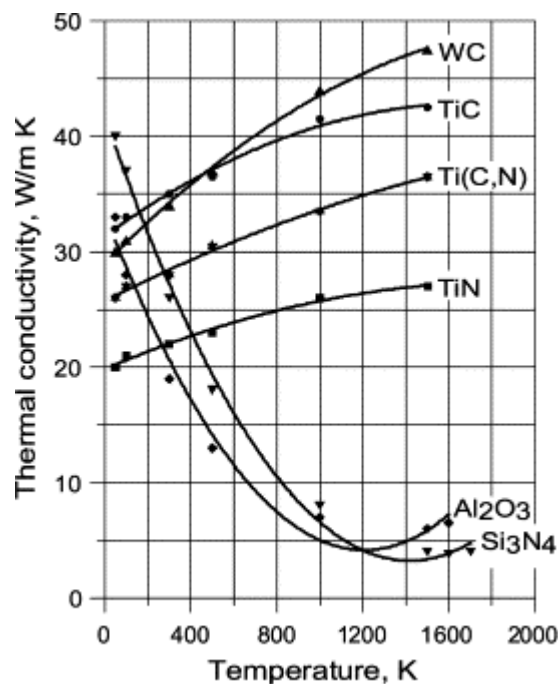


Figure 1-5. Evolution de la conductivité thermique en fonction de la température des constituants des outils et des revêtements, [Jawa_93].

Le revêtement étant la partie de l'outil réellement en contact avec la matière usinée, il sera donc conçu de manière à lui donner des propriétés bien spécifiques destinées à réaliser certaines performances. La résistance à l'usure, le coefficient de frottement et l'inertie chimique figurent parmi les caractéristiques qu'un revêtement apporte à un outil de coupe.

3. Chaleur et température

3.1. Sources de chaleur

La température a des effets importants sur les efforts de coupe et l'usure des outils, l'aspect thermique de la coupe a donc été largement étudié depuis de nombreuses années. Pourtant, à cause de la complexité des phénomènes mis en jeu en usinage, il est très difficile de prédire l'intensité et la distribution des sources de chaleur. Les processus mécaniques et thermiques sont extrêmement couplés, en particulier parce que les propriétés des matériaux varient avec la température. On indique souvent que 90 à 100 % de l'énergie mécanique consommée est finalement convertie en énergie thermique. Les principales sources de chaleur proviennent :

- des déformations plastiques des zones de cisaillement primaire et secondaire,
- de la dissipation du frottement générée à l'interface outil-copeau et entre la face de dépouille de l'outil et la surface usinée de la pièce.

La chaleur ainsi créée va se répartir dans les différentes parties de l'outil, de la pièce et du copeau (Figure 1-6). Le transfert de chaleur dans le copeau et dans la pièce s'effectue majoritairement par transport alors que dans l'outil le transfert s'effectue principalement par diffusion. De fait, la répartition des flux ne se fait pas de manière équivalente et dépend bien sûr des conditions de coupe et des propriétés thermiques des matériaux. Seul un faible pourcentage de la chaleur générée est transmis à l'outil et la pièce, la majorité étant évacuée par le copeau, [Ay_97, Rech_04].

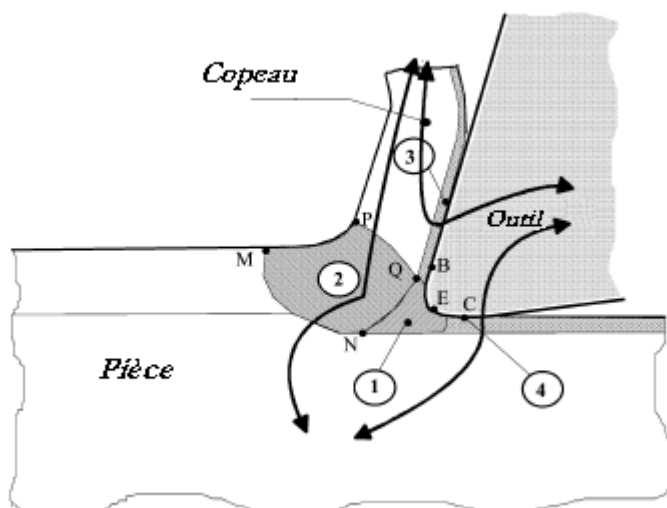


Figure 1-6. Représentation des différents flux thermiques et sources de chaleur, [Bata_02].

3.2. Mesure de la température

Il existe de nombreuses méthodes pour mesurer l'élévation de température en usinage, [Koma_01] : l'utilisation de thermocouples, la thermographie infrarouge, l'analyse métallographique, l'utilisation de poudres fines à température de fusion constante et l'emploi de peintures thermosensibles.

Appliquée à l'usinage, la technique des thermocouples s'utilise de deux façons différentes :

- (1) avec des thermocouples de faibles dimensions insérés dans l'outil de coupe.
- (2) en utilisant le thermocouple naturel formé par la pièce et l'outil eux-mêmes.

Bien qu'assez simples d'utilisation, les techniques des thermocouples restent imprécises et ne permettent d'obtenir qu'une température moyenne à l'interface outil-copeau. Pour avoir une information complète sur la distribution de la température d'autres techniques doivent être envisagées.

Il est possible de remonter à la distribution de température dans l'outil à partir d'analyses métallographiques effectuées sur l'outil après usinage (Figure 1-7). La méthode s'appuie sur la relation qui existe entre la dureté, la microstructure et la température qui a été atteinte dans les différents endroits de l'outil. Cette méthode permet de mesurer des températures avec une précision de $\pm 25\text{ }^{\circ}\text{C}$, mais elle est difficile et longue à mettre en oeuvre et n'est employée que pour des outils en acier rapide.

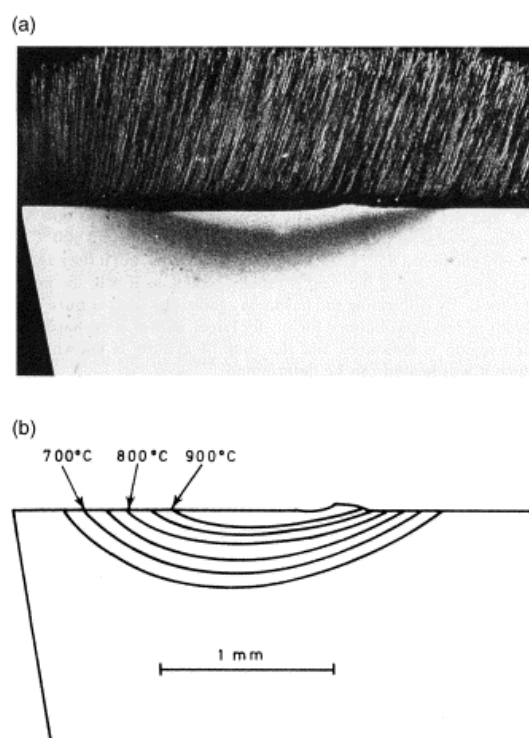


Figure 1-7. Détermination du champ de température par méthode métallographique d'après Trent et Wright [Tren_00]. (a) Micrographie d'un outil en acier rapide après usinage d'une pièce en fer, $V_c=3,048\text{ m/s}$, $f=0,25\text{ mm/tr}$, $a_p=1,25\text{ mm}$. (b) Distribution de température dans l'outil.

Les techniques de thermographie infrarouge sont également utilisées pour mesurer les champs de température dans les zones de coupe. Dès 1961, le dispositif photographique proposé par Boothroyd ([Boot_61]) a permis d'obtenir le champ complet de température sur l'outil, le copeau et la pièce (Figure 1-8). Les caméras infrarouges sont de plus en plus employées pour mesurer la température et sa distribution, [Vern_02, Sutt_03, Potd_04, M'Sao_04]. Néanmoins, ces techniques nécessitent un appareillage sophistiqué qui doit être rigoureusement calibré et les différentes méthodes employées ne sont encore capables d'assurer des résolutions spatiales et temporelles élevées rendant l'exploitation des mesures difficile. Par ailleurs, des conditions d'usinage particulières sont requises comme la suppression du fluide de coupe et l'accès visuel aux zones de coupe.

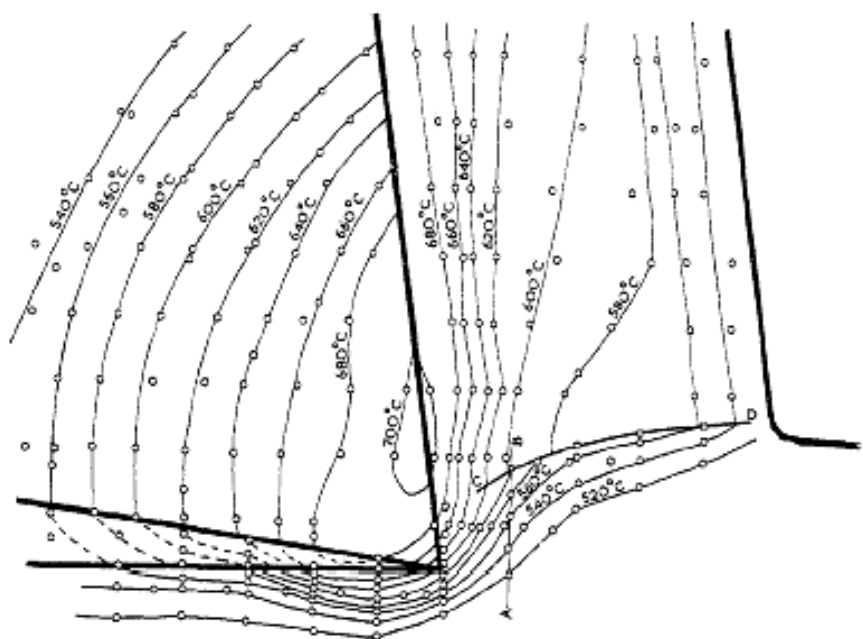


Figure 1-8. Champ de température en coupe orthogonale de l'acier AISI 1014 obtenu par mesure infrarouge, d'après [Boot_61].

Parallèlement aux techniques expérimentales, des méthodes analytiques et numériques ont été élaborées, [DaSi_99]. Parmi ces dernières, les méthodes des différences finies et des éléments finis sont les plus répandues. L'estimation du flux de chaleur et de la température en usinage peut être également abordé par la résolution de problème inverse de conduction de chaleur dans l'outil. Cette approche consiste à identifier les paramètres d'une loi liant le flux appliqué à l'outil et la température mesurée par des capteurs placés en un ou plusieurs points proches de l'arête de coupe, [Bata_02].

4. Déformation plastique en usinage

Le processus de coupe est caractérisé par les déformations très intenses qui se produisent dans des volumes de très petites dimensions. Les déformations et vitesses de déformation atteignent en usinage des valeurs que l'on ne retrouve dans aucun autre procédé de mise en forme. Dans la zone de cisaillement primaire des déformations supérieures à 2 ou 3 sont courantes et les vitesses de déformation atteignent typiquement des valeurs comprises entre 10^3 s^{-1} et 10^5 s^{-1} , [Chil_97]. Dans la zone de cisaillement secondaire, les sollicitations peuvent être plus importantes aux abords de la pointe de l'outil avec des vitesses de déformation probablement supérieures à 10^6 s^{-1} .

4.1. Zone de cisaillement primaire

La représentation de la zone de cisaillement primaire par le plan de cisaillement ne rend pas compte de la complexité des champs des déformations et des vitesses de déformation mises en jeu lors du processus de coupe. L'analyse des distorsions d'une grille imprimée sur la section d'un copeau formé en coupe orthogonale montre en effet que le cisaillement s'effectue à travers un certain volume (Figure 1-9(a)) dans lequel les champs de déformation et des vitesses de déformation ne sont pas uniformes (Figure 1-9(b)), [Stev_69, Stev_74].

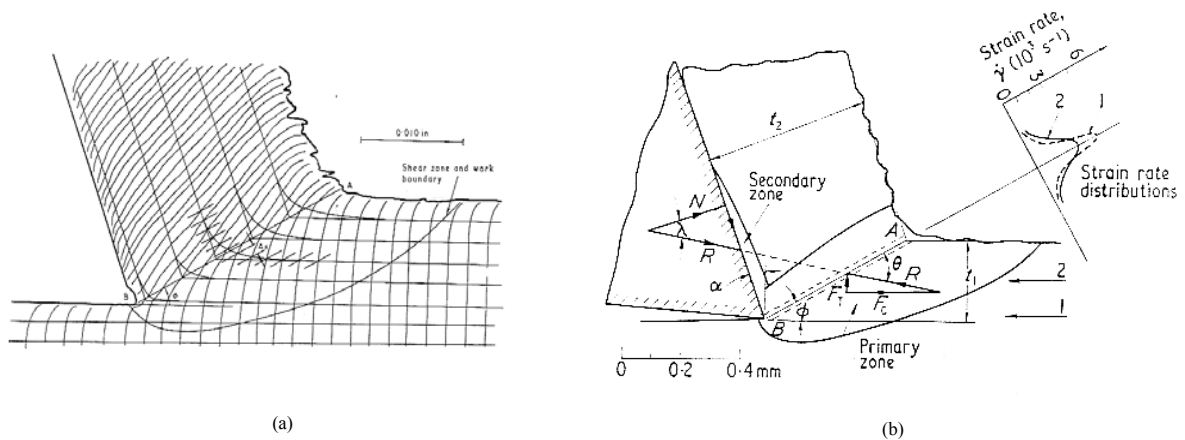


Figure 1-9. Lignes de courant et profil déduit des vitesses de déformation, [Stev_69, Stev_74].

Selon Stevenson et Oxley ([Stev_69, Stev_74]), la vitesse de déformation varie de manière symétrique le long des lignes de courant et atteint sa valeur maximale autour d'une zone restreinte assimilée au plan de cisaillement. La vitesse de déformation n'est en outre pas constante dans cette zone puisque l'on observe une augmentation de la valeur maximale du profil lorsque l'on se rapproche de l'arête de coupe (Figure 1-9(b)). L'expérience montre également que la vitesse de déformation est fonction à la fois de la vitesse de coupe et de l'avance. De ces constations sont nés les modèles dits thermomécaniques de la coupe. Dans ces modèles, le cisaillement primaire n'est plus représenté simplement par un plan mais par une zone d'une certaine épaisseur. Cette zone prend soit la forme d'une bande de cisaillement d'épaisseur

constante b (Figure 1-10(b), [Oxle_89, Dudz_97]) soit une forme triangulaire (Figure 1-10(b), [Lei_99]). L'épaisseur de la zone de cisaillement primaire permet le calcul de la vitesse de déformation qui est introduite dans la loi de comportement du matériau. Les champs des déformations, des vitesses de déformation et de température ainsi calculés deviennent plus réalistes.

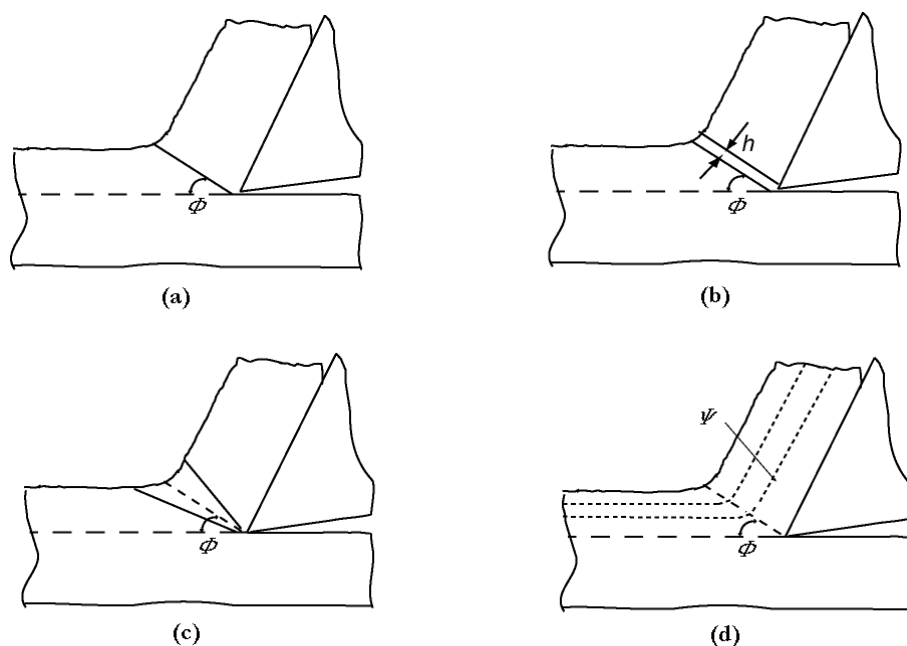


Figure 1-10. Différentes représentations de la zone de cisaillement primaire.

Une autre approche consiste à modéliser l'écoulement dans la zone de cisaillement primaire directement à partir des lignes de courant (Figure 1-10(d)). La méthode consiste à proposer une équation (par exemple une hyperbole) décrivant la forme des lignes de courants en fonction de l'angle de cisaillement ϕ et des paramètres de coupe, [Spaa_71, Tay_76, Zhen_97]. Cette équation permet d'abord de remonter aux champs des vitesses de déformation puis aux champs des contraintes. Certains de ces modèles sont très proches des descriptions eulériennes que l'on rencontre en mécanique des fluides.

4.2. Zone de cisaillement secondaire

Durant le processus de coupe, la matière se déforme également dans la zone de cisaillement secondaire dont l'épaisseur δ est relativement fine par rapport à l'épaisseur du copeau t_2 (Figure 1-11(a)). Les déformations y sont extrêmes (Figure 1-11(b)) et les vitesses de déformations sont très importantes. Les phénomènes qui se produisent dans cette zone sont très complexes et dépendent fortement des conditions de contact à l'interface outil-copeau.

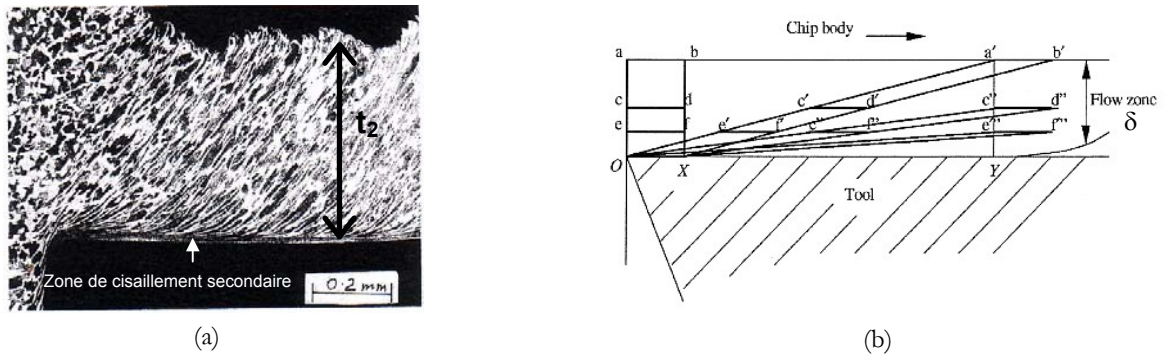


Figure 1-11. Zone de cisaillement secondaire. (a) Micrographie d'un copeau (Acier à 0,4% C, $V_c=180$ m/min) obtenu montrant les lignes d'écoulement dans la zone de cisaillement secondaire, [Tren1_88]. (b) Schématisation des déformations dans la zone de cisaillement secondaire, d'après [Tren2_88].

Trent soutient que dans la majorité des cas la condition de « seizure » (que l'on peut traduire par grippage, [Corn_98]) est la condition de contact qui règne à l'interface outil-copeau, [Tren_63, Trent1_88, Trent2_88, Trent3_88]. La caractéristique essentielle de cette notion est qu'un contact intime est établi à l'interface outil-copeau (par entrelacement et écrasement des aspérités et/ou par liaisons atomiques) rendant impossible tout glissement à l'interface. Un mouvement relatif de la matière apparaît alors dans le copeau dans une zone adjacente à la face de coupe (zone de cisaillement secondaire). On la qualifie également de « zone fluide » (« flow zone ») par analogie aux couches limites, [Tren_63]. Elle est parfois représentée par les schémas de la Figure 1-12(a) et 1-12(b) où la vitesse augmente progressivement à travers l'épaisseur de la zone jusqu'à atteindre la vitesse du copeau massif V_{cop} .

Note : Dans la suite de l'étude nous utiliserons l'expression « contact collant » pour qualifier la condition de « seizure » ou de grippage.

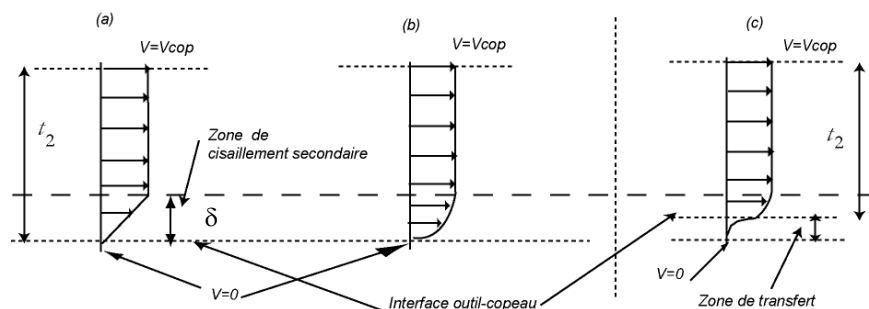


Figure 1-12. Schématisation d'une section de copeau montrant différents profils de vitesses pouvant exister dans le copeau et la zone de cisaillement secondaire.

Toutes les observations expérimentales n'aboutissent cependant pas aux mêmes conclusions et l'hypothèse du contact collant est souvent remise en question. D'abord Doyle *et al* en 1979 ([Doyl_79]) puis Madhavan *et al* en 2002 ([Madh_02]) ont montré à l'aide d'un outil transparent

en saphir qu'il existe un mouvement relatif entre le copeau et la face de l'outil malgré le contact intime qui peut y régner. Il est toutefois admis par tous que la matière est ralentie à la surface de l'outil, en particulier près de la pointe de l'outil. Wright *et al* ([Wrig_79]) concluent que les différentes interprétations sont dues à l'emploi de techniques expérimentales et des conditions de coupe très différentes et postulent que les conditions de contact collant et de contact glissant peuvent exister simultanément à l'interface outil-copeau. Ils proposent de regarder l'interface comme un réseau de micro-régions qui peuvent à chaque instant soit glisser soit coller. La proportion de la surface des micro-régions collées A_s est exprimée par rapport à la surface réelle de contact A_c par la relation :

$$A_s = k A_r \quad (1-09)$$

k dépend des conditions de coupe, des matériaux, du temps d'usinage et de la lubrification. Quand $k \approx 1$ la condition de contact collant est effective, et quand $k \approx 0$ c'est la condition de glissement qui domine. Nous voyons donc que la nature du contact dépend des conditions particulières d'usinage et notamment de la vitesse de coupe. Selon Trent et Wright ([Tren_00]), le contact glissant a lieu à vraiment très faible vitesse de coupe et le phénomène d'arête rapportée apparaît aux faibles et moyennes vitesses. C'est seulement en augmentant encore la vitesse qu'apparaît la condition de contact collant bien qu'il y ait possibilité de glissement sous certaines conditions (s'il y a par exemple contamination des surfaces ou utilisation d'un fluide de coupe). Toutefois, le contact glissant prend de nouveau place en usinage à très grande vitesse, [Dud_97]. Les représentations plus récentes tentent de combiner les deux types de contacts en imposant par exemple un gradient de vitesse dans la direction de la face de coupe (Figure 1-13). La vitesse de glissement du copeau est nulle à la pointe de l'outil, puis elle prend progressivement la valeur de la vitesse du copeau quand celui-ci quitte l'outil. Cela donne une forme triangulaire à la zone de cisaillement secondaire.

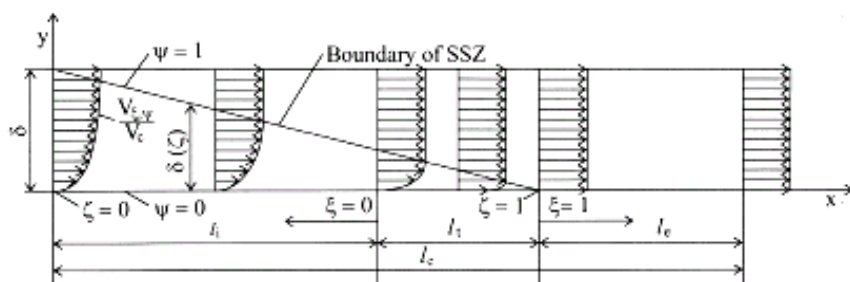


Figure 1-13. Représentation du champ des vitesses dans le copeau en fonction de la position le long de la face de coupe, [Mari_01].

Qi et Mills ([Qi_00, Qi_03]) ont récemment proposé une modélisation du contact qui tient compte de l'existence d'une couche tribologique (couche de transfert de matière) formée entre l'outil et le copeau (Figure 1-12(c)). La vitesse est supposée nulle entre l'outil et la couche de

transfert de matière mais le glissement existe entre le copeau et la couche là où est atteint le maximum de la vitesse de déformation. Cette représentation tente une nouvelle fois de faire cohabiter le contact collant et le contact glissant lors de la formation du copeau.

4.3. Comportement mécanique des matériaux en usinage

Le problème du comportement mécanique du matériau dans le domaine de l'usinage peut se résumer en trois besoins :

- (1) Détermination des conditions sous lesquelles le matériau se déforme (champs des déformations, des vitesses de déformation, des contraintes et de température).
- (2) Développement de lois de comportement adaptées à l'usinage.
- (3) Développement des essais de caractérisation qui doivent permettre d'atteindre et de mesurer les contraintes sous des conditions similaires à celles rencontrées en usinage.

La contrainte d'écoulement $\bar{\sigma}$ dans le matériau peut être écrite comme une fonction de la déformation $\bar{\epsilon}$, la vitesse de déformation $\dot{\bar{\epsilon}}$ et la température T :

$$\bar{\sigma} = f(\bar{\epsilon}, \dot{\bar{\epsilon}}, T) \quad (1-10)$$

Dans le domaine des vitesses de déformation élevées ($\geq 10^3 \text{ s}^{-1}$), comme c'est le cas en usinage, il est très important de prendre en compte l'influence de $\dot{\bar{\epsilon}}$ sur le comportement mécanique du matériau. De nombreux auteurs ont montré que la contrainte d'écoulement augmentait très rapidement avec la vitesse de déformation à partir d'une certaine valeur critique $\dot{\epsilon}_0$ aux alentours de 10^3 - 10^4 s^{-1} (Figures 1-14 et 1-15).

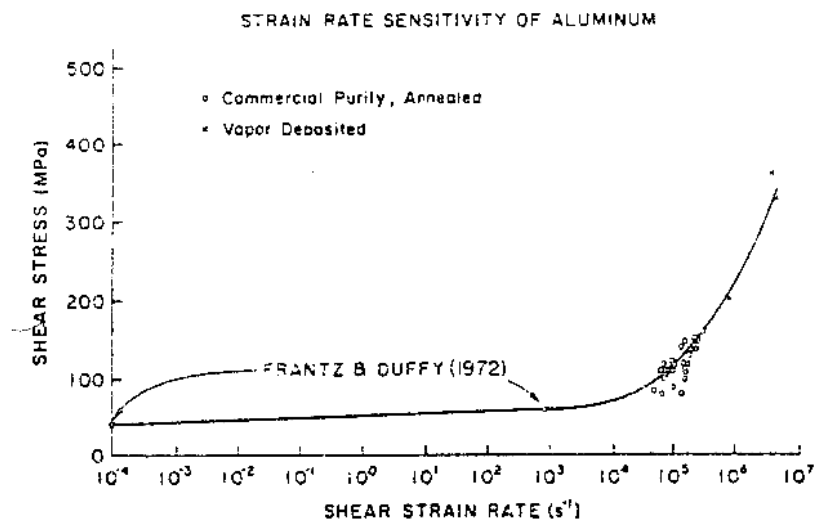


Figure 1-14. Sensibilité de la vitesse de déformation pour l'aluminium, [Klop_85].

Outre la sensibilité à la vitesse de déformation, les différentes lois doivent exprimer à travers leurs paramètres la dépendance du comportement à la déformation (écrouissage) et la température (adoucissement thermique, Figure 1-15).

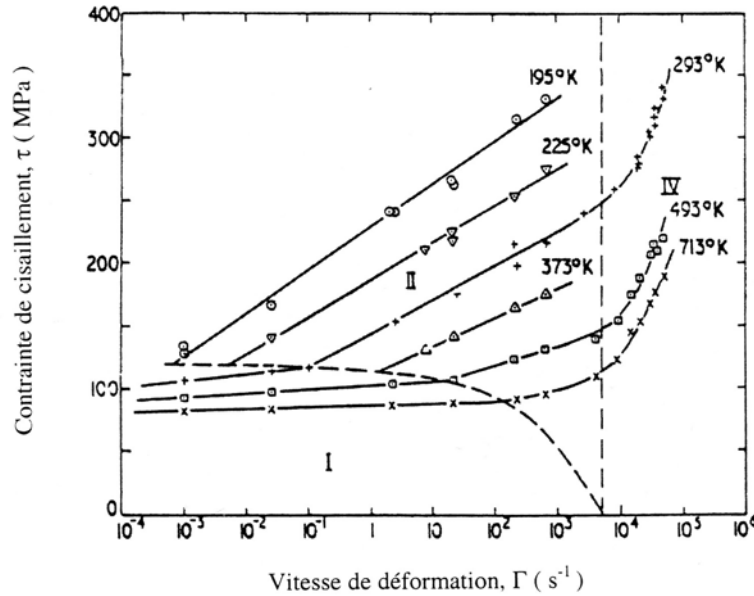


Figure 1-15. Effet de la température et de la vitesse de déformation sur un acier, d'après [Camp_79], le domaine IV correspond aux sollicitations rencontrées en usinage.

Parmi les lois de comportement utilisées dans les modèles de coupe, on peut trouver les formalismes suivants ([John_83, Maru_95, Klop_85]) :

$$(a) \quad \bar{\sigma} = [A + B\bar{\epsilon}^n] \left[1 + C \ln \left(\frac{\bar{\epsilon}}{\bar{\epsilon}_0} \right) \right] \left[1 - \frac{T - T_a}{T_f - T_a} \right] \quad (1-11)$$

où n est le coefficient d'écrouissage, $\bar{\epsilon}_0$ une vitesse de déformation de référence, A , B et C des constantes dépendantes du matériau, T_f la température de fusion et T_a la température ambiante,

$$(b) \quad \bar{\sigma} = \sigma_0 \left[1 + \bar{\epsilon} / \bar{\epsilon}_0 \right]^{1/n} \left[1 + \bar{\epsilon} / \bar{\epsilon}_0 \right]^{1/m} \left[1 - \alpha (T - T_0) \right] \quad (1-12)$$

où m est la sensibilité à la vitesse de déformation et α le coefficient de dilatation.

$$(c) \quad \tau = \tau_0 \left(\frac{\theta}{\theta_0} \right)^v \left(\frac{\gamma}{\gamma_0} \right)^n \left(\frac{\dot{\gamma}}{\dot{\gamma}_0} \right)^m \quad (1-13)$$

où τ , γ et $\dot{\gamma}$ sont respectivement la contrainte, la déformation et la vitesse de déformation de cisaillement et θ la température absolue.

La détermination des paramètres des lois s'effectue à l'aide des essais dynamiques généralement basés sur la technique des barres de Hopkinson. Malheureusement, même en utilisant des éprouvettes de torsion (chapeau) ou de cisaillement, les déformations ne dépassent pas l'unité et les vitesses de déformation atteignent difficilement 10^4 s^{-1} , [Rusi_00, Chan_01]. Quelques auteurs proposent alors d'utiliser le procédé d'usinage lui-même pour caractériser le comportement du matériau dans les mêmes conditions que celles rencontrées en usinage, [Oxle_66, Kopa_01, Shat_01, Toun_02, Guo_03]. Néanmoins, les mesures obtenues restent extrêmement liées au modèle de coupe choisi pour décrire les contraintes et déformations dans les zones de coupe.

Remarque : Cas de l'alliage 2024 T351

Nous trouvons dans la littérature, le comportement de l'alliage d'aluminium aéronautique AA2024 T351 à travers le formalisme de la loi de Johnson-Cook (équation 1-11) dont les paramètres sont reportés dans le Tableau 1-2.

A (MPa)	B (MPa)	C	n	$\dot{\epsilon}_0$	T_f (°K)
265	426	0,015	0,34	10^3 s^{-1}	775

Tableau 1-2. Paramètres de la loi de Johnson-Cook pour l'alliage d'aluminium AA2024 T 351, [John_83].

Le formalisme de Johnson-Cook décrit bien le comportement du matériau dans le domaine des faibles et moyennes vitesses de déformation ($\leq 5.10^3 \text{ s}^{-1}$) avec la contrainte qui évolue linéairement en fonction du logarithme de la vitesse de déformation. Mais si l'on veut extrapoler les valeurs de la contrainte dans le domaine des grandes et très grandes vitesses de déformation, on se rend compte que le formalisme de Johnson-Cook n'est plus adapté car il sous-estime de manière importante l'augmentation de la contrainte avec la vitesse de déformation ([Rule_98]). Des modèles révisés de la loi de Johnson-Cook ont donc été proposés en introduisant de nouvelles constantes ([Rule_98]) pour que la loi soit plus représentative du comportement pour les vitesses de déformation supérieures à 10^4 s^{-1} . Nous ne disposons cependant pas de valeurs complémentaires pour l'AA2024 T351.

Dans la suite de l'étude (Chapitre 4), nous serons amenés à utiliser la simulation numérique de la coupe par la méthode des éléments finis à l'aide du logiciel Thirdwave AdvantedgeTM. Ce dernier utilise une loi de comportement ([Maru_95]) incluant un seuil de vitesse de déformation, à partir duquel la loi de comportement tient compte de l'augmentation de la sensibilité de la vitesse de déformation dans le domaine des grandes vitesses de déformation.

5. Contact à l'interface outil-copeau

L'interface outil-copeau représente un système tribologique unique caractérisé par le frottement d'une surface fraîchement générée (copeau) sur la face de coupe d'un outil dans des conditions de très grande pression de contact et de température élevée.

5.1. Température à l'interface outil-copeau

La température sur la face de coupe est le principal paramètre qui influence l'usure de l'outil à travers des phénomènes tels que l'abrasion, l'adhésion et la diffusion. Elle joue un rôle déterminant sur la nature du frottement à l'interface et change de manière significative les propriétés physiques et mécaniques des matériaux constituant l'outil (cf. sections 2.1 et 2.2). Les principales méthodes de détermination de la température dans les zones de coupe ont été discutées dans la section 3.2. La principale difficulté provient de la petite dimension de la zone de contact qui abrite de forts gradients thermiques. La forme du profil peut être différente selon les conditions de coupe et la nature des matériaux considérés, mais les différentes méthodes de mesure s'accordent sur le fait que le maximum de la température n'est atteint qu'à une certaine distance de la pointe de l'outil.

Récemment M'Saoubi et Chandrasekaran ont étudié le profil de la température à l'interface outil-copeau à l'aide d'une caméra infrarouge, [M'Sao_04]. Des exemples de profils sont présentés sur la Figure 1-16. Ils montrent logiquement que la température augmente avec la vitesse de coupe et l'avance et que ces paramètres ont un effet opposé sur la position de la température maximale. Cette dernière se rapproche de la pointe de l'outil quand la vitesse de coupe augmente (Figure 1-16(a)) et s'éloigne quand l'avance augmente (Figure 1-16(b)).

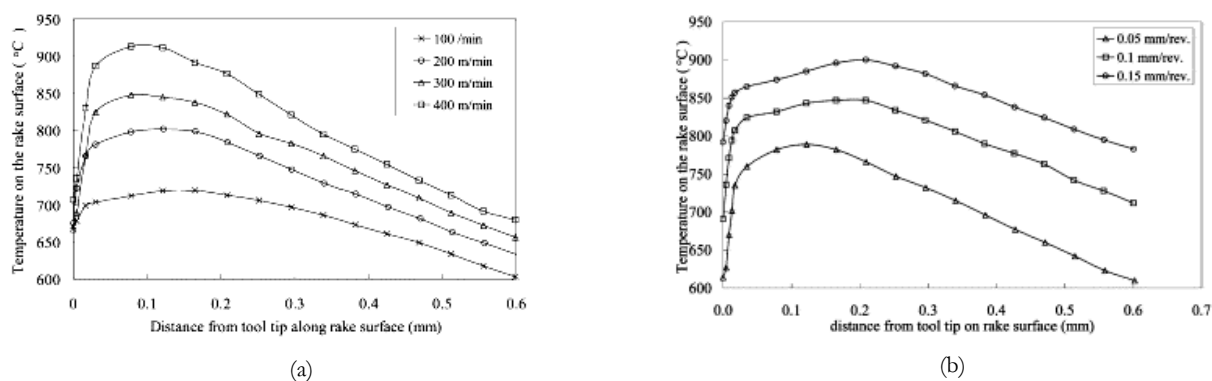


Figure 1-16. Profils de la température à l'interface outil-copeau pendant l'usinage d'un acier trempé, $\alpha=0^\circ$, [M'Sao_04]. (a) Effet de la vitesse de coupe. (b) Effet de l'avance.

5.2. Distributions des contraintes à l'interface outil-copeau

Les techniques expérimentales qui permettent de mesurer les contraintes à l'interface outil-copeau sont principalement la photoélasticimétrie et l'utilisation « d'outils coupés » (« split tool »), [Arse_97]. Dans la première méthode, les distributions des contraintes sont déterminées par analyse des lignes isochromes et isoclines créées sur un outil photoélastique. La deuxième méthode consiste à utiliser un outil composé de deux parties distinctes (Figure 1-17). On calcule les contraintes normales et tangentielles à partir des efforts normaux et tangentiels mesurés séparément sur les deux parties et en faisant varier la longueur L_1 de la partie frontale de l'outil.

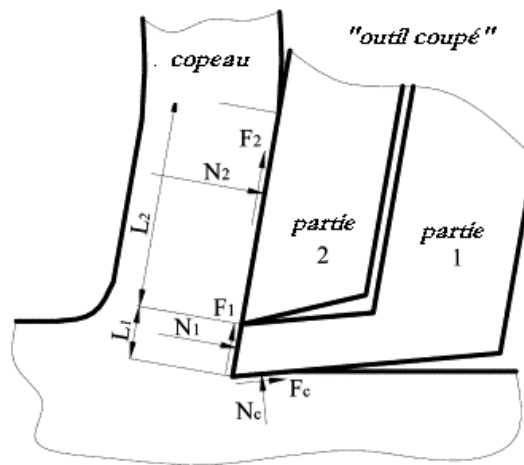


Figure 1-17. Schéma d'un « outil coupé » permettant la mesure des distributions des contraintes à l'interface outil-copeau d'après [Topo_03].

La Figure 1-18(a) illustre les distributions des contraintes sur la face de coupe proposées par Zorev en 1963 [Zore_63]. Dans son modèle, la contrainte normale σ suit une loi puissance décroissante avec un maximum à la pointe de l'outil. L'aire de contact est divisée en deux régions : la région du contact collant (l_p) et la région du contact glissant. Dans la région du contact collant, la contrainte τ de cisaillement (ou de frottement) est constante (plateau) et égale à la contrainte d'écoulement de cisaillement k dans le copeau. Dans la zone de glissement la contrainte de cisaillement suit de façon proportionnelle la même tendance que la contrainte normale. Cette représentation du contact a pendant longtemps servi de modèle de référence et a été largement employée dans différentes études. Quelques expériences basées sur la méthode de photoélasticimétrie ont appuyé le modèle de Zorev, [Chan_65]. Mais à cause de l'élévation importante de la température, cette technique est limitée aux faibles vitesses de coupe et il n'y a aucune assurance que les résultats obtenus avec les outils photoélastiques soient également représentatifs dans le cas de l'usinage avec des outils carbure ou HSS. De plus, les distorsions locales des franges causées par le contact de la face de dépouille avec la pièce ne permettent pas de déterminer les contraintes très proches de la pointe de l'outil.

Les résultats expérimentaux qui utilisent la méthode de « l'outil coupé » montrent effectivement des distributions différentes. Elles révèlent en particulier l'existence d'un plateau pour la contrainte normale (Figure 1-18(b)).

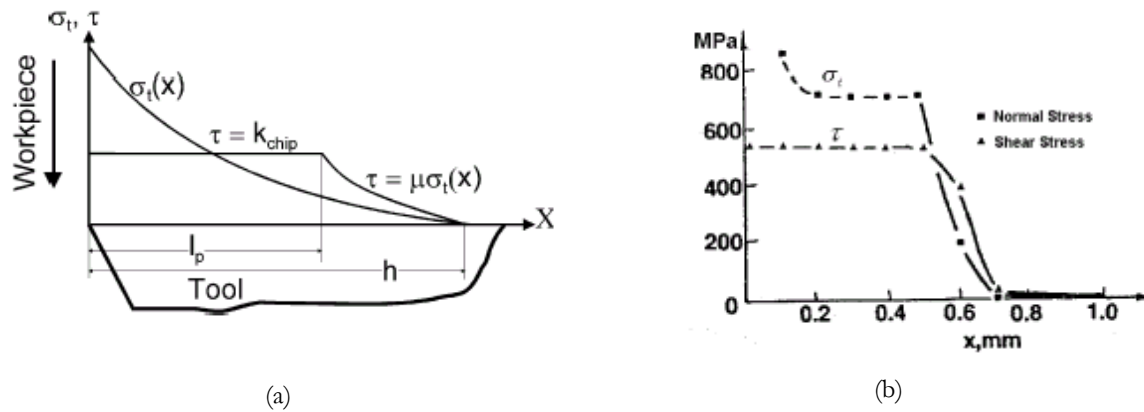


Figure 1-18. Distribution de la contrainte normale et de cisaillement le long de l'interface outil-copeau. (a) Modèle proposé par Zorev, [Zore_63]. (b) Résultats expérimentaux obtenus par la méthode de « l'outil coupé », [Chil_89].

Lee *et al* ([Lee_95]) ont également proposé une méthode basée sur le principe de « l'outil coupé » qui permet de mesurer les contraintes très près de l'arête de coupe. Les résultats montrent que le profil des contraintes est affecté à la fois par la nature des matériaux et les conditions de coupe. La contrainte normale conserve un profil avec plateau dans le cas de l'aluminium et le cuivre mais celui-ci est moins prononcé dans le cas de l'acier. La nouveauté est que le profil de la contrainte de cisaillement est semblable au profil de la contrainte normale (augmentation de la contrainte à l'approche de la pointe de l'outil, Figure 1-19).

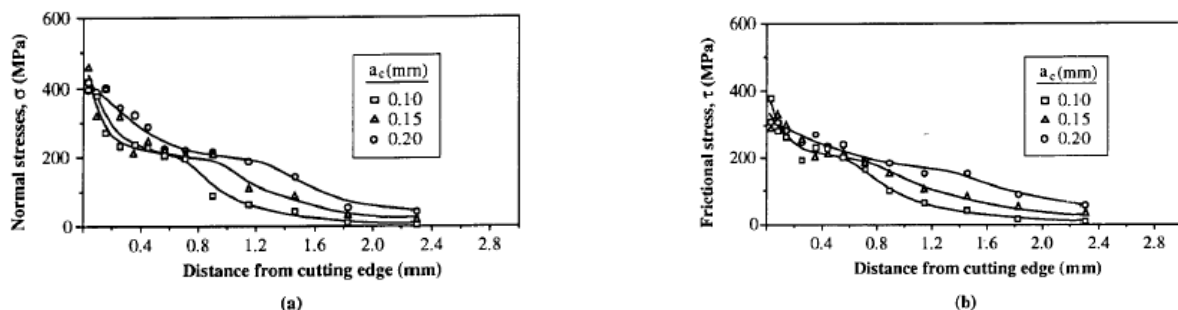


Figure 1-19. Distribution des contraintes mesurées le long de l'interface outil-copeau en utilisant la méthode de l'outil coupé, [Lee_95]. Résultats obtenus pour un aluminium pour différentes avances, $V_c = 35$ m/min, $\alpha = 0^\circ$, $n = 3$ mm. (a) Contrainte normale à la face de coupe. (b) Contrainte de cisaillement (ou de frottement).

Les auteurs généralisent leurs résultats en suggérant de représenter les profils des contraintes à l'interface outil-copeau comme sur la Figure 1-20 :

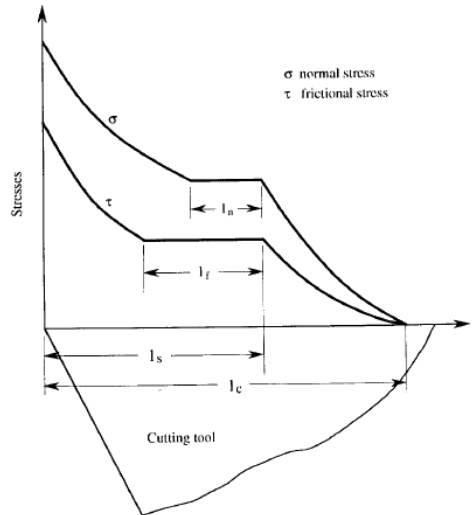


Figure 1-20. Modèle de distribution de la contrainte normale et de cisaillement le long de l'interface outil-copeau, d'après [Lee_95].

5.3. Coefficient de frottement

Les conditions de contact et de frottement sont généralement modélisées à l'aide d'un coefficient de frottement. En usinage, le contact fut d'abord regardé à travers le coefficient de frottement apparent (ou moyen) $\bar{\mu}$ défini par le rapport entre la force tangentielle F_T et la force normale F_N (cf. équation (1-08)). L'expérience montre que $\bar{\mu}$ dépend à la fois de la vitesse de coupe, de l'avance et de la géométrie de l'outil. Pour s'affranchir de toutes ces dépendances, Moufki *et al* ([Mouf_98]) proposent de représenter le coefficient de frottement apparent comme une fonction de la température moyenne à l'interface outil copeau T_{int} (Figure 1-21) :

$$\bar{\mu} = \mu_0 \left(1 - \frac{T_{int} - T_0}{T_f - T_0} \right)^q \quad (1-14)$$

où T_f est la température de fusion, T_0 et μ_0 sont des valeurs de référence. Le modèle représente bien de la chute du coefficient du frottement avec la vitesse de coupe (qui fait augmenter la température), ce qui permet aux auteurs de retrouver à travers leur modèle de coupe la forte baisse des efforts dans le domaine des grandes vitesses de coupe. Le coefficient de frottement apparent est une notion très globale puisqu'il est défini à partir des efforts qui résultent non

seulement des interactions à l'interface outil-copeau mais également des actions sur l'arrondi d'outil et des phénomènes de frottement entre la face de dépouille et la surface de la pièce, [Wang_03].

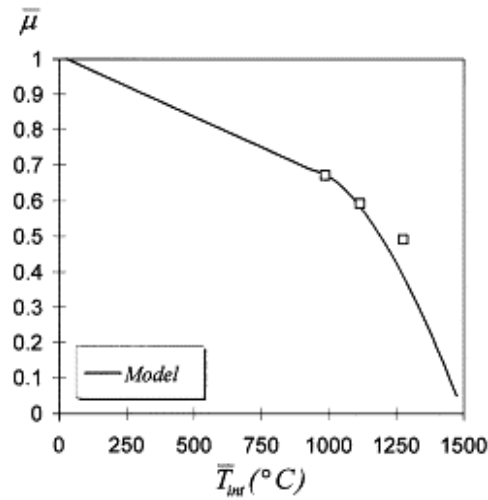


Figure 1-21. Coefficient de frottement apparent $\bar{\mu}$ comme une fonction de la température moyenne à l'interface outil-copeau $\bar{T}_{inf}$, [Mouf_98].

C'est une notion plus locale du coefficient de frottement qui doit permettre une analyse plus fine des phénomènes à l'interface outil-copeau. Certaines approches tentent alors à travers le coefficient de frottement μ ($\mu \neq \bar{\mu}$) d'exprimer la contrainte de cisaillement τ en fonction de la contrainte normale à l'interface outil-copeau σ_n . Parmi ces expressions, on trouve la relation de type Coulomb :

$$\tau = \mu \sigma_n \quad (1-15)$$

D'autres relations plus sophistiquées ont été proposées pour se rapprocher davantage des profils expérimentaux, [Chil_97]. A titre d'exemple on peut citer les équations (1-17) et (1-18) utilisées dans certains modèles numériques de la coupe :

$$\tau = k \left(1 - \exp \left[-\mu \sigma_n / k \right] \right) \quad (1-16)$$

$$\tau = (m.k) \left(1 - \exp \left[-\mu \sigma_n / m.k \right] \right)^{1/n} \quad (1-17)$$

où k est la contrainte d'écoulement en cisaillement, m et n sont des paramètres d'ajustement. Quand σ_n tend vers l'infini (équation 1-15), ce qui correspond au voisinage de la pointe de l'outil, τ prend la valeur de k comme dans le modèle de Zorev.

Conclusion

La coupe des métaux est un processus complexe qui fait intervenir de nombreux paramètres. Le copeau se forme par déformation plastique provoquée par un cisaillement intense qui s'effectue à grande vitesse de déformation de l'ordre de 10^4 à 10^6 s^{-1} . La formation du copeau s'accompagne d'un premier échauffement dû aux déformations plastiques dans la zone de cisaillement primaire. Puis, lorsque le copeau s'écoule sur la face de coupe en adhérant d'abord, en glissant ensuite, une élévation supplémentaire de la température se produit suite aux phénomènes de frottement et aux déformations plastiques dans la zone de cisaillement secondaire. Les conditions de coupe, les propriétés physiques des matériaux et le comportement thermomécanique de la pièce contrôlent la formation du copeau et déterminent les conditions de contact qui existent à l'interface outil-copeau.

La température, la pression et le glissement sont les paramètres qui servent à comprendre les phénomènes physiques et chimiques dans cette zone de contact. Ces données fondamentales sont malheureusement peu accessibles d'un point de vue expérimental et les modèles liés à la tribologie de la coupe demeurent limités.

CHAPITRE II

ENDOMMAGEMENT DES OUTILS DE COUPE ET USINAGE A SEC DES ALLIAGES D'ALUMINIUM AERONAUTIQUES

Introduction

La connaissance des mécanismes d'endommagement est un aspect très important de la coupe des métaux car l'usure des outils participe pour une grande part dans le coût des opérations d'usinage. Le changement de la géométrie des outils, corollaire de l'usure, modifie les conditions de coupe et par conséquent détériore la qualité de l'usinage. L'usure peut avoir des origines mécaniques (abrasion, attrition) ou bien peut être chimiquement activée (usure par diffusion) et chaque mécanisme d'endommagement agit sur l'outil à des niveaux différents selon les conditions spécifiques de l'usinage. La prédominance d'un des mécanismes ou l'effet combiné de plusieurs d'entre eux dépend à la fois du type d'opération d'usinage, des conditions de coupe et des propriétés physico-chimiques des matériaux mis en jeu. Les phénomènes tribologiques aux interfaces contrôlent alors la nature et la sévérité des usures. Par exemple, quand la température à l'interface outil-copeau atteint des valeurs suffisamment élevées, l'adhésion et l'abrasion font généralement place aux phénomènes de diffusion, Figure 2-1.

Dans ce deuxième chapitre, nous présentons les principaux mécanismes d'endommagement qui se produisent lors des opérations d'usinage par enlèvement de matière. Une étude bibliographique sur l'endommagement des outils usinant les alliages d'aluminium est exposée. Le cas particulier de l'alliage aéronautique AA2024 T351 est ensuite développé, notamment à travers l'opération de perçage à sec.

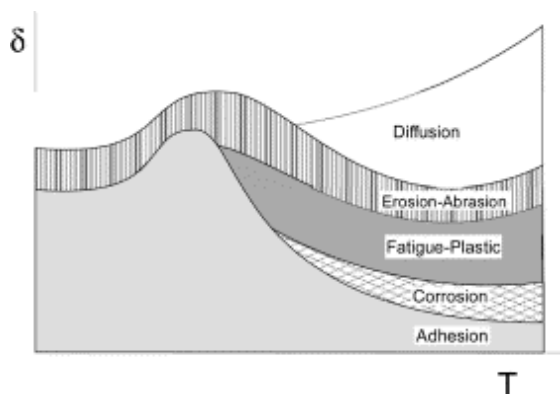


Figure 2-1. Usure présentée comme une fonction de la température, [Carr_02].

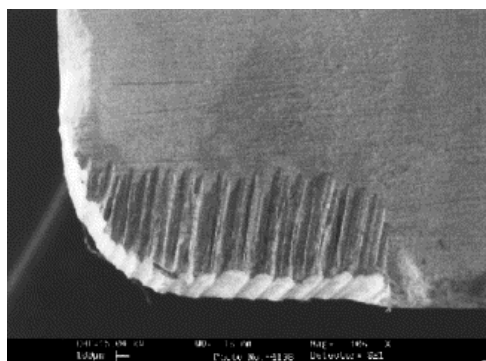
1. Mécanismes d'endommagement des outils

1.1. Déformation plastique et fatigue

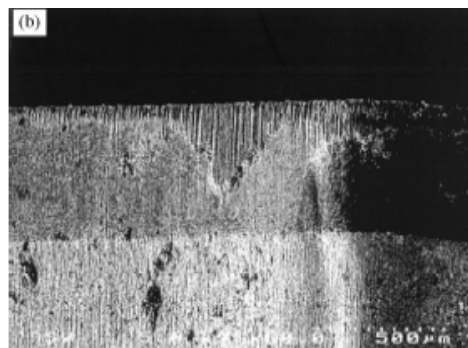
Les déformations plastiques se produisent sous l'effet combiné des grandes pressions et des grandes températures générées pendant l'usinage. Elles apparaissent au niveau de la pointe de l'outil et sur la face de coupe de celui-ci. Les conditions d'usinage sévères (grandes vitesses de coupe et grandes avances) ainsi que la dureté élevée de certaines pièces sont donc favorables à l'apparition de tels phénomènes. Les dimensions et la géométrie des outils (acuité de l'arête) sont les principaux paramètres pour prévenir l'usure par déformation plastique. La fatigue des outils est due aux combinaisons des phénomènes thermiques et mécaniques. Les fluctuations de la température, le chargement et le déchargement des efforts peuvent en effet conduire à la fissuration des outils et/ou à l'effondrement des arêtes de coupe.

1.2. Usure par abrasion

L'usure par abrasion se caractérise par la formation de bandes striées dans la direction de contact avec la surface usinée de la pièce ou dans la direction du copeau qui glisse le long de la face de coupe. L'usure par abrasion apparaît donc à la fois sur la face de coupe (Figure 2-2(a)) et sur la face de dépouille des outils (Figure 2-2(b)). Ce sont les particules dures qui sont à l'origine de cette usure. Elles peuvent être présentes dans la pièce sous la forme d'inclusions et de précipités ou provenir de l'outil lui-même par d'autres mécanismes d'usure telle que l'adhésion. De micro copeaux sont ainsi arrachés à l'outil par ces éléments durs qui sont sans cesse renouvelés au cours de l'usinage. L'usure par abrasion est l'usure dominante quand le contact à l'interface outil-copeau est essentiellement du glissement, [Tren_00, Geko_02].



(a)



(b)

Figure 2-2. Usure par abrasion (a) sur la face de coupe après usinage d'alliage de titane, [Cast_99] (b) sur la face de dépouille après usinage de Duralcan, [Andr_00].

1.3. Usure par adhésion : arête rapportée et attrition

Sous l'effet de la pression, de véritables soudures se créent entre l'outil et le copeau par écrasement/entrelacement des aspérités ou par des phénomènes d'adsorption et de solubilité s'il existe une affinité chimique entre les atomes qui constituent les deux surfaces.

Lorsque les jonctions formées se rompent, des fragments de matière provenant du copeau restent accrochés sur la face de coupe de l'outil. Dans certaines conditions, notamment à faible vitesse de coupe, les éléments du copeau qui ont tendance à coller s'accumulent de manière importante pour former un dépôt macroscopique (Figure 2-3(a)) que l'on appelle arête rapportée (« Built-Up Edge »). Comme l'arête rapportée (BUE) a tendance à grossir, elle devient instable et finit par se briser. Une partie de la matière est emportée par le copeau, le reste peut passer sous l'arête de coupe et coller à la surface de la pièce. Le processus de formation et de destruction de l'arête rapportée peut se répéter plusieurs fois au cours d'un usinage causant une variation périodique de l'avance et de l'angle de coupe. Il en résulte une modification importante des dimensions souhaitées du produit fini et une détérioration de son état de surface.

L'évacuation des fragments de copeaux adhérents ou de l'arête rapportée peut s'accompagner d'arrachement d'une partie de la couche superficielle de l'outil sur laquelle s'est constitué le dépôt, ce phénomène d'usure est appelé attrition. Il est encore plus néfaste vers la fin de l'usinage au moment où l'outil se désengage de la pièce et l'arête rapportée expulsée.

Le mécanisme de formation d'arête rapportée est encore mal connu, mais il est généralement associé au phénomène d'écrouissage de la matière qui semble être prédominant dans la formation du copeau aux faibles vitesses de coupe, [Tren_63, Tren_00]. L'utilisation de vitesses de coupe suffisamment élevées permet souvent de limiter l'apparition de l'arête rapportée (Figure 2-3(b)).

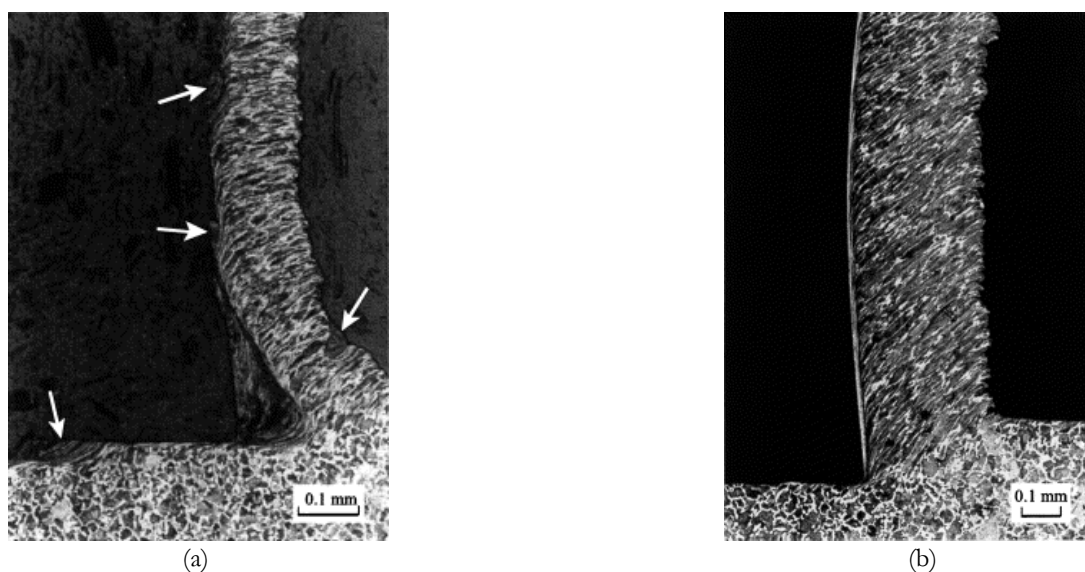


Figure 2-3. Coupe orthogonale d'acier, [Jasp_02]. (a) $V_c=0,5$ m/s, $f=0,2$ mm/tr, les flèches blanches indiquent les dépôts de matière laissés sur la pièce après l'évacuation de l'arête rapportée. (b) $V_c=2$ m/s, $f=0,2$ mm/tr.

1.4. Usure par diffusion

Aux vitesses de coupe très élevées, les phénomènes de diffusion prédominent. Sous l'effet de la température et de la pression, les atomes diffusent de l'outil vers le copeau ou vice-versa. Dans le cas des aciers, l'usure par diffusion a été expérimentalement mise en évidence par l'existence de gradients de concentration des différents éléments de l'outil dans les copeaux et par l'observation de la formation rapide d'un cratère sur la face de coupe de l'outil, [Naer_77, Geko_02].

Gregory ([Greg_65]) explique la dégradation des outils WC-Co pendant l'usinage d'un acier Armco par diffusion mutuelle du cobalt et du carbone de l'outil et du fer de la pièce usinée, Figure 2-4(a). Le cobalt migrant vers le copeau change le potentiel chimique du carbone dans l'austénite et vient se localiser à l'interface pour former un nouveau carbure dispersé ($(Fe_xCo_yW_z)C$) aux dépens des carbures initiaux WC. La couche intermétallique formée, de petites fissures sont amorcées sous la forte pression exercée à la surface de l'outil. L'écoulement continu du copeau sur la surface de l'outil s'accompagne alors d'une décohésion des grains de carbures les plus superficiels. La couche d'alliage métallique ($(Fe_xCo_yW_z)C$) et des grains en WC de l'outil sont ainsi évacués avec le copeau créant un cratère sur la face de coupe de l'outil.

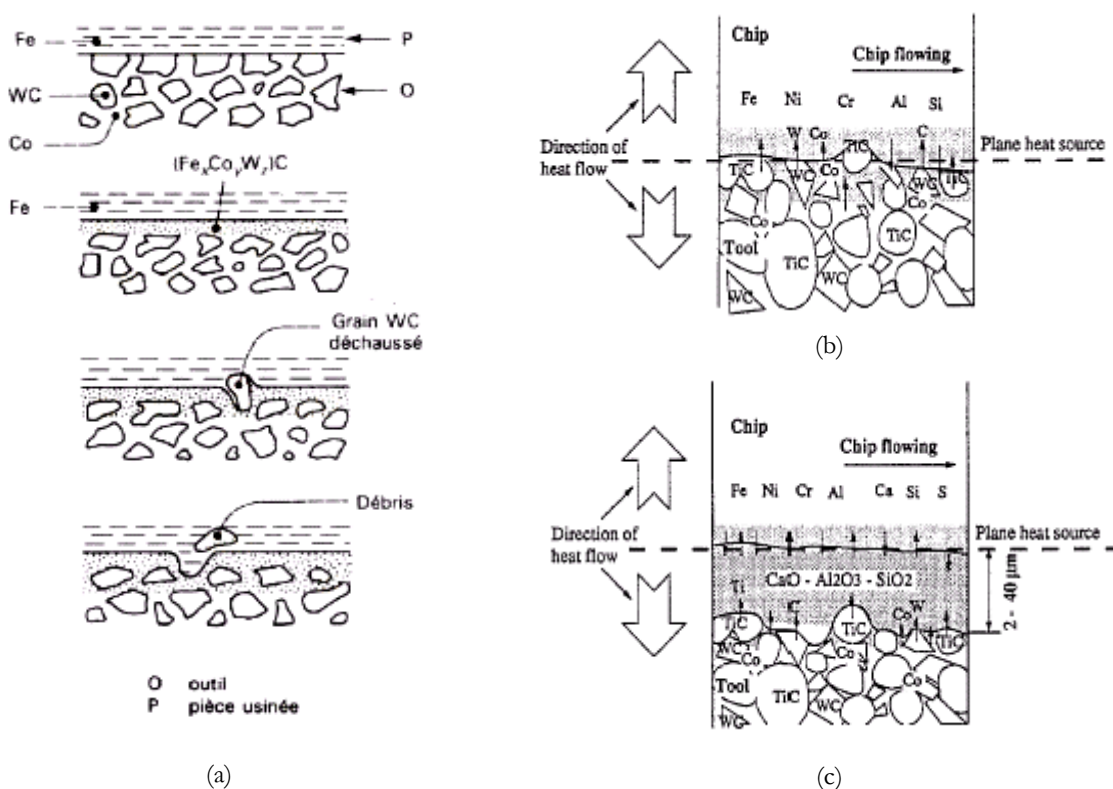


Figure 2-4. Mécanismes d'usure par diffusion. (a) Représentation schématique des différents stades de l'usure d'un outil carbure d'après [Greg_65]. (b) Modèle dynamique de diffusion d'après [Naer_77]. (c) Modèle quasi-statique d'après [Qi_96].

Naerheim et Trent ([Naer_77]) ont montré dans le cas des outils WC-Co et WC-(Ti-Ta,W)C-Co que le cratère présent sur la face de coupe des outils est principalement formé par diffusion atomique des éléments de l'outil dans le copeau plutôt que par arrachement mécanique de fragments de l'outil. (Figure 2-4(b)).

Il existe une relation directe entre la forme du cratère et la distribution de la température à l'interface outil-copeau. L'observation d'un cratère formé par diffusion montre que celui-ci n'apparaît qu'à une certaine distance de la pointe de l'outil, là où la température atteint ses plus hautes valeurs. Les avis divergent cependant quant à l'influence de celle-ci sur la forme du cratère. Par exemple, selon Gekonde et Subramaniam ([Geko_02]), la profondeur maximale du cratère coïncide avec la température de transformation de phase de l'acier usiné, tandis que pour Molinari et Nouari ([Moli_02]), elle est localisée là où le maximum de la température est atteint.

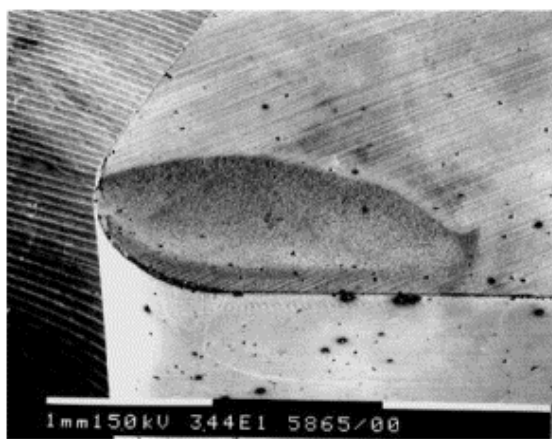


Figure 2-5. Cratère formé par usure par diffusion sur une plaquette carbure après 20 secondes d'usinage d'un acier AISI 1020 avec une vitesse de coupe de 300 m/min, [Geko_02].

Les modes d'usure décrits précédemment (Figures 2-4(a) et 2-4(b)) sont contrôlés par des mécanismes de diffusion dynamique car il y a renouvellement permanent de la matière du copeau en contact avec la surface de coupe, l'alimentation en éléments diffusants restant donc constante durant l'opération. Il arrive qu'une couche adhésive se forme sur la face de coupe, le copeau et l'outil ne sont alors plus directement en contact. Dans ce cas, les mécanismes de diffusion passent d'un processus dynamique à un processus statique. C'est le cas par exemple des aciers inoxydables traités au calcium usiné à l'aide d'outils WC-Co-TiC. La présence d'inclusions conduit à la formation d'une couche stable d'une épaisseur variant de 2 à 40 μm de couleur dorée essentiellement composée de $\text{CaO-Al}_2\text{O}_3\text{-SiO}_2$ et de quelques éléments de l'outil provenant du mécanisme de diffusion quasi-statique illustré par la Figure 2-4(c), [Qi_96]. La formation de couche de transfert peut être recherchée dans certains cas puisqu'elle peut constituer une barrière de diffusion et ainsi limiter la formation du cratère.

2. Critères d'usure et durée de vie des outils

2.1. Critères de surveillance de l'usure

L'usure est souvent définie comme la quantité de matière perdue par l'outil. Lorsque que l'usure se caractérise par la formation d'un cratère (formé par abrasion, adhésion ou diffusion) sur la face de coupe ou l'apparition de bandes striées sur la face en dépouille, des critères de durée de vie peuvent être établis à partir d'observations directes sur l'outil.

Sur la face de coupe, deux mesures sont habituellement faites pour évaluer le niveau de l'usure en cratère. La première est la profondeur du cratère notée K_T et la deuxième est la distance du centre du cratère à partir de l'arête de l'outil notée K_M (Figure 2-6).

Le frottement de la pièce contre la face en dépouille fait apparaître une zone d'usure frontale, dont la hauteur V_B est plus ou moins régulière. Une entaille de hauteur V_N peut également apparaître sur l'arête tranchante de l'outil affaiblissant considérablement cette dernière.

Il est également possible d'évaluer l'état d'endommagement d'un outil de coupe à partir de critères indirects basés sur les performances ou la qualité de l'usinage. Ainsi, l'état de surface et les tolérances géométriques des pièces peuvent servir d'indicateurs du niveau d'usure. En perçage, on peut par exemple définir la durée de vie d'un foret par le nombre de trous percés respectant certains critères de qualité (voir paragraphe 4).

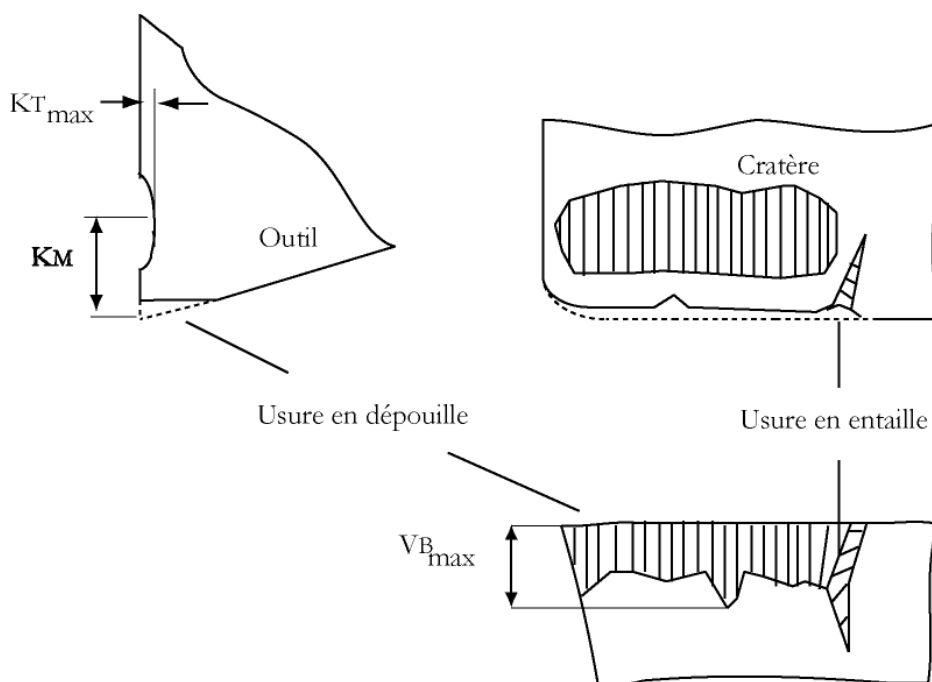


Figure 2-6. Manifestation et mesures des usures.

D'autres systèmes de surveillance sont également mis au point pour informer l'opérateur sur l'état d'endommagement de l'outil au cours de l'usinage. Ils sont basés sur le contrôle de l'évolution des efforts de coupe ou de la température mesurée dans les zones de coupe. Ces dernières années, des méthodes de surveillance d'usure par l'étude des signaux d'émission acoustique se sont également développées. Les signaux étudiés proviennent des ondes générées par la libération brutale d'énergie durant la déformation de matière, [Li_02].

2.2. Modèles de durée de vie et modèles d'usure

La durée de vie d'un outil est le temps de coupe total nécessaire pour atteindre un critère de durée de vie spécifique. Pour évaluer la durée de vie, on se réfère à une valeur limite d'un critère direct (V_B , V_N , K_T ...). L'analyse de l'endommagement se fait très souvent en considérant l'usure sur la face de dépouille car cette dernière influence directement la qualité de la surface de la pièce. Pour un outil en carbure, les critères suivants sont recommandés par la norme ISO : (a) hauteur moyenne $V_B = 0,3$ mm, (b) hauteur maximale $V_{Bmax} = 0,6$ mm (c) usure en entaille $V_N = 1$ mm (tournage de finition).

A partir des critères d'usure, on établit des modèles de durée de vie. La plus ancienne et la plus utilisée est celle de Taylor (équation 2-01) ou de Taylor modifiée (équation 2-02) :

$$V_c L^n = C_1 \quad (2-01)$$

$$V_c^p f^q w^r L = C_2 \quad (2-02)$$

Ces équations décrivent la relation entre la durée de vie L et les paramètres de coupe comme la vitesse de coupe V_c , l'avance f et la profondeur de passe w ; elles font intervenir des constantes (C_1 , C_2 , n , p , q , r) qui doivent être identifiées expérimentalement pour chaque couple outil/matière considéré et pour chaque procédé d'usinage.

Contrairement aux modèles de durée de vie, les modèles d'usure décrivent le volume de matière perdu dans les zones de contact de l'outil en les reliant à des paramètres physiques comme la température ou les contraintes appliquées sur l'outil. Par exemple, le modèle de Takeyama et Murata ([Take_63]) décrit la formation du cratère par l'action combinée de l'abrasion et de la diffusion :

$$\frac{dW}{dt} = G(V_c, f) + D \exp(-E/RT) \quad (2-04)$$

où dW/dt est le volume de matière perdu par unité de surface de contact et unité de temps, G une fonction de la vitesse de coupe et de l'avance, D une constante, E est l'énergie d'activation du processus, R la constante des gaz parfaits et T la température à l'interface.

D'autres auteurs ([Usui_78, Obik_97]) s'appuient sur la théorie de l'usure par adhésion pour décrire la formation des cratères :

$$\frac{dW}{dt} = A \sigma_n V_i \exp(-B/T) \quad (2-03)$$

où, σ_n la contrainte normale à la face de coupe, V_i la vitesse de glissement du copeau, A et B sont des constantes.

Mais, comme pour les modèles de durée de vie, les modèles d'usure nécessitent la détermination expérimentale de constantes qui dépendent du couple outil/matière et du procédé d'usinage. Pour avoir une approche totalement prédictive et se libérer des constantes non physiques, le modèle d'usure doit inclure la modélisation même du mécanisme d'usure.

Molinari et Nouari ([Moli_02]) ont par exemple proposé un modèle d'usure par diffusion en considérant la température de contact comme le paramètre principal contrôlant la diffusion à l'interface outil/copeau :

$$dM(x, t) = 2 w dx \left[\sqrt{\frac{t}{\pi}} D_{i1}(T_{int}(x)) (C_{i1}^0 - C_{i2}^0) \right] \quad (2-05)$$

où dM est la masse perdue par l'outil à l'instant t à travers un élément de surface de l'outil, x est la distance à partir de la pointe de l'outil, w la profondeur de passe, $T_{int}(x)$ la distribution de la température à l'interface outil-copeau, D_{i1} le coefficient de diffusion de l'espèce i dans l'outil, C_{i1}^0 et C_{i2}^0 les concentrations initiales d'une espèce i dans l'outil et le matériau usiné. Ce modèle d'usure permet de prédire la forme et l'évolution du cratère K au cours de l'usinage :

$$K(x, t) = \frac{2}{\rho_{outil}^0} \sum_{i=1}^n \left[\sqrt{\frac{t}{\pi}} D_{i1}(T_{int}(x)) (C_{i1}^0 - C_{i2}^0) \right] \quad (2-06)$$

où ρ_{outil}^0 est la masse volumique initiale de l'outil et la loi de durée de vie L s'écrit :

$$L = \left(\frac{K_{T(lim)} \rho_{outil}^0 \sqrt{\pi}}{2 \sum_{i=1}^n (C_{i1}^0 - C_{i2}^0) \sqrt{D_{i1}(T_{max})}} \right)^2 \quad (2-07)$$

où T_{max} est la valeur maximale de la température à l'interface et $K_{T(lim)}$ la profondeur limite du cratère au-delà de laquelle l'outil est considéré hors service.

3. Usinage à sec des alliages d'aluminium

3.1. Usinabilité des alliages d'aluminium

Les alliages d'aluminium sont majoritairement usinés à l'aide d'outils en acier rapide, carbure et diamant. Les outils céramiques à base de nitrures de silicium sont peu utilisés à cause de la grande solubilité du silicium dans l'aluminium. Les alliages d'aluminium ont une température de fusion T_f comprise entre 500°C et 600°C et sont de bons conducteurs de chaleur. Comparés aux aciers, les températures et les efforts de coupe sont relativement peu élevés. L'emploi de fluide de coupe permet l'obtention de qualités d'états de surface suffisantes pour ne pas avoir recours aux opérations de finition tels que le meulage ou le polissage. Mais l'absence de lubrification peut avoir des conséquences désastreuses pour l'outil et la pièce.

En usinage à sec, toutes les formes d'usure peuvent exister. Zhang *et al* ([Zhan_01]) ont établi la carte d'usure (en fonction de la vitesse de coupe et de l'avance) d'un foret en acier rapide non revêtu ($W_6Mo_5Cr_4V_2$) de diamètre 5,4 mm en perçage à sec d'un alliage d'aluminium contenant du silicium et du cuivre ($AlSi_9Cu_3$). Les auteurs ont mis en évidence cinq régions différentes correspondantes aux mécanismes d'usure suivants: usure par adhésion, usure par adhésion et abrasion, usure par abrasion, déformation plastique sévère et usure thermique (Figure 2-7).

De façon plus générale, la nature de l'endommagement dépend de la composition de l'alliage, du procédé d'usinage et des conditions de coupe (Tableau 2-1). La formation de cratère par diffusion n'est jamais évoquée et l'usure par abrasion domine lorsque l'alliage contient des éléments durs tels que le silicium, les carbures de silicium ou les oxydes d'aluminium.

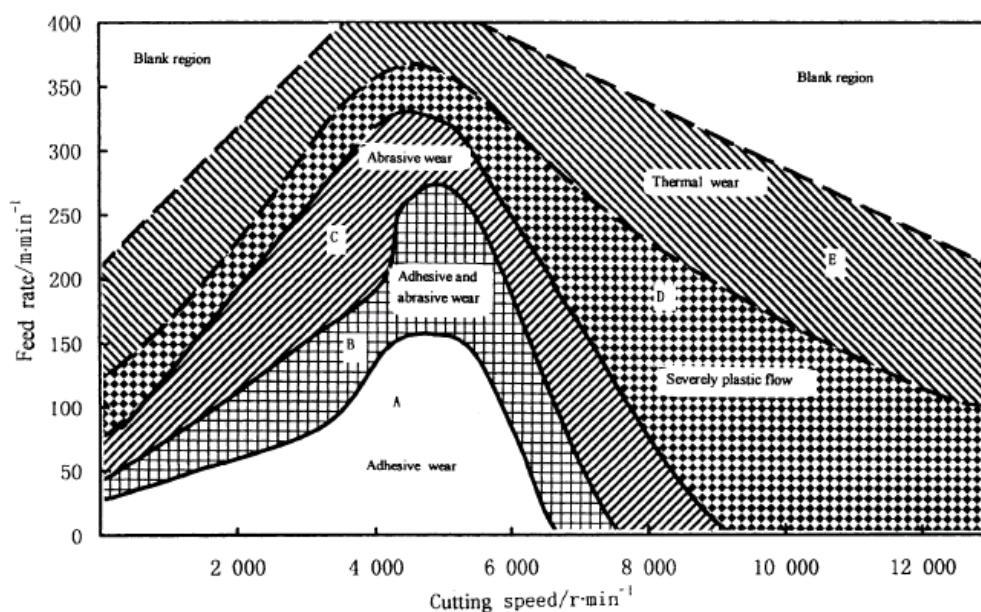


Figure 2-7. Carte de l'usure d'un outil en acier rapide dans le cas du perçage à sec d'un alliage d'aluminium $AlSi_9Cu_3$, [Zhan_01].

Dans la majorité des cas, l'endommagement des outils est causé par des phénomènes d'adhésion au niveau de la face de coupe. Le dépôt peut prendre la forme d'une arête rapportée (BUE), d'une couche adhérente (« Build-Up Layer » ou BUL) ou de copeaux adhérents. Le phénomène d'arête rapportée apparaît principalement dans le domaine des faibles vitesses de coupe et il est favorisé par la présence de certains éléments comme le silicium au sein de la matrice d'aluminium, [Kish_74]. A plus grandes vitesses de coupe, les phénomènes de collage subsistent encore, mais prennent d'abord la forme d'une fine couche adhérente qui, à plus long terme, peut favoriser un dépôt d'aluminium plus important.

Pour des raisons de respect de l'environnement, l'emploi de fluide de coupe dans sa forme classique (arrosage) est petit à petit remplacé par la micro-lubrification (MQL).

L'absence de lubrification peut également être compensée par l'utilisation de géométries d'outils et de conditions de coupe optimisées. L'emploi d'angles de coupe élevés est particulièrement recommandé pour faciliter l'évacuation des copeaux. Les revêtements peuvent aussi représenter une solution au remplacement des fluides de coupe.

Matériau usiné	Outil	Procédé d'usinage	Endommagement, usure	Références
Aluminium pur	Carbure	Coupe orthogonale	Couche adhérente	Kish_74
AA2024 (Al-Cu)	Carbure (revêtu)	Tournage	Arête rapportée, couche adhérente	Carr_02
AA2024 (Al-Cu)	Carbure	Perçage	Arête rapportée, couche adhérente	Giro_02
Al2024 (Al-Cu)	Carbure	Fraisage	Arête rapportée	Kim1_97
ASTM 2014 (Al-Cu)	Carbure	Perçage	Collage	Cold_04
Al-Mg	Carbure	Tournage	Collage	Yous_00
ACP 5080 (Al-Mg)	Acier rapide	Perçage	Copeau adhérent	Kell_02
Al-Si	Carbure	Coupe orthogonale	Arête rapportée	Kish_74
SAE 327 (Al-Si)	Carbure	Perçage	Copeau adhérent	Brag_02
A356 (Al-Si)	Acier rapide	Perçage	Usure en dépouille	Haan_97
Al-Si-Cu	Acier rapide	Perçage	Abrasion, Adhésion, diffusion	Zhan_01
Al-SiC	Carbure	Perçage	Abrasion	Chen_02
Duralcan (A380+SiC)	Diamant	tournage	Abrasion	Andr_00

Tableau 2-1. Endommagements rencontrés lors de l'usinage à sec des alliages d'aluminium.

3.2. Cas de l'alliage d'aluminium AA2024 T351

L'alliage aluminium-cuivre AA2024-T351 (état : trempe, écrouissage et maturation), dont la composition chimique donnée par le Tableau 2-2, est largement employé dans l'industrie aéronautique. La masse volumique, la conductivité thermique et la capacité thermique de cet alliage sont respectivement : 2780 kg/m³, 120 W/m²K et 856 J/kg^oK.

Al	Cr	Cu	Fe	Mg	Mn	Si	Ti	Zn
Bal.	Max 0,1	3,8-4,9	Max 0,5	1,2-1,8	0,3-0,9	Max 0,5	Max 0,15	Max 0,25

Tableau 2-2. Composition chimique (wt. %) de l'AA2024 T351.

Le dépôt qui se forme sur la face de coupe des outils se présente simultanément sous la forme d'une arête rapportée (BUE) et d'une couche adhérente (BUL). Carrilero *et al* ([Carr_02]) ont montré qu'il existe une différence microstructurale entre ces deux dépôts. Dans leur étude expérimentale sur le tournage sans lubrification avec un outil en carbure de tungstène revêtu TiN, les profils EDS (Figure 2-8) mesurés sur la face de coupe des outils indiquent que les pics de cuivre et de fer sont moins intenses pour la couche adhérente (BUL) que pour l'arête rapportée qui possède la même composition que l'alliage de référence. Les auteurs expliquent la différence de composition par la perte des particules intermétalliques (Al,Cu,Fe) de l'alliage au moment de la formation de la couche adhérente. L'élévation de la température conduit à la fusion de l'aluminium qui se dépose sur la face de l'outil pour former la couche tandis que les particules intermétalliques dures sont emportées par le copeau

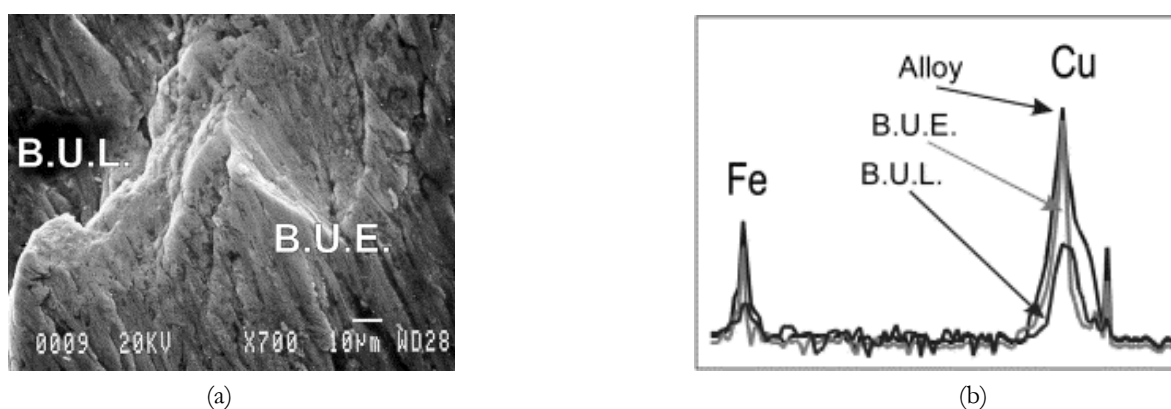


Figure 2-8. Différence entre l'arête rapportée (BUE) et la couche adhérente (BUL) dans le cas de l'usinage de l'AA2024 T351 avec un outil carbure revêtu TiC, $V_c=80$ m/min. (a) Image MEB de la face de coupe après 10 secondes d'usinage. (b) Spectres EDS de la face de coupe de l'outil, [Carr_02].

Bien que les températures atteintes en usinage des alliages d'aluminium soient moins élevées que dans le cas des aciers, on ne peut toutefois pas exclure les phénomènes de diffusion. En effet les températures atteintes peuvent être très proches des 300°C ([Vern_02, Step_92]), valeur proche de $T_f/2$, seuil critique à partir duquel les mécanismes de diffusion s'accroissent. Dans le but de mettre en évidence la diffusion, une pièce cylindrique en AA2024 T351 a été usinée en tournage pendant 20 min avec une plaquette carbure de nuance H13A (K20) à la vitesse de coupe de 100 m/min, avec une avance par tour de 0,4 mm et une profondeur de passe de 3 mm. Après usinage, l'outil fut découpé pour étudier la diffusion des éléments chimiques Al, à travers la section de l'outil grâce à la méthode PIXE (Particle-Induced X-Ray Emission, émission de rayons X induits par particules chargées). Les profils du tungstène et de l'aluminium sont représentés sur la Figure 2-9. La quantité importante d'aluminium au début du profil correspond à la couche d'aluminium adhérente sur la face de coupe.

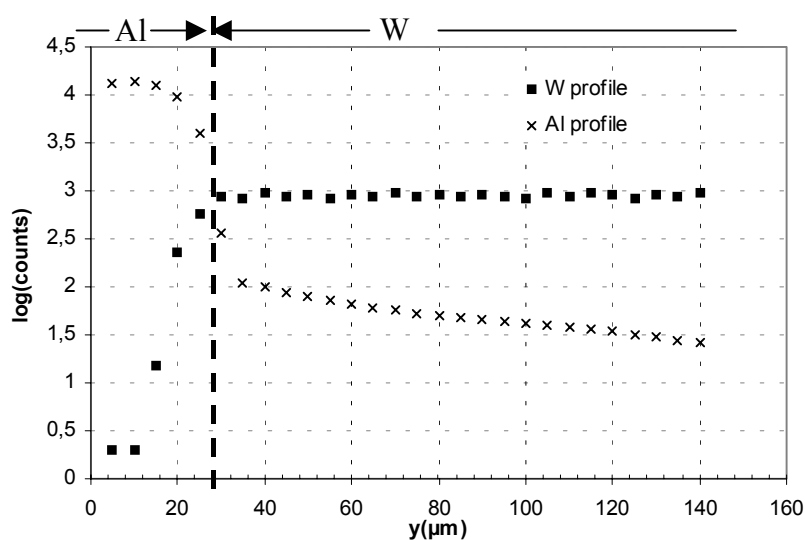


Figure 2-9. Profil de concentrations obtenues par méthode PIXE du tungstène effectué sur la section d'un outil carbure ayant usiné une barre en AA2024 T351, $V_c=100\text{m/min}$, $f=0,4\text{ mm/tr}$, $w=3\text{mm}$, temps d'usinage = 20 min.

Les concentrations de W, Co et Al ont été mesurées à trois profondeurs à partir de la face de coupe (en $y = 60, 90$ et $110\text{ }\mu\text{m}$). Les résultats sont reportés dans le Tableau 2-3. Si nous considérons que l'interface WC/Al est approximativement situé à $30\text{ }\mu\text{m}$ de la surface libre ($y = 0$), nous constatons la présence de l'aluminium jusqu'à $80\text{ }\mu\text{m}$ dans l'outil. Ceci laisse fortement penser que des atomes d'aluminium ont effectivement diffusé dans l'outil.

y(μm)	W (wt %)	Co (wt %)	Al (wt %)
60	89,4	4,6	0,15
90	89,7	4,36	0,056
110	89,3	4,87	0,026

Tableau 2-3. Concentration en profondeur des éléments W, Co et Al dans l'outil WC-Co.

4. Caractérisation de l'endommagement en perçage à sec de l'AA2024 T351

4.1. Perçage et dispositif expérimental

L'opération de perçage, bien que très courante, est certainement l'opération de coupe la plus complexe. Un foret est composé de nombreux paramètres géométriques (angle d'hélice, angle de pointe, épaisseur de l'âme, nombre de lèbres, largeur de listel...) et chaque paramètre affecte la qualité de l'usinage de façon différente. Comme la géométrie varie le long des lèbres (arête de coupe) du foret, les paramètres de coupe comme l'angle de coupe, l'angle de dépouille, l'angle d'obliquité et la profondeur de coupe varient également le long des arêtes de coupe. Par exemple pour un foret hélicoïdal classique, l'angle de coupe est élevé à la périphérie du foret (sa valeur est égale à celle de l'angle d'hélice) et diminue de manière importante, jusqu'à devenir négatif, en se rapprochant de la pointe du foret. De même, la vitesse de coupe est maximale à la périphérie de l'outil et tend vers zéro à la pointe de l'outil. C'est la raison pour laquelle on observe souvent sur la face de coupe des forets des dépôts d'aluminium de nature différente (Figure 2-10). Au centre du foret, vers la pointe de l'outil, là où la vitesse de coupe est faible et les angles de coupe petits, on retrouve la formation d'arête rapportée caractéristique de ces conditions de coupe. Sur le reste de la face de coupe, là où la vitesse et les angles de coupe sont plus élevés le dépôt d'aluminium est moins important.

Les résultats présentés dans ce paragraphe ont été obtenus à l'aide d'un foret carbure adaptée au perçage des alliages d'aluminium (angle d'hélice important). Les essais ont été réalisés sur un banc rigide de perçage grande vitesse d'une puissance maximale de 14 kW et d'une vitesse de rotation maximale de 42 000 tr/min, Figure 2-11. Pour chaque condition de coupe, 500 trous de diamètre 6 mm et d'une profondeur de 25 mm ont été percés sans lubrification.

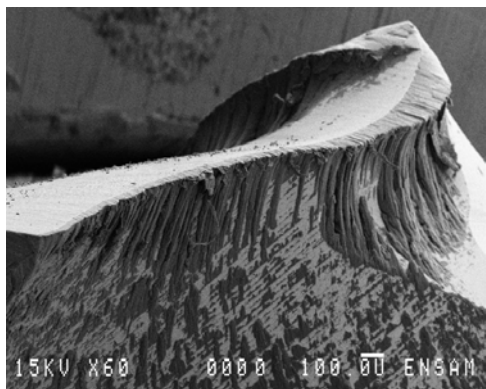


Figure 2-10. Photographie MEB d'un foret

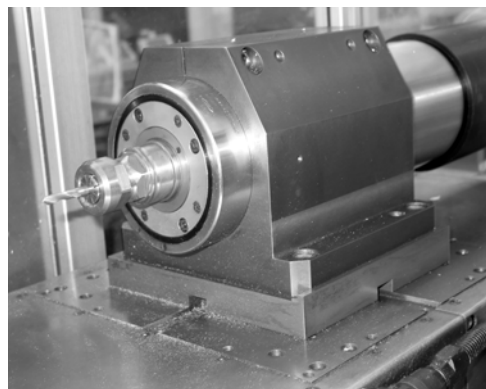


Figure 2-11. Banc de perçage grande vitesse.

4.2. Suivi de l'endommagement

La Figure 2-12 illustre les différentes étapes de l'évolution typique de l'adhésion sur la face de coupe des forets. Dès les premiers trous, le copeau a tendance à coller sur la face de l'outil mais sans que cela ne soit une adhésion forte. Des fragments macroscopiques (copeaux adhérents) sont continuellement formés, puis évacués. Après une dizaine de trous, un dépôt d'aluminium commence à apparaître sur la face de coupe, il est favorisé par les défauts de l'outil par l'affûtage de l'outil. Les conditions de pression et de température dans la zone de contact favorisent la diffusion des atomes d'aluminium vers l'outil et la création de micro-soudures à l'interface. Progressivement, une couche fortement incrustée d'aluminium se forme et s'étend sur l'aire formée par la goujure du foret (Figure 2-12(b)). A ce stade, nous pouvons réellement parler de couche adhérente (BUL). Notons que la couche adhérente est moins significative au niveau de l'arête de coupe de la même façon que les cratères formés par diffusion dans le cas des aciers n'apparaissent qu'à une certaine distance de la pointe de l'outil. Sur les Figures 2-12(e) et 2-12(f), nous observons qu'après un nombre important de trous, l'aluminium se dépose à nouveau de manière importante sur la face de coupe et l'arête de coupe. Ce dépôt est davantage similaire à une arête rapportée. La géométrie du foret est alors modifiée, notamment à la périphérie du foret. L'arête rapportée se développe puis se brise de manière périodique en contribuant à la dégradation de l'état de surface.

Remarque : La détérioration des outils se fait principalement par la présence du collage de l'aluminium, il est donc plus juste de parler d'endommagement que d'usure (terme qui est plus relatif à la perte de matière).

4.3. Influence des conditions de coupe

Les paramètres suivants sont retenus pour évaluer la qualité des trous : la rugosité R_a , l'écart maximal d_{max} et l'écart minimal d_{min} avec le diamètre théorique. Les courbes des Figures 2-13(a), 2-13(c) et 2-13(c) montrent que la rugosité moyenne ainsi que les écarts moyens sur le diamètre calculés sur 500 trous en fonction de la vitesse de coupe et de l'avance par tour. Pour une avance donnée et concernant la rugosité R_a (Figure 2-13(a)) nous observons l'existence d'une vitesse de coupe optimale ($V_c=170$ m/min). Au-dessus de cette vitesse, nous observons une dégradation de la tolérance et de l'état de surface. De même, la rugosité a tendance à augmenter avec l'avance. En particulier, la combinaison d'une grande vitesse de coupe/grande avance (qui produit la plus grande élévation de température) donne une mauvaise qualité des trous. En revanche, la combinaison d'une grande vitesse de coupe/faible avance a un effet bénéfique sur la qualité de l'usinage. Ces conditions induisent une surface et un temps de contact plus court, ce qui ralentit (du moins au début de l'usinage) les mécanismes d'adhésion.

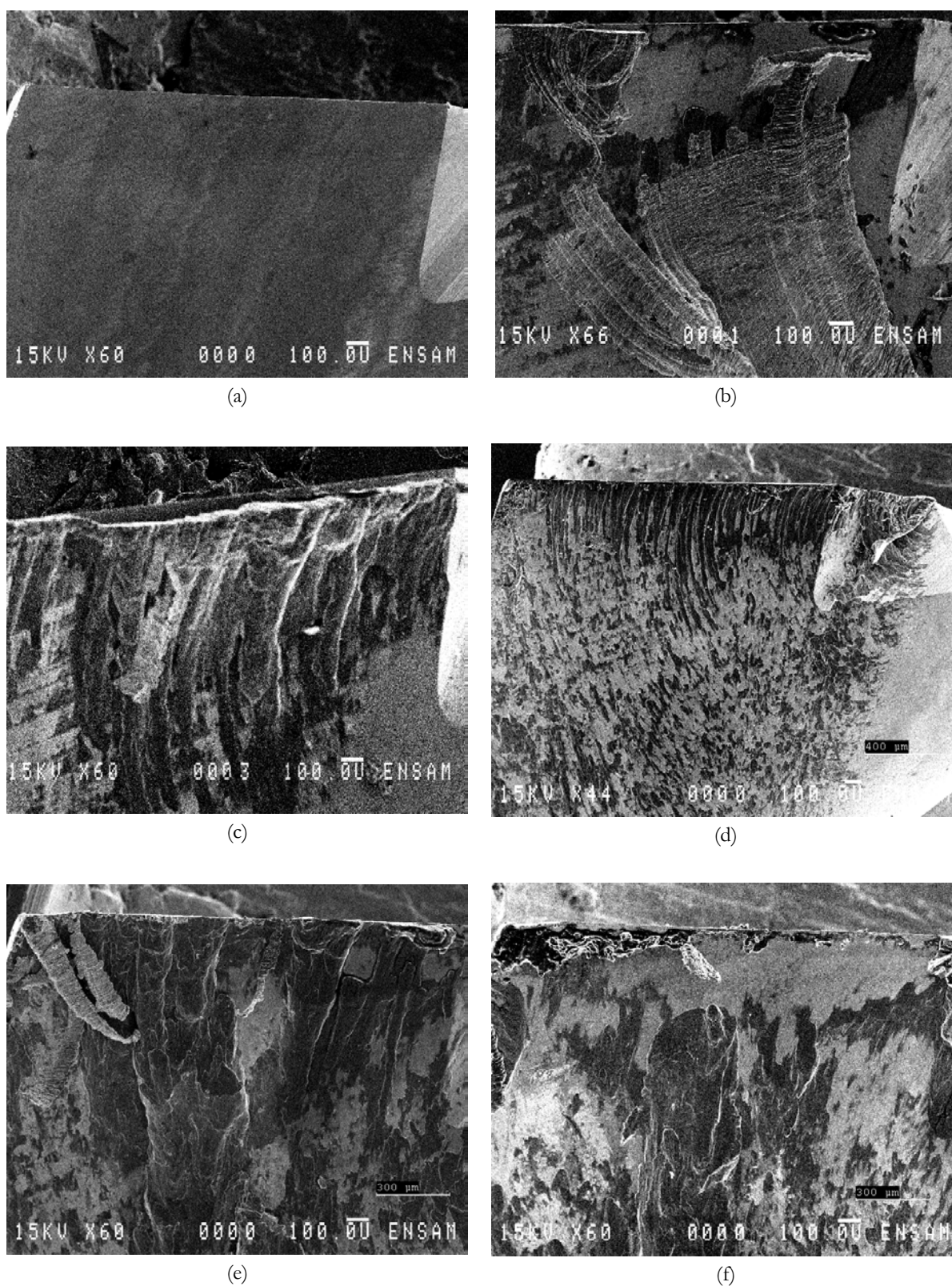


Figure 2-12. Observations au MEB de l'adhésion de l'aluminium sur la face de coupe du foret ayant percé dans les conditions de coupe $V_c=60\text{m/min}$ et $f=0,16\text{ mm/tr}$. (a) outil neuf, (b) après 1 trou, (c) après 10 trous, après 48 trous, (e) après 96 trous, (f) après 200 trous (apparition de l'endommagement).

La durée de vie d'un foret peut être quantifiée via le nombre de trous percés qui respectent un certain nombre de critères de qualité. Les critères choisis ici sont : $R_a < 1 \mu\text{m}$, $d_{\text{max}} < 15 \mu\text{m}$ et $d_{\text{min}} < 5 \mu\text{m}$. Ces valeurs sont courantes dans le domaine de l'aéronautique.

La Figure 2-13(d) présente la durée de vie (nombre de trous) comme une fonction de la vitesse de coupe V_c et de l'avance par tour f . Les durées de vie les plus longues sont obtenues pour la vitesse de coupe $V_c = 60 \text{ m/min}$ et l'avance $f = 0,16 \text{ mm/tr}$. Cette condition de coupe n'est d'ailleurs pas celle qui offre la meilleure qualité de trous. Pour optimiser les conditions de coupe, il faut donc non seulement tenir compte de la qualité de l'usinage, mais aussi de la durée de vie. Il y a une correspondance directe entre la durée de vie et la température. En effet, à partir de $V_c = 60 \text{ m/min}$, nous voyons que la durée de vie décroît avec la vitesse de coupe. Ceci est dû à l'augmentation de la température avec la vitesse de coupe.

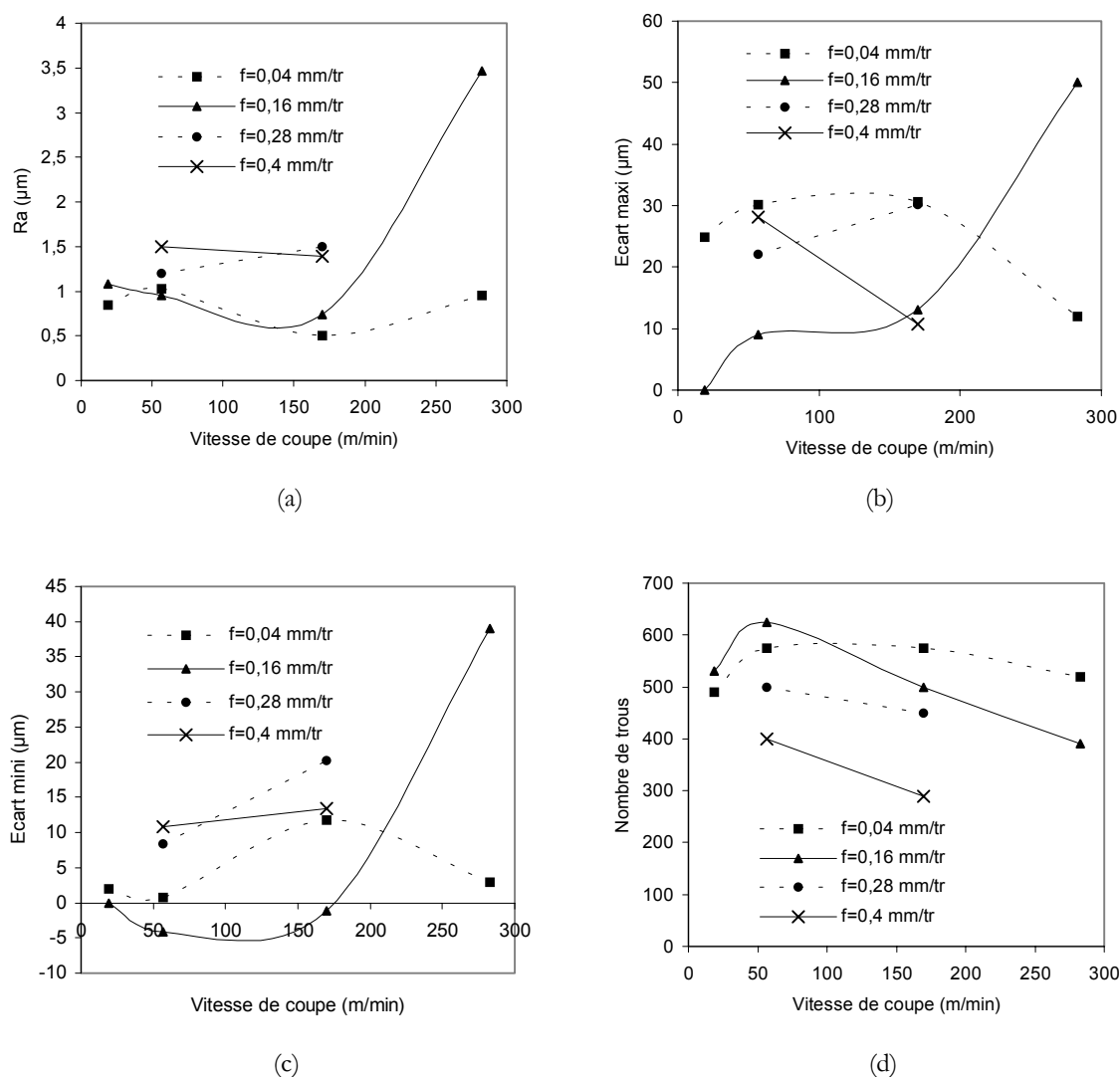


Figure 2-13. Influence des conditions de coupe sur la qualité des trous et la durée de vie des forets. Les moyennes ont été calculées sur 500 trous. (a) R_a moyen, (b) Ecart maximal moyen avec le diamètre nominal. (c) Ecart minimal moyen avec le diamètre nominal. (d) Nombre de trous obtenus avec une qualité aéronautique.

Conclusion

Les mécanismes d'usure des outils de coupe telles que l'adhésion, l'abrasion et la diffusion sont déterminés par les propriétés mécaniques et physico-chimiques de la pièce et de l'outil ainsi que par les conditions de coupe. Les sollicitations sévères qui apparaissent dans les zones de contact outil-copeau et outil-pièce déterminent la qualité de l'usinage et la durée de vie des outils. Les investigations menées sur l'usinage à sec des alliages d'aluminium et en particulier de l'AA2024 montrent que le mécanisme d'endommagement dominant est l'adhésion. La formation d'une couche adhérente et d'une arête rapportée sur la face de coupe l'outil de coupe modifie la géométrie des arêtes de coupe, et par conséquent dégrade la qualité de surface et des tolérances géométriques du produit fini. Des phénomènes de diffusion peuvent également se produire mais n'aboutissent pas à la formation de cratère comme pour les aciers. Dans le cas des alliages d'aluminium, l'analyse et la modélisation des mécanismes d'usure sont très complexes en particulier pour les raisons suivantes :

- les dépôts (couche adhérente et arête rapportée) formés sur la face de coupe des outils sont de nature instable,
- la présence de ce troisième corps modifie sans cesse les conditions tribologiques à l'interface outil-copeau,
- l'adhésion peut être provoquée simultanément par des phénomènes mécaniques et physico-chimiques qui sont encore mal connus,
- il est impossible de proposer des critères directs de durée de vie par observation directe des outils.

La suppression des fluides de coupe dans les opérations d'usinage à sec des alliages d'aluminium nous impose de connaître et maîtriser tous les mécanismes qui conduisent à l'endommagement des outils. Pour optimiser les opérations d'usinage à sec des alliages d'aluminium, il est nécessaire de bien identifier les modes d'usure, de déterminer les conditions de contact qui conduisent à ces mécanismes d'usure et de connaître la relation entre les paramètres de contact et les conditions de coupe. L'idée est de choisir des conditions de coupe qui conduisent à des conditions de contact qui limitent le déclenchement ou l'aggravation des phénomènes d'adhésion.

CHAPITRE III

MODELISATION DU CONTACT A L'INTERFACE OUTIL-COPEAU AU VOISINAGE DE LA POINTE DE L'OUTIL

Introduction

Les sollicitations thermomécaniques au niveau de l'interface outil-copeau jouent un rôle fondamental sur les différents mécanismes d'endommagement. Pour donner une description complète des conditions de contact, les paramètres suivants doivent être connus :

- (1) température à l'interface outil-copeau,
- (2) pression de contact exercée sur la face de coupe de l'outil,
- (3) vitesse de glissement du copeau,
- (4) coefficient de frottement.

Pour maîtriser le processus de coupe et l'usure des outils, il est aussi nécessaire de comprendre les relations qui existent entre ces paramètres ainsi que l'influence exercée par les conditions de coupe sur ces grandeurs. La modélisation est un bon moyen d'atteindre ces objectifs puisqu'elle autorise l'étude paramétrique.

Dans ce troisième chapitre, un modèle analytique de l'écoulement du copeau au voisinage de l'arête de coupe est proposé. Il a pour but de mettre en évidence la relation qui existe entre le frottement, la vitesse de glissement à l'interface outil-copeau, les contraintes appliquées sur l'outil et la géométrie du copeau. La possibilité de déterminer la nature du contact (collant ou glissant) à partir du modèle et de résultats expérimentaux est également explorée.

NOTATIONS

$\underline{\underline{d}}$	tenseur des vitesses de déformation
F_c	effort de coupe
F_t	effort d'avance
F_N	effort normal (à la face de coupe)
F_T	effort tangentiel (à la face de coupe)
l_c	longueur de contact
t_1	épaisseur du copeau non déformé ou avance par tour
t_2	épaisseur du copeau déformé
p	pression hydrostatique
$\underline{\underline{s}}$	tenseur déviatorique
$\underline{\underline{V}}$	champ de vitesse
V_c	vitesse de coupe
V_i	vitesse de glissement à l'interface outil-copeau
V_{cop}	vitesse du copeau
w	épaisseur de coupe
α	angle de coupe
β	angle de frottement
$\bar{\epsilon}$	vitesse de déformation équivalente
ϕ	angle de cisaillement
$\dot{\gamma}$	vitesse de déformation en cisaillement
ψ	fonction de courant
φ	fonction potentiel de vitesses
λ	viscosité dynamique
μ	coefficient de frottement (local)
$\bar{\mu}$	coefficient de frottement apparent
ρ	masse volumique
$\underline{\underline{\sigma}}$	tenseur des contraintes
$\bar{\sigma}$	contrainte équivalente de Von Mises
τ	contrainte de cisaillement

1. Analyse du problème de l'écoulement du copeau

1.1. Géométrie du copeau, vitesse du copeau et vitesse de glissement

L'influence du frottement sur la géométrie du copeau est connue depuis longtemps et les théoriciens ont proposé très tôt d'exprimer l'angle de cisaillement ϕ en fonction de l'angle de coupe α et de l'angle de frottement β par des relations de la forme suivante, [Zvor_1893, Bailey_75] :

$$\phi = A_1 + A_2 (\alpha - \beta) \quad (3-01)$$

Les constantes A_1 et A_2 dépendent du matériau usiné et sont déterminées à partir de données expérimentales. Les modèles mécaniques de la coupe proposent également des solutions analytiques similaires à l'équation (3-01). Les expressions les plus connues sont celles de Merchant ([Merc1_45, Merc2_45], équation 3-02) et de Lee et Shaffer ([Lee_63], équation 3-03) :

$$\phi = \pi / 4 - (\beta - \alpha) / 2 \quad (3-02)$$

$$\phi = \pi / 4 - (\beta - \alpha) \quad (3-03)$$

Ces relations mettent d'abord en évidence l'aspect purement géométrique de la formation du copeau : l'augmentation de l'angle de coupe provoque l'augmentation de l'angle de cisaillement. Elles révèlent ensuite l'influence du contact sur la géométrie du copeau : quand le frottement augmente, l'angle de cisaillement ϕ diminue et par conséquent on observe une augmentation de l'épaisseur du copeau t_2 et une diminution de la vitesse du copeau V_{cop} .

Si les relations précédentes permettent effectivement d'estimer la vitesse du copeau (équation 1-02, Chapitre I), elles n'autorisent cependant pas une description du contact en terme de vitesse de glissement. Nous savons en effet, par la présence de la zone de cisaillement secondaire, que la vitesse matérielle du copeau adjacente à la face de l'outil V_i est différente de la vitesse V_{cop} qui existe dans la partie massive du copeau (cf. section 4.2, Chapitre I). Bien qu'il soit courant de supposer un contact collant ($V_i=0$) au voisinage de la pointe de l'outil, certains auteurs admettent au contraire que le copeau glisse sur l'outil dans cette zone, [Doyl_79, Madh_02]. Tay *et al* ([Tay_76]) supposent par exemple que la matière entre dans la zone de cisaillement secondaire avec une vitesse égale à $V_{cop}/3$ puis augmente uniformément jusqu'à la fin du contact en atteignant la vitesse du copeau V_{cop} tel que :

$$V_i(x) = \frac{1}{3} V_{cop} \sqrt{1 + \frac{8x}{l_c}} \quad (3-04)$$

où x représente la distance à partir de la pointe de l'outil et l_c la longueur de contact.

Dans ce chapitre, nous nous proposons d'établir une relation entre l'angle de cisaillement, l'angle de coupe et le frottement comme dans le cas des équations (3-01) à (3-03), mais en y intégrant en plus la vitesse de glissement V_f . Pour atteindre notre but, nous nous appuyons sur les propriétés viscoplastiques de l'écoulement de la matière dans le voisinage de la pointe de l'outil.

1.2. Ecoulement viscoplastique dans le copeau

Depuis les travaux de Trent et Wright ([Tren_63, Wrig_79, Wrig_82]) nous connaissons les propriétés viscoplastiques de la matière dans la zone de cisaillement secondaire. Trent ([Tren_63]) indique que dans cette zone la déformation se fait sans écrouissage et que le comportement du matériau est plus proche du comportement d'un fluide visqueux que d'un solide classique. Wright ([Wrig_79, Wrig_82]) précise que les principes de la mécanique des fluides peuvent être appliqués pour décrire l'écoulement de la matière dans la zone de cisaillement secondaire. En effet, comme le montre la Figure 3-1, l'allure asymptotique des lignes de déformations adjacentes à la face de l'outil rappellent l'écoulement d'un fluide visqueux dans une couche limite.

Certains auteurs ont effectivement appliqué les principes de la mécanique des fluides pour tenter de comprendre les mécanismes dans la zone de cisaillement secondaire ([DeSa_68, Jack_82, Elza_86, Mari_96, Kim_95]). Par exemple, Jackson et Wright ([Jack_82]) et Marinov *et al* ([Mari_96, Kim_95]) ont exploité la solution d'Olroyd ([Olro_46]) qui décrit l'écoulement d'un fluide de Bingham autour d'une lame pour déterminer le profil de la pression à l'interface outil-copeau ou de prédire l'épaisseur moyenne δ de la zone de cisaillement secondaire.

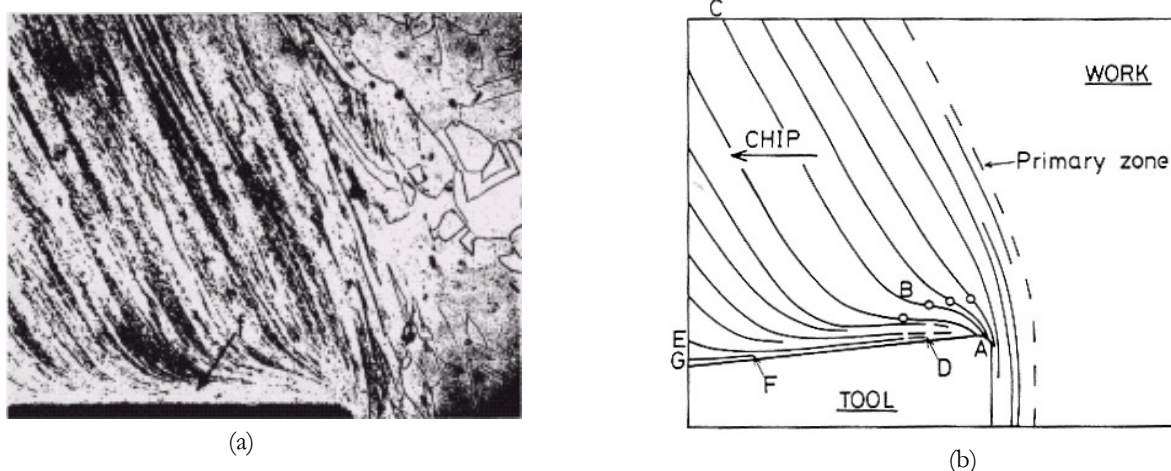


Figure 3-1. Section polie d'un copeau obtenu par quick-stop montrant l'intense déformation de la matière adjacente à la face de coupe et schématisation, [Wrig_79].

2. Modélisation de l'écoulement du copeau au voisinage de la pointe de l'outil

2.1. Principe

Nous traitons le cas de la coupe orthogonale avec l'hypothèse d'un copeau continu et considérons la coupe comme étant un processus stationnaire. Pour étudier le champ des vitesses au voisinage de la pointe de l'outil, nous assimilons l'écoulement du copeau à celui d'un fluide viscoplastique autour d'un obstacle (Figure 3-2).

La vitesse d'un point matériel M se décompose dans le repère fixe lié à la pointe de l'outil $(0, \underline{x}, \underline{y})$ et dans le repère local $(M, \underline{e}_r, \underline{e}_\theta)$ comme suit :

$$\begin{cases} \underline{V} = V_x \underline{x} + V_y \underline{y} \\ \underline{V} = V_r \underline{e}_r + V_\theta \underline{e}_\theta \end{cases} \quad (3-05)$$

La matière arrive dans la zone de cisaillement primaire avec une la vitesse de coupe V_c et elle en ressort avec la vitesse de glissement à l'interface outil-copeau V_i . Les conditions aux limites s'expriment alors :

$$\begin{cases} \underline{V} = -V_c \underline{e}_r & \text{en } \theta = 0 \\ \underline{V} = V_i \underline{e}_\theta & \text{en } \theta = \alpha + \pi/2 \end{cases} \quad (3-06)$$

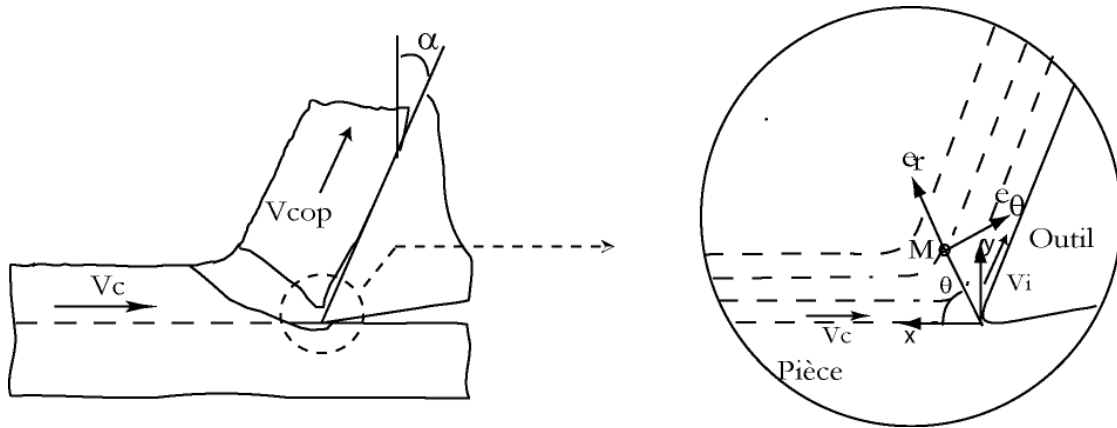


Figure 3-2. Schématisation de l'écoulement au voisinage de la pointe de l'outil.

2.2. Equations de base du modèle

D'un point de vue rhéologique, il semble acceptable de considérer le matériau comme un fluide visqueux dont le comportement dépend principalement de la vitesse de déformation. En effet, il a été démontré ([Camp_79]) que la contrainte d'écoulement augmente rapidement avec la vitesse de déformation (cf. Figure 1-15, Chapitre I) dans le domaine des hautes températures et des grandes vitesses de déformation, pour des valeurs proches de celles rencontrées en usinage, et que le comportement du matériau peut être décrit par un comportement semblable à celui d'un fluide viscoplastique. Ainsi, nous supposons que la loi de comportement est de la forme :

$$\underline{\underline{s}} = 2\lambda(\bar{\underline{\underline{\varepsilon}}}) \underline{\underline{d}} \quad (3-07)$$

où $\underline{\underline{s}}$ est la composante déviatorique du tenseur des contraintes $\underline{\underline{\sigma}}$, $\underline{\underline{d}}$ le tenseur des vitesses de déformation et λ la viscosité dynamique :

$$\underline{\underline{\sigma}} = \underline{\underline{s}} - p \underline{\underline{I}} \quad (3-08)$$

$$\underline{\underline{d}} = \frac{1}{2} (\underline{\underline{\text{grad}}}(\underline{\underline{V}}) + {}^T \underline{\underline{\text{grad}}}(\underline{\underline{V}})) \quad (3-09)$$

$$\bar{\underline{\underline{\varepsilon}}} = \left(\frac{2}{3} \underline{\underline{d}}_{ij} \underline{\underline{d}}_{ij} \right)^{1/2} \quad (3-10)$$

avec p la pression hydrostatique et $\bar{\underline{\underline{\varepsilon}}}$ la vitesse de déformation équivalente. La condition d'incompressibilité nous donne :

$$\text{tr } \underline{\underline{d}} = d_{ii} = 0 \quad (3-11)$$

Les tenseurs des vitesses de déformation et des contraintes prennent alors les formes suivantes :

$$\underline{\underline{d}} = \begin{pmatrix} 0 & \dot{\gamma} & 0 \\ \dot{\gamma} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{pmatrix}_{\underline{\underline{e_r}}, \underline{\underline{e_\theta}}, \underline{\underline{z}}} \quad \text{et} \quad \underline{\underline{\sigma}} = \begin{pmatrix} -p & \tau & 0 \\ \tau & -p & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{pmatrix}_{\underline{\underline{e_r}}, \underline{\underline{e_\theta}}, \underline{\underline{z}}} \quad (3-12)$$

La fonction de courant ψ est définie par :

$$\left\{ \begin{array}{ll} V_x = \frac{\partial \psi}{\partial y} & \text{et} \quad V_y = -\frac{\partial \psi}{\partial x} \\ V_r = \frac{1}{r} \frac{\partial \psi}{\partial \theta} & \text{ou} \quad V_\theta = -\frac{\partial \psi}{\partial r} \end{array} \right. \quad (3-13)$$

L'équation d'équilibre s'exprime alors :

$$\underline{\text{div}}(\underline{\underline{s}}) - \underline{\text{grad}}(p) = \underline{0} \quad (3-14)$$

Et en introduisant la loi de comportement donné par l'équation (3-07) :

$$2\lambda(\bar{\underline{\underline{\varepsilon}}})\underline{\text{div}}(\underline{\underline{d}}) + 2\underline{\underline{d}}\underline{\text{grad}}(\lambda(\bar{\underline{\underline{\varepsilon}}})) - \underline{\text{grad}}(p) = \underline{0} \quad (3-15)$$

En éliminant la pression p dans (3-15) par l'application de l'opérateur rotationnel, on obtient l'équation du problème à résoudre (équation de Navier-Stokes généralisée) en fonction de ψ :

$$\lambda \Delta^2 \psi + 2\lambda_{,x}(\psi_{,xxx} + \psi_{,xyy}) + 2\lambda_{,y}(\psi_{,yyy} + \psi_{,yxx}) + \lambda_{,xx}(\psi_{,xx} - \psi_{,yy}) - \lambda_{,yy}(\psi_{,xx} - \psi_{,yy}) + 4\lambda_{,xy}\psi_{,xy} = 0$$

$$\text{avec} \quad \Delta^2 \psi = \left(\frac{\partial^2}{\partial x^2} + \frac{\partial^2}{\partial y^2} \right)^2 \psi \quad (3-16)$$

En fait, Campbell et Fergusson ([Camp_79]) ont montré (à température élevée et à grandes vitesses de déformation) que la matière se comporte comme un fluide de Bingham dont la loi de comportement peut s'exprimer de la façon suivante :

$$\begin{cases} \lambda(\bar{\underline{\underline{\varepsilon}}}) = \lambda_0 + \frac{\tau_0}{\sqrt{3}\bar{\underline{\underline{\varepsilon}}}} \\ \tau = \tau_0 + 2\lambda_0 \dot{\gamma} \end{cases} \quad (3-17)$$

En choisissant ce comportement, l'équation (3-16) devient:

$$\lambda_0 \Delta^2 \psi + \tau_0 \left[\left(\frac{\partial^2}{\partial x^2} - \frac{\partial^2}{\partial y^2} \right) \frac{1}{\sqrt{3}\bar{\underline{\underline{\varepsilon}}}} (\psi_{,xx} - \psi_{,yy}) + 4 \frac{\partial^2}{\partial xy} \left(\frac{1}{\sqrt{3}\bar{\underline{\underline{\varepsilon}}}} \psi_{,xy} \right) \right] = 0 \quad (3-18)$$

$$\text{où} \quad \bar{\underline{\underline{\varepsilon}}} = \frac{1}{\sqrt{3}} \left[\left(\frac{\partial^2}{\partial x^2} \psi - \frac{\partial^2}{\partial y^2} \psi \right)^2 + 4 \left(\frac{\partial^2}{\partial xy} \psi \right)^2 \right]^{\frac{1}{2}} \quad (3-19)$$

L'équation (3-18) reste cependant complexe. Nous pouvons néanmoins simplifier le problème si l'on se restreint à chercher une solution au voisinage de la pointe de l'outil.

3. Solution au voisinage de la pointe de l'outil

Des études menées dans le domaine du soudage par explosion ([Robi_75]) montrent que lorsque les vitesses de déformation sont très élevées (aux alentours de 10^6 à 10^7 s⁻¹), le terme lié à la vitesse de déformation dans l'équation (3-17) prédomine sur la valeur de τ_0 si bien que le comportement peut être assimilé à celui d'un fluide newtonien.

En usinage, l'analyse des zones de cisaillement primaire et secondaire montre que les vitesses de déformations sont maximales au voisinage de la pointe de l'outil. Nous supposons donc que dans cette zone très proche de la pointe de l'outil, le matériau se comporte comme un fluide newtonien en suivant la loi de comportement :

$$\begin{cases} \lambda(\bar{\epsilon}) = \lambda_0 \\ \tau = 2 \lambda_0 \dot{\gamma} \end{cases} \quad (3-20)$$

En prenant ce comportement, l'équation (3-16) se réduit alors à l'équation biharmonique :

$$\Delta^2 \psi = 0 \quad (3-21)$$

3.1. Détermination de la fonction de courant et du champ des vitesses

Nous cherchons une solution de l'équation (3-21) de la forme :

$$\psi(r, \theta) = r (C \sin \theta + D \theta \cos \theta + E \theta \sin \theta) \quad (3-22)$$

Les conditions aux limites (3-06) permettent de trouver les constantes C, D et E :

$$\left\{ \begin{array}{l} C = \frac{-(\alpha + \pi/2) \cos \alpha V_i + (\alpha + \pi/2)^2 V_c}{\cos^2 \alpha - (\alpha + \pi/2)^2} \\ D = \frac{(\alpha + \pi/2) \cos \alpha V_i - \cos^2 \alpha V_c}{\cos^2 \alpha - (\alpha + \pi/2)^2} \\ E = \frac{(\cos \alpha + (\alpha + \pi/2) \sin \alpha) V_i - (\alpha + \pi/2 + \cos \alpha \sin \alpha) V_c}{\cos^2 \alpha - (\alpha + \pi/2)^2} \end{array} \right. \quad (3-23)$$

Le champ des vitesses est déterminé à partir des équations (3-13) et (3-22) et l'on obtient la solution :

$$V_r(r, \theta) = C \cos \theta + D (\cos \theta - \theta \sin \theta) + E (\sin \theta + \theta \cos \theta) \quad (3-24)$$

$$V_\theta(r, \theta) = -\left(C \sin \theta + D \theta \cos \theta + E \theta \sin \theta\right) \quad (3-25)$$

On notera que la vitesse ne dépend pas de r .

3.2. Vitesse de déformation et contraintes

A partir du champ des vitesses, nous pouvons calculer la vitesse de déformation $\dot{\gamma}$ en tout point au voisinage de l'arête ainsi que les contraintes définies par τ et p .

L'équation (3-09) nous donne l'expression de la vitesse de déformation :

$$\dot{\gamma}(r, \theta) = \frac{1}{r} (-D \sin \theta + E \cos \theta) \quad (3-26)$$

et avec l'équation (3-20) traduisant la loi de comportement :

$$\tau(r, \theta) = \frac{2\lambda_0}{r} (-D \sin \theta + E \cos \theta) \quad (3-27)$$

Grâce à l'équation (3-14) et (3-09), on établit le système à résoudre suivant :

$$\left\{ \begin{array}{l} \frac{\partial p}{\partial r} = \frac{1}{r} \frac{\partial \tau}{\partial \theta} \\ \frac{\partial p}{\partial \theta} = r \frac{\partial \tau}{\partial \theta} + 2\tau \end{array} \right. \quad (3-28)$$

dont la solution est :

$$p(r, \theta) = \frac{2\lambda_0}{r} (D \cos \theta + E \sin \theta) + p_0 \quad (3-29)$$

Remarque : p_0 est une constante d'intégration qui peut être considérée comme une précontrainte dans le matériau que l'on choisit égale à zéro ($p \rightarrow p_0$ quand $r \rightarrow \infty$).

4. Vitesse de glissement et loi de frottement

4.1. Nature du contact à l'interface outil-copeau

Distinguons maintenant les deux types de contact qui peuvent exister à l'interface outil-copeau : le contact collant ($V_i = 0$) et le contact glissant ($V_i \neq 0$). Contrairement au contact collant où l'on a une valeur précise de V_i , il faut définir une condition supplémentaire pour déterminer la valeur de V_i dans le cas du contact glissant. Considérons dans un premier temps que le contact est glissant parfait, c'est à dire sans déformation à l'interface outil-copeau, cela se traduit par la condition suivante :

$$\tau(r, \alpha + \pi/2) = 0 \quad (3-30)$$

Nous obtenons alors grâce à l'équation (3-27) l'expression de V_i pour un contact glissant parfait :

$$V_i = V_c \frac{\cos \alpha + (\alpha + \pi/2) \sin \alpha}{\alpha + \pi/2 + \cos \alpha \sin \alpha} \quad (3-31)$$

Nous avons vu les deux cas extrêmes : le contact collant ($V_i=0$) et le contact glissant parfait (équation (3-31)). En réalité, la vitesse de glissement à l'interface V_i se trouve probablement entre les deux valeurs.

Considérons maintenant le coefficient de frottement local μ . En supposant que le contact est de type Coulomb, la contrainte de cisaillement à l'interface outil-copeau ($\theta=\alpha+\pi/2$) est liée à la pression de contact tel que :

$$\tau(r, \alpha + \pi/2) = -\mu p(r, \alpha + \pi/2) \quad (3-32)$$

Cette relation traduit le fait que le long de la face de coupe la contrainte de cisaillement soit proportionnelle à la pression de contact. Nous avons vu dans le Chapitre I que cette tendance était observée expérimentalement par certains auteurs ([Lee_95]), en particulier pour l'aluminium (Figure 1-19 et 1-20, Chapitre I).

Grâce à l'équation (3-32) nous définissons la vitesse de glissement à l'interface outil-copeau V_i comme une fonction du coefficient de frottement μ et de l'angle de coupe α :

$$V_i = V_c \frac{\cos \alpha (1 - \mu (\alpha + \pi/2)) + (\alpha + \pi/2) \sin \alpha}{\alpha + \pi/2 + \cos \alpha \sin \alpha - \mu \cos^2 \alpha} \quad (3-33)$$

Nous voyons également que la valeur de V_i dépend directement de la valeur de V_c . Une vitesse de coupe élevée contribuera donc à augmenter la valeur de V_i et donc à favoriser le glissement du copeau à l'interface.

Remarque : L'équation (3-33) donne une expression plus générale de V_i qui inclut les deux cas limites à savoir le contact collant et le contact glissant parfait (sans frottement). En effet :

(a) Si $\mu = 0$, on retrouve le cas du contact glissant sans frottement et la vitesse de glissement V_i prend donc l'expression de l'équation (3-31).

(b) On retrouve le cas du contact collant ($V_i = 0$) en choisissant $\mu = \mu_0$ avec

$$\mu_0 = \frac{\cos \alpha + (\alpha + \pi/2) \sin \alpha}{(\alpha + \pi/2) \cos \alpha} \quad (3-34)$$

Dans la suite, nous prendrons donc pour expression de V_i l'équation (3-33) avec $0 \leq \mu \leq \mu_0$.

Il est ainsi possible de représenter l'évolution de la vitesse de glissement V_i en fonction de l'angle de coupe α et du coefficient de frottement μ (Figure 3-3). Lorsque le coefficient de frottement augmente, la vitesse de glissement du copeau à l'interface diminue et atteint zéro pour $\mu = \mu_0$. Dans le cas du contact glissant parfait ($\mu=0$), la vitesse de glissement à l'interface peut être assimilée à la vitesse du copeau massif V_{cop} .

Le modèle fait aussi ressortir l'influence de l'angle de coupe sur le frottement : lorsque α augmente, la valeur de μ augmente également. Cette tendance est en accord avec les travaux de Bailey ([Bail_75]).

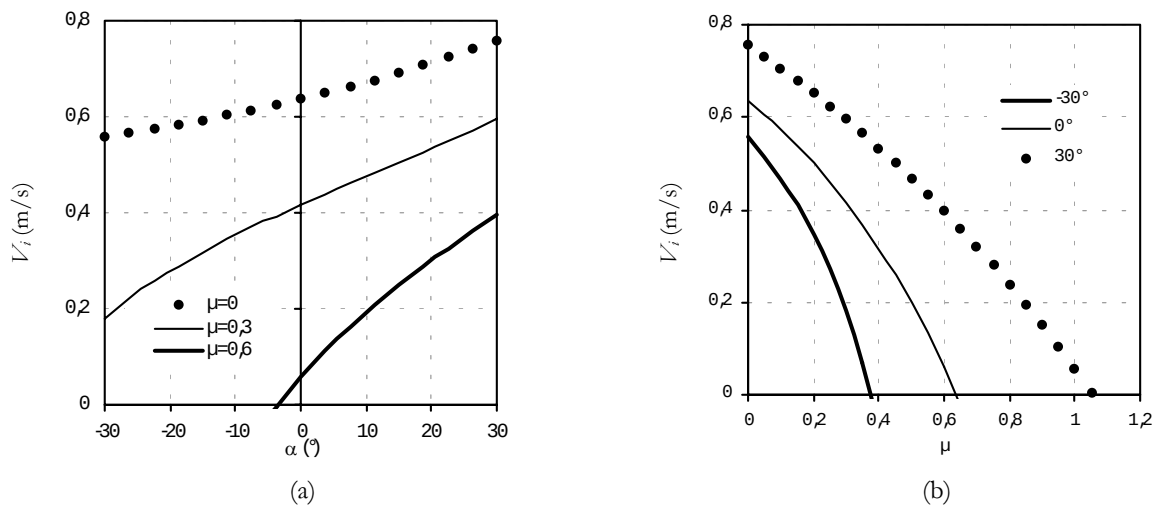


Figure 3-3. Evolution de la vitesse de glissement V_i en fonction (a) de l'angle de coupe et (b) du coefficient de frottement μ , $V_c = 1$ m/s.

4.3. Pression à l'interface outil-copeau

La pression de contact p à l'interface outil-copeau est obtenue en prenant $\theta = \alpha + \pi/2$ (face de coupe de l'outil) dans l'expression de l'équation (3-29) :

$$p(r) = \frac{2 \lambda_0 V_c \cos \alpha}{r (\cos \alpha \sin \alpha + \pi / 2 - \mu \cos^2 \alpha)} \quad (3-35)$$

r représente ici la distance par rapport à la pointe de l'outil.

La pression de contact ainsi trouvée est une fonction des conditions de coupe à travers la vitesse de coupe V_c et l'angle de coupe α , du comportement du matériau à travers le coefficient de viscosité λ_0 , et du contact à l'interface par l'intermédiaire du coefficient de frottement μ .

Nous obtenons un profil de la pression de contact décroissant avec un maximum à la pointe de l'outil (Figure 3-4). Un contact glissant (faible valeur de μ) s'accompagne d'une baisse de la pression tandis qu'un contact collant ($\mu = \mu_0$) correspond à une pression plus élevée. L'augmentation de l'angle de coupe a tendance à faire diminuer la pression, ce résultat monte bien que l'utilisation d'angle coupe élevé facilite l'écoulement du copeau à la surface de l'outil. Comme le comportement newtonien établit une relation proportionnelle entre la contrainte et la vitesse de déformation, nous observons une chute rapide de la pression avec r . La pression dépend également de la viscosité dynamique. Il existe malheureusement très peu de données expérimentales concernant λ_0 (aucunes pour l'AA2024). On estime λ_0 à 1000 Pa.s (à 220°C) pour un acier doux ([Camp_70]), à 5700 Pa.s (à 350°C) pour l'aluminium pur ([Kim_95]) et à 50 Pa.s pour le cuivre ([Robi_75]). La détermination de λ_0 doit s'effectuer dans le domaine des très grandes vitesses de déformation et pour différentes températures, ce qui permettrait en particulier de prendre en compte l'effet de l'adoucissement thermique sur la valeur de la pression.

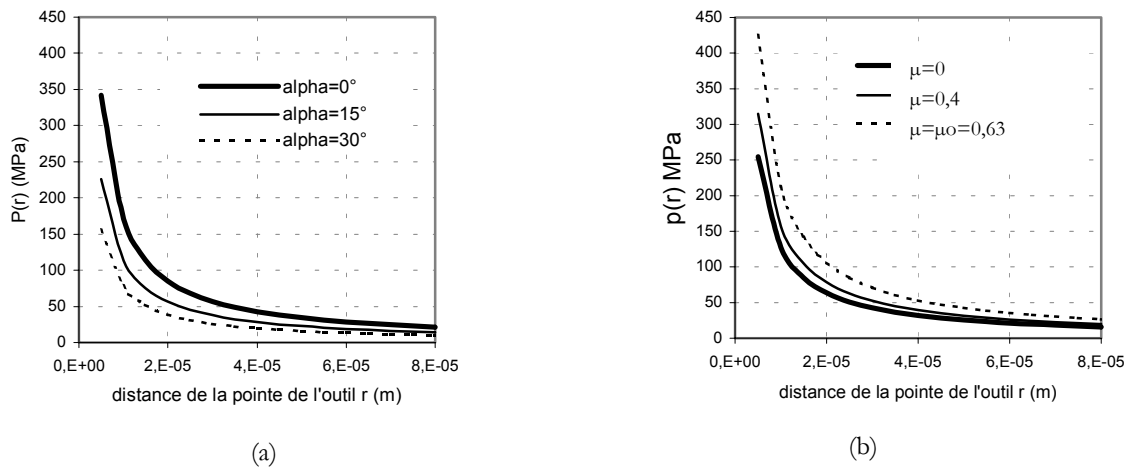


Figure 3-4. Pression sur la face de coupe au voisinage de l'arête de coupe, $\lambda_0 = 2000$ Pa.s (valeur arbitraire), $V_c = 1$ m/s. (a) Effet de l'angle de coupe, $\mu = 0.4$. (b) Effet du coefficient de frottement, $\alpha = 0^\circ$.

5. Angle de cisaillement

5.1. Lignes de courant

La ligne de courant représente l'ensemble des points tel que $\Psi = K = \text{cste}$ où ψ est la fonction de courant définie en (3-10) qui, exprimée en coordonnées cartésiennes, devient :

$$\psi(x, y) = (C y + D x \arctan(y/x) + E y \arctan(y/x)) = K \quad (3-36)$$

Loin de la pointe de l'outil, dans le copeau non déformé (c'est-à-dire quand x tend vers l'infini), l'équation (3-36) est également vérifiée :

$$\lim_{x \rightarrow +\infty, y=h} \psi(x, y) = K \quad (3-37)$$

où h est la distance par rapport à l'axe des abscisses (cf. Figure 3-5). Le calcul de la limite donne la valeur de la constante K :

$$K = (C + D)h = -V_c h \quad (3-38)$$

En résumé, l'équation d'une ligne de courant dont un point est situé à une hauteur h de l'axe des x dans le copeau non déformé vérifie la fonction implicite :

$$\psi = -V_c h \quad (3-39)$$

En faisant varier h et en traçant les lignes de courants, nous décrivons complètement l'écoulement de la matière autour de la pointe de l'outil (Figures 3-5(a) et 3-5(b)).

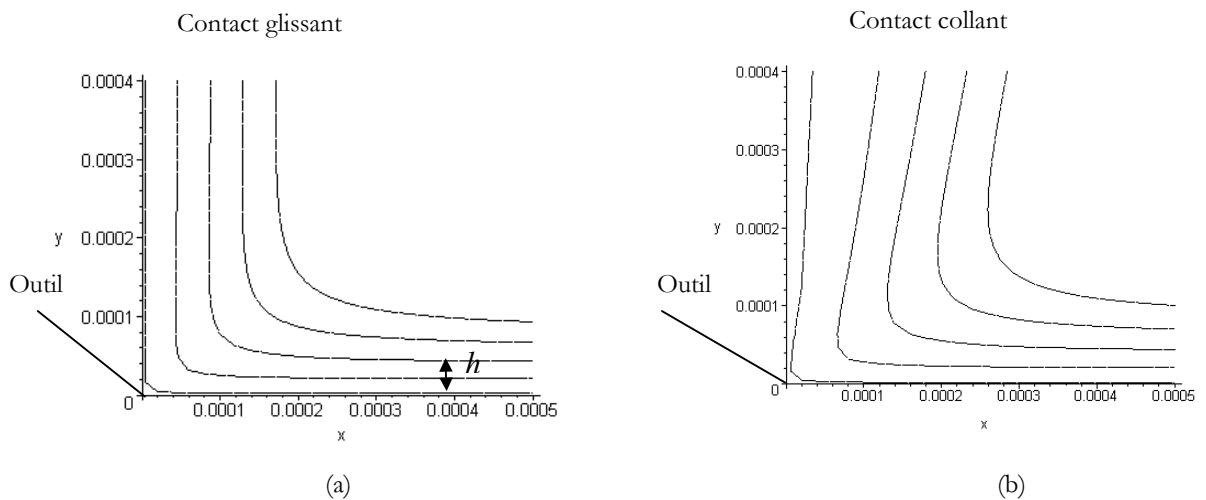


Figure 3-5. Représentation des lignes de courant, $V_c = 1\text{m/s}$, $\alpha = 0^\circ$ (a) $\mu=0,3$, (b) $\mu= 0,63$ ($V_i=0$).

Si l'on prend un coefficient de frottement faible, on favorise le glissement du copeau sur la face de coupe, le cisaillement de la matière dans la zone adjacente à la face du copeau est alors négligeable et cela se traduit par des lignes de courant parallèles à la surface de l'outil, Figure 3-5(a). Le coefficient de frottement nul traduit le glissement parfait et donc l'absence de zone de cisaillement secondaire. En revanche, en choisissant un coefficient de frottement élevé (dont le maximum est μ_0), on diminue la vitesse de glissement et on favorise le cisaillement au voisinage de la face de coupe, Figure 3-5(b). Les lignes de courant ne sont plus parallèles à la face de coupe et la zone de cisaillement secondaire apparaît de façon explicite. Cela donne même l'impression de stagnation de matière semblable à une arête rapportée (zone morte). Ce résultat est très proche de celui obtenu par Kim et Marinov ([Kim2_97]) qui ont modélisé la formation de copeau par la méthode des éléments finis en considérant un comportement visqueux (semblable à un fluide de Bingham) et en faisant l'hypothèse du contact collant. Par cette approche, les auteurs ont révélé le caractère viscoplastique de la formation de l'arête rapportée.

Comme la vitesse $\underline{V}$ ne dépend pas explicitement de la coordonnée polaire r , faire varier l'angle θ dans l'expression de $\underline{V}$ revient à suivre son évolution le long d'une ligne de courant.

La Figure 3-6 représente l'évolution de la vitesse (norme de $\underline{V}$) le long d'une ligne de courant. Loin de la face de coupe, dans le copeau non déformé, la vitesse est égale à la vitesse de coupe V_c ($\theta=0$) et à l'interface outil-copeau elle prend la valeur de V_i ($\theta=\alpha+\pi/2$). Nous voyons également sur les courbes que la vitesse passe par un minimum qui correspond au changement de direction de la vitesse le plus intense. Ce minimum varie en fonction de l'angle de coupe et en fonction du coefficient de frottement.

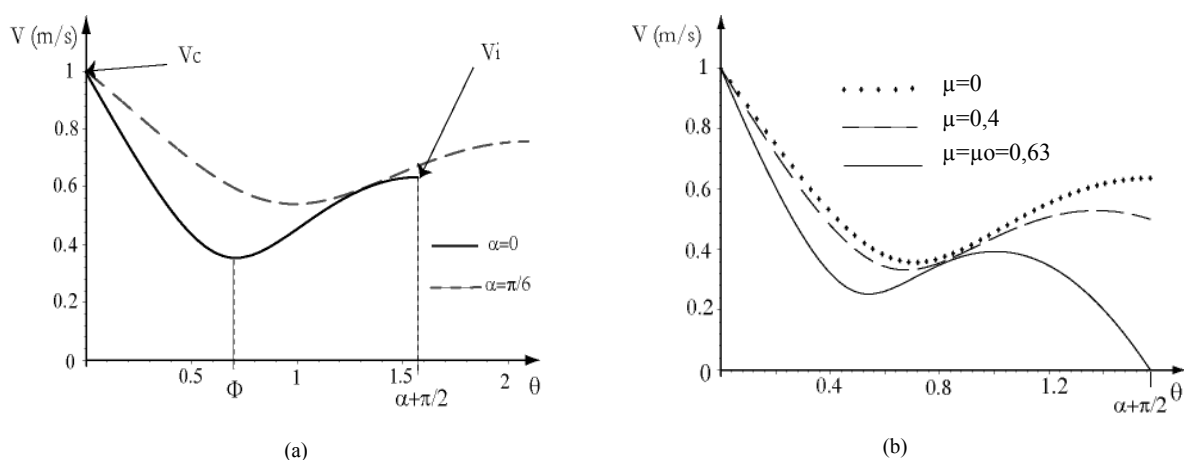


Figure 3-6. Valeur de la norme de la vitesse le long des lignes de courant, $V_c = 1\text{m/s}$. (a) Effet de l'angle de coupe α , $\mu = 0$. (b) Effet du coefficient de frottement μ , $\alpha = 0^\circ$.

5.2. Définition de l'angle de cisaillement ϕ

L'angle de cisaillement ϕ est un paramètre fondamental en usinage. Toutes les théories sur la coupe des métaux font intervenir l'angle de cisaillement dans leurs équations. En fait, une fois sa valeur déterminée, tous les autres paramètres de la coupe peuvent être prédits et par conséquent, on obtient une information assez complète sur la formation du copeau. Comme dans d'autres travaux ([Stev_70, Leop_00]), nous regardons l'angle de cisaillement comme le lieu du changement le plus intense de la vitesse le long des lignes de courant. L'angle θ qui correspond au minimum de la valeur vitesse le long des lignes est donc considéré comme l'angle de cisaillement. Comme le montre la Figure 3-7, cela revient à déterminer le lieu où $V_r = 0$ (cela correspond aussi au maximum de V_θ). En d'autre terme, le plan de cisaillement est le lieu géométrique correspondant aux points où la fonction potentiel ϕ s'annule.

$$\text{avec } V_r = \frac{\partial \phi}{\partial r} \quad \text{et} \quad V_\theta = -\frac{1}{r} \frac{\partial \phi}{\partial \theta} \quad (3-40)$$

L'angle de cisaillement ϕ vérifie alors l'équation suivante :

$$C + D(1 + \phi \tan \phi) + E(\phi - \tan \phi) = 0 \quad (3-41)$$

Comme les paramètres α et μ sont inclus dans les variables C , D et E , l'équation (3-41) exprime donc la relation qui existe entre l'angle de cisaillement, l'angle de coupe et le coefficient de frottement comme dans les équations (3-01), (3-02) et (3-03).

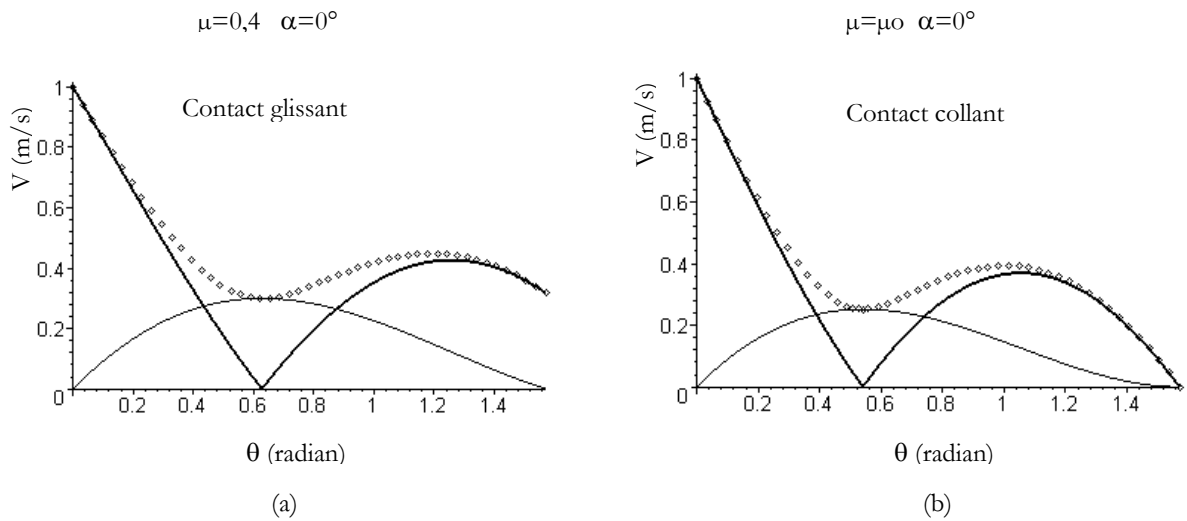


Figure 3-7. Evolution de la vitesse le long des lignes de courant, $V_c=1\text{m/s}$, $\alpha=0^\circ$. $\diamond\diamond\diamond$: norme de la vitesse, — : V_r , — : V_θ (a) Contact glissant avec frottement ($\mu=0,4$). (b) Contact collant ($\mu=\mu_0$).

La Figure 3-8 représente la variation de l'angle de cisaillement ϕ en fonction du coefficient de frottement μ et de l'angle de coupe α . Pour un angle de coupe donné, l'augmentation du coefficient de frottement (et par conséquent la diminution de la vitesse de glissement) conduit à la diminution de l'angle de cisaillement. A l'opposé, le fait d'augmenter l'angle de coupe a pour conséquence l'augmentation de l'angle de cisaillement. Les tendances du modèle sont donc bien en accords avec les tendances des modèles géométriques (équations (3-01) à (3-03)).

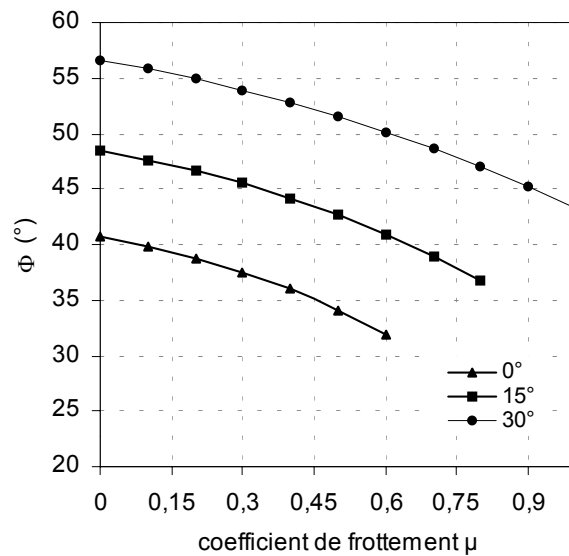


Figure 3-8. Variation de l'angle de cisaillement en fonction du coefficient du frottement ($\mu \leq \mu_0$).

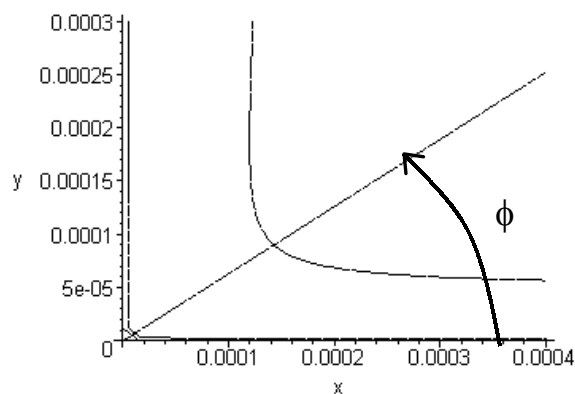


Figure 3-9. Ligne de courant et plan de cisaillement défini à partir de l'angle de cisaillement déterminé à partir de l'équation (3-41), $V_c = 1 \text{ m/s}$, $\alpha = 0^\circ$, $\mu = 0.3$.

5.3. Détermination de la nature du contact à partir de la mesure de ϕ

Le modèle proposé montre que l'angle de cisaillement ϕ est initié à la pointe de l'outil, qu'il dépend uniquement de la nature visqueuse de l'écoulement de la matière dans cette zone (il n'est pas nécessaire de connaître la valeur de λ_0 pour déterminer ϕ) et que sa valeur dépend du contact à l'interface outil-copeau représenté par V_i ou μ .

A partir de la simple valeur de ϕ , nous pouvons donc remonter à la valeur du coefficient de frottement μ et donc avoir une information sur la vitesse de glissement à l'interface outil-copeau (du moins au voisinage de la pointe de l'outil). Nous allons en effet voir qu'il est possible de déterminer la nature du contact à partir de la mesure expérimentale de l'angle de cisaillement et d'étudier l'influence des conditions de coupe sur ϕ , μ et V_i .

La Figure 3-10 montre l'évolution de l'angle de cisaillement ϕ en fonction de l'angle de coupe α (pour une vitesse de coupe et une avance fixes), dans le cas de l'usinage à sec de l'alliage d'aluminium 2024, [Chil_00]. Les valeurs de ϕ déterminées à partir du modèle ont également été reportées pour les deux cas limites du contact collant et contact glissant parfait. Le résultat indique que le contact à l'interface outil-copeau, pour cette vitesse, cette avance et ce matériau, est plutôt proche d'un contact collant. En outre, il y a une bonne corrélation entre l'expérience et le modèle du point de vue de l'évolution de l'angle ϕ avec l'angle α .

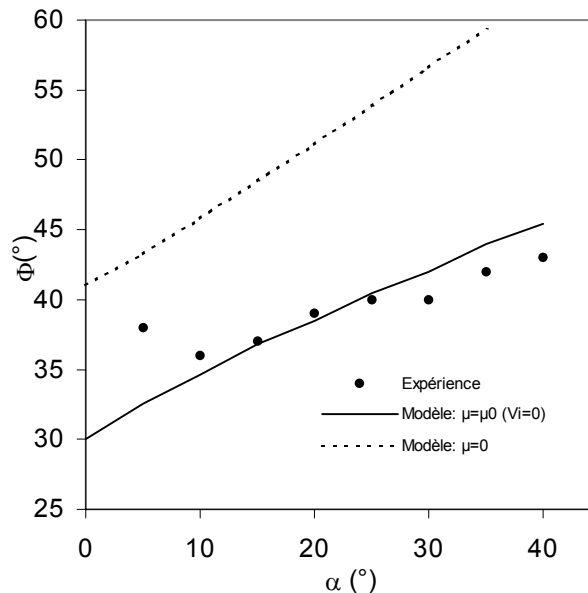


Figure 3-10. Variation de l'angle de cisaillement en fonction de l'angle de coupe, Comparaison avec des résultats expérimentaux obtenus en coupe orthogonale pour l'alliage d'aluminium 2024, $V_c=80$ m/min et $t_f = 0,15$ mm/tr, [Chil_00].

L'expérience montre également que ϕ augmente avec la vitesse de coupe V_c et l'épaisseur du copeau non déformé t_1 (ou f). Cela s'explique par le fait que les phénomènes de frottement dépendent de la température. En augmentant la vitesse de coupe ou l'avance, la température à l'interface augmente et le glissement est alors favorisé d'autant plus que la pression de contact peut-être fortement diminuée par adoucissement thermique.

La Figure 3-11 représente la variation de l'angle de cisaillement pour un acier et dans un large domaine des vitesses de coupe, [Mouf_00]. Les traits horizontaux correspondent aux valeurs des angles ϕ déterminées à partir du modèle pour l'angle de coupe $\alpha=0$ et pour différents coefficients de frottement μ . Les résultats tendent à montrer qu'en fonction de la vitesse de coupe, le contact évolue progressivement du contact collant vers le contact glissant. En particulier, pour les grandes vitesses de coupe, l'expérience indique de fortes valeurs de ϕ qui correspondent selon le modèle à un glissement parfait ($\mu=0$). Certains modèles de coupe destinés à l'usinage grande vitesse font d'ailleurs l'hypothèse du contact glissant en supposant que la vitesse de glissement à l'interface outil-copeau V_i est égale à la vitesse du copeau massif V_{cop} , et négligent l'effet de la zone de cisaillement secondaire, [Dudz_97].

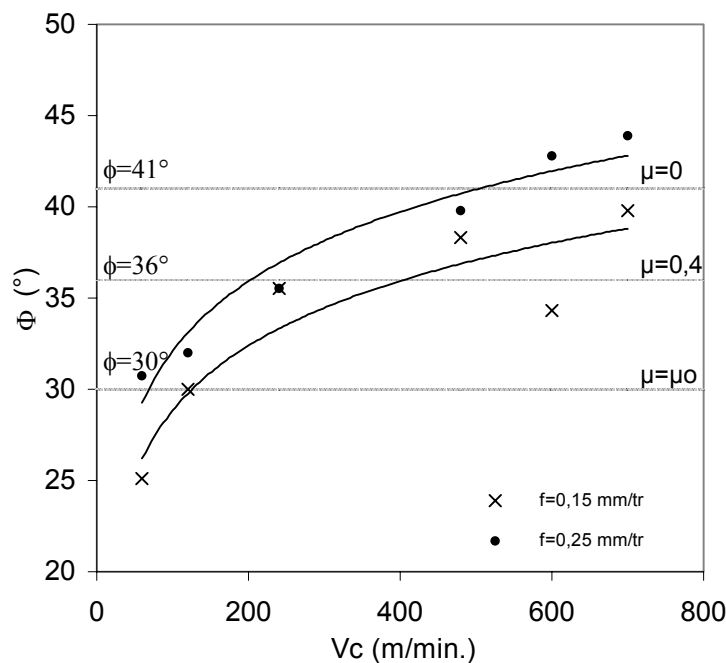


Figure 3-11. Variation de l'angle de cisaillement en fonction de la vitesse de coupe obtenue en coupe orthogonale d'un acier, $\alpha=0^\circ$, $w=5$ mm, [Mouf_00]. L'angle de cisaillement est calculé à partir de l'épaisseur de copeau t_2 (équation 1-02, Chapitre I).

Conclusion

Dans le but d'identifier la nature du contact et le frottement au niveau de la pointe de l'outil, une modélisation analytique basée sur l'hypothèse d'un écoulement viscoplastique est proposée. Compte tenu du niveau des vitesses de déformation et des températures dans la zone considérée, la matière est supposée avoir un comportement proche de celui d'un fluide viscoplastique. La notion de coefficient de frottement est introduite dans le modèle en définissant ce dernier par rapport à la vitesse de glissement V_i . Le contact à l'interface outil-copeau n'est donc plus exclusivement du type contact collant ($V_i=0$) ou glissant parfait ($V_i=V_{cop}$) mais devient un paramètre d'étude.

La solution proposée permet de déterminer les champs des vitesses, des vitesses de déformation et des contraintes au voisinage de l'arête de coupe. Une relation est ainsi établie entre l'angle de cisaillement, l'angle de coupe et le coefficient de frottement, ce qui permet à partir de la mesure de ϕ de discuter sur la nature du contact. Nous retrouvons les tendances fondamentales de l'usinage comme l'influence du frottement et de l'angle de coupe sur la géométrie du copeau et les résultats sont en accord avec les données expérimentales. Le modèle permet aussi d'explicitier l'influence des paramètres de coupe (angle de coupe et vitesses) sur les conditions de glissement et de pression de contact, il révèle également les relations qui existent entre ces deux variables.

Pour que la modélisation proposée devienne totalement prédictive (profil de la pression, efforts de coupe...), un certain nombre d'obstacles doivent être surmontés. Il faudrait par exemple :

- supprimer la singularité de la vitesse de déformation à la pointe de l'outil en intégrant par exemple le rayon de bec dans la modélisation,
- prendre un comportement mécanique plus réaliste (fluide de Bingham ou fluide réel) qui permettrait d'étendre la solution dans toute la zone de déformation du copeau (zones de cisaillement primaire et secondaire). Au lieu d'imposer simplement une vitesse de glissement V_i constante, il serait en plus possible d'envisager une distribution plus complexe de la vitesse le long de l'interface outil-copeau.
- déterminer le comportement du matériau dans le domaine des très grandes vitesses de déformation et intégrer les aspects thermiques tels que la dépendance du comportement à la température et la transformation du travail mécanique en chaleur.

Prendre un comportement plus réel amènerait à compliquer la résolution de l'équation (3-16) et donc à développer des méthodes de résolution numériques longues à mettre en œuvre. Dans la suite, pour obtenir des informations quantitatives sur les paramètres de contact comme la température et la pression, nous utiliserons d'autres approches comme l'utilisation de la simulation numérique par la méthode des éléments finis.

CHAPITRE IV

DISPOSITIF D'ETUDE DE LA FORMATION DU COPEAU EN COUPE ORTHOGONALE

Introduction

Dans les chapitres précédents, nous avons vu que pour maîtriser les phénomènes physico-chimiques se produisant à l'interface outil-copeau, il était nécessaire d'identifier les paramètres de contact comme la température et la pression. Nous avons également vu qu'il était très difficile de les mesurer expérimentalement, la simulation numérique se présente alors comme une alternative au problème. Dans ce quatrième chapitre, nous proposons une méthode de détermination des paramètres de contact basée à la fois sur l'expérimentation et la simulation numérique.

Le choix s'est porté sur l'essai de rabotage qui fournit une configuration de coupe orthogonale idéale, seul processus de coupe véritablement maîtrisé du point de vue expérimental et du point de vue de la simulation numérique. Le dispositif présente également l'avantage de dégager un espace suffisant autour de l'outil et de la pièce propice à l'observation de la formation du copeau à l'aide d'une caméra vidéo rapide.

1. Dispositif en coupe orthogonale

1.1. Essais de coupe orthogonale en rabotage

Les expériences sont réalisées à l'aide d'une raboteuse GSP 2108 R.20 (Figure 4-1) instrumentée pour les besoins de l'étude. La machine possède une course maximale de 2 m et permet de faire varier les vitesses de coupe et de retour de 6 à 60 m/min.

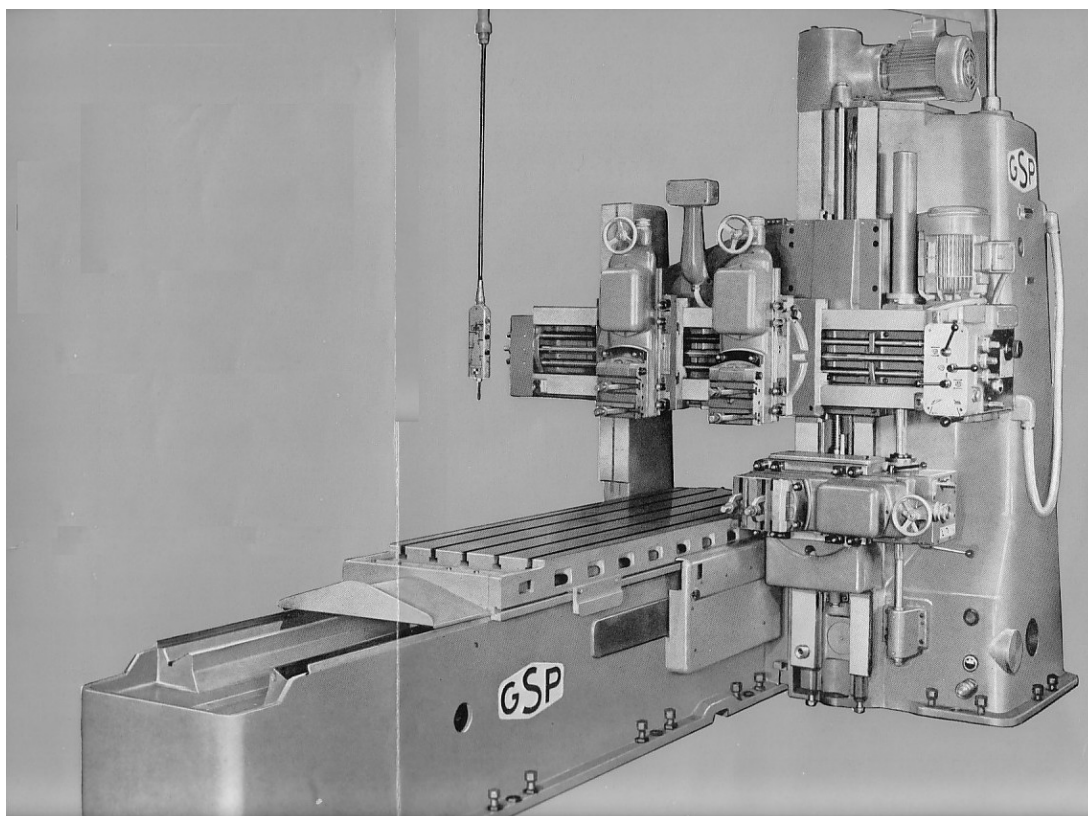


Figure 4-1. Raboteuse GSP 2108 R.20.

a. Outils

Des plaquettes en carbure non revêtu (géométrie de type K4, Sandvik) de nuance H13A (K20, 6%Co) sont utilisées comme outils de coupe. Elles sont fixées à l'aide d'un système de bridage sur des corps d'outils qui ont été spécialement conçus pour la raboteuse. Ils permettent de disposer de trois angles de coupe : 0° , 15° et 30° (Figure 4-2(b)). L'angle de dépouille est obtenu par affûtage de la face de dépouille de la plaquette. Il est fixé à 12° pour tous les outils et pour toutes les conditions de coupe. La face de coupe des plaquettes outils n'est pas réaffûtée et contrairement à ce que l'on trouve au cœur de la matière, la surface présente un état hétérogène du point de vue de la composition chimique. Les observations au microscope électronique

montrent en effet des zones très riches en grains WC à côté de zones très riches en liant cobalt Co (cf. Annexe 2). Il en résulte une rugosité de surface assez importante avec un R_a de $0,5 \mu\text{m}$ et un R_z de $5 \mu\text{m}$.

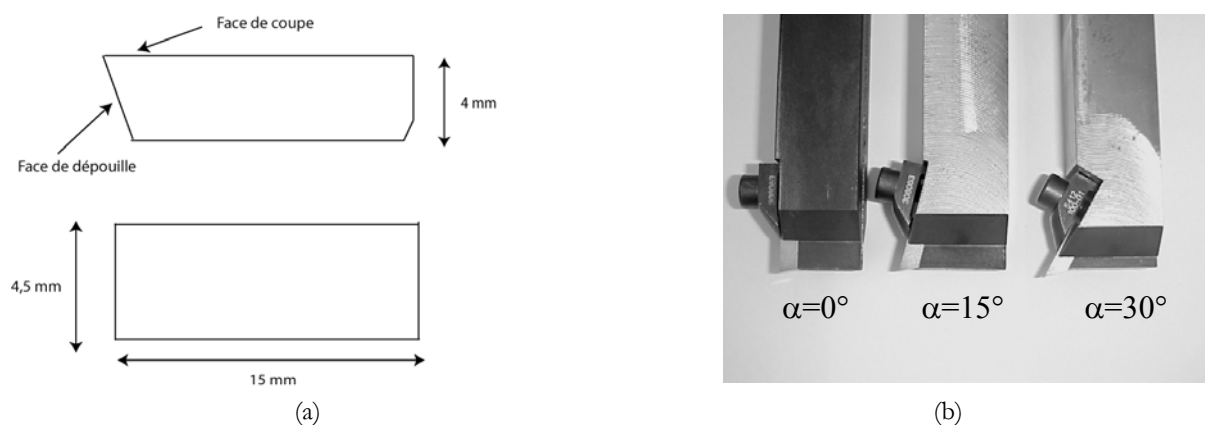


Figure 4-2 Plaquettes et outils pour la coupe orthogonale. (a) Dimension des plaquettes. (b) Corps d'outils.

b. Pièce

La pièce d'alliage d'aluminium AA2024-T351 se présente sous la forme d'un profilé en « T » (Figure 4-3(a)) d'une largeur de 4 mm (qui représente la profondeur de passe $\gg$). La longueur de 1,5 m permet d'avoir un temps d'usinage suffisamment important (1,5 seconde pour une vitesse de coupe de 60 m/min) pour atteindre le régime stationnaire de la coupe. Les caractéristiques de l'alliage d'aluminium AA2024 T351 sont rappelées dans la section 3.2 du Chapitre II. On notera également la présence importante de cuivre et de magnésium dans la composition de l'alliage qui conduit à la formation de précipités Al_2Cu et Al_2CuMg .

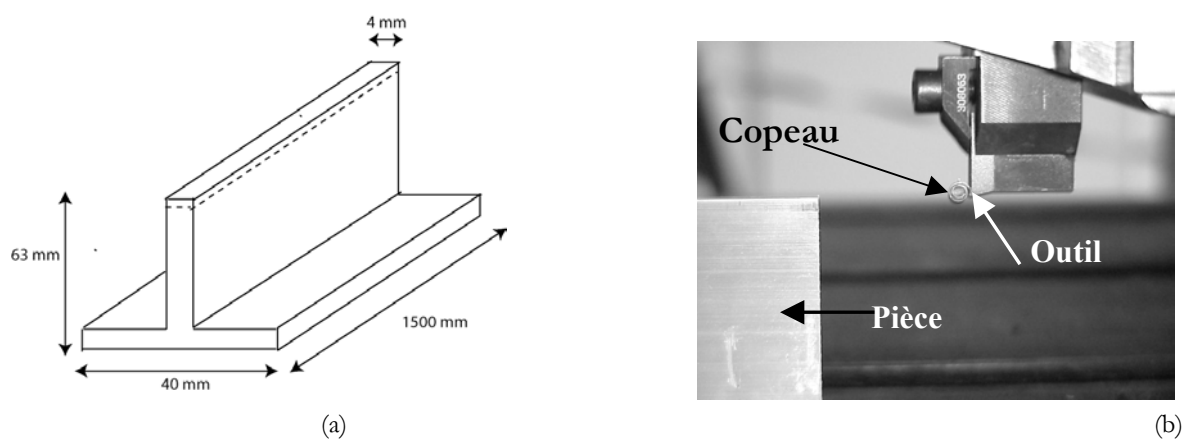


Figure 4-3. Configuration choisie pour la coupe orthogonale (a) Dimension de la pièce. (b) Outil et pièce.

1.2. Visualisation du copeau en formation

Parce que le processus de coupe est un phénomène très rapide, l'observation de la formation du copeau en cours d'usinage est très difficile. Dans ce domaine, les deux techniques expérimentales les plus utilisées sont l'essai de coupe interrompue ou « Quick-stop » et l'utilisation de caméra vidéo rapide. La première technique est très intéressante pour obtenir une micrographie du copeau en formation mais nécessite un dispositif spécial d'arrêt de la coupe qui modifie quand-même la cinétique de la coupe et la géométrie du copeau, [Oxle_89, Jasp_02]. Dans notre étude, nous avons choisi d'observer la coupe à l'aide de la vidéo rapide. L'obtention d'images nettes et avec suffisamment de contraste demande de réaliser un compromis difficile entre la vitesse d'acquisition, la résolution des images et l'éclairage. C'est pourquoi la plupart des enregistrements effectués à l'aide de cette technique s'opèrent dans le domaine des très faibles vitesses de coupe, [Koun_01, Payt_01]. Toutefois, l'objectif dans cette étude est d'acquérir une image du copeau en formation à des vitesses de coupe relativement élevées (60 m/min) représentatives des vitesses de coupe utilisées dans l'industrie (notamment en perçage). Le dispositif est constitué d'une caméra vidéo rapide Phantom v4 couplée à un microscope longue distance Questar QM-100 (Figure 4-4) qui permet d'observer une surface de 2×2 mm. Cette dimension autorise la visualisation de la formation du copeau dans son intégralité (épaisseur du copeau et longueur de contact). Mais cela nous oblige néanmoins à prendre la résolution maximale de 512×512 pixels de la caméra et par conséquent à sélectionner une vitesse d'acquisition de 1000 images/sec.

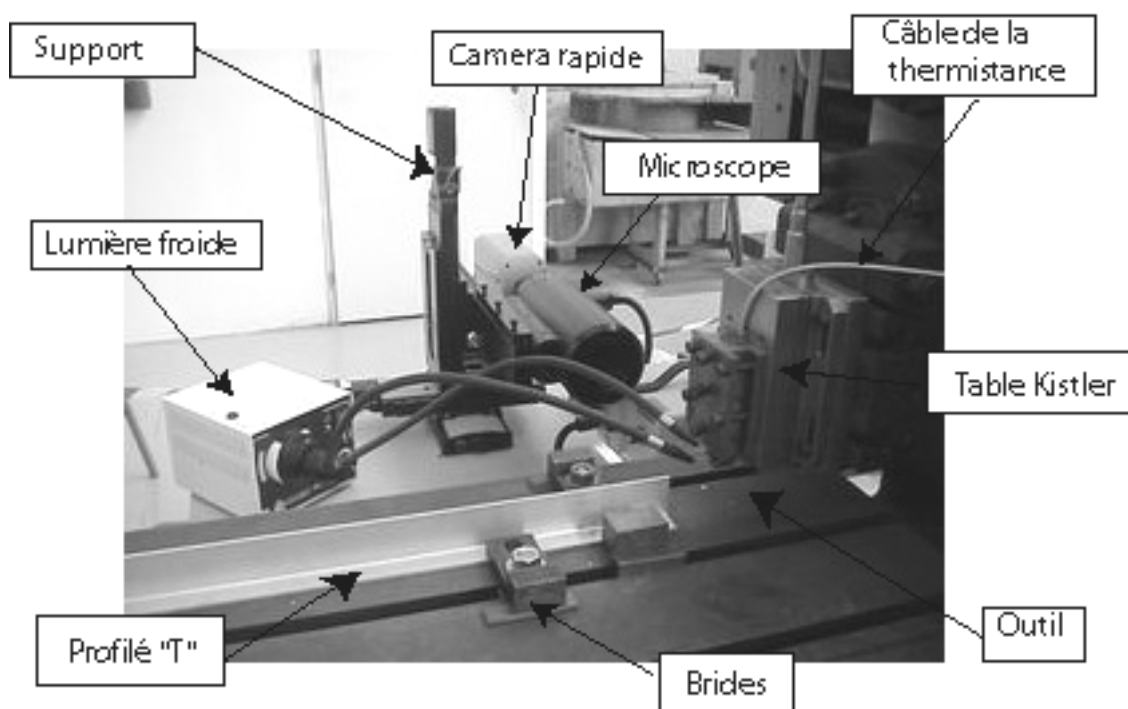


Figure 4-4. Dispositif complet pour l'étude de la formation du copeau en coupe orthogonale

Pour l'éclairage, une source de lumière froide avec conducteurs par fibre optique est utilisée et pour éviter le flou des images, il est nécessaire de choisir le temps d'exposition le plus faible, à savoir $10\ \mu\text{s}$ (Figure 4-5). Grâce aux films, il est possible de mesurer directement la longueur de contact l_c et l'épaisseur du copeau t_2 . Les épaisseurs de copeaux sont également mesurées à l'aide d'un microscope optique et d'un microscope électronique afin de s'assurer de la cohérence des résultats (Figure 4-6), d'autant plus que la présence de bavures sur certains copeaux peut perturber la netteté des films. Pendant les essais, les efforts de coupe F_c et d'avance F_f sont mesurés à la fréquence de 1kHz à l'aide d'une table Kistler de type 9257 B à 4 capteurs piézo-électriques montée sur le porte-outil.

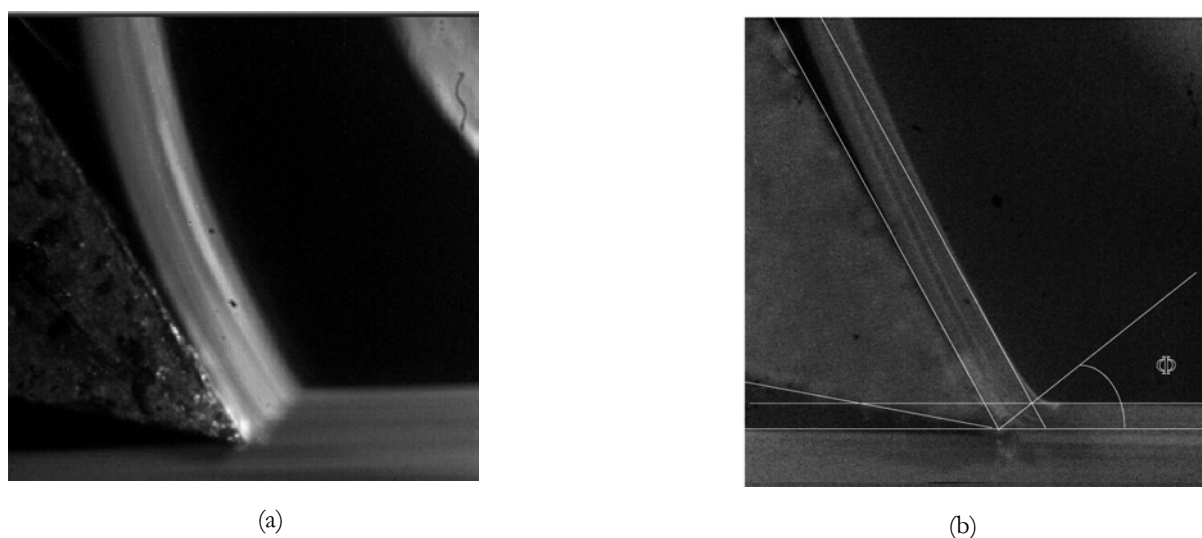


Figure 4-5. Images de copeaux en formation obtenues avec des temps d'exposition différents. (a) Temps d'exposition élevé. (b) Temps d'exposition faible.

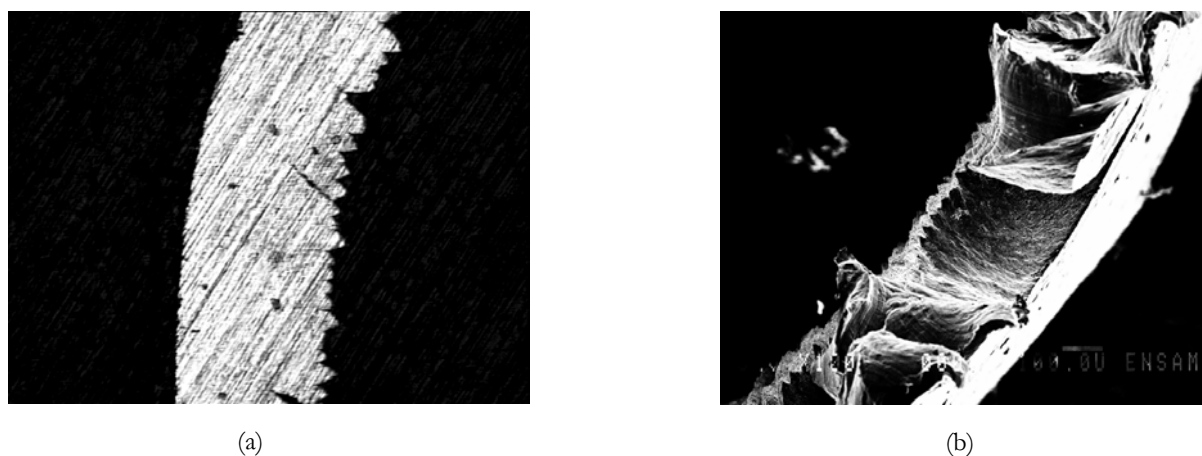


Figure 4-6. Copeaux obtenus en rabotage, $V_c=60\ \text{m/min}$, $\alpha=0^\circ$, $t_f=0,3\ \text{mm}$, $w=4\ \text{mm}$. (a) Microscopie optique. (b) Microscopie électronique.

2. Caractérisation du flux thermique

L'aspect thermique de la coupe est abordé d'un point de vue expérimental par la détermination du flux de chaleur transmis dans l'outil. La méthode utilisée basée sur la résolution du problème de conduction inverse de la chaleur dans l'outil a été développée au laboratoire TREFLE-ENSAM, [Bata_02].

2.1. Principe du modèle inverse

A partir de la mesure de la température T_c en un point de l'outil situé proche de la plaquette, il est possible à travers le modèle inverse de remonter au flux de chaleur $\mathfrak{T}$ transmis dans l'outil. La fonction de transfert F qui relie le flux thermique $\mathfrak{T}$ dans l'outil à la température T_c du capteur ($\overline{T_c}(s) = F(s) \overline{\mathfrak{T}}(s)$) est choisie de la forme fractionnelle suivante :

$$F(s) = \frac{\sum_{k=L_0}^L \beta_k s^{\xi_k}}{\sum_{k=M_0}^M \alpha_k s^{\xi_k}}, \quad \alpha_{M_0} = 1, \xi = \frac{1}{2} \quad (4-01)$$

Le modèle s'exprime alors dans le domaine temporel de la manière suivante :

$$\sum_{k=M_0}^M \alpha_k D^{\xi_k} T_c(t) = \sum_{k=L_0}^L \beta_k D^{\xi_k} \mathfrak{T}(t) \quad (4-02)$$

$D^\alpha f(t) = \frac{d^\alpha f(t)}{dt^\alpha}$ ($\alpha \in \mathbb{R}$) désigne la dérivée non entière d'une fonction $f(t)$. Les bornes des sommes (M_0, M, L_0, L) dépendent essentiellement de la position du capteur.

2.2. Identification du modèle

Le capteur qui fournit la valeur de T_c est une thermistance placée juste derrière la plaquette dans le corps d'outil (Figure 4-7). Les paramètres du modèle α_k et β_k doivent être identifiés pour chaque système constitué de l'outil, de la plaquette et de la thermistance (cf. Annexe 3). Cette identification se fait en laboratoire à partir de la mesure du flux de chaleur dans la plaquette $\mathfrak{T}(t)$ et de la température de la thermistance $T_c(t)$ en régime transitoire. Dans le but de simuler les mêmes conditions thermiques qui ont lieu pendant l'usinage, la surface de coupe de l'outil est sollicitée par une micro-résistance (5,7 Ω) en platine sérigraphiée sur une plaquette d'alumine d'épaisseur 250 μm . Les petites dimensions (3×2 mm) de la micro résistance et l'arrangement de

la colle permettent un chauffage local correspondant à l'aire de contact entre le copeau et l'outil. Le flux dans l'outil correspond à la puissance électrique fournie à la résistance. Le principal avantage de la méthode est qu'il n'est pas nécessaire de connaître les propriétés thermiques et physiques des différents composants de l'outil. L'identification des paramètres tient également compte de l'influence des caractéristiques du capteur.

2.3. Mise en place de la thermistance

Les thermistances sont composées d'un tube fin de polyamide de diamètre 0,47 mm et de longueur 4 mm rempli d'époxy. Ces petites dimensions confèrent une faible inertie et donc un temps de réponse rapide de l'ordre de 250 ms. Le logement des micro-thermistances est réalisé par électroérosion et les thermistances sont maintenues fixes (le plus près possible de la face de coupe) à l'aide d'un adhésif époxy mono composant chargé d'argent d'excellente conductivité thermique. La résistance de la thermistance varie en fonction de la température selon la loi non linéaire de Steinhart. La mesure de la résistance au cours du temps consiste à envoyer un courant constant dans le capteur et à mesurer la tension correspondante à ses bornes. L'intervalle de mesure de température de la thermistance est compris entre $-50\text{ }^{\circ}\text{C}$ et $150\text{ }^{\circ}\text{C}$.

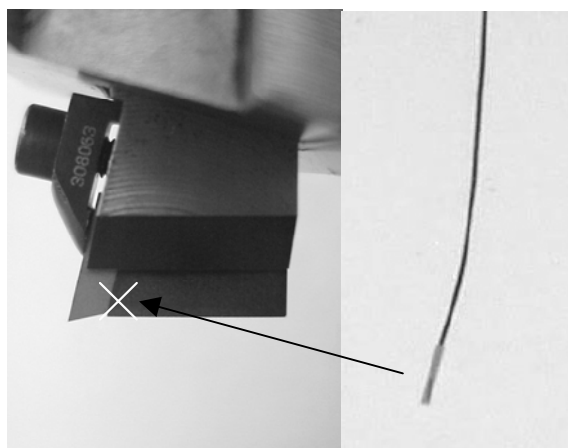
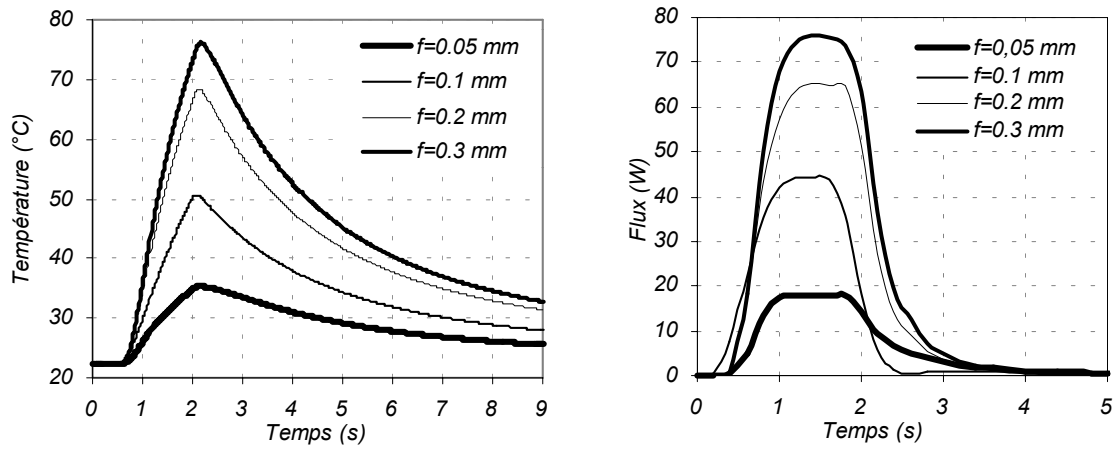


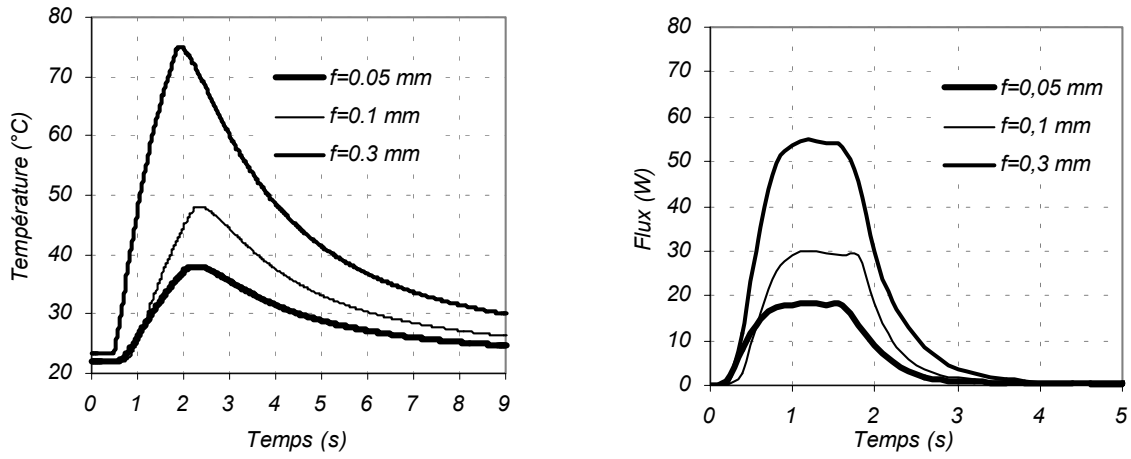
Figure 4-7. Outils instrumentés avec position de la thermistance.

2.4. Mesure du flux en rabotage

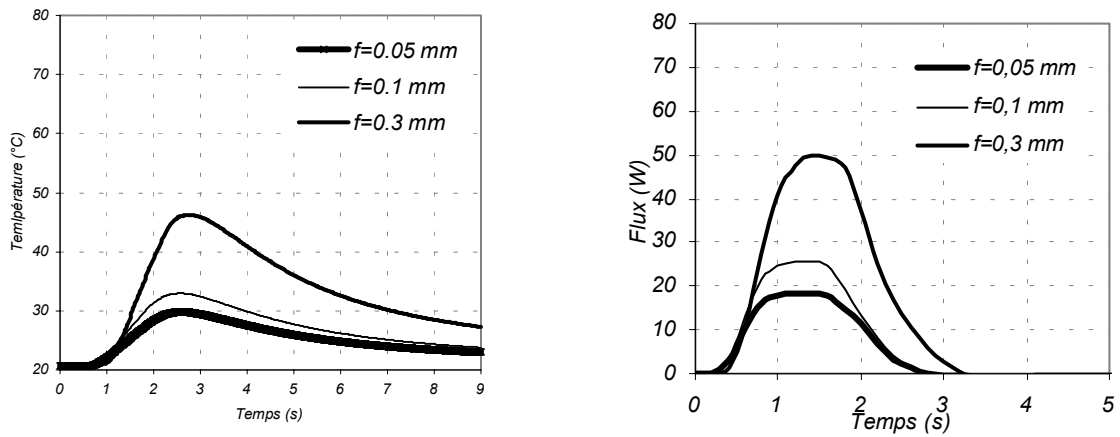
La Figure 4-8 présente les flux thermiques transmis dans l'outil (courbes de droite) déterminés expérimentalement à partir de la mesure de la température à la thermistance (courbes de gauche) durant les essais de coupe orthogonale ($V_c=60\text{ m/min}$, $n=4\text{ mm}$).



(a) $\alpha=0^\circ$



(b) $\alpha=15^\circ$



(c) $\alpha=30^\circ$

Figure 4-8. Températures mesurées sur les thermistances et flux correspondants déterminés à partir du modèle inverse pour différents angles de coupe α et avances f , $V_c=60$ m/min., $w=4$ mm.

Les efforts de coupe et d'avance correspondants aux mêmes essais que pour la mesure des flux ont également été mesurés et sont présentés sur la Figure 4-9. Nous pouvons alors comparer le flux transmis dans l'outil et l'énergie produite pendant le processus de coupe. Cette énergie peut être estimée par le calcul de la puissance P définie par le produit de l'effort de coupe F_c et la vitesse de coupe V_c . Par exemple, pour l'essai correspondant aux conditions de coupe suivantes : $V_c=60$ m/min (1m/s), $t_f=0,3$ mm et $\alpha=15^\circ$, l'effort de coupe F_c est de l'ordre de 1200 N, la puissance P est donc de 1200 W. Si l'on considère que la totalité de l'énergie est transformée en chaleur, seul 4 à 5% (55 W) de la chaleur générée est transmise à l'outil, la majorité de la chaleur étant en effet évacuée par le copeau.

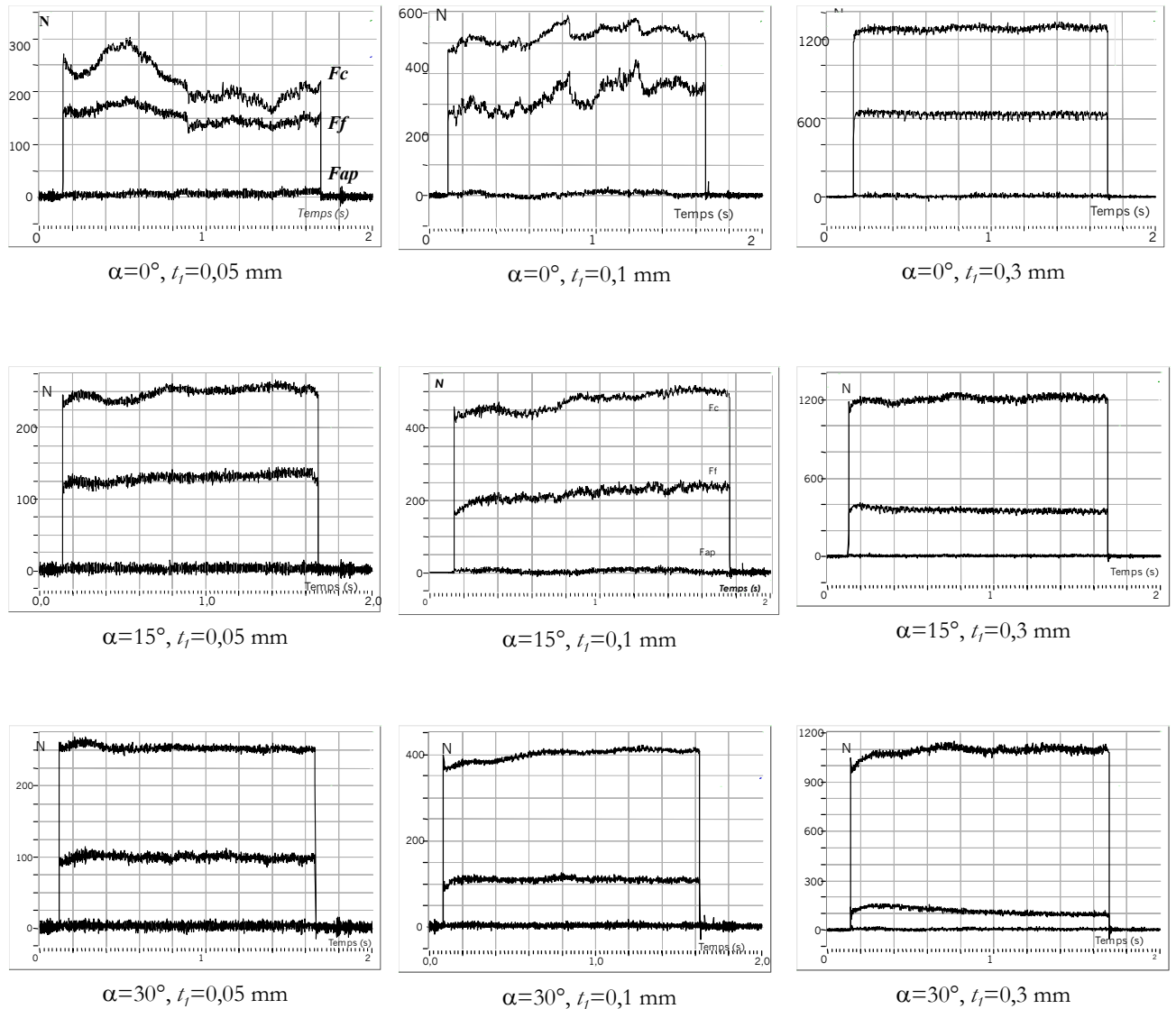


Figure 4-9. Efforts de coupe F_c et efforts de d'avance F_f , mesurés pendant les essais en coupe orthogonale sur la raboteuse, $V_c=60$ m/min, $w=4$ mm.

3. Simulation numérique

3.1. Simulation numérique du procédé d'enlèvement de matière

Grâce à la simulation numérique par la méthode des éléments finis, il est possible d'accéder en même temps à de nombreuses quantités comme la distribution spatiale des contraintes, des déformations, des vitesses de déformation et de la température. Comme pour les modèles analytiques, il est nécessaire d'introduire la physique du procédé à travers les lois de comportement et de contact. Du point de vue de la formulation numérique, il y a deux approches majeures : l'approche eulérienne et l'approche lagrangienne (Figure 4-10). Dans la représentation lagrangienne, la matière est liée au maillage, les éléments subissent alors de sévères distorsions qui affectent la solution numérique. En outre, il est nécessaire d'introduire un critère de séparation pour enlever le copeau de la pièce. Dans la représentation eulérienne, le maillage et les éléments sont fixes ce qui évite les problèmes de distorsion des maillages. Cependant, avec cette approche, il est nécessaire de connaître à l'avance les conditions aux limites et la géométrie du copeau.

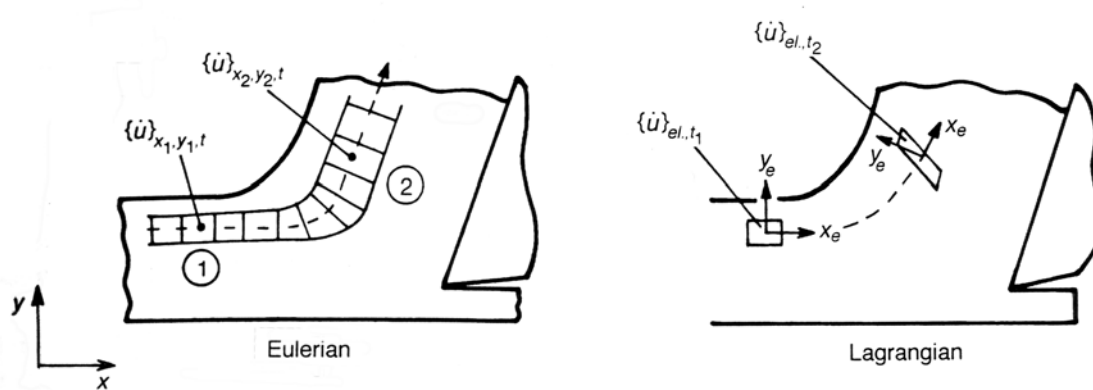


Figure 4-10. Configurations eulérienne et lagrangienne de la coupe, d'après [Chil_00].

Nous utilisons dans cette étude la modélisation numérique par éléments finis à travers le code de calcul commercial Thirdwave Advantedge™ dans sa version 2D. Elle nous sert essentiellement à déterminer les profils de la pression et de la température à l'interface outil-copeau.

3.2. Présentation du code de calcul Third Wave AdvantEdge™

Thirdwave AdvantEdge™ est un code de calcul par éléments finis entièrement dédié à la simulation de la coupe des métaux. Il adopte une formulation lagrangienne et procède à une analyse thermomécanique couplée décrite dans [Maru_95].

Le modèle en déformation plane est composé d'une pièce déformable et d'un outil rigide. Ces derniers sont discrétisés en éléments de types triangulaires quadratiques à six nœuds et afin d'éviter des distorsions trop importantes, le maillage est automatiquement redimensionné au cours de la déformation. Le contact entre l'outil et le copeau est modélisé par un frottement de type Coulomb.

Le formalisme de la loi de comportement thermoviscoplastique existant dans le code est spécialement adapté à l'usinage. En effet, lors d'un essai de coupe, dans les zones de cisaillement primaire et secondaire apparaissent des vitesses de déformation d'un niveau très élevé, tandis que dans le reste de la pièce et du copeau elles sont plus modérées. Advantedge™ incorpore ainsi un changement de la sensibilité de la vitesse de déformation à partir d'un certain seuil $\dot{\epsilon}_t$ de vitesse de déformation, [Maru_95] :

$$\left(1 + \frac{\dot{\epsilon}^p}{\dot{\epsilon}_0^p}\right) = \left(\frac{\bar{\sigma}}{g(\dot{\epsilon}^p)}\right)^{m_1} \quad \text{si} \quad \dot{\epsilon}^p \leq \dot{\epsilon}_t \quad (4-03)$$

$$\left(1 + \frac{\dot{\epsilon}^p}{\dot{\epsilon}_0^p}\right) \left(1 + \frac{\dot{\epsilon}_t}{\dot{\epsilon}_0^p}\right)^{m_1} = \left(\frac{\bar{\sigma}}{g(\dot{\epsilon}^p)}\right)^{m_2} \quad \text{si} \quad \dot{\epsilon}^p \geq \dot{\epsilon}_t \quad (4-04)$$

$$g = \sigma_0 \Theta(T) \left(1 + \frac{\dot{\epsilon}^p}{\dot{\epsilon}_0^p}\right)^{\frac{1}{n}} \quad (4-05)$$

où $\bar{\sigma}$ est la contrainte équivalente au sens de Von Mises, ϵ_p la déformation équivalente, $\dot{\epsilon}^p$ la vitesse de déformation, m_1 et m_2 sont les sensibilités à faibles et hautes vitesses de déformation, n le paramètre d'écrouissage et Θ est une fonction d'adoucissement thermique. A partir de $\dot{\epsilon}_t$, qui est souvent proche de 10^4 s^{-1} , la sensibilité à la vitesse de déformation est fortement accentuée pour tenir compte du caractère viscoplastique du comportement dans ce domaine.

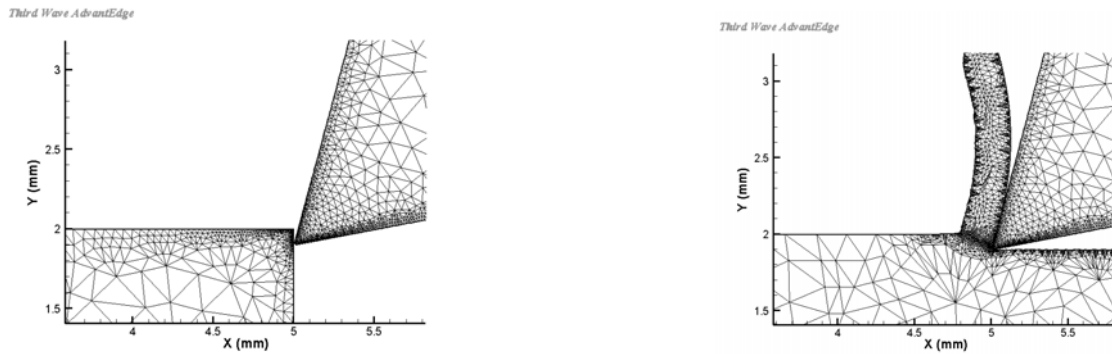


Figure 4-11. Maillages de l'outil et de la pièce en coupe orthogonale proposés par le code Thirdwave Advantedge.

3.3. Influence des paramètres d'entrée

Les paramètres qui vont affecter le plus les résultats des simulations sont les données matériaux et le coefficient de frottement μ , [Özel_03, Bil_04]. Les paramètres de la loi de comportement de l'alliage d'aluminium AA2024 T351 utilisés dans cette étude sont ceux proposés par défaut dans le code. Comme le montre la Figure 4-12, les propriétés physiques et thermiques des matériaux constituant de l'outil vont également influencer les résultats des simulations. La conductivité thermique est un paramètre essentiel dans la mesure où celui-ci va contrôler le mécanisme de dissipation de chaleur à l'interface outil-copeau. Une forte conductivité thermique permet d'évacuer plus facilement la chaleur générée aux interfaces ce qui permet de diminuer la température. Compte-tenu de l'étude bibliographique présentée au Chapitre I (section 2.1, Tableau 1-1), les propriétés de l'outil utilisées pour les simulations sont celles donnés au Tableau 4-1.

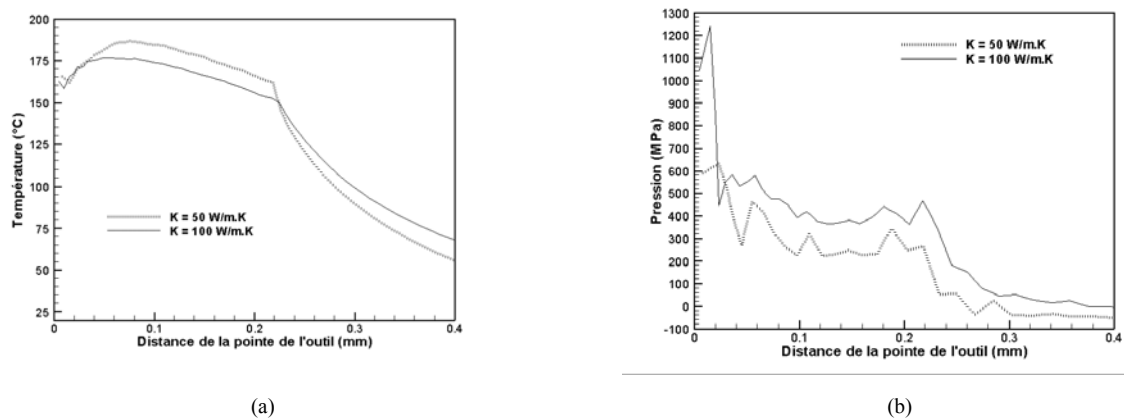


Figure 4-12. Influence de la conductivité thermique de l'outil sur les profils : (a) de la température à l'interface (b) de la pression de contact. Les conditions de coupe sont : $\alpha=15^\circ$, $V_c=60 \text{ m/min}$ et $t_f=0,1 \text{ mm}$.

$\rho \text{ (g/cm}^3\text{)}$	$E \text{ (GPa)}$	ν	$k \text{ (W/m.}^\circ\text{K)}$	$C_p \text{ (J/kg.}^\circ\text{K)}$
15	630	0,23	100	240

Tableau 4-1. Propriétés physiques de l'outil utilisés dans les simulations.

Le coefficient de frottement est le deuxième paramètre influençant les résultats de la simulation car il contrôle les phénomènes de contact à l'interface outil-copeau. Comme nous l'avons vu au chapitre précédent, la nature du contact influence les déformations dans les zones de cisaillement primaire et secondaire.

La Figure 4-13 montre les résultats des distributions de la température et la pression à l'interface outil-copeau calculées pour une même condition de coupe, mais avec des coefficients de frottement différents. Nous observons que l'amplitude ainsi que la forme des profils de température sont différentes selon le coefficient de frottement choisi. En particulier, la longueur de contact (détectée par la chute brutale de la température) augmente quand le coefficient de frottement augmente, Figure 4-13(a).

Les efforts de coupe F_c et d'avance F_f calculés par simulation numérique sont également très sensibles au coefficient de frottement μ . En augmentant la valeur de μ nous augmentons également la valeur des composantes de l'effort, Figure 4-14(a).

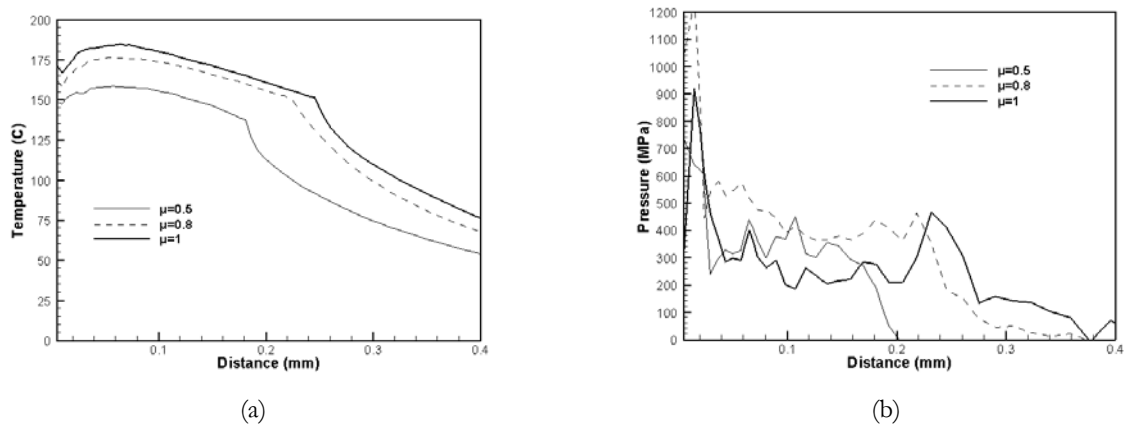


Figure 4-13. Influence du coefficient de frottement sur les paramètres de contact pour la condition de coupe : $V_c=60\text{m/min}$, $\alpha=15^\circ$, $t_f=0.1\text{mm}$, $w=4\text{ mm}$. (a) Profil de la température à l'interface outil-copeau. (b) Distribution de la pression à l'interface outil-copeau.

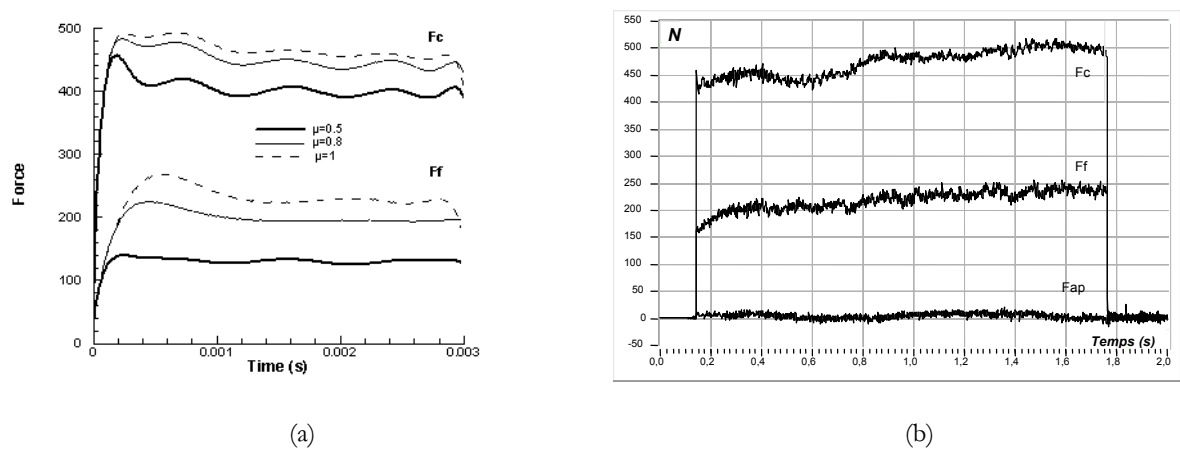


Figure 4-14. Effet du coefficient de frottement sur les efforts. Les conditions de coupe sont : $V_c=60\text{ m/min}$, $\alpha=15^\circ$, $t_f=0,1\text{ mm}$ et $w=4\text{ mm}$. (a) Résultats des simulations numériques. (b) Expérience correspondante.

Il est donc nécessaire d'entrer dans le code le bon coefficient de frottement qui va jouer le rôle de potentiomètre pour la comparaison entre les simulations et les résultats expérimentaux. Pour sélectionner la meilleure valeur, plusieurs simulations sont réalisées en faisant varier μ . Le coefficient de frottement retenu est celui qui permet d'obtenir le meilleur compromis entre les composantes de l'effort F_c et F_f (Figure 4-14), l'épaisseur du copeau t_2 , la longueur de contact l_c et la forme du copeau (Figures 4-15 et 4-16).

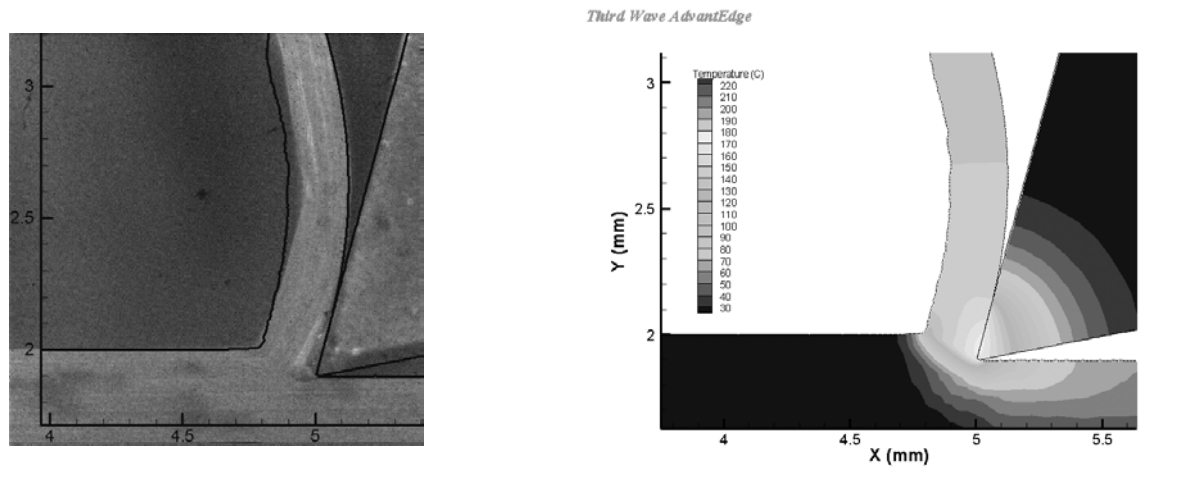


Figure 4-15. Enregistrement par caméra vidéo rapide de la formation du copeau en coupe orthogonale et simulation par éléments finis correspondante montrant le champ de température, $V_c=60$ m/min, $\alpha=15^\circ$, $t_f=0,1$ mm, $\eta=4$ mm. Les contours obtenus par simulation numérique ont été reproduits sur l'image de l'enregistrement vidéo.

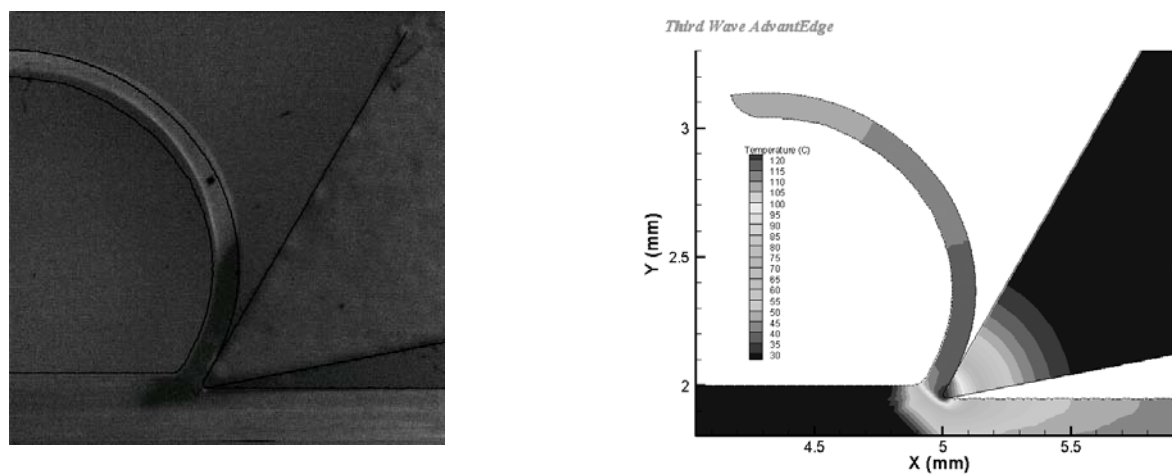


Figure 4-16. Enregistrement par caméra vidéo rapide de la formation du copeau en coupe orthogonale et simulation par éléments finis correspondante montrant le champ de température, $V_c=60$ m/min, $\alpha=30^\circ$, $t_f=0,05$ mm, $\eta=4$ mm. Les contours obtenus par simulation numérique ont été reproduits sur l'image de l'enregistrement vidéo.

4. Détermination des paramètres tribologiques

4.1. Comparaison simulations/expérience

Les résultats des essais expérimentaux et des simulations numériques obtenues avec le coefficient de frottement μ retenu sont comparés dans le Tableau 4-2. La vitesse de coupe est constante pour tous les essais ($V_c=60$ m/min), l'angle de coupe α varie de 0° à 30° et l'avance t_f de 0,05 mm à 0,3 mm. Tous les tests sont effectués sans lubrification et l'angle de cisaillement ϕ est calculé à partir de l'épaisseur du copeau t_2 (cf. équation (1-02), Chapitre I).

Grâce aux films, il est possible de savoir si le phénomène d'arête rapportée est présent et à quel moment il apparaît. Les valeurs des efforts de coupe et d'avance indiquées dans le Tableau 4-2 (dans la partie expérimentale) sont celles mesurées à un instant où l'arête rapportée n'était pas présente. Notons que lorsque le phénomène d'arête rapportée se produit tout au long de l'opération d'usinage (signalé à la fin du tableau), il n'est plus possible de comparer directement les résultats des simulations avec les résultats expérimentaux. En effet l'arête rapportée change de manière importante la nature du contact, la géométrie de l'arête de coupe (angle de coupe différent) ainsi que l'avance. Néanmoins, pour ces cas particuliers, les simulations ont quand même été effectuées avec un coefficient de frottement $\mu=0,8$.

Essai	Conditions de coupe			Expériences					Simulations						Arête rapportée
	V_c (m/min)	α (°)	t_f (mm)	F_c (N)	F_f (N)	t_2 (mm)	lc (mm)	ϕ (°)	F_c (N)	F_f (N)	t_2 (mm)	lc (mm)	ϕ (°)	μ	
1	60	0	0,05	250	150	0,08	0,16	32	330	240	0,16	0,19	17	0,8	oui
2	60	0	0,1	500	300	0,22	0,16	24	550	350	0,25	0,32	22	0,8	oui
3	60	0	0,3	1200	600	0,50	0,6	31	1200	600	0,52	0,56	30	0,7	non
4	60	15	0,05	250	125	0,08	0,12	38	260	125	0,12	0,16	24	0,8	non
5	60	15	0,1	450	200	0,18	0,25	32	450	190	0,21	0,23	28	0,8	non
6	60	15	0,3	1200	400	0,48	0,6	36	1050	350	0,51	0,55	34	0,8	non
7	60	30	0,05	250	100	0,09	0,12	34	220	80	0,09	0,09	34	0,9	non
8	60	30	0,1	400	100	0,18	0,25	34	360	80	0,17	0,18	36	0,8	non
9	60	30	0,3	1100	125	0,42	0,46	44	940	100	0,46	0,42	40	0,9	non

Tableau 4-2. Comparaison des résultats des simulations avec l'expérience.

4.2. Paramètres de contact

Les paramètres retenus pour caractériser le contact à l'interface outil-copeau sont le flux de chaleur $\mathfrak{I}$ transmis dans l'outil, la température maximale à l'interface T_{max} et la pression moyenne P_{moy} au voisinage du point où T_{max} est atteinte. Les valeurs obtenues pour les différentes conditions de coupe sont reportées dans le Tableau 4-3. La température T_{max} augmente fortement avec l'avance, mais reste moins sensible à la variation de l'angle de coupe même si elle diminue quand celui augmente. Les résultats indiquent des variations similaires pour le flux transmis dans l'outil. Pour la pression, les résultats sont un peu différents car lorsque l'avance passe de 0,05 mm à 0,1 mm la pression subit une légère augmentation, mais entre 0,1 et 0,3 mm la pression chute considérablement (dépendance du comportement mécanique à la température). On notera également que la pression est plus grande pour les faibles angles de coupe malgré une température plus élevée (pour une même valeur de t_f). Cela semble indiquer l'effet découplé de l'angle de coupe sur la pression de contact, phénomène également mis en évidence dans le modèle développé au Chapitre III.

Nous avons également reporté dans le Tableau 4-3 les valeurs des coefficients de frottement apparent $\bar{\mu}$ (calculé à partir des efforts) et μ (coefficient de frottement calculé à partir du modèle développé au Chapitre III, Figure 3-8). Nous observons la même variation pour les deux notions du coefficient de frottement ($t_f=0,3$ mm). Les valeurs de μ déduites du modèle montrent que pour les faibles angles de coupe et les faibles avances, le contact à l'interface outil-copeau est proche d'un contact de type collant. On peut donc faire le rapprochement entre la nature du contact (collant) et la tendance du matériau à adhérer sur la face de coupe, d'autant plus que l'augmentation de l'avance (notamment pour les essais avec $\alpha=0^\circ$) coïncide avec la disparition du phénomène d'arête rapportée, avec la baisse de la pression moyenne de contact et avec des valeurs de μ qui indiquent un contact glissant (mais à faible vitesse de glissement).

<i>Essai</i>	<i>V_c</i> (m/min)	α (°)	<i>t_f</i> (mm)	$\mathfrak{I}$ (W) (expérience)	T_{max} (°C) (simulation)	P_{moy} (MPa) (simulation)	μ (modèle)	$\bar{\mu}$ (efforts)
1	60	0	0,05	18	160	200	non calc	0,60
2	60	0	0,1	44	190	400	non calc	0,60
3	60	0	0,3	75	245	300	0,6	0,50
4	60	15	0,05	18	148	450	0,75	0,89
5	60	15	0,1	30	180	500	> μ_0	0,81
6	60	15	0,3	55	230	200	0,8	0,66
7	60	30	0,05	18	145	300	> μ_0	1,27
8	60	30	0,1	25	158	400	> μ_0	0,97
9	60	30	0,3	50	225	200	0,95	0,74

Tableau 4-3. Paramètres à l'interface outil/copeau déterminés à partir des simulations numériques.

Conclusion

Une méthode de caractérisation du contact outil-copeau est proposée à partir d'une situation modèle (opération de coupe orthogonale) bien maîtrisée du point de vue expérimental et de la simulation numérique. Le dispositif expérimental réalisé permet de déterminer complètement la géométrie du copeau, la longueur de contact, les efforts de coupe et le flux de chaleur transmis dans l'outil. A partir des résultats expérimentaux, des simulations numériques basées sur la méthode des éléments finis sont effectuées et permettent de déterminer les distributions de la température et de la pression à l'interface outil-copeau. Les profils obtenus sont réalistes si on les compare à ceux obtenus expérimentalement (cf. paragraphe 5, Chapitre I) : la pression est très intense au voisinage de la pointe de l'outil, elle diminue lorsque que l'on s'éloigne de l'arête et la valeur maximale de la température n'est atteinte qu'à une certaine distance de la pointe de l'outil. Par ailleurs, les tendances expérimentales sont vérifiées (le flux de chaleur et la température calculée évoluent dans le même sens) et offrent une bonne précision compte tenu du fait que les conditions de coupe soient restées dans un domaine restreint (la vitesse de coupe est restée constante pour tous les essais).

Remarque : Les conditions de contact calculées par simulation numérique sont déterminées sans tenir compte de l'usure de l'outil. Il faut donc considérer ces conditions de contact comme celles existantes au début de l'usinage et qui initient les mécanismes d'usure.

CHAPITRE V

CARACTERISATION DES MECANISMES D'ENDOMMAGEMENT ET RELATION AVEC LES PARAMETRES DE CONTACT

Introduction

Dans les Chapitres III et IV, nous avons développé des moyens d'étude de la formation du copeau en coupe orthogonale basés à la fois sur l'expérimentation et la modélisation. Le but était d'établir les relations qui existent entre les conditions de coupe et les paramètres de contact. Dans ce dernier chapitre, nous cherchons maintenant à mettre en relation les mécanismes d'endommagement avec les sollicitations à l'interface outil-copeau dans le cas de l'usinage à sec de l'alliage d'aluminium AA2024 T351.

Nous en profiterons pour caractériser les mécanismes d'adhésion conduisant à l'endommagement des outils carbure (WC-Co). Les techniques expérimentales employées sont la microscopie électronique, la profilométrie à lumière blanche et l'analyse chimique par les méthodes EDS et des électrons Auger.

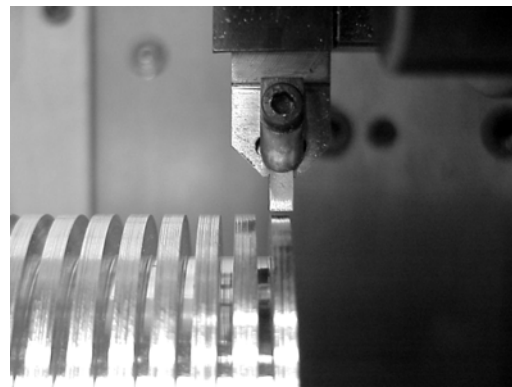
1. Dispositif d'essai pour l'usure des outils

1.1. Coupe orthogonale en tournage

L'opération de rabotage n'est pas adaptée à la réalisation des tests d'usure. Afin de bénéficier de temps de coupe suffisamment importants pour observer les phénomènes d'endommagement mais aussi pour disposer de vitesses de coupe supérieures à 60 m/min, les essais de coupe sont réalisés sur un tour à commande numérique SOMAB 500 (Figure 5-1(a)). Pour reproduire la coupe orthogonale, des pièces cylindriques permettant l'usinage de paliers successifs ont été spécialement préparées (Figure 5-1(b)). Grâce à la commande numérique, la vitesse de coupe V_c reste constante pendant l'opération de coupe malgré la diminution du diamètre et contrairement au tournage en tube, V_c reste également constante le long de l'arête de coupe. Seule l'avance t_f définie sur la raboteuse devient une avance par tour f (mm/tour). Les outils de coupe utilisés sur le tour sont les mêmes que ceux utilisés sur la raboteuse.



(a)



(b)

Figure 5-1. Dispositif de coupe orthogonale pour les essais d'usure. (a) Tour à commande numérique SOMAB 500. (b) Pièce et outil.

1.2. Etude préliminaire : influence de la vitesse de coupe

Dans le chapitre précédent, nous avons fixé la vitesse de coupe à 60 m/min (vitesse maximale de la raboteuse), mais avant d'étudier les phénomènes d'endommagement, il semblait intéressant d'obtenir des informations sur le processus de coupe dans une plus large gamme de vitesses. Des essais préliminaires ont donc été effectués en gardant la géométrie de l'outil ($\alpha=0^\circ$) et l'avance constantes ($f=0,1$ mm/tr) sur des temps d'usinage de quelques secondes. L'observation du collage sur la face de coupe des outils, de la taille des copeaux (Tableau 5-1), des composantes de l'effort (Figure 5-2), des épaisseurs du copeau, du coefficient de frottement apparent (Figure 5-3)

et du flux de chaleur transmis dans l'outil (Figure 5-4) permet de définir 3 domaines de vitesses de coupe :

Domaine 1 : $20 \text{ m/min} \leq V_c \leq 70 \text{ m/min}$

Dans cette gamme des vitesses, c'est le phénomène d'arête rapportée qui contrôle le processus de coupe. Le relevé des efforts entre le début de l'usinage et la fin de l'usinage, montre que l'arête rapportée a tendance à faire diminuer les efforts de coupe. Cela s'explique en particulier par la modification de l'arête de coupe qui avec le collage fait un angle de coupe supérieur à 0° . Même à des temps d'usinage très courts, les états de surfaces sont de qualité médiocre.

Domaine 2 : $70 \text{ m/min} \leq V_c \leq 100 \text{ m/min}$

C'est un domaine transition. La coupe avec arête rapportée se transforme progressivement en coupe avec zone de cisaillement secondaire (cf. Figure 5-5). La formation alternée d'arêtes rapportées et de copeaux adhérents conduit à l'instabilité de la coupe et à un état de surface désastreux (surtout aux alentours de $V_c=80 \text{ m/min}$).

Domaine 3 : $V_c \geq 100 \text{ m/min}$

A partir de $V_c=100 \text{ m/min}$, la coupe devient stable et l'état de surface s'améliore. Jusqu'à 200 m/min , le coefficient de frottement apparent et l'épaisseur du copeau diminuent de façon importante indiquant le passage d'un contact collant à un contact glissant.

Essai	Vc (m/min)	copeaux (taille)	Collage
1	18	moyens	arête rapportée ++
2	23	courts	arête rapportée ++
3	28	courts	arête rapportée ++
4	36	courts	arête rapportée +
5	44	courts	arête rapportée +
6	53	courts	arête rapportée +
7	65	courts	arête rapportée +
8	80	courts + longs	arête rapportée/instabilité
9	96	courts	arête rapportée -
10	116	très courts	copeau adhérent
11	130	courts + moyens	couche mate
12	160	courts	couche fine et mate
13	194	courts	couche fine et brillante
14	240	courts	couche fine et brillante
15	320	courts	couche fine et brillante
16	390	courts	couche fine et brillante
17	500	courts	couche fine et brillante

Tableau 5-1. Influence de la vitesse de coupe en tournage de l'AA2024 T351, $\alpha=0^\circ$, $f=0,1 \text{ mm/tr}$, $n=4 \text{ mm}$.

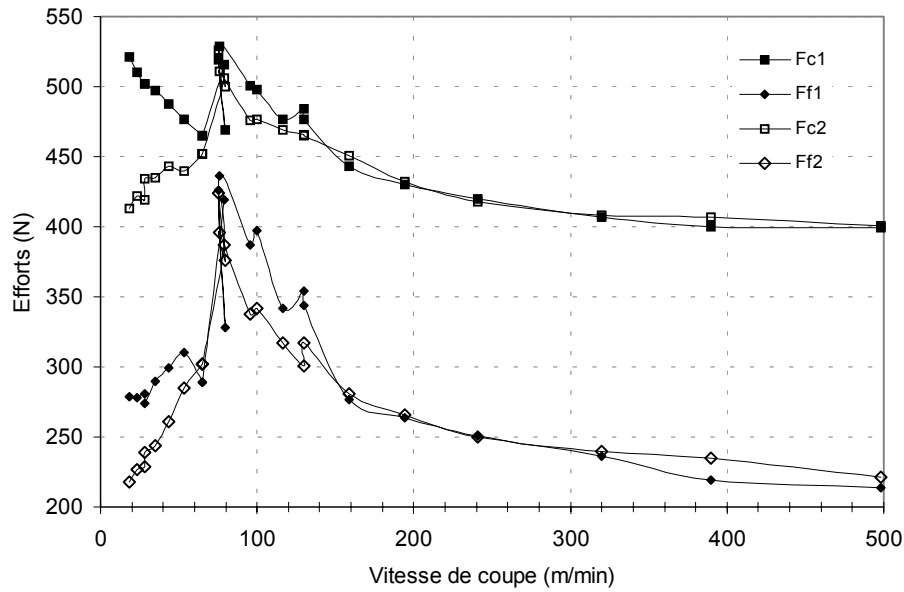


Figure 5-2. Effet de la vitesse de coupe sur les efforts de coupe F_c et d'avance F_f , tournage de l'AA2024 T351, $\alpha=0^\circ$, $f=0,1\text{mm/tr}$, $w=4\text{ mm}$. L'indice 1 correspond aux valeurs du début de l'usinage, l'indice 2 correspond aux valeurs en fin d'usinage.

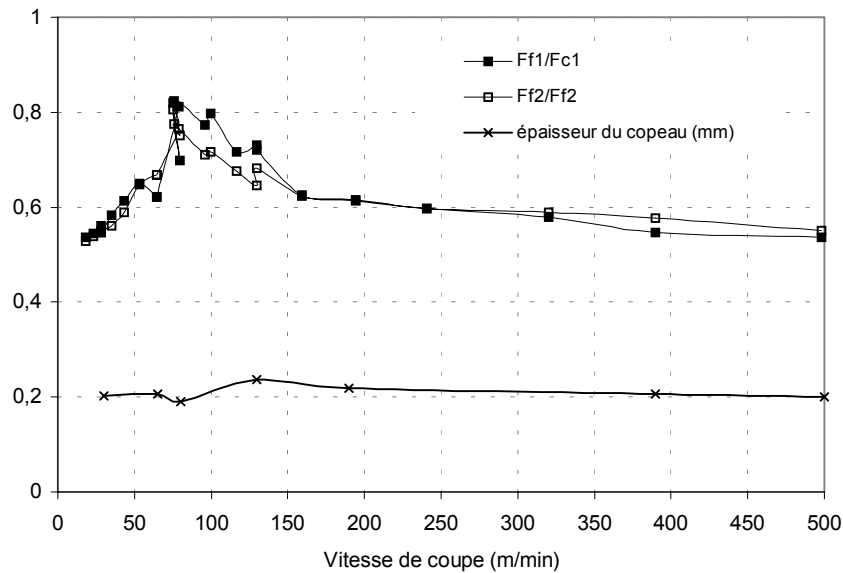


Figure 5-3. Effet de la vitesse de coupe sur le coefficient de frottement apparent $\bar{\mu}$ et l'épaisseur du copeau t_c , tournage de l'AA2024 T351. Le rapport des efforts F_f/F_c donne directement la valeur de $\bar{\mu}$, $\alpha=0^\circ$, $f=0,1\text{mm/tr}$, $w=4\text{ mm}$. L'indice 1 correspond aux valeurs du début de l'usinage, l'indice 2 correspond aux valeurs en fin d'usinage.

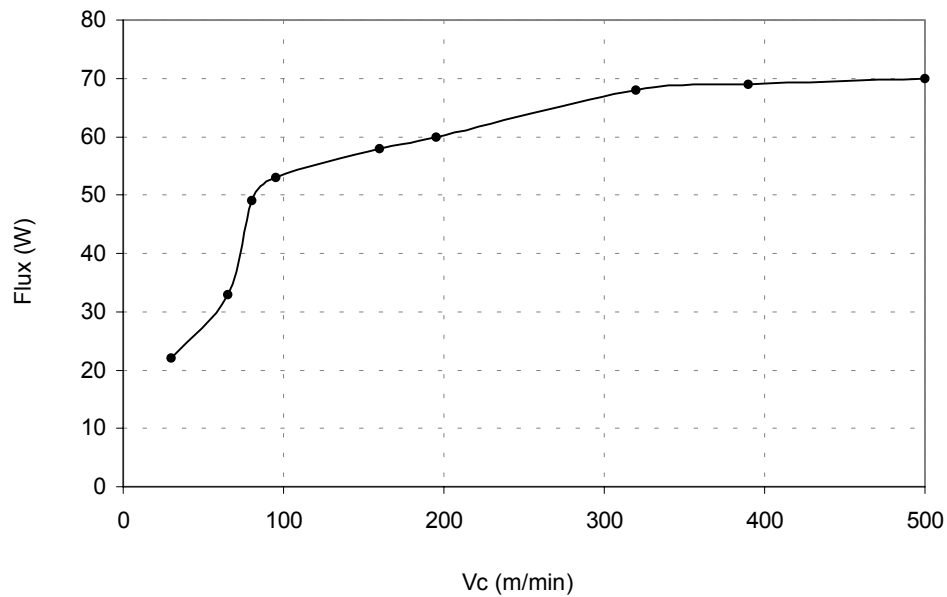


Figure 5-4. Effet de la vitesse sur le flux de chaleur transmis dans l'outil. Tournage de l'AA2024 T351, $\alpha=0^\circ$, $f=0,1$ mm/tr, $a_p=4$ mm.

A partir de 200 m/min, une couche fine et brillante d'aluminium apparaît sur la face de coupe des outils. Elle favorise le glissement du copeau qui voit son épaisseur diminuer. A partir de 300 m/min, la coupe semble même atteindre un régime quasi-stationnaire. Cette situation correspond également au changement de pente de la courbe du flux de chaleur transmis dans l'outil (Figure 5-4) qui devient moins abrupte à partir de cette vitesse. Ce changement de régime, appuie le fait que nous ayons bien un contact glissant où l'évacuation de la chaleur s'effectue principalement par transport avec le copeau.

La formation du copeau s'effectue de façons très différentes en fonction de la vitesse de coupe, nous pouvons donc nous attendre à trouver des mécanismes d'endommagement très différents.

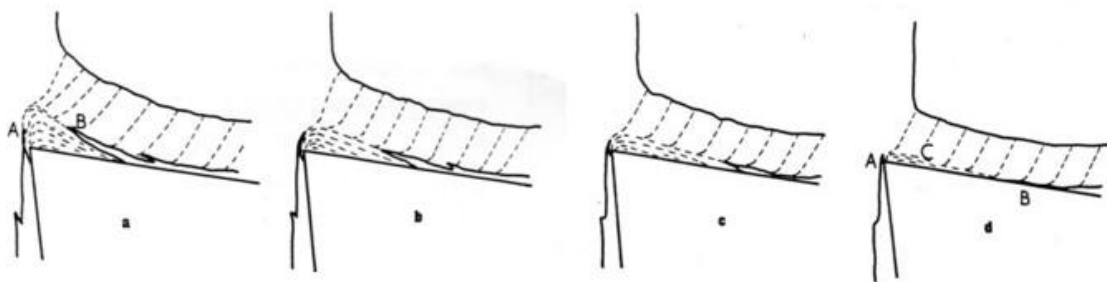


Figure 5-5. Evolution de l'arête rapportée en zone de cisaillement secondaire en fonction de la vitesse de coupe, d'après [Tren_63].

2. Techniques utilisées pour l'examen des surfaces

2.1. Topographie des surfaces

a. Microscopie électronique à balayage - MEB

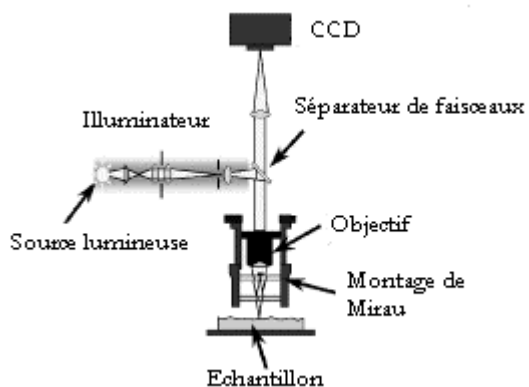
Le microscope électronique à balayage utilisé dans cette étude est un appareil JEOL JSM-6360 A. Il peut fonctionner en mode électrons secondaires (SEI : secondary electron image) ou en mode électrons rétrodiffusés (BEI : backscattering electron image). Ce dernier mode permet en particulier de voir des images où le contraste croît avec le numéro atomique des atomes constitutifs de l'échantillon. Un élément lourd (par exemple dans notre cas le tungstène) donnera un signal intense et apparaîtra en clair sur l'image alors qu'un élément léger (cobalt, aluminium) donnant un signal faible apparaîtra en sombre sur l'image. La microscopie électronique à balayage permet d'obtenir des images de surfaces à très grand grossissement et offre une très grande profondeur de champ (plusieurs centaines de micromètres). Elle ne permet cependant pas la mesure absolue des dimensions dans le sens de la hauteur. Nous utiliserons pour cela la microscopie interférentielle.

b. Microscopie interférentielle

L'interférométrie par lumière blanche est une technique qui permet d'obtenir sans contact le relief d'une surface et la mesure de sa rugosité avec une grande précision. Le profilomètre optique utilisé est un Veeco Wyko NT 1100 (Figure 5-6(a)).



(a)



(b)

Figure 5-6. Système d'interférométrie à lumière blanche. (a) Profilomètre optique Veeco Wyko NT 1100. (b) Schéma conventionnel d'un interféromètre à lumière blanche (balayage vertical).

Le système optique est constitué d'une source de lumière blanche, d'un objectif interférométrique, d'une caméra CCD et d'un porte-échantillon permettant un mouvement vertical (Figure 5-6(b)). Une lumière blanche passe à travers un séparateur de faisceau qui dirige la lumière sur la surface de l'échantillon et sur un miroir de référence. Quand les deux surfaces réfléchissent la lumière, un motif d'interférence est formé (franges). La surface de l'échantillon est balayée verticalement (du haut vers le bas) et le réseau de franges est enregistré dans chaque plan focal. Un calculateur détermine la hauteur à partir de la position de l'échantillon et de la position des franges.

Il est possible de mesurer des hauteurs verticales allant de quelques nanomètres à plusieurs millimètres avec une vitesse d'acquisition de quelques secondes à quelques minutes. Les zones analysées vont de $70\ \mu\text{m}^2$ (grossissement $G=75$) à $2\ \text{mm}^2$ ($G=2,5$). Comme la résolution verticale est indépendante du grossissement choisi, nous préservons une grande résolution même pour des surfaces analysées relativement larges. L'interférométrie par analyse est donc très intéressante pour les observations de la surface de coupe des plaquettes car elle permet de caractériser des formes de l'usure allant du cratère de faible profondeur ([Devi_03]) à l'arête rapportée de plusieurs centaines de microns de hauteur.

2.2. Caractérisation chimique

a. Analyse en spectroscopie dispersive des rayons X - EDS

Le microscope électronique à balayage est également équipé d'un dispositif permettant de réaliser une analyse en spectroscopie dispersive des rayons X (EDS). Grâce à l'EDS, la composition chimique de la plaquette peut être déterminée quantitativement en surface (aire d'analyse : $1\ \mu\text{m}^3$). Avant chaque analyse ou observation, les échantillons sont dégraissés à l'acétone pure.

b. Spectroscopie des électrons Auger - AES

La spectrométrie des électrons Auger (AES) constitue un outil puissant d'analyse chimique des surfaces solides sur une épaisseur de l'ordre du nanomètre. L'étude de la position des pics Auger permet de déterminer la composition chimique des premières couches atomiques d'un solide. Les analyses par électrons Auger sont obtenues grâce à un microscope MICROLAB VG 310-F équipé d'un canon ionique. L'analyse chimique élémentaire et semi-quantitative d'une surface est donnée avec une très bonne résolution spatiale (faisceau circulaire de 50 nm de diamètre). En couplant les analyses AES à une érosion ionique (décapage ionique par faisceau Ar^+ à une vitesse de 2 Angstrom/seconde) il est possible d'obtenir des informations chimiques en profondeur dans l'outil. L'AES est donc employée dans cette étude pour déceler les phénomènes de diffusion par la réalisation de profils de concentrations en profondeur.

3. Essais d'usure et paramètres de contact

Les essais d'usure sont réalisés sous différentes conditions de coupe et à différents temps d'usinage répertoriés dans le Tableau 5-2. Pour calculer les paramètres de contact (température et pression), nous procédons de la même façon qu'au Chapitre IV. La variable x représente la position (à partir de l'arête de coupe) où la température maximale T_{max} est atteinte.

Les profils de température (Figure 5-7) montrent que la position relative de T_{max} par rapport à la longueur de contact l_c peut être très différente selon les conditions de coupe. La combinaison faible vitesse de coupe / faible avance place T_{max} très proche de la pointe de l'outil. Mais dans le cas où V_c et f sont importantes T_{max} se situe plutôt vers le milieu de la zone de contact. Contrairement à la température, la pression de contact (Figure 5-8) reste maximale à la pointe de l'outil et sa valeur (au voisinage du point x) diminue en même temps que la température augmente (adoucissement thermique).

Les distributions des températures et des pressions de contact peuvent donc aider à choisir les zones d'étude pour les analyses chimiques. Par exemple, pour effectuer un profil de concentration en profondeur afin de détecter des phénomènes chimiquement activés, on privilégiera une zone d'étude au voisinage de la position T_{max} .

Essai	V_c (m/min)	α (°)	f (mm/tr)	Temps de coupe (min)	Flux $\mathfrak{I}$ (W)	T_{max} (°C) (simulation)	P_{moy} (MPa) (simulation)	x (mm)	l_c (mm) (simulation)
1	30	0	0,1	14	25	155	300	0,05	0,47
2	30	0	0,1	28					
3	60	15	0,1	7	30	180	500	0,07	0,25
4	60	15	0,1	14					
5	60	15	0,1	21					
6	60	0	0,3	7	70	245	300	0,3	0,6
7	180	0	0,1	7	60	265	300	0,1	0,25
8	360	0	0,1	7	70	310	200	0,12	0,23

Tableau 5-2. Essais d'usure réalisés sur le tour à commande numérique et paramètres de contact.

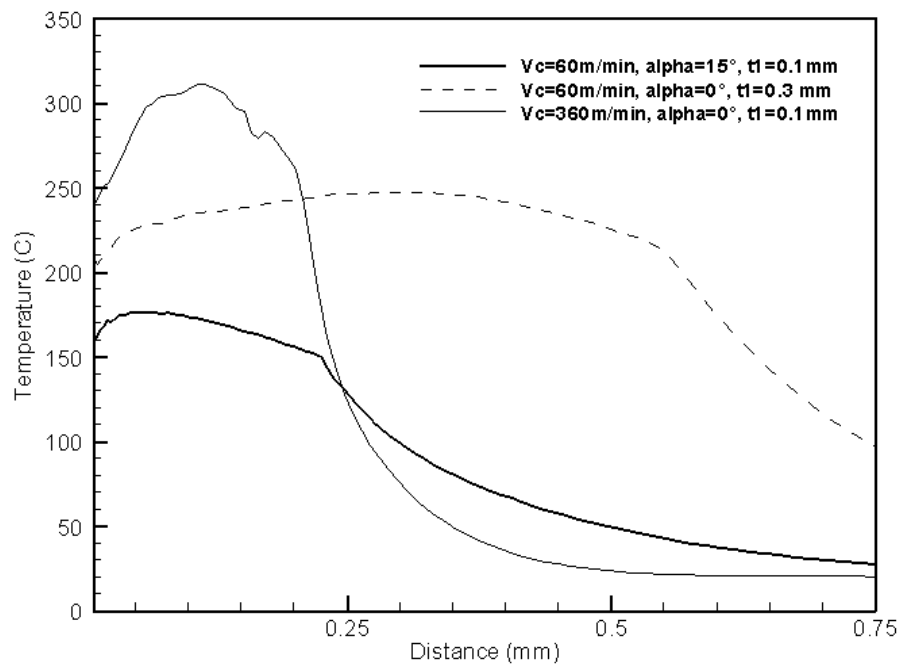


Figure 5-7. Distributions de la température à l'interface outil-copeau obtenues par simulation numérique.

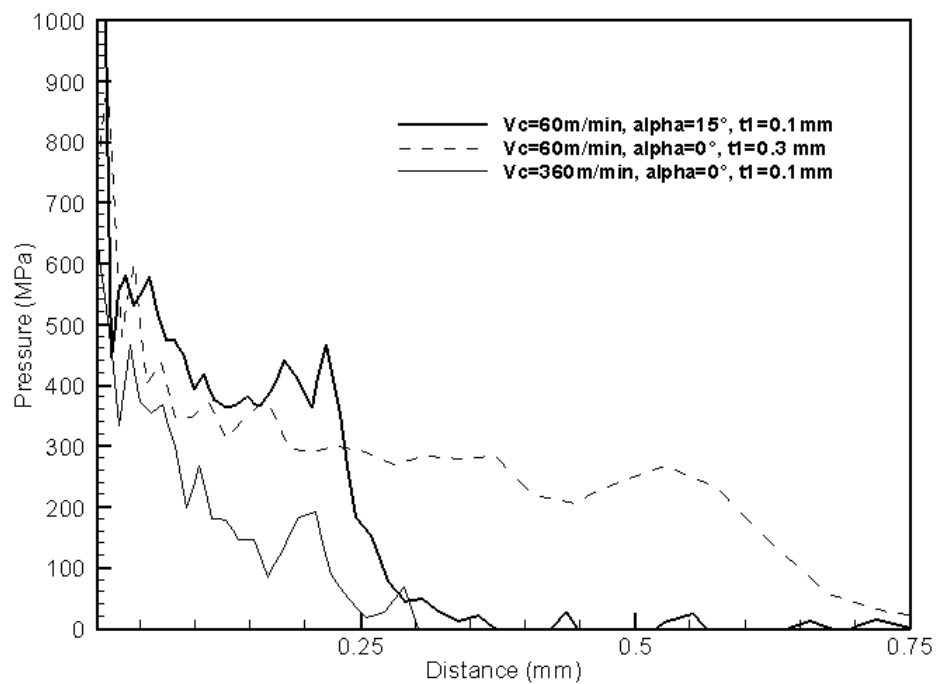


Figure 5-8. Profils de pression à l'interface outil-copeau obtenus par simulation numérique.

4. Endommagement des outils à faible vitesse de coupe et petite avance

4.1. Formation de l'arête rapportée

La forme la plus spectaculaire du collage est l'arête rapportée (BUE). Elle apparaît comme le principal endommagement de l'outil dans le domaine des faibles vitesses de coupe et des faibles avances (essais 1 à 5 du Tableau 5-2). Ces conditions sont caractérisées par les températures les plus faibles (155°C - 180°C) et des pressions de contact P_{moy} très élevées (300 - 500 MPa).

Les observations de la face de coupe des outils au microscope électronique (Figure 5-9) montrent des amas successifs d'aluminium dans la direction de glissement du copeau qui laissent penser que l'arête rapportée se forme progressivement par étalement de morceaux macroscopiques d'aluminium arrachés aux copeaux.

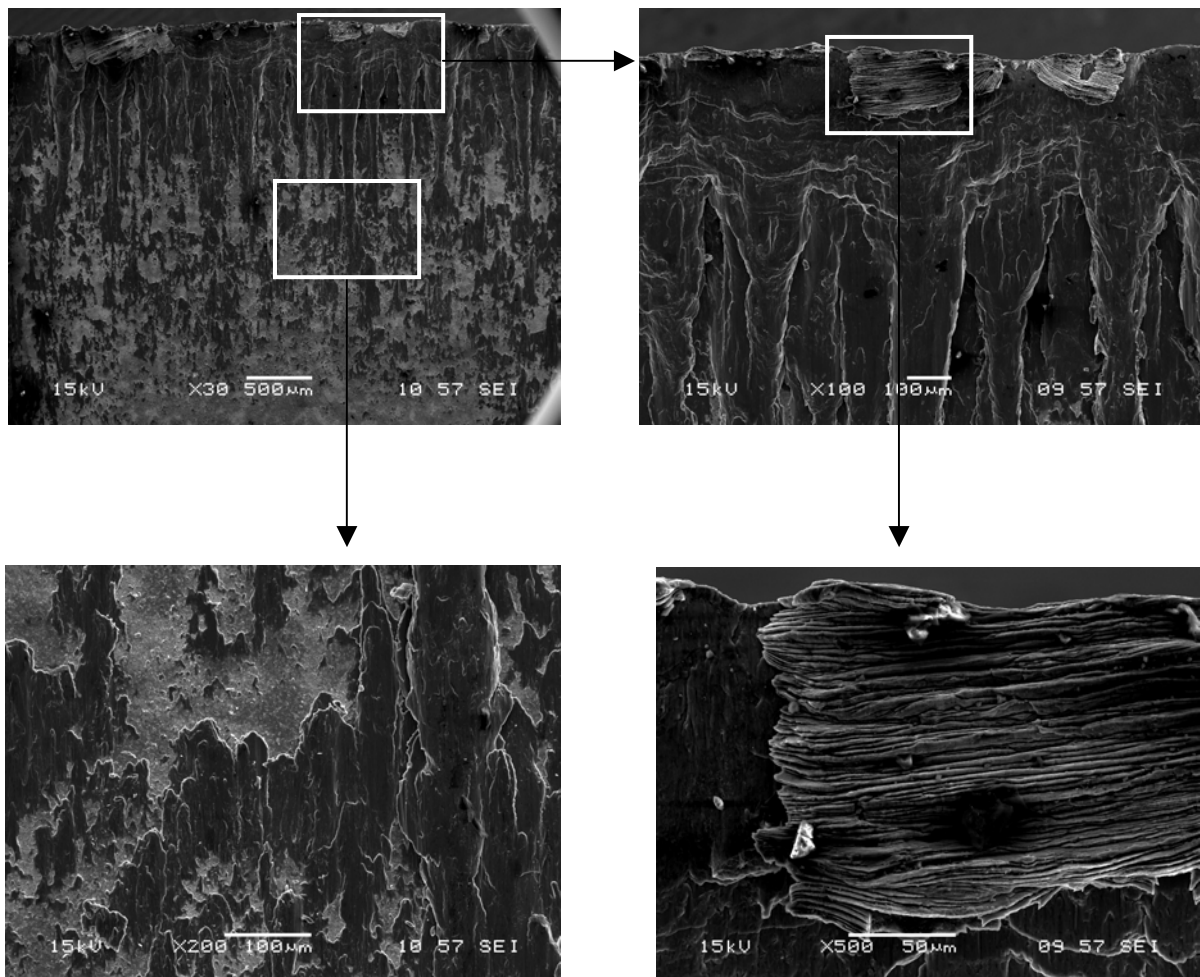


Figure 5-9. Photographies MEB de la face de coupe d'un outil après 7 minutes d'usinage, $V_c=60$ m/min, $\alpha=15^\circ$, $f=0,1$ mm/tour, $w=4$ mm.

4.2. Adhésion de l'arête rapportée sur la face de coupe

La Figure 5-10(a) montre une vue de section d'outil illustrant l'arête rapportée formée sur la face de coupe d'un outil après 7 minutes d'usinage ($V_c=60\text{m/min}$, $\alpha=15^\circ$, $f=0,1\text{ mm/tr}$). L'arête rapportée définit une nouvelle géométrie de coupe, la partie inférieure du dépôt prolongeant la face en dépouille de la plaquette. Les pressions de contact conduisent à l'adhésion de l'arête rapportée par entrelacement des aspérités qui sont formées, dans le cas de l'outil, par les grains de carbure WC (Figure 5-10(b)). Après l'opération de coupe, la pression se relâche et l'arête rapportée peut facilement être enlevée de l'outil. L'adhésion semble principalement provoquée par ancrage mécanique mais cela n'exclut pas qu'elle puisse être renforcée par des phénomènes de solubilité ou de diffusion.



Figure 5-10. Images MEB d'une section d'un outil après 7 minutes d'usinage, $V_c=60\text{ m/min}$, $\alpha=15^\circ$, $f=0,1\text{ mm/tr}$, $a_p=4\text{ mm}$. La plaquette a été découpée en deux parties par électroérosion (perpendiculairement à l'arête de coupe) et polie. (a) Arête rapportée. (b) Détails des aspérités.

Après avoir retiré les arêtes rapportées de la surface des outils, un profil de concentration en profondeur (AES + décapage ionique) fut réalisé à $100\text{ }\mu\text{m}$ de l'arête de coupe. Les profils de concentration obtenus sont représentés sur les Figures 5-11(essai 3) et 5-12 (essai 5). Ils ne montrent pas que les éléments de l'alliage usiné (Al, Cu) ont diffusé dans l'outil WC-Co ou vice versa, les températures n'étant pas suffisantes pour activer de manière significative les processus de diffusion. Le temps d'usinage (7 et 21 minutes) ne semblent pas non plus avoir beaucoup d'influence. Néanmoins, sous ces pressions élevées (qui compense l'effet de la température) des composés intermétalliques Al_xCo_y (cf. Diagramme de phase Annexe 5) peuvent se former et favoriser la création de micro-soudures.

Les profils indiquent également la présence d'atomes d'oxygène à la surface de l'outil. Des liaisons métal-oxide ou oxide-oxide sont donc également possibles ([Basu_96, Rama_02]) et peuvent renforcer les mécanismes d'adhésion.

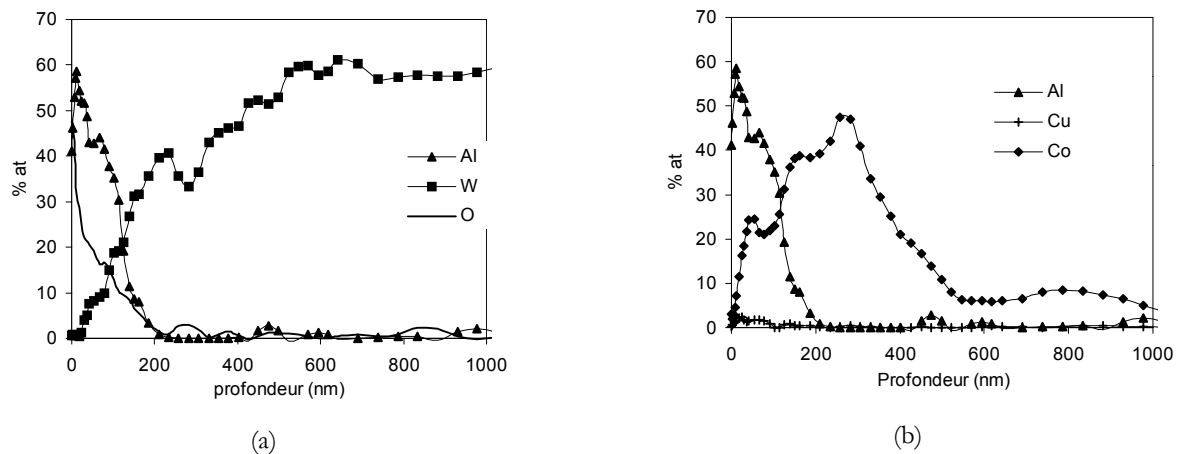


Figure 5-11. Profils de concentration en profondeur (après 7 min d'usinage) sur la face de coupe de l'outil à une distance de 100 μm de l'arête de coupe. $V_c = 60 \text{ m/min}$, $f = 0.1 \text{ mm/tr}$, $\alpha = 15^\circ$, $w = 4 \text{ mm}$. (a) Gradient de concentration des éléments Al, W et O. (b) Gradient de concentration des éléments Al, Cu et Co.

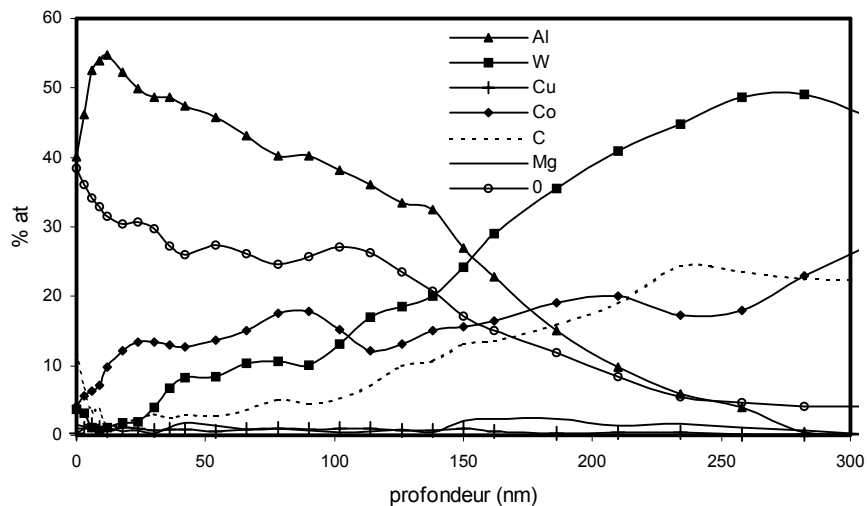


Figure 5-12. Profils de concentration en profondeur (après 21 min d'usinage) sur la face de coupe de l'outil à une distance de 100 μm de l'arête de coupe. $V_c = 60 \text{ m/min}$, $f = 0.1 \text{ mm/tr}$, $\alpha = 15^\circ$, $w = 4 \text{ mm}$.

4.2. Géométrie de l'arête rapportée

La reconstitution de la surface de coupe en 3-D est réalisée grâce au profilomètre optique (Figure 5-13(b)). Les profils semblent indiquer que la coupe avec arête rapportée s'effectue avec un angle de coupe d'environ 30° , elle facilite ainsi l'évacuation du copeau. L'arête rapportée ajoute en effet 30° aux plaquettes qui usinent avec $\alpha=0^\circ$ (Figure 5-14(a)), et 15° aux plaquettes qui usinent avec $\alpha=15^\circ$ (Figure 5-14(b), voir également l'annexe 4). Les valeurs de la hauteur maximale h de

l'arête rapportée pour toutes les conditions de coupe sont reportées dans le Tableau 5-3. Comme pour les profils de concentrations, nous ne pouvons pas établir de relation entre la hauteur maximale et le temps de coupe. En effet, l'arête rapportée est très instable, elle est périodiquement créée puis détruite au cours de l'opération de coupe, [Hosh_68].



Figure 5-13. Observation de l'arête rapportée pour la condition $V_c=60$ m/min, $\alpha=15^\circ$, $f=0,1$ mm/tr après 14 minutes d'usinage (a) Photographie MEB de la face de coupe. (b) Profil 3D de la face de coupe obtenu par interférométrie.

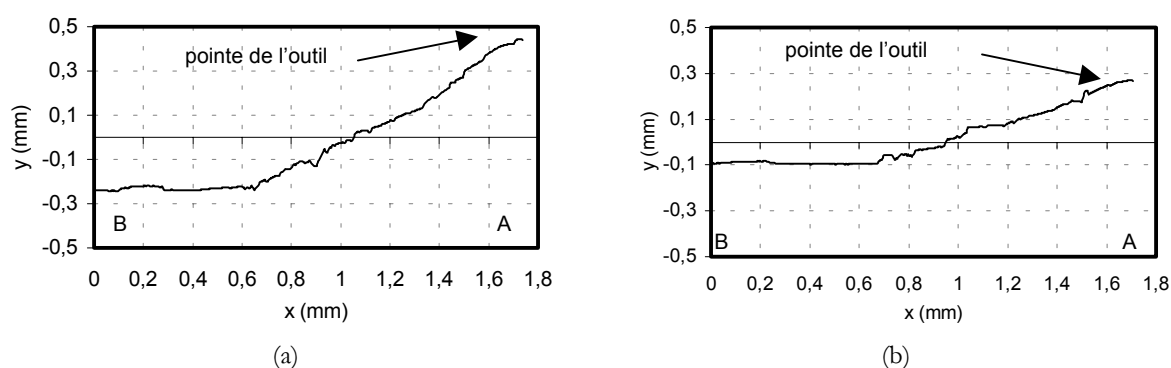


Figure 5-14. Profils 2D de l'arête rapportée au milieu de la face de coupe (selon la ligne A-B comme illustré sur la de la Figure 5-10(b)). (a) $V_c=30$ m/min, $\alpha=0^\circ$, $f=0,1$ mm/tr, $w=4$ mm, temps de coupe : 14 min (b) $V_c=60$ m/min, $\alpha=15^\circ$, $f=0,1$ mm/tr, $w=4$ mm, temps de coupe : 14 min.

Essai	1	2	3	4	5
h (μ m)	650	550	250	380	330

Tableau 5-3. Hauteur maximale h de l'arête rapportée sur la face de coupe des outils, $f=0,1$ mm/tr, $w=4$ mm.

5. Mécanismes d'endommagement aux conditions de coupe sévères

Aux conditions de coupe sévères (vitesses de coupe élevées et/ou grandes avances), l'énergie dissipée par déformation plastique et par frottement se traduit par une forte élévation de la température sur la face de coupe de l'outil. Elle s'accompagne d'une baisse de la pression de contact et d'une vitesse glissement à l'interface plus élevée, ce qui explique le changement des modes d'endommagement. Les investigations menées sur les essais 6, 7 et 8 dont les températures maximales T_{max} et les pressions moyennes P_{moy} à l'interface outil-copeau sont respectivement (245°C, 300 MPa), (265°C, 300 MPa) et (310°C, 200MPa) montrent des mécanismes d'endommagement similaires pour les trois essais. Ils se traduisent par l'activation de phénomènes de diffusion et la formation d'une couche adhérente.

5.1. Formation d'une couche adhérente (ou couche de transfert)

La formation d'une couche adhérente brillante et fine sur les surfaces des outils est observée pour les 3 essais (6, 7 et 8). Pour exemple, la Figure 5-15(a) montre l'image MEB de la face de coupe d'un outil ($\alpha=0^\circ$) ayant usiné à sec pendant 7 minutes avec une vitesse de coupe $V_c=60$ m/min et une avance $f=0,3$ mm/tr. Immédiatement derrière l'arête de coupe nous observons une zone contrastée de largeur égale à la longueur de contact l_c (600 μ m, cf. Tableau 5-2, essai 6). Les analyses chimiques par EDS (Tableau 5-4) et AES (voir les profils sur les Figures 5-17, 5-18 et 5-20 dans le paragraphe consacré à la diffusion) indiquent une présence importante de cuivre dans la composition du dépôt, ce qui laisse penser que la couche adhérente est essentiellement formée par transfert des précipités Al_2Cu et Al_2CuMg présents dans le copeau. Ce transfert de matière conduit à une sorte de glaçage dont l'effet de transparence s'observe sur la Figure 5-15(b).

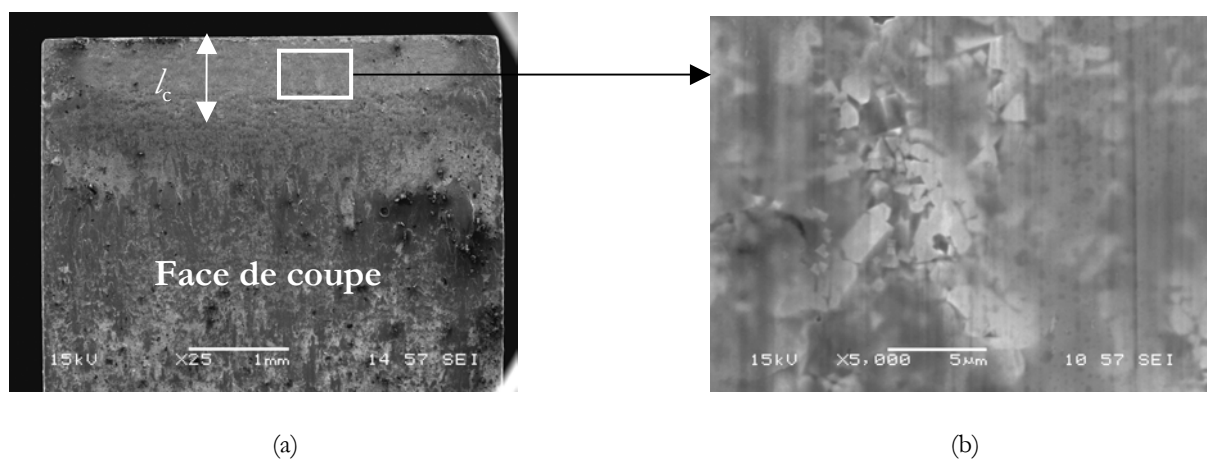


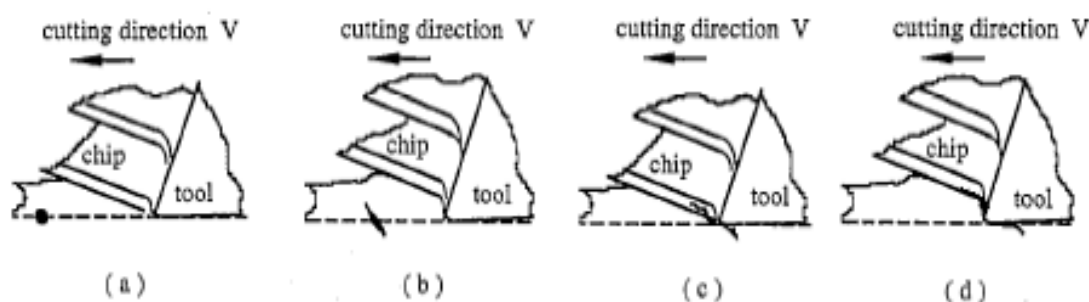
Figure 5-15. Images MEB de la face de coupe de l'outil WC-Co après 7 min d'usinage, $V_c=60$ m/min, $f=0,3$ mm/tr, $v=4$ mm. (a) Vue globale (b) Agrandissement de la zone de contact.

Eléments	$V_c=60$ m/min, $f=0,3$ mm/tr	$V_c=180$ m/min, $f=0,1$ mm/tr	$V_c=360$ m/min, $f=0,1$ mm/tr
Al	48	35	34
Cu	24	12	6
Mg	4	6	2
W	14	27	26
Co	7	7	20
O	3	13	11
Mn	0	0	1

Tableau 5-4. Composition chimique (wt. %) de la couche adhérente.

La formation de cette couche adhérente fait fortement penser à la formation des couches de transfert sélectif qui se produit lors de l'usinage des aciers inoxydables de type Ca-S (traité au calcium), [Fang_96, Qi_96]. Les auteurs expliquent la formation de la couche adhérente par un processus d'extrusion des inclusions visqueuses et non-métalliques présentes dans l'acier sous l'effet de la pression de contact et de la température (Figure 5-16). Le mécanisme d'extrusion des précipités Al_2Cu présents dans l'AA2024 T351 est probablement très proche de celui des inclusions non métalliques présentes dans les aciers Ca-S.

Les mécanismes de formation des couches de transfert ne sont cependant pas totalement connus. Pour comprendre et maîtriser ces mécanismes, il faut prendre en compte le rôle de la viscosité des inclusions (ou précipités), les phénomènes de décohésion matrice/inclusions et les affinités chimiques qui existent entre les inclusions et les différents composants de l'outil, [Brio_93].

**Figure 5-16.** Mécanisme d'extrusion d'une inclusion sur la face de coupe de l'outil, cas d'une inclusion située sur la ligne de coupe, d'après [Fang_96].

5.2. Diffusion

La diffusion de certaines espèces chimiques a été mise en évidence à travers les profils de concentrations en profondeur effectués par analyse des électrons Auger et décapage ionique. Si les mécanismes de diffusion peuvent participer à la formation de la couche adhérente, ils ne se traduisent jamais par la formation de cratères sur la surface des outils (cf. section 5.3). Ce sont les éléments de l'alliage d'aluminium qui migrent vers l'outil et non le contraire.

Pour l'essai 6 ($V_c=60$ m/min, $f=0,3$ mm/tr), comme la longueur de contact était de $600\text{ }\mu\text{m}$, nous avons pu effectuer simultanément deux profils de concentrations à $200\text{ }\mu\text{m}$ (Figure 5-17) et $400\text{ }\mu\text{m}$ (Figure 5-18) de l'arête de coupe. Sur les profils, on retrouve bien la présence de la couche adhérente d' Al_2Cu d'une épaisseur d'environ 400 nm et de l'aluminium plus loin dans l'outil. L'aluminium et le tungstène présentent des profils de concentration antinomiques : quand la concentration de l'un augmente, l'autre diminue. En revanche, les profils de l'aluminium et du cobalt évoluent dans le même sens. Cela montre que les atomes d'aluminium migrent dans l'outil à travers le liant cobalt. Il est possible également que l'aluminium diffuse entre les grains de WC et le liant cobalt, la discontinuité formée par les deux phases rappellent les joints de grains qui sont des chemins privilégiés pour les phénomènes de diffusion. Aux températures et pressions à l'interface calculées par simulation numérique ($T_{\text{max}}=245^\circ\text{C}$, et $P_{\text{moy}}=300\text{ MPa}$) les atomes d'aluminium pourraient facilement former de nouveaux composants avec le cobalt. Cette hypothèse est appuyée par les résultats de Vovk *et al* ([Vovk_03]). A travers leur étude sur les interfaces constituées de couches minces Co/Al, les auteurs ont mis en évidence les phénomènes de diffusion entre le cobalt et l'aluminium.. Ils ont aussi conclu à la formation d'intermétallique AlCo et Al_3Co_2 dans la couche de cobalt à travers les joints de grains. Les conditions d'étude étaient très similaires à celles de nos essais d'usinage (les températures d'étude variaient de 250 à 450°C).

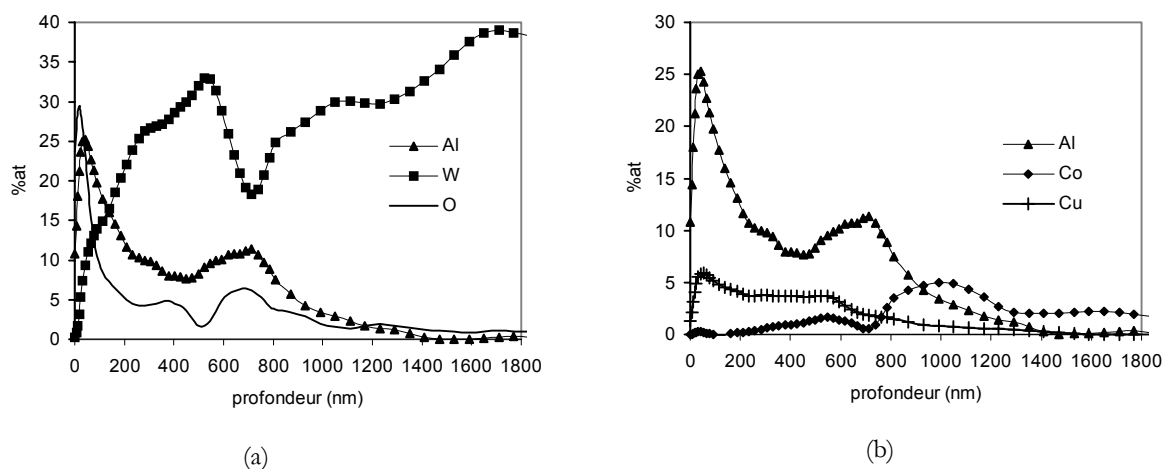


Figure 5-17. Profils de concentration en profondeur (après 7 min d'usinage) sur la face de coupe de l'outil à une distance de $200\text{ }\mu\text{m}$ de l'arête de coupe. $V_c = 60$ m/min, $f = 0,3$ mm/tr, $\alpha = 0^\circ$, $w = 4$ mm. (a) Gradient de concentration des éléments Al, W et O. (b) Gradient de concentration des éléments Al, Cu et Co.

Les profils de concentration à 200 μm et 400 μm présentent des résultats très similaires, les Figures 5-7 et 5-8 montrent qu'à ces deux endroits la température et la pression sont très proches. Il semble donc logique de retrouver des profils de concentrations quasi-identiques.

Sur la Figure 5-18, nous avons volontairement représenté les profils sur une profondeur plus importante pour montrer la présence de l'aluminium (avec le cobalt) loin sur le graphique. On peut avancer l'hypothèse que l'aluminium ait diffusé loin dans l'outil à travers le liant cobalt et l'absence d'aluminium de 500 nm à 3500 nm correspondrait à la présence d'un grain de carbure WC (dont la taille ferait environ 3 μm). Mais il faut rester prudent quant aux précédentes conclusions car comme la surface de l'outil est assez hétérogène (cf. annexe 2), nous observons peut-être uniquement des phénomènes de surfaces mais à des hauteurs différentes.

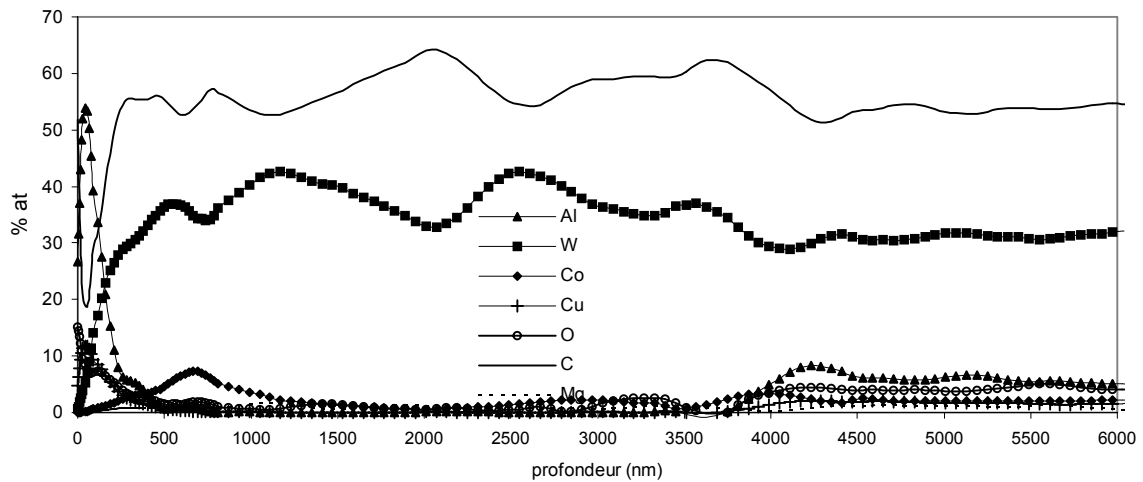


Figure 5-18. Profils de concentration en profondeur (après 7 min d'usinage) sur la face de coupe de l'outil à une distance de 400 μm de l'arête de coupe. $V_c = 60 \text{ m/min}$, $f = 0,3 \text{ mm/tr}$, $\alpha = 0^\circ$, $w = 4 \text{ mm}$.

Le mécanisme de diffusion qui conduit à la migration des atomes d'aluminium dans l'outil et à la formation de composés intermétalliques Al_xCo_y fragilise la cohésion entre les grains de carbure et le liant cobalt. En outre, la consommation des atomes de cobalt qui ont servi à créer ces intermétalliques, peut changer de manière significative la concentration de Co dans la phase du liant. Pour rééquilibrer les concentrations, des atomes de cobalt situés dans les couches inférieures de l'outil pourraient à leur tour migrer vers la surface de l'outil et par conséquent, ces couches inférieures seraient également fragilisées.

Les profils de concentration indiquent également la présence importante d'oxygène. En plus des précipités Al_2Cu , la couche adhérente peut également être composée d'éléments durs Al_2O_3 . L'oxydation des carbures superficiels peut aussi se produire dans la zone de contact et contribuer à la fragilisation de l'outil.

Nous ne sommes donc pas à l'abri des phénomènes d'arrachement des grains de carbure notamment au voisinage de la pointe de l'outil (Figure 5-19). Sous l'effet de la pression, les mécanismes d'adhésion sont favorisés et si les liaisons entre le liant cobalt et les grains de carbure de tungstène sont fragilisées, les fragments d'aluminium adhérents peuvent facilement entraîner avec eux des grains de carbure ($\approx$ attrition).



Figure 5-19. Image MEB illustrant le phénomène d'attrition au niveau de l'arrêt de coupe, $V_c=60$ m/min, $f=0,3$ mm/tr, $w=4$ mm, temps d'usinage = 7 min (a) Image obtenue avec les électrons secondaires. (b) Image obtenue avec les électrons rétro diffusés.

La Figure 5-20 relative à l'essai 7 ($V_c=180$ m/min, $f=0,1$ mm/tr) montre des profils similaires à l'essai 6. Les conditions de coupe pourtant très différentes pour les deux essais, produisent des conditions de contact très semblables et des effets à l'interface très similaires (profils de diffusion et formation de la couche de transfert).

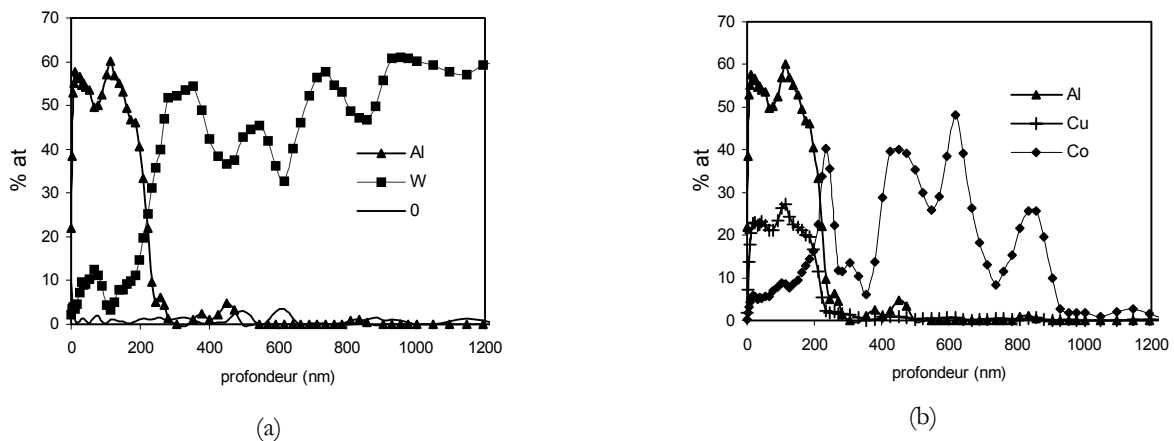


Figure 5-20. Profils de concentration en profondeur (après 7 min d'usinage) sur la face de coupe de l'outil à une distance de 100 μ m de l'arrêt de coupe. $V_c=180$ m/min, $f=0,1$ mm/tr, $\alpha=0^\circ$, $w=4$ mm. (a) Gradient de concentration des éléments Al, W et O. (b) Gradient de concentration des éléments Al, Cu et Co.

Le profil de concentration de profondeur correspondant à l'essai 8 ($V_c=360$ m/min, $f=0,1$ mm/tr) est présenté à la Figure 5-21. Pour cette condition de coupe, la température à l'interface est de 310°C et la pression moyenne seulement de 200 MPa. Elles sont donc favorables au glissement du copeau.

Le profil de diffusion diffère un peu des autres essais. Bien que la température soit très élevée, la diffusion semble moins significative, l'épaisseur de la couche adhérente formée étant très importante ($3,5\mu\text{m}$). Sa présence fait passer le mécanisme de diffusion d'un processus dynamique à un processus statique. La couche adhérente pourrait ainsi constituer une barrière de diffusion empêchant les éléments Al de migrer dans l'outil, ce qui rendrait très intéressant l'emploi des grandes vitesses de coupe pour l'usinage à sec de l'AA2024 T351.

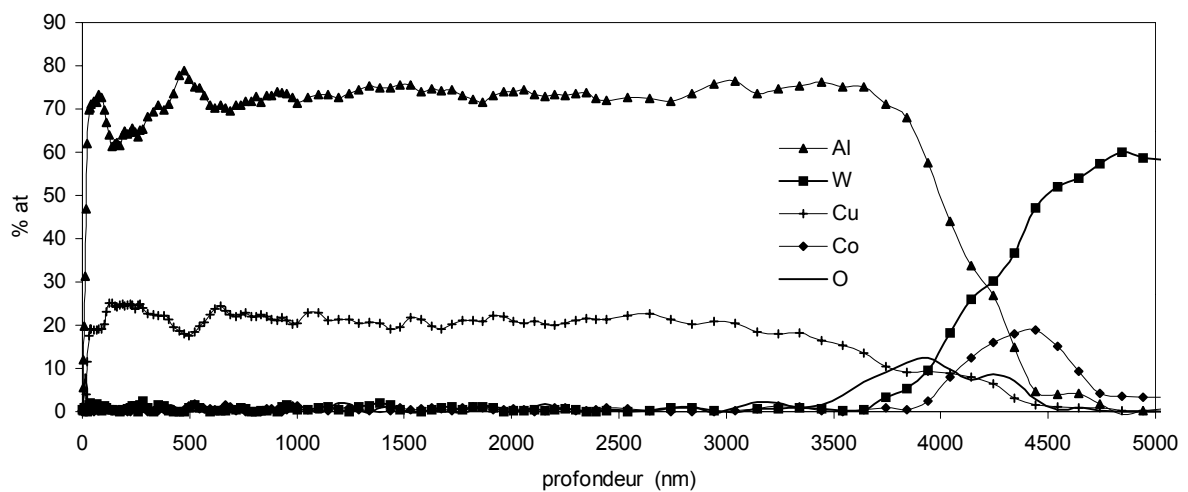


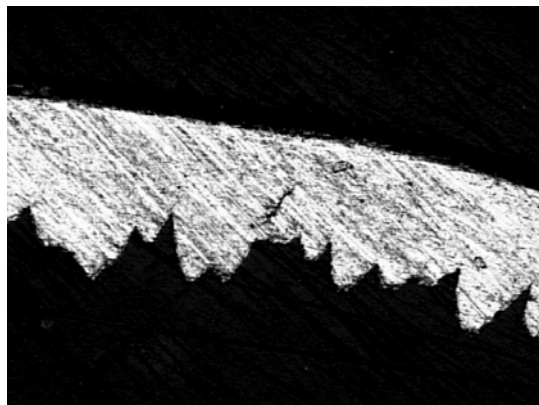
Figure 5-21. Profils de concentration en profondeur (après 7 min d'usinage) sur la face de coupe de l'outil à une distance de $100\mu\text{m}$ de l'arête de coupe. $V_c = 360$ m/min, $f = 0.1$ mm/tr, $\alpha = 0^\circ$, $w = 4$ mm.

5.3. Evolution de la coupe au cours de l'usinage

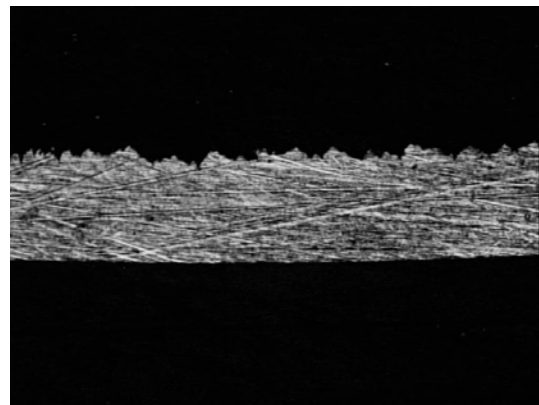
La Figure 5-22 montre des copeaux prélevés à divers moment de l'usinage ($V_c=360$ m/min, $f=0,1$ mm/tr). Au début de l'usinage, le copeau est irrégulier et son épaisseur moyenne est de $0,19$ mm (Figure 5-22(a)). Si l'on se réfère au modèle développé au Chapitre III, la vitesse de glissement V_i serait très proche de zéro ($\phi=28^\circ$) et la vitesse du copeau V_{cop} de 190 m/min (l'outil n'est pas encore « rôdé »). Après un certain temps (Figure 5-22(b)), lorsque la couche adhérente stable s'est formée, le copeau devient très régulier et son épaisseur diminue ($t_2=0,16$ mm, $\phi=32^\circ$) indiquant que l'on est passé au contact glissant. La vitesse de glissement reste néanmoins assez faible ($V_i=20$ m/min) par rapport à la vitesse du copeau ($V_{cop}=225$ m/min). La configuration à l'interface outil-copeau doit être à ce moment très proche du modèle proposé par Qui et al ([Qi_03]) où le copeau glisse en présence d'une couche de transfert (cf. Figure 1-12(c), Chapitre I).

Il arrive un moment où le copeau voit son épaisseur augmenter à nouveau (Figure 5-22(d)). Les phénomènes de collage réapparaissent non plus directement sur l'outil mais sur la couche adhérente (Figure 5-23). Ce qui explique la présence importante de l'aluminium obtenu par analyse EDS dans le Tableau 5-4. Les pressions étant toujours très importantes à la pointe de l'outil, le phénomène d'arête rapportée reste également toujours plus ou moins présent.

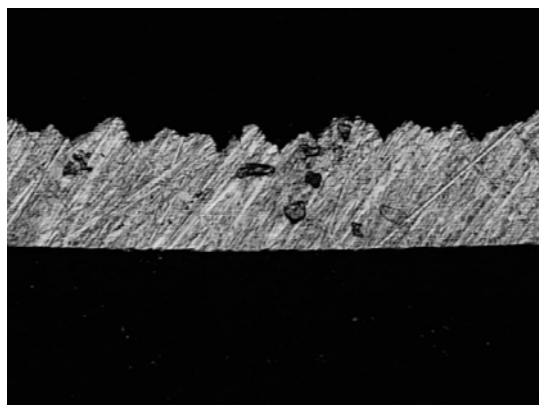
Le profil de la face de coupe (sur une distance de 400 μm) dessine une sorte de cuvette rappelant la forme d'un cratère (Figure 5-25(a)). Mais après avoir éliminé l'aluminium par attaque à la soude, le profil (Figure 5-25(b)) ne révèle pas de cratère et la surface présente une rugosité semblable à celle d'une plaquette neuve. De manière générale, nous n'avons jamais observé de cratère formé par diffusion.



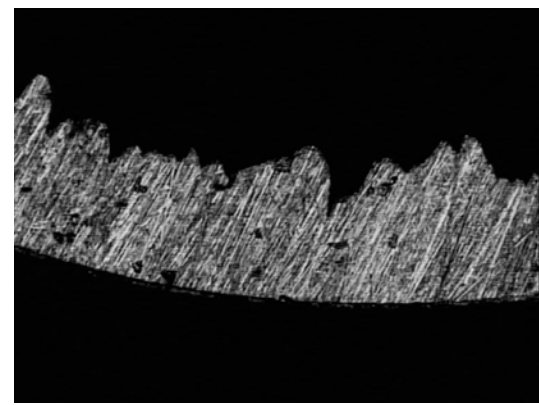
(a)



(b)



(c)



(d)

Figure 5-22. Effet de la couche adhérente sur la formation du copeau., $V_c=360$ m/min, $\alpha=0^\circ$, $f=0,1$ mm/tr, $n=4$ mm. (a) Début de l'usinage. (b) Après 2 min (c) Après 4 min (d) Après 7 min.

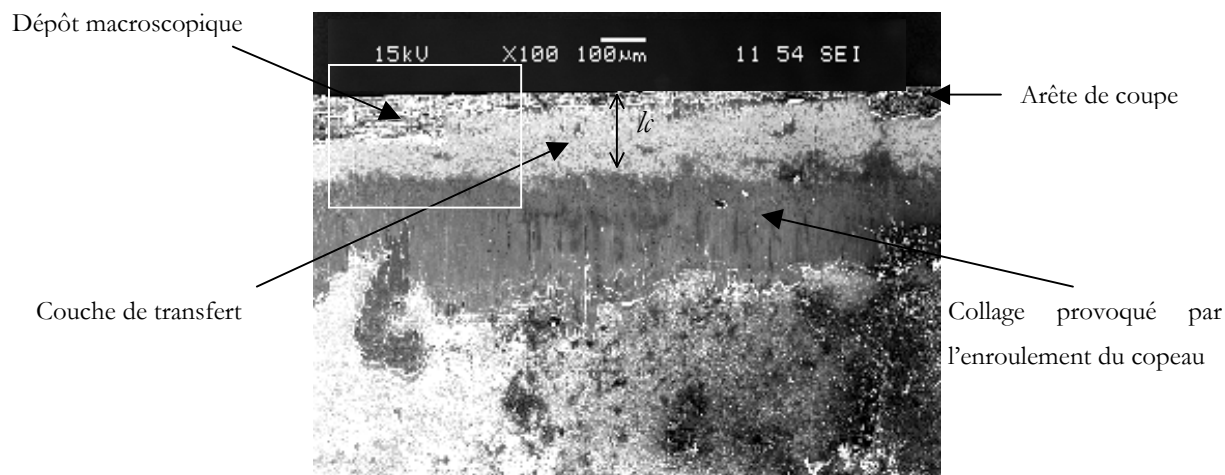


Figure 5-23. Image MEB montrant le phénomène collage même à grande vitesse de coupe et malgré la présence de la couche de transfert, $V_c=360$ m/min, $\alpha=0^\circ$, $f=0,1$ mm/tr, $w=4$ mm.

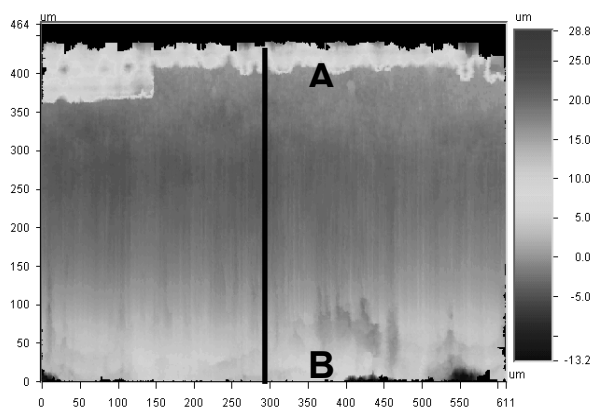


Figure 5-24. Reconstitution par profilométrie optique de la surface de l'outil correspondant à l'aire signalée sur la Figure 5-23, $V_c=360$ m/min, $f=0,1$ mm/tr, $\alpha=0^\circ$, temps d'usinage = 7 min.

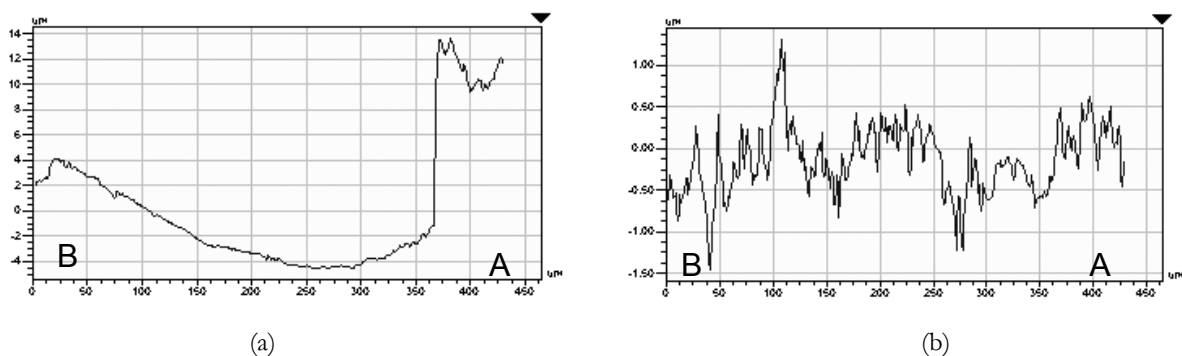


Figure 5-25. Profils de la face de coupe de l'outil correspondant à l'essai 8. (a) avec l'aluminium. adhérent (b) sans l'aluminium.

6. Bilan des mécanismes d'endommagement

Dans le domaine des faibles vitesses de coupe et des faibles avances, les températures sont relativement peu élevées et les pressions de contact très importantes, une arête rapportée se forme sur la face de coupe des outils et se substitue à la fonction de l'arête de coupe.

Aux conditions de coupe plus sévères (grande vitesse de coupe ou grande avance), la température est plus élevée et les pressions moins importantes, le glissement du copeau est facilité. Les mécanismes d'endommagement impliquent alors des phénomènes chimiquement activés qui contribuent soit à la fragilisation de l'outil (diffusions des espèces du copeau dans l'outil, création de composés intermétalliques, oxydation des carbures) soit à la formation de la d'une couche adhésive (couche de transfert) sur la face de coupe des outils.

Les conditions de coupe intermédiaires relatives au passage d'une configuration de coupe avec arête rapportée à une configuration de coupe avec couche de transfert coïncident avec un domaine d'instabilité où la qualité de l'usinage est très médiocre. La Figure 5-20 résume les relations entre les mécanismes d'endommagement, les paramètres de contact et les conditions de coupe et la Figure 5-26 schématise les mécanismes d'endommagement possibles dans le domaine des grandes vitesses de coupe. En réalité, tous les modes d'endommagement sont susceptibles de se produire en même temps mais à des degrés différents en fonction de la distribution des vitesses, des pressions et des températures.

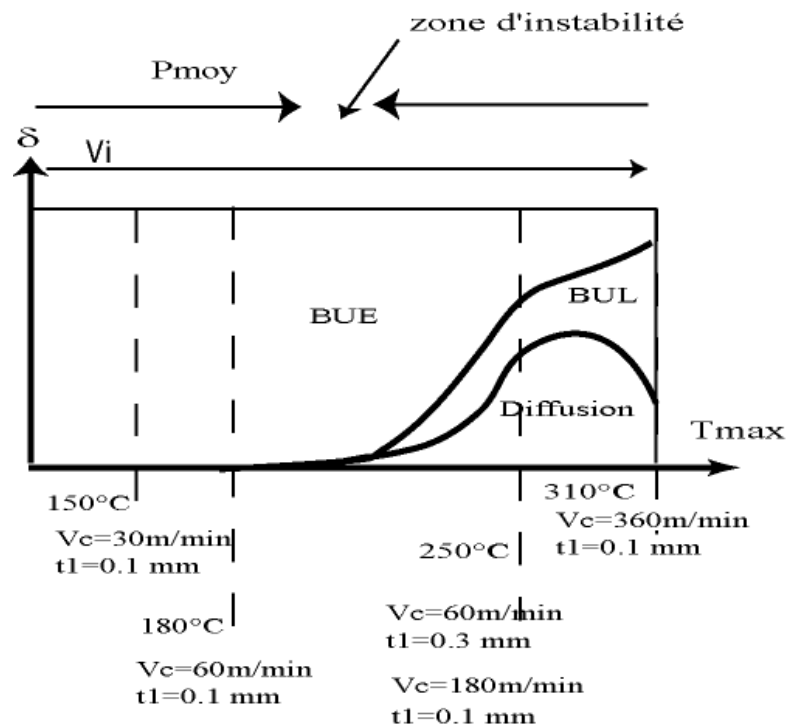


Figure 5-26. Importance relative des différents mécanismes d'endommagement en fonction des conditions de coupe et des paramètres de contact.

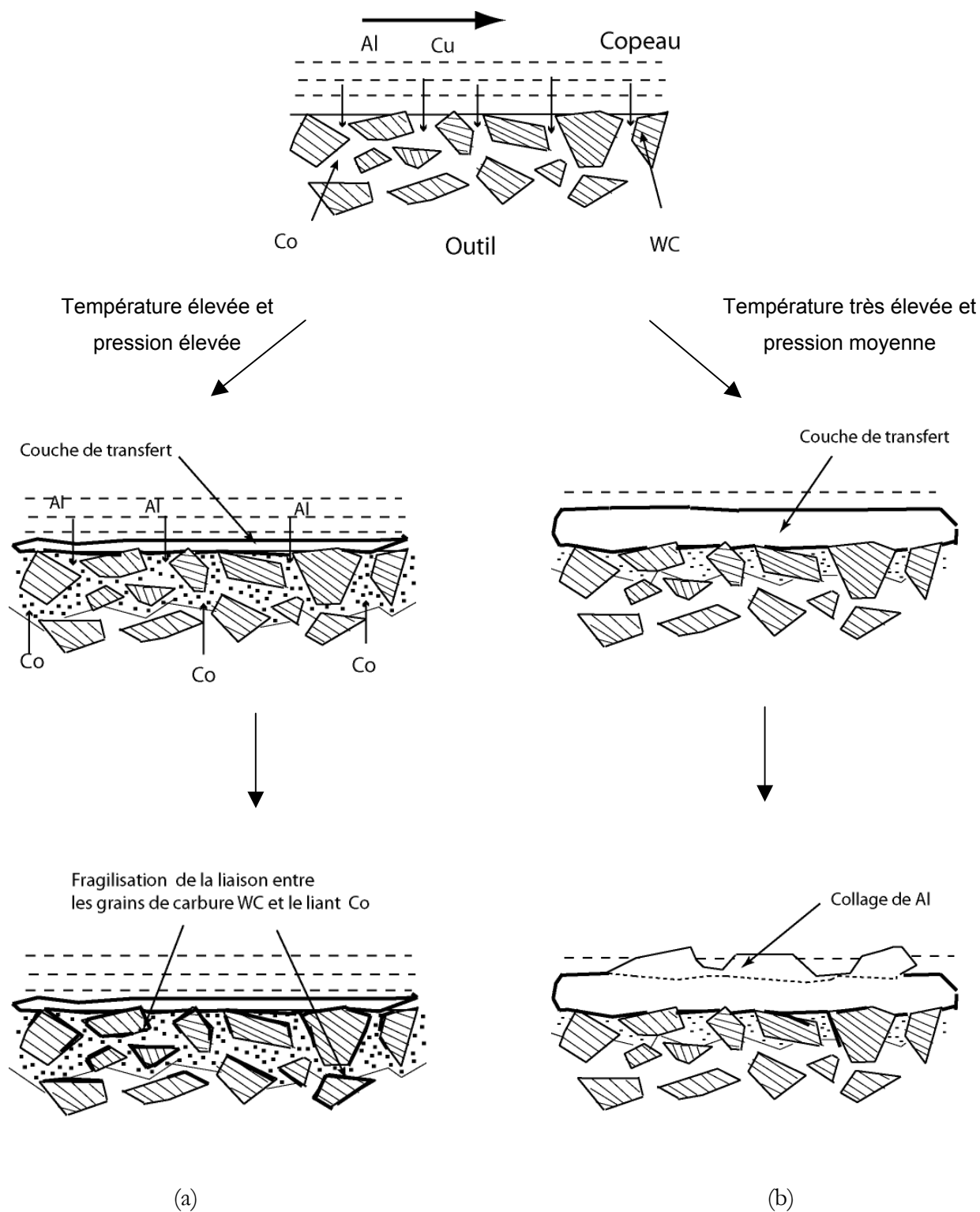


Figure 5-27. Hypothèses sur les mécanismes d'endommagement basées sur les observations expérimentales. (a) Cas où le phénomène de diffusion est plus important que la formation de la couche de transfert. (b) Cas où la formation de la couche adhérente prédomine sur la diffusion

Pour clore le chapitre sur l'endommagement, nous pouvons considérer la possibilité d'élaboration d'un système de contrôle de l'état de l'outil basé sur l'étude du flux thermique transmis dans l'outil et la variation des efforts. Par exemple, les Figures 5-28 et 5-29, montrent le flux de chaleur transmis dans l'outil et les efforts pour un outil non usé et un outil abîmé par le phénomène d'attrition (cf. Figure 5-19). L'usure provoque une augmentation de 5 W pour le flux et 100 N pour F_c . La différence est suffisamment élevée pour être détectable en cours d'usinage.

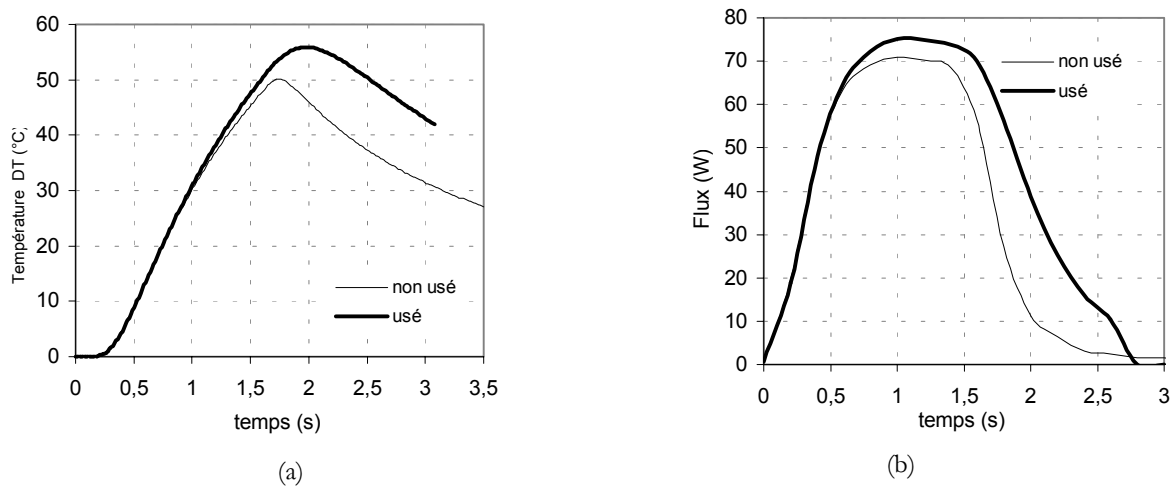


Figure 5-28. Effet de l'usure (attrition) sur le comportement thermique de l'outil. Comparaison du flux thermique d'un outil neuf avec un outil ayant usiné pendant 7 min, $V_c=60$ m/min, $\alpha=0^\circ$, $f=0,3$ mm/tr, $w=4$ mm. (a) Mesure de la température à la thermistance. (b) Flux transmis à l'outil correspondants.

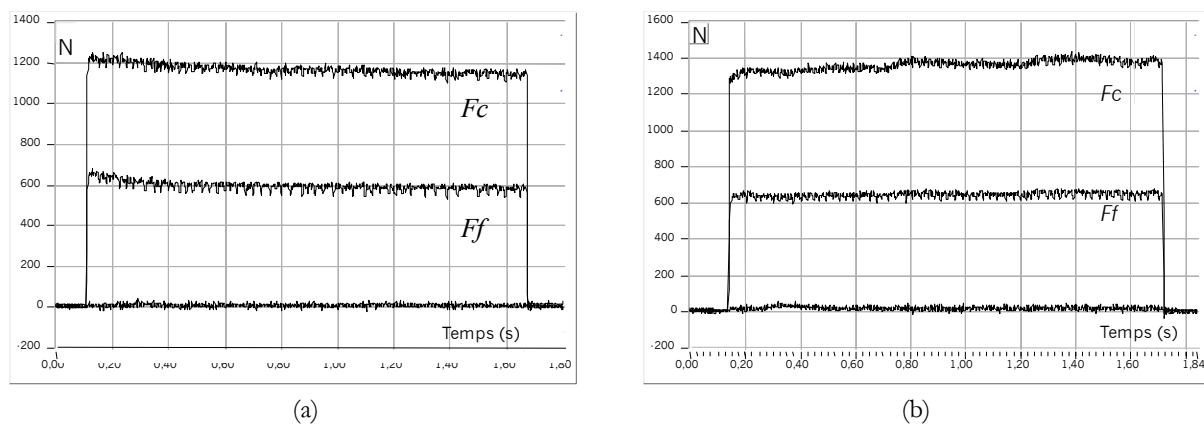


Figure 5-29. Effet de l'usure (attrition) sur la coupe. Comparaison des efforts de coupe et d'avance obtenus avec un outil neuf et avec un outil « usé », $V_c=60$ m/min, $\alpha=0^\circ$, $f=0,3$ mm/tr, $w=4$ mm. (a) Outil neuf. (b) Outil usé (après 7 min d'usinage).

Conclusion

Les différents mécanismes d'endommagement des outils de coupe carbure WC-Co dans le cas de l'usinage à sec de l'alliage d'aluminium aéronautique AA2024 T351 ont été étudiés dans une large gamme de conditions de coupe. Les plus significatifs sont la formation d'arête rapportée, la formation d'une couche de transfert et les phénomènes de diffusion. Ces phénomènes contribuent de façon différente à l'endommagement des outils mais peuvent entrer en compétition en fonction des conditions de contact à l'interface outil-copeau. Il est donc très important de connaître les paramètres de contact à l'interface outil-copeau (température, pression, glissement). L'étude a montré qu'il y avait une bonne corrélation entre les mécanismes d'endommagement décelés et les paramètres de contact déterminés par les méthodes proposées dans les chapitres précédents.

L'emploi des grandes vitesses de coupe (ou des grandes avances) semble très intéressant pour l'usinage à sec des alliages d'aluminium car elles favorisent la création d'une couche de transfert qui contribue à l'amélioration du glissement du copeau sur l'outil. Elle ne garantit cependant pas une qualité de l'usinage prolongée dans le temps. Pour maîtriser les phénomènes de dégradation d'outils, il faudra passer par une meilleure compréhension des mécanismes de diffusion et d'extrusion des précipités (détermination plus fine des chemins de diffusion, détermination des différents coefficients de diffusion, maîtrise des affinités chimiques entre les éléments du copeau et ceux de l'outil...).

CONCLUSION GENERALE

Les outils de coupe destinés à l'usinage à sec des pièces aéronautiques en alliage d'aluminium ne bénéficient pas d'une durée de vie très élevée. En effet, les phénomènes de collage sur la face de coupe des outils viennent rapidement perturber la coupe et conduisent à des géométries de pièces hors tolérance ainsi qu'à des états de surface très médiocres. Les opérations d'usinage sont donc régulièrement interrompues pour remplacer les outils, ce qui augmente de manière importante le prix des structures. Quand les fluides de coupe dont les deux fonctions principales sont la lubrification et le refroidissement deviennent indésirables pour des raisons environnementales ou sanitaires, la seule solution pour allonger la durée de vie des outils est l'optimisation des paramètres de coupe, de la géométrie des outils et/ou l'utilisation de revêtements. Afin de proposer une démarche scientifique rigoureuse d'optimisation, la maîtrise des relations qui existent entre les conditions de coupe, les paramètres de contact et les mécanismes d'endommagement est indispensable.

Le processus de coupe est caractérisé par des déformations très intenses qui se produisent dans des volumes de très petites dimensions avec des vitesses de déformation de l'ordre de 10^6 s^{-1} . Il en résulte des sollicitations thermomécaniques extrêmes à l'interface outil-copeau que l'on peut caractériser grâce aux paramètres de contact suivants : température à l'interface outil-copeau, pression de contact, vitesse de glissement du copeau, coefficient de frottement.

Expérimentalement, la détermination des profils de la température et de la pression de contact est difficile à mettre en œuvre, elle ne se prête donc pas à l'étude paramétrique dans une large gamme de conditions de coupe. En outre, les techniques existantes fournissent encore des valeurs très imprécises qui dépendent beaucoup du calibrage des appareils.

Dans le but de déterminer ces deux paramètres de contact, un dispositif d'étude en coupe orthogonale basée à la fois sur la modélisation numérique et sur l'expérimentation a été mis en place. La méthode de détermination fut appliquée au couple outil-matière WC-Co/AA2024 T351. Le dispositif monté sur une raboteuse permet grâce à la vidéo rapide et à une table dynamométrique de déterminer complètement la géométrie du copeau et de mesurer les composantes de l'effort. A partir de ces résultats expérimentaux, des simulations numériques basées sur la méthode des éléments finis furent effectuées pour calculer les distributions de la température et de la pression à l'interface outil-copeau. L'aspect thermique fut également abordé par la mesure du flux de chaleur transmis dans l'outil déterminé à l'aide d'une méthode inverse.

Nous avons également commencé à explorer une approche de modélisation du contact à l'interface outil-copeau basée sur les propriétés viscoplastiques de l'écoulement du copeau au voisinage de la pointe de l'outil. Elle permet de mettre à jour les relations qui existent entre les sollicitations mécaniques à l'interface, le coefficient de frottement et la vitesse de glissement. Nous avons appliqué le modèle pour identifier la nature du contact (collant ou glissant) et le cas échéant nous avons estimé la valeur de la vitesse de glissement. Pour rendre le modèle plus prédictif un certain nombre de directions sont envisageables, elles ont été discutées à la fin du Chapitre III (comportement plus réel...).

L'étude bibliographique a montré que les modes d'endommagement n'étaient pas clairement caractérisés. Les investigations menées sur les faces de coupe des outils usés ont permis une meilleure connaissance des mécanismes d'endommagement. Dans le cas de l'alliage AA2024 T351, nous avons observé la formation d'arêtes rapportées, la formation de couches adhérentes (couches de transfert) et la fragilisation de l'outil par des mécanismes de diffusion. Les deux derniers modes d'endommagement n'avaient jamais été clairement identifiés dans les études antérieures.

L'arête rapportée apparaît de façon importante quand les conditions de contact sont caractérisées par des températures relativement faibles et des pressions de contact élevées. Elles correspondent aux conditions de coupe faibles vitesses/faibles avances. L'arête rapportée peut néanmoins être atténuée par l'utilisation d'angles de coupe très élevés qui ont la propriété de faire baisser la pression de contact.

Aux grandes vitesses de coupe ou grandes avances, le glissement du copeau est facilité, la température est plus élevée et les pressions de contact sont moins importantes. La diffusion d'atomes d'aluminium dans l'outil à travers le liant cobalt a été mise en évidence. Elle contribue à la fragilisation de l'outil par la création de nouveaux composés intermétalliques $A_{1x}Co_y$ et la migration des atomes de cobalt des couches inférieures de l'outil. L'oxydation des carbures contribue aussi à la fragilisation des outils WC-Co. Tous ces phénomènes peuvent conduire la décohésion des grains de carbure et aux mécanismes d'attrition.

Une couche adhérente formée par le transfert des précipités présents dans le copeau se forme également sur la face de coupe des outils. Cette couche de transfert peut avoir à la fois des effets bénéfiques et néfastes. D'un côté elle facilite le glissement du copeau et peut servir de barrière de diffusion et d'un autre si elle n'est pas maîtrisée, elle contribue au collage de dépôts macroscopiques sur la surface de l'outil.

L'approche basée sur la détermination du contact à l'aide de simulations numériques a permis de corréler les mécanismes d'endommagement avec les conditions à l'interface outil-copeau. Dans le cas de l'alliage d'aluminium AA2024 T351, les résultats obtenus sont cohérents. Par exemple, nous avons vu que deux conditions de coupe très différentes mais qui fournissent des conditions de contact très proches, aboutissaient à des usures très similaires. La simulation numérique employée comme outil d'optimisation est donc justifiée.

Pour optimiser l'opération de coupe et augmenter la durée de vie des outils il sera donc nécessaire de maîtriser les interactions outil-pièce. Deux options se présentent :

(1) Contrôler l'interaction entre le copeau et la face de coupe :

Nous avons vu que la couche de transfert, bien que touchant à l'intégrité de la surface semble avoir des effets bénéfiques sur la coupe. Le couplage usinage à grandes vitesses et usinage à sec peut donc se révéler très intéressant dans le cas des alliages d'aluminium. Il faudra cependant être capable de maîtriser tous les aspects des phénomènes de transfert et de diffusion.

(2) Supprimer tout mécanisme d'adhésion :

Les contraintes imposées par la machine, l'outil ou le processus de coupe ne permettent pas toujours de choisir les géométries d'outil ou les conditions de coupe que l'on désire. Par exemple en perçage, l'emploi de petits diamètres pour les forets ne permet pas d'atteindre des vitesses de coupe très élevées. La solution consiste alors à chercher le matériau d'outil ou le revêtement qui limitera les interactions entre le copeau et la face de coupe de l'outil. Si l'on choisit l'option du revêtement, il faudra en plus des propriétés de dureté et de ténacité, que le matériau choisi possède des propriétés d'adhésion convenables avec le substrat et qu'il ait un état de surface avec une faible rugosité pour éviter les phénomènes de collage par ancrage mécanique. Dans le même ordre d'idée l'utilisation d'outils avec une face de coupe polie est peut-être un autre moyen d'augmenter la durée de vie des outils.

La modélisation des mécanismes qui conduisent à la dégradation des outils promet d'être complexe. En effet, les modèles d'usure devront intégrer à la fois les mécanismes de diffusion et de transfert de matière par extrusion. Il faudra également passer par la détermination de constantes physiques tels les coefficients de diffusion. Par ailleurs, pour rendre les modèles d'usure utilisables (calcul de durée de vie) des critères d'usure directs devront être clairement définis (épaisseur de la couche adhérente...).

Enfin, comme dernière perspective, nous pouvons évoquer la possibilité de caractériser le comportement du matériau dans le domaine des grandes vitesses de déformation et des grandes températures grâce à l'essai de coupe orthogonale lui-même. Nous laissons en effet derrière notre travail un dispositif d'étude de la coupe orthogonale qui place l'outil et la pièce dans des conditions idéales d'observation (vidéo rapide, grille de déformation, mesure de la température par caméra CCD...)

REFERENCES BIBLIOGRAPHIQUES

- Andr_00 **C.J.E. Andrewes, H.-Y. Feng, W.M. Lau**, Machining of an aluminum/SiC composite using diamond inserts, *Journal of Materials Processing Technology* Vol. 102 (2000), 25-29.
- Antu_96 **H.J. Antunez, M. Kleiber**, Sensitivity Analysis of Metal Forming Processes Involving Frictional Contact in Steady State, *Journal of Materials Processing Technology* Vol. 60 (1996), 485-491.
- Arse_97 **J.A. Arsecularatne**, On Tool-Chip Interface Stress Distributions, Ploughing Force and Size Effect in Machining, *International Journal of Machine Tools and Manufacture* Vol. 37 (1997), 885-899.
- Ay_98 **H. Ay**, Heat transfer and life of metal cutting tools in turning, *International Journal of Heat and Mass Transfer* Vol. 41 (1998), 613-623.
- Bail_75 **J.A. Bailey**, Friction in metal machining. Mechanical aspects, *Wear* Vol. 31 (1975), 243-275.
- Basu_96 **N. Basu, V. K. Sarin**, Oxidation behavior of WC-Co, *Materials Science and Engineering A* Vol. 209 (1996), 206-212.
- Bata_02 **J.-L. Battaglia, H. Elmoussami, L. Puigsegur**, Modélisation du comportement thermique d'un outil de fraisage : approche par identification de système non entier, *C. R. Mecanique* Vol. 330 (2002), 857-864.
- Batt_68 **A. Battacharyya, A. Ghosh**, Diffusion wear of cutting tools, *Annals of C.I.R.P XVI* (1968), 369-375.
- Bil_04 **H. Bil, S.E. Kilic, A.E. Tekkaya**, A comparison of orthogonal cutting data from experiments with three different finite element models, *International Journal of Machining Tools and Manufacture* Vol. 44 (2004), 933-944.
- Boot_61 **G. Boothroyd**, Temperatures in Orthogonal Metal Cutting. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers* Vol. 177 (1961), 789-802.
- Brag_02 **D.U. Braga, A.E. Diniz, G.W.A. Miranda, N.L. Coppini**, Using a minimum quantity of lubricant (MQL) and a diamond coated tool in the drilling of aluminum-silicon alloys, *Journal of Materials Processing Technology* 122 (2002), 127-138.
- Brio_93 **J.-M. Brion**, Contribution à l'étude des mécanismes de formation de couches de transfert non métallique sur un outil en coupe continue d'aciers de décolletage à inclusions contrôlées, Thèse de Doctorat, Institut National Polytechnique de Lorraine, 1993
- Bruc_99 **O. Brucelle, G. Bernhart**, Methodology for service life increase of hot forging tools, *Journal of Materials Processing Technology* Vol. 87 (1999), 237-246.
- Camp_70 **J.D. Campbell, W.G. Ferguson**, The Temperature and Strain-rate Dependence of the Shear Strength of Mild Steel, *Philosophical Magazine*, Vol. 21 (1970), 63-82.

- Carr_02 **M.S. Carrilero, J.M.S. Sola, J.M. Sanchez, M. Alvarez, A. Gonzalez, J.M. Marcos**, A SEM and EDS insight into the BUL and BUE differences in the turning process of AA2024 Al-Cu Alloy, *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 42 (2002), 215-220.
- Casto_99 **S. Lo Casto, E. Lo Valvo, E. Lucchini, S. Maschio, M. Piacentini, V.F. Ruisi**, Ceramic materials wear mechanisms when cutting nickel-based alloys, *Wear* Vol. 225-229 (1999), 227-233.
- Chan_65 **H. Chandrasekaran, D.V. Kapoor**, Photoelastic analysis of tool-chip interface stresses, *Transactions of the ASME Journal of Engineering for Industry* Vol. 87 (1965), 495-502.
- Chan_01 **B. Changeux**, Loi de comportement pour l'usinage. Localisation de la Déformation et Aspects Microstructuraux., Thèse de Doctorat, ENSAM, 2001.
- Chen_02 **M. Chen, X.G. Jian, F.H. Sun, B. Hu, X.S. Liu**, Development of diamond-coated drills and their cutting performance, *Journal of Materials Processing Technology* Vol. 129 (2002), 81-85.
- Chil_02 **T.H.C. Childs, K. Maekawa, T. Obikawa, Y. Yamane**, *Metal Machining: theory and applications*, Arnold, 2002.
- Chil_73. **T.H.C. Childs, G. W. Rowe**, *Physics in Metal Cutting, Report on Progress in Physics* Vol. 36 (1973), 223-288.
- Chil_89 **T.H.C. Childs, M. Mahdi**, On the stress distribution between the chip and tool during metal turning, *Annals of the CIRP* Vol. 38 (1989), 55-58.
- Chil_97. **T.H.C. Childs**, Material Property Requirements for Modelling Metal Machining, *Journal de Physique IV*, Vol. 7 (1997), S. XXI-XXXVI.
- Chou_98 **I.A. Choudhury, M.A. El-Baradie**, Machinability of nickel-base super alloys: a general review, *Journal of Materials Processing Technology* Vol. 77 (1998), 278-284.
- Clar_01 **R. Clarke, D. Litvinov, C. Taylor, D. Barlett, A. Inspektor**, Controlling stress in cubic boron nitride coatings, *Thin Solid Films* Vol. 398-399 (2001), 137-141.
- Cold_04 **H.L. Coldwell, R.C. Dewes, D.K. Aspinwall, N.M. Renevier, D.G. Teer**, The use of soft/lubricating coatings when dry drilling BS L168, aluminium alloy, *Surface and Coatings Technology* Vol. 177-178 (2004), 716-726.
- Corn_98 **A. Cornet, J.-P. Deville**, *Physique et Ingénierie des Surfaces*, EDP Sciences, 1998
- DaSi_99 **M.B. da Silva, J. Wallbank**, Cutting temperature: prediction and measurement methods - a review, *Journal of Materials Processing Technology* Vol. 88 (1999), 195-202.
- Dear_85 **P.A. Dearnley**, Rake and flank wear mechanisms of coated and uncoated cemented carbides, *Journal of Engineering Materials and Technology* Vol. 107 (1985), 68-82.
- Desa_68. **G.J. DeSalvo, M.C. Shaw**, Hydrodynamic Action at Chip-Tool Interface, *Proceedings of the 9th International MTDR Conference*, Birmingham, 961-971, 1968.
- Devi_04 **A. Devillez, S. Lesko, W. Mozer**, Cutting tool crater wear measurement with white light interferometry, *Wear* Vol. 256 (2004), 56-65.

- Doyl_79 **E.D. Doyle, J.G Horne, D. Tabor**, Frictional Interactions Between Chip and Rake Face in Continuous Chip Formation, Proc. R. Soc. London, Ser. A, 366, 173-187, 1979.
- Dudz_97 **D. Dudzinski, A. Molinari**, A Modelling of Cutting for Viscoplastic Materials, International Journal of Mechanical Sciences, Vol. 39 (1997), 369-389.
- Elza_87 **R.M. El-Zahry**, On the hydrodynamic characteristics of the secondary shear zone in metal machining with sticking-sliding friction using the boundary layer theory, Wear Vol. 115(1987), 349-359.
- Fang_96 **X.D. Fang, D. Zhang**, An investigation of adhering layer formation during tool wear progression in turning of free-cutting stainless steel, Wear Vol. 197 (1996), 169-178.
- Geko_02 **H.O. Gekonde, S.V. Subramanian**, Tribology of tool–chip interface and tool wear mechanisms, Surface and Coatings Technology Vol. 149 (2002), 151-160.
- Giro_02 **F. Girot, D Géhin**, Perçage à sec des alliages d'aluminium aéronautique, Mécanique & Industries Vol. 3 (2002), 301-313.
- Grze_00 **W. Grzesik**, The influence of thin hard coatings on frictional behaviour in the orthogonal cutting process, Tribology International Vol.33 (2000), 131-140.
- Grze_02 **W. Grzesik**, Friction behaviour of heat isolating coatings in machining: mechanical, thermal and energy-based considerations, International Journal of Machine Tools & Manufacture Vol. 43 (2003), 145-150.
- Grze_99 **W. Grzesik**, Experimental investigation of the cutting temperature when turning with coated indexable inserts, International Journal of Machine Tools & Manufacture Vol. 39 (1999), 355-36.
- Guo_03 **Y.B. Guo**, An integral method to determine the mechanical behavior of materials in metal cutting, Journal of Materials Processing Technology Vol. 142 (2003), 72-81.
- Haan_97 **D.M. Haan, S.A. Batzer, W.W. Olson, J.W. Sutherland**, An experimental study of cutting fluid effects in drilling, Journal of Materials Processing Technology Vol. 71 (1997), 305-313.
- Hosh_68 **K. Hoshi, T. Hoshi**, On the Metal-Cutting Mechanism with the Built-Up Edge, in Proceedings of the 9th International Machine Tool design Research Conference, pp. 1099-1111, 1968.
- Jack_82 **P.S. Jackson, P.K. Wright**, Application of Plastic Boundary Layer Theory to Metal Machining, Trans. ASME Journal of Engineering for Industry, Vol. 104 (1982), 358-362.
- Jasp_02 **S.P.F.C. Jaspers, J.H. Dautzenberg**, Material Behaviour in Metal Cutting: Strains, Strain Rates and Temperatures in Chip Formation, Journal of Materials Processing Technology Vol. 121 (2002), 123-135.
- Jawa_00 **A. Jawaid, S. Sharif, S. Koksai**, Evaluation of wear mechanisms of coated carbide tools when face milling titanium alloy, Journal of Materials Processing Technology Vol. 99 (2000), 266-274.

- Jawa_01 **A. Jawaïd, S. Koksai, S. Sharif**, Cutting performance and wear characteristics of PVD coated and uncoated carbide tools in face milling of Inconel 718 aerospace alloy, *Journal of Materials Processing Technology* Vol. 116 (2001), 2-9.
- Jawa_93 **I.S. Jawahir, C.A. Van Luttervelt**, Recent developments in chip control research and applications, *Annals of the CIRP* Vol. 42(1993), 659-693.
- Kell_02 **J. F. Kelly, M. G. Cotterell**, Minimal lubrication machining of aluminium alloys, *Journal of Materials Processing Technology* Vol. 120 (2002) 327-334.
- Kim_95 **J.-D. Kim, V. R. Marinov**, Material Characterization in the Chip-Tool Deformation Zone: an Application of Boundary-Layer Theory, *International Journal of Mechanical Sciences*, Vol. 37 (1995), 91-95.
- Kim1_97 **J.-D. Kim, Y.-H. Kang**, High-speed machining of aluminium using diamond endmills, *International Journal of Machine Tools and Manufacture* Vol. 37 (1997), 1155-1165
- Kim2_97 **J.-D. Kim, V.R. Marinov D.-S. Kim**, Built-Up Edge Analysis of Orthogonal Cutting by the Visco-Plastic Finite-Element Method, *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 71 (1997), 367-372.
- Kish_74 **K. Kishi, H. Eda**, Behavior of built-up edge of aluminium alloys in contained secondary phase grain particle, 17th Japan Congress on Materials Research-Metallic Material, pp. 120-123, 1974.
- Kita_97 **T. Kitagawa, A. Kubo, K. Maekawa**, Temperatre and wezr of cutting tools in high-speed machining of Inconel 718 and Ti-6Al-6V-2Sn, *Wear* Vol. 202 (1997), 142-148.
- Klop_85 **R.W. Klopp, R.J. Clifton, T.G. Shawki**, Pressure-shear impact and dynamic viscoplastic response of mertals, *Mechanics of Material* Vol. 4 (1985), 375-385.
- Koma_01 **R. Komanduri, Z.B. Hou**, A review of the experimental techniques for measurement of heat and temperarures generated in some manufacturing processes and tribology, *Tribology International* Vol. 34 (2001), 653-682.
- Kopa_01 **J. Kopac, M. Korosec, K. Kuzman**, Determination of flow stress properties of machinable materials with help of simple compression and orthogonal machining test, *International Journal of Machine Tools & Manufacture* Vol. 41 (2001), 1275-1282.
- Koun_01 **R.K. Kountanya, W.J. Endres**, A High-Magbification Experimental Study of Orthogonal Cutting with Edge-Honed Tools, *ASME International Mechanical Engineering Congress and Exposition*, New York, pp. 1-8, 2001.
- Lee_51 **E.H. Lee, B.W. Shaffer**, The theory of plasticity applied to the problem of machining, *Journal of Applied Physics* 18 (1951), 405-413.
- Lee_95 **L.C. Lee, X. D. Liu, K.Y. Lam**, Determination of Stress Distribution on the Tool Rake Face using a Composite Tool, *International Journal of Machine Tools and Manufacture* Vol. 35 (1995), 373-382.
- Lei_99. **S. Lei, Y. C. Shin, F.P. Incropera**, Material Constitutive Modeling Under High Strain Rates and Temperatures through Orthogonal Machining Tests, *Journal of Manufacturing Science and Engineering* Vol. 121 (1999), 577-585.

- Leop_00 **J. Leopold, G. Schmidt**, Challenge and problems with hybrid systems for modeling of machining operations, *International Journal of Forming Processes*, Vol. 3 (2000), 157-176.
- Li_02 **X. Li**, A brief review: acoustic emission method for tool wear monitoring during turning, *International Journal of Machine Tools & Manufacture* Vol. 42 (2002), 157-165.
- Li_97. **X. Li**, Development of a Predictive model for Stress Distributions at the Tool-Chip Interface in Machining, *Journal of Materials Processing Technology* Vol. 63 (1997), 169-174.
- Lin_97 **Z.-C. Lin, S-P. Lo**, A study of the tool-chip interface contact problem under low cutting velocity with an elastic cutting tool, *Journal of Material Processing Technology* Vol. 70 (1997), 34-46.
- Liu_01 **K. Liu, X.P. Li**, Ductile cutting of tungsten carbide, *Journal of Materials Processing Technology* Vol. 113 (2001), 348-354.
- MacG_01 **T. MacGinley, J. Monaghan**, Modelling the orthogonal machining process using coated cemented carbide cutting tool, *Journal of Materials Processing Technology* Vol. 118 (2001), 293-300.
- Madh_02 **V. Madhavan, S. Chandrasekar, T.N. Farris**, Direct Observations of the Chip-Tool Interface in the Low Speed Cutting of Pure Metals, *Transactions of the ASME Journal of Tribology* Vol. 124 (2002), 617-626.
- Mari_96 **V.R. Marinov**, On viscous fluid similarity in metal cutting (an overview). *Proceedings of the 26th International Conference of Production Engineering*, 17-20 septembre, University of Montenegro Podgorica-Budva, Montenegro, Yougoslavie, 1996.
- Mari_01 **V.R. Marinov**, Hybrid analytical}numerical solution for the shear angle in orthogonal metal cutting Part I: theoretical foundation, *International Journal of Mechanical Sciences* Vol. 43 (2001), 399-414.
- Maru_95 **T.D. Marusich, M. Ortiz**, Modeling and Simulation of High Speed Machining, *International Journal for Numerical Methods in Engineering* 38 (1995), 3675-3694.
- Merc1_45. **E. Merchant**, Mechanics of the Metal Cutting Process. I Orthogonal Cutting and a Type 2 Chip, *Journal of Applied Physics*, Vol. 16 (1945), 267-275.
- Merc2_45 **E. Merchant**, Mechanics of the metal cutting process. Orthogonal cutting, *Journal Applied Physics* (1945), 318-324.
- Mira_02 **P. Miranzo, M.I. Osendi, E. Garcia , A.J.S. Fernandes, V.A. Silva, F.M. Costa, R.F. Silva**, Thermal conductivity enhancement in cutting tools by chemical vapordeposition diamond coating, *Diamond and Related Materials* Vol. 11 (2002), 703-707.
- Moli_02 **A. Molinari, M. Nouari**, Modeling of tool wear by diffusion in metal cutting, *Wear* Vol. 252 (2002), 135-149.

- Mouf_98 **A. Moufki, A. Molinari, D. Dudzinski**, Modelling of orthogonal cutting with a temperature dependent friction law, *Journal of Mechanical Physics of Solids* Vol. 46 (1998), 2103-2138.
- Mouf_02 **A. Moufki, A. Devillez, D. Dudzinski, A. Molinari**, Thermomecaical Modeling of Cutting and Experimental Validation, dans *Metal Cutting and High Speed Machining* édité par Kluwer Academic Publishers, pp. 51-67, 2002
- M'Sao **R. M'Saoubi, H. Chandrasekaran**, Investigation of the effects of tool micro-geometry and coating on tool temperature during orthogonal turning of quenched and tempered steel, *International Journal of Machine Tools & Manufacture* Vol. 44 (2004), 213-224.
- Nahe_77 **Y. Naherheim, E.M. Trent**, Diffusion wear of cemented carbide tools when cutting steel at high speeds, *Metal Technology* (1977), 548-555.
- Obik_97 **T. Obikawa, T. Matsumura, T. Shirakashi, E. Usui**, Wear characteristic of Alumina coated ceramic tools, *Journal of Materials Processing Technology* Vol. 63 (1997), 211-216.
- Oldr_47 **J.G. Oldroyd**, Two-Dimensional Plastic Flow of a Bingham Solid: a Plastic Boundary Layer Theory for Slow Motion, *Proceedings of the Cambridge Philosophical Society* Vol. 43 (1947), 383-395.
- Oxle_66 **P.L.B. Oxley**, Introducing strain rate dependent work material, properties into the analysis of orthogonal cutting, *Annals of the CIRP* 13 (1966), 127-138.
- Oxle_89. **P.L.B. Oxley**, *Mechanics of Machining: an Analytical Approach to Assessing Machinability*, Ellis Horwood in Mechanical Engineering, Chichester, U.K., 1989.
- Ozel_03 **T. Özel**, Modeling of hard part machining: effect of insert edge preparation in CBN cutting tools, *Journal of Materials Processing Technology* Vol. 141 (2003), 284-293.
- Payt_01 **L.N. Payton, J.T. Black**, Orthogonal Machining of Copper with a Hardness Gradient, *Transaction of the North American Manufacturing Research Institute*, Vol. XXIX (2001), pp. 243-250.
- Pome_70 **J. Pomey**, *Bulletin du Cercle d'Etude des Métaux* (1970), pp. 9-87.
- Potd_04 **Y.K. Potdar, A.T. Zehnder**, Temperature and Deformation Measurements in Transient Metal Cutting, *Experimental Mechanics* Vol. 44 (2004), 1-9.
- Qi_00 **H.S. Qi, B. Mills**, Formation of a transfer layer at the tool-chip interface during machining, *Wear* Vol. 245 (2000), 136-147.
- Qi_03 **H.S. Qi, B. Mills**, Modelling of the dynamic tool-chip interface in metal cutting, *Journal of Materials Processing Technology* Vol. 138 (2003), 201-207.
- Qi_96 **H.S. Qi, B. Mills**, On the formation mechanism of adherent layers on cutting tool, *Wear* Vol. 198 (1996), 192-196.
- Rama_02 **S. Raman, A. Longstreet, D. Guha**, A Fractal View of Tool–Chip Interfacial Friction in Machining, *Wear* Vol. 253 (2002), 1111-1120.
- Rech_04 **J. Rech, A. Kusiak, J.-L. Battaglia**, Tribological and thermal functions of cutting tool coatings, *Surface and Coatings Technology* Vol. 186 (2004), 364-371.

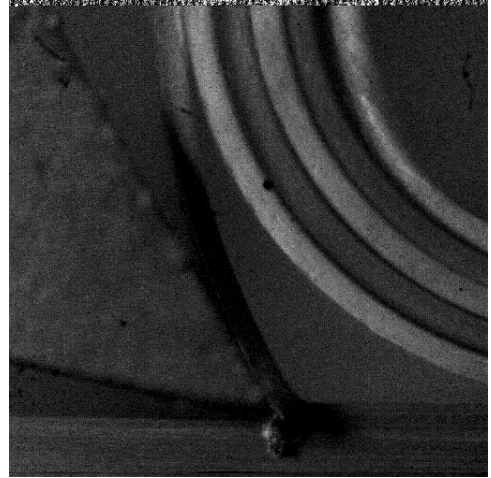
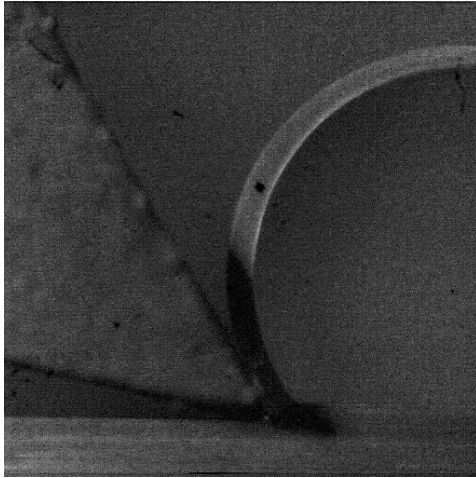
- Robi_75 **J.L. Robinson**, The mechanics of wave formation in impact welding, Philosophical Magazine Vol.31 (1975), 587-597.
- Rule_98 **W.K. Rule, S.E. Jones**, A revised form for the Johnson-Cook strength model, International Journal of Impact Engineering Vol. 21 (1998), 609-624.
- Rusi_00 **A. Rusinek**, Modélisation thermoviscoplastique d'une nuance de tôle d'acier aux grandes vitesses de déformation. Etude expérimentale et numérique du cisaillement, de la traction et de la perforation, Thèse de Doctorat, Université de Metz, 2000.
- Shat_01 **M. Shatla, C. Kerk, T. Altan**, Process modeling in machining. Part I: determination of flow stress data, International Journal of Machine Tools & Manufacture Vol. 41 (2001), 1511-1534..
- Spaa_71 **C. Spaans**, The Fundamentals of Three-Dimensional Chip Curl, Chip Breaking and Chip Control, WTHD 24, Thèse de Doctorat, Delft University of Technology (Pays-Bas), 1971.
- Step_92 **D.A. Stephenson, A. Ali**, Tool temperature in interrupted metal cutting, Journal of Engineering for Industry Vol. 114, Transaction of the ASME (1992), 127-136.
- Stev_70 **M.G. Stevenson, P.L.B. Oxley**, An Experimental Investigation of the Influence of Speed and Scale on the Strain-Rate in a Zone of Intense Plastic Deformation, Proc. Instn. Mech. Engrs., Vol. 184 (1969-1970), 561-569.
- Stev_74 **M.G. Stevenson**, Stress-Strain Data for Predictions in Machining, Institute of Physics Conf. Ser. No. 21, Londres, pp. 393-403, 1974.
- Subb_02 **G. Subhash, W. Zhang**, Investigation of the overall friction coefficient in single-pass scratch test, Wear Vol. 252 (2002), 123-134.
- Sutt_03 **G. Sutter, L. Faure, A. Molinari, N. Ranc, V. Pina**, An experimental technique for the measurement of temperature fields for the orthogonal cutting in high speed machining, International Journal of Machine Tools & Manufacture Vol. 43 (2003), 671-678.
- Take_63 **H. Takeyama, T. Murata**, Basic investigations on tool wear, Journal of Engineering for Industry, Transaction of the ASME (1963), 33-38.
- Tay_76 **A.O. Tay, M.G. Stevenson, G. De Vahl Davis, P.L.B. Oxley**, A Numerical Method for Calculating Temperature Distributions in machining, from Force and Shear angle Measurements, International Journal of Machine Tool Design and Research Vol. 16 (1976), 335-349.
- Tons_98 **H.K. Tonshoff, A. Mohlfeld, C. Gey, J. Winkler**, Surface modification of cemented carbide cutting tools for improved adhesion of diamond coatings, Surface and Coatings Technology Vol. 108-109 (1998), 543-550.
- Toun_02 **N. Tounsi, J. Vincenti, A. Otho, M.A. Elbestawi**, From the basic mechanics of orthogonal metal cutting toward the identification of the constitutive equation, International Journal of Machine Tools & Manufacture Vol. 42 (2002), 1373-1383.
- Tren_00 **E.M. Trent, P.K. Wright**, Metal Cutting, Butterworth-Heinemann, 4th Edition, 2000.

- Tren_52 **E.M. Trent, M. Met**, Some factors affecting wear on cemented carbide tools, Institution of Mechanical Engineers 1 (1952), 64-75.
- Tren_63 **E.M. Trent**, Cutting steel and iron with cemented carbide tools, Part II: Conditions of seizure at the tool-work interface, Journal of the Iron and Steel Institute (1963), 923-932.
- Tren1_88 **E.M. Trent**, Metal Cutting and the Tribology of Seizure: I Seizure in Metal Cutting. Wear Vol. 128 (1988), 29-45.
- Tren2_88. **E.M. Trent**, Metal Cutting and the Tribology of Seizure: II Movement of Work Material over the Tool in Metal Cutting. Wear 128 (1988), 47-64.
- Tren3_88 **E.M. Trent**, Metal Cutting and the Tribology of Seizure: III Temperature in Metal Cutting. Wear 128 (1988), 65-81.
- Usui_78 **E. Usui, A. Hirota, M. Masuko**, Analytical prediction of three dimensional cutting process. Part 3. Cutting temperature and crater wear of carbide tool, Transactions of the ASME Journal of Engineering for Industry Vol. 100 (1978), 222-228.
- Vern_02 **K.M. Vernaza-Peña, J.J. Mason, M. Li**, Experimental Study of the Temperature Field Generated During Orthogonal Machining of an Aluminum Alloy, Experimental Mechanics Vol. 42 (2004), 221-229.
- Vovk_03 **V. Vovk, G. Schmitz, R. Kirchheim**, Three-dimensional atom probe investigation of Co/Al thin film reaction Microelectronic Engineering Vol. 70 (2003) 533-538.
- Wang_00 **Z.Y. Wang, K.P. Rajurkar**, Cryogenic machining of hard-to-cut materials, Wear Vol. 239 (2000), 168-175.
- Wang_03 **J. Wang, C.Z. Huang, W.G. Song**, The effect of tool flank wear on the orthogonal cutting process and its practical implications, Journal of Materials Processing Technology Vol. 142 (2003), 338-346.
- Wrig_79. **P.K. Wright, J.G. Horne, D. Tabor**, Boundary Conditions at the Chip-Tool Interface in Machining: Comparisons between Seizure and Sliding Friction, Wear Vol. 54 (1979), 371-390.
- Wrig_82 **P.K. Wright**, Predicting the shear plane Angle in Machining from Work Material Strain-hardening Characteristics, Transactions of the ASME Journal of Engineering for Industry Vol. 104 (1982), 285-292.
- Yous_00 **R. Yousefi, Y. Ichida**, A study on ultra-high-speed cutting of aluminium alloy: Formation of welded metal on the secondary cutting edge of the tool and its effects on the quality of finished surface, Precision Engineering Journal of the International Societies for Precision Engineering and Nanotechnology, Vol. 24 (2000), 371-376.
- Zhan_01 **M.Z. Zhang, Y.B. Liu, H. Zhou**, Wear mechanism maps of uncoated HSS tools drilling die-cast aluminum alloy, Tribology International Vol. 34 (2001), 727-731.
- Zhen_97 **Y. Zheng, J.W. Sutherland, W.W. Olson**, A Continuum Mechanics Model to Predict Shear Angle and Cutting Forces in Orthogonal Cutting, Manufacturing Science and Technology Vol. 2 (1997), 61-68.

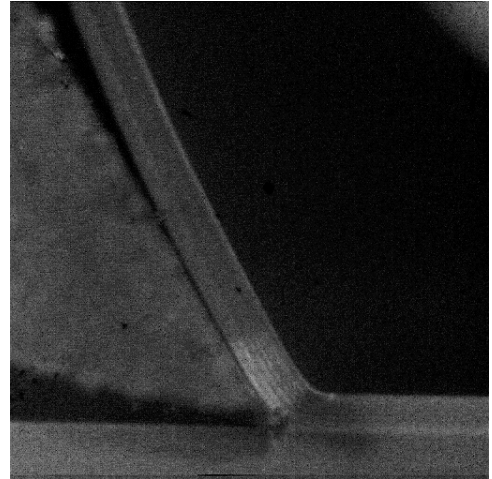
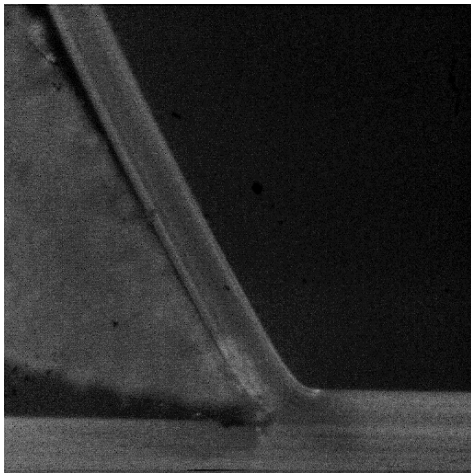
- Zore_66 **N.N. Zorev, H.S.H. Massey**, Metal Cutting Mechanics, Pergamon Press, 1966.
- Zvor_1898 **K. A. Zvorykin**, Work and stresses necessary for separation of metal chips, Proceedings of the Kharko Technological Institute, Ukraine, 1893.

ANNEXES

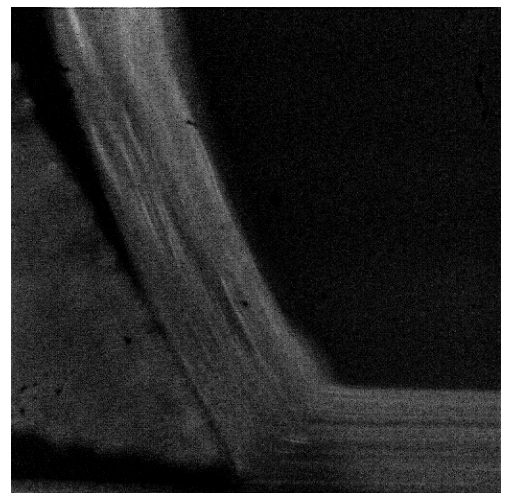
Annexe 1 : Images obtenues par caméra vidéo rapide



$V_c=60$ m/min, $\alpha =30^\circ$, $w=4$ mm, $t_f=0,05$ mm

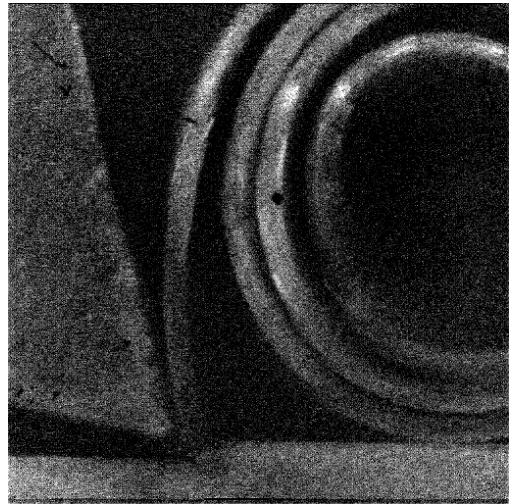
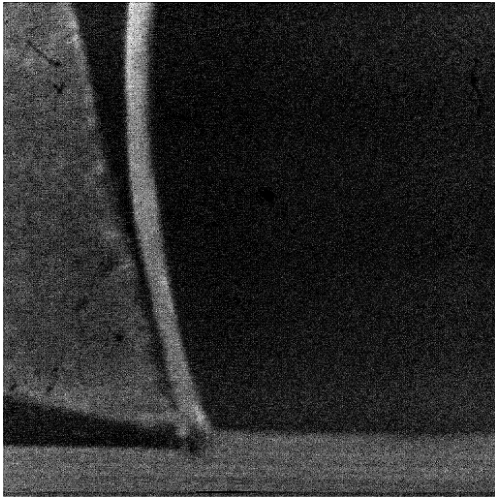


$V_c=60$ m/min, $\alpha =30^\circ$, $w=4$ mm, $t_f=0,1$ mm

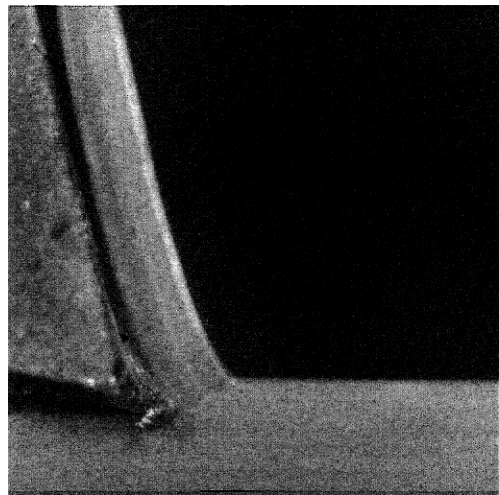
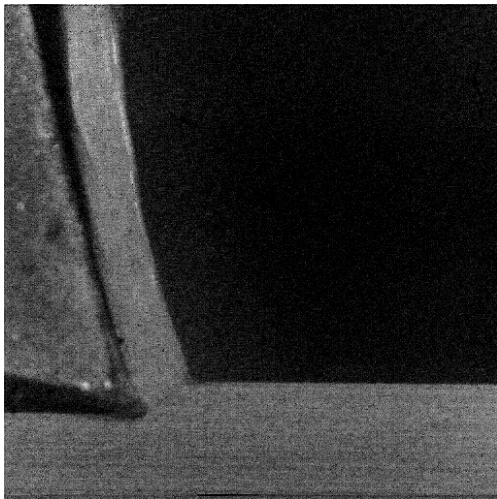


$V_c=60$ m/min, $\alpha =30^\circ$, $w=4$ mm, $t_f=0,3$ mm

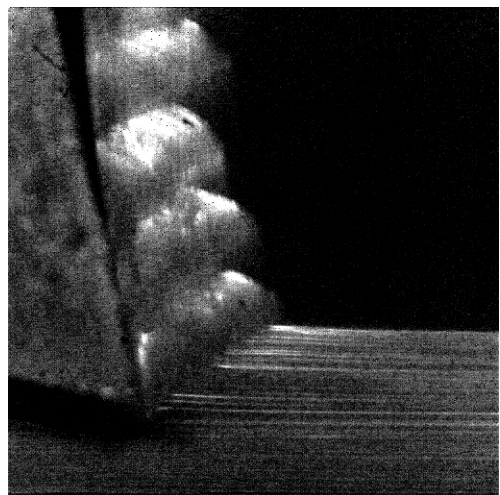
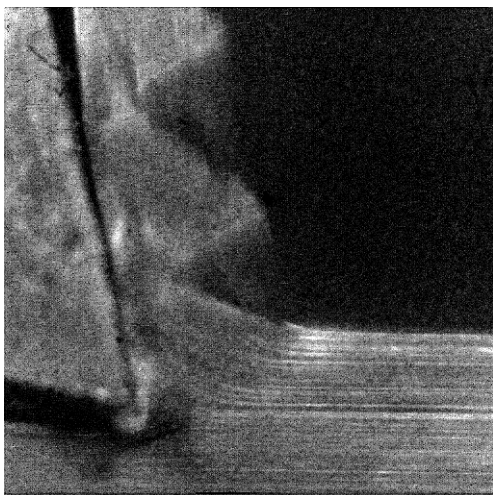
Annexes



$V_c=60 \text{ m/min}$, $\alpha =15^\circ$, $w=4 \text{ mm}$, $t_f=0,05 \text{ mm}$

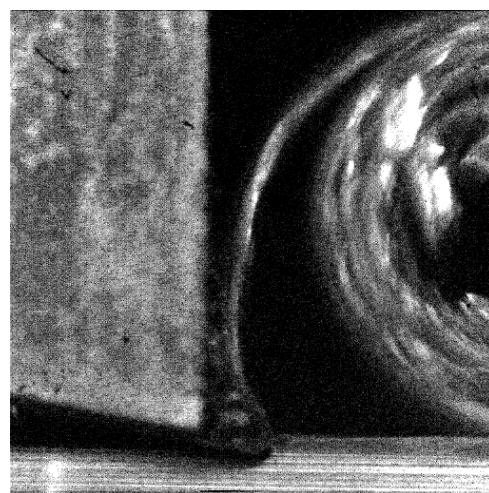
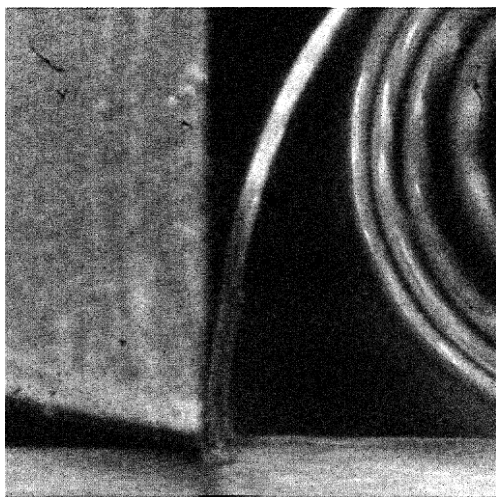


$V_c=60 \text{ m/min}$, $\alpha =15^\circ$, $w=4 \text{ mm}$, $t_f=0,1 \text{ mm}$

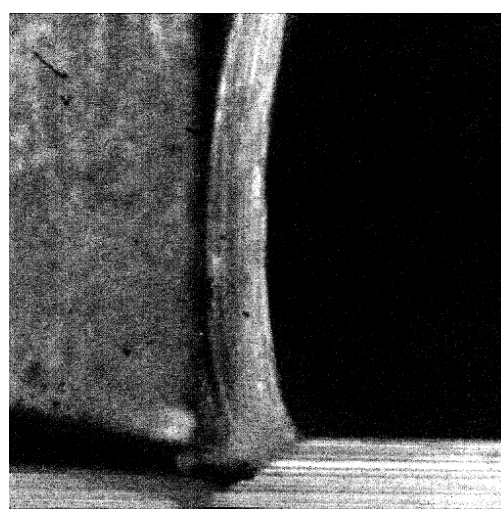
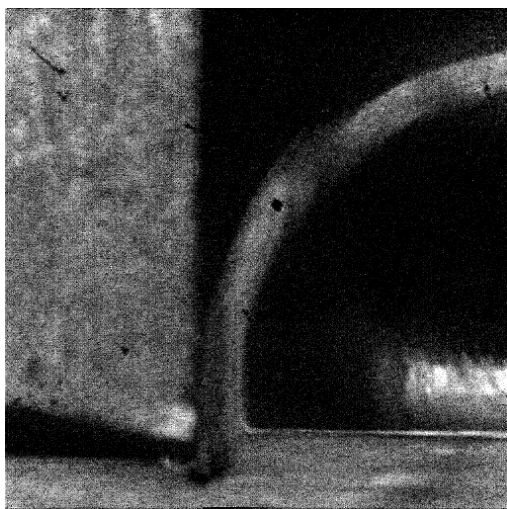


$V_c=60 \text{ m/min}$, $\alpha =15^\circ$, $w=4 \text{ mm}$, $t_f=0,3 \text{ mm}$

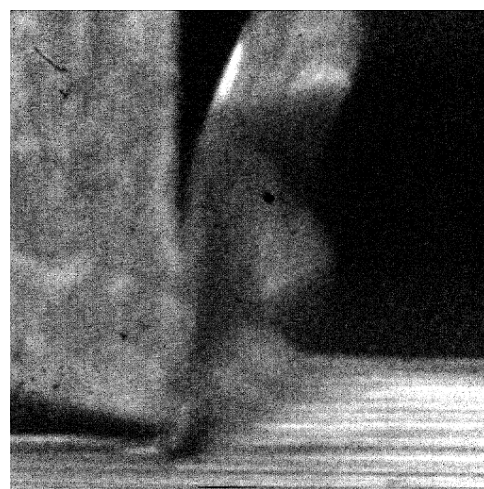
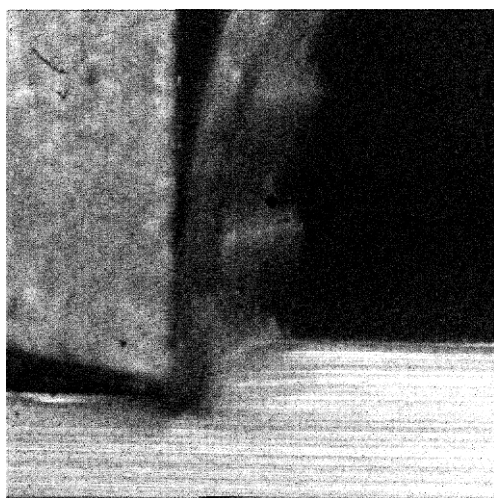
Annexes



$V_c=60$ m/min, $\alpha=0^\circ$, $w=4$ mm, $t_f=0,05$ mm



$V_c=60$ m/min, $\alpha=0^\circ$, $w=4$ mm, $t_f=0,1$ mm



(a)

(b)

$V_c=60$ m/min, $\alpha=0^\circ$, $w=4$ mm (a) $t_f=0,2$ mm (b) $t_f=0,3$ mm

Annexe 2 :. Caractérisation de l'état de surface des plaquettes

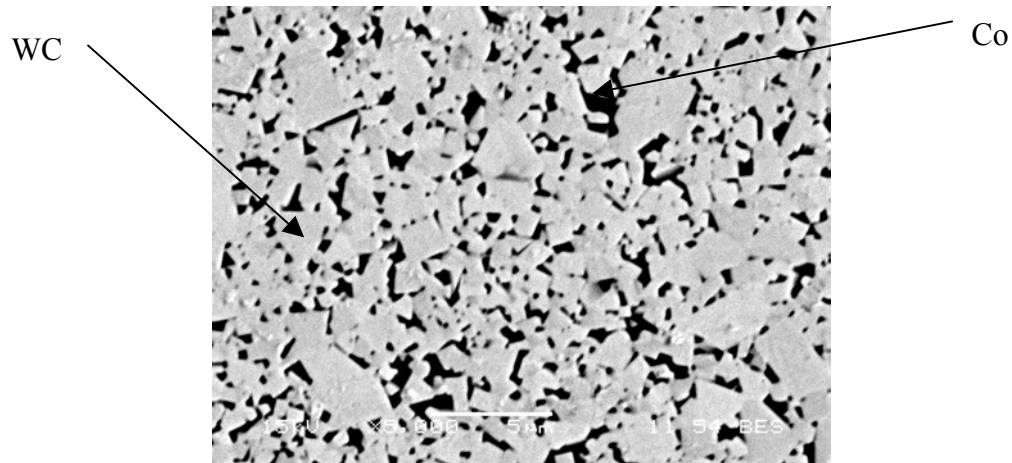


Figure 1. Image MEB d'une surface polie au Coeur de la plaquette, l'analyse EDS donne la composition suivante :6% wt Co 96%wt. WC.

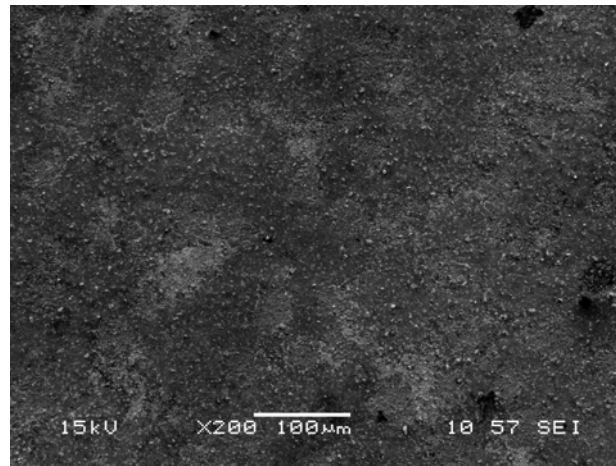


Figure 2. Image MEB de la face de coupe d'une plaquette

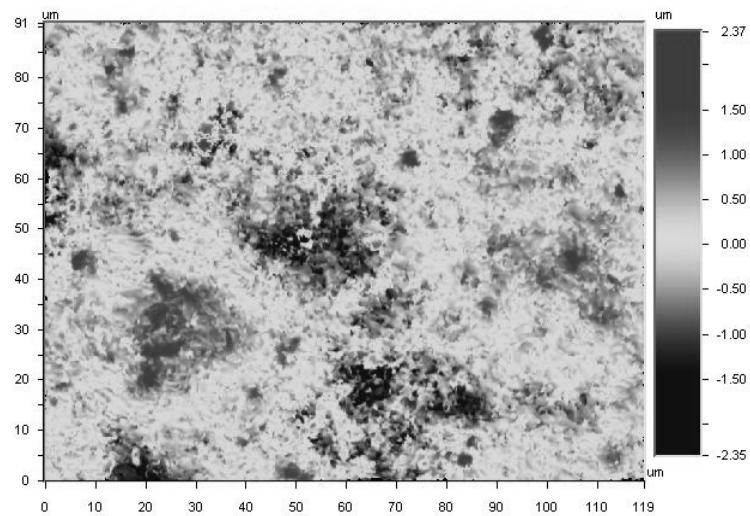


Figure 3. Reconstitution de la face de coupe par profilométrie optique

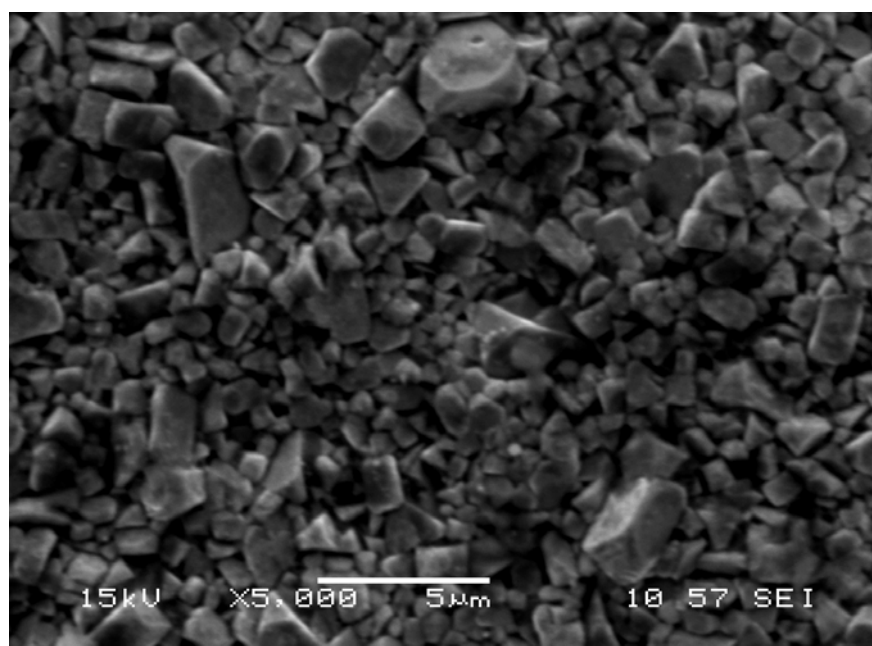


Figure 4. Détail d'une zone sur la face de coupe de l'outil riche en grains WC.



Figure 5. Détail d'une zone sur la face de coupe de l'outil riche en cobalt.

Annexe 3 : Caractérisation des outils pour la détermination du flux

1. Principe de la caractérisation

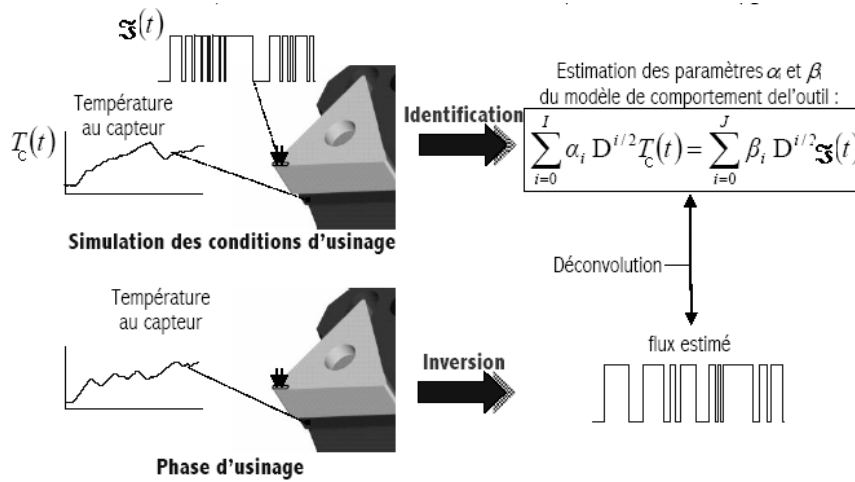


Figure 1-1. Principe de l'identification de la fonction de transfert thermique.

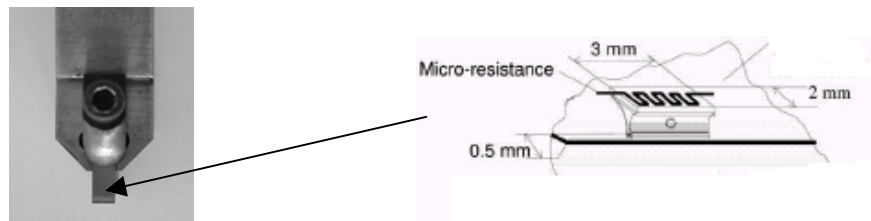


Figure 1-2. Outil et micro-four servant à la phase de calibrage.

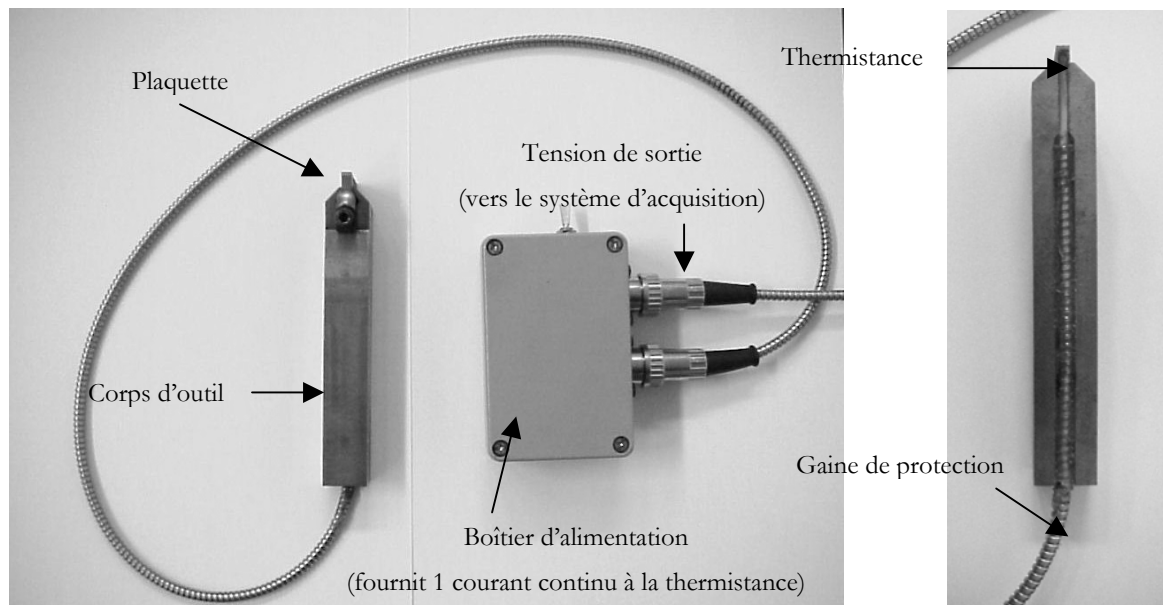


Figure 1-3. Outil instrumenté et boîtier d'alimentation.

2. Outil 0°

2.1. Caractérisation de l'Outil 0°

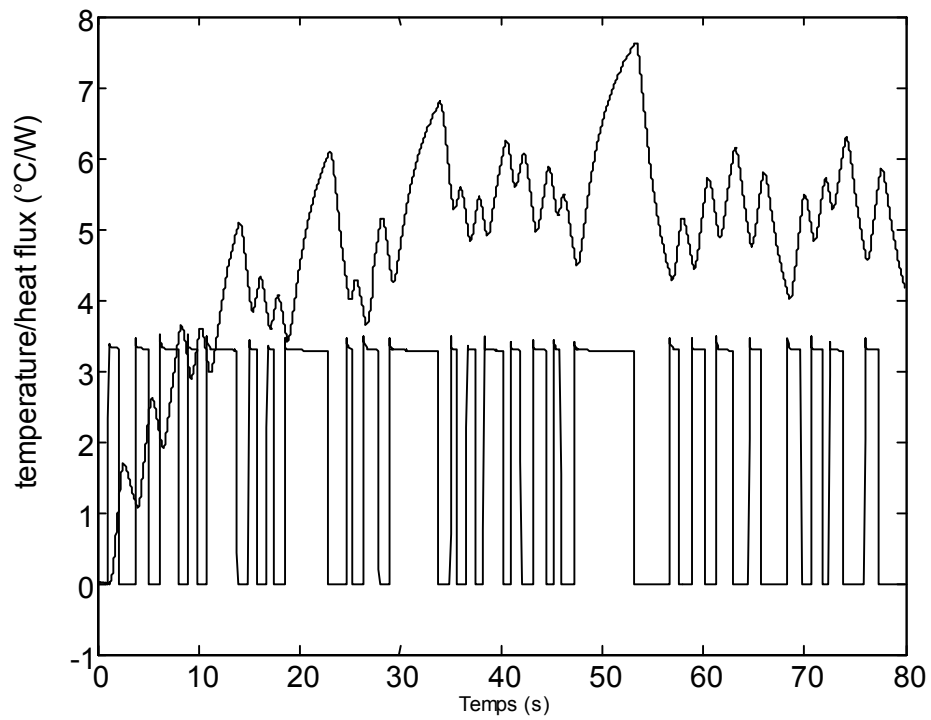


Figure 2-1. Enregistrement des signaux d'entrée $\mathfrak{I}(t)$ (flux) et de sortie (température du capteur) $T_c(t)$ pour l'identification des paramètres du modèle pour l'outil 0°.

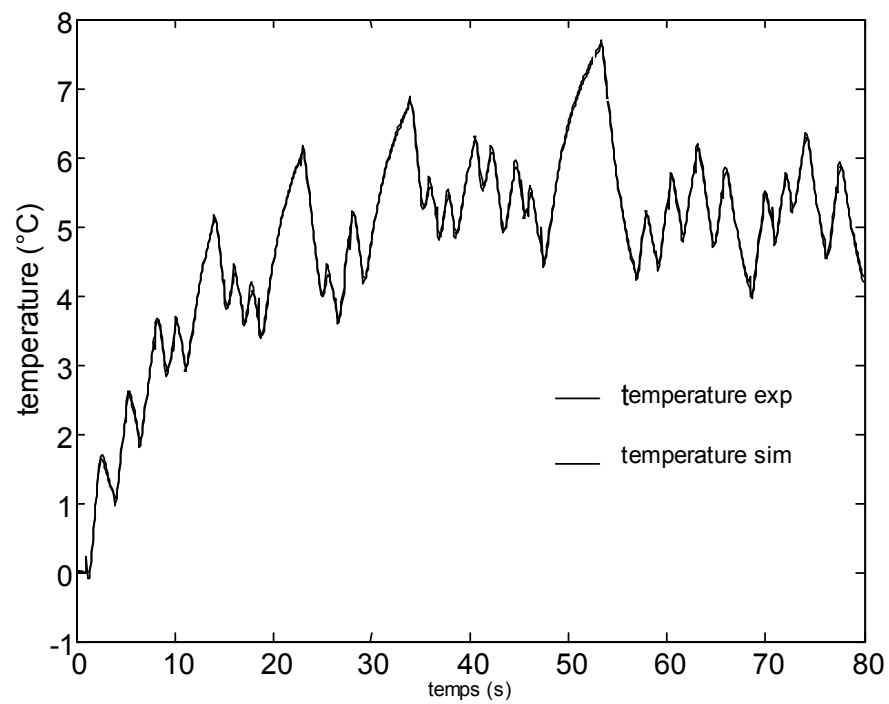


Figure 2-2. Températures du capteur mesurée et simulée à partir du modèle identifié pour l'outil 0°.

2.2. Paramètres du modèle : outil 0°

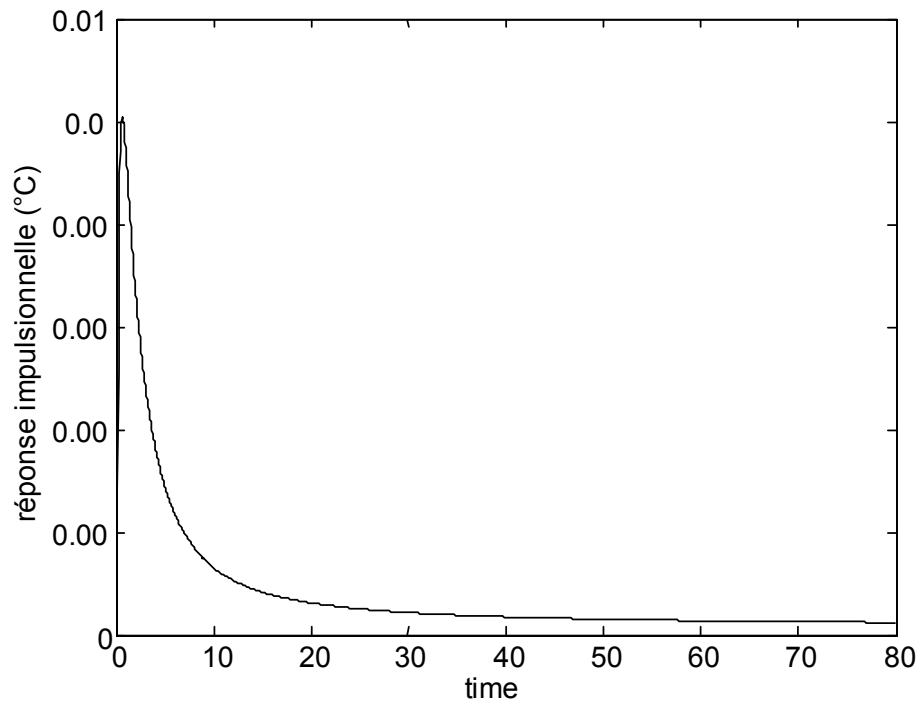


Figure 2-3. Réponse impulsionnelle générée à partir du modèle identifié, outil 0°.

num	1.7925440492827882e+000	-1.3217268291341087e+000	2.5872372277302647e-001	
den	-2.4346293435831053e-002	6.5478224936447149e-001	7.9134098245789142e-001	1.0000000000000000e+000

Tableau 2.1. Valeur des paramètres de la fonction de transfert, outil 0°

$$\left[1 + 0,79 D^{\frac{1}{2}} + 0,65 D^1 - 0,024 D^{\frac{3}{2}} \right] T(t) = \left[0,258 - 1,32 D^{\frac{1}{2}} + 1,79 D^1 \right] \Im(t)$$

2.3. Validation du modèle : outil 0°

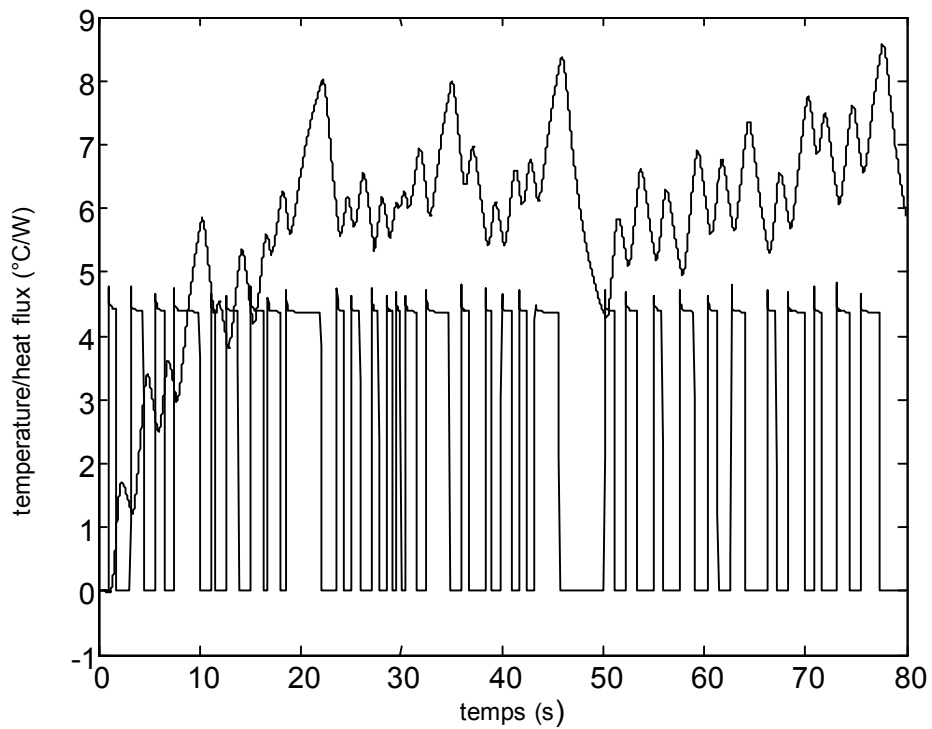


Figure 2-4. Enregistrement des signaux d'entrée $\mathfrak{I}(t)$ (flux) et de sortie (température du capteur) pour validation des paramètres du modèle pour l'outil 0°.

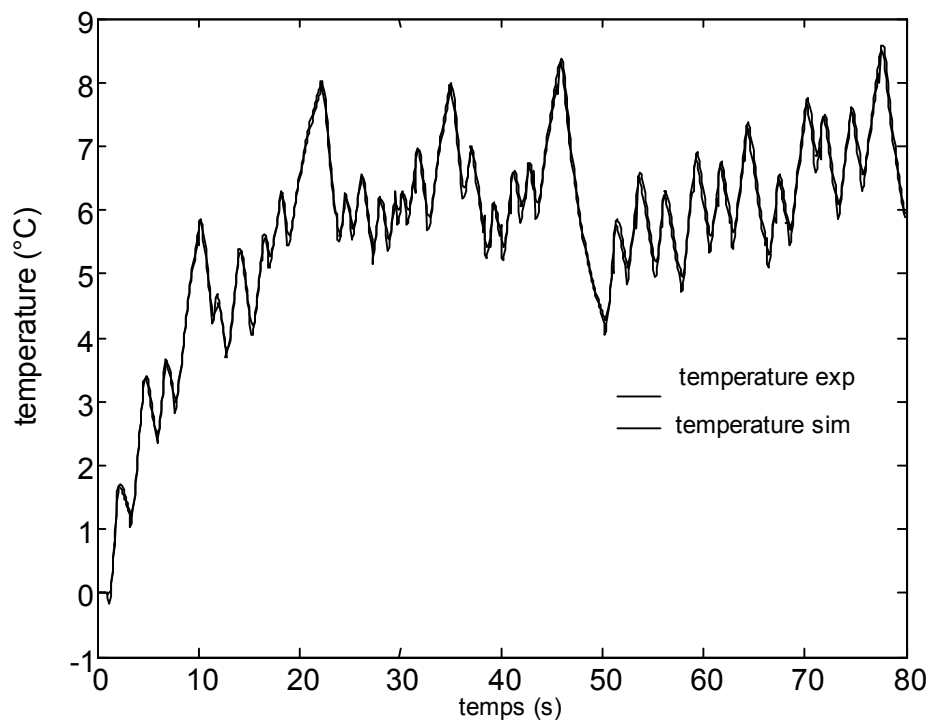


Figure 2-5. Températures du capteur mesurée et simulée à partir du modèle identifié pour l'outil 0°

3. Outil 15°

3.1. Caractérisation de l'Outil 15°

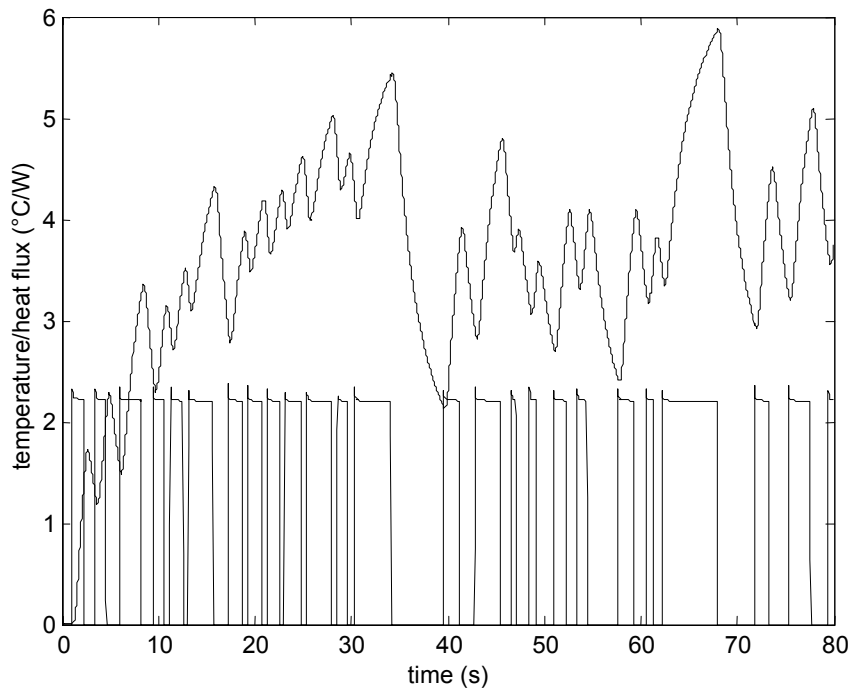


Figure 3-1. Enregistrement des signaux d'entrée $\mathfrak{I}(t)$ (flux) et de sortie (température du capteur) $T_c(t)$ pour l'identification des paramètres du modèle pour l'outil 15°

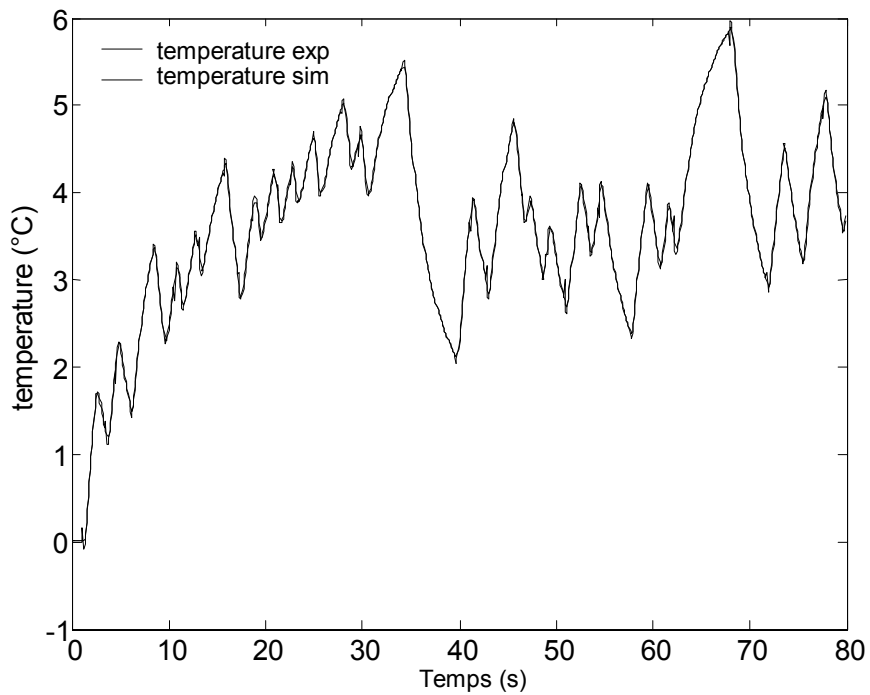


Figure 3-3. Réponse impulsionnelle générée à partir du modèle identifié, outil 15°.

3.2. Paramètres du modèle : outil 15°

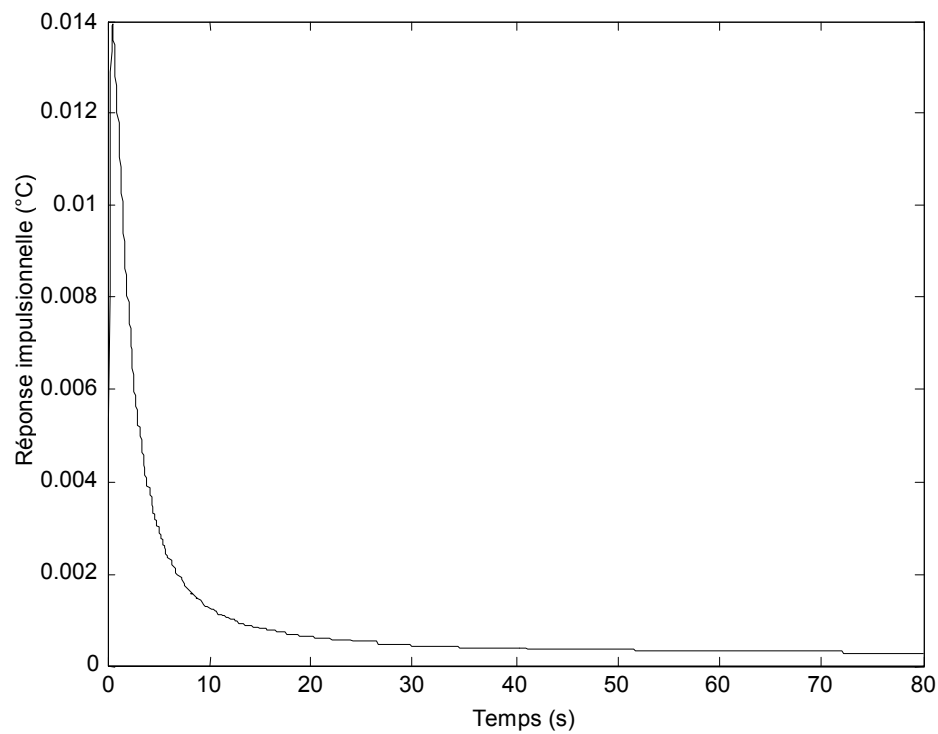


Figure 3-3. Réponse impulsionnelle générée à partir du modèle identifié, outil 15°.

num	2.3630289286452806e+000	-1.6478524096446288e+000	3.1692332053286865e-001	
den	-3.3347715499114791e-002	8.3752522654815442e-001	6.4633838364978258e-001	1.0000000000000000e+000

Tableau 3.1. Valeur des paramètres de la fonction de transfert, outil 15°

$$\left[1 + 0,64 D^{1/2} + 0,83 D^1 - 0,033 D^{3/2} \right] T(t) = \left[0,31 - 1,64 D^{1/2} + 2,36 D^{3/2} \right] \mathfrak{I}(t)$$

3.3. Validation du modèle : outil 15°

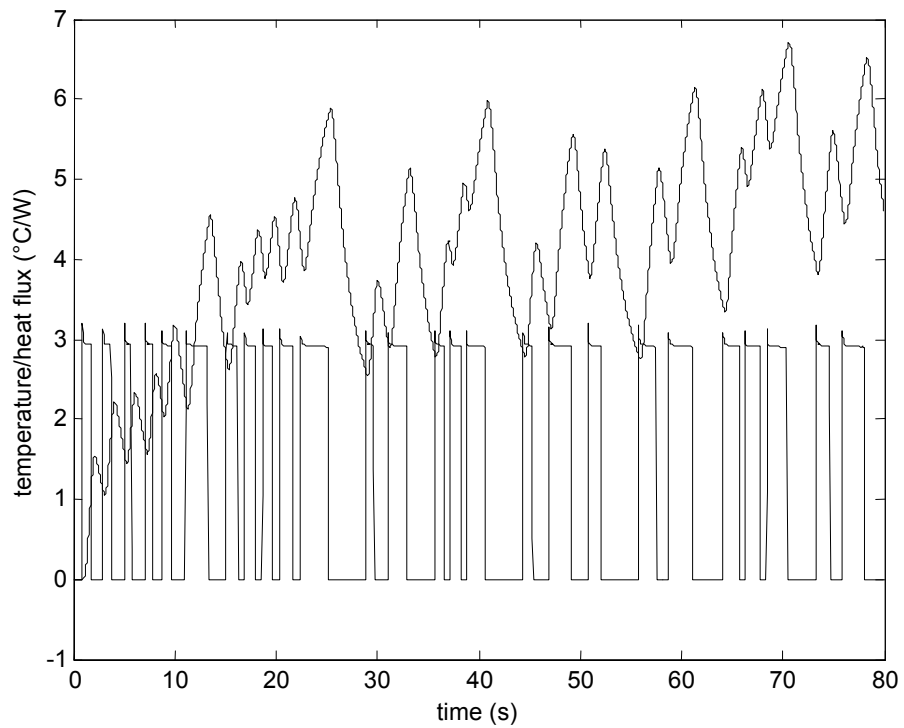


Figure 3-4. Enregistrement des signaux d'entrée $\mathfrak{I}(t)$ (flux) et de sortie (température du capteur) pour validation des paramètres du modèle pour l'outil 15°

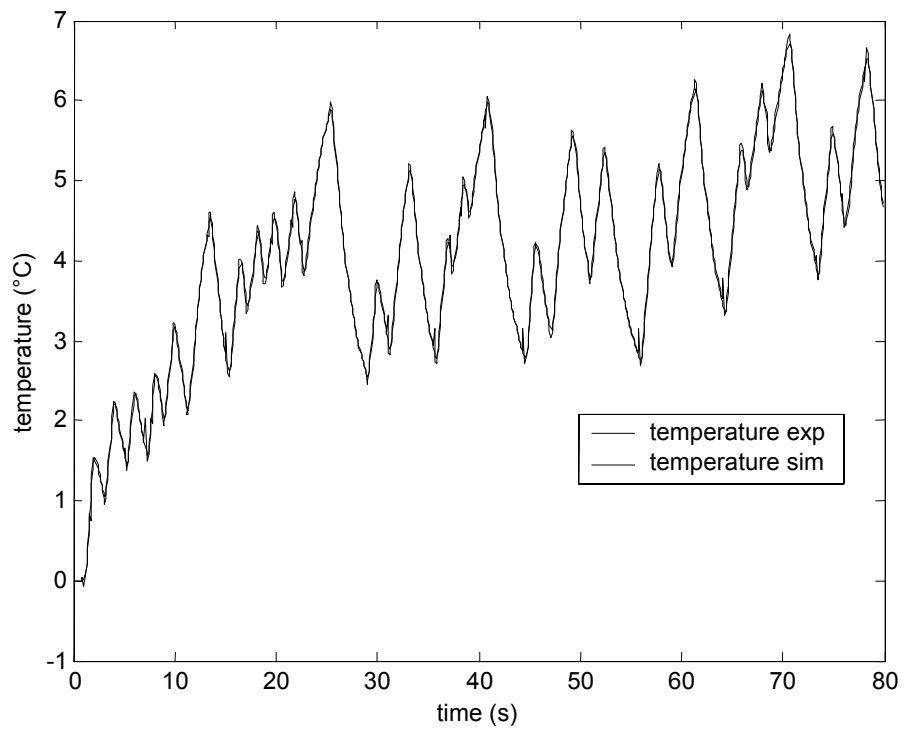


Figure 3-5. Températures du capteur mesurée et simulée à partir du modèle identifié pour l'outil 15°.

4. Outil 30°

4.1. Caractérisation de l'Outil 30

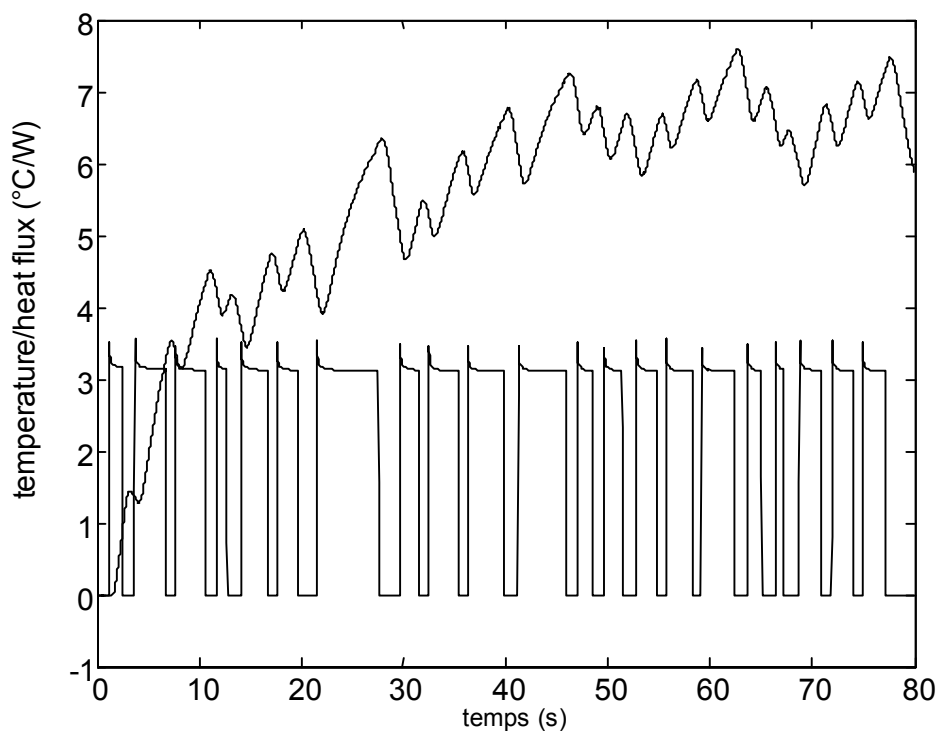


Figure 4-1. Enregistrement des signaux d'entrée $\mathfrak{I}(t)$ (flux) et de sortie (température du capteur) $T_c(t)$ pour l'identification des paramètres du modèle pour l'outil 30°.

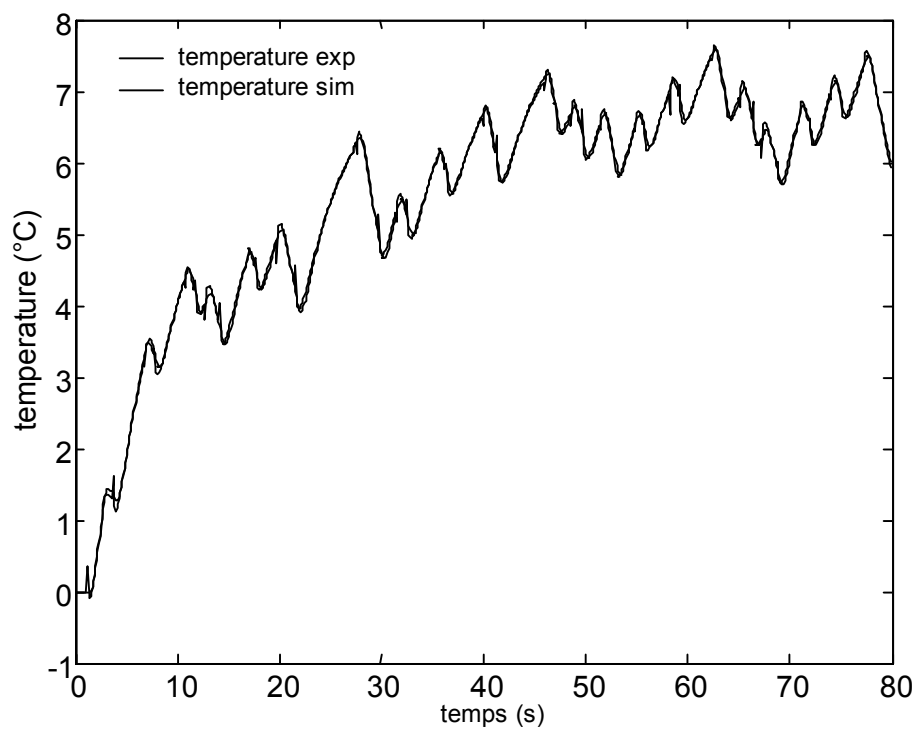


Figure 4-2. Températures du capteur mesurée et simulée à partir du modèle identifié pour l'outil 30°.

4.2. Paramètres du modèle : outil 30°

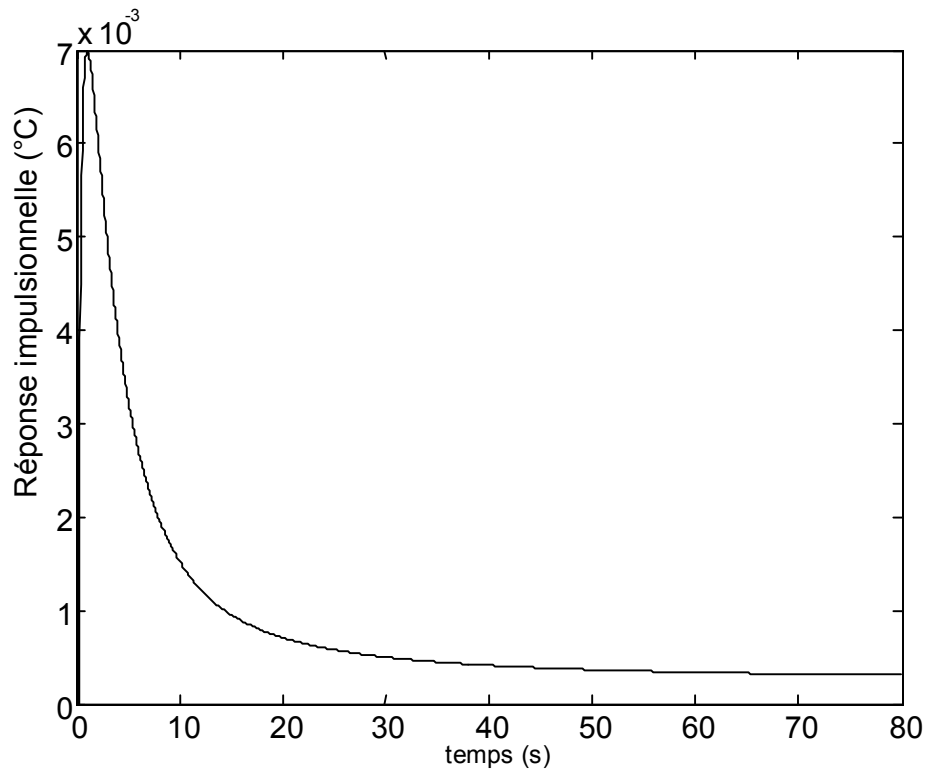


Figure 4-3. Réponse impulsionnelle générée à partir du modèle identifié, outil 30°.

num	1.0486801768633018e+000	-9.3726390973405127e-001	2.3159875123647608e-001	
den	-1.8579718193818980e-002	4.0637141203222199e-001	3.6513073304462929e-001	1.0000000000000000e+000

Tableau 4.1. Valeur des paramètres de la fonction de transfert, outil 30°

$$\left[1 + 0,36 D^{\frac{1}{2}} + 0,4 D^1 - 0,018 D^{\frac{3}{2}} \right] T(t) = \left[0,23 - 0,93 D^{\frac{1}{2}} + 1,04 D^{\frac{3}{2}} \right] \Im(t)$$

4.3. Validation du modèle : outil 30°

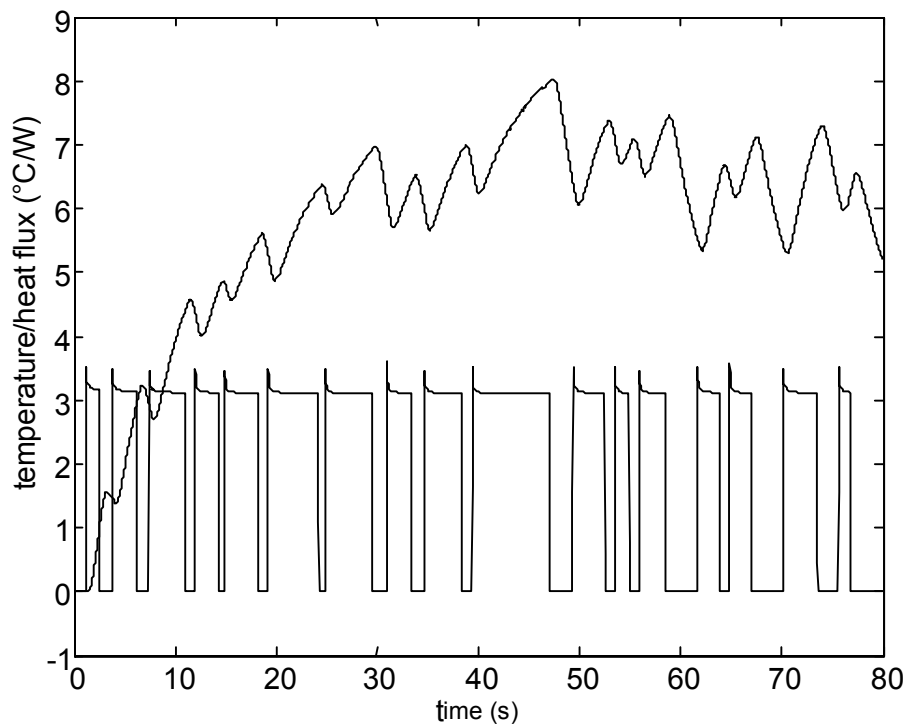


Figure 4-4. Enregistrement des signaux d'entrée $q(t)$ (flux) et de sortie (température du capteur) pour validation des paramètres du modèle pour l'outil 30°.

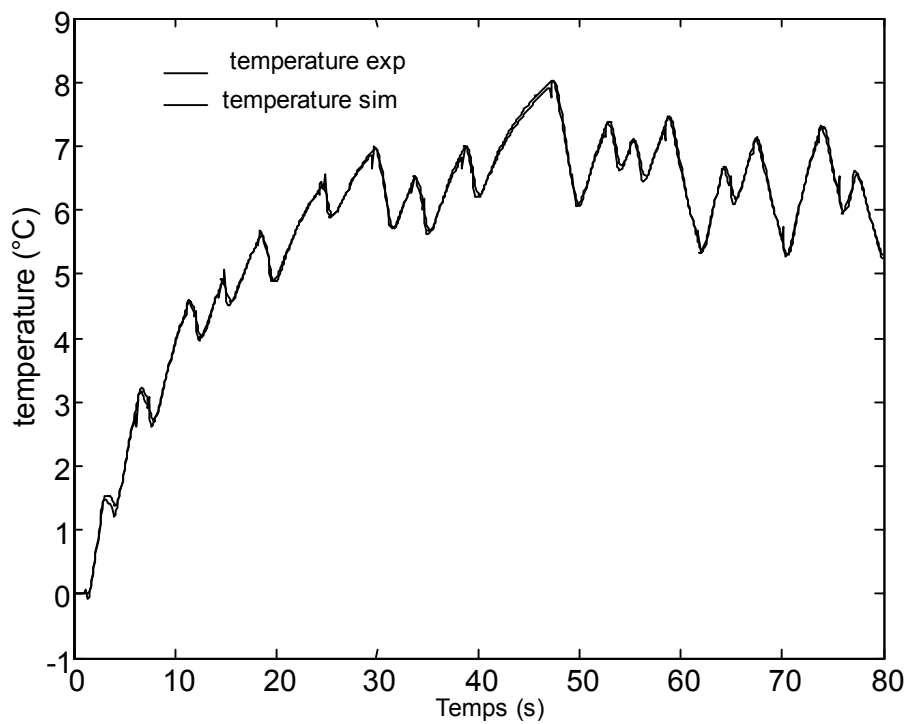
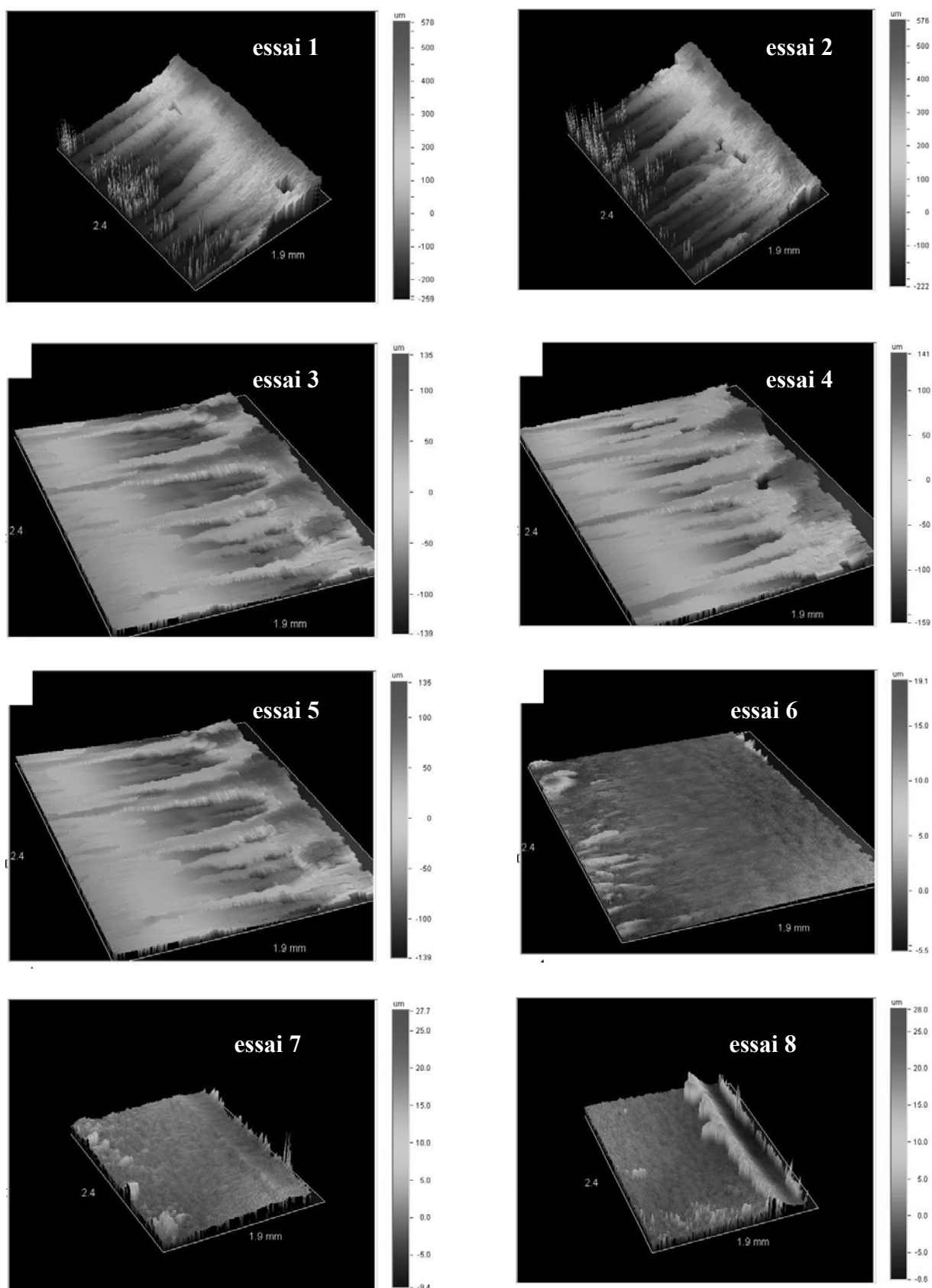


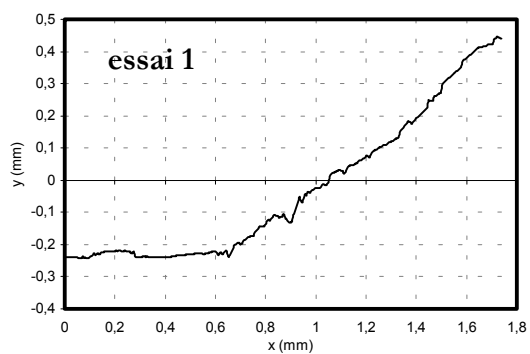
Figure 4-5. Températures du capteur mesurée et simulée à partir du modèle identifié pour l'outil 30°.

Annexe 4 : Profilométrie optique

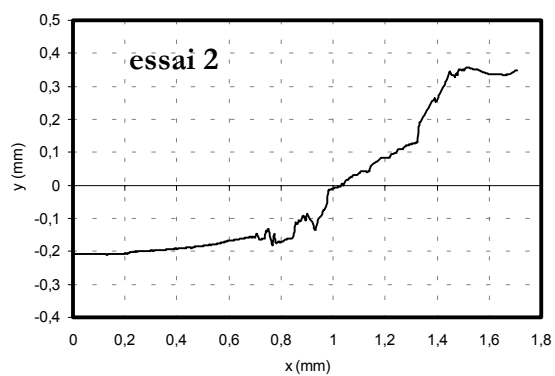


Profil 2D de la face de coupe , tps = temps d'usinage

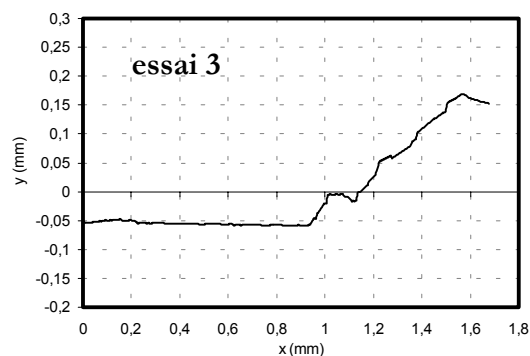
Annexes



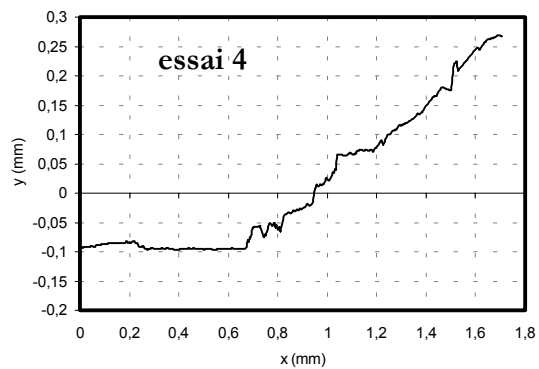
$V_c=30$ m/min, $f=0,1$ mm/tr, $\alpha=0^\circ$, tps=14 min



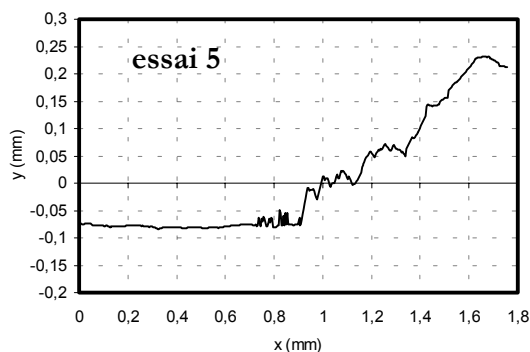
$V_c=30$ m/min, $f=0,1$ mm/tr, $\alpha=0^\circ$, tps=28 min



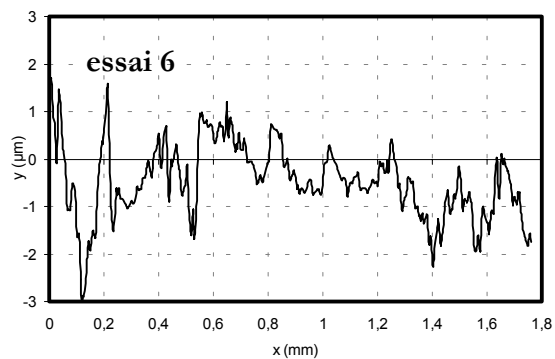
$V_c=60$ m/min, $f=0,1$ mm/tr, $\alpha=15^\circ$, tps=7 min



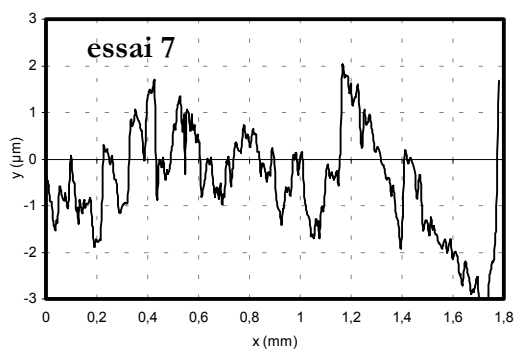
$V_c=60$ m/min, $f=0,1$ mm/tr, $\alpha=15^\circ$, tps=14 min



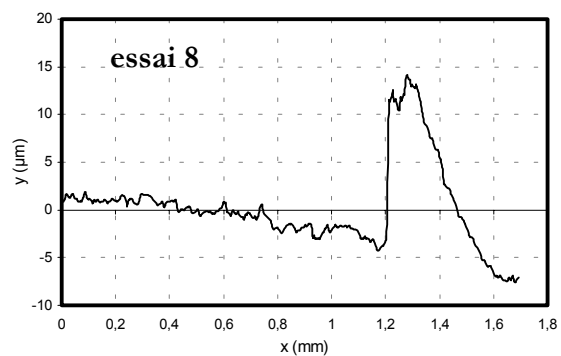
$V_c=60$ m/min, $f=0,1$ mm/tr, $\alpha=15^\circ$, tps=21 min



$V_c=60$ m/min, $f=0,3$ mm/tr, $\alpha=0^\circ$, tps=7 min



$V_c=180$ m/min, $f=0,1$ mm/tr, $\alpha=0^\circ$, tps=7 min



$V_c=360$ m/min, $f=0,1$ mm/tr, $\alpha=0^\circ$, tps=7 min

Annexe 5 : Diagramme de phase Al-Cu et Al-Co

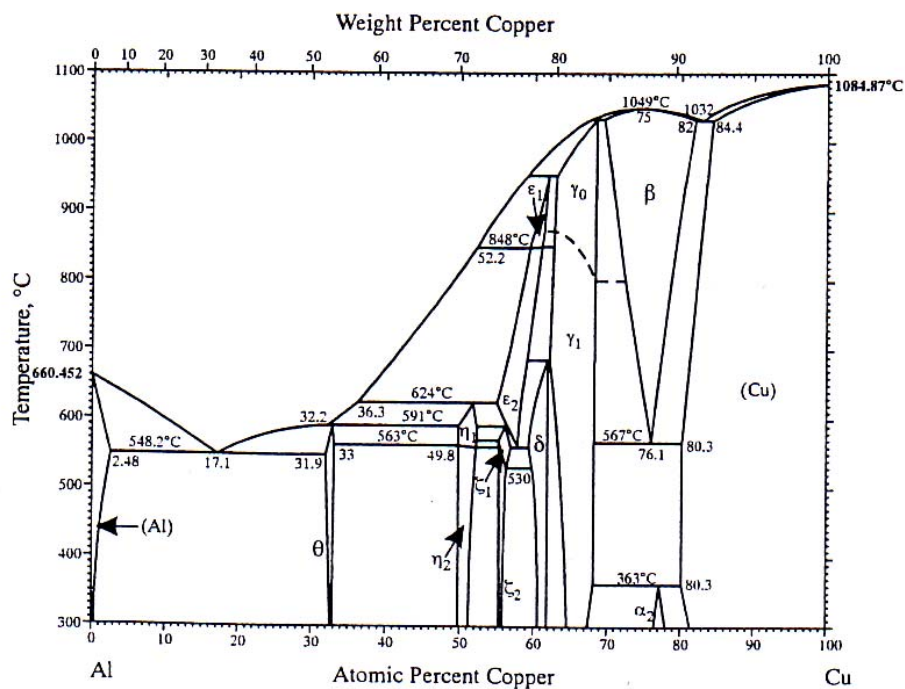


Figure 1. Diagramme d'équilibre Al-Cu

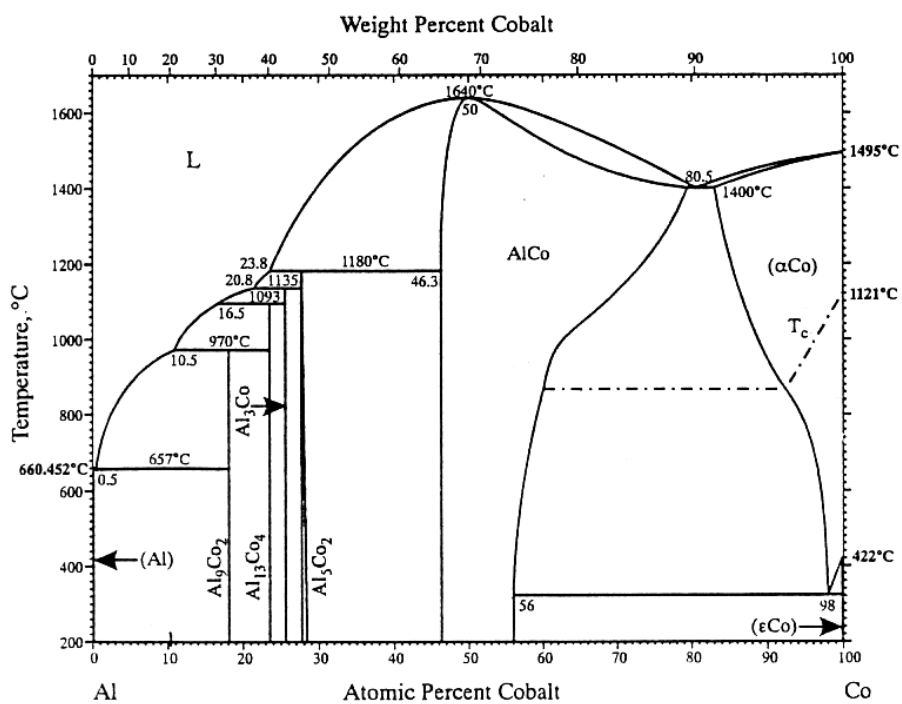


Figure 2. Diagramme d'équilibre Al-Co

Résumé :

L'étude proposée traite de la compréhension des mécanismes d'endommagement des outils carbure dans le cas de l'usinage à sec d'un alliage d'aluminium aéronautique (AA2024 T351). Elle a pour but de déterminer les différents paramètres tribologiques de l'interface outil-copeau (frottement, température, pression) et de les confronter aux différents modes d'usure.

Une modélisation du contact entre le copeau et l'outil basée sur les propriétés viscoplastiques de l'écoulement du matériau est d'abord proposée. Elle permet d'établir les relations qui existent entre la géométrie du copeau (angle de cisaillement), les contraintes appliquées sur l'outil, le coefficient de frottement et la vitesse de glissement du copeau au voisinage de la pointe de l'outil. Le modèle analytique est alors employé pour déterminer la nature du contact (collant, glissant) et calculer la vitesse de glissement.

Pour déterminer la température et la pression de contact, un dispositif d'étude basé sur l'observation expérimentale de la formation du copeau (caméra vidéo rapide, mesure des efforts, calcul de flux thermique) et la simulation numérique par la méthode des éléments finis est ensuite mis en place.

La caractérisation physico-chimique réalisée à l'aide de techniques complémentaires d'analyse de surface (MEB, EDS, AES, profilométrie optique) a permis d'identifier clairement les différents types d'endommagement. Ils se traduisent par la formation d'arêtes rapportées et de couches adhérentes (couches de transfert formées par extrusion de précipités) ainsi que par la fragilisation de l'outil provoqué par la diffusion de certaines espèces chimiques du copeau vers l'outil. Grâce à la démarche proposée, il est possible de relier ces différents modes d'endommagement aux conditions de contact existant à l'interface outil-copeau.

Mots-clés : usinage à sec, alliage d'aluminium, usure des outils, analyse de surface, diffusion, modélisation de la coupe orthogonale, simulation numérique.

Abstract :

In the present study, carbide tool wear is analysed in the case of dry machining of an aeronautic aluminium alloy (AA2024 T351). The purpose is to determine the different tribological parameters at the tool-chip interface (friction, temperature, pressure) and to confront them with the wear mechanisms.

A modelling of the contact between the chip and the tool, based on the viscoplastic properties of the material flow, is initially proposed. This allows to establish relationships existing between the chip geometry (shear angle), the stress applied on the tool, the friction coefficient and the sliding chip velocity in the neighbourhood of the cutting tool edge. The analytical model is then used to determine the nature of the contact (sticking, sliding) and to calculate the sliding speed.

To determine the temperature and the contact pressure, a special device based on the experimental observation of the chip formation (high speed video camera, force measurement, heat flux calculation) and the finite element numerical simulation is also carried out.

The surface analysis carried out using complementary techniques (MEB, EDS, AES, optical profilometry) allowed to clearly identify the different wear mechanisms. They result in the formation of built-up edges, in the formation of adherent layers (transfer layers formed by extrusion of precipitates) and in the tool embrittlement caused by the diffusion of chemical species from the chip towards the tool. Thanks to the study, it is possible to connect these various damage modes to the contact conditions existing at the tool-chip interface.

Key-words : dry machining, aluminium alloy, tool wear, surface analysis, diffusion, orthogonal cutting modelling, numerical simulation