



HAL
open science

Contribution à l'identification des mécanismes d'usure en usinage d'un WC-6%Co par une approche tribologique et thermique

Tchadja Kagnaya

► **To cite this version:**

Tchadja Kagnaya. Contribution à l'identification des mécanismes d'usure en usinage d'un WC-6%Co par une approche tribologique et thermique. Sciences de l'ingénieur [physics]. École Nationale Supérieure des Mines de Paris, 2009. Français. NNT : 2009ENMP1643 . pastel-00005750

HAL Id: pastel-00005750

<https://pastel.hal.science/pastel-00005750>

Submitted on 25 Jan 2010

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.



ED n°.432 : SMI (Sciences des Métiers de l'Ingénieur)

T H E S E

pour obtenir le grade de

DOCTEUR DE L'ECOLE NATIONALE SUPERIEURE DES MINES DE PARIS

Spécialité "Sciences et génie des matériaux"

Soutenue le 04 septembre 2009 par :

M. Tchadja KAGNAYA

**CONTRIBUTION A L'IDENTIFICATION DES MECANISMES
D'USURE D'UN WC-6%Co EN USINAGE ET PAR UNE APPROCHE
TRIBOLOGIQUE ET THERMIQUE**

Directeur de thèse : M. Thierry CUTARD

Jury

M. Mohammed NOUARI	Professeur, ENSMN/InSIC Saint - Dié	Président
M. Mohamed EL MANSORI	Professeur, ENSAM Châlon en Champagne	Rapporteur
M. René GRAS	Professeur Emérite, SUPMECA Paris	Rapporteur
M. Gérard POULACHON	Maître de Conférence - HDR, ENSAM Cluny	Examineur
M. Thierry CUTARD	Maître Assistant - HDR, ENSTIMAC Albi	Examineur
Mme Laurence LAMBERT	Maître Assistante, ENSTIMAC / InSIC Saint - Dié	Examineur
Mme Christine BOHER	Maître Assistante, ENSTIMAC Albi	Invitée
Mme Myriam LAZARD	Maître Assistante, ENSTIMAC / InSIC Saint - Dié	Invitée
M. Laurent VELNOM	Directeur, S.A.S. Actarus Saint - Dié	Invité

A ma famille et à Germaine

Ce travail a été réalisé entre le Centre de Recherche en Outillages, Matériaux et Procédés (CROMeP) à l'École des Mines d'Albi-Carmaux (EMAC) et au sein de l'Équipe de Recherche en Mécanique et Plasturgie (ERMeP) à l'Institut Supérieur de l'Ingénierie de la Conception GIP-In.S.I.C.

Je remercie donc la direction du CROMeP et la direction de GIP-In.S.I.C-ERMeP d'avoir accepté de m'accueillir dans leurs laboratoires.

Ce mémoire met fin à l'aventure que j'ai débutée il y a presque quatre ans. Je tiens donc à présenter ma profonde gratitude à mon directeur de thèse Monsieur Thierry CUTARD, Maître Assistant et HDR à l'EMAC qui m'a apporté énormément sur le plan scientifique et sur le plan humain.

Mes sincères remerciements vont à mes encadrants Mesdames Laurence LAMBERT, Maître Assistant à l'EMAC, Christine BOHER, Maître Assistant à l'EMAC et Myriam LAZARD, Maître Assistant à l'EMAC pour leurs apports tant sur le plan scientifique que sur le plan humain.

A tous, votre dynamisme a contribué à ma motivation durant ce travail.

J'exprime ma gratitude à Messieurs Mohamed EL MANSORI, Professeur des universités à l'ENSAM Chalon et René GRAS, Professeur Émérite à SUPMECA Paris, qui ont acceptés d'être les rapporteurs de ce travail.

Mes sincères remerciements vont à Messieurs Gérard POULACHON, Maître de Conférences et HDR à l'ENSAM Cluny et Mohammed NOUARI, Professeur des universités à l'Institut Polytechnique de Lorraine et l'ENSMN Nancy, qui ont acceptés d'être examinateurs de ce travail.

Je remercie Monsieur Laurent VELNOM, chef d'entreprise ACTARUS SA, pour son appui à la réalisation des essais d'usinage et sa disponibilité tout au long de ce travail. De même mes remerciements vont à Monsieur Denis CUNIN responsable de la R&D au Centre Européen de Prototypage et d'Outillage Rapide (CIRTES).

Je remercie Monsieur David VONGKINGKEO pour son apport durant son stage de fin d'études d'ingénieur.

Je remercie le personnel du CROMeP et du GIP-In.S.I.C particulièrement les collègues doctorants et Messieurs. Yao KOUTSAWA et Mohamed AZAOUZI mon collègue de bureau. Je voudrais vous dire que vos mots ont constitué un réservoir d'énergie pour moi.

Je tiens à remercier Messieurs Sonnou TIEM, Maître de Conférence à l'ENSI, Lomé au Togo, Koffi-Sa BEDJA, Professeur à l'ENSI, Lomé au Togo. Je remercie Messieurs Paul Lipinski, Professeur à l'ENI de Metz et Napo Bonfoh, Maître de Conférence à l'ENI de Metz. Tous ont œuvré pour une coopération entre les deux écoles, qui offre une opportunité aux élèves ingénieurs de continuer dans le domaine de la recherche.

Je ne saurais citer tous ceux qui ont contribué à la réussite de ce travail. Je remercie donc tous mes amis et tous ceux qui de près ou de loin m'ont toujours soutenu dans cette aventure.

Sommaire

Introduction générale	3
Chapitre 1 : Bibliographie générale sur l'usinage	5
1 Introduction.....	11
1.1 Principales caractéristiques géométriques de l'outil	11
1.2 Les paramètres de coupe	12
1.3 Les principales configurations d'étude de la coupe.....	12
2 Etude expérimentale de la coupe	13
3 Modélisation de la coupe	16
3.1 Les mécanismes de formation du copeau	16
3.2 Modélisation analytique de la coupe	17
3.3 Modélisation thermomécanique	21
3.4 Modélisation numérique de la coupe.....	23
4 Aspects thermiques de la coupe	26
4.1 La production de chaleur	27
4.2 Le transfert thermique en usinage	28
5 Quelques modèles d'usure des outils de coupe.....	20
6 Conclusion	32
Chapitre 2 : Etudes expérimentales du comportement en tournage et en tribologie du couple WC-6%Co/Acier C45.	41
1 Introduction.....	47
2 Etude bibliographique sur la tribologie des outils de coupe	48
2.1 Usure des outils de coupe	48
2.2 Les interfaces de contact en usinage.....	55
3 Etude du comportement tribologique et thermique d'outils WC-6%Co par une approche expérimentale en usinage	70
3.1 Présentation de la machine d'usinage, de l'outil de coupe et de la matière usinée	70
3.2 Objectifs, méthodologie de l'étude expérimentale	73
3.3 Présentation et analyse des résultats expérimentaux	76
4 Etude du comportement tribologique et thermique de pions WC-6%Co par l'approche tribologie classique.....	90
4.1 Présentation du tribomètre à grande vitesse et des conditions d'essais	90
4.2 Présentation des éprouvettes : pion et disque	91

5	Conclusion	104
5.1	Approche d'usinage	105
5.2	Approche tribologique	105
Chapitre 3 : Simulations numériques thermiques de la plaquette de coupe et du pion de tribologie		113
1	Introduction.....	119
2	Modélisation thermique en usinage	120
2.1	Bibliographie sur la thermique de l'usinage	120
2.2	Etude de la modélisation numérique thermique en usinage.....	132
3	Modélisation thermique en frottement.....	148
3.1	Bibliographie sur la modélisation thermique en tribologie.....	148
3.2	Modélisation numérique thermique du pion de tribologie et objectif de la simulation.....	154
4	Conclusion	165
Chapitre 4 : Synthèse sur les mécanismes d'usure du WC-6%Co en usinage et en tribologie		173
1	Compléments bibliographiques sur le comportement du WC-Co et du WC à haute température	177
2	Similitudes entre les modes d'endommagement du WC-6%Co observés en tournage et en tribologie.....	179
3	Définition des types d'endommagement des plaquettes WC-6%Co lors d'une opération de tournage : échelle microscopique.....	181
3.1	Températures de la surface du cratère.....	181
3.2	Types d'endommagement observés au niveau de la surface du cratère.....	182
4	Définition des types d'endommagement des pions WC-6%Co lors des essais tribologiques : échelle microscopique.....	186
4.1	Observations de la surface de frottement :	186
4.2	Observations en coupe selon un plan parallèle à la direction de frottement.....	188
4.3	Circulation des débris dans le contact.....	190
5	Identification des mécanismes d'usure des plaquettes WC-6%Co lors d'une opération de tournage : Définition d'un modèle phénoménologique	191
5.1	Définition des étapes du modèle	191
5.2	Modèle phénoménologique proposé pour l'usure en cratère lors d'une opération de tournage	193
6	Conclusion	195
Conclusion générale et perspectives		197
Annexes		203

Introduction générale

La qualité d'une pièce usinée dépend fortement de l'état d'usure de l'outil de coupe. Cette usure constitue donc un problème majeur dans le domaine de la fabrication industrielle. Elle est fonction de plusieurs facteurs notamment du matériau usiné, des conditions de coupe, du procédé de coupe. Tous ces facteurs ont pour corollaire une production importante de chaleur qui induit une usure accélérée de l'outil de coupe. De plus, la température devient encore plus importante en usinage à grande vitesse. Pour diminuer le niveau de température de l'outil, les fluides de coupe sont généralement utilisés. Cependant, leur utilisation engendre d'autres contraintes comme le traitement des fluides usagés et des copeaux d'une part et les conséquences sur la santé des opérateurs et sur l'environnement d'autre part. Il faut également noter que le coût des fluides de coupe est élevé et que pour les grandes vitesses de coupe, la lubrification n'a pas d'effet significatif sur les conditions de frottement aux interfaces outil/matière. Ce dernier point est lié au fait que les niveaux de température et de chargement mécanique qui se développent au niveau de ces interfaces sont plus élevés. Ces raisons fondamentales ont motivé le recours à l'usinage sans lubrification.

L'usinage à sec est encore plus préjudiciable à la tenue à l'usure des outils puisque la température est extrêmement élevée. Les trois principaux modes d'usure identifiés aux interfaces de frottement sont l'abrasion, l'adhésion et la diffusion. La compréhension des mécanismes qui les gouvernent est encore incomplète, notamment du fait que les différents modes d'usure évoqués opèrent d'une manière interactive. De plus, l'étude de ces mécanismes reste difficile car les interfaces de frottement outil/pièce et outil/copeau sont inaccessibles pendant l'opération d'usinage.

Dans ce travail, l'objectif est de contribuer à l'étude des mécanismes de dégradation des outils de coupe. Cette étude est réalisée à partir d'approches expérimentales complémentaires : une approche en usinage et une approche tribologique

L'approche d'usinage est basée sur le procédé de tournage. Il est appliqué au cas d'un acier C45 avec des outils de coupe en carbure fritté de type WC-6%Co. L'approche tribologique est réalisée à grande vitesse, dans une configuration pion/disque. Cette démarche a pour objectif d'étudier le comportement tribologique du couple WC-6%Co/Acier C45 afin de mieux comprendre la dégradation du WC-6%Co. Ces deux approches sont abordées d'une part sur le plan expérimental en incluant la mesure de température et d'autre part sur le plan de la simulation numérique thermique. Ce travail ne vise pas à reproduire précisément les conditions de sollicitations de l'usinage dans les tests de tribologie. La démarche tribologique est davantage réalisée dans l'optique d'obtenir des informations et une compréhension complémentaires à celles obtenues en usinage, en particulier au niveau des mécanismes d'endommagement et d'usure du WC-6%Co. Un autre objectif important est d'estimer la température de la face de coupe de l'outil (interface de frottement outil/copeau) et de la surface de contact du pion (interface de frottement pion/disque), afin de prendre en compte l'influence de la température dans les mécanismes d'endommagement observés. L'ensemble du travail est présenté au travers de quatre chapitres.

Le chapitre 1 correspond à une bibliographie générale sur l'usinage tant sur des aspects liés à l'expérimentation qu'à la modélisation du processus de coupe. A la fin du chapitre, le positionnement et la démarche de ce travail, ainsi que la logique de structuration des chapitres suivants, sont précisés. Dans la suite du mémoire une bibliographie plus ciblée est présentée sur le thème dominant de chaque chapitre.

Le chapitre 2 est consacré aux études expérimentales d'usinage et de tribologie. Il regroupe la description de la démarche et des expériences réalisées ainsi que l'analyse et la discussion des résultats expérimentaux. Les analyses concernent notamment les résultats des mesures des efforts de coupe, des mesures de température et des observations des modes d'endommagements des outils et des pions de tribologie à l'échelle macroscopique.

Le chapitre 3 est consacré à la présentation de la démarche de modélisation et des résultats de simulations numériques thermiques de l'outil de coupe et du pion de tribologie. Une analyse de ces résultats est présentée, en intégrant une comparaison des résultats des simulations aux résultats des expériences.

Le chapitre 4 est un chapitre de synthèse sur les mécanismes d'usure du WC-6%Co. Il est basé sur la prise en compte des principaux résultats des chapitres 2 et 3 et sur une analyse complémentaire des mécanismes d'usure à l'échelle microscopique. Un modèle phénoménologique des mécanismes d'usure du WC-6%Co en tournage y est proposé.

A la fin de ce mémoire, une conclusion générale dresse un bilan global de ce travail et des perspectives sont présentées.

CHAPITRE 1 :
Bibliographie générale sur l'usinage

Table des matières

1	Introduction.....	11
1.1	Principales caractéristiques géométriques de l'outil	11
1.2	Les paramètres de coupe	12
1.3	Les principales configurations d'étude de la coupe.....	12
2	Etude expérimentale de la coupe	13
3	Modélisation de la coupe	16
3.1	Les mécanismes de formation du copeau	16
3.2	Modélisation analytique de la coupe	17
3.3	Modélisation thermomécanique	21
3.4	Modélisation numérique de la coupe.....	23
4	Aspects thermiques de la coupe.....	26
4.1	La production de chaleur	27
4.2	Le transfert thermique en usinage	28
5	Quelques modèles d'usure des outils de coupe.....	30
6	Conclusion	32

Nomenclature

a_p, w	Profondeur de passe ou largeur de coupe, (mm)
c	Capacité Thermique (J/kg °C)
C_{i1}	Concentration de l'espèce chimique i (de l'outil) dans le copeau,
C_{i2}	Concentration de l'espèce chimique i (de l'outil) dans l'outil
f	Vitesse d'avance, (mm/tr)
F_c	Effort de coupe, (N)
k	Conductivité thermique (W/m °C)
L_c	Longueur de contact outil/copeau, (mm)
m	Coefficient de cisaillement de Tresca
P_{out}	Dureté de l'outil de coupe
P_{part}	Dureté des particules abrasives de la pièce
R	Rayon de bec de l'outil, rayon du cratère formé sur la face de coupe, (mm)
r_ε	Rayon de l'arête de coupe, (mm)
T, T^I, T^{II}	Durée de vie de l'outil de coupe, (min)
t_c	Épaisseur de copeau non déformé ($t_c = f$), (mm)
V	Vitesse du déplacement de la source de chaleur, m/min ou m/s
V_c	Vitesse de coupe, (m/min ou m/s)
V_{cop}	Vitesse du copeau, (m/min ou m/s)
α	Angle de dépouille, (°)
β	Angle de frottement, (°)
ϕ	Angle de cisaillement, (°)
γ	Angle de coupe, (°)
μ	Coefficient de frottement de Coulomb
θ, θ_{max}	Température de coupe, température maximale de l'interface outil/copeau, (°C)
ρ	Masse volumique (kg/m ³)
$\sigma, \bar{\sigma}$	Contrainte normale à l'interface de contact, (MPa)
τ	Contrainte de cisaillement, (MPa)

1 Introduction

Ce chapitre introductif constitue une brève synthèse sur des thèmes liés à l'usinage. L'objectif essentiel du chapitre est de permettre une prise en compte de différents aspects du procédé d'usinage. Ce procédé est complexe du fait des couplages qui existent entre différents types de sollicitations aux interfaces outil/pièce et outil/copeau : sollicitations mécaniques, sollicitations thermiques et phénomènes physico-chimiques. Cette synthèse est basée sur l'analyse de deux démarches complémentaires classiquement mises en œuvre : d'une part une démarche expérimentale avec mesure de différentes grandeurs (efforts, puissance et/ou énergie, température, usure, ...) et d'autre part une démarche utilisant la modélisation (mécanique, thermique, thermomécanique, usure, ...). Ces différentes sollicitations conduisent à l'endommagement de l'outil de coupe. Cet endommagement est provoqué par différents modes d'usure dont les principaux sont (Trent [1]) :

- L'abrasion et la déformation, caractérisées par la présence de rayures sur la surface usée.
- L'adhésion, identifiée par le transfert de la matière usinée sur l'outil.
- La diffusion, caractérisée par la présence des éléments chimiques de la matière usinée dans l'outil et réciproquement.
- La rupture, marquée par une perte partielle ou totale de la partie active d'un outil.
- La fatigue, identifiée par la présence de fissures sur l'arête de coupe.

Ces modes d'endommagement sont présentés plus en détail dans le chapitre 2. De multiples efforts continuent d'être consentis dans les domaines industriel et scientifique pour mieux comprendre ces modes d'endommagement.

Ce chapitre permet également de positionner ce travail de thèse par rapport aux travaux liés au problème de l'usure de l'outil de coupe en usinage.

Avant d'aborder les deux démarches évoquées, une description des paramètres géométriques d'un outil de coupe, des paramètres fondamentaux du procédé d'usinage et des trois principales configurations d'usinage est proposée.

1.1 Principales caractéristiques géométriques de l'outil

Les principales caractéristiques géométriques de l'outil ont un rôle important dans la formation et l'évacuation du copeau. Par exemple l'angle de coupe a une influence considérable sur le comportement du matériau usiné dans la zone de formation du copeau et sur la longueur de contact outil/copeau [2-6]. Günay et al. [4-6] ont étudié l'influence de l'angle de coupe sur les efforts de coupe lors de l'usinage de l'acier AISI 1040 avec des outils en carbure de tungstène fritté. Les auteurs ont montré que l'effort de coupe diminue quand l'angle de coupe augmente. Plus cet angle est aigu, plus la longueur de contact outil/copeau est faible. Cela induit une diminution des efforts de coupe et du coefficient de frottement et par conséquent facilite l'écoulement du copeau. Cet exemple illustre la nécessité de bien définir les caractéristiques géométriques de l'outil. Celles-ci sont illustrées sur les Fig. 1. 1 ❶-❸.

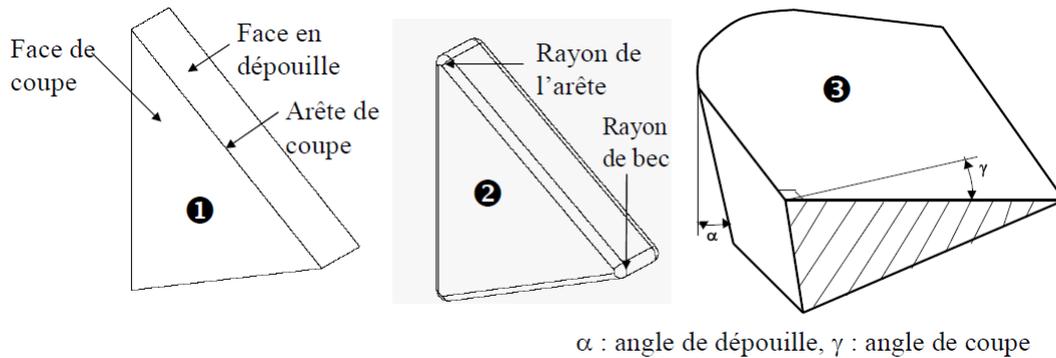


Fig. 1. 1 : Géométrie de l'outil (cas d'une plaquette rapportée) : ❶- sans rayons, ❷- avec rayons, ❸- angles de coupe.

La face de coupe : face de frottement entre l'outil et le copeau et notée A_f .

La face en dépouille : face de l'outil qui frotte sur la surface usinée et notée A_a .

Le rayon de bec : rayon de la surface reliant deux surfaces en dépouille.

Le rayon de l'arête : rayon de la surface reliant la face de coupe et la face en dépouille.

L'angle de coupe (γ) : angle entre la face de coupe et le plan horizontal contenant l'arête de coupe (il est mesuré dans un plan perpendiculaire au plan horizontal contenant l'arête de coupe).

L'angle de dépouille (α) : angle entre la face en dépouille et le plan vertical contenant l'arête de coupe (il est mesuré dans un plan vertical et perpendiculaire au plan vertical contenant l'arête de coupe).

L'arête de coupe : segment ou surface reliant la face de coupe et la face en dépouille.

1.2 Les paramètres de coupe

Les paramètres de coupe sont : la vitesse de coupe, la vitesse d'avance et la profondeur de passe. Ces paramètres fondamentaux ont une influence significative sur les mécanismes de dégradation des outils de coupe.

La vitesse de coupe V_c : c'est un des paramètres d'importance majeure dans le processus de coupe [7-9]. Il dépend du matériau à usiner et de la vitesse de rotation de la pièce (en tournage).

L'avance f : elle correspond au déplacement de l'outil pour une révolution de la pièce en tournage. C'est un des paramètres qui a également une influence significative dans le procédé de coupe car elle détermine la section du copeau.

La profondeur de passe a_p : c'est la pénétration de l'arête de coupe dans la matière, elle correspond aussi à la différence entre le rayon de la pièce avant et après une passe (en tournage cylindrique).

1.3 Les principales configurations d'étude de la coupe

En tournage, trois principales configurations de coupe, sont généralement utilisées : la coupe tridimensionnelle ou la coupe réelle (Fig. 1. 2❶), la coupe orthogonale (Fig. 1. 2❷) et la coupe oblique (Fig. 1. 2❸).

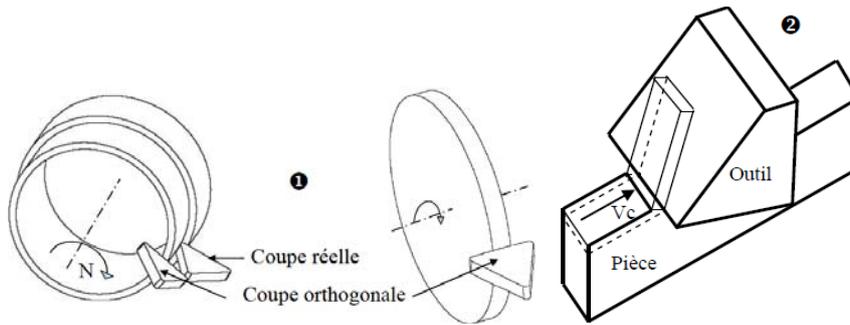


Fig. 1. 2 : Différentes configurations de coupe : ❶- coupe réelle et coupe orthogonale, ❷- Coupe oblique [10].

La coupe orthogonale est particulièrement adaptée aux études de la modélisation puisqu'elle permet de ramener le problème tridimensionnel de la coupe (coupe réelle 3D) à un problème bidimensionnel (coupe 2D). En effet, les simplifications géométriques et cinématiques simplifient l'étude des phénomènes apparaissant lors de la coupe. Il faut noter qu'en dehors du cas de la coupe orthogonale ; le cas de la coupe tridimensionnelle peut être considéré comme un cas de coupe orthogonale lorsque le rayon de bec de l'outil est très faible et négligeable selon les hypothèses de Merchant [11].

2 Etude expérimentale de la coupe

Les procédés d'usinage par enlèvement de matière sont des techniques de mise en forme largement utilisées dans l'industrie. Il existe de nombreux procédés d'usinage : le fraisage, le perçage, le tournage, le découpage, etc. La Fig. 1. 3 ❶ (Luttervelt et al. [12]) montre que la méthode expérimentale représente plus de 45% de l'ensemble des méthodes d'études des procédés d'usinage. En outre, le tournage représente presque un tiers des opérations d'usinage dans l'industrie devant le fraisage (Fig. 1. 3 ❷).

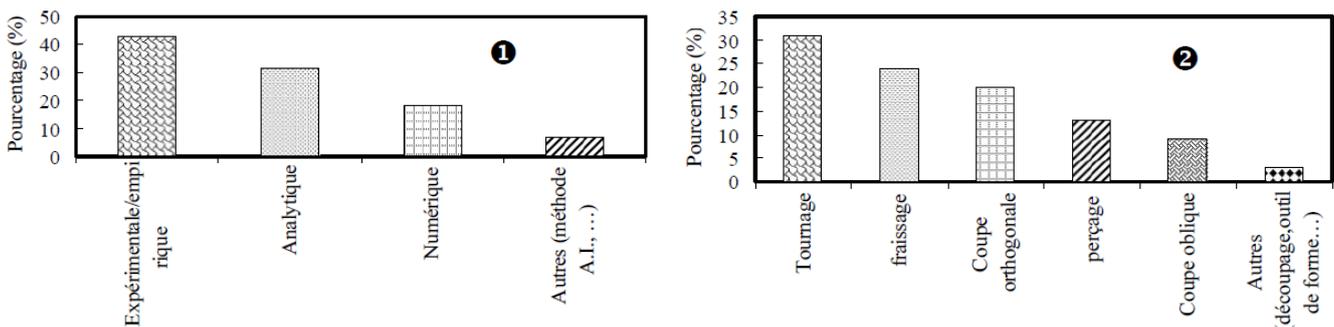


Fig. 1. 3 : ❶- Méthodes et démarches d'étude de l'usinage ; ❷- Taux d'utilisation des différents types de procédés dans l'industrie [12]

Bien que cette synthèse date de 1998, elle montre l'importance des études expérimentales qui permettent de mieux comprendre le procédé d'usinage. Elle montre également que le tournage reste toujours le procédé le plus utilisé dans l'industrie et le plus étudié.

L'approche expérimentale de la coupe a plusieurs objectifs :

- Etudier et caractériser l'usure d'un outil de coupe.

- Etudier l'usinabilité d'un nouveau matériau (matériaux durs, composites) et l'influence des paramètres de coupe.
- Mettre en place un nouveau système d'usinage (usinage assisté par laser, usinage cryogénique, usinage à jet d'eau...).
- Caractériser les propriétés des surfaces usinées.
- Comprendre et optimiser le procédé d'usinage.
- Valider les études numériques.
- ...

L'approche expérimentale permet de mieux comprendre les phénomènes mécaniques, thermiques et physico-chimiques ainsi que leurs interactions. Ces phénomènes sont encore plus complexes et critiques en usinage à grandes vitesses [13, 14]. Leur compréhension passe par la mesure des efforts, de la puissance et/ou de l'énergie, de la température, des paramètres d'usure aussi par la caractérisation de l'outil de coupe usé et de la pièce usinée.

L'analyse proposée dans le paragraphe suivant porte essentiellement sur des **études de l'usure des outils de coupe par des approches d'usinage.**

Wanigarathne et al. [15] ont étudié l'usure progressive d'un outil de coupe en carbure fritté revêtu (revêtements : TiN/TiCN/TiC) et comportant des brises-copeau. Leur étude a eu pour objectif d'analyser, aux échelles macroscopique et microscopique, l'usure des outils en fonction de la température. L'étude menée a été réalisée en coupe orthogonale de l'acier C45 (AISI 1045) avec des vitesses de coupe de 200, 250 et 300 m/min, des vitesses d'avance de 0,15 et 0,2 mm/tr et une largeur de coupe de 3 mm. Les auteurs ont montré par cette étude que la température de la face de coupe augmente en fonction de la vitesse de coupe. L'augmentation de la température induit une usure de l'outil plus sévère. Toutefois, les auteurs n'ont pas étudié les différents mécanismes d'usure qui sont responsables cette dégradation sévère.

Certains travaux ont été menés pour caractériser et comprendre le comportement des interfaces de frottement et l'usure des outils de coupe [16-21]. En particulier, Gegonde et Subramanian [17] ont mené une étude pour caractériser le phénomène de diffusion des éléments chimiques de l'outil dans le copeau. L'étude a été réalisée en usinant les aciers C45 (AISI 1045) et C20 (AISI 1020) avec un outil en carbure fritté avec ou sans revêtement de TiN/TiC. Les auteurs indiquent que pour une vitesse de coupe inférieure à 100 m/min, il y a une adhésion de la matière usinée sur la face de coupe de l'outil et que cette adhésion est immédiatement évacuée à cause d'une faible force d'adhésion au niveau des jonctions. Par contre, à partir de la vitesse de coupe de 100 m/min, la force d'adhésion au niveau des jonctions est élevée. En conséquence, la rupture de l'adhésion est difficile, ce qui provoque une stagnation de la matière usinée sur la face de coupe. Il apparaît alors une diffusion de l'élément tungstène dans le copeau. Gegonde et Subramanian montrent également que ce phénomène de diffusion dépend de la température à l'interface de l'outil et des transformations de phase de l'acier usiné. Ils remarquent que la température maximale de la face de coupe est localisée au niveau de la profondeur maximale et correspond à la température de transformation de phase de l'acier qui est égale à 840°C. S'il est admis que la température est un paramètre important dans le cas de l'usure par diffusion, les études de Gegonde et Subramanian [17] ne correspondent pas aux observations faites par Trent [1]. Trent [1] indique que l'usure en cratère est un phénomène thermiquement activé qui reste prédominant jusqu'à 800°C, et qu'au-delà

de cette température, c'est plutôt un phénomène de déformation plastique qui devient prépondérant. En conséquence, il est important de noter que l'élévation de la température de l'outil, combinée avec des sollicitations mécaniques, provoque d'autres mécanismes d'usure comme la déformation, la fissuration ou l'écaillage, surtout pour les outils revêtus [22-25].

Si il est quasiment reconnu que les principaux modes d'usure qui apparaissent sur la face en dépouille sont l'abrasion, l'adhésion et dans une moindre mesure la diffusion [21, 26] ; ceux qui gouvernent l'usure de la face de coupe (usure en cratère) restent à identifier précisément.

Compte tenu des difficultés d'études des interfaces de frottement en usinage (inaccessibilité des interfaces de contact, non maîtrise des sollicitations mécaniques) d'autres études complémentaires sont souvent réalisées. Ainsi l'approche tribologique permet d'éliminer l'influence des paramètres du procédé et les caractéristiques géométriques de l'outil sur le comportement des interfaces de frottement. Cette approche permet également une meilleure maîtrise des sollicitations appliquées. En revanche l'approche tribologique n'intègre pas l'interaction plus complexe qui peut exister entre l'outil et la matière usinée dans le cas d'un procédé d'usinage.

Ce paragraphe représente une introduction **aux approches tribologiques de l'étude de l'usure des outils de coupe.**

Une synthèse bibliographique plus détaillée en sera faite dans le chapitre 2 puisqu'une telle approche a été effectuée dans le présent travail de thèse. Il ne faut pas considérer qu'une approche tribologique soit assimilable à un processus d'usinage. Son apport majeur est d'aider à la compréhension des mécanismes et phénomènes qui se produisent aux interfaces de frottement en usinage tant du point de vue macroscopique (coefficient de frottement, paramètres d'usure) que microscopique (transformations microstructurales, mécanismes d'usure, modifications des propriétés des interfaces...). De telles approches sont souvent réalisées en tenant compte de l'évolution de la température aux interfaces de frottement.

Les travaux de Grzesik et al. [27] constituent un exemple d'étude de l'usure des outils de coupe par une approche tribologique. Ces travaux ont été réalisés pour étudier l'influence de revêtements multicouches sur l'usure des outils de coupe.

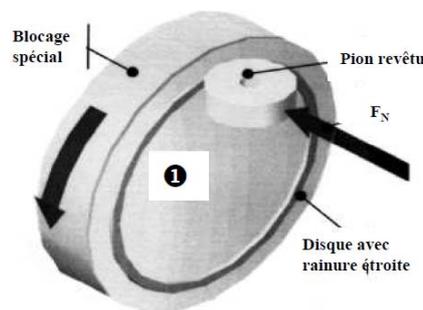


Fig. 1. 4 : Schéma de la configuration de frottement de Grzesik et al. [27]

Pour s'approcher des conditions de frottement observées en usinage (surface de frottement très faible et très localisée), Grzesik et al. [27] ont adopté une configuration de frottement pion/disque comme illustrée en Fig. 1. 4. Cette configuration a pour objectif d'augmenter la pression de contact et de s'approcher au mieux des conditions de la coupe orthogonale.

La Fig. 1. 3 ❶ montre que les études expérimentales constituent les approches les plus fréquemment mises en œuvre pour améliorer la compréhension du procédé d'usinage. Cependant ces approches demeurent coûteuses. De plus, il est difficile de connaître certaines grandeurs comme la température et la pression de contact aux interfaces outil/copeau et outil/pièce. En conséquence, des approches de modélisation du procédé d'usinage sont souvent développées pour prédire et estimer de telles grandeurs.

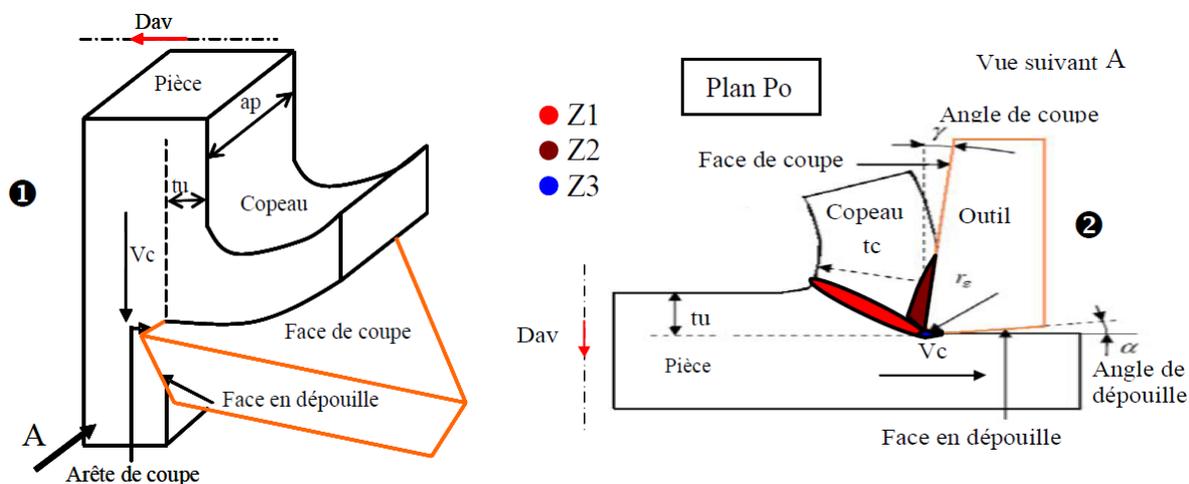
Sont successivement abordées dans le paragraphe suivant la description des mécanismes et la modélisation de la formation du copeau puis la modélisation thermique des échanges aux interfaces outil/copeau et outil/pièce.

3 Modélisation de la coupe

La modélisation de la coupe, qu'elle soit analytique, numérique ou hybride (analytique et numérique), contribue à mieux comprendre les phénomènes de formation du copeau. Dans la suite, les différentes méthodes de modélisation de la coupe sont présentées. Cette présentation correspond à une description phénoménologique basée sur les hypothèses des modèles.

3.1 Les mécanismes de formation du copeau

La formation du copeau pendant l'usinage se fait par cisaillement de la matière dans une petite zone très proche de l'arête de coupe. En modélisation, cette zone est souvent ramenée à un plan, appelé plan de cisaillement faisant un angle ϕ avec la direction de coupe. Trois zones principales de sollicitations sévères peuvent être distinguées lors de l'usinage, Fig. 1. 5 : la zone de cisaillement primaire (Z1), la zone de cisaillement secondaire (Z2) et la zone de cisaillement tertiaire (Z3).



ap : profondeur de passe ; tu : épaisseur du copeau non déformé (avance) ; tc : épaisseur du copeau ; V_c : vitesse de coupe ; D_{av} : direction d'avance ; r_c : rayon de l'arête ; $Z1$: zone de cisaillement primaire ; $Z2$: zone de cisaillement secondaire ; $Z3$: zone morte ; V_c : vitesse de coupe

Fig. 1. 5 : Formation du copeau en coupe orthogonale.

Zone de cisaillement primaire (Z1) : la formation du copeau se fait principalement dans cette zone sous l'effet du changement de la direction d'écoulement de la matière. Elle est le lieu de grandes déformations plastiques et d'échauffements. Le comportement de cette zone définit la nature géométrique des copeaux.

Zone de cisaillement secondaire (Z2) : le copeau formé dans la zone Z1 vient frotter sur la face de coupe de l'outil. Pour les matériaux fortement écrouissables, comme dans le cas des alliages d'aluminium ou des aciers ductiles, il apparaît une forme de contact collant dans une petite zone à l'interface outil/copeau. Cette petite zone est localisée très près de l'arête de coupe et ce comportement est responsable de l'arête rapportée. Le copeau est glissant sur le reste du contact, à l'interface outil/copeau. L'ensemble de ces zones, appelé zone de cisaillement secondaire (Z2), est le siège d'un frottement intense conduisant à une forte élévation de température et à une modification des propriétés mécaniques et physico-chimiques de l'outil.

Zone de cisaillement tertiaire (Z3) : elle correspond au frottement entre la face en dépouille de l'outil et la surface usinée. Un phénomène de cisaillement est aussi identifié dans cette zone.

3.2 Modélisation analytique de la coupe

Les modèles analytiques sont issus de l'observation phénoménologique de l'usinage et d'essais brusquement interrompus (appelés quick stop) qui ont mis en exergue les différentes zones de formation du copeau présentées dans le paragraphe précédent. Les modèles analytiques purement mécaniques de Merchant [11] et de Lee et Schaffer [28] ont été la base des modèles thermomécaniques. Ces derniers tiennent compte des températures générées dans le processus de formation du copeau et par la suite des modèles numériques ont été développés.

Merchant [11, 29] est le premier à développer un modèle analytique de la formation du copeau en coupe orthogonale, dans le cas d'un régime stationnaire. Pour construire le modèle, il pose des hypothèses suivantes :

- la direction de la vitesse de coupe et celle de l'avance sont orthogonales à l'arête de coupe,
- la vitesse de coupe est choisie afin d'obtenir une formation d'un copeau continu sans zone morte,
- le rayon de l'arête de coupe est nul,
- l'épaisseur du copeau non déformé est très petite devant les autres dimensions.
- le matériau est rigide et parfaitement plastique,
- le système machine/outil/pièce et le porte outil sont supposés parfaitement rigides,
- l'épaisseur du copeau est constante.

A partir de ces hypothèses, il considère que la formation du copeau se fait suivant un plan de cisaillement (AB), (Fig. 1. 6●). Ce plan, issu de la pointe de l'outil, est incliné d'un angle (ϕ) par rapport à la direction de la vitesse de coupe. Actuellement, le plan de cisaillement est plutôt considéré comme une zone de cisaillement.

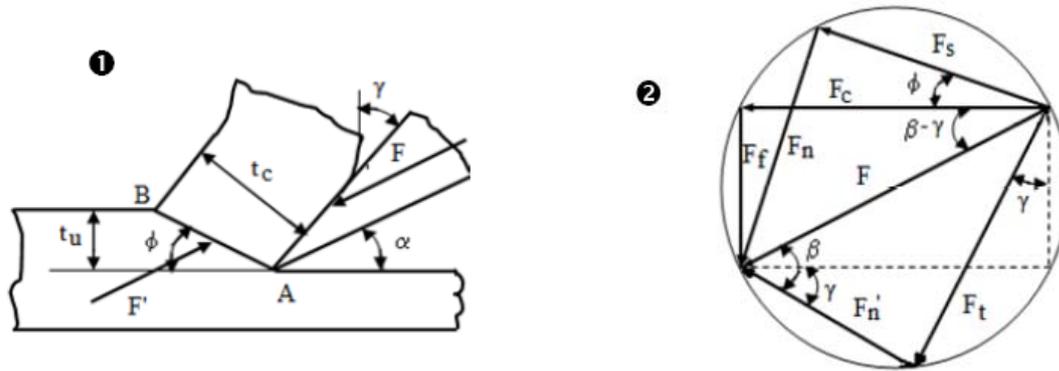


Fig. 1. 6 : Modélisation de la formation du copeau en coupe orthogonale ❶- Schématisation des actions ; ❷- diagramme des efforts (d'après Merchant [11])

La formation du copeau résulte de l'effort que l'outil exerce sur la pièce (Fig. 1. 6❶). La décomposition de cet effort F est représentée sur le diagramme des efforts, Fig. 1. 6❷. Par principe de l'action et de réaction, un même effort F' est appliqué à l'outil. L'effort F se décompose en une force de frottement F_t et une force normale F_n' . Ces forces définissent le coefficient de frottement représenté par l'angle de frottement β dans le cas d'un frottement de Coulomb. L'angle de cisaillement et l'angle de frottement sont des paramètres fondamentaux pour la prédiction des efforts de coupe et les autres paramètres à savoir : la longueur de contact, l'épaisseur du copeau. En outre, il indique que le cisaillement de la matière se fait si la contrainte de rupture en cisaillement (τ_0) du matériau est atteinte. Ainsi, en utilisant les diagrammes des efforts de coupe et en minimisant la puissance de coupe P_c ($P_c = F_c \cdot V_c$) (équation (1.1)), il est possible de déterminer l'angle de cisaillement (équation (1.2)) puis les différentes composantes d'efforts ainsi que les autres paramètres.

$$F_c = \frac{\tau t_u w \cos(\beta - \gamma)}{\cos(\phi + \beta - \gamma) \sin \phi} \quad (1.1)$$

$$\phi = \frac{\pi}{4} - \frac{\beta - \gamma}{2} \quad (1.2)$$

où w , t_u et γ représentent respectivement la largeur de la coupe, l'épaisseur du copeau non déformé et l'angle de coupe.

Ensuite, deux des paramètres importants en usinage que sont la vitesse du copeau et la longueur de contact. La vitesse du défilement du copeau (équation (1.3)) sur la face de coupe de l'outil permet de mieux comprendre tribologique de cette interface.

$$V_{cop} = V_c \frac{\sin \phi}{\cos(\phi - \gamma)} \quad (1.3)$$

Par contre, la longueur de contact permet de définir les formes et la position des brises copeau afin de minimiser l'usure des outils de coupe. En modélisation, la longueur du contact outil/copeau sert à l'estimation de l'usure et de la température de l'outil. En effet, la longueur de contact outil/copeau (L_c) dépend de la distribution des contraintes à l'interface de contact comme le montre la Fig. 1. 7 de Zorev (source : Childs [30]) et de la nature du contact.

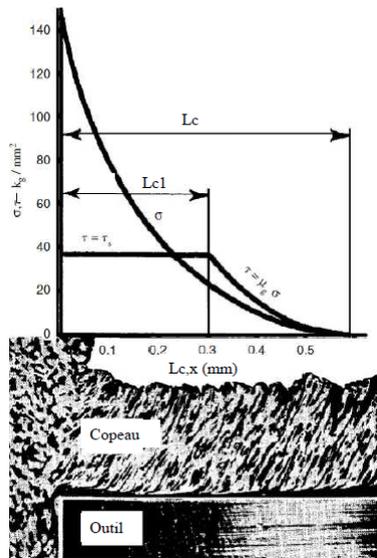


Fig. 1. 7 : Distribution des contraintes normales et de cisaillement proposée par Zorev : Source Childs [30]

La Fig. 1. 7 montre que les contraintes normales et de cisaillement sont plus élevées au niveau de l'arête de coupe. Sur la Fig. 1. 7, la partie où la contrainte de cisaillement représente un plateau (longueur de contact L_{c1}) correspond à une zone de contact collant, le reste de l'interface correspondant à un contact glissant. Cette forme de distribution des contraintes génère des comportements tribologiques différents selon que la zone collante ou la zone glissante est considérée.

Les modèles analytiques utilisent généralement trois formes de distribution des efforts de contact : uniforme (Fig. 1. 8❶), triangulaire (Fig. 1. 8❷) et trapézoïdale (Fig. 1. 8❸).

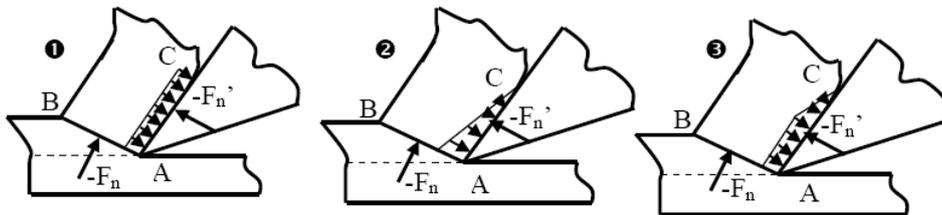


Fig. 1. 8 : Formes de distribution de contrainte à l'interface outil/copeau :
❶- Uniforme, ❷- triangulaire, ❸- trapézoïdale.

Ainsi la longueur du contact, L_c ([AC]) dans le cas général, peut être calculée à partir de la relation d'équilibre du copeau au point A, équation (1.4)

$$L_c = \xi \frac{t_u}{\sin \phi} \times \frac{\sin(\phi + \beta - \gamma)}{\cos(\beta)} \quad (1.4)$$

où ξ est une constante qui dépend de la distribution des efforts à l'interface de contact outil/copeau. Pour le modèle de Merchant, correspondant au cas de la distribution uniforme des efforts à l'interface de contact outil/copeau (Fig. 1. 8❶), la constante ξ est égale 1.

Le modèle de Merchant est basé uniquement sur la considération géométrique du diagramme des efforts et la minimisation de la puissance de coupe. Par contre, il est démontré que la rhéologie

du matériau a une influence considérable sur les efforts de coupe et sur les autres paramètres de coupe (angle de cisaillement, longueur du contact) [31, 32].

Ainsi Lee et Shaffer [28] ont proposé un modèle de la coupe considérant que le matériau usiné est parfaitement plastique. Ce modèle est basé sur la théorie des lignes de glissement pour la plasticité sans écrouissage. Dans le cas de l'usinage, ils considèrent que le critère de plasticité est atteint dans la zone de formation de copeau définie par un quadrillage (Fig. 1. 9❶), afin de pouvoir construire des lignes de glissement dans cette zone.

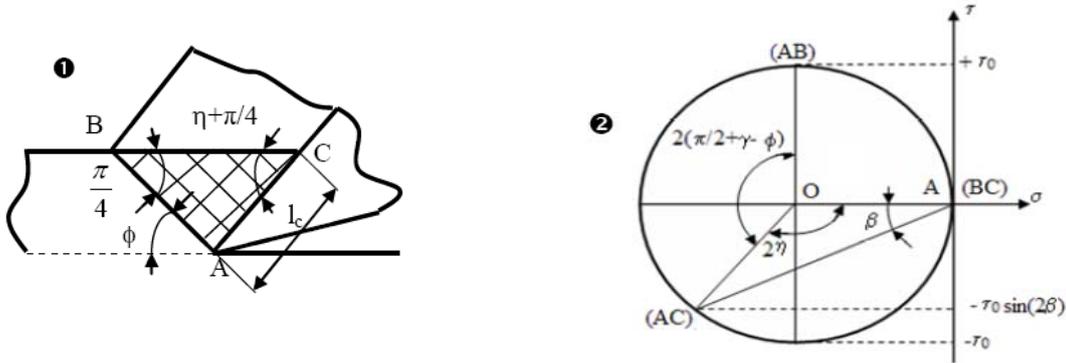


Fig. 1. 9 : ❶-Modèle de Lee et Shaffer [28], ❷- Cercle de Mohr du modèle de Lee et Shaffer [28].

Cette zone de quadrillage illustre des lignes de glissement orthogonales, le long desquelles la contrainte de rupture en cisaillement est atteinte (Fig. 1. 9❶). Ainsi, ils considèrent que le réseau de lignes de glissement formé est associé à un état de contrainte uniforme. Pour résoudre le problème de discontinuité des contraintes sur les contours de la zone, ils posent les hypothèses suivantes :

- La contrainte de rupture en cisaillement τ_0 du matériau est atteinte le long de la ligne AB (cisaillement primaire).
- La contrainte le long de ligne AC est $m\tau_0$ ou $\mu\sigma$. Les constantes m et μ sont respectivement les paramètres de frottement dans les cas de Tresca et Coulomb.
- La contrainte est nulle le long de la ligne.

Ces hypothèses leur ont permis de construire le cercle de Mohr (Fig. 1. 9❷) qui représente l'état de contrainte de la zone (ABC). Ce cercle de Mohr permet de déterminer les angles ϕ et η (angle dépendant de l'angle de frottement) par les relations suivantes :

$$\eta = \frac{\pi}{2} - \beta, \quad (1.5)$$

$$\phi = \frac{\pi}{4} - \beta + \gamma. \quad (1.6)$$

A partir des relations (1.5) et (1.6) et des hypothèses formulées, les efforts et la longueur de contact peuvent être calculés en utilisant l'équation d'équilibre du copeau et l'état de contrainte le long de la ligne AB .

Les modèles de Merchant et de Lee et Shaffer présentent des insuffisances en ce qui concerne la prise en compte de la géométrie de l'outil, du comportement du matériau usiné et de l'outil (champs de contrainte, de déformation ou de température). En conséquence, d'autres modèles mécaniques ont été développés pour intégrer la géométrie de l'outil. C'est le cas des travaux de

Fang [33, 34] qui a proposé un modèle de la coupe orthogonale qui prend en compte les paramètres géométriques de l'outil et la nature géométrique du copeau. Celui-ci est un modèle généralisé de Merchant et Lee et Shaffer. La Fig. 1. 10 montre le modèle généralisé de Fang et les cas particuliers des modèles basés sur la théorie des lignes de glissement obtenus à partir d'hypothèses géométriques sur ces lignes de glissement.

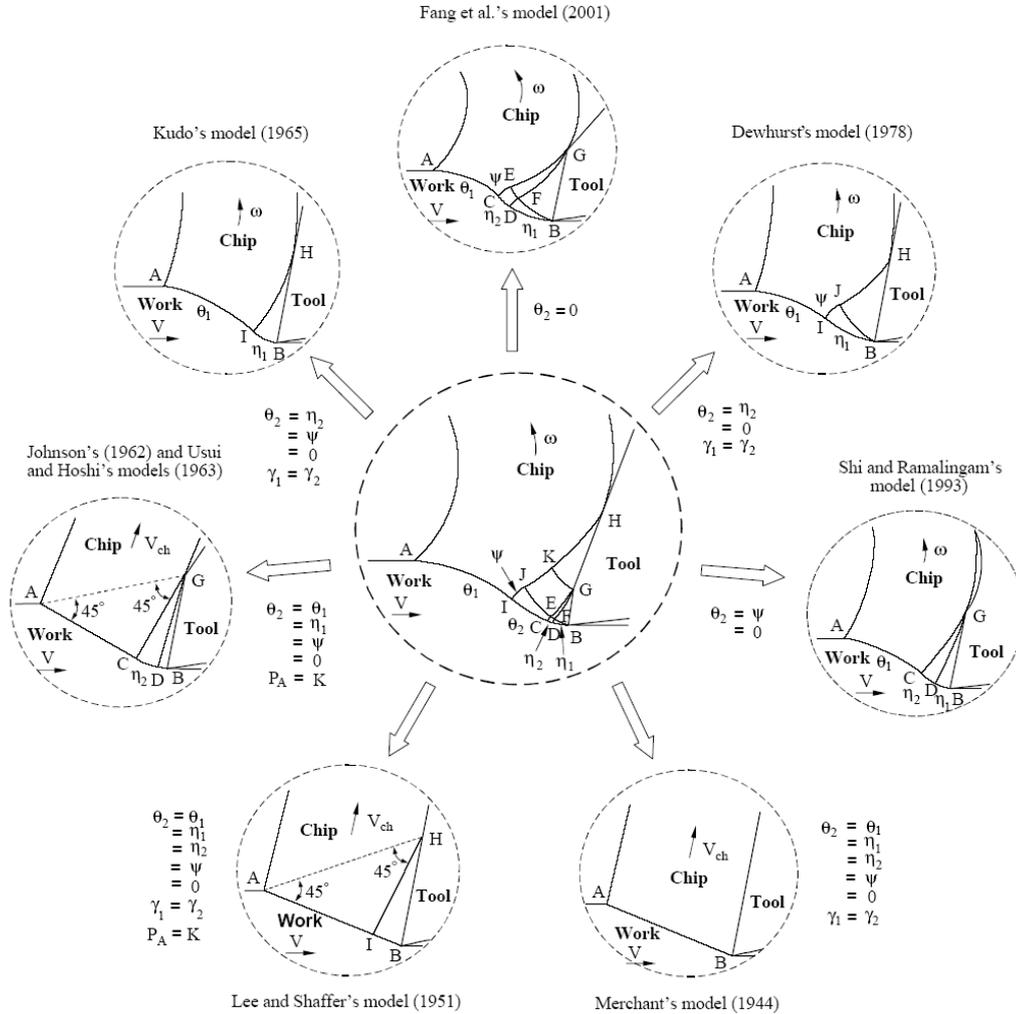


Fig. 1. 10 : Modèle généralisé de Fang et cas particuliers des modèles de lignes de glissement, Fang [33].

Les modèles analytiques présentés ne tiennent pas compte du comportement du matériau usiné. Pendant le processus de formation du copeau, le copeau subit une forte déformation ce qui peut provoquer un écrouissage de la matière. De plus, l'usinage génère une forte chaleur due au travail plastique dans les différentes zones de cisaillement et au frottement outil/copeau et outil/pièce. En conséquence, pour prendre en compte le phénomène thermique dans la modélisation, des modèles thermomécaniques ont été développés.

3.3 Modélisation thermomécanique

Tous les modèles thermomécaniques présentés dans ce paragraphe se basent principalement sur le modèle de Merchant présenté précédemment. La thermomécanique indique donc le couplage des phénomènes mécaniques et thermiques (échauffement, déformation, vitesse de déformation, écrouissage, ...).

Gilormini [35] a proposé un modèle thermomécanique qui décrit les conditions d'évacuation et de déformation du copeau. Il suppose qu'il existe deux zones de champ de vitesses dans le copeau, tel qu'illustré sur la Fig. 1. 11. Une première zone d'épaisseur $\delta \cdot t_c$ dans laquelle le champ de vitesse a une forme triangulaire avec une vitesse nulle à l'interface outil/copeau. Une deuxième zone de champ de vitesse uniforme correspondant à la vitesse d'évacuation du copeau.

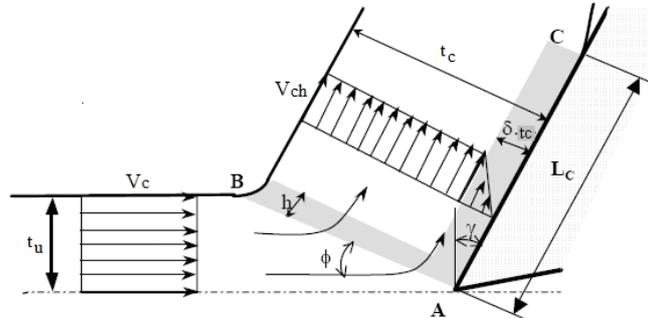


Fig. 1. 11 : Cinématique simplifiée de la formation du copeau d'après Gilormini [35].

Ce profil de champ de vitesse rend compte des conditions de glissement à l'interface outil/copeau. Plusieurs études ont mis en évidence que la plus grande partie de l'énergie de déformation plastique est convertie en chaleur. Cette chaleur a une influence sur le comportement du matériau. Pour estimer la température dans la pièce et dans le copeau, Gilormini détermine la fraction de chaleur évacuée dans le copeau et obtient ainsi la distribution de température dans le copeau. La détermination de la température dans le copeau (zone de cisaillement primaire) a permis à Gilormini de proposer une loi de contrainte d'écoulement thermomécanique. En outre, les travaux de Boothroyd [36, 37] ont permis à Gilormini de déterminer la température moyenne à l'interface outil/copeau. Les travaux de Gilormini constituent une base de plusieurs travaux de modélisation thermomécanique de l'usinage.

Dudzinski et al. [38], Moufki et al. [39] ont utilisé des lois de comportement thermoviscoplastique pour modéliser respectivement la coupe orthogonale et la coupe oblique. Dans leurs modélisations, ils indiquent que l'effet d'inertie est important dans le cas des grandes vitesses de coupe et a une influence significative sur le comportement du matériau. Dudzinski et al. et Moufki et al. ont réalisé leurs études en considérant des aciers C18 (AISI 1018, moins écrouissable) et C20 (AISI 1020, plus écrouissable). Ils indiquent que le phénomène de viscoplasticité est plus important à l'entrée de la zone de cisaillement primaire lorsque le matériau est écrouissable et que ce comportement produit un auto-échauffement. En outre, pour étudier l'influence de la température et de la pression sur le comportement de l'interface outil/copeau, Moufki et al [40] ont proposé une loi de frottement qui tient compte de la température du contact outil/copeau et par la suite utilisent cette loi pour modéliser la coupe oblique [10]. Cette modélisation se base sur l'hypothèse de l'écoulement stationnaire et unidimensionnel de la matière dans la zone de cisaillement primaire.

La prise en compte dans les modèles du comportement du matériau, de l'échauffement et d'autres paramètres ont rendu les modèles thermomécaniques plus complexes. Ainsi, les lois de comportement thermomécanique ont conduit au développement de modèles numériques thermomécaniques. Ces dernières sont des moyens de prédiction et d'analyse des procédés d'usinage et leur utilisation est favorisée par l'amélioration des performances des ordinateurs. Un

récapitulatif de quelques exemples de lois de comportement des matériaux sont présentés dans le Tableau A1-1 (Annexe1-1). Ce tableau résume les différents travaux de simulation de la coupe réalisés à partir de différents codes de calcul et des lois de comportement des matériaux. Il montre également l'importance de la modélisation et des efforts consentis pour mieux comprendre le processus de coupe.

3.4 Modélisation numérique de la coupe

La modélisation numérique de la coupe devient de plus en plus performante notamment grâce aux avancées de la technologie informatique (puissance des machines). Elle réduit le nombre d'hypothèses souvent trop simplificatrices des modèles analytiques. Néanmoins cette modélisation reste le plus souvent bidimensionnelle à cause du coût excessif de la modélisation tridimensionnelle en termes de temps de calcul et de ressources (espace de stockage de données). La simulation numérique permet de tenir compte de plusieurs paramètres et de leurs interactions comme:

- La déformation.
- La vitesse de déformation.
- La sensibilité à la vitesse de déformation.
- L'écoulement.
- Le frottement à l'interface de contact outil/pièce.
- La température à l'interface de contact.

Cependant, la méthode de simulation numérique manque de données qui peuvent rendre compte de la rhéologie réelle du matériau usiné afin d'obtenir des résultats numériques fiables. En effet, pour représenter le comportement réel du matériau, plusieurs paramètres sont introduits, ce qui engendre des lois de comportement complexes. Quelques lois de comportements proposées dans la littérature sont résumées dans le Tableau A1-1 (Annexe1-1). L'intégration de nombreux paramètres pose des difficultés dans leur détermination. L'identification de ces paramètres nécessite des moyens importants et parfois difficiles à mettre en œuvre et à maîtriser (essais aux très grandes vitesses de déformation, à différentes températures, barre d'Hopkinson notamment) [41-43].

Ces dernières années, d'autres stratégies d'identification des paramètres des lois de comportement sont apparues. Il s'agit des méthodes inverses couplées avec l'optimisation. Kajberg et al. [44] ont utilisé une de ces méthodes pour identifier les paramètres de la loi de Johnson-Cook du matériau SS 141672. Ils se sont basés sur les simulations numériques en traction couplées avec les des déformations obtenues par des mesures expérimentales à l'aide de caméras lors d'essais de Hopkinson. Récemment, Pujana et al. [45] ont utilisé la même procédure pour déterminer les paramètres de la loi de comportement de Johnson-Cook des aciers 42CrMo4 et 20NiCrMo5, en se basant sur des études expérimentales d'usinage.

En usinage, bien que les modèles numériques intègrent le comportement du matériau, il existe encore des difficultés notamment dans la modélisation de l'interface de frottement outil/copeau. Dans certaines conditions, la gestion du contact outil/copeau (coefficient de frottement) devient un paramètre d'optimisation [46]. Ainsi, Ceretti et al. [46] ont utilisé dans leur modèle numérique 3D, un coefficient de frottement de Tresca $m = 0,2$ au lieu de $m = 0,8$ obtenu expérimentalement afin d'obtenir les résultats numériques comparables à ceux expérimentaux. En outre, Zorev a montré que la distribution des contraintes normales et de cisaillement sont non uniformes à l'interface de

frottement outil/copeau. Par contre, le plus souvent, ce coefficient de frottement est considéré constant, ce qui ne permet pas une prédiction correcte des efforts de coupe, de la température et des autres paramètres (longueur de contact, déformation...). Ceci peut justifier la mauvaise concordance entre les résultats expérimentaux et les résultats numériques obtenus par Ceretti et al. [46] en considérant le coefficient de frottement de Tresca issu de l'expérience. Récemment Özel [47] a étudié, par simulation numérique en 2D, l'influence des lois de frottement sur les efforts (F_c et F_f), la longueur de contact (L_c), l'angle de cisaillement (ϕ) et la température maximale à l'interface de contact outil/copeau (T_{max}). Le Tableau 1. 1 résume les résultats expérimentaux de Childs et al. [48] comparés aux résultats numériques de Özel [47] basés sur deux lois de frottement. Ces résultats sont obtenus en coupe orthogonale de l'acier C45 (AISI 1045) avec un outil en carbure fritté de grade P20, en utilisant une vitesse de coupe de 250 m/min, une avance de 0,1 mm et une largeur de coupe de 2,5 mm.

Tableau 1. 1 : Influence de la loi de frottement sur les résultats numériques [47].

Résultats	F_c (N)	F_f (N)	L_c (mm)	ϕ (degré)	T_{max} (°C)
Expérimentaux (Childs et al. [48]).	174	83	0,6	18,8	590
Numériques (Özel [47])	Modèle1	270	108	0,38	607
	Modèle2	283	126	0,38	450

Dans le premier modèle numérique thermomécanique, Özel considère que le frottement à l'interface outil/copeau est de type Tresca ($m = 0,818$). Pour le deuxième modèle, il considère une combinaison de lois de frottement définies dans deux zones distinctes conformément aux travaux de Zorev. Dans ce dernier cas, le frottement à l'interface outil/copeau est de type Tresca dans la zone collante ($m = 0,818$), et de type Coulomb ($\mu = 1$) dans la zone glissante (Fig. 1. 7). Özel [47] indique que les résultats numériques de l'effort d'avance, F_f , de l'angle de cisaillement et de la température maximale sont en adéquation avec ceux expérimentaux de Childs et al. [48]. En revanche, les modèles numériques donnent de mauvais résultats pour l'effort de coupe, F_c , et la longueur de contact. Outre la comparaison des résultats numériques à ceux expérimentaux, il faut noter une différence de plus de 150°C entre les températures maximales obtenues avec les deux modèles numériques thermomécaniques.

En plus des problèmes liés au comportement des matériaux, il existe des facteurs intrinsèquement liés au développement du code éléments finis ("hourglass : distorsion excessive des éléments du maillage", densité du maillage (Barge et al. [49]), critère de séparation du copeau (Zhang [50]) etc.). Barge et al. [49] ont étudié l'influence de la densité du maillage sur la forme du copeau (la courbure), la déformation, les contraintes et les efforts de coupe. L'étude de Barge et al. a également montré que la prise en compte combinée de la relaxation et de l'amortissement durant la simulation permet d'obtenir de bonnes formes de copeaux, de bons résultats de contraintes et de déformations comparés aux résultats expérimentaux. Ceci montre qu'une attention importante doit être accordée à ces aspects lors de la construction du modèle numérique thermomécanique.

En dehors des codes de calculs développés par différentes équipes de recherche ou des entreprises, il existe différents codes de calcul commerciaux comme Abaqus[®], Forge[®], DeformTM, ThirdWave AdvantEdgeTM pour la simulation numérique de la coupe.

Ces codes de calcul utilisent divers types de formulations des éléments finis pour la formation du copeau [51]. Ainsi, la formation numérique du copeau a suivi un long processus à travers sa

formulation et aussi du critère d'endommagement ou de rupture pour générer le copeau. Trois types de formulation sont généralement utilisés : la formulation Lagrangienne, la formulation Eulérienne et la formulation ALE (Arbitraire Lagrangien-Eulérienne).

- La formulation Lagrangienne suppose que la matière est liée au maillage. Ce type de formulation utilisé en simulation numérique, introduit de grandes distorsions et provoque le "hourglass", comme l'a montré Barge et al. [49].
- La formulation Eulérienne suppose qu'il y a un écoulement de la matière à travers un maillage fixe. Ce type de formulation est bien adapté pour les très grandes vitesses de déformation comme en mécanique des fluides ou en simulation d'usinage en grandes vitesses de coupe. Dans ce dernier cas, le comportement du matériau est caractérisé par une loi viscoplastique.
- La formulation ALE est la combinaison des deux précédentes. Elle permet d'éviter une grande distorsion du maillage et permet également un écoulement simultané de la matière.

Comme il a été évoqué précédemment, le critère de séparation du copeau, indépendamment du critère d'endommagement, peut avoir également une influence significative sur les résultats numériques. Récemment Uhlmann et al. [52] ont étudié l'influence de la technique de séparation du copeau à partir des codes de calcul éléments finis Abaqus[®]/Explicite et Deform[™] 2D. En effet, pour la séparation du copeau, Abaqus[®] utilise la technique de suppression des éléments tandis que Deform[™] utilise la technique de remaillage.

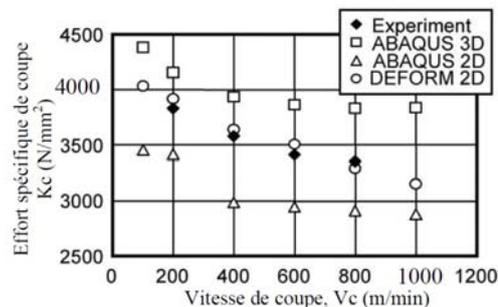


Fig. 1. 12 : Comparaison des résultats expérimentaux aux résultats numériques obtenus par Abaqus[®]/Explicite et Deform[™] 2D, Uhlmann et al. [52].

La Fig. 1. 12 illustre une comparaison entre l'effort spécifique de coupe expérimental et les efforts spécifiques de coupe numériques obtenus par les codes de calcul éléments finis Abaqus[®]/Explicite et Deform[™] 2D.

L'observation de la Fig. 1. 12 montre une bonne corrélation entre l'effort spécifique expérimental et l'effort spécifique numérique obtenu par Deform[™] 2D. Par contre, il y a une sous-estimation de l'effort spécifique numérique obtenu par Abaqus[®]/Explicite 2D et une surestimation de l'effort spécifique numérique obtenu par Abaqus[®]/Explicite 3D. Elle peut atteindre dans les deux cas 16% par rapport à l'expérience. Cette erreur est significative en dehors des paramètres ajustables comme le coefficient de frottement. En effet, il faut préciser que les auteurs n'ont pas donné les valeurs des coefficients de frottement utilisées dans leurs modèles. D'autre part l'observation de la Fig. 1. 12 montre que l'écart est considérable entre l'effort spécifique numérique

obtenu par Abaqus[®]/Explicite 2D et l'effort spécifique numérique obtenu par Abaqus[®]/Explicite 3D.

Ces résultats montrent que la technique de formation du copeau par suppression d'éléments a une influence significative sur les résultats numériques. La technique de séparation du copeau par remaillage donne de bons résultats car elle conserve toutes les grandeurs du matériau (contraintes, déformation, etc.) du début de la simulation jusqu'à la fin.

L'ensemble des résultats montre que beaucoup d'efforts restent à faire dans la modélisation numérique en ce qui concerne :

- la modélisation de l'interface de frottement outil/copeau,
- le comportement du matériau,
- les critères d'endommagement et les techniques de séparation du copeau.

Ces efforts doivent être appuyés par des études expérimentales.

Les différentes lois rhéologiques présentées dans le Tableau A1-1 (Annexe1-1) montrent bien l'importance de la thermique dans ces procédés. Ainsi, une partie de ce chapitre est consacrée à l'analyse thermique en usinage. L'analyse thermique permet de connaître une distribution spatiale et temporelle de la température. Deux méthodes sont souvent utilisées pour obtenir la température : la première utilise les moyens expérimentaux et la deuxième est basée sur le calcul.

Sont généralement utilisés dans la méthode expérimentale : les thermocouples, les caméras thermiques, les pyromètres, les peintures thermosensibles. La méthode de modélisation fait appel à des modèles analytiques, numériques et hybrides.

Dans le paragraphe suivant, une brève présentation sur l'analyse thermique sera donnée, afin d'introduire une vue globale de l'aspect thermique en usinage. La présentation des différents moyens de mesure sera abordée dans le chapitre 2. Par contre, les différentes méthodes de modélisation feront l'objet d'une partie du chapitre 3

4 Aspects thermiques de la coupe

Le processus d'usinage génère une forte chaleur. La connaissance de la température en usinage, particulièrement dans l'outil, constitue un critère d'appréciation pour mieux comprendre les mécanismes d'usure des outils de coupe (Tableau 1. 2).

Tableau 1. 2 : Domaine d'oxydation et de changement de la structure du matériau d'outil.
Source : Childs et al. [53].

Matériau d'outil	Domaine de température (°C) pour :	
	Oxydation	Transformation structurale
Acier Rapide (HSS)	–	> 600 (au dessus de la trempe)
WC-Co carbure	> 500	> 900–950 (dissolution de WC dans Co)
Mélange carbures/cermets	> 700	–
Céramique	–	> 1350–1500 (fusion intergranulaire)
PcBN	–	> 1100–1350 (Changement du réseau en hexagonal)
PCD (diamant)	> 900	> 700 (Transformation en graphite)

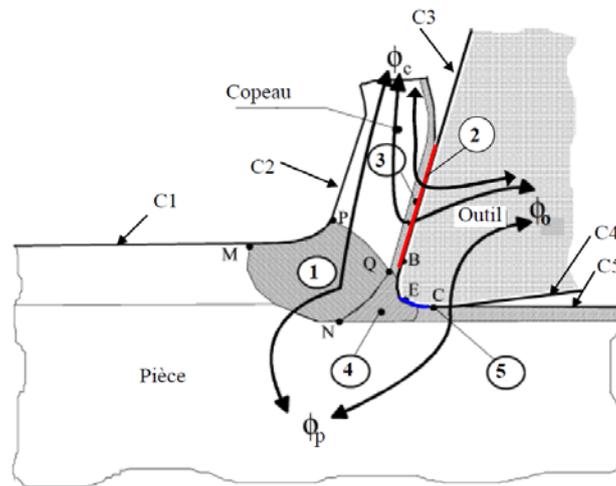
Le Tableau 1. 2 résume les principales plages de température pour lesquelles il y a un phénomène d'oxydation ou un changement microstructural. Particulièrement pour WC-Co,

l'oxydation commence vers 500°C. Cette température est largement atteinte en usinage et cela signifie que la dégradation des outils serait plus sévère au delà de cette température.

La connaissance de la température en usinage permet aussi le développement de nouveaux outils de coupe (composition du matériau de l'outil, géométrie, revêtement ...), l'augmentation de la durée de vie des outils afin de diminuer le coût de la production industrielle.

4.1 La production de chaleur

L'élévation de la température lors d'un processus d'usinage est due à un effet conjugué des phénomènes de dissipation d'énergie plastique dans des différentes zones de déformation et des phénomènes de frottement. Ces différentes zones de déformation sont définies sur la Fig. 1. 13.



ϕ_o , ϕ_p , ϕ_c sont respectivement les flux dissipés dans l'outil, dans la pièce et dans le copeau.

C_i $\{i=1 \text{ à } 5\}$ sont les conditions aux limites du système.

Fig. 1. 13 : Différentes zones de production et de transfert de chaleur en usinage (d'après Battaglia et al. [54])

Zone 1 : Production de chaleur due à la déformation plastique dans la première zone de cisaillement (ZCP)

Zone 2 : Production de chaleur due au frottement à l'interface outil/copeau (IOC)

Zone 3 : Production de chaleur due à la déformation plastique dans la seconde zone de cisaillement (ZCS)

Zone 4 : Production de chaleur due à la déformation plastique dans la troisième zone de déformation (ZCT).

Zone 5 : Production de la chaleur due au frottement à l'interface outil/pièce (IOP).

La chaleur produite dans ces différentes zones est transmise au copeau, à l'outil et la pièce. Actuellement, la quantification du niveau de chaleur généré constitue un challenge dans les domaines de la recherche académique et industrielle. Dans le paragraphe suivant, l'aspect thermique sera davantage présenté sous forme d'une description phénoménologique. La partie modélisation sera abordée dans le chapitre 3.

4.2 Le transfert thermique en usinage

Pour construire un modèle thermique qui soit le plus représentatif des phénomènes thermiques observés en usinage et qui soit capable de prédire les températures rencontrées lors des expériences, il convient de connaître :

- Les différents modes de transfert de chaleur et les différents régimes thermiques.
- Les conditions aux limites dans le processus de coupe (conditions environnementales de l'usinage).
- La quantification de la distribution de la chaleur dans les zones de production et aux interfaces de frottement.

Chacun des thèmes ci-dessus a fait l'objet de plusieurs études. Les modes de transfert thermique rencontrés en usinage sont classiquement connus à savoir : la conduction, la convection et le rayonnement. Notons que les deux premiers modes sont majoritaires et sont souvent couplés. Un bilan thermique dans chaque zone permettra une bonne analyse des phénomènes thermiques.

Bilan thermique des Zones 1 et 3 : Production de chaleur due à déformation plastique.

Le bilan thermique dans ces zones est donné par la relation (1.7) :

$$\rho c \dot{T} + k \nabla T = \dot{Q}_{plas} \quad (1.7)$$

Où ρ , c et k sont respectivement la masse volumique, la capacité thermique et la conductivité thermique du matériau usiné, le premier terme représente la variation temporelle de la température, le second représente la conduction et le membre de droite représente la dissipation due à la déformation plastique.

Dans le cas de la déformation rapide, le phénomène de la conduction est négligeable. Ce cas correspond à un système thermique adiabatique. En effet, en usinage et particulièrement à grande vitesse de coupe, la thermique dans la zone de cisaillement primaire est modélisée comme adiabatique, comme le montre bien les différentes configurations de la Fig. 1. 14. Cette hypothèse est bien justifiée puisque le phénomène de déformation plastique est très rapide, limitant ainsi le phénomène de conduction. Par contre dans la zone 4 où il y a une forte pression et une stagnation de la matière, la condition d'adiabaticité n'est plus valable d'autant puisque la conductivité dépend de la pression de contact. La Fig. 1. 14 montre un récapitulatif réalisé par Komanduri et Hou [55]. Elle illustre différents modèles phénoménologiques de l'analyse thermique de la première zone de cisaillement. En effet, pour bien prendre en compte la température dans les lois de comportement des matériaux à usiner, la température de cette zone doit être bien connue. L'inaccessibilité de cette zone rend difficile la mesure de la température. Ainsi beaucoup d'efforts continus d'être consentis pour mieux prédire la température. Ces efforts concernent la répartition de la chaleur entre la pièce et le copeau dans la zone 1 d'une part et entre l'outil et le copeau dans la zone 2 d'autre part.

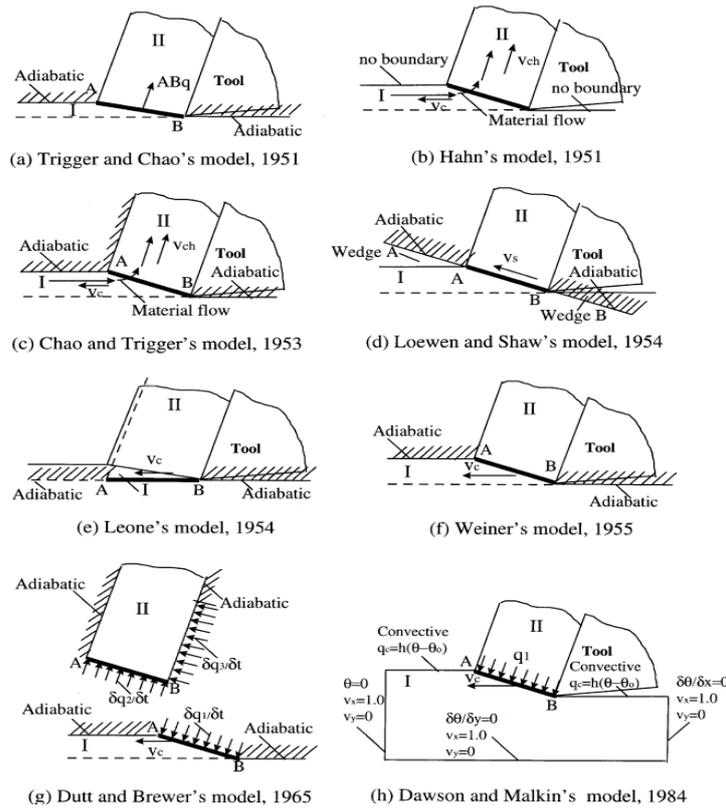


Fig. 1. 14 : Récapitulatif des modèles utilisés pour estimer la distribution de la température dans le copeau et la pièce, induite par la chaleur de ZCP [55].

Bilan thermique des Zone 2 et 5 : La chaleur produite par le frottement.

L'estimation de la température dans ces zones est importante car elle conduit à une fragilisation et à une usure des outils de coupe. Dans ces zones de frottement, où deux corps différents sont en contact, le problème de coefficient de partage de flux devient pertinent. La Fig. 1. 15 issue des travaux de Ceretti et al. représente un modèle phénoménologique de transfert de chaleur dans l'outil. Il apparaît clairement sur cette figure un apport de chaleur dû au frottement (Q_1) et une perte de chaleur par conductance (Q_2).

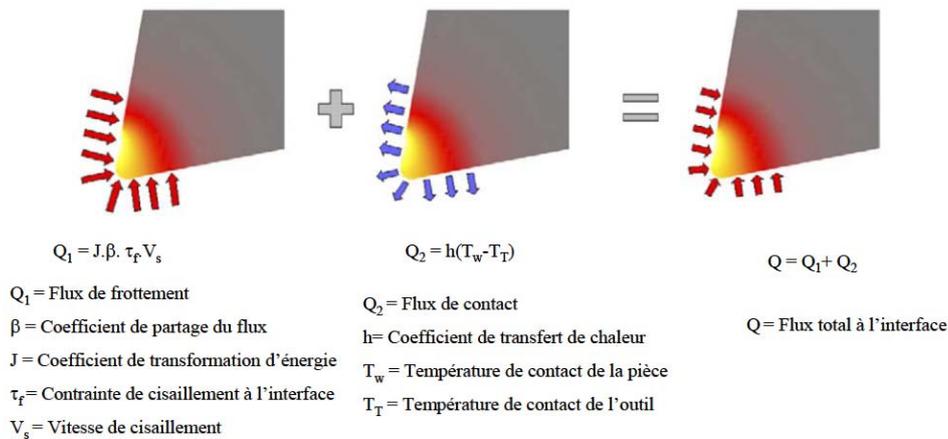


Fig. 1. 15 : Flux généré à l'interface de contact outil/copeau, Ceretti et al. [56].

En plus de trouver la part du flux entrant dans l'outil, le phénomène de résistance de contact, particulièrement celui de la constriction, reste un challenge pour mieux comprendre le transfert de chaleur dans ces zones.

Bilan thermique de la Zone 4 : La production de chaleur dans cette zone est identique à celle de la zone 1. Le comportement thermique n'est pas clairement identifié. Cette zone située en amont de l'arête de coupe, qualifiée de zone morte, engendre des pressions très élevées sur l'arête de coupe. Généralement la modélisation de la température de cette zone et de l'interface outil/copeau ne sont pas dissociées. La pression est élevée dans cette zone et génère une stagnation de la matière usinée et modifie ainsi le comportement thermique par rapport l'interface outil/copeau.

L'analyse thermique présentée dans ce paragraphe illustre bien les phénomènes de transfert de chaleur qui se produisent en usinage. Le fait de considérer la modélisation du transfert de chaleur en usinage par dissociation des différentes zones montre bien la complexité du transfert de chaleur dans un procédé de coupe.

Il a été souligné au début de ce chapitre que l'objectif final de différentes études est d'avoir un coût de production faible et une meilleure qualité de surface usinée. Pour atteindre cet objectif, il faut interrompre à temps l'usinage sans atteindre la phase de dégradation ultime de l'outil de coupe. Il existe plusieurs modèles pour la prédiction de la durée de vie ou la quantification de l'usure des outils de coupe. Une présentation brève de ces modèles est donnée dans le paragraphe suivant.

5 Quelques modèles d'usure des outils de coupe

La plupart des modèles d'usure (ou des modèles de durée de vie) des outils sont empiriques. Le Tableau 1. 3 résume les principaux modèles d'usure utilisés en usinage, tableau réalisé par Yen et al. [57]. Ce résumé montre qu'actuellement il n'existe pas une loi d'usure universelle ni un modèle d'usure universel. Les difficultés sont liées à des comportements tribologiques spécifiques et à des couples outil/matière donnés. De plus, pour chaque couple outil/matière, il y a une influence significative des paramètres de coupe, des paramètres géométriques de l'outil et de la machine outil.

Tableau 1. 3 : Quelques exemples de modèles d'usure et de durée de vie des outils de coupe [57].

Modèles empiriques de durée de vie, T (min).	Modèles de cinétique d'usure (mm ³ /(mm ² s)).
Loi de Taylor: $Vc.T^n = C_1$, (n, C ₁ : constantes).	
Loi de Taylor généralisée 1 $T = \frac{C_2}{Vc^p \cdot f^q \cdot (ap)^r}$, (C ₂ , p, q et r : constantes).	Modèle d'usure par abrasion et par diffusion proposé par Takeyama et Murata $\frac{dW}{dt} = G(Vc, f) + D.e^{\left(\frac{-E}{R\theta}\right)}$, (G, D : constantes).
Loi de Taylor généralisée 2 $Vc = \frac{C_3}{T^m f^p (ap)^q (H_w / 200)^r}$, (C ₃ , m, p, q et r : constantes).	
Modèle de Hastings et al. (1979) $\theta^B T = A$, (A, B : constantes).	modèle d'usure par adhésion de Usui : $\frac{dW}{dt} = A.\sigma_n V_s.e^{\left(\frac{-B}{\theta}\right)}$, (A, B : constantes).

σ_n : contrainte normale (Pa). E : Energie d'activation du processus (kJ/mol. R : constante universelle des gaz. T : durée de vie de l'outil (min). θ : température de coupe (°C). Vc : vitesse de coupe. Vs : vitesse de frottement (m/s), f : vitesse d'avance (m/s). ap : profondeur de coupe (mm). H_w : dureté de la matière usinée (H_B)

Il faut noter également que l'usure d'un outil de coupe est gouvernée par plusieurs mécanismes qui ne sont pas encore parfaitement identifiés ainsi que l'interaction qui peut exister entre ces mécanismes. Néanmoins, il existe de plus en plus de modèles d'usure qui prennent en compte les trois principaux mécanismes d'usure à savoir : l'abrasion, l'adhésion et la diffusion. Les équations (1.8) et (1.9) représentent respectivement les modèles de cinétique d'usure en dépouille (dVB/dt) et en cratère ($dV_{cratère}/dt$) proposés par Huang et Liang [58, 59]. Ces modèles intègrent les trois principaux mécanismes d'usure.

$$\frac{dVB}{dt} = \left(\frac{(\cot \alpha + \tan \gamma)R}{VB(R - VB \tan \alpha)} \right) \left[K_{abra} K \left(\frac{P_{part}^{n-1}}{P_{out}^n} \right) VcVB\bar{\sigma} + K_{adhé} e^{a\bar{T}} Vc\bar{\sigma} + K_{diff} \sqrt{VcVB} e^{-K_0/(\bar{T}+273)} \right] \quad (1.8)$$

$$\frac{dV_{cratère}}{dt} = K_{abra} K \left(\frac{P_{part}^{n-1}}{P_{out}^n} \right) V_{cop} apf \bar{\sigma} + K_{adhé} e^{a\bar{T}} V_{cop} ap \bar{\sigma} + K_{diff} \sqrt{V_{cop} f} ape^{-K_0/(\bar{T}+273)} \quad (1.9)$$

où K_{abra} (m^2/N), $K_{adhé}$ (m^3/N) et K_{diff} ($m s^{-1/2}$) sont des constantes d'usure liées respectivement à l'usure par abrasion, de à l'usure par adhésion et à l'usure par diffusion. K et n sont des constantes qui dépendent du rapport P_{out}/P_{part} .

Toutefois, il faut préciser que ces modèles nécessitent des études expérimentales afin de déterminer les constantes.

Les efforts continuent d'être menés pour identifier clairement les différents mécanismes d'usure afin de développer les modèles numériques d'usure. Néanmoins, il existe quelques modèles numériques d'usure [57, 60-62].

Molinari et Nouari [60] ont proposé deux modèles numériques d'usure par diffusion. Pour le premier modèle, ils supposent que la diffusion est contrôlée par la température moyenne de l'interface de contact. Ils indiquent que cette hypothèse est justifiée puisque la diffusion se produit uniquement dans une couche mince proche de l'interface d'outil/copeau. Par contre, les auteurs disent qu'il est plus judicieux de considérer la température maximale de contact. Ce qui leur a permis de proposer le deuxième modèle de diffusion. Ces modèles permettent d'estimer la durée de vie des outils et sont donnés par les expressions suivantes :

$$T^I = \left(\frac{K_T(\text{lim})}{2S \sum_1^n \Gamma_i} \right)^2 \quad (1.10)$$

$$\text{avec } \Gamma_i = \frac{\sqrt{D_{i1}}}{\pi} \left(\frac{C_{i1}^0 - C_{i2}^0}{\rho_{out}^0} \right) \quad (1.11)$$

$$T^{II} = \left(\frac{K_T(\text{lim}) \rho_{out}^0 \sqrt{\pi}}{2 \sum_1^n (C_{i1}^0 - C_{i2}^0) \sqrt{D_{i1}(\theta_{\max})}} \right)^2 \quad (1.12)$$

où T^I et T^{II} représentent respectivement des durées de vie de l'outil calculées par le modèle 1 et le modèle 2. D_{i1} est le coefficient de diffusion des espèces chimiques i de l'outil, n étant le nombre total des éléments chimiques de l'outil. D_{i1} dépend de la température moyenne de l'interface dans le cas du modèle 1 et de la température maximale (θ_{\max}) dans le cas du modèle 2. $K_T(\text{lim})$ est la valeur limite de la profondeur maximale du cratère.

Tout récemment Yen et al. [57] ont utilisé le modèle d'usure de Usui (Tableau 1. 3) qu'ils ont implémenté dans le code de calcul DeformTM 2D pour estimer l'usure en cratère d'un outil de coupe en carbure fritté. Cette étude a été couplée à une simulation thermomécanique de la coupe. En outre, à cause des temps relativement courts considérés dans la simulation thermomécanique de la coupe, les auteurs ont utilisé la méthode de simulation numérique en thermique pure pour avoir les températures en régime permanent de l'interface de contact.

A partir de cette base, un schéma récapitulatif est présenté dans la conclusion de ce chapitre. Il souligne les interactions entre les sollicitations et les phénomènes qui en découlent. De plus un organigramme décrivant la démarche du travail de thèse est également donné. Il permet de préciser les différents axes du travail de thèse.

6 Conclusion

Dans ce premier chapitre, une présentation générale sur le procédé de coupe a été réalisée. Elle rend compte de la complexité de l'usinage par enlèvement de copeaux. Cette complexité s'explique par l'interaction entre de nombreux phénomènes notamment le comportement de la matière à usiner, la chaleur générée et l'usure des outils de coupe. La Fig. 1. 16 représente un récapitulatif des interactions entre les principaux aspects et phénomènes qui apparaissent dans un procédé d'usinage.

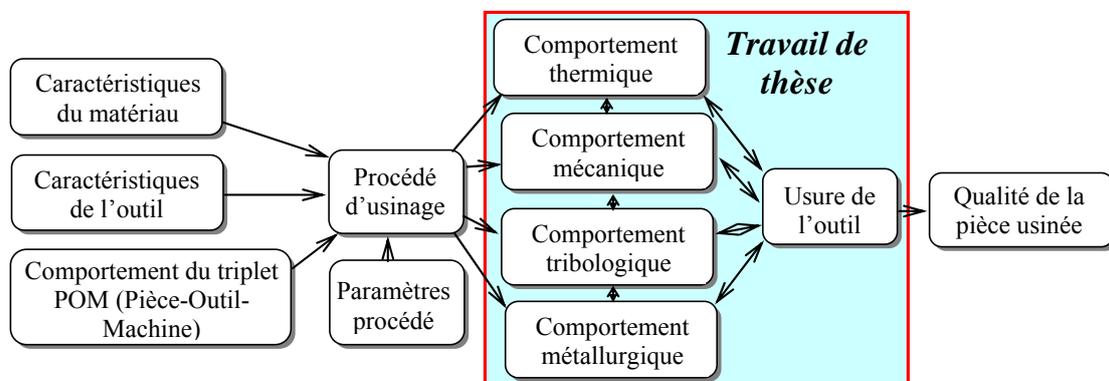


Fig. 1. 16 : Exemple schématique d'interactions multidisciplinaires d'un processus d'usinage et positionnement du présent travail.

Le cadre mis en relief sur la Fig. 1. 16 regroupe les différents comportements qui sont pris en compte dans l'analyse des mécanismes d'usure d'un outil de tournage, dans le cadre du présent travail.

L'étude bibliographique a permis de mettre en évidence l'intérêt des travaux réalisés dans chaque domaine ainsi que les avantages et les limites des différents moyens utilisés pour mener les études. Un récapitulatif a été effectué sur les différentes approches de modélisation de la coupe. Ces modèles peuvent être classés en deux groupes : les modèles mécaniques et les modèles thermomécaniques.

Les modèles mécaniques, qui sont basés sur d'importantes hypothèses simplificatrices, ne tiennent pas compte du comportement réel du matériau. Ce sont des modèles analytiques qui permettent d'avoir des solutions approchées qui reproduisent plus ou moins les comportements réels selon les cas considérés.

Les modèles thermomécaniques tiennent compte du comportement du matériau et de la température générée pendant l'usinage. Par contre, ils nécessitent des méthodes de résolutions numériques. Celles-ci sont plus difficiles à mettre en œuvre mais les solutions obtenues se rapprochent davantage des comportements observés expérimentalement lors de la coupe.

Pour prendre en compte le comportement du matériau, il faut connaître les niveaux de sollicitation (contraintes, déformation, température, ...) générés par le processus de coupe. L'analyse du transfert thermique, qui est présentée dans ce chapitre, témoigne du rôle majeur de la température dans les procédés d'usinage. Comme la production de chaleur se fait dans plusieurs zones, l'analyse du transfert thermique reste un sujet complexe à appréhender. En effet, bien que les différentes zones de production de chaleur soient identifiées, la compréhension reste à consolider pour ce qui concerne les interactions entre les flux de chaleur produits au niveau de ces différentes zones. Ceci constitue un challenge à relever dans l'analyse du transfert thermique en usinage, notamment par la considération du coefficient de partage du flux.

La maîtrise de l'usure des outils est importante et passe par une meilleure connaissance des mécanismes d'usure. Dans ce travail de thèse, l'étude de l'usure d'un outil de tournage en WC-6%Co est réalisée dans le cas de l'usinage d'un acier C45 (AISI 1045). L'organisation du travail est résumée dans le schéma de la Fig. 1. 17.

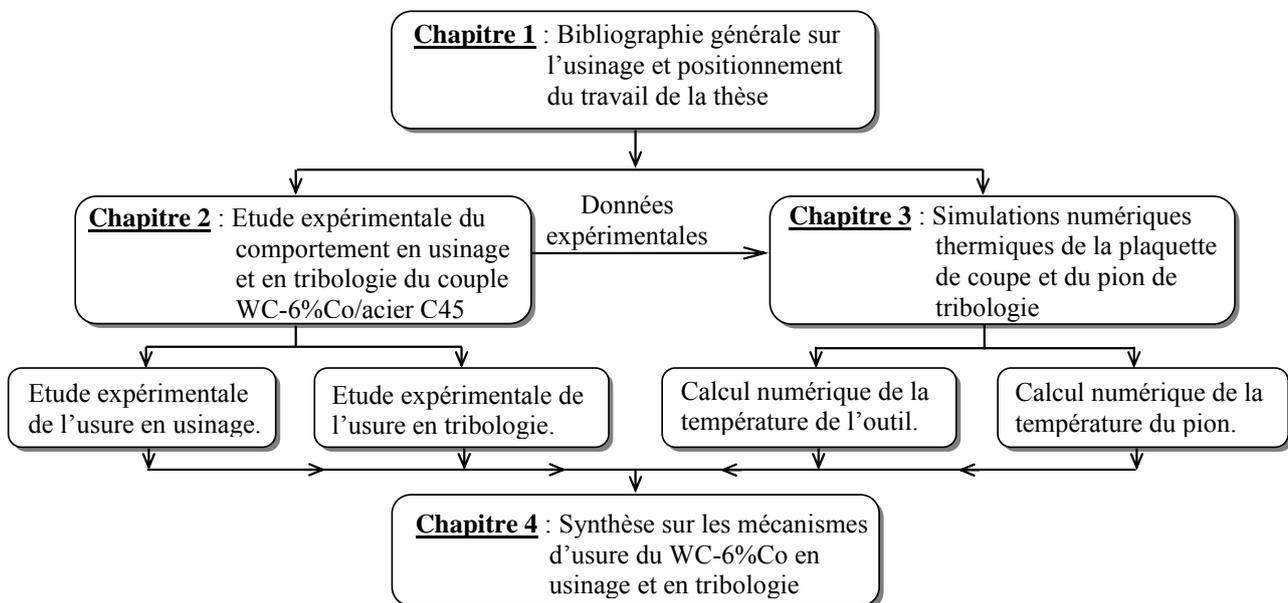


Fig. 1. 17 : Organisation du travail de thèse et structuration du mémoire.

Deux approches ont été adoptées :

- une approche en usinage (opération de tournage),
- une approche tribologique (frottement pion/disque).

Ces deux approches ont été menées conjointement et ont fait l'objet d'études expérimentales, numériques et d'analyses microstructurales. La démarche retenue dans ce travail de thèse ne vise

pas à reproduire précisément les conditions de sollicitations de l'usinage dans les expériences de tribologie. L'approche tribologique est réalisée dans l'objectif d'obtenir des informations et une compréhension complémentaires à celles obtenues en usinage, en particulier au niveau des mécanismes d'endommagement et d'usure du WC-%Co. Un intérêt particulier sera accordé à l'établissement de liens entre les approches usinage et tribologique, sur le plan des mécanismes d'usure

Dans le chapitre 2, pour chaque approche, une synthèse bibliographique précède la présentation et l'analyse des résultats expérimentaux. Cette analyse est basée sur les grandeurs mesurées (efforts de coupe, efforts de frottement, température, paramètres de contact et d'usure) et sur les résultats d'observations macroscopiques des surfaces usées.

Le chapitre 3 est consacré à l'analyse du comportement thermique de l'outil et du pion de tribologie. Ainsi, les résultats expérimentaux ont permis de calculer le flux thermique produit aux interfaces de contact aussi bien en usinage qu'en tribologie. Ce flux thermique est utilisé dans les modèles numériques proposés. Ces études numériques ont pour objectif d'estimer la température aux interfaces de contact en usinage et en tribologie.

Le chapitre 4 est finalement consacré à l'analyse et à la modélisation phénoménologique des mécanismes d'usure du WC-6%Co en tournage. Il fait le lien entre les résultats issus des chapitres 2 et 3 et ceux issus de la caractérisation des modes d'usure de l'outil de tournage et du pion de tribologie à l'échelle de la microstructure.

References bibliographiques

- [1] E. M. Trent and P. K. Wright. *Metal Cutting (Fourth Edition)*. Butterworth-Heinemann, 2000.
- [2] Y. Ohbuchi and T. Obikawa. Finite element modeling of chip formation in the domain of negative rake angle cutting. *J. Eng. Mater. Technol.*, 125(3):324–332, July 2003.
- [3] Y. Ohbuchi and T. Obikawa. Adiabatic shear in chip formation with negative rake angle. *International Journal of Mechanical Sciences*, 47(9):1377–1392, September 2005.
- [4] M. Günay, E. Aslan, I. Korkut, and U. Seker. Investigation of the effect of rake angle on main cutting force. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 44(9):953–959, July 2004.
- [5] M. Günay, I. Korkut, E. Aslan, and U. Seker. Experimental investigation of the effect of cutting tool rake angle on main cutting force. *Journal of Materials Processing Technology*, 166(1):44–49, July 2005.
- [6] M. Günay, U. Seker, and G. Sur. Design and construction of a dynamometer to evaluate the influence of cutting tool rake angle on cutting forces. *Materials & Design*, 27(10):1097–1101, 2006.
- [7] W. H. Yang and Y. S. Tarn. Design optimization of cutting parameters for turning operations based on the Taguchi method. *Journal of Materials Processing Technology*, 84(1-3):122–129, December 1998.
- [8] J. Kopac, M. Bahor, and M. Sokovic. Optimal machining parameters for achieving the desired surface roughness in fine turning of cold pre-formed steel workpieces. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 42(6):707–716, May 2002.
- [9] D. I. Lalwani, N. K. Mehta, and P. K. Jain. Experimental investigations of cutting parameters influence on cutting forces and surface roughness in finish hard turning of MDN250 steel. *Journal of Materials Processing Technology*, 206(1-3):167–179, September 2008.
- [10] A. Moufki, A. Devillez, D. Dudzinski, and A. Molinari. Thermomechanical modelling of oblique cutting and experimental validation. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 44(9):971–989, July 2004.
- [11] M. E. Merchant. Mechanics of the metal cutting process I : Orthogonal cutting and a type 2 chip. *Journal of Applied Physics, ASME*, 16:267–275, 1945.
- [12] C. A. van Luttervelt, T. H. C. Childs, I. S. Jawahir, F. Klocke, P. K. Venunod, Y. Altintas, E. Armarego, D. Dornfeld, I. Grabec, J. Leopold, B. Lindstrom, D. Lucca, T. Obikawa, Shirakashi, and H. Sato. Present Situation and Future Trends in Modelling of Machining Operations Progress Report of the CIRP Working Group 'Modelling of Machining Operations'. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 47(2):587–626, 1998.
- [13] L. Deshayes. *Méthodologie d'étude de la coupe. Liaison entre Couple Outil Matière et Système Pièce Outil Machine*. PhD thesis, L'Institut National des Sciences Appliquées de Lyon, 2003.

- [14] M. Dieye. *Comportement dynamique du système Piece - Outil -Machine (POM) en rectification plane passe profonde*. PhD thesis, Ecole Nationale Supérieure d'Arts et Métiers, Centre de Metz, 2002.
- [15] P. C. Wanigarathne, A. D. Kardekar, O. W. Dillon, G. Poulachon, and I. S. Jawahir. Progressive tool-wear in machining with coated grooved tools and its correlation with cutting temperature. *Wear*, 259(7-12):1215–1224, 2005.
- [16] X. D. Fang. Experimental investigation of overall machining performance with overall progressive tool wear at different tool faces. *Wear*, 173(1-2):171–178, April 1994.
- [17] H. O. Gekonde and S. V. Subramanian. Tribology of tool-chip interface and tool wear mechanisms. *Surface and Coatings Technology*, 149(2-3):151–160, January 2002.
- [18] K. Kudou, T. Ono, and S. Okada. Crater wear characteristics of an Fe-diffused carbide cutting tool. *Journal of Materials Processing Technology*, 132(1-3):255–261, January 2003.
- [19] Y. Su, N. He, L. Li, and X.L. Li. An experimental investigation of effects of cooling/lubrication conditions on tool wear in high-speed end milling of Ti-6Al-4V. *Wear*, 261(7-8):760–766, October 2006.
- [20] M. Nouari and A. Ginting. Wear characteristics and performance of multi-layer CVD-coated alloyed carbide tool in dry end milling of titanium alloy. *Surface and Coatings Technology*, 200(18-19):5663–5676, May 2006.
- [21] J. Hu and Y. K. Chou. Characterizations of cutting tool flank wear-land contact. *Wear*, 263(7-12):1454–1458, September 2007.
- [22] Z. Q. Liu, X. Ai, H. Zhang, Z. T. Wang, and Y. Wan. Wear patterns and mechanisms of cutting tools in high-speed face milling. *Journal of Materials Processing Technology*, 129(1-3):222–226, October 2002.
- [23] H. Z. Li, H. Zeng, and X. Q. Chen. An experimental study of tool wear and cutting force variation in the end milling of inconel 718 with coated carbide inserts. *Journal of Materials Processing Technology*, 180(1-3):296–304, December 2006.
- [24] C. H. Che Haron, A. Ginting, and H. Arshad. Performance of alloyed uncoated and CVD-coated carbide tools in dry milling of titanium alloy Ti-6242S. *Journal of Materials Processing Technology*, 185(1-3):77–82, April 2007.
- [25] A. K. M. Nurul Amin, Ahmad F. Ismail, and M. K. Nor Khairusshima. Effectiveness of uncoated WC-Co and PCD inserts in end milling of titanium alloy–Ti-6Al-4V. *Journal of Materials Processing Technology*, 192-193:147–158, October 2007.
- [26] A. Jawaid, C. H. Che-Haron, and A. Abdullah. Tool wear characteristics in turning of titanium alloy Ti-6246. *Journal of Materials Processing Technology*, 92-93:329–334, August 1999.
- [27] W. Grzesik, Z. Zalisz, and P. Nieslony. Friction and wear testing of multilayer coatings on carbide substrates for dry machining applications. *Surface and Coatings Technology*, 155(1):37–45, June 2002.
- [28] E. H. Lee and B. W. Shaffer. The theory of plasticity applied to the problem of machining. *Journal Applied Mechanics, ASME*, 18:405–413, 1951.
- [29] M. E Merchant. Mechanics of the metal cutting process II : Plasticity conditions in orthogonal cutting. *Journal of Applied Physics, ASME*, 16:318–324, 1945.

- [30] T. H. C. Childs. Numerical experiments on the influence of material and other variables on plane strain continuous chip formation in metal machining. *International Journal of Mechanical Sciences*, 48(3):307–322, March 2006.
- [31] T. Özel and T. Altan. Determination of workpiece flow stress and friction at the chip-tool contact for high-speed cutting. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 40(1):133–152, January 2000.
- [32] T. Özel and E. Zeren. Determination of work material flow stress and friction for FEA of machining using orthogonal cutting tests. *Journal of Materials Processing Technology*, 153-154:1019–1025, November 2004.
- [33] N. Fang. Machining with tool-chip contact on the tool secondary rake face—Part I: a new slip-line model. *International Journal of Mechanical Sciences*, 44(11):2337–2354, November 2002.
- [34] N. Fang. Machining with tool-chip contact on the tool secondary rake face—Part II: analysis and discussion. *International Journal of Mechanical Sciences*, 44(11):2355–2368, November 2002.
- [35] P. Gilormini. Modélisation de la coupe des métaux. *Techniques de l'Ingénieur, traité génie mécanique*, B 7 041, 1992.
- [36] G. Boothroyd. Temperature in orthogonal metal cutting. *Proc. Instn. Mech. Engrs*, 29:789–802, 1963.
- [37] G. Boothroyd. Photographic technique for the determination of metal cutting temperatures. *British Journal of Applied Physics*, 12:238–242, 1961.
- [38] D. Dudzinski and A. Molinari. A modelling of cutting for viscoplastic materials. *International Journal of Mechanical Sciences*, 39(4):369–389, April 1997.
- [39] A. Moufki, D. Dudzinski, A. Molinari, and M. Rausch. Thermoviscoplastic modelling of oblique cutting: forces and chip flow predictions. *International Journal of Mechanical Sciences*, 42(6):1205–1232, June 2000.
- [40] A. Moufki, A. Molinari, and D. Dudzinski. Modelling of orthogonal cutting with a temperature dependent friction law. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 46(10):2103–2138, October 1998.
- [41] S. P. F. C. Jaspers and J. H. Dautzenberg. Material behaviour in metal cutting: strains, strain rates and temperatures in chip formation. *Journal of Materials Processing Technology*, 121(1):123–135, February 2002.
- [42] S. P. F. C. Jaspers and J. H. Dautzenberg. Material behaviour in conditions similar to metal cutting: flow stress in the primary shear zone. *Journal of Materials Processing Technology*, 122(2-3):322–330, March 2002.
- [43] J. P. Davim and C. Maranhão. A study of plastic strain and plastic strain rate in machining of steel AISI 1045 using FEM analysis. *Materials & Design*, 30(1):160–165, January 2009.
- [44] J. Kajberg, K. G. Sundin, L. G. Melin, and P. Stähle. High strain-rate tensile testing and viscoplastic parameter identification using microscopic high-speed photography. *International Journal of Plasticity*, 20(4-5):561–575, 2004.
- [45] J. Pujana, P. J. Arrazola, R. M'Saoubi, and H. Chandrasekaran. Analysis of the inverse identification of constitutive equations applied in orthogonal cutting process. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 47(14):2153–2161, November 2007.

- [46] E. Ceretti, C. Lazzaroni, L. Menegardo, and T. Altan. Turning simulations using a three-dimensional FEM code. *Journal of Materials Processing Technology*, 98(1):99–103, January 2000.
- [47] T. Özel. The influence of friction models on finite element simulations of machining. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 46(5):518–530, April 2006.
- [48] T. H. C. Childs, M. H. Dirikolu, K. Sammons, M. D. S. Maekawa, and T. Kitagawa. Experiments on and Finite Element Modeling of turning free-cutting steels at cutting speeds up to 250 m/min. *Proceedings of 1st French and German Conference on High Speed Machining*, page 325–331, 1997.
- [49] M. Barge, H. Hamdi, J. Rech, and J. M. Bergheau. Numerical modelling of orthogonal cutting: influence of numerical parameters. *Journal of Materials Processing Technology*, 164-165:1148–1153, May 2005.
- [50] Liangchi Zhang. On the separation criteria in the simulation of orthogonal metal cutting using the finite element method. *Journal of Materials Processing Technology*, 89-90:273–278, May 1999.
- [51] Eu-Gen Ng and David K. Aspinwall. Modelling of hard part machining. *Journal of Materials Processing Technology*, 127(2):222–229, September 2002.
- [52] E. Uhlmann, M. Graf von der Schulenburg, and R. Zettier. Finite element modeling and cutting simulation of inconel 718. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 56(1):61–64, 2007.
- [53] T. Childs, K. Maekawa, T. Obikawa, and Y. Yamane. *Metal Machining: Theory and Applications*. John Wiley & Sons Inc., 2000.
- [54] J.-L. Battaglia, H. Elmoussami, and L. Puigsegur. Modélisation du comportement thermique d'un outil de fraisage : approche par identification de système non entierthermal modelling of a milling tool: a noninteger system identification approach. *Comptes Rendus Mécanique*, 330(12):857–864, December 2002.
- [55] R. Komanduri and Z. B. Hou. Thermal modeling of the metal cutting process: Part I – Temperature rise distribution due to shear plane heat source. *International Journal of Mechanical Sciences*, 42(9):1715–1752, September 2000.
- [56] E. Ceretti, L. Filice, D. Umbrello, and F. Micari. ALE Simulation of Orthogonal Cutting: a New Approach to Model Heat Transfer Phenomena at the Tool-Chip Interface. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 56(1):69–72, 2007.
- [57] Y. C. Yen, J. Söhner, B. Lilly, and T. Altan. Estimation of tool wear in orthogonal cutting using the finite element analysis. *Journal of Materials Processing Technology*, 146(1):82–91, February 2004.
- [58] Y. Huang and S. Y. Liang. Modeling of CBN Tool Flank Wear Progression in Finish Hard Turning. *J. Manuf. Sci. Eng.*, 126(1):98–106, February 2004.
- [59] Y. Huang and S. Y. Liang. Modelling of CBN tool crater wear in finish hard turning. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 24(9):632–639, November 2004.
- [60] A. Molinari and M. Nouari. Modeling of tool wear by diffusion in metal cutting. *Wear*, 252(1-2):135–149, January 2002.
- [61] L. Filice, F. Micari, L. Settineri, and D. Umbrello. Wear modelling in mild steel orthogonal cutting when using uncoated carbide tools. *Wear*, 262(5-6):545–554, February 2007.

- [62] A. Attanasio, E. Ceretti, S. Rizzuti, D. Umbrello, and F. Micari. 3D finite element analysis of tool wear in machining. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 57(1):61–64, 2008.
- [63] J. Rech, Y. C. Yen, M. J. Schaff, H. Hamdi, T. Altan, and K. D. Bouzakis. Influence of cutting edge radius on the wear resistance of PM-HSS milling inserts. *Wear*, 259(7-12):1168–1176, 2005.
- [64] L. J. Xie, J. Schmidt, C. Schmidt, and F. Biesinger. 2D FEM estimate of tool wear in turning operation. *Wear*, 258(10):1479–1490, May 2005.
- [65] M. Nouari, G. List, F. Girot, and D. Coupard. Experimental analysis and optimisation of tool wear in dry machining of aluminium alloys. *Wear*, 255(7-12):1359–1368, 2003.
- [66] H. Bil, S. E. Kiliç, and A. E. Tekkaya. A comparison of orthogonal cutting data from experiments with three different finite element models. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 44(9):933–944, July 2004.

CHAPITRE 2 :

**Etudes expérimentales du comportement en tournage et
en tribologie du couple WC-6%Co/Acier C45**

Table des matières

1	Introduction.....	47
2	Etude bibliographique sur la tribologie des outils de coupe.....	48
2.1	Usure des outils de coupe.....	48
2.1.1	Les principaux modes d'usure des outils de coupe.....	48
2.1.1.1	Usure par abrasion.....	48
2.1.1.2	Usure par adhésion.....	48
2.1.1.3	Usure par diffusion.....	49
2.1.1.4	Usure par fatigue thermomécanique.....	49
2.1.2	Les principales formes d'usure des outils de coupe.....	50
2.1.2.1	Usure en dépouille.....	50
2.1.2.2	Arête rapportée et entaille.....	51
2.1.2.3	Usure en cratère.....	52
2.1.2.4	Autres formes d'usure des outils.....	54
2.2	Les interfaces de contact en usinage.....	55
2.2.1	Etude des interfaces outil/pièce et outil/copeau sur machine d'usinage.....	55
2.2.2	Tribologie en usinage : Approche tribo-usinage et Approche tribologique classique... 61	
2.2.2.1	Approche tribo-usinage.....	61
2.2.2.2	Approche tribologique classique ou adaptée.....	64
3	Etude du comportement tribologique et thermique d'outils WC-6%Co par une approche expérimentale en usinage.....	70
3.1	Présentation de la machine d'usinage, de l'outil de coupe et de la matière usinée.....	70
3.1.1	Dispositif expérimental.....	70
3.1.2	Outil de coupe.....	71
3.1.3	La matière usinée.....	72
3.1.4	Les conditions de coupe.....	72
3.2	Objectifs, méthodologie de l'étude expérimentale.....	73
3.2.1	Objectifs et méthodologie du COM : 1 ^{ère} série.....	73
3.2.2	Objectifs et méthodologie des essais d'usinage avec mesures de températures : 2 ^{ième} série.....	75
3.3	Présentation et analyse des résultats expérimentaux.....	76
3.3.1	Résultats du COM partiel.....	76
3.3.1.1	Evolution des efforts et efforts spécifiques de coupe et influence de la vitesse de coupe.....	76
3.3.1.2	Influence de la vitesse d'avance et de la profondeur de coupe.....	78
3.3.2	Dégradation des outils de coupe.....	80
3.3.2.1	Quelques grandeurs d'usure macroscopiques mesurables sur les outils de coupe... 80	
3.3.2.2	Influence de la durée d'usinage sur la largeur d'usure en dépouille VB.....	84

3.3.2.3	Observation macroscopique des endommagements de plaquette et analyse des copeaux.....	85
3.3.3	Essais d'usinage avec mesures de température.....	86
3.3.3.1	Evolution de la température mesurée en fonction du temps.....	86
4	Etude du comportement tribologique et thermique de pions WC-6%Co par l'approche tribologie classique.....	90
4.1	Présentation du tribomètre à grande vitesse et des conditions d'essais.....	90
4.2	Présentation des éprouvettes : pion et disque.....	91
4.2.1	Evolutions des grandeurs tribométriques mesurées.....	93
4.2.1.1	Evolution du coefficient de frottement.....	93
4.2.1.2	Evolution de la température dans le pion.....	95
4.2.2	Influence des conditions expérimentales.....	99
4.2.2.1	Influence de la vitesse de glissement sur le coefficient de frottement.....	99
4.2.2.2	Influence de la vitesse de glissement sur la température.....	100
4.2.2.3	Influence de la charge normale sur le coefficient de frottement.....	100
4.2.3	Relations entre paramètres d'usure et énergies dissipées par frottement.....	101
4.2.3.1	Définition des grandeurs quantitatives.....	101
4.2.3.2	Relations entre usure et énergies.....	103
5	Conclusion.....	104
5.1	Approche d'usinage.....	105
5.2	Approche tribologique.....	105

Nomenclature

a_p	Profondeur de passe, (mm)
c	Chaleur spécifique, (J/Kg °C)
d_1	Diamètre initial de la surface de contact, (mm)
d_2	Diamètre final de la surface de contact, (mm)
E_{MC}	Energie mécanique dissipée par frottement dans le contact, (J)
E_{MP}	Energie mécanique consommée par le pion, (J)
E_{TP}	Energie thermique dissipée dans le pion, (J)
f	Vitesse d'avance, (mm/tr)
F_c	Effort de coupe, (N)
F_f	Effort d'avance, (N)
F_N	Charge sur le pion, (N)
F_p	Effort de pénétration, (N)
F_t	Force tangentielle de frottement moyen, (N)
H_{BUE}	Hauteur maximale de l'arête rapportée, (mm)
K_c	Effort spécifique de coupe, (N/mm ²)
K_f	Effort spécifique d'avance, (N/mm ²)
K_p	Effort spécifique de pénétration, (N/mm ²)
K_M	Position de la profondeur maximale du cratère par rapport à l'arête de coupe, (mm)
K_T	Profondeur maximale de l'usure en cratère, (mm)
$k_{\text{indiqué}}$	Conductivité thermique, W/(m °C) (l'indice sera spécifié dans le texte si nécessaire)
L	Longueur totale de glissement, (m)
L_c	Longueur de contact outil copeau, (mm)
S_c	Surface de contact outil copeau, (mm ²)
S_{calotte}	Surface de la calotte sphérique considérée, (m ²)
t_f	Durée totale de l'essai, (s)
$TC1$	Thermocouple 1
$TC2$	Thermocouple 2
$TC3$	Thermocouple 3
VB	Largeur de la bande d'usure en dépouille, (mm)
V_c	Vitesse de coupe, (m/min) ou (m/s)
V_g	Vitesse du glissement en frottement, (m/min) ou (m/s)
V_{KT}	Volume du cratère, (mm ³)
V_U	Volume usé du pion, (mm ³)
$V_{\tau U}$	Taux d'usure du pion, (mm ³ /m N)
β_p	Coefficient de partage du flux dans le pion

ρ Masse volumique, (Kg/m³)

$\bar{\mu}_i$ Coefficient de frottement moyen.

Δt Temps entre deux échantillonnages de mesure, (s)

$\Delta T(t_i) = TC1(t_i) - TC2(t_i)$: Différence entre la température des thermocouples, (°C)

1 Introduction

Une étude générale du procédé d'usinage a été présentée dans le chapitre 1. Cette présentation a mis en évidence des verrous scientifiques et technologiques rencontrés dans les milieux scientifiques et industriels qui sont notamment liées :

- au comportement du matériau usiné et de l'outil ainsi qu'aux interactions qui existent entre eux,
- à la détermination du niveau de température généré pendant l'usinage et à l'effet de la température dans le procédé d'usinage, particulièrement sur l'usure des outils de coupe.

L'endommagement reste une question fondamentale dans le monde de la fabrication industrielle puisqu'il a une influence sur la qualité des pièces usinées et sur le coût de la production. En conséquence, l'étude de l'usure des outils de coupe demeure capitale et la maîtrise d'un processus d'usure passe par la compréhension des mécanismes mis en jeu.

De nos jours, les principaux modes d'usure des outils de coupe sont identifiés : abrasion, adhésion, diffusion et fatigue. La première partie de ce chapitre est consacrée à la présentation de l'usure des outils de coupe et des différents modes d'usure. Toutefois, les mécanismes qui gouvernent ces modes de dégradation restent à l'heure actuelle mal cernés. En effet, les interfaces de frottement outil/pièce et outil/copeau sont les sièges de phénomènes tribologiques très complexes. La complexité est inhérente aux propriétés et comportements des interfaces à savoir : nature du contact, sollicitations mécaniques et thermiques et conditions environnementales.

Plusieurs questions sur les mécanismes d'usure des outils de coupe subsistent, dont les suivantes : *Comment la température de l'interface de contact influence les mécanismes de dégradation ? Quelles sont les conditions qui favorisent tel ou tel mode d'usure ? Existe-il des interactions entre les différents mécanismes ou modes d'usure.*

Ainsi les études expérimentales en usinage et en tribologie menées lors de ce travail de thèse portent sur la thématique « étude des mécanismes d'usure des outils de coupe » afin d'apporter des éléments de réponse.

Dans la première partie de ce chapitre, une synthèse bibliographique sur différentes études expérimentales en usinage et en tribologie de l'usinage est présentée. En usinage, les interfaces de contact sont très fortement perturbées par les sollicitations extrêmes qui y siègent. Le niveau des sollicitations reste une des grandes inconnues dans l'étude des conditions de contact. Les moyens mis en œuvre pour l'évaluer dans le cas de l'usinage seront explorés dans cette bibliographie. L'inaccessibilité des interfaces a motivé l'utilisation de tribomètres classiques ou « spéciaux » pour caractériser le frottement dans des conditions très sévères. L'état de l'art comporte ainsi une partie traitant des différentes approches adoptées en tribologie.

La deuxième partie de ce chapitre est consacrée à l'étude expérimentale de l'usure des plaquettes de coupe dans un procédé de tournage. Dans cette partie, la méthodologie adoptée et les études préliminaires réalisées sont expliquées. Ces études préliminaires ont pour but de déterminer les plages des paramètres de coupe stable, d'étudier l'influence des paramètres de coupe sur les sollicitations et les endommagements observés. Les zones de coupe stable permettent de limiter les risques de vibrations importantes du système Pièce-Outil-Machine (POM), qui entraîneraient l'usure ou la rupture prématurée d'un outil de coupe. Des essais complémentaires ont été réalisés,

cette fois, avec mesure de la température dans l'outil afin d'intégrer ce facteur dans l'analyse des mécanismes d'usure.

Enfin, la dernière partie de ce chapitre est consacrée à l'étude des mécanismes d'usure du WC-6%Co à partir d'essais sur un tribomètre grande vitesse. Cette approche permet un contrôle des sollicitations appliquées (effort appliqué par exemple), de mieux appréhender le comportement des interfaces de contact (mécanismes d'usure) et d'avoir une estimation des paramètres tribologiques à l'échelle macroscopique (coefficient de frottement, volume d'usure). Dans cette étude, la température est prise en compte à partir des mesures effectuées pendant les essais.

2 Etude bibliographique sur la tribologie des outils de coupe

Ce paragraphe a pour objectif de synthétiser les travaux sur l'étude des phénomènes de contact et d'usure aux interfaces de frottement outil/copeau et outil/pièce. Ces études sont généralement menées soit par une approche directe en usinage soit par une approche indirecte basée sur l'utilisation de tribomètres classiques ou adaptés. Dans un premier temps, une synthèse sur les modes d'usure des outils de coupe est présentée. Dans un deuxième temps, les différentes approches d'études tribologiques sont traitées.

2.1 Usure des outils de coupe

2.1.1 Les principaux modes d'usure des outils de coupe.

Les différents modes d'usure identifiés dans la littérature sont : l'usure par adhésion, l'usure par abrasion, l'usure par diffusion et l'usure par fatigue. Il faut noter que l'usure par déformation plastique peut être associée à l'usure par abrasion.

2.1.1.1 Usure par abrasion

L'abrasion constitue le mode d'usure le plus répandu dans le domaine industriel notamment en usinage [1]. L'action des aspérités des corps en contact se fait par déformation plastique ou par micro-coupe. L'abrasion se caractérise par la présence de rayures, de griffures, d'arrachements de petites particules, de polissage, etc... Ces endommagements sont souvent observables sur le matériau le plus tendre. Par contre, ils peuvent être également observés sur les surfaces dites dures du fait d'inclusions dures dans le corps tendre ou de particules dures issues du corps dur. En effet, les particules arrachées peuvent être évacuées hors du contact, être incrustées dans un des deux corps ou être à l'interface des deux corps pour former un troisième corps et participer au mécanisme d'usure.

2.1.1.2 Usure par adhésion

L'usure par adhésion constitue le deuxième mode de dégradation rencontré en usinage. Sous l'effet de la déformation et des effets de micro-coupe, présentés dans le cas de l'abrasion, de nouvelles surfaces en contact se forment et ces surfaces sont très réactives. S'il y a une affinité entre les éléments chimiques des corps en contact, il y a adsorption (soudure froide) ou solubilité (soudure chaude). L'adhésion est favorisée par des températures localement très élevées (températures flash) induites par le contact répété entre les aspérités. Le résultat de l'adhésion est le transfert de la matière du corps qui présente l'énergie de cohésion la plus faible sur son antagoniste. L'arête rapportée, généralement observée dans le cas de l'usinage des matériaux écrouissables à

faible vitesse de coupe, est une forme d'usure par adhésion. Ce mode d'usure a été observé par Han [2] lors de l'usinage des aciers 100Cr6 (AISI 52100), C45 (AISI 1045) et 42CrMo4 (AISI 4140) avec un outil en WC-Co.

2.1.1.3 Usure par diffusion

La diffusion est un mécanisme de solubilité et de migration des atomes d'un corps à l'autre, dans le cas des corps solides. Il faut donc une affinité entre les éléments de la matière usinée et ceux de l'outil. La diffusion apparaît aux grandes vitesses de coupe et dans le cas où la température de l'outil de coupe est très élevée [3]. C'est un phénomène physico-chimique thermiquement activé, sous fortes pressions de contact. La diffusion est mise en évidence par la présence de nouveaux composés aux dépens des composés initiaux.

Des travaux restent à faire pour la mise en évidence et la compréhension des mécanismes de diffusion. Cela demande des moyens d'analyse adaptés et présente de réelles difficultés. En particulier, l'observation des mécanismes de diffusion se fait en post-usinage. Il faut donc arriver à quantifier la part d'une formation probable de ces composés dans le cas statique (intervalle de temps qui sépare l'opération d'usinage et l'analyse chimique) et la part de ces composés formés dans le cas dynamique (pendant l'usinage).

2.1.1.4 Usure par fatigue thermomécanique

Le phénomène de fatigue est généralement dû à deux types de sollicitations : mécanique et thermique. La fatigue thermique est provoquée par la variation périodique de la température imposée à l'outil dont la dilatation est empêchée. Dans ces conditions, les contraintes créées par les gradients thermiques entre la couche superficielle et celles sous-jacentes, provoquent des fissurations et des écaillages. La fatigue mécanique est due aux vibrations, au frottement, et sollicite l'outil en compression et traction alternées.

L'ensemble des modes de dégradation est influencé par la température. Une cartographie des modes d'usure en fonction de la température établie par Opitz et König [4] est illustrée sur la Fig. 2. 1. Selon ce schéma, les modes d'usure observés à toute température sont l'adhésion et l'abrasion. L'abrasion induisant des volumes de matière enlevée plus importants que l'adhésion aux faibles températures ; la tendance est inversée aux températures moyennes. Aux hautes températures apparaissent l'usure par fatigue ou affaiblissement plastique et la diffusion.

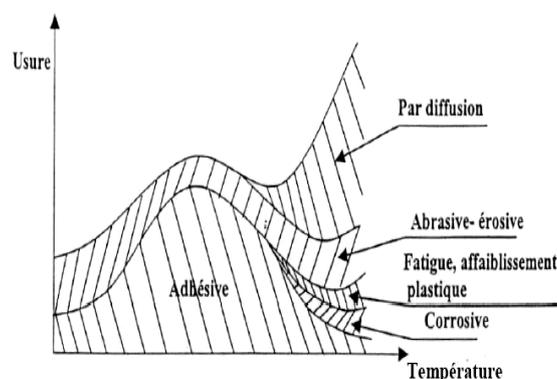


Fig. 2. 1 : Types ou modes d'usures selon H. OPITZ et W. KÖNIG

Source : thèse de Medhi REMADNA [4].

Les différents modes d'usure présentés sont responsables de différentes formes d'usure des outils de coupe qui sont présentées dans le paragraphe suivant.

2.1.2 Les principales formes d'usure des outils de coupe

Les principales formes d'usure des outils de coupe sont illustrées sur la Fig. 2. 2 [5]. Ces formes sont directement les conséquences d'interactions entre la matière usinée, le copeau et l'outil et dépendent aussi du rôle de la température.

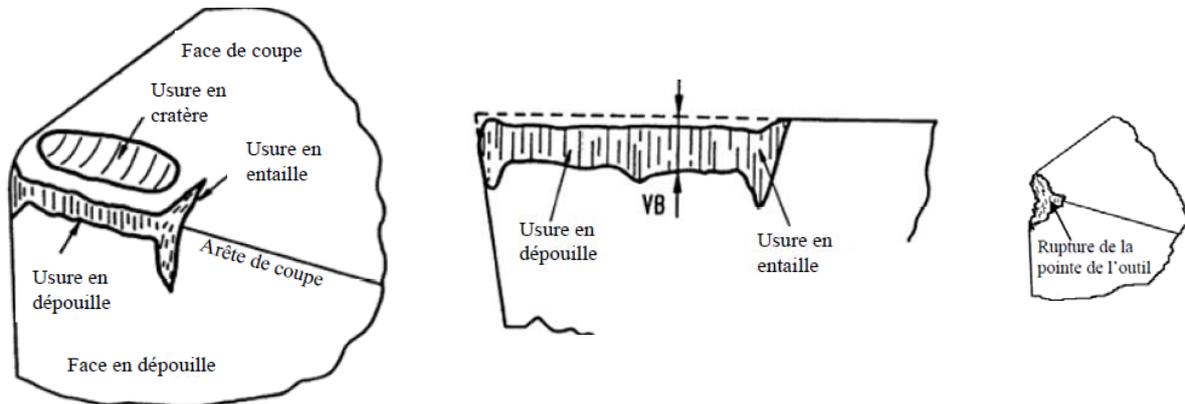


Fig. 2. 2 : Différentes formes d'usures observées sur une plaquette de coupe [5].

2.1.2.1 Usure en dépouille

L'usure en dépouille se manifeste sur la face en dépouille et sur le rayon de bec de l'outil. Elle est due au frottement de la pièce sur l'outil. C'est une forme d'usure fortement abrasive. L'adhésion peut apparaître également dans le cas de l'usinage de matériaux ductiles. L'abrasion est due à la présence d'inclusions dures dans la matière usinée et aussi à des particules provenant de l'outil qui peuvent s'incruster à l'interface outil/pièce.

La Fig. 2. 3 illustre un exemple d'usure par abrasion sur la face en dépouille d'un outil de coupe en WC-Co de grade K313. Cette observation est obtenue par Liu et Altintas [6] lors de l'usinage d'aluminium A390 avec une vitesse de coupe de 300 m/min, une vitesse d'avance de 0,055 mm/tr et une profondeur de passe de 1,1 mm.

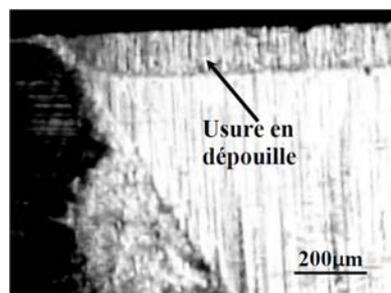


Fig. 2. 3 : Exemple d'usure par abrasion sur la face en dépouille

($V_c = 300$ m/min, $f = 0.055$ mm/tr, $a_p = 2$ mm) [6].

Le mode d'usure par abrasion a également été observé sur les outils en carbure (WC-Co) par Cho et Komvopoulos [7] lors d'une étude comparative de l'usure des outils en carbure avec ou sans revêtement (TiC/Al_2O_3) et ($TiC/Al_2O_3/TiN$). Cette étude concerne l'usinage de l'acier 34NiCrMo6

(AISI 4340) avec une vitesse de coupe de 240 m/min, une vitesse d'avance comprise entre 0,254 et 0,406 mm/tr et une profondeur de passe de 1,27mm. Les auteurs indiquent qu'une faible température à l'interface outil/pièce et qu'une prédominance de la déformation de l'interface de contact outil/pièce due au frottement entre deux corps massifs justifient l'absence de diffusion sur la face en dépouille. La même observation est faite par plusieurs autres auteurs [8-10].

2.1.2.2 Arête rapportée et entaille

L'**arête rapportée** se manifeste par un dépôt de la matière usinée sur l'arête de coupe. C'est une sorte de soudure qui se produit entre deux matériaux. Elle se localise préférentiellement sur la face de coupe, mais apparaît dans certains cas sur la face en dépouille. La Fig. 2. 4 illustre un exemple d'arête rapportée obtenue par Li et Liang [11] pendant l'usinage de l'acier C45 (AISI 1045) avec un outil en WC-Co. L'usinage a été réalisé avec une vitesse de coupe de 45,75 m/min, une vitesse d'avance de 0.0762 mm/tr et une profondeur de passe de 1,016 mm. Cette arête rapportée, observée à faible vitesse, confirme les résultats généralement obtenus en usinage [9]. L'adhésion apparaît généralement pour de faibles vitesses de coupe et pour des matériaux ductiles ou fortement écrouissables comme le cas des alliages d'aluminium. List [9] a ainsi constaté la formation d'une arête rapportée importante pendant la coupe orthogonale de l'alliage d'aluminium 2024-T351 avec un outil WC-Co (K20) en utilisant une vitesse de coupe de 60 m/min, une profondeur de coupe de 0,1 mm et une largeur de coupe de 4 mm.

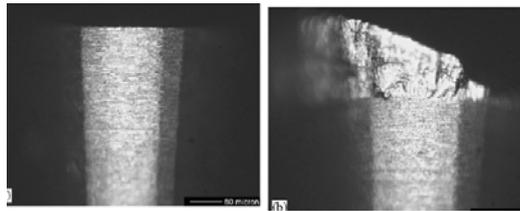


Fig. 2. 4 : Exemple d'arête rapportée ($V_c = 45,75$ m/min, $f = 0.0762$ mm/tr, $a_p = 1,016$ mm) dans le cas de l'usinage de l'acier AISI 1045 par un outil en WC-6%Co [11]

L'**entaille** est une forme d'usure sévère localisée sur l'arête de coupe. Elle est due généralement à la sollicitation combinée (traction-compression) de la partie active de l'outil lors de l'usinage de surfaces très dures. Dans certains cas d'usinage où la température devient importante, l'entaille peut provenir d'un écaillage et donc d'un phénomène de fatigue thermomécanique. Ebrahimi et Moshksar [12] ont montré tout récemment que l'apparition de l'entaille dépend de la microstructure de la matière usinée. En effet, ils observent que pour deux matériaux de même dureté et de microstructures différentes, l'entaille sur l'outil est plus importante dans le cas de l'usinage du matériau dont la microstructure contient des inclusions dures. Les matières usinées dans leur étude sont des aciers C45 (AISI 1045), 42Cr4 (AISI 5140) (contenant des inclusions dures) et 27MnSiVS6 (contenant des inclusions de MnS). Ils ont utilisé un outil en WC-Co avec les conditions de coupe suivantes : vitesses de coupe comprises entre 10 et 250 m/min et vitesses d'avance de 0,11- 0,22 et 0,44 mm/tr. Leurs résultats ont montré également que l'usure par abrasion est plus importante sur la face en dépouille dans le cas de l'usinage des aciers C45 (AISI 1045) et 42Cr4 (AISI 5140).

2.1.2.3 Usure en cratère

L'usure en cratère est localisée sur la face de coupe d'un outil. Elle est due au frottement du copeau sur la face de coupe. Lorsqu'il y a affinité chimique, il y a dissolution ou diffusion des éléments de l'outil vers la pièce et vice-versa. Il semble que ces mécanismes soient responsables de la formation d'un cratère comme le montre la Fig. 2. 5 [13], dans le cas de l'usinage du titane Ti-6Al-4V avec un outil en WC-6%Co ISO K20 en utilisant une vitesse de coupe de 85 m/min, une vitesse d'avance de 0,2 mm/tr et une profondeur de passe de 2 mm. D'autres mécanismes peuvent être également à l'origine de l'apparition du cratère.

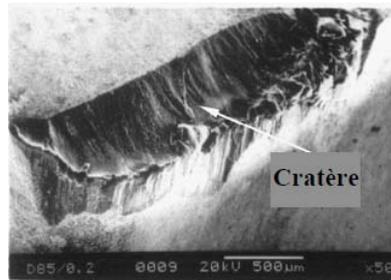


Fig. 2. 5 : Exemple d'usure en cratère ($V_c = 85$ m/min and $f = 0,20$ mm/tr, $a_p = 2$ mm) [13].

Pour vérifier ces mécanismes, des modèles phénoménologiques de diffusion dynamique et quasi-statique ont été proposés par Trent [14] (Fig. 2. 6) et Qi et al. [15] (Fig. 2. 7). Dans le cas du modèle de diffusion dynamique, Trent [14] a mis en évidence ces mécanismes lors de l'usinage de l'acier avec des outils en carbure WC-TiC-Co. Par contre, le modèle de Qi et al. [15] a été proposé suite à une étude statique, c'est-à-dire maintien en contact permanent sous une pression et une température fixées, d'un échantillon de carbure WC-TiC-Co et d'un échantillon d'acier. Une investigation similaire à celle de Trent a été menée par List [16] pour analyser les mécanismes de diffusion à l'interface d'une arête rapportée et de la face de coupe. Cette étude a montré la diffusion d'atomes d'aluminium dans l'outil de coupe. Cette diffusion est possible en raison de l'affinité qui existe entre l'aluminium et le cobalt. Les études de List [16] ont été confirmées par celles de Jianxina et al. [17] qui ont mis en évidence la présence du cobalt et du tungstène cette fois dans l'alliage de titane Ti6Al4V par une expérience de diffusion quasi-statique similaire à celle de Qi et al. [15]. Il faut préciser que ces techniques, qui confirment l'affinité chimique qui peut exister entre certains éléments des matériaux en contact, se font sur des temps relativement longs.

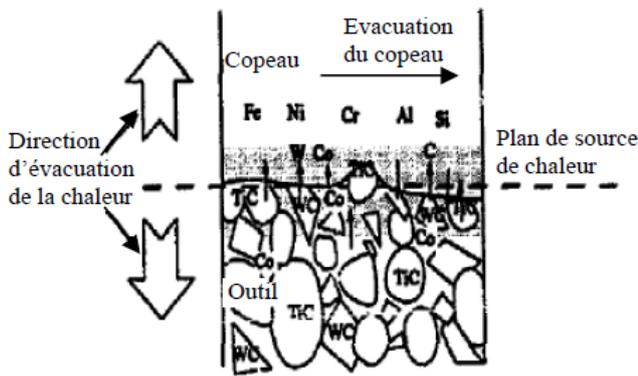


Fig. 2. 6 : Modèle de diffusion dynamique entre l'outil et le copeau proposé par Trent : diffusion de W, Co et C dans le copeau et faible solubilité de TiC, [14].

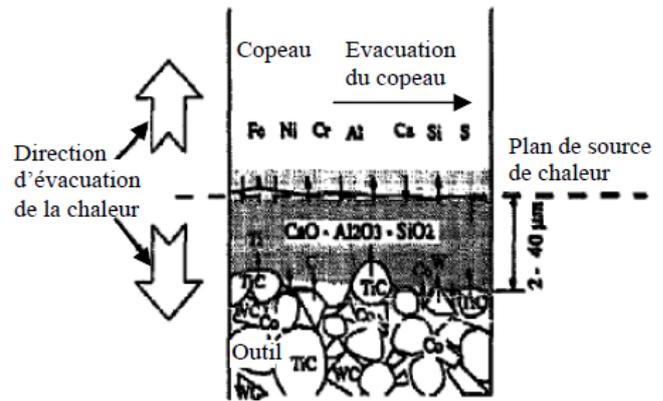


Fig. 2. 7 : Modèle de diffusion quasi-statique de diffusion entre l'outil et le copeau proposé par Qi et al. : diffusion de W, Co et C dans la couche de gehlenite ($\text{Ca}_2\text{Al}(\text{AlSi})\text{O}_7$) [15].

Les travaux de Giménez et al. [18] illustrés par les Fig. 2. 8 ①-③ montrent le phénomène de diffusion des éléments chimiques du WC-Co dans l'acier et réciproquement. Giménez et al. ont montré par cette étude de diffusion statique que le cobalt (Co) diffuse dans l'acier qui est caractérisé par une zone pauvre en perlite (zone désignée par « 1 »). Cette diffusion est observable pour les trois cas de températures considérées (900, 1100 et 1300°C), alors que la diffusion du tungstène (W) dans le fer n'est observable qu'à 1100°C et 1300°C.

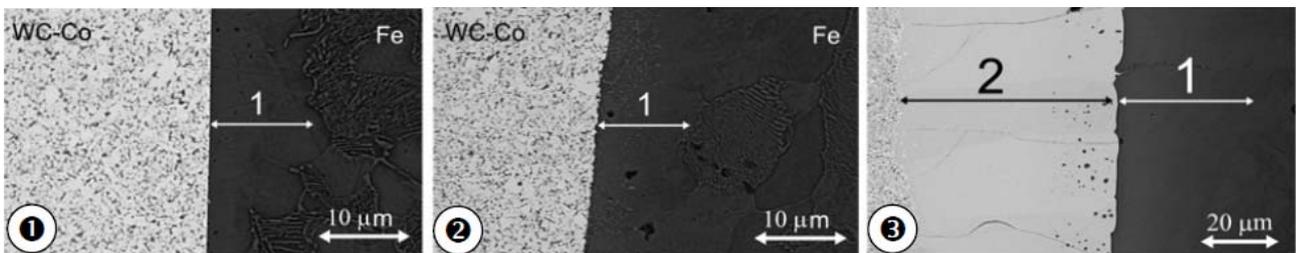


Fig. 2. 8 : Micrographies illustrant l'interaction entre le WC-Co et l'acier E24-2 après 1h de maintien sous vide à une pression de 2,5 MPa à température constante : ①- 900°C, ②- 1100°C, ③- 1300°C [18].

En revanche les auteurs indiquent que la diffusion du fer (Fe) dans le carbure de tungstène fritté n'est identifiable qu'à 1300°C. Cette diffusion peut fragiliser la matrice du carbure fritté WC-Co. L'étude de Giménez et al. [18] est conforme aux analyses de Trent [19] et de Gekonde et Subramanian [20].

Les travaux de Kudou et al. [21] étudient la diffusion des atomes de fer dans des outils de coupe en WC-Co ISO P10. Pour certains outils, les auteurs ont eu l'idée de réaliser un dépôt de fer par procédé plasma sur la face de coupe puis de soumettre l'ensemble à une température de 800°C pendant dix minutes pour permettre la diffusion du fer dans le carbure (Fig. 2. 9). Les différents outils (traités et non traités) ont ensuite été utilisés pour usiner de l'acier C45 (AISI 1045). Les paramètres de coupe étaient une vitesse de coupe comprise entre 150 et 250 m/min, une vitesse d'avance de 0,16 mm/tr et une profondeur de passe de 1 mm. La comparaison entre la profondeur du cratère obtenu sur des outils de coupe non traités et celle obtenue sur les outils traités a montré que le premier cas donne des profondeurs du cratère plus importantes pour de faibles vitesses de

coupe : le dépôt de fer joue le rôle de protection (lubrification solide). En grande vitesse de coupe, pendant laquelle il y a une grande élévation de la température, la barrière constituée par la première diffusion des atomes de fer dans l'outil (diffusion en statique) ne joue plus le rôle de protection : le cratère devient plus important dans le cas des outils traités.

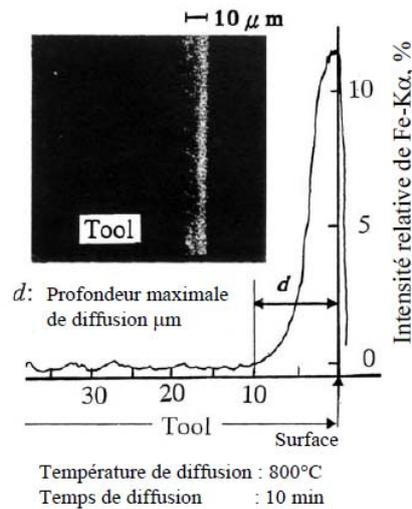


Fig. 2. 9 : Phénomène de diffusion du fer dans l'outil de coupe en carbure de tungstène P10 [21].

Les auteurs ont également démontré l'influence des conditions de diffusion du fer dans la plaquette sur la profondeur du cratère. Ainsi, en comparant l'usure d'un outil de coupe dans lequel la diffusion de fer a été réalisée à 800°C et celle d'un outil de coupe dont la diffusion de fer est réalisée à 900°C pendant un même temps de 10 min, les résultats montrent que le premier a une meilleure résistance à l'usure en cratère.

Récemment Avila et al. [22] ont étudié le mécanisme de formation du cratère dans le cas d'un outil en WC-6%Co ISO K10 non revêtu lors de l'usinage d'un acier 34CrNiMo6 (AISI 4340) avec une vitesse de coupe de 150 m/min, une vitesse d'avance de 0,25 mm/tr et une profondeur de passe de 1 mm. Les auteurs indiquent que l'usure en cratère est due à une usure mécanique (abrasion et adhésion). Par contre, Devillez et al [23] indiquent que l'usure en cratère sur un outil en WC-6Co non revêtu est causée par la diffusion. Ces résultats ont été obtenus en usinant l'acier 42CrMo4 (AISI 4140) avec des vitesses de coupe de 480 à 600 m/min, une vitesse d'avance de 0,25 mm/tr et une largeur de coupe de 5 mm.

Bien que les aciers usinés soient légèrement différents, la différence des mécanismes d'usure en cratère identifiés par Avila et al. [22] d'une part et par Devillez et al [23] d'autre part s'expliquent par la différence de niveau de vitesse de coupe.

2.1.2.4 Autres formes d'usure des outils

La déformation plastique : La déformation plastique caractérisée par une modification géométrique de l'arête de coupe apparaît sur la pointe et/ou sur l'arête de coupe de l'outil. Des sollicitations sévères, notamment les pressions de contact et la température, sont des causes propices pour cette forme d'usure. Ainsi elle se produit en usinage en grande vitesse ou lors de l'usinage des matériaux durs.

Fissuration, ébréchure ou rupture de la pointe de l'arête : Ces différentes formes d'usure se produisent le plus souvent sur la pointe et/ou sur l'arête de coupe. Elles ont pour point de départ la

fissuration qui a elle-même pour origine des chocs mécaniques ou thermiques. Les chocs mécaniques produisent des vibrations qui induisent des phénomènes de fatigue responsables de la fissuration. Les phénomènes de fatigue peuvent également provenir des sollicitations thermiques cycliques. La fatigue thermique est plus fréquente dans les procédés de coupe interrompue comme le fraisage, le taillage ou le rabotage.

Après avoir présenté les travaux de la littérature sur les modes d'usure des plaquettes, le paragraphe suivant est consacré à une analyse bibliographique de travaux menés pour l'étude des interfaces de contact, afin de comprendre les diverses sollicitations qui s'y produisent.

2.2 Les interfaces de contact en usinage

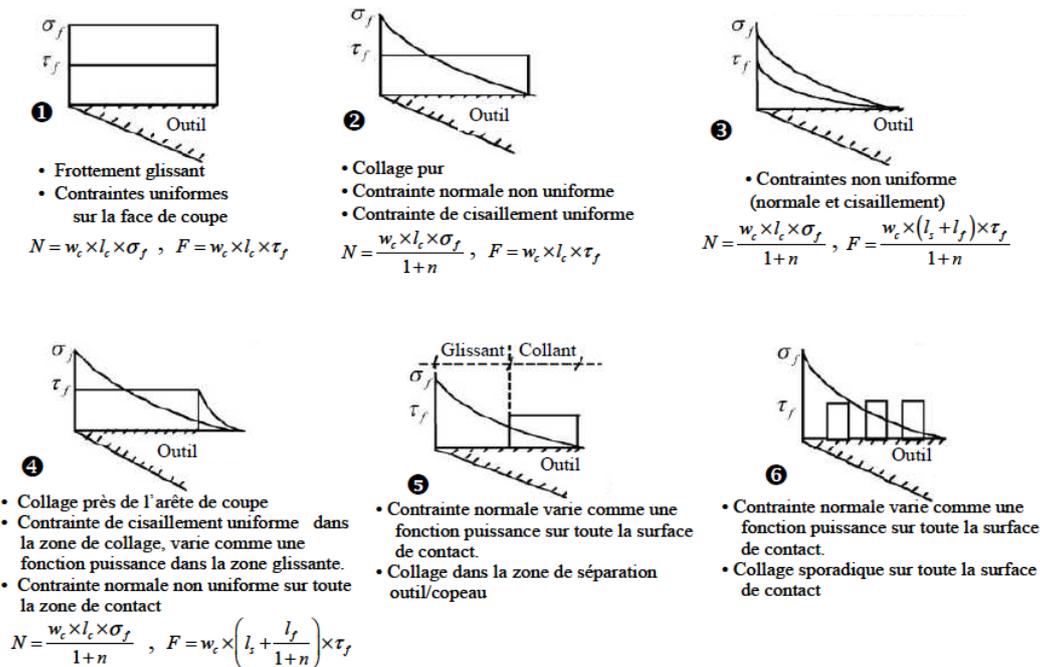
Lors de l'usinage, il apparaît deux zones de frottement intense, frottement qui est responsable en grande partie de l'usure des outils. Les interfaces de frottement outil/copeau et outil/pièce sont les lieux d'élévations importantes de température et de contraintes. Ce paragraphe bibliographique est donc constitué de deux parties :

- La première partie concerne l'étude du comportement des interfaces de frottement outil/copeau et outil/pièce
- La deuxième est consacrée aux différentes approches tribologiques qui permettent d'étudier les phénomènes qui sont engendrés aux interfaces de contact.

2.2.1 Etude des interfaces outil/pièce et outil/copeau sur machine d'usinage

L'étude du frottement aux interfaces outil/copeau et outil/pièce est fondamentale en usinage. Pendant l'usinage, le glissement du copeau généré sur la face de coupe (ou frottement de la pièce usinée sur l'outil) implique une transmission de différentes formes d'énergie à l'outil. En effet, il est communément admis que les conditions de frottement sont déterminantes pour les phénomènes d'usure qui apparaissent sur l'outil de coupe et la qualité de la pièce usinée [16]. Les phénomènes d'usure sont donc dépendants des niveaux de contrainte et de leur distribution aux interfaces de contact. La distribution des contraintes est également essentielle pour l'estimation de la température aux interfaces. Cette connaissance est aussi importante dans la conception des outils de coupe, puisqu'elle aide notamment à mieux positionner les brises copeaux sur les outils. L'importance de la prise en compte de cette distribution de contraintes particulière à l'interface outil/copeau a suscité plusieurs travaux de recherche.

Un récapitulatif des différents types de distribution des contraintes normale et de cisaillement à l'interface de contact outil/copeau et sur la face de coupe de l'outil, a été réalisé par Raman et al. [24].



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

Fig. 2. 10 : Récapitulatif des différentes distributions des contraintes à l'interface outil/copeau, [24].

Six types de sollicitations, variant d'un contact purement glissant à un contact purement collant avec ou sans évolution des contraintes sont recensées en Fig. 2. 10. Pour chaque cas, l'effort de frottement et l'effort normal peuvent être calculés analytiquement. Plus particulièrement, la Fig. 2. 10**1** montre le cas d'une distribution uniforme des contraintes normales et des contraintes de cisaillement en supposant que le glissement du copeau sur la face de coupe de l'outil est parfait et qu'aucune forme d'usure n'apparaît durant l'usinage. Cette modélisation correspond au cas du modèle de Merchant qui a été présenté dans le chapitre 1.

Cette considération est différente de la réalité observée pendant un procédé d'usinage, comme le montre l'étude de Lee et al. [25]. Ils utilisent un outil composé de deux parties : une partie active plus près de l'arête de coupe et une deuxième partie pour l'évacuation du copeau. Cette technique permet de mesurer séparément les efforts dans deux zones différentes afin de rendre compte le plus fidèlement des mécanismes de frottement à l'interface de contact outil/copeau. Elle permet aussi de s'affranchir des problèmes de flexion généralement rencontrés lors d'utilisation d'un outil fissuré. Bien que l'outil proposé par Lee et al., composé de deux parties soit, un phénomène de vibrations du système de fixation d'une partie de l'outil peut influencer les mesures de l'autre système de fixation. Les Fig. 2. 11**1-2** correspondent aux distributions des contraintes normales et de cisaillement obtenues par Lee et al. [25] dans un cas d'usinage d'un acier. Selon leurs conditions expérimentales, les résultats de Lee et al. [25] sont plus proches de la forme de distribution de contraintes de la Fig. 2. 10**3**. Ainsi lors du procédé d'usinage, les contraintes ne sont pas uniformes sur la face de coupe de l'outil.

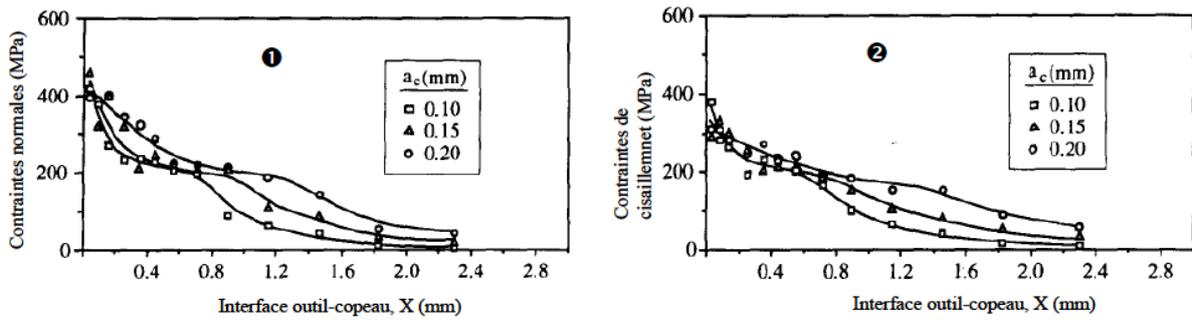


Fig. 2. 11 : Distribution des contraintes à l'interface outil/copeau dans le cas de l'usinage d'un acier [25].

Sur la base des résultats expérimentaux, Lee et al. ont proposé un schéma descriptif des contraintes à l'interface de contact outil/copeau illustré sur la Fig. 2. 12. L'observation de cette figure montre trois zones de variation des contraintes normale et de cisaillement : la première zone située près de l'arête de coupe dans laquelle les contraintes varient le long de l'interface, la deuxième zone où les contraintes sont uniformes et la troisième zone (zone de séparation outil/copeau) où les contraintes ont la même allure que dans la première zone.

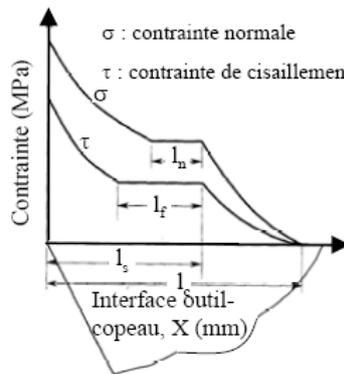


Fig. 2. 12 : Modèle de distribution de contraintes proposé par Lee et al. [25].

Plus récemment, les travaux de M'Saoubi et al. [26] ont montré que l'interface de frottement outil/copeau est composée de trois zones, en partant de l'arête de coupe vers la sortie du copeau, Fig. 2. 13 : la première zone (a) est une "zone de contact intime", vient ensuite une "zone de transition" (b) et la troisième zone est dite "zone d'adhésion ou de transfert" (c). Cette étude est réalisée pendant l'usinage de l'acier X2CrNiMo18-14-3 (AISI 316L) avec un outil en WC-Co ISO M25 revêtu multicouches (TiN, Al₂O₃ et Ti(C, N)) avec une vitesse de coupe de 160 et 330 m/min, une vitesse d'avance de 0,15 mm/tr et une profondeur de passe de 2 mm.

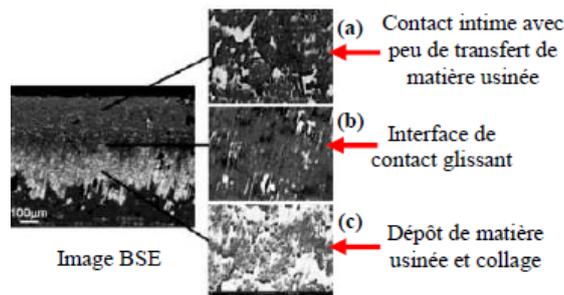


Fig. 2. 13 : Interface de contact outil/copeau de l'outil ($V_c = 160$ m/min, $f = 0,15$ mm/tr, $a_p = 2$ mm, longueur de frottement = 330 m) [26].

La zone de contact intime est caractérisée par une adhésion moins prononcée, bien que les contraintes restent élevées dans cette zone. Les auteurs avancent que la température de contact dans cette zone n'est pas suffisante pour enclencher une adhésion importante. De plus, si le contact entre le copeau et l'outil reste toujours intime, la possibilité de formation d'oxyde à l'interface est moins favorable.

La zone de transition est caractérisée par la présence d'une couche d'oxyde ce qui favorise le glissement. Cette zone de transition est située dans la partie où la température de contact est maximale. La température plus élevée dans cette zone (environ 810 à 860°C) provoque un adoucissement superficiel du copeau et favorise la formation d'une couche d'oxyde.

La zone d'adhésion ou de transfert est une zone à fortes contraintes de cisaillement et de séparation du copeau. Elle est caractérisée par un dépôt de la matière usinée sur la face de coupe.

Pour mieux comprendre l'interface de frottement outil/copeau, M'Saoubi et al. [26] ont caractérisé celle-ci par le biais d'une analyse microscopique (Fig. 2. 13). En outre, les analyses couplées des températures mesurées à l'interface outil/copeau par une caméra infrarouge CCD et des contraintes d'adhésion aspérités estimées analytiquement (Fig. 2. 14) confirment les observations faites sur la Fig. 2. 13

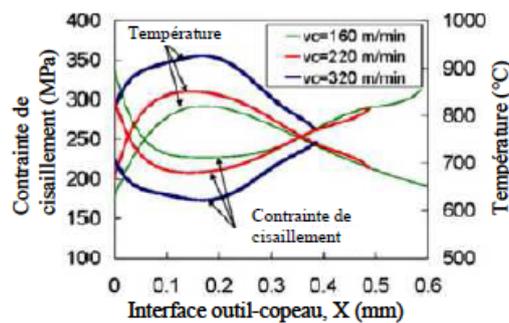


Fig. 2. 14 : Evolution de la température et de la contrainte de cisaillement proposé par M'Saoubi et al. [26].

Ces travaux confirment ceux de Lee et al. illustrés par les Fig. 2. 11 ①-②. En effet, les deux premières zones de distributions de contraintes proposées par Lee et al. Fig. 2. 12 et M'Saoubi et al., Fig. 2. 14 ont les mêmes évolutions. Ces figures montrent une zone de décroissance des contraintes situées au plus près de l'arête de coupe, suivie d'un plateau qui indique une distribution constante des contraintes. Par contre, la distribution des contraintes dans la troisième zone présente des évolutions opposées. En outre, dans cette troisième zone (zone de séparation du copeau), trois cas frottement se présentent. Ainsi il peut y avoir frottement glissant :

- sans une couche de transfert à l'interface,
- avec une couche de transfert,
- avec une situation alternée des deux cas précédents.

Le cas de glissement du copeau sans couche d'adhésion correspond au modèle de distribution de Lee et al. [25]. Celui du glissement du copeau avec une couche adhésive est bien illustré par la distribution de contrainte de cisaillement proposée par M'Saoubi et al. [26] (entrée de la troisième zone). Toutefois, il faut remarquer qu'au point de séparation du copeau, la contrainte doit rechuter à zéro. Le cas de présence alternée d'une couche de transfert et d'une zone sans transfert correspondrait mieux aux phénomènes qui apparaissent à l'interface de frottement.

Les niveaux de déformation et de vitesse de déformation dans chacune de ces zones sont différents puisqu'ils résultent de la distribution des contraintes et de la vitesse d'écoulement du copeau.

Une technique particulièrement délicate à mettre en place, et souvent utilisée pour la caractérisation des interfaces de frottement est le "quick-stop". La technique de "quick-stop" consiste à interrompre brusquement l'usinage à partir d'un retrait brutal de l'outil par « explosion ». Elle permet d'analyser la formation du copeau et l'interface de contact outil-pièce à un instant donné de la formation du copeau.

Jaspers [27] a utilisé cette technique pour analyser l'interface de contact et les conditions de déformation du matériau pendant l'usinage. Ce travail lui a permis de déterminer la taille de la zone de cisaillement secondaire et d'évaluer les déformations dans cette partie.

Pour tenir compte de la vitesse de déformation dans l'évolution du coefficient de frottement, Childs [28] a utilisé cette technique afin d'analyser les mécanismes de frottement à l'interface outil/copeau. Ses analyses couplées avec les résultats de simulations numériques [29], lui ont permis de proposer une loi de frottement en fonction de la vitesse de déformation sous la forme de l'équation (2.1). Childs [29] par une expérimentation numérique a montré que la loi de frottement de Coulomb ne permet pas de prendre en compte les diverses sollicitations dans différentes zones de frottement outil/copeau.

$$\mu = \mu_0 \left(1 + a \bar{\varepsilon}^p\right) \quad (2.1)$$

μ_0 est le coefficient de frottement dans le cas où les deux matériaux en contact ont un comportement élastique, a est un coefficient dont la valeur est de l'ordre du rapport entre la vitesse d'avance et la vitesse de coupe et $\bar{\varepsilon}^p$ la déformation plastique équivalente. Bien que la loi proposée par Childs tienne compte de la déformation équivalente, il reste à préciser la définition du coefficient a . En outre, dans la réalité, l'évolution du coefficient de frottement dépend aussi de l'évolution du phénomène d'usure à l'interface de deux corps.

Poulachon et al. [30] ont également utilisé cette méthode lors de l'étude des mécanismes de formation du copeau en usinage dur. Les auteurs ont également analysé des phénomènes de frottement à l'interface outil-copeau et ont mis en évidence la présence de l'arête rapportée sur l'outil de coupe. Récemment Chern [31] a utilisé également une des techniques de quick-stop pour étudier le mécanisme de formation du copeau et de l'arête rapportée.

La Fig. 2. 15 montre la présence de l'arête rapportée pendant la formation du copeau. Celle-ci induit une résistance à l'écoulement du copeau qui par conséquent augmente les efforts de coupe.

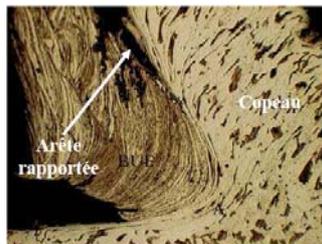


Fig. 2. 15 : Micrographie du copeau avec l'arête rapportée ($V_c=580$ tr/min, $f = 0.101$ mm/tr) Chern [31].

L'analyse tribologique des interfaces de contact dans les procédés d'usinage devient d'autant plus complexe que le frottement n'est pas une propriété intrinsèque du matériau usiné, du matériau de l'outil, et est dépendant de la température générée à l'interface et des efforts mis en œuvre.

Il faut noter que la recherche des sollicitations aux interfaces de contact passe aussi par la connaissance du coefficient de frottement. Le coefficient de frottement, par sa valeur absolue et par son évolution, rend compte de la dissipation d'énergie et également des mécanismes d'usure actifs à l'interface. En usinage, le coefficient de frottement reste difficilement mesurable. Il est souvent déterminé à partir des mesures des efforts de coupe pendant le procédé d'usinage (principalement en coupe orthogonale). Comme il a été précisé dans le chapitre 1, la configuration de la coupe orthogonale est une simplification du procédé d'usinage afin de permettre sa modélisation. De ce fait, le coefficient de frottement calculé par les efforts ne rend pas compte exactement des phénomènes qui se produisent aux interfaces de contact en usinage. Il faut noter que dans l'industrie, et dans le procédé de tournage, les zones de frottement entre la matière et l'outil forment une 'poche', ce qui indique que les phénomènes de frottement d'une zone de contact peuvent influencer une autre zone.

En conséquence, une approche tribologique d'étude des interfaces est importante pour mieux appréhender les phénomènes de frottement aux interfaces qui génèrent une dissipation d'énergie. L'élévation de la température induite par la dissipation d'énergie joue un rôle important dans l'usure de l'outil de coupe. L'augmentation de la température implique une modification du comportement de ces interfaces et par conséquent du coefficient de frottement. Pour tenir compte de l'évolution de la température dans le phénomène de frottement, Moufki et al. [32] ont proposé une loi de frottement exprimée en fonction de la température moyenne de l'interface de frottement dont l'expression est donnée par la formule suivante :

$$\bar{\mu} = \mu_0 \left(1 - \frac{T_{int} - T_0}{T_f - T_0} \right)^p \quad (2.2)$$

où μ_0 , T_{int} , T_f , T_0 et p sont respectivement le coefficient de frottement global à T_0 ($^{\circ}C$), la température moyenne de l'interface ($^{\circ}C$), la température de fusion du matériau usiné ($^{\circ}C$), la température ambiante ($^{\circ}C$) et « p » l'exposant qui dépend du matériau et de l'outil.

L'utilisation de valeurs « correctes » du coefficient de frottement reste un problème dans la modélisation. En effet, les modèles numériques d'évolution du coefficient de frottement développés ces dernières décennies manquent de données expérimentales.

En récapitulatif, la maîtrise des phénomènes d'usure des outils de coupe passe par :

- la connaissance des sollicitations mécaniques (contraintes) aux interfaces de contact. Mais le niveau et la forme de la distribution de ces sollicitations aux interfaces de contact (inaccessibles) restent encore un challenge,
- la maîtrise de la sollicitation thermique qui est une conséquence de la dissipation d'énergie engendrée par le frottement et de la déformation plastique.

Pour aider à la compréhension de ces problématiques, une approche tribologique s'avère complémentaire. Le paragraphe suivant présente un état de l'art de cette approche.

2.2.2 Tribologie en usinage : Approche tribo-usinage et Approche tribologique classique

Pour étudier les interfaces de contact outil/matière et pour mieux comprendre les phénomènes de frottement et d'usure engendrés pendant l'usinage, des approches tribologiques adaptées (tribo-système) sur machine outil et plus classiques sur tribomètre « pion-disque » sont présentées.

L'objectif de ces approches n'est pas de les assimiler à un procédé d'usinage mais de les coupler aux études expérimentales d'usinage afin :

- d'analyser plus finement les mécanismes d'endommagement des outils de coupe,
- d'obtenir les paramètres macroscopiques d'usure qui sont utiles à la modélisation des procédés d'usinage et à la conception de nouveaux outils avec des caractéristiques optimales de résistance à l'usure.

De plus, l'instrumentation d'un système tribologique classique est relativement plus simple à mettre en œuvre que l'instrumentation d'une machine outil.

2.2.2.1 Approche tribo-usinage

L'adaptation d'une machine d'usinage en banc de tribomètre (tibo-usinage) permet d'avoir continuellement un frottement sur une surface de matière vierge de tout frottement. Un récapitulatif de différentes configurations de ces tribomètres d'études dans la littérature est illustré par la Fig. 2. 16.

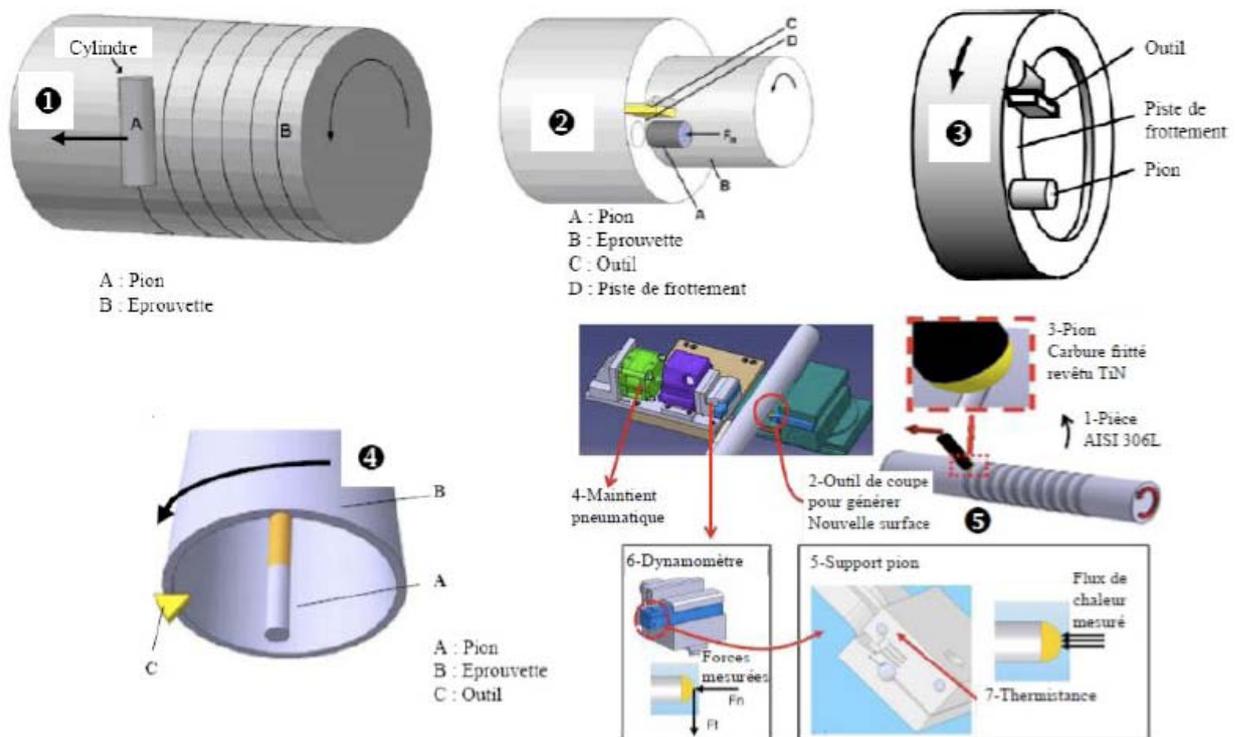


Fig. 2. 16 : Récapitulatif de configurations de différents tribomètre-usinage : ❶ - Hedenqvist ; ❷ - Olsson ; ❸ - Ryckelynck et al. ; ❹ - Zenzemi et al. ; ❺ - Bonnet et al. ([33-35]).

L'adaptation d'un système tribologique sur une machine d'usinage a été mise en place par Hedenqvist et al en 1989 (Fig. 2. 16❶). Dans cette configuration, le disque est animé d'un

mouvement de rotation tandis que le pion animé d'un mouvement de translation, vient frotter sur le disque. Le mouvement de translation du pion lui permet de toujours frotter sur une nouvelle surface. En 1998, Olsson et al. [36] ont proposé une autre configuration de système tribomètre-usinage ; cette fois, le pion frotte sur une nouvelle surface de contact mais fraîchement générée par l'usinage, Fig. 2. 16②. Les Fig. 2. 16③-⑤ correspondent respectivement à des dispositifs expérimentaux de Ryckelynck et al. [33], de Zemzemi et al. [34] et de Bonnet et al. [35] qui s'apparentent à celui de Olsson et al.

Ryckelynck et al. [33] ont utilisé un dispositif tribomètre-usinage représenté par la Fig. 2. 16③ pour réaliser des essais de frottement. L'investigation a été réalisée avec des pions en WC-Co non revêtus et un disque en acier 42CrMo4 (AISI 4142). L'étude de Ryckelynck et al. a pour but de modéliser le frottement à l'échelle mésoscopique et aider ainsi à la compréhension des mécanismes de frottement entre la pièce et l'outil. L'investigation a permis aux auteurs de mettre en évidence la formation d'une couche blanche qui caractérise la présence d'une couche d'oxyde responsable d'une diminution du coefficient de frottement.

Plus récemment, Zemzemi et al. [34, 37, 38] ont utilisé un dispositif de frottement spécifique, Fig. 2. 16④, pour déterminer le coefficient de frottement d'adhésion.

Ils ont supposé que le coefficient de frottement apparent, μ_{app} est composé d'un coefficient de frottement d'adhésion, μ_{adh} , et d'un coefficient de frottement dû à la déformation, μ_{def} , et est exprimé par les équations suivantes.

$$F_f = F_{add} + F_{def} \quad (2.3)$$

$$\mu_{app} = \frac{F_f}{F_N} = \mu_{adh} + \mu_{def} \quad (2.4)$$

L'étude a été menée avec des pions en WC-Co revêtus TiN frottant sur l'acier 42CrMo4 (AISI 4142). Les auteurs ont utilisé une vitesse de glissement du pion comprise entre 30 et 384 m/min et une force normale F_N de 1000 N. A partir de cet effort, la pression de contact exercée durant l'essai peut varier en 1600 et 2800 MPa selon la géométrie du pion. Ils montrent par leurs résultats numériques que le coefficient de frottement dû à la déformation est très faible par rapport à celui dû à l'adhésion. De plus, en tenant compte de la température à l'interface de contact et de la pression, ils proposent une loi de frottement reliant le coefficient de frottement, la température et la pression de contact. Cette loi de frottement est donnée par les expressions suivantes :

$$\left\{ \begin{array}{l} \mu_{adh} = 5,56.10^7 T^{-3.3008} \times P^{0.285} - 0.018 \text{ pour } 545^\circ\text{C} < T < 746^\circ\text{C} \\ \mu_{adh} = 0.5 \text{ si } T < 545^\circ\text{C} \\ \mu_{adh} = 0.16 \text{ si } T > 746^\circ\text{C} \end{array} \right. \quad (2.5)$$

où T est la température de l'interface de contact ($^\circ\text{C}$) et P la pression de contact (MPa).

Cette loi de frottement, proposée par Zemzemi et al. [38], suppose que le coefficient d'adhésion est constant et indépendant de la pression de contact et de la température lorsque les températures de l'interface de contact sont inférieures à 545°C ou supérieures à 746°C . Cette supposition, si elle est vraie pour le couple de matériaux étudié, n'est pas généralisable à tous les cas d'usinage. De plus, pour des matériaux écrouissables et fortement ductiles (comme l'aluminium par exemple) l'évolution du comportement de l'interface de contact pendant l'usinage laisse apparaître à de

faibles vitesses de coupe une forte adhésion qui dépend de la température, [16]. En conséquence, l'évolution du coefficient de frottement dans ce cas sera fonction de l'importance de la couche d'adhésion.

Tout récemment Bonnet et al. [35] et Rech et al. [39] ont utilisé le dispositif de la Fig. 2. 16 pour procéder à l'identification du coefficient de frottement d'adhésion aux interfaces outil/copeau et outil/pièce. Le travail de Bonnet et al. [35] est basé sur l'étude du frottement d'un pion en WC-Co revêtu TiN sur de l'acier inoxydable X2CrNiMo18-14-3 (AISI 316L). Les essais ont été réalisés pour des vitesses de glissement variant de 60 à 180 m/min et une charge de 1000 N. Le coefficient de frottement obtenu par les essais a été considéré comme une donnée de validation du modèle numérique de frottement défini par la Fig. 2. 17. Durant la simulation numérique, la comparaison à chaque itération entre la valeur du coefficient de frottement apparent expérimental $\mu_{app}(exp.)$ et le coefficient de frottement apparent numérique $\mu_{app}(num.)$ leur a permis de déduire le coefficient de frottement d'adhésion μ_{adh} et de le définir en fonction de la vitesse de glissement locale et de la température de contact.

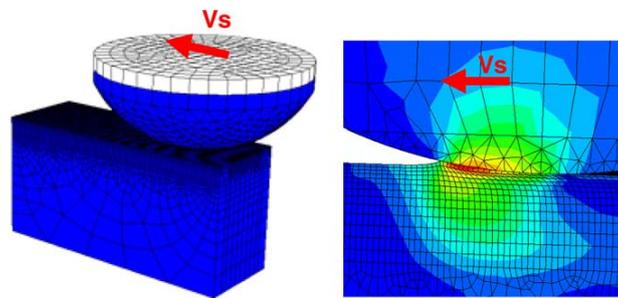


Fig. 2. 17 : Illustration du modèle numérique définie par Bonnet et al. [35].

Les lois de frottement proposées par Bonnet et al. [35] sont exprimées par les équations (2.6) à (2.7) :

Loi de frottement dépendant de la température :

$$\mu_{adh} = u_{min} + (k.T)^l \quad (2.6)$$

Avec $\mu_{min} = 0,2$; $k = 0,0019$; $l = -32$

où l , k et μ_{min} sont les paramètres dépendant du matériau de la pièce.

Loi de frottement dépendant de la vitesse de glissement locale :

$$\mu_{adh} = rV_{ls} + u_{max} \quad (2.7)$$

Avec $\mu_{max} = 0,39$ $r = -0,002$

où r et μ_{max} sont les paramètres dépendant du matériau de la pièce et V_{ls} est la vitesse de glissement locale. Il est à noter que dans ces lois de frottement sont spécifiques aux couples de matière utilisés. De plus dans ces lois de frottement ((2.5) à (2.7)), il se pose un problème d'unités (où il faut préciser que les constantes sont des réels avec unités).

Rech et al. [39] ont utilisé le même dispositif et la même procédure pour identifier une loi de frottement d'adhésion en fonction de la vitesse de glissement locale V_{ls} exprimée par l'équation (2.8). Par contre, Rech et al. [39] ont étudié le cas de l'acier C45 (AISI 1045) avec un pion en WC-

Co revêtu TiN. Les vitesses de glissement retenues pour leurs expériences varient entre 75 et 150 m/min avec une pression de contact de 1,3 GPa.

$$\mu_{adh} = -0,002 * V_{ls} + 0,498 \quad (2.8).$$

Ces différentes lois de frottement qui restent encore des lois spécifiques à des conditions de frottement et à des couples de matériaux donnés, viennent illustrer que le frottement en usinage est plus lié à des phénomènes d'adhésion qu'à des phénomènes de déformation plastique.

2.2.2.2 Approche tribologique classique ou adaptée

L'intérêt majeur d'un système de tribo-usinage réside donc dans le fait que le frottement a lieu en continu sur une nouvelle surface. Par contre cette technique peut être influencée par des vibrations excessives nées du double chargement (efforts nés de la coupe et du chargement du pion) et du double mouvement (mouvement de la pièce et mouvement du pion). Pour éviter le double chargement et tenir compte uniquement d'une grande pression de contact, d'autres dispositifs de frottement ont été proposés pour étudier les mécanismes de frottement et d'usure pendant l'usinage.

La Fig. 2. 18❶ illustre la configuration particulière du système de frottement pion/disque de Grzesik et al. [40].

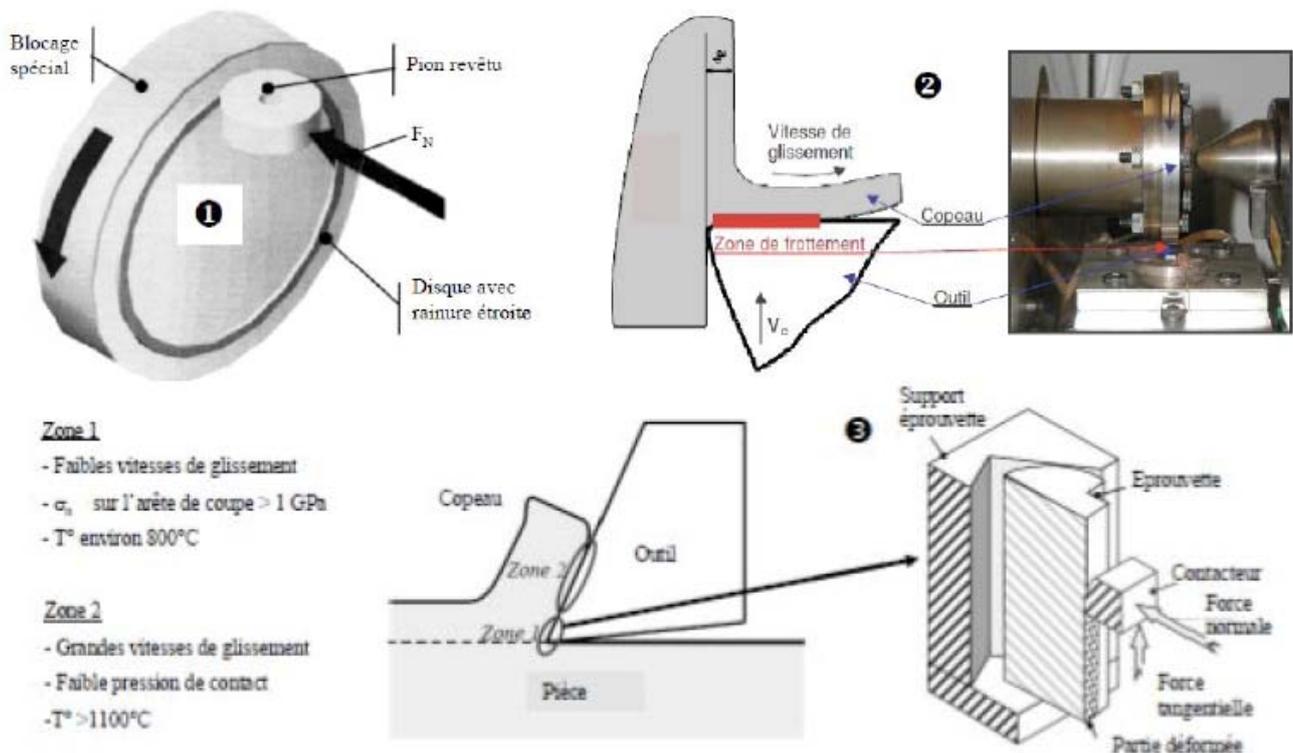


Fig. 2. 18 : Récapitulatif de configurations de tribomètres-adaptés : ❶ Grzesik et al. [40]; ❷-Habak [41] ; ❸-Brocaïl et al. [42].

Dans cette configuration, le pion de forme cylindrique vient frotter au niveau de la rainure réalisée sur un disque. L'objectif de cette configuration est d'augmenter la pression de contact et de permettre un contact très localisé. Ce dispositif est conçu pour étudier la performance de revêtements multicouches d'outils de coupe, mesurer le coefficient de frottement et quantifier l'usure. Cette étude a été réalisée avec des pions en WC-Co ISO P30 sans et avec trois revêtements

différents : TiC/TiN (NT35), TiC/Al₂O₃/TiN (NT15) et TiC/Ti(C, N)/Al₂O₃/TiN (NT20). Le disque est un acier C45 (AISI 1045). Les conditions d'essais sont: effort normal appliqué $F_N = 50$ N, vitesse de glissement comprise entre 30 et 180 m/min et la durée totale d'un essai est de 20 min. Cette durée a été choisie conformément à la durée de vie des outils de coupe.

Les auteurs ont pu montrer que, pour un même revêtement, le coefficient de frottement diminue quand la vitesse de frottement augmente. Cette diminution du coefficient de frottement est associée à une diminution du volume usé pour les vitesses de glissement élevées (180 m/min). Ils concluent donc que ce phénomène est dû à l'élévation de la température et que la majorité des mécanismes d'usure apparaissent entre le début du frottement et 240s. Ce dispositif leur a aussi permis d'identifier des modes d'usure comme l'abrasion et l'écaillage. Ezugwu et al. [43] lors de l'usinage de l'acier 708M40T avec un outil en WC-Co ISO P30 revêtu de TiN ont trouvé des résultats similaires.

La Fig. 2. 18❶ représente une autre configuration de tribomètre utilisé par Habak [41]. Il considère que pendant l'usinage, le contact entre l'outil et le copeau peut être assimilé à un contact plan/cylindre (outil/copeau). Cette considération est basée sur le fait que, pendant l'usinage, le copeau s'écoule sur la face de coupe de l'outil par un mouvement de rotation. Assimiler le frottement outil-copeau à un frottement cylindre-plan reste une approximation car le copeau qui arrive sur la face de coupe a déjà subi un chargement thermique et mécanique. De plus la masse du copeau n'est pas comparable à celle du cylindre de frottement. Les études de Habak [41] ont montré que le coefficient de frottement diminue en fonction du temps (Fig. 2. 19) et que son évolution présente trois régimes de frottement. Les causes de ces trois régimes de frottement, probablement liées aux mécanismes d'usure, n'ont pas été étudiées. De plus, il montre également que pour une même charge, le coefficient de frottement diminue en fonction de la vitesse.

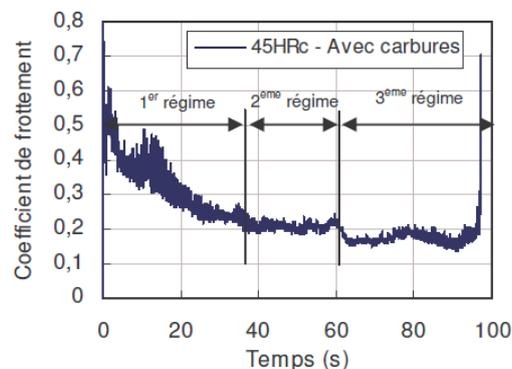


Fig. 2. 19 : Evolution du coefficient de frottement en fonction du temps ($V= 150$ m/min, $F_N= 6$ kN) [41].

Dans le but de proposer une loi de frottement qui sera plus proche des phénomènes observés dans la zone de contact collant outil/copeau, Brocaïl et al. [42] ont utilisé un tribomètre illustré par la Fig. 2. 18❷. Ce tribomètre est constitué d'un contacteur (représentant l'outil) frottant sur une éprouvette (représentant le copeau). Le contacteur, animé d'un mouvement de translation, est chargé par une force normale. Ce dispositif permet de réaliser des tests avec de fortes pressions de contact. La mesure des deux efforts et de la pénétration du contacteur permet de calculer le coefficient de frottement et la déformation subie par l'éprouvette. Brocaïl et al. [42] ont étudié le frottement entre un contacteur en WC-Co non revêtu (ISO K20) porté à une température de 200°C et une éprouvette en acier X2CrNi18-9 (AISI 304L) portée à une température de 900°C. Durant

l'essai, le contacteur est animé d'une vitesse de translation de 0,2m/min sous une pression de 700MPa. L'étude menée a mis en évidence un transfert par adhésion sur la surface du contacteur.

Les différentes approches tribologiques abordées jusqu'ici ont mis en exergue les différents avantages et inconvénients de chacun des dispositifs. Il est vrai que certaines de ces approches se rapprochent mieux des conditions de frottement qui opèrent en usinage que l'approche tribologique classique en permettant notamment le frottement du pion sur une surface nouvellement générée. Toutefois, les études menées par ces approches tribologiques classiques restent pertinentes en ce sens que, couplées avec les essais d'usinage (Grzesik et al. [40], Yang [44]), elles permettent de mieux appréhender le phénomène de frottement en usinage.

Yang [44] a étudié l'usure des outils en WC-Co par approche comparative des taux d'usure obtenus en tournage et en frottement pion sur disque. Pour l'étude tribologique, Yang [45] a considéré deux types d'essais :

- 1^{er} cas : le pion est fixe et le disque est animé d'un mouvement de rotation,
- 2^{ème} cas : le pion est animé d'un mouvement de translation, tandis que le disque est lui animé d'un mouvement de rotation.

Le deuxième cas est mis en place pour se rapprocher du procédé d'usinage (frottement entre l'outil et la nouvelle surface du copeau). Pour les deux cas d'études, trois types d'acier (C18, C45 et un acier C45 avec un taux de carbone de 0,9%C) et un pion en WC-Co ont été utilisés. La vitesse de rotation du disque est de 100 m/min et la vitesse d'avance du pion est de 0,030 mm/tr pour le deuxième cas d'étude. La charge appliquée sur le pion est de 500N et la durée des essais est de 38 min. Les résultats obtenus par les essais tribologiques sont comparés aux résultats obtenus par le procédé d'usinage. Pour obtenir les paramètres d'usure en usinage, Yang [44] a usiné les aciers C18 et C45 avec un outil en carbure fritté (même matériau que les pions). L'usinage a été réalisé avec une vitesse de coupe de 100 m/min, une vitesse avance de 0,2 mm/tr et une profondeur de passe de 2 mm.

La Fig. 2. 20 représente les taux d'usure pour différents matériaux obtenus en tribologie et en usinage, [44-46].

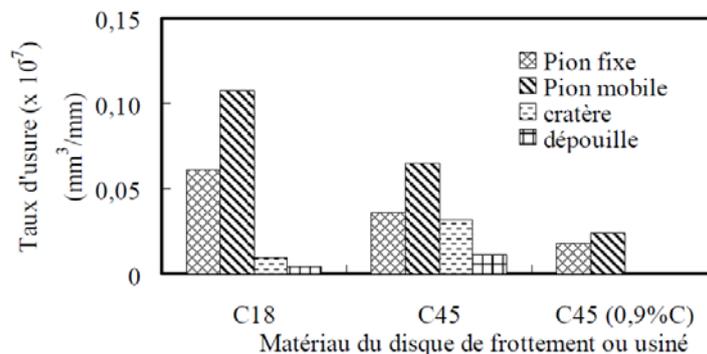


Fig. 2. 20 : Comparaison des taux d'usure pour différents matériaux obtenus en tribologie et en usinage, [44, 45].

L'observation de la Fig. 2. 20 montre que le taux d'usure obtenu en tribologie dans le cas de frottement avec pion mobile est plus élevé que celui obtenu en frottement avec pion fixe pour les trois types d'acier étudiés. Pour comprendre ce fait, l'auteur mesure les duretés dans les traces d'usure des disques de frottement. La Fig. 2. 21 illustre l'évolution des duretés mesurées par Yang

dans la trace d'usure du disque comparée à celles de l'acier initial. Cette figure montre que la dureté de l'acier augmente après essai et elle est plus élevée dans le cas de frottement avec un pion mobile.

Yang explique la différence entre le taux d'usure obtenu dans le cas pion mobile et celui obtenu dans le cas pion fixe pour les trois types d'acier par la modification des propriétés mécaniques de la trace d'usure des disques. Ainsi l'auteur conclue que le taux d'usure est plus élevé dans le cas de frottement avec un pion mobile dû au fait de l'écrouissage du matériau du disque. Ce fait peut être attribué aussi à une double cinématique qui fait que les contraintes sont plus importantes dans le pion et ainsi une usure plus élevée. De plus, plus le pion dur frotte contre un matériau du disque dur (forte teneur en carbone) moins il s'use. En outre, plus la matière peut se déformer lors de la production de particules d'usure, plus elle contribue à endommager le pion.

Par contre, Yang ne précise pas s'il y a différents types d'usure entre les deux cinématiques de frottement.

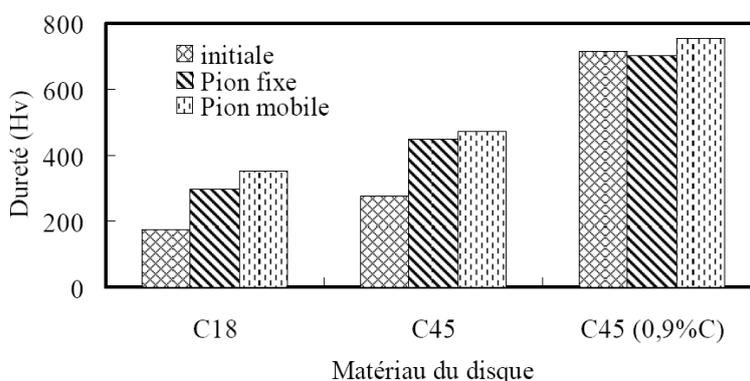


Fig. 2. 21 : Comparaison de la dureté de différents matériaux avant et après essais tribologiques, [45].

Les taux d'usure sont comparés à ceux obtenus en usinage, Fig. 2. 20. Cette figure montre que les taux d'usure obtenus en frottement sont nettement supérieurs à ceux obtenus par usinage dans la zone de dépouille et dans la zone du cratère pour les deux types d'aciers usinés. Le taux d'usure est plus important sur la face de coupe que sur la face en dépouille. Cela peut être expliqué par le niveau de température atteint dans ces différentes zones.

Selon l'auteur, cette différence de taux d'usure serait principalement due à un niveau de température très élevé aux interfaces outil/matière (en tournage) qui induit une diminution des propriétés mécaniques des interfaces et préférentiellement celles de la matière usinée soit l'acier. Cette diminution des propriétés mécaniques induirait donc une diminution des taux d'usure. Le phénomène d'écrouissage observé en tribologie pourrait être responsable du taux d'usure plus élevé dans le cas de frottement pion/disque, bien que les mécanismes d'usure soient identiques.

La Fig. 2. 20 a montré que le matériau le plus écrouissable implique une usure plus importante dans le cas de frottement. Par contre en usinage, il semble que l'écrouissage n'est pas le paramètre important qui contribue à l'usure des plaquettes, mais plutôt la dureté de la matière usinée (taux usure C45 > taux usure C18). En outre, Yang [44] a réalisé d'autres essais d'usinage à 70, 130 et 160 m/min pour étudier l'évolution du taux d'usure en fonction de la vitesse de coupe. Il remarque que le taux d'usure augmente fortement quand la vitesse de coupe dépasse 100 m/min. Il indique que cela est dû probablement à un changement de mécanisme d'usure, c'est-à-dire à l'apparition de l'usure par diffusion. Yang indique qu'à une vitesse de coupe comprise entre 70 et 100 m/min

l'usure par abrasion est prédominante par rapport à l'usure par adhésion. Il faut préciser que Yang dans ses calculs de taux d'usure ne prend pas en compte la charge appliquée au pion. Ainsi la charge et la durée de l'expérience (temps long en frottement et court en usinage) peuvent influencer les taux d'usure.

Tout récemment Deng et al. [47-50] ont étudié l'usure des outils de coupe revêtus à partir d'études expérimentales couplées de frottement et d'usinage. Deng et al. [47-49] ont réalisé l'étude à partir d'outils de coupe et de pions en carbure de tungstène fritté de grades YT15 (WC + 15%TiC + 6%Co) et YG6 (WC + 6%Co) revêtus ZrN. Le disque de frottement et la pièce usinée sont en acier C45 (AISI 1045). Le pion a pour dimensions 15mmx12mmx5mm. La vitesse de glissement du pion sur la surface cylindrique du disque est comprise entre 100 et 600 tr/min et la charge appliquée sur le pion est comprise entre 10 et 100 N. En usinage, les auteurs ont utilisé une vitesse de coupe de 60 à 360 m/min, une vitesse d'avance de 0,1mm/tr et des profondeurs de passe 0,2 et 0,3 mm.

La Fig. 2. 22 montre que le coefficient de frottement augmente en fonction de la distance de glissement pour une charge appliquée et une vitesse de glissement données lors des essais tribologiques pion sur disque. L'analyse de la courbe de frottement couplée avec les observations des faciès de frottement du pion leur ont permis de déduire que la dégradation du revêtement se fait préférentiellement par abrasion et une faible adhésion aux faibles vitesses de frottement. Tandis qu'aux grandes vitesses de frottement c'est l'usure par adhésion qui devient prédominante.

En usinage, les auteurs observent les mêmes phénomènes et modes d'usure sur la face de coupe de l'outil. Par contre, pour la face en dépouille de l'outil, l'abrasion est le mode d'usure prédominant pour toutes les vitesses de coupe.

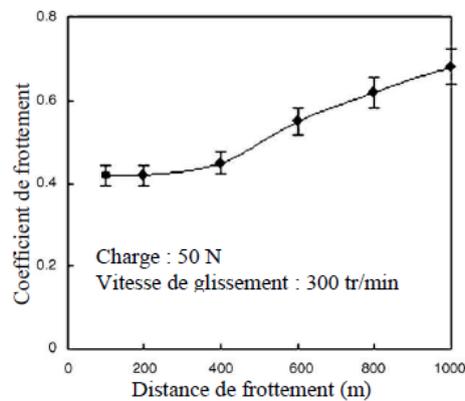


Fig. 2. 22 : Evolution du coefficient de frottement en fonction de la distance de glissement du couple YG6/ZrN – Acier C45 [48].

D'autres études couplées ont été menées par Deng et al. [49] en utilisant le même matériau du disque de frottement et de la pièce usinée que précédemment. Mais cette fois avec des pions et des outils de coupe en carbure de tungstène fritté (WC+15%TiC+6%Co) de grade YT15 sans et avec un revêtement MoS₂/Zr. La vitesse de glissement et la charge appliquée au pion sont respectivement 60 m/min et 20 N. Les conditions suivantes sont utilisées en usinage : $a_p = 0.5$ mm, $f = 0.1$ mm/tr et $V_c = 60$ à 120 m/min.

La Fig. 2. 23 montre l'évolution du coefficient de frottement dans le cas de pions non revêtus et revêtus. L'augmentation rapide du coefficient de frottement dans le cas du pion revêtu observée est due à l'enlèvement complet du revêtement. Pour le cas du pion non revêtu, le coefficient de

frottement reste quasiment constant en fonction de la distance de glissement. Les auteurs observent que l'abrasion est le mode principal d'usure des pions. Le faible coefficient de frottement, au début de l'essai, est dû aux particules lubrifiantes MoS_2 du dépôt.

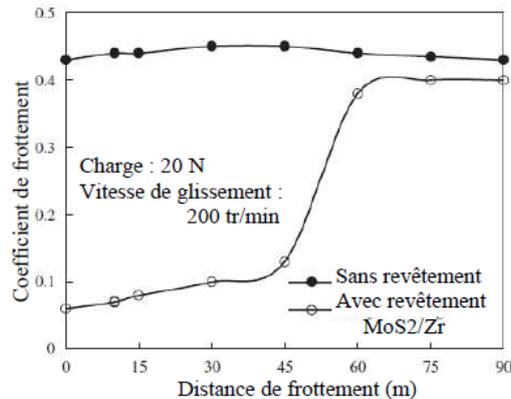


Fig. 2. 23 : Evolution du coefficient de frottement en fonction de la distance de glissement du couple YT15/ (MoS_2/Zr) – Acier C45 [49].

Par contre en usinage, ils indiquent que l'adhésion et l'abrasion sévère sont les principaux modes d'usure de la face de coupe des outils non revêtus. Pour les outils revêtus, l'usure est abrasive mais moins sévère pour les vitesses de coupe $V_c < 120$ m/min, tandis que pour les vitesses de coupe $V_c \geq 120$ m/min, les modes d'usure sont similaires à ceux des outils non revêtus. Pour la face en dépouille, l'usure est essentiellement abrasive pour les outils revêtus et non revêtus.

D'autres études ont été menées avec les mêmes objectifs que les travaux de Deng et al. Notamment, les investigations de Dobrzanski et al. [51] basées sur les travaux conjointement menés sur le plan tribologique et sur le plan usinage ont permis d'étudier les performances des outils de coupe en céramique revêtus Si_3N_4 . Ces travaux ont encore une fois montré la corrélation entre les modes d'usure identifiés en tribologie et ceux identifiés en usinage.

Les modes d'usure préférentiellement observés sont des modes d'usure par abrasion, adhésion et diffusion sur la face de coupe et abrasion et quelquefois adhésion sur la face de dépouille. Les lois de frottement proposées dans la littérature, dont quelques unes ont été présentées précédemment, sont essentiellement basées sur l'approche « endommagement des interfaces » par des modes d'usure de type adhésion. De plus elles ne prennent pas en compte simultanément les différents paramètres qui caractérisent une interface de frottement comme la vitesse de glissement, la température du contact, la pression de contact et l'évolution possible des modes d'endommagement au cours de l'usinage.

Dans la suite de ce chapitre, les résultats du présent travail de thèse sont abordés. Seule l'analyse des grandeurs et paramètres mesurés (température, efforts, paramètres d'usure...) et les modes de dégradation des outils en WC-Co à une échelle macroscopique sont considérés. Pour ce travail, la double approche de certains auteurs, à savoir coupler des essais dits d'usinage (tournage) et les essais tribologiques sur tribomètre classique est retenue. Les travaux du présent travail de thèse se sont focalisés sur le couple WC-6%Co (grade K20) et l'acier C45 (AISI 1045).

3 Etude du comportement tribologique et thermique d'outils WC-6%Co par une approche expérimentale en usinage

L'identification des mécanismes d'usure par l'approche « usinage » s'appuie sur les résultats expérimentaux d'usinage. Les essais ont été réalisés en deux séries. La première a permis de déterminer les conditions de coupe stable : elle est basée sur une étude du « Couple Outil Matière », COM. La deuxième série a pour objectif principal la mesure de la température de l'outil de coupe en utilisant les conditions de coupe stable déterminées lors de la première série d'essais. Les objectifs, la méthodologie et le dispositif expérimental de chacune des séries sont présentés dans le paragraphe suivant.

3.1 Présentation de la machine d'usinage, de l'outil de coupe et de la matière usinée

Dans cette partie, l'ensemble du dispositif expérimental et les matériaux utilisés sont présentés. Il est à noter que de plus en plus d'études de couple-outil -matière sont étendues à la machine pour tenir compte des effets dynamiques. Il faut préciser que ces effets ne seront pas pris en compte explicitement dans cette étude.

3.1.1 Dispositif expérimental

La Fig. 2. 24❶-❷ représente l'ensemble du dispositif utilisé durant les deux séries d'essais. Un tour à commande numérique T400 REALMECA de puissance 7,5 kW est utilisé pour réaliser les essais de tournage. Cette machine fait partie de la plateforme technologique du CIRTES. La machine fournit une gamme de fréquences de rotation de la broche comprises entre 100 et 4000 tr/min et une vitesse d'avance comprise entre 0 et 8m/min. En coupe, la vitesse d'avance peut atteindre une valeur maximale de $f_{max} = 0,75\text{mm/tr}$.

La Fig. 2. 24❶ illustre le dispositif utilisé dans la réalisation du COM. Ce dispositif comprend la pièce usinée (C45), et l'outil (WC-Co) monté sur une table Kistler.

Fig. 2. 24❷ illustre le dispositif utilisé dans la deuxième série d'essais. Outre le matériel utilisé dans la première série expérimentale, la Fig. 2. 24❷ montre les thermocouples implantés dans la plaquette pour l'acquisition de la température de l'outil pendant l'usinage.

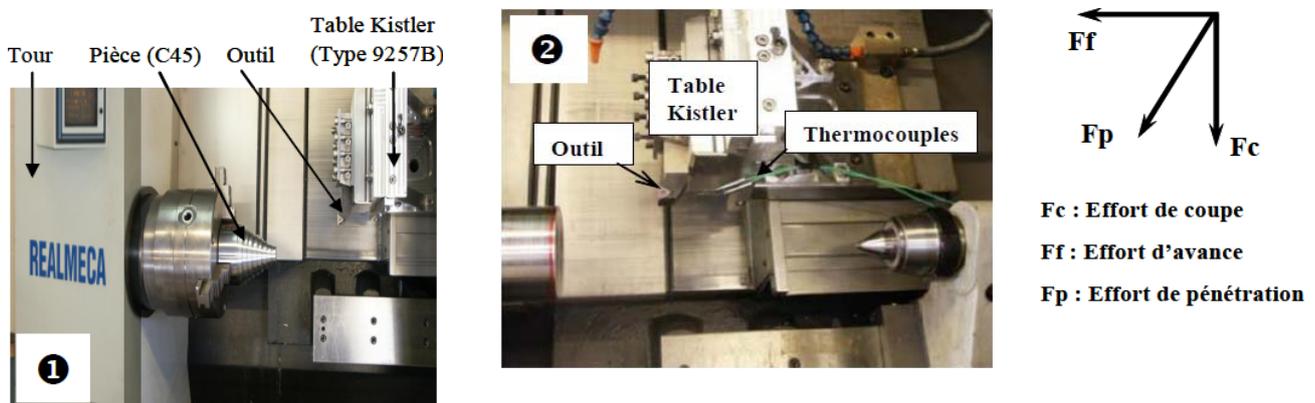


Fig. 2. 24 : Dispositif expérimental d'usinage : ❶- pour la détermination du COM, ❷- pour la mesure de température.

Au cours des essais, les efforts (F_c , F_f , F_p) sont mesurés par un capteur piézo-électrique triaxial intégré dans la table Kistler (type 9257B). Cette table est ensuite montée sur un dispositif conçu et réalisé au CIRTES (Centre de Recherche et Développement) et l'ensemble est fixé sur la machine.

Le schéma du système d'acquisition est représenté par la Fig. 2. 25. Un logiciel d'acquisition des données (TWS) développé par le CIRTES et commercialisé par la société ACTARUS pour la mesure et le suivi de l'usure de l'outil de coupe par l'intermédiaire des efforts et de la température est utilisé. Le système d'acquisition comporte : un préamplificateur, une centrale d'acquisition et un PC. La centrale d'acquisition comporte 5 voies, ce qui permet l'enregistrement des forces et des températures des deux thermocouples.

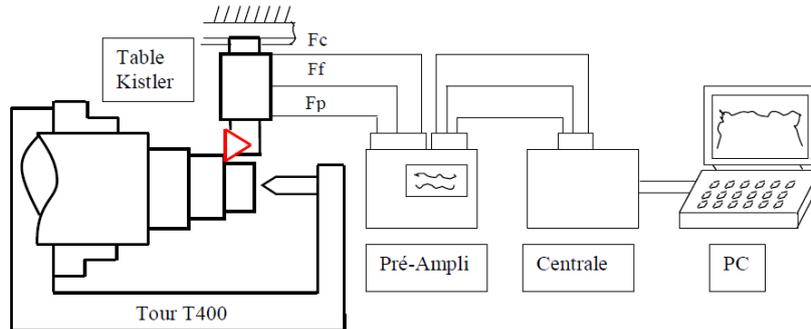


Fig. 2. 25 : Chaîne d'acquisition des données expérimentales.

Avant le début de la campagne d'essais, une remise à zéro de la table Kistler est effectuée pour s'affranchir des résidus des efforts mesurés.

3.1.2 Outil de coupe

La plaquette de désignation ISO TCMW 16T304 (Fig. 2. 26❶) utilisée pour l'étude expérimentale est en carbure de tungstène fritté à liant cobalt (WC-6%Co en masse) de type K20-G1. La plaquette est non revêtue, sans brise copeaux, et sa microstructure est illustrée par la Fig. 2. 26❷. La plaquette est fixée sur un porte-outil standard de type STGCL 2525 M 16. Les caractéristiques géométriques, mécaniques et thermo-physiques de la plaquette sont résumées dans le Tableau 2. 1.

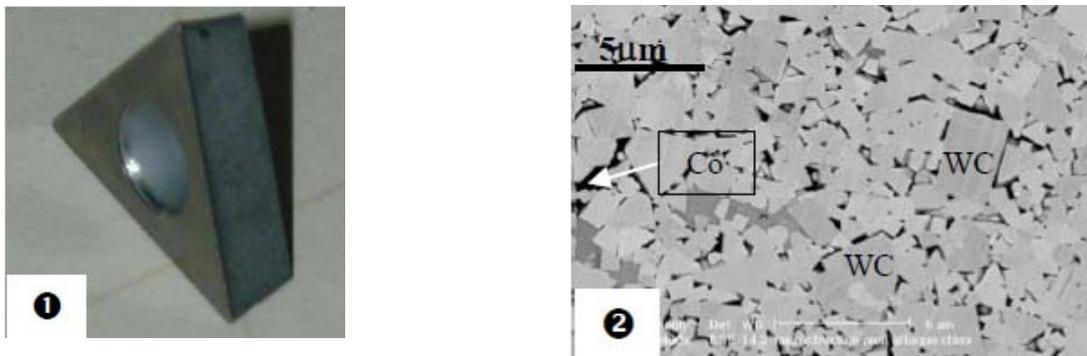


Fig. 2. 26 : ❶- Plaquette ; ❷- Microstructure du carbure de tungstène fritté WC-6%Co.

Tableau 2. 1 : Caractéristiques de la plaquette et du porte plaquette ([52, 53], données fournisseur et données mesurées[▲])

Plaquette : TCMW 16T304 (WC-6Co)	
Angle de coupe (°)	0
Angle de dépouille (°)	6
Contrainte à la rupture en traction (MPa)	1440
Contrainte à la rupture en compression (MPa)	5300-7000
Module d'élasticité (GPa)	600
Conductivité thermique moyenne, k (W/m °C) [▲]	100
Capacité thermique, c (J/Kg °C)	222
Densité, ρ (Kg/m ³) [▲]	14900
Coefficient de dilatation thermique (m/m°C)	5,20 x 10 ⁻⁶
Porte-outil STCGL 2525M16 (40CrMoV12)	

3.1.3 La matière usinée

La matière usinée est de l'acier C45 (AISI 1045) couramment utilisé dans le domaine industriel (aéronautique, automobile, mécanique, ...). Ce sont des barres d'acier, obtenues par tréfilage, de 100 mm de diamètre. La composition et les caractéristiques mécaniques de cet acier sont résumées dans le Tableau 2. 2.

Tableau 2. 2 : Composition chimique et propriétés mécaniques de l'acier C45.

Éléments	C	Si	Mn	P	S	Cr	Ni	Mo	Cu	
Teneur en % massique	0,45	0,22	0,66	0,027	0,032	0,26	0,15	0,02	0,18	
Re 0,2% (MPa)						437				
Rm (MPa)						704				
A %						20.6				

La Fig. 2. 27 illustre la microstructure de l'acier C45 usiné. C'est un acier faiblement allié ferrito-perlitique.

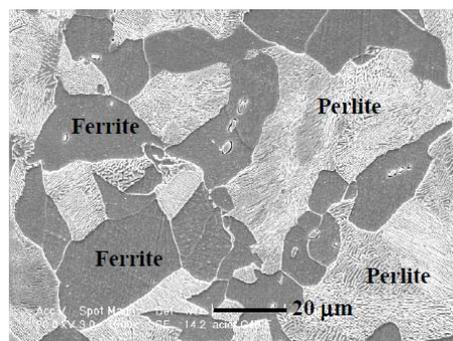


Fig. 2. 27 : Microstructure de l'acier ferrito-perlitique C45.

3.1.4 Les conditions de coupe

La première série d'essais d'usinage couvre une large gamme de vitesses de coupe, de vitesses d'avance et de profondeurs de passe. Dans cette première série d'essais, le choix des plages de paramètres de coupe (notamment les paramètres d'avance et de profondeur de passe) est basé sur les conditions de coupe en tournage et en demi-finition. En effet, le choix du couple ($f = 0,1$ mm/tr,

$a_p = 1,1\text{mm}$) du point de qualification est issu des données sur l'usinage de l'acier [54]. Pour la détermination de la plage de vitesse de coupe stable, différents triplets (V_c , f , a_p) ont été étudiés selon une approche de type plan d'expériences. D'autres essais sont également réalisés pour étudier l'influence des paramètres de coupe sur les efforts de coupe. Un écroutage de 1mm sur le rayon est effectué avant les expériences afin d'éliminer les défauts éventuels, issus de l'élaboration de l'acier et susceptibles d'accélérer l'usure de la plaquette.

Pour chaque triplet de conditions de coupe (V_c , f , a_p), une nouvelle arête de coupe est utilisée. Pour chaque arête de coupe, l'essai est réalisé sur un nouveau palier de la barre d'acier Fig. 2. 24. Les plages de conditions de coupe sont résumées dans le Tableau 2. 3.

Tableau 2. 3 : Conditions de coupe utilisées pour le COM.

Paramètres	Valeurs
Vitesse de coupe, V_c (m/min)	$50 \leq V_c \leq 700$
Vitesse d'avance, f (mm/tr)	$0,1 \leq f \leq 0,425$
Profondeur de passe, a_p (mm)	$0,75 \leq a_p \leq 1,4$
Temps de coupe (s)	Fonction de la vitesse et de la longueur de cylindre usinée. Il varie de 2s ($V_c = 700$ m/min) à 14s ($V_c = 50$ m/min)

Les conditions de coupe utilisées lors de la deuxième série sont issues des résultats de la première série d'essais. Nous donnons dès à présent les conditions de coupe de la deuxième série (Tableau 2. 4) même si elles découlent des résultats de la première série.

Tableau 2. 4 : Conditions de coupe.

Vitesse de coupe, V_c (m/min)	100	250	300	350	400
Vitesse d'avance, f (mm/tr)	0,1	0,1	0,1	0,1	0,1
Profondeur de passe, a_p (mm)	1,1	1,1	1,1	1,1	1,1

3.2 Objectifs, méthodologie de l'étude expérimentale

3.2.1 Objectifs et méthodologie de la première campagne d'essai : 1^{ère} série

Un COM (Couple-Outil-Matière), selon la définition de la norme NF E66-520-4, est une méthode généralement utilisée pour obtenir un point de qualification et par la suite déterminer le domaine de coupe stable dans lequel les phénomènes comme la vibration, la régénération de surface n'auront quasiment pas d'influence sur les mécanismes d'usure à étudier.

Dans ce travail, il sera question pour les premiers essais de déterminer la gamme des paramètres de coupe (V_c , 0,1 mm/tr, 1,1 mm), en nous appuyant partiellement sur la démarche normalisée du COM, dans laquelle :

- L'effort spécifique de coupe (K_c) (Fig. 2. 28) est relativement constant.
- Les phénomènes perturbateurs (vibrations, régénération de la surface...) qui peuvent apparaître et influencer d'une manière ou d'une autre l'usure catastrophique de l'outil deviennent négligeables.

En tournage, la détermination des plages des paramètres de coupe stable (V_c , f , a_p) est basée sur la variation des efforts spécifiques de coupe, calculés par les équations (2.9) à (2.11).

$$K_c = \frac{F_c}{f \cdot a_p} \quad (2.9)$$

$$K_f = \frac{F_f}{f \cdot a_p} \quad (2.10)$$

$$K_p = \frac{F_p}{f \cdot a_p} \quad (2.11)$$

Avec K_c , K_f et K_p les efforts spécifiques de coupe dûs respectivement à l'effort de coupe (F_c), à l'effort d'avance (F_f) et à l'effort de pénétration (F_p).

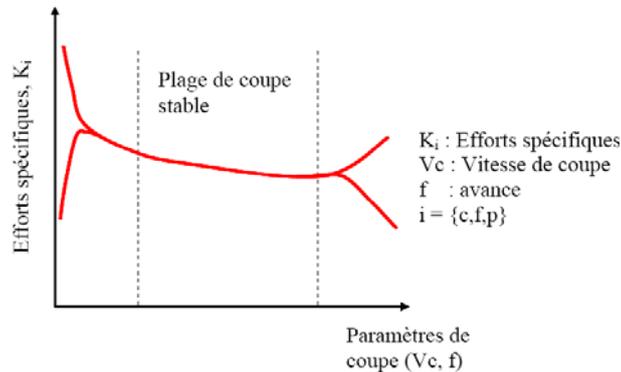


Fig. 2. 28 : Définition d'une plage de coupe stable obtenue par un COM.

De façon générale, il a été montré que la vitesse de coupe est l'un des paramètres qui fournit la plus grande énergie au système et qui influence considérablement l'endommagement de l'outil.

La procédure utilisée comporte quatre étapes précisées ci-après :

- **L'essai de qualification** qui permet de s'assurer de la compatibilité entre l'outil et la matière usinée (copeau contrôlé, état de surface acceptable, pas de dégradation catastrophique...).
- **La détermination de $V_{c\min}$** qui consiste à trouver une limite basse de la vitesse de coupe (V_c) afin de poursuivre la série d'essais dans la plage d'une vitesse de coupe V_c adaptée.
- **La détermination de la (des) zone(s) de contrôle de copeaux** qui consiste à rechercher les zones de contrôle de copeaux dans une gamme (a_p , f) considérée, à l'intérieur de laquelle l'outil génère des copeaux acceptables (copeaux qui se dégagent de la zone de travail sans nuire à l'outil ou à la pièce).
- **L'essai d'usure** consiste à réaliser plusieurs essais en choisissant l'avance (f) et la profondeur de passe (a_p) dans la zone de contrôle de copeaux et de vitesse de coupe $V_c > V_{c\min}$ afin d'avoir la durée de vie limite de l'outil. Durant ces essais, la mesure de l'usure en dépouille (VB et VB_{\max}) est réalisée en post-mortem. Les grandeurs mesurables, comme les efforts et la puissance de coupe, sont continûment mesurées

pendant l'essai. À la fin de chaque essai, pour chaque zone de contrôle de copeaux, les exposants et les constantes de Taylor sont déterminés ainsi que les paramètres identifiant la fiabilité et les limites des résultats trouvés.

3.2.2 Objectifs et méthodologie des essais d'usinage avec mesures de températures : 2^{ème} série

La deuxième série d'essais est consacrée à l'étude expérimentale de l'usinage du C45 par des plaquettes en WC-Co ISO K20 avec mesure de températures pendant le procédé de coupe.

La mesure de flux ou des températures pendant le procédé est primordiale pour la compréhension de l'usinage et le contrôle de la qualité de la pièce usinée. Elle est l'une des méthodes utilisées pour la surveillance de l'usinage. Cette mesure tient une place importante dans les milieux de l'industrie et de la recherche [55].

Il existe quatre méthodes de mesure de température : méthode par résistance thermique, méthode par thermocouples, méthode thermo-physique et méthode par radiation thermométrique. Parmi ces méthodes, les méthodes par thermocouples et de la radiation thermométrique sont les plus utilisées. Une synthèse de ces différentes méthodes de mesure faisant ressortir les intérêts et les inconvénients est présentée en Annexe 2-1.

Aussi, dans ce travail de thèse, le procédé breveté ACTARUS® (Brevet PCT/FR2004/00042, Claude BARLIER; Benoît DELEBECQUE, et Laurent VELNOM) avec le logiciel associé TWS5® pour la mesure de température a été utilisée. L'implantation de thermocouples sous l'arête de coupe à l'interface pièce-outil et/ou copeau-outil permet de mesurer la température au plus près du cœur du processus de coupe.

Pour l'instrumentation des plaquettes par des thermocouples, une étude préliminaire par une simulation numérique thermique, basée sur quelques résultats expérimentaux de la première série, a été réalisée. En effet, les résultats des efforts de coupe mesurés lors du COM ont permis de calculer le flux utilisé dans la simulation thermique. Nous rappelons que la modélisation thermique numérique d'une plaquette de coupe proprement dite est présentée dans le chapitre 3.

L'objectif de cette première simulation thermique est de connaître la forme et l'évolution des isothermes dans la plaquette, afin de mieux positionner les thermocouples. En effet, l'implantation des thermocouples dans des isothermes différentes permet d'avoir une mesure de température plus fiable, plus précise. Dans cette démarche, les contraintes géométriques sont prises en compte. Il s'agit de situer les emplacements (trous) des thermocouples de façon à minimiser la fragilisation de la plaquette engendrée par l'obtention de trous de 0.3 mm de diamètre par électro-érosion. La prise en compte de tous ces facteurs évoqués précédemment a permis de définir trois positions optimales d'implantation de thermocouples (Fig. 2. 29●).

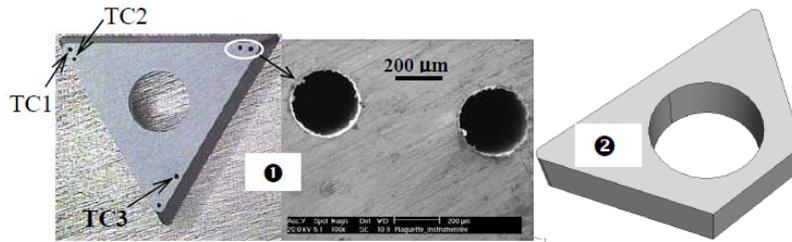


Fig. 2. 29 : Plaquette instrumentée : ❶- réalisée, ❷- Support-plaquette.

Les thermocouples TC1 et TC3 sont situés à 0,5 mm de la face de coupe mais à des positions différentes le long de l'arête de coupe tandis que les thermocouples TC2 est situé à 1 mm de la face de coupe. Pour l'implantation des thermocouples dans la plaquette, une laque d'argent (AGAR SILVER PAINT) très conductrice a été utilisée. La même méthodologie est employée pour le positionnement et la fixation des thermocouples dans chacune des plaquettes utilisées (Annexe 2-2, Annexe 2-3).

Le positionnement des trois thermocouples dans la plaquette a engendré d'autres contraintes liées à la fixation de la plaquette sur le porte outil. En conséquence, une modification du support-plaquette a été réalisée comme le montre la Fig. 2. 29❷. Afin de s'assurer de la tenue mécanique de la plaquette pendant l'opération de coupe, une simulation mécanique statique de l'ensemble plaque et support-plaquette a été réalisée. Une pression de 500 MPa a été appliquée sur une petite surface de la pointe de l'outil. Cette pression est estimée en tenant compte des conditions retenues pour les essais à effectuer. Les niveaux de contraintes obtenus ont montré que l'ensemble plaquette et support-plaquette résiste à la rupture (Annexe 2-2) par rapport aux caractéristiques mécaniques de ces éléments.

3.3 Présentation et analyse des résultats expérimentaux

Dans cette partie, deux types de résultats sont présentés :

- Les résultats du COM partiel (1^{ère} série) liés à la détermination de la plage de coupe stable avec analyse des évolutions des efforts de coupe et influence des paramètres de coupe sur les efforts de coupe.
- Les résultats liés à l'usure de l'outil de coupe (2^{ième} série). Il s'agit de l'évolution des paramètres macroscopiques d'usure et de l'analyse macroscopique des zones d'usure de l'outil de coupe.

3.3.1 Résultats du COM partiel

3.3.1.1 Evolution des efforts et efforts spécifiques de coupe et influence de la vitesse de coupe

Les Fig. 2. 30❶-❷ présentent les évolutions des efforts spécifiques K_c , K_f et K_p en fonction de la vitesse de coupe et de la vitesse du copeau (calculée par le biais de l'équation (1.3) du chapitre 1). Ces graphes montrent les mêmes évolutions, en conséquence, dans la suite les analyses sont faites à partir de la vitesse de coupe. Ainsi, la détermination de la plage de coupe stable est basée sur l'effort spécifique de coupe K_c , car ce paramètre est sensible à la vitesse de coupe. Bien que l'effort spécifique K_f y soit également sensible, le choix de K_c est privilégié en tenant compte du fait que c'est l'effort de coupe F_c (effort tangentiel) qui est plus important que l'effort d'avance. L'observation de la Fig. 2. 30❶ permet de distinguer trois zones d'évolution des efforts spécifiques.

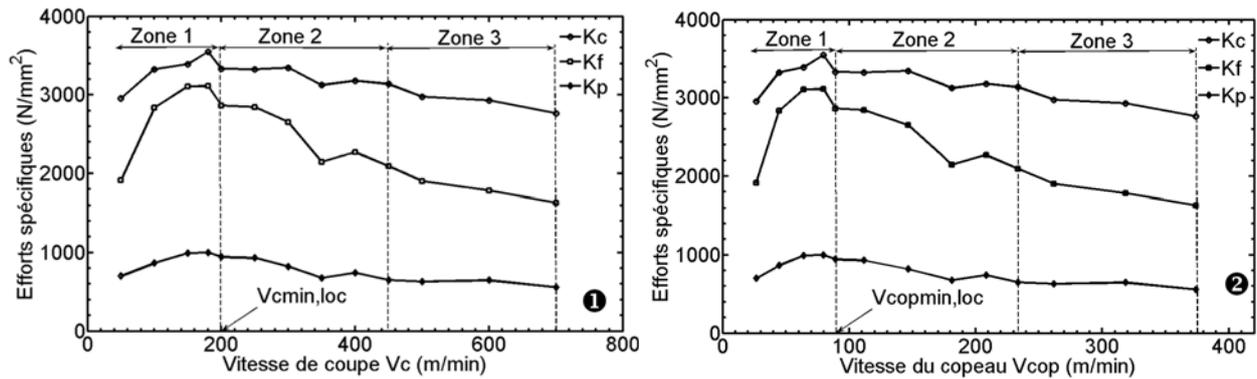


Fig. 2. 30 : Evolution des efforts spécifiques en fonction de la : ❶ - vitesse de coupe, ❷ - vitesse du copeau ($f = 0,1 \text{ mm/tr}$, $a_p = 1,1 \text{ mm}$).

○ **Zone 1 : $50 \text{ m/min} \leq Vc < 200 \text{ m/min}$**

Dans cette gamme de vitesses de coupe, l'effort spécifique de coupe (K_c) augmente en fonction de la vitesse. Aux très faibles vitesses, les copeaux sont segmentés et fragmentés Fig. 2. 31. La segmentation des copeaux induit de faibles efforts car il y a discontinuité du chargement de l'outil. L'observation macroscopique des copeaux à la loupe binoculaire (Fig. 2. 31) montre qu'aux faibles vitesses, on a tendance à avoir un arrachement de matière (effet de l'écroutissage de la matière). A ces vitesses de coupe, la vitesse de déformation, dans la bande de formation du copeau, peut en effet être de l'ordre de $5 \cdot 10^4 \text{ s}^{-1}$ pour une vitesse de coupe de 200 m/min. Par contre, la déformation est environ de 35% dans cette zone. Le matériau est alors fortement écrouti. Dans le même temps, la chaleur produite n'est pas suffisante pour induire un adoucissement thermique du matériau. La segmentation des copeaux est alors due à l'écroutissage et au changement de l'angle de coupe (effet de l'arête rapportée).

○ **Zone 2 : $200 \text{ m/min} \leq Vc < 450 \text{ m/min}$**

La Fig. 2. 30❶ montre que l'effort spécifique (K_c) tend à se stabiliser à partir 200 m/min. Cette vitesse sera considérée pour la détermination de V_{cmin} . Le copeau a un aspect continu pour des vitesses tendant vers 200 m/min et segmenté pour des vitesses tendant vers 450 m/min. Dans cette zone, le copeau se forme par cisaillement pur, comparativement à l'arrachement de matière observé dans zone précédente. La stabilité mécanique résulte d'une contrainte de cisaillement de l'ordre de grandeur de la contrainte critique de cisaillement du matériau. L'adoucissement thermique du matériau est un paramètre peu influent dans la formation du copeau.

○ **Zone 3 : $450 \text{ m/min} \leq Vc \leq 700 \text{ m/min}$**

À partir de 450 m/min, un deuxième palier de diminution des efforts de coupe est observé. La valeur de K_c à partir de 500 m/min jusqu'à 700 m/min (vitesse à laquelle l'arête de coupe est dégradée après environ une seconde de coupe) est faible et continûment décroissante. Dans cette zone, l'effet d'adoucissement thermique devient plus prépondérant, ce qui explique la diminution des efforts de coupe et l'apparition des copeaux segmentés.

Comme noté précédemment, l'observation de la courbe de la Fig. 2. 30❶ montre une inversion de tendance significative de l'effort spécifique de coupe (K_c) à partir de 200 m/min. Pour définir la vitesse de coupe stable minimale (V_{cmin}), la vitesse de 200 m/min a été considérée car elle représente la vitesse de coupe la plus proche du point de décrochement de (K_c). La vitesse

minimale V_{cmin} est alors obtenue avec une majoration de 15% (équations (2.12) et (2.13)) soit $V_{cmin} = 230$ m/min. La majoration de 10-15% est généralement utilisée pour satisfaire la stabilité de la coupe au voisinage de la vitesse V_{cmin} et garantir les éventuelles perturbations dues au système d'usinage (vibration, auto-génération de surfaces...).

$$V_{cmin} = V_{cmin,loc} + 0,15V_{cmin,loc} \quad (2.12)$$

avec $V_{cmin,loc} = 200$ m/min d'où

$$V_{cmin} = 230 \text{ m/min} \quad (2.13)$$

L'influence de la vitesse de coupe sur les efforts de coupe peut être déduite de la Fig. 2. 30. Toutes conditions égales par ailleurs, pour la gamme de vitesses de coupe $V_c < 200$ m/min, l'augmentation de la vitesse de coupe entraîne une augmentation significative de 4 à 11% de l'effort de coupe, de 2 à 30% de l'effort d'avance. Les grandes variations sont obtenues pour les plus faibles vitesses de coupe. Au-delà de cette vitesse de coupe, les efforts de coupe diminuent et la variation reste inférieure à 4% pour l'effort de coupe et inférieure à 5% pour l'effort d'avance.

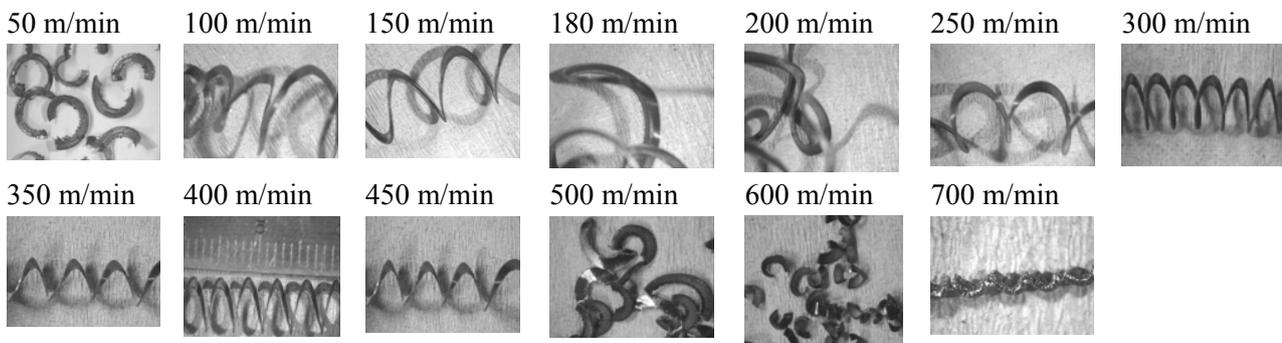


Fig. 2. 31 : Morphologie des copeaux en fonction de la vitesse de coupe ($f = 0,1$ mm/tr, $a_p = 1,1$ mm).

-Échelle 1-

3.3.1.2 Influence de la vitesse d'avance et de la profondeur de coupe

Les Fig. 2. 32❶-❸ illustrent les variations des efforts en fonction de l'avance (f) pour trois cas de profondeur de passe ($a_p = 0,8 - 1,1$ et $1,4$ mm,) et une vitesse de coupe de V_c égale à 250 m/min. Globalement, ces figures mettent en évidence une augmentation linéaire des efforts en fonction de l'avance. Ce sont les efforts de pénétration (F_p) qui sont les plus faibles et les efforts de coupe (F_c) les plus forts. Les pentes d'évolution de l'effort de coupe (F_c) et de pénétration (F_p) sont plus significatives que celle de l'effort d'avance (F_f). En effet, une variation de $0,1$ à $0,3$ mm/tr pour l'avance induit respectivement une variation de 116% sur l'effort de coupe, 100% de l'effort de pénétration et de 25% sur l'effort d'avance dans le cas d'une profondeur de passe de $0,8$ mm. La pente de l'évolution de l'effort d'avance (F_f) en fonction de la vitesse d'avance est pratiquement la même pour les profondeurs de passe de $0,8$ et $1,1$ mm avec une légère différence pour la profondeur de passe de $1,4$ mm. Cela signifie que pour les faibles profondeurs de passe, la variation de la vitesse d'avance n'a pas d'effets significatifs sur l'effort d'avance. L'observation de la Fig. 2. 32❸ montre que pour de petites avances ($f \leq 0,15$ mm/tr), la variation de l'avance n'a pas d'influence sur l'effort de pénétration quand la profondeur de passe varie. Par contre pour des avances $f > 0,15$ mm/tr, une différence est perceptible sur l'effort de pénétration en variant la profondeur de passe.

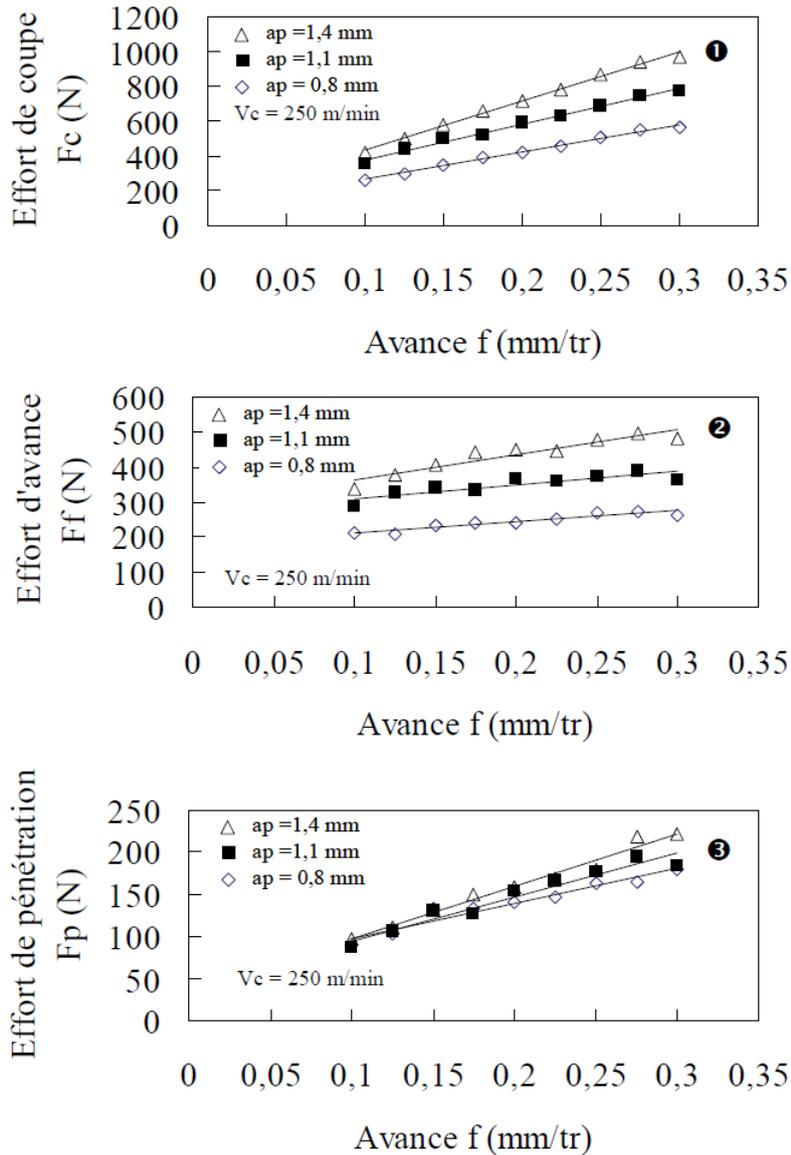


Fig. 2. 32 : Evolutions des efforts en fonction de l'avance :

①- Efforts de coupe, ②- Efforts d'avance, ③- Efforts de pénétration.

La Fig. 2. 33 présente l'évolution des efforts (F_c , F_f , F_p) en fonction de la profondeur de passe. Elle montre que l'augmentation de la profondeur de passe induit une augmentation de l'effort de coupe et de l'effort d'avance. Par contre l'augmentation de la profondeur de passe n'a pas d'effet significatif sur l'effort de pénétration comme le montre également la Fig. 2. 32 ③.

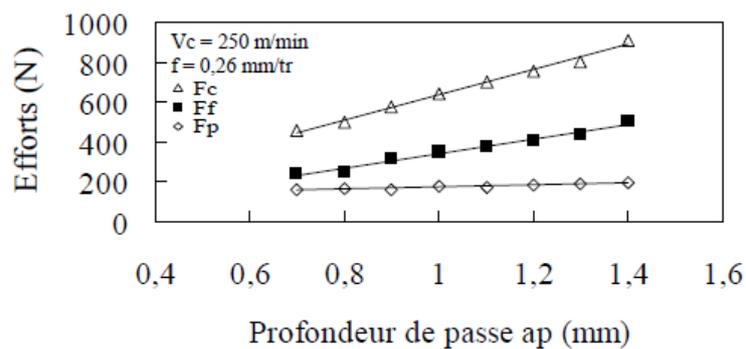


Fig. 2. 33 : Evolutions des efforts en fonction de la profondeur de passe (ap)

3.3.2 Dégradation des outils de coupe

3.3.2.1 Quelques grandeurs d'usure macroscopiques mesurables sur les outils de coupe

La manifestation de l'usure des outils de coupe et ses critères d'appréciation sont liés à des grandeurs mesurables appelées KT , KM , VB , H_{BUE} et V_{KT} , introduites dans cette analyse pour mieux apprécier l'évolution de l'usure de l'outil (Fig. 2. 34 ❶-❷). Ces grandeurs sont déterminées à partir de macrographies à la loupe binoculaire ou de topographies de surface par rugosimètre confocale à champ étendu appelé aussi « rugosimètre optique ». Dans ce travail, il faut seulement noter que ce type de rugosimètre utilise des sondes dites optiques qui ont l'avantage de faire des mesures sans contact direct avec l'échantillon à mesurer.

La mesure de ces paramètres permet de suivre et de déterminer, dans certains cas, les conditions optimales d'usinage.

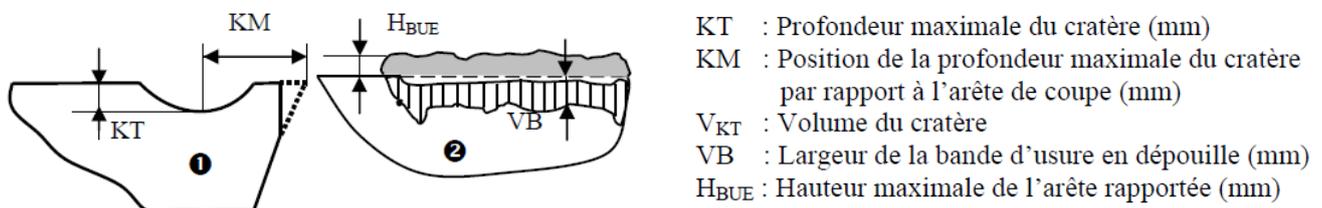


Fig. 2. 34 : Paramètres d'usure déterminées à partir des macrographies :

- ❶ usure en cratère sur la face de coupe,
- ❷ arête rapportée (H_{BUE}) et usure en dépouille (VB) sur la face en dépouille.

Dans tous les résultats qui concernent plus spécifiquement la quantification de l'usure des plaquettes, une vitesse d'avance $f = 0,1 \text{ mm/tr}$, une profondeur de passe $a_p = 1,1 \text{ mm}$ et une vitesse de coupe comprise entre 150 et 500 m/min sont considérées. Ce choix est guidé par le fait que la vitesse de coupe est l'un des paramètres le plus influençant sur les efforts, comme l'ont montré les résultats précédents. De plus, quelle que soit la vitesse de coupe, la distance de glissement est la même pour tous les essais.

La Fig. 2. 35 ❶ illustre un exemple de topographie de l'usure en cratère d'un outil de coupe en WC-Co obtenu par le biais du rugosimètre optique 3D. Cette topographie 3D permet d'obtenir une image 2D (Fig. 2. 35 ❷) et un profil 2D du cratère (Fig. 2. 35 ❸). La Fig. 2. 35 ❸ est le profil 2D relevé au niveau de la profondeur maximale du cratère, le long de l'axe 'x' définie sur la Fig. 2. 35 ❶. Ainsi, les Fig. 2. 35 ❷-❸ permettent de déterminer le volume d'usure du cratère (V_{KT}) et la profondeur maximale d'usure en cratère (KT).

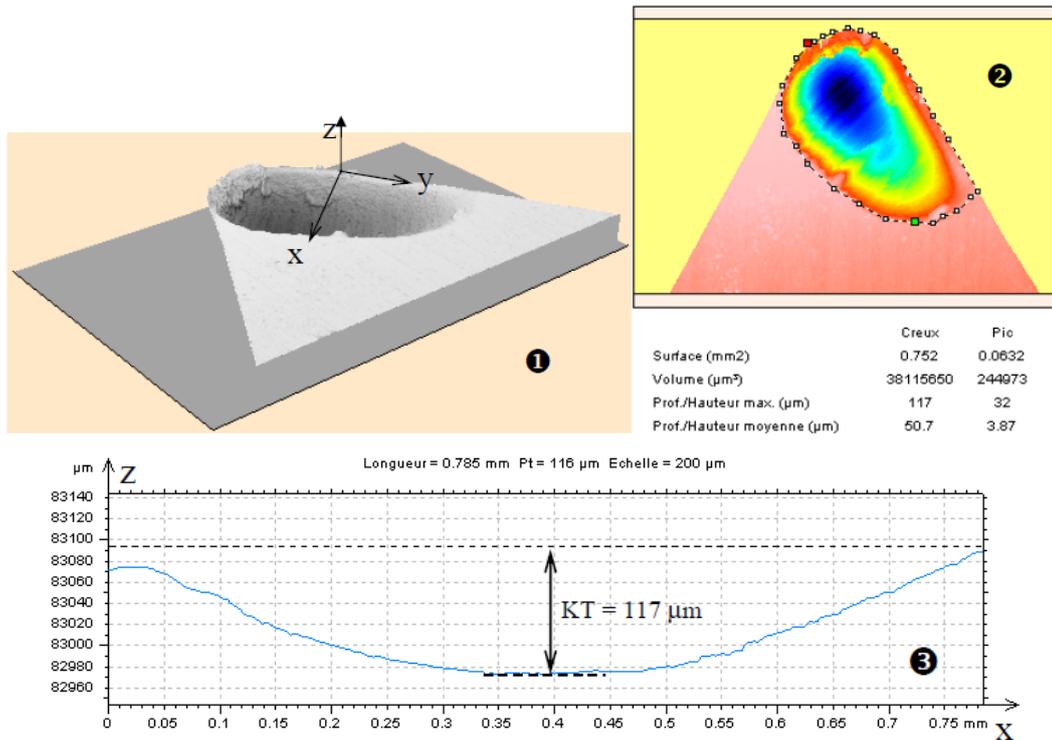


Fig. 2. 35 : ❶- Topographie du cratère (3D) ($V_c = 500$ m/min, $f = 0,1$ mm/tr et $a_p = 1,1$ mm),
 ❷- profil du cratère perpendiculaire à l'arête de coupe plan (x, z) et détermination de K_T (μm),
 ❸- détermination du volume d'usure du cratère en μm³ (VKT)

Les images 2D permettent également d'obtenir l'engagement réel de l'outil dans la matière (profondeur de passe), la longueur de contact et la surface de contact outil/copeau. Les Fig. 2. 36 ❶- ❸ montrent quelques exemples de mesures de ces grandeurs. Il faut noter que la surface de contact pourrait être calculée approximativement par le produit de la longueur de contact, L_c (Fig. 2. 36 ❶) et de la largeur de contact en profondeur (Fig. 2. 36 ❷).

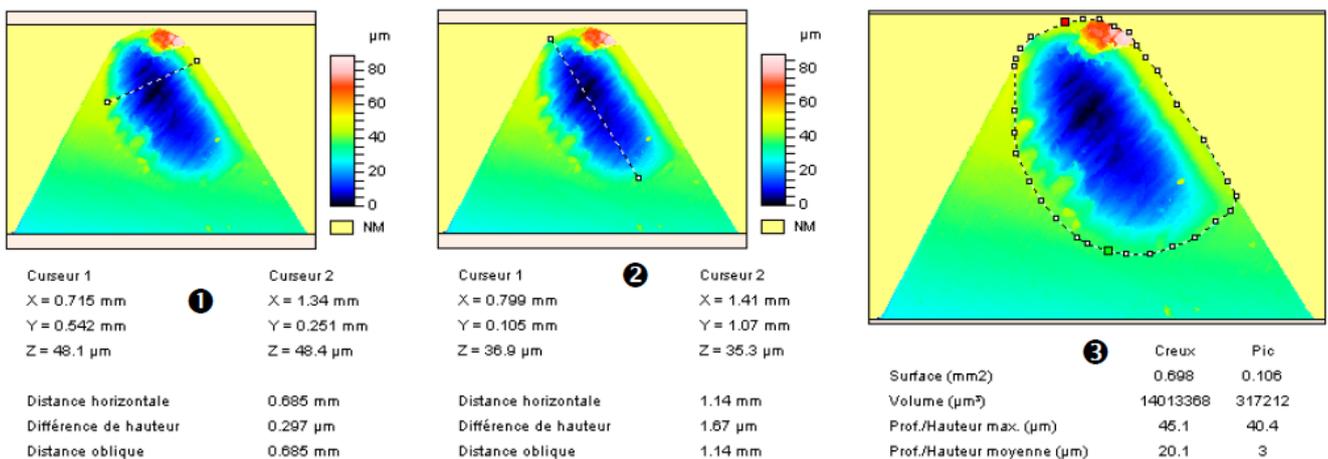


Fig. 2. 36 : Mesure de la : ❶- longueur du contact (L_c),
 ❷- longueur de contact en pénétration,
 ❸- surface de contact (cas de $V_c = 400$ m/min, $f = 0,1$ mm/tr et $a_p = 1,1$ mm).

o Profondeur du cratère et volume du cratère

La Fig. 2. 37 présente l'évolution de la profondeur du cratère (K_T) et du volume de cratère (VKT) en fonction de la vitesse de coupe. Il y a une évolution identique entre ces deux paramètres

qui sont proportionnels. Ainsi, l'analyse de l'usure des outils de coupe peut se faire aussi par la mesure de la perte de volume de matière, comme elle est généralement utilisée en tribologie. La proportionnalité entre ces deux paramètres montre qu'il existe un facteur de forme lié à la surface de contact.

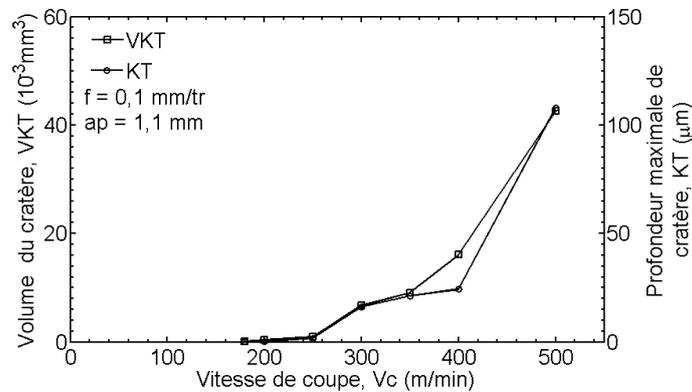


Fig. 2. 37 : Evolutions de KT et du volume d'usure en cratère en fonction de la vitesse de coupe (pour une même longueur de glissement outil/pièce).

Le VKT augmente significativement à partir de 300 m/min. En effet, il est généralement admis que l'usure en cratère est plus importante dans le cas de grandes vitesses de coupe puisqu'elle est favorisée par une élévation importante de la température de l'outil de coupe et serait générée par plusieurs mécanismes dont la diffusion, qui deviendrait alors prédominante [21, 23, 56]. Pour la présente analyse, les niveaux des cratères obtenus pour les cas de vitesses de coupe $V_c=450$ et 500 m/min laissent penser que le mode d'usure prédominant ne pourrait être la diffusion car les temps d'usinage sont très courts (3s pour la vitesse de 450 m/min).

o Longueur (L_c) et surface (S_c) de contact

Les Fig. 2. 38 ①-② représentent les évolutions de la longueur du contact L_c et la surface de contact S_c en fonction de la vitesse de coupe et de la vitesse du copeau. Les deux grandeurs évoluent dans le même sens et sont proportionnelles quelque soit la vitesse considérée. La longueur de contact et la surface de contact sont plus élevées pour les petites vitesses de coupe et diminuent quand la vitesse de coupe augmente jusqu'à 300 m/min ($V_{cop} \approx 145 \text{ m/min}$). Entre 300 et 400 m/min (V_{cop} entre 145 et 200 m/min), elles se stabilisent, ce qui signifie qu'il n'y a pas un grand changement de comportement de l'interface outil/copeau.

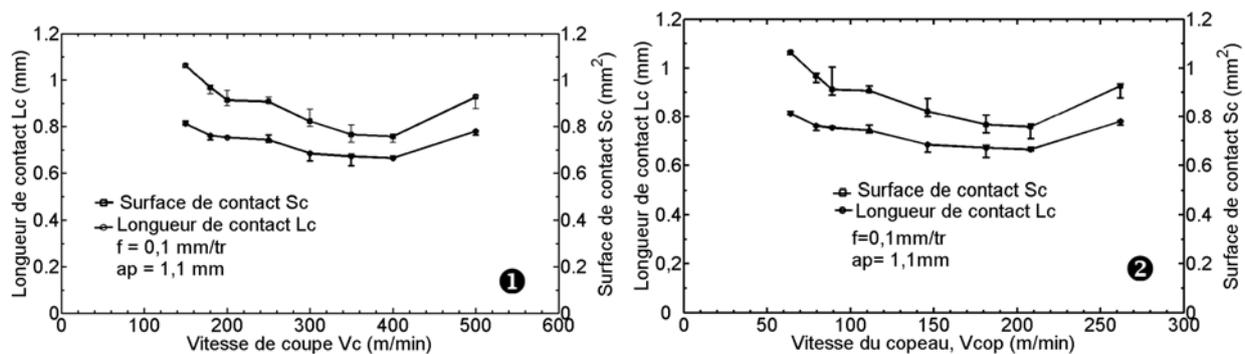


Fig. 2. 38 : Evolutions de la longueur de contact et de la surface de contact en fonction de la : ①- vitesse de coupe, ②- vitesse du copeau.

Au delà de $V_c > 400$ m/min, elles ont tendance à ré-augmenter. La même tendance a été observée par Abukhshim et al. [57]. Pour des vitesses de coupe $V_c \leq 400$ m/min, la déformation plastique et le gradient de contraintes thermiques dans le copeau favorisent la courbure de celui-ci. Ceci peut expliquer la diminution de la longueur de contact outil/copeau. Par contre, pour des vitesses du copeau de l'ordre du domaine de l'usinage en grande vitesse (UGV), même avec courbure du copeau, la vitesse étant très élevée, la longueur de contact augmenterait en fonction de la vitesse.

L'observation de la Fig. 2. 39 montre une évolution inverse de l'effort spécifique de coupe par rapport à l'évolution de la longueur de contact, ce qui prouve que la longueur de contact dépend du comportement du matériau usiné et par conséquent de celui du copeau. Cependant, il est très difficile de dire quel est le paramètre (comportement du copeau et vitesse du copeau) le plus influent sur la longueur de contact.

La pression de contact entre l'outil et le copeau peut jouer un rôle pendant l'évacuation du copeau et que les types d'usure qui apparaissent pour ces différentes vitesses de coupe ont également un rôle dans l'évolution de la longueur de contact.

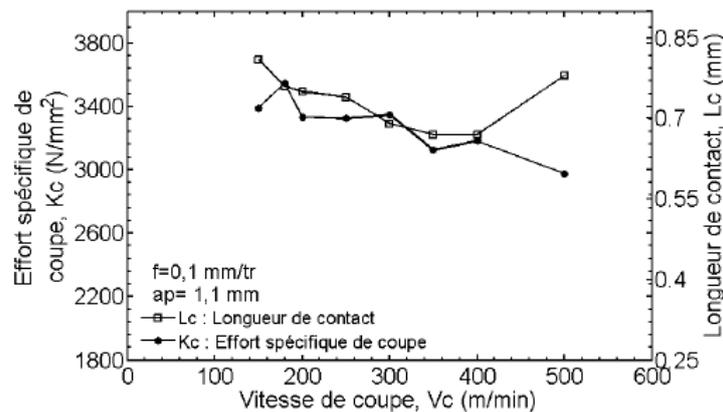


Fig. 2. 39 : Evolutions de l'effort spécifique de coupe et de la surface de contact en fonction de la vitesse de coupe.

○ **Largeur de l'usure en dépouille (VB) et hauteur d'arête rapportée (H_{BUE})**

Dans l'intérêt de compléter l'analyse précédente, la largeur de la bande d'usure en dépouille VB , et la hauteur de l'arête rapportée H_{BUE} ont été déterminées par analyse d'images au microscope optique en utilisant le logiciel de traitement d'image Aphélon.

La Fig. 2. 40 montre clairement que la valeur de VB est petite pour les faibles vitesses de coupe et grande pour des vitesses élevées tandis que la hauteur d'usure de l'arête rapportée (H_{BUE}) présente l'effet contraire.

Ceci laisse penser que l'analyse simultanée de l'usure en dépouille et de l'arête rapportée de l'outil est pertinente pour obtenir la vitesse de coupe optimale. Il est intéressant de remarquer que les valeurs de VB et H_{BUE} sont simultanément faibles à 200 m/min, vitesse identifiée lors du COM comme étant la vitesse de coupe minimale $V_{c_{min, loc}}$.

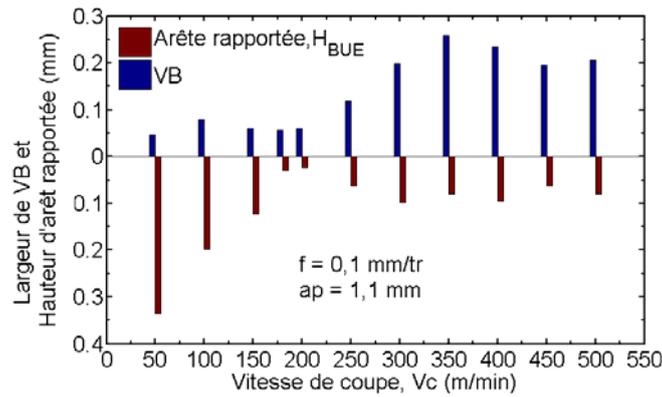


Fig. 2. 40 : Evolutions de la hauteur d’arête rapportée (H_{BUE}) et de l’usure en dépouille (VB) en fonction de la vitesse de coupe ($f = 0,1\text{mm/tr}$ et $a_p = 1,1\text{ mm}$).

3.3.2.2 Influence de la durée d’usinage sur la largeur d’usure en dépouille VB

Les Fig. 2. 41 ①-② représentent l’évolution de l’usure en dépouille (VB) en fonction de la durée d’usinage (Fig. 2. 41 ①) et en fonction de la distance de frottement outil/pièce (Fig. 2. 41 ②) pour différentes vitesses de coupe. La distance de frottement à cette interface est calculée par la formule (2.14).

$$D_{VB} = V_c t_{coupe} \quad (2.14)$$

où D_{VB} , V_c , t_{coupe} sont respectivement la distance de frottement outil/pièce, la vitesse de coupe et le temps de coupe. Pour les vitesses de 250 et 300 m/min, les pentes des courbes et les valeurs de l’usure en dépouille VB sont moins élevées que pour les vitesses de 350 et 400m/min.

Les expérimentations montrent qu’il existe deux domaines de vitesses de coupe :

- un domaine de faibles vitesses ($V_c \leq 300\text{ m/min}$) où VB croît lentement en fonction de la distance de frottement outil/pièce,
- un domaine de fortes vitesses ($V_c > 300\text{ m/min}$) où VB augmente exponentiellement. Ces deux domaines de vitesse de coupe laissent supposer soit une modification radicale des mécanismes d’endommagement, soit une modification de la cinétique des mécanismes d’endommagement qui conduisent à la ruine des plaquettes.

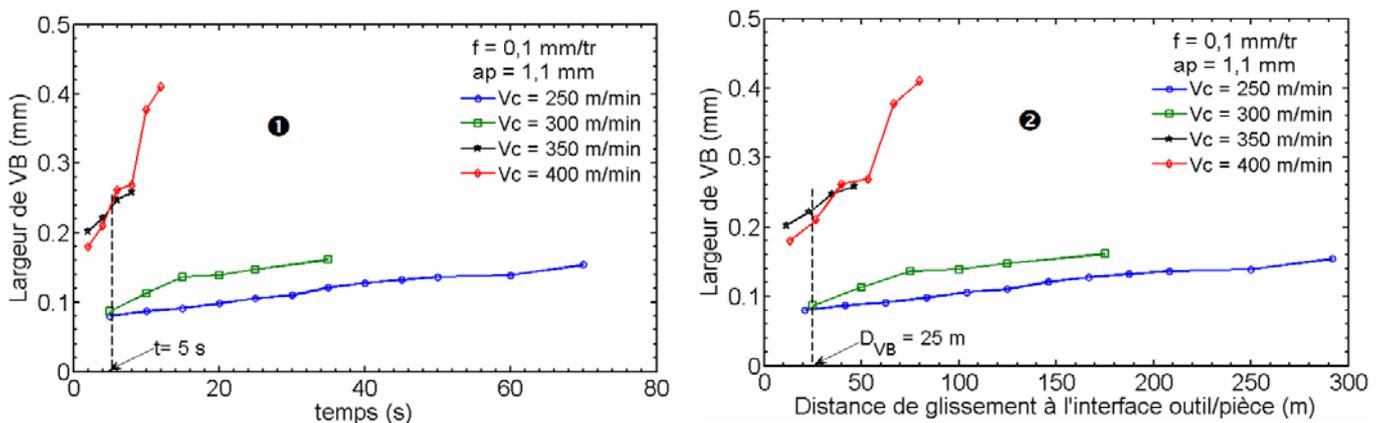
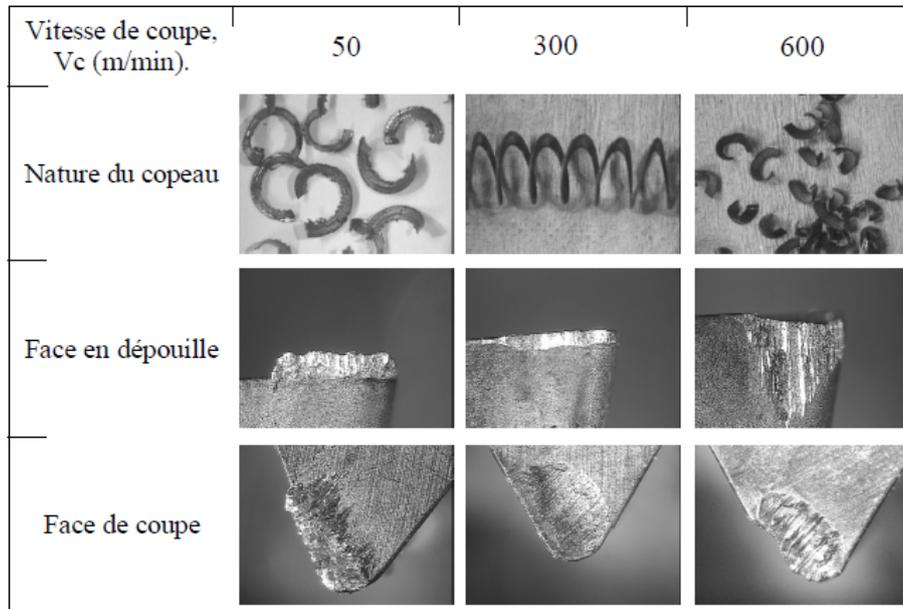


Fig. 2. 41 : Evolutions de l’usure en dépouille (VB) en fonction du temps de coupe (①) et de la distance de frottement outil/pièce (②) pour différentes vitesses de coupe.

3.3.2.3 Observation macroscopique des endommagements de plaquette et analyse des copeaux

Les observations au microscope optique ont permis de mettre en évidence les principaux modes d'usure. Une forte adhésion sur l'arête de coupe apparaît pour les petites vitesses de coupe, Fig. 2. 42 ($V_c = 50$ m/min).



$V_c = 50$ m/min : Adhésion (Face de coupe)

$V_c = 300$ m/min : Usure en dépouille (Face de dépouille)
Usure en cratère (Face de coupe)

$V_c = 600$ m/min : Rupture (arête)

Fig. 2. 42 : Morphologies et types d'usure en fonction de la vitesse de coupe ($f = 0,1$ mm/tr et $a_p = 1,1$ mm).

Ceci a été également observé par Li et al. [11] pendant l'usinage de l'acier C45 (AISI 1045) avec un outil en WC-6%Co avec une vitesse de coupe de 45,75 m/min, une avance de 0,0762 mm/tr et une profondeur de passe de 1,016 mm.

Dans le cas de forte adhésion (petites vitesses de coupe), aucune usure en dépouille n'est observée. Lorsque la vitesse augmente, l'adhésion disparaît au profit de la formation d'un cratère. Pour ces conditions, il y a également usure en dépouille (Fig. 2. 42 – $V_c=300$ m/min).

Sous des conditions extrêmement sévères (600 m/min), la rupture de l'arête de coupe apparaît après quelques instants de coupe (environ 1,5s).

La superposition des différents types de copeaux par rapport aux types d'usure observés indique que l'usure joue un rôle important dans la formation du copeau. Comme il a été souligné dans le paragraphe § 3.3.1, la segmentation du copeau pour la vitesse de 50 m/min résulte de la présence de l'arête rapportée.

Sur l'ensemble des observations de l'usure des outils de coupe, le cas de la vitesse de coupe de 300 m/min présente les deux types d'usure progressive (usure en dépouille et usure en cratère).

3.3.3 Essais d'usinage avec mesures de température

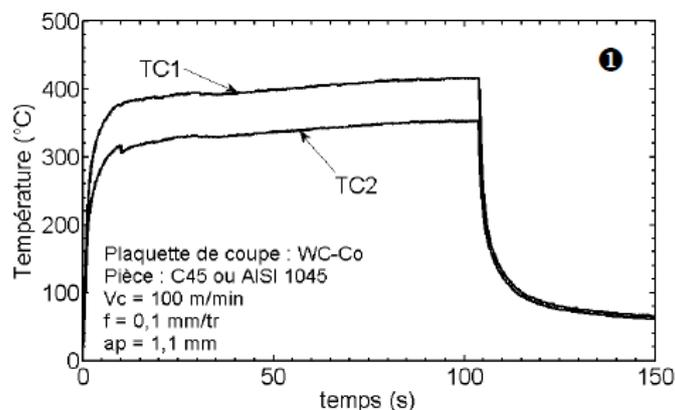
Les résultats expérimentaux, présentés dans cette partie, permettront de connaître le niveau de la température et l'influence des conditions de coupe sur l'évolution de température dans l'outil de coupe. Les conditions de coupe ont été données dans le Tableau 2. 4 précédent. Les temps de coupe sont relativement courts par rapport au temps d'usinage usuels dans le monde industriel. Ces temps d'usinage sont, pour la plupart des essais réalisés, inférieurs ou égaux à 30 s sauf pour le cas de la vitesse de coupe de 100 m/min. Les temps d'usinage courts sont justifiés par rapport aux conditions de coupe extrêmes choisies pour des plaquettes non revêtues. En conséquence, les études des évolutions des températures sont plus justifiées dans le régime transitoire que dans le régime quasi permanent.

En outre, il faut préciser que la vitesse de coupe de 100 m/min ne fait pas partie des conditions de coupe stable déterminées à partir des résultats du COM (paragraphe § 3.3.1). Cette vitesse de coupe permet néanmoins de pouvoir considérer des durées de coupe plus longues avant la dégradation ultime de la plaquette. Il est ainsi possible de comparer les niveaux de température avec ceux obtenus aux vitesses de coupe plus élevées et d'obtenir l'influence réelle de la température sur l'usure des plaquettes.

3.3.3.1 Evolution de la température mesurée en fonction du temps

La Fig. 2. 43 **1** montre les évolutions des températures dans l'outil de coupe mesurées par les thermocouples TC1 et TC2 pour une vitesse de coupe de 100 m/min et une durée d'essai de 100s. Pour cette vitesse de coupe, les températures mesurées restent transitoires pour une durée de coupe d'environ 20s. L'augmentation rapide dans les premiers instants de coupe est due à la consommation intégrale de l'énergie thermique pour le changement d'état de la plaquette (état froid-état chaud). Au-delà de ce temps de coupe (20s), la température devient très faiblement croissante. Cette faible croissance peut être due à l'usure des outils de coupe car lors de l'usinage, la distance thermocouple-surface de contact diminue.

L'écart entre les évolutions des températures TC1 et TC2 reste pratiquement constant dans la période de faible croissance. Cet écart est d'environ 60 °C. La température maximale dans l'outil est d'environ 400°C pour le thermocouple TC1 qui est le plus proche de la face de coupe.



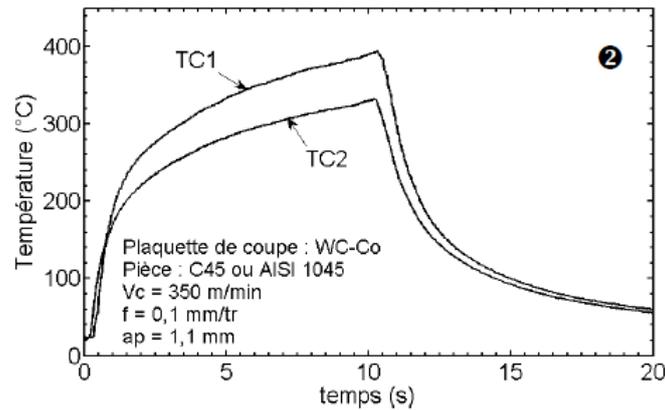


Fig. 2. 43 : Evolutions de la température dans l'outil en fonction du temps : ❶- $V_c = 100$ m/min ❷- $V_c = 350$ m/min. (TC1 et TC2 sont situés respectivement à 0,5 mm et à 1 mm de la face de coupe)

La Fig. 2. 43 ❷ représente l'évolution des températures mesurées en fonction du temps pour la vitesse de coupe de 350 m/min. L'observation de cette figure montre qu'après 10s d'usinage, la température est toujours dans un régime transitoire. Cela confirme les observations faites précédemment sur les évolutions des températures dans le cas de 100 m/min. Pour le cas de 350 m/min, la température maximale enregistrée par le thermocouple TC1 est d'environ 398°C. Cette température est presque équivalente à celle obtenue pour la vitesse de coupe de 100 m/min après une durée de coupe de 100s. Ceci montre l'influence de la vitesse de coupe sur le niveau de température dans l'outil. Cet aspect fera l'objet d'une analyse plus détaillée ultérieurement. Ces mêmes niveaux de température sont aussi obtenus par Filice et al. [58] pendant l'usinage de l'acier C45 (AISI 1045) avec un outil en WC-Co et les conditions de coupe de $V_c = 200$ m/min, $f = 0,2$ mm/tr, $a_p = 3$ mm. Les mêmes évolutions sont observées dans les travaux de Ay et Yang [58] pendant l'usinage de l'acier C45 (AISI 1045) avec des outils en WC-Co pour les conditions de coupe de $V_c = 116$ m/min, $f = 0,05$ mm/tr, $a_p = 0,25$ mm.

La Fig. 2. 44 illustre un autre exemple d'évolutions de températures de l'outil de coupe pour une vitesse de coupe de 400 m/min. Après 30s d'usinage, la température reste toujours dans le régime transitoire mais il y a apparition de fluctuations et de sauts de température sur les courbes. Ces perturbations sont dues à l'usure de l'outil. Ce cas sera présenté dans le paragraphe suivant en comparaison avec les efforts de coupe. La température maximale enregistrée par le thermocouple le plus proche de la face en coupe (TC1) est 822°C. Ce niveau de température dans l'outil est élevé et contribue à l'usure de ce dernier.

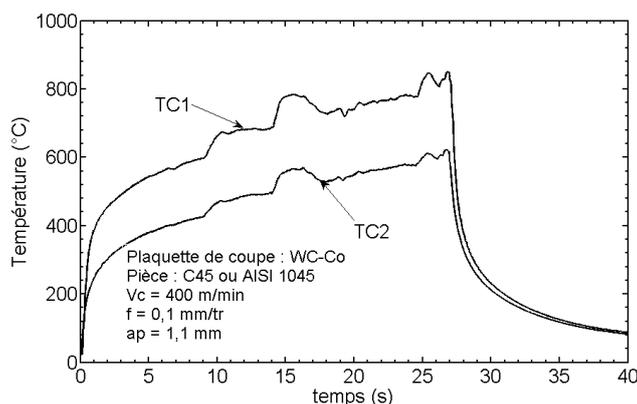


Fig. 2.44 : Evolution de la température dans l'outil en fonction du temps : ($V_c = 400$ m/min, $a_p = 1,1$ mm)

Les Fig. 2.45 ①-② représentent les évolutions des températures maximales de l'outil de coupe pour différentes vitesses de coupe et à des intervalles de temps donnés. Les allures des évolutions de la température sont les mêmes pour les deux thermocouples. Pour les vitesses de 100 à 300 m/min, l'augmentation de la température au-delà de 10 s est moins significative.

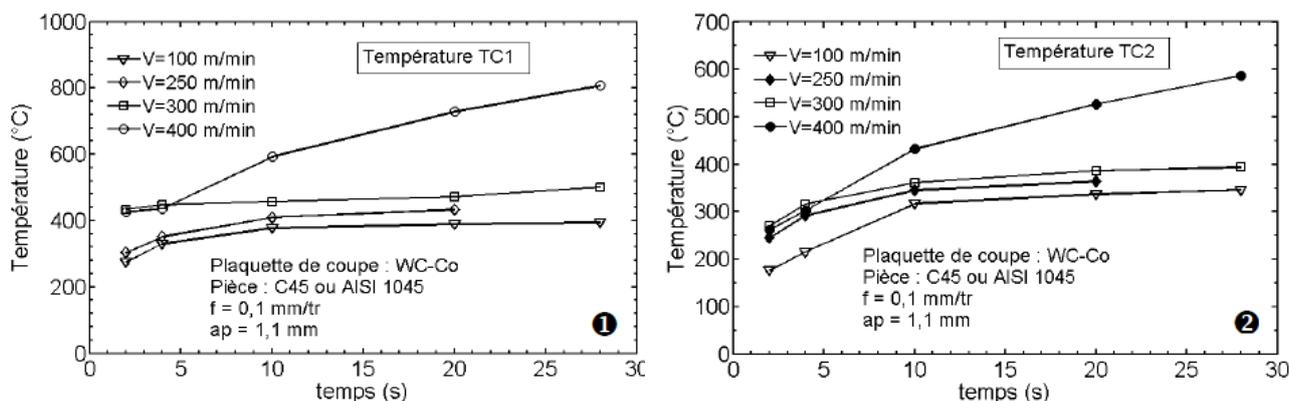


Fig. 2.45 : Evolution de la température en fonction du temps pour différentes vitesses de coupe
①- TC1, ② TC2.

En revanche pour la vitesse de 400 m/min, l'augmentation est nettement plus importante. Ces mesures de température confirment qu'il existe deux régimes d'usure des plaquettes : un régime d'usure faible ou moyenne pour des vitesses de coupe inférieures ou égales à 300 m/min et un régime d'usure catastrophique au delà de 400m/min. D'autres résultats de mesures de températures sont présentés en annexe (Annexe 2-5).

Il faut noter que pour l'ensemble des mesures de température, il est très difficile de quantifier l'erreur due à l'implantation des thermocouples dans la plaquette.

Dans le cas réel de l'usinage, l'opération de coupe se fait en plusieurs passes successives. Ainsi pour étudier l'influence de l'usure, des essais d'usinage à plusieurs passes ont été réalisés pour des vitesses de 250 m/min et 300 m/min.

La Fig. 2.46 montre l'évolution de la température dans l'outil pour le cas d'une vitesse de coupe de 250 m/min et pour quatre passes de coupe successives. La ligne indexée 3 montre que le niveau de la température maximale augmente à chaque passe de coupe (si on la compare avec la ligne indexée 2). Cette augmentation peut être due à l'inertie et au résidu de la chaleur évacuée dans la plaquette (meilleure temps de réponse du thermocouple dans le cas d'une plaquette déjà usiné,

stabilisation de la température à la fin d'une passe puisque les crêtes inférieures restent pratiquement sur la même ligne (ligne 1)). L'augmentation peut être également due à l'usure de l'outil, autrement dit à la variation dimensionnelle de la position du thermocouple. L'allure en cycles de la température dans le cas de l'usinage à plusieurs passes suggère par ailleurs que des phénomènes de fatigue thermique peuvent également influencer l'usure de l'outil de coupe.

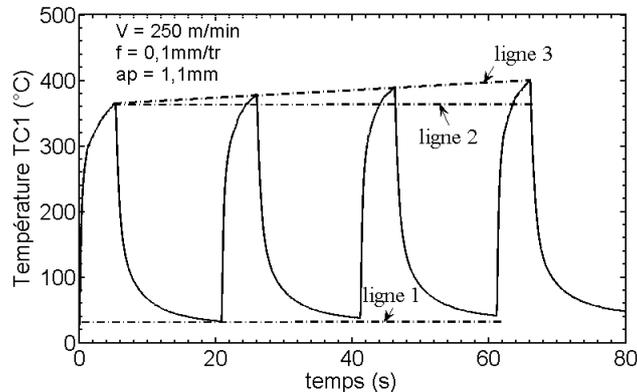


Fig. 2. 46 : Exemple d'évolution de la température dans l'outil en fonction du nombre de passes.

Corrélation des efforts de coupe et des températures mesurées

Afin de comprendre les fluctuations et les sauts observés sur la Fig. 2. 44, une analyse simultanée des évolutions des efforts et de la température est présentée dans le paragraphe ci-après.

Il est connu qu'une variation instantanée des efforts de coupe et de la température de l'outil de coupe est liée à une dégradation de l'outil de coupe. Ce lien constitue la base principale de la surveillance de l'usinage [59, 60].

La Fig. 2. 47 ❶ montre les évolutions des efforts de coupe en fonction du temps pour la vitesse de coupe de 400m/min. Ces évolutions présentent des variations instantanées des efforts dues à l'usure (ébréchures) de l'arête de coupe et ces variations sont plus accentuées sur l'effort d'avance. En effet, la section du copeau est égale au produit de la profondeur de passe par l'avance ($ap \times f$). Ceci implique qu'une usure de l'arête entraîne une résistance à la coupe plus forte suivant la direction du déplacement de l'outil que dans la direction de la coupe. L'amplitude des « sauts » observée est ainsi plus importante pour l'effort d'avance (Ff) que pour l'effort de coupe (Fc).

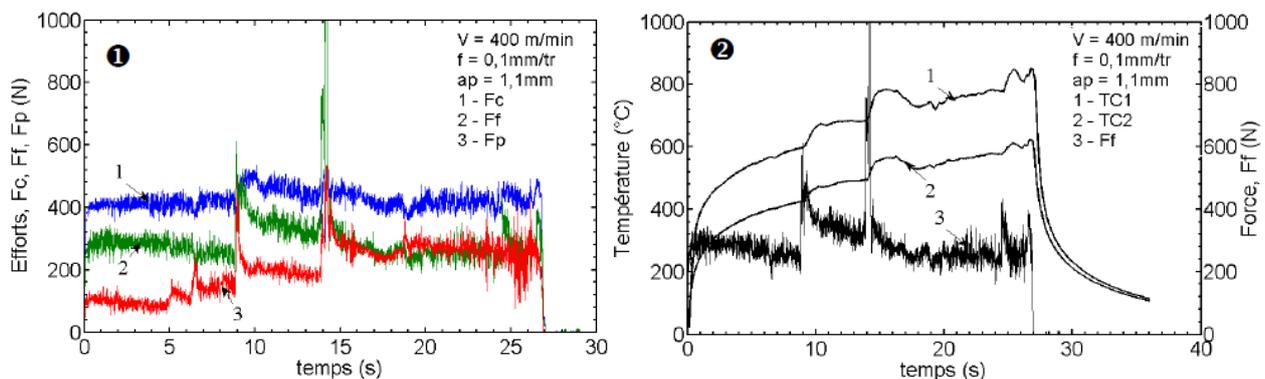


Fig. 2. 47 : ❶ - Evolution des efforts en fonction du temps,
 ❷ - Evolution de la température et de l'effort d'avance en fonction du temps

La comparaison entre les évolutions des températures et l'évolution de l'effort d'avance illustre bien que la détection des fluctuations sur l'effort d'avance coïncide avec les fluctuations sur les températures, Fig. 2. 47 ❷.

Ces résultats de mesure de température seront à nouveau considérés dans le chapitre consacré à la modélisation thermique, notamment de la plaquette de coupe, l'objectif étant d'estimer la température au niveau de l'interface outil/copeau.

Par ailleurs, comme il a été évoqué dans l'introduction de ce chapitre, pour mieux comprendre ces mécanismes, une étude tribologique a été réalisée. Cette partie tribologique est traitée dans le paragraphe suivant.

4 Etude du comportement tribologique et thermique de pions WC-6%Co par l'approche tribologie classique

L'étude expérimentale tribologique consiste à mener des essais de frottement sur un tribomètre pion sur disque. Deux types de résultats sont considérés :

- des résultats macroscopiques (évolution du coefficient de frottement, paramètres d'usure, évolution de la température),
- des résultats microscopiques qui traitent des modes et mécanismes d'endommagement au niveau de la microstructure du WC-6%Co dans des conditions de grandes vitesses de glissement.

Dans ce chapitre, seuls les résultats macroscopiques sont présentés. Les résultats à l'échelle microscopique sont présentés et discutés dans le chapitre 4.

4.1 Présentation du tribomètre à grande vitesse et des conditions d'essais

Le tribomètre à grande vitesse utilisé dans ces travaux de thèse est une adaptation du tribomètre pion/disque du CROMeP afin de tenir compte des très grandes vitesses de glissement. Le diamètre des disques a évolué de 35 à 170 mm et la hauteur de 10 à 40 mm et leur fixation sur l'arbre moteur a été consolidée.

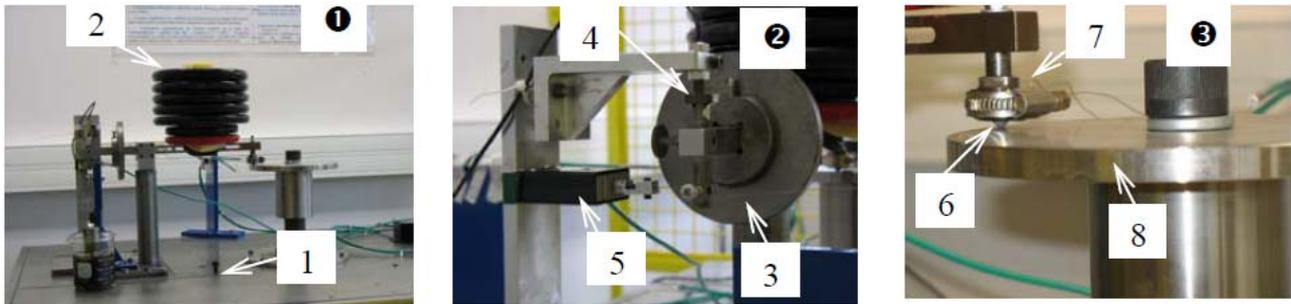
Les Fig. 2. 48 ❶-❸ montrent l'ensemble du système tribomètre de type pion sur disque après modification. Le disque (8) est animé d'un mouvement rotatif continu. Le mandrin porte-disque est directement relié à l'arbre d'un moteur autorisant des vitesses de rotation de 10 à 3000 tr/min. L'asservissement est assuré par un variateur de fréquence. Durant les essais, le moteur délivre un couple constant dès sa mise en rotation. Le chargement, ou effort normal, est effectué à l'aide de masses mortes (2) sur le bras portant le pion (capacité maximale 10 daN). L'effort de cisaillement est retransmis par le biais d'une articulation, à un capteur à jauges de déformation de traction-compression (5), situé dans le prolongement du plan de frottement. Un amortisseur est relié au bras pour limiter les vibrations pendant la mesure. Le rapport de l'effort mesuré par ce capteur par l'effort normal donne les valeurs des coefficients de frottement de type Coulomb au cours du temps.

La température du pion est mesurée par des thermocouples. L'implantation et le type de thermocouples utilisés seront donnés au paragraphe suivant. Dans le plan vertical, au niveau du capteur de mesure de l'effort tangentiel, le déplacement du bras porte pion est enregistré par un capteur inductif (4) situé au bout du porte pion (l'étendue de mesure est de $\pm 0,5$ mm). Ce capteur

enregistre le déplacement du bras qui porte les masses mortes. Il mesure donc à la fois l'usure du pion ainsi que l'usure du disque.

L'ensemble des capteurs est connecté à une centrale d'acquisition de données multivoies. Le signal analogique est amplifié et converti en un signal numérique par le système d'acquisition Labview®. L'effort de cisaillement est enregistré durant l'essai en fonction du temps ou de la distance de glissement par le logiciel Labview®.

Pour chacune des voies, il est possible de calibrer les capteurs et de traiter numériquement le signal (échantillonnage, filtrage) via un module développé sous Labview®. Cela permet d'avoir une acquisition synchronisée de tous les capteurs : effort tangentiel, température et déplacement.



1-Bâti 2-Mise en charge du bras 3-Contre poids 4-Capteur de déplacement 5-Capteur de force 6-Pion 7-Thermocouples 8-Disque

Fig. 2. 48 : Tribomètre grande vitesse.

Les conditions de frottement utilisées pour les essais sont résumées dans le Tableau 2. 5. Ces essais sont réalisés sous différentes charges (F_N), différentes vitesses de glissement (V_g), et différentes durées de frottement (t). La variation des conditions de frottement a eu pour premier objectif de trouver le ou les triplets (F_N , V_g , t) qui génèrent des endommagements du pion en WC-Co similaires à ceux observés sur les plaquettes de coupe et pour deuxième objectif, d'étudier l'évolution de différents mécanismes en fonction des conditions d'essais.

Tableau 2. 5 : Conditions expérimentales.

Charge (N)	20, 40, 50, 60, 100
Vitesse de glissement (m/min)	60, 100, 300, 400, 600
Environnement	Sous air ambiant, température du laboratoire (20°C) Sans lubrification

4.2 Présentation des éprouvettes : pion et disque

Les pions sont en carbure de tungstène fritté WC-6%Co de nuance identique à celle utilisée pour la réalisation des plaquettes de coupe. Les pions ont une forme cylindrique de diamètre 10 mm à bout conique avec une surface de contact plane Fig. 2. 49❶. La surface de contact a un diamètre de 2 mm. La rugosité arithmétique moyenne (R_a) est de $0,600 \pm 0,030 \mu\text{m}$. Des exemples de la topographie 3D et du profil 2D de la surface initiale de contact sont illustrés par la Fig. 2. 50❶-❷. Le profil 2D est obtenu le long de la ligne définie sur la Fig. 2. 50❶.

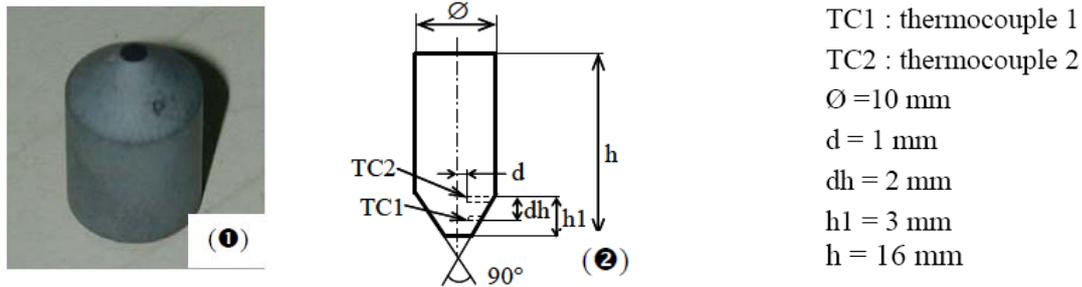


Fig. 2. 49 : Géométrie du pion.



Fig. 2. 50 : Etat de surface du pion avant essai :

①- Surface 3D ; ②- profil 2D (2 mm de longueur))

Deux thermocouples de type K de diamètre 0,5 mm sont implantés dans le pion pour mesurer l'évolution de la température dans celui-ci. Les trous d'implantation des thermocouples ont un diamètre de 0,6 mm (Fig. 2. 49). Le maintien des thermocouples dans les trous d'implantation est réalisé grâce à une laque d'argent (AGAR SILVER PAINT) très conductrice identique à celle utilisée lors des essais d'usinage. Pour effectuer les essais dans les mêmes conditions, une même méthodologie a été respectée pour la fixation des thermocouples et pour l'ensemble de la préparation de chaque essai (Annexe 2-1).

Tous les essais de frottement sont réalisés sur des disques en acier C45 (AISI 1045). Le disque a un diamètre de 170 mm et une épaisseur 10 mm. La rugosité arithmétique moyenne (R_a) est de l'ordre de 0,8 μm . Une topographie 3D et un profil 2D de la surface vierge du disque sont illustrés par la Fig. 2. 51 ①-②. Le profil 2D est obtenu le long de la ligne définie sur la Fig. 2. 51 ①

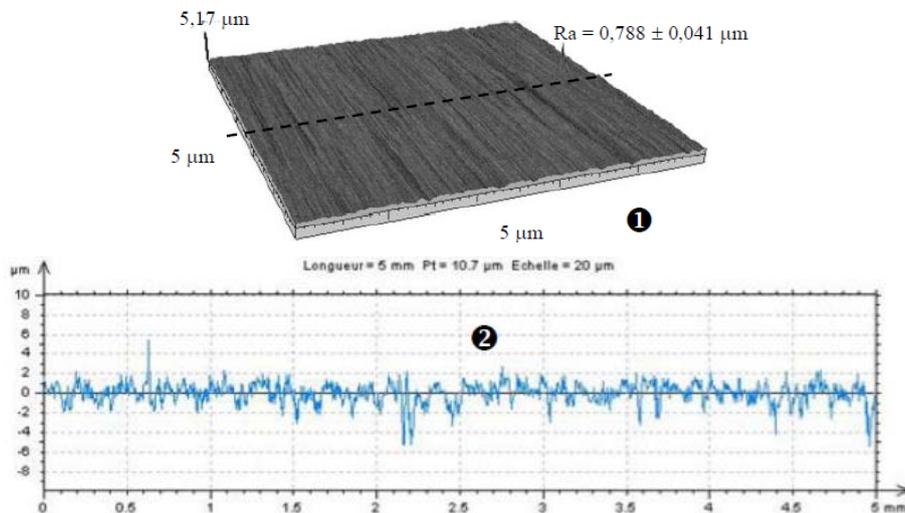


Fig. 2. 51 : Rugosité de la surface du disque avant essai :

①- Surface 3D, ②- profil 2D (5 mm de longueur).

Les surfaces des pions et des disques sont soigneusement nettoyées à l'acétone et à l'éthanol avant le démarrage de l'essai de frottement.

Résultats tribologiques

Les vitesses de glissement des premiers essais sur le tribomètre pion sur disque ont été choisit dans la gamme des vitesses de coupe obtenues lors des précédents essais de tournage ($V_g \leq 400$ m/min) avec des durées de frottement inférieures ou égales à 15 min et des chargements de 40 à 60N. Il est essentiel de préciser ici qu'il ne s'agit pas d'une transposition des conditions d'usinage sur les conditions de frottement. L'analyse des surfaces des pions en carbure a montré que les conditions d'essais ($V_g \leq 400$ m/min, $t \leq 15$ min et $F_N \leq 50$ N) ne produisaient pas un endommagement des surfaces similaire à celui des plaquettes de coupe. Le critère principal de comparaison était la présence ou non de transfert métallique sur la surface de frottement du pion (Fig. 2. 52). Suite à cette analyse, des essais d'une durée de 60 et 120 min, sous une charge 60 N et pour les vitesses de 400 et 600 m/min ont été réalisés. Ces paramètres ont induit des dégradations de la surface des pions similaires en plusieurs points avec celles du paragraphe § 3.3.2.3. Le choix d'augmenter la durée des essais au lieu de la charge (pour être plus représentatif en termes de pressions de contact) est dû à la faible capacité en charge supportée par le bras du tribomètre, soit 100 N.

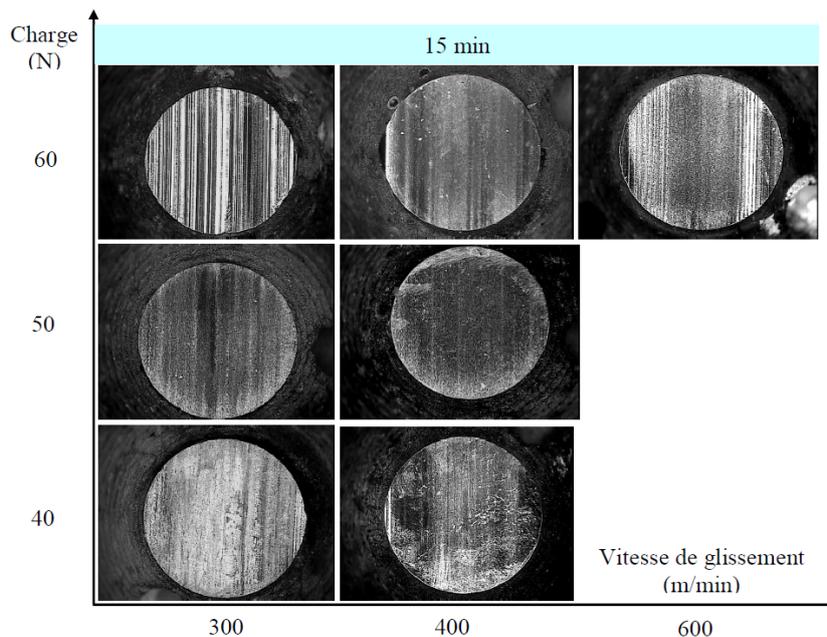


Fig. 2. 52 : Carte des conditions expérimentales de frottement : absence de transfert métallique

4.2.1 Evolutions des grandeurs tribométriques mesurées

4.2.1.1 Evolution du coefficient de frottement

Un exemple de courbe d'évolution du coefficient de frottement pour une vitesse 600m/min, pour une charge de 60 N et pour une durée d'essai de 1 heure est représenté par la courbe de la Fig. 2. 53. Cette figure montre trois étapes bien distinctes dans l'évolution du coefficient de frottement. L'analyse des courbes de frottement permet de suivre l'évolution et le changement des modes de dégradation dans le contact.

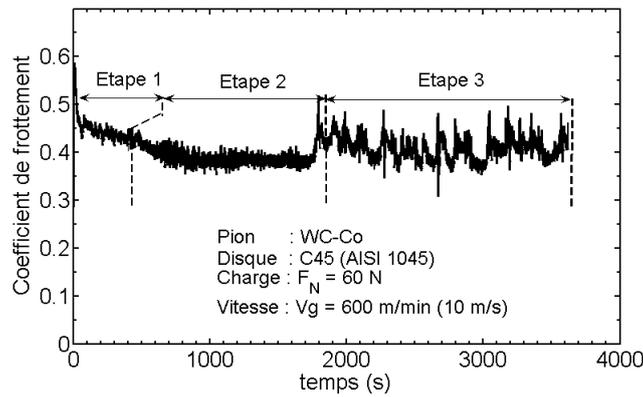


Fig. 2. 53 : Evolution du coefficient de frottement et identification de 3 étapes.

- Etape 1 : Cette étape correspond à une augmentation brutale du coefficient de frottement durant les premiers instants de frottement, Fig. 2. 53. Elle s'explique par des chocs entre les aspérités des surfaces antagonistes. Par la suite, la rupture de ces aspérités s'accompagne de la diminution du coefficient de frottement. Lorsque les surfaces des deux antagonistes en contact sont plus homogènes en termes d'aspérités des surfaces, le coefficient de frottement commence à devenir stable (fin du rodage), c'est le début de l'étape 2.
- Etape 2 : Dans cette partie, le coefficient de frottement se stabilise. Cette stabilité résulte de l'accommodation de l'interface de frottement. Les aspérités sont cisailées et on commence à avoir une production significative de petites particules provenant des deux surfaces. La production des particules et l'augmentation de la température induisent un changement de l'évolution du coefficient de frottement. Toute la transition entre le régime transitoire (étape1) et le régime stable (étape 2) caractérise la fin de rodage.
- Etape 3 : Cette étape indique non seulement une nouvelle augmentation du coefficient de frottement, mais surtout une forte perturbation soutenue par la portée de la courbe. Cette perturbation apparaît environ vers 1600 s. Elle peut avoir pour origine une l'évolution des conditions de contact à l'interface par le biais de la circulation des débris.

Pour conforter ces différentes évolutions, des essais complémentaires ont été réalisés pour des durées correspondant à l'étape 2, au début de l'étape 3 et au-delà de 60 min (Fig. 2. 54 ①-④).

Les évolutions de courbes de frottement montrent des similitudes quant aux différentes étapes. Ceci confirme d'une part que la circulation des débris dans le contact ne se produit qu'après un certain temps (temps supérieur à 1500 s). Au delà de 60 minutes, la stabilisation du coefficient de frottement traduirait la fin de la circulation des débris dans le contact.

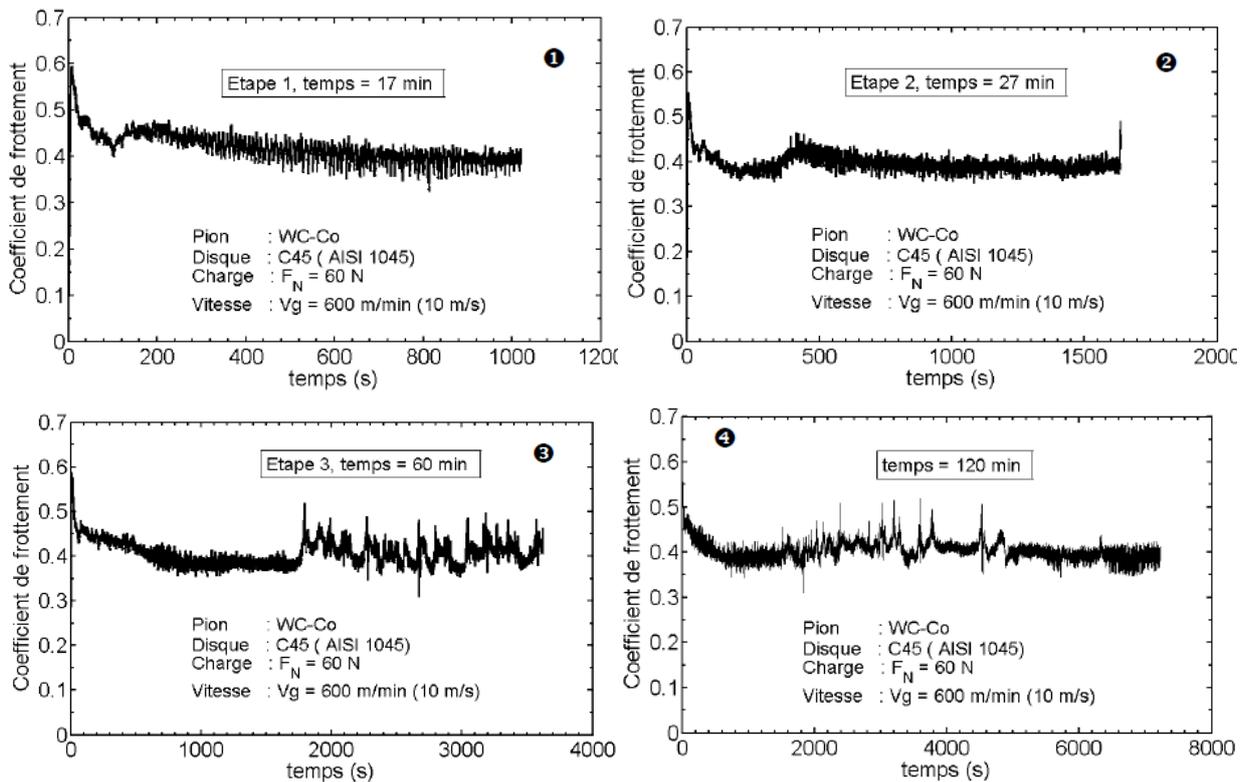


Fig. 2. 54 : Evolution du coefficient de frottement en fonction du temps :

❶- t = 17 min, ❷- t = 27 min ❸- t = 60 min ❹- t = 120 min

Le Tableau 2. 6 récapitule les valeurs du coefficient de frottement moyen pour une vitesse de 600 m/min et une charge de 60 N et pour différentes durées d'essai. Si l'évolution du coefficient de frottement n'est pas constante mais fortement perturbée au cours du temps, les valeurs moyennes ne permettent pas de rendre compte de ces perturbations car celles-ci sont très similaires.

Tableau 2. 6 : Valeurs du coefficient de frottement moyen pour différentes durées d'essai, $F_N=60N$ et $V=600$ m/min.

Durée (en min)	17	27	60	120
Valeur du coefficient	0,410±0,020	0,390±0,015	0,390±0,016	0,400±0,017

Les courbes d'évolution des coefficients de frottement de tous les essais réalisés sont données en Annexe 2-6.

4.2.1.2 Evolution de la température dans le pion

Les évolutions des températures des thermocouples TC1 et TC2 en fonction du temps d'essai sont représentées sur le même graphique que l'évolution du coefficient de frottement (Fig. 2. 55). Le frottement entre deux corps induit la production de chaleur et par conséquent l'élévation de la température dans le contact. Dans nos essais, les élévations de température peuvent atteindre 550°C à 1 mm de la surface de contact (TC1, Fig. 2. 55). Cette température influence considérablement le comportement mécanique et les propriétés physico-chimiques des surfaces en contact [61].

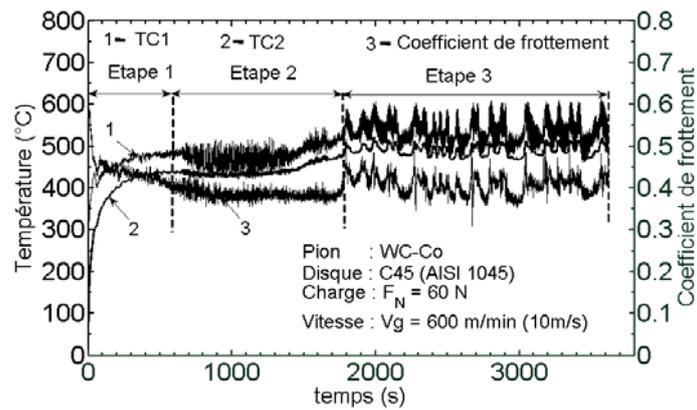


Fig. 2. 55 : Evolutions de la température au niveau des thermocouples TC1, TC2 et évolution du coefficient de frottement en fonction du temps.

La variation de la température du thermocouple TC1 présente de fortes similitudes avec la variation du coefficient de frottement. Afin de s'assurer que les similitudes observées ne sont pas liées à un problème d'acquisition, un essai similaire a été réalisé en enregistrant les grandeurs mécaniques et les grandeurs thermiques sur deux chaînes d'acquisition différentes. Les résultats sont identiques : les évolutions globales des températures et des valeurs de coefficient de frottement dans le contact sont donc fortement similaires. Ces similitudes ont également été observées par Paris et al. [62] lors d'une étude de l'usure du couple de matériaux 100Cr6-C/SiC.

Les différentes étapes considérées dans le cas de l'évolution du coefficient de frottement peuvent être reportées sur l'évolution de la température. Ainsi les arguments développés sont valables pour la température. En effet, le changement des fluctuations correspond à un changement du comportement de l'interface.

Il faut également noter que plus le thermocouple est proche de la surface de contact, plus celui-ci est sensible aux variations locales de flux et répond de manière similaire aux variations du coefficient de frottement Fig. 2. 55. L'analyse des Fig. 2. 56 ①-② montre qu'il y a plus de fluctuations sur les courbes de températures mesurées par le thermocouple TC1 que sur celles de TC2. En effet le thermocouple TC1 se situe initialement à 1 mm de la surface de contact et TC2 à 3 mm de la surface.

Ceci conforte l'hypothèse que les variations de coefficient de frottement, comme les variations de la température TC1 sont fortement dépendantes de la circulation des débris (usure) dans le contact.

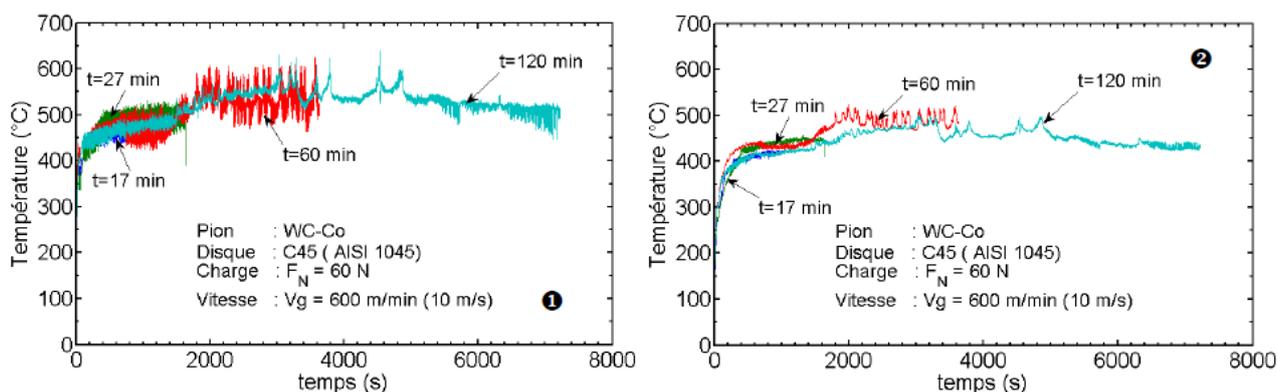


Fig. 2. 56 : Evolutions de la température en fonction du temps pour des essais de différentes durées.

❶- du thermocouple TC1, ❷- du thermocouple TC2

Une analyse macroscopique des faciès de frottement des pions, en considérant les différentes étapes de l'évolution du coefficient de frottement, est présentée dans le paragraphe suivant.

Evolutions des surfaces de contact des pions

Dans cette analyse macroscopique, seuls les résultats issus de la vitesse de glissement de 600 m/min sont présentés.

La Fig. 2. 57 présente les macrographies de la surface de contact du pion à l'état initial et pour les durées d'essais de frottement de 17, 27, 60 et 120 minutes. L'observation de ces figures montre qu'après 17 min de frottement, il y a apparition de stries parallèles à la direction de frottement dont la position évolue de l'extérieur vers le centre du contact en fonction de la durée d'essais. On note également la présence de transfert du disque (adhésion) sur le pion en carbure, après 27 minutes d'essais. De plus, on peut constater que les stries et le transfert de matière s'accompagnent de l'usure du pion car le diamètre de la surface de contact du pion augmente avec la durée d'essai.

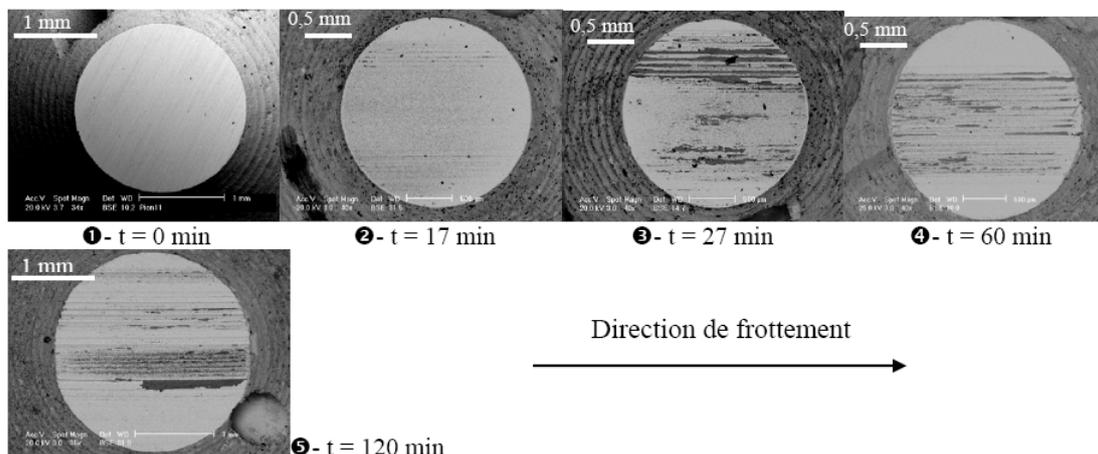


Fig. 2. 57 : Observations macroscopiques des évolutions de la dégradation de la surface du pion en fonction du temps.

La Fig. 2. 58 présente les topographies 3D et des profils de surface 2D de la surface de contact du pion à l'état initial et pour les différentes durées d'essais.

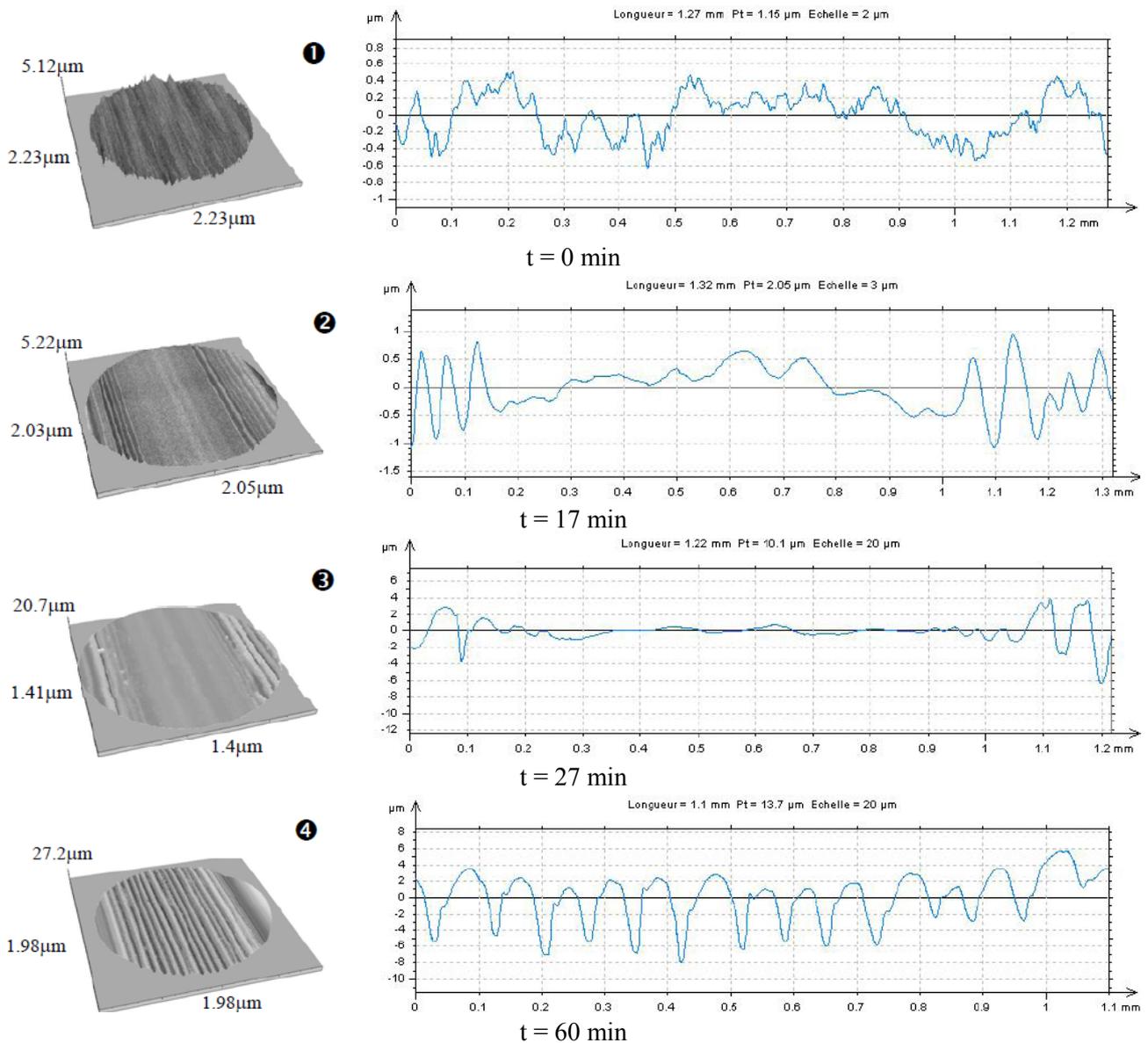
Jusqu'à 27 min, c'est le phénomène de polissage des aspérités du pion qui est prédominant (abrasion) Fig. 2. 57❷-❸ et Fig. 2. 58❷-❸. A partir de 27 min et jusqu'à 120 min, les stries deviennent plus régulières et plus profondes Fig. 2. 57❸-❺ et Fig. 2. 58❸-❺ et se concentrent au centre du contact. La profondeur des stries augmente avec la durée d'essai car elle évolue d'une

amplitude de $2\ \mu\text{m}$ après 17 min à une amplitude de $8\ \mu\text{m}$ après 60 min et de $20\ \mu\text{m}$ après 120 min. Les débris de carbure et d'acier piégés dans ces sillons conduisent à amplifier le mécanisme d'abrasion du pion au cours du temps.

Parallèlement au mécanisme d'abrasion, il y a transfert de matière du disque sur le pion (adhésion) après 17min d'essai. Les zones de transfert sont préférentiellement observées dans les zones d'apparition de stries (creux des sillons).

Les profils rugosimétriques indiquent que l'aire réelle de contact évolue au cours du frottement. Après une période de rodage, l'apparition des stries parallèles au frottement augmente notablement les pressions de contact, ce qui peut conduire à des usures plus prononcées.

L'évolution de l'interface de contact du pion, qui fait apparaître les différents modes d'usure, est due non seulement à la durée d'essai et à la circulation des débris dans le contact mais aussi à la modification des propriétés thermomécaniques des interfaces de contact.



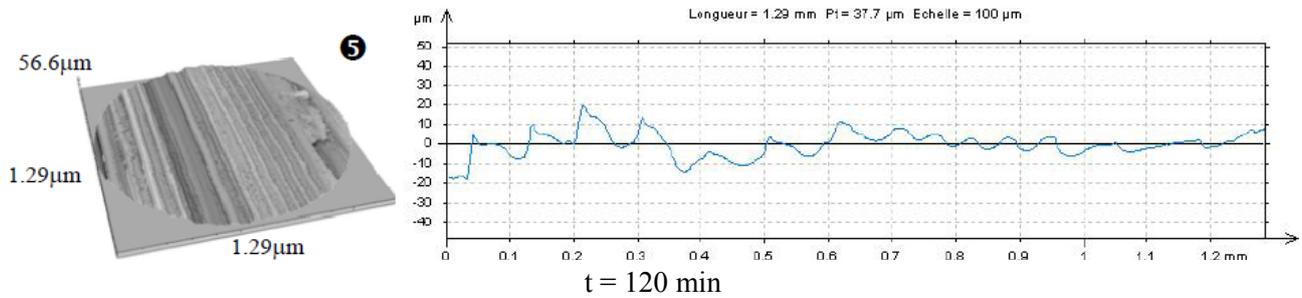


Fig. 2. 58 : Evolution de la topographie de la surface du pion en fonction du temps ($V=600\text{m/min}$, $F_N=60\text{N}$).

L'observation des Fig. 2. 57 ②-⑤ et Fig. 2. 58 ②-⑤ renseigne globalement sur les modes classiques d'endommagement qui sont : abrasion, adhésion et probablement d'autres modes d'endommagement non observables à l'échelle macroscopique.

4.2.2 Influence des conditions expérimentales

4.2.2.1 Influence de la vitesse de glissement sur le coefficient de frottement

La vitesse de glissement et le temps sont des paramètres qui influent sur les mécanismes de dégradation [63]. Cependant il faut noter que la vitesse de glissement et le chargement sont les deux paramètres les plus influents sur la valeur moyenne du coefficient de frottement. La Fig. 2. 59 présente l'évolution du coefficient de frottement moyen en fonction de la vitesse de glissement et montre que le coefficient de frottement diminue quand la vitesse de glissement augmente. Cette tendance a également été observée par Savaskan et al. [64] et He et al. [63]. En effet He et al. [63], lors d'une étude d'usure d'acier à outil SKH9 revêtu, expliquent la diminution du coefficient de frottement en fonction de la vitesse, par la présence d'une couche d'oxyde. Cette couche se comporterait comme un lubrifiant solide et faciliterait ainsi le glissement des surfaces en contact.

Compte-tenu des températures importantes atteintes dans le contact aux fortes vitesses (température $> 300^\circ\text{C}$ à 1 mm de la surface), la diminution du coefficient de frottement moyen peut provenir de la présence d'oxydes à la surface du disque comme établi par les précédents auteurs, mais aussi de la perte des propriétés mécaniques du liant Co, ce qui favoriserait le cisaillement à l'interface.

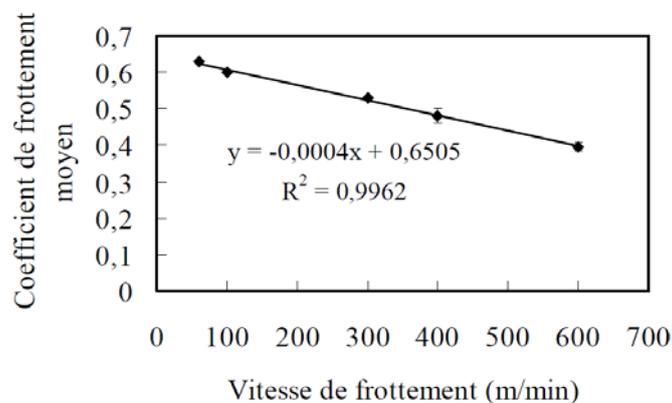


Fig. 2. 59 : Evolution du coefficient de frottement en fonction des vitesses de glissement pour une charge normale de 60 N et une durée d'essai de 15 min.

4.2.2.2 Influence de la vitesse de glissement sur la température

La Fig. 2. 60 présente l'évolution de la température moyenne du thermocouple TC1 en fonction de la vitesse de glissement pour une même durée de frottement de 15 min et pour une charge normale de 60N.

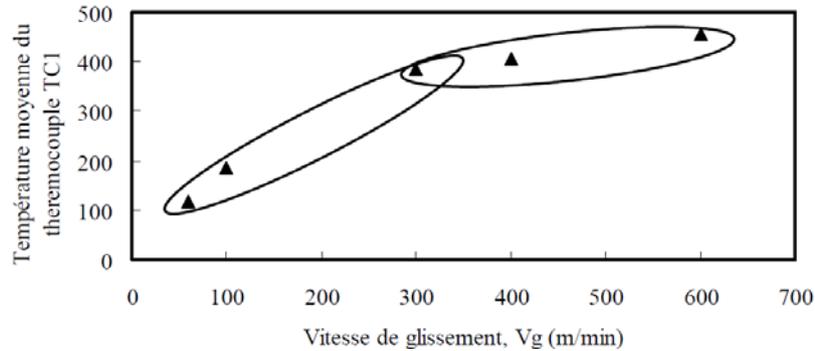


Fig. 2. 60 : Evolution de la température moyenne du thermocouple TC1 en fonction de la vitesse de glissement.

L'augmentation de la température en fonction de la vitesse de glissement est due à l'augmentation de la puissance dissipée dans le contact. Cette augmentation est plus significative pour les vitesses inférieures à 300 m/min, tandis qu'elle est faible au-delà de 300 m/min. La variation moins marquée aux vitesses supérieures à 300m/min peut être également due aux conditions aux limites autour du pion (convection). Il est à noter que la perte dimensionnelle du pion qui pourrait influencer les mesures des thermocouples peut être négligée. En effet, l'observation de la Fig. 2. 56 ①-② montre que les températures des essais à 60 min et à 120 min sont quasiment les mêmes, avec une légère diminution de la température pour l'essai à 120 min.

Les mesures de température peuvent également être influencées par d'autres phénomènes comme la résistance thermique de contact couplée à la dégradation des surfaces en frottement. En particulier, les mécanismes d'abrasion étant prédominants aux fortes vitesses de glissement, si les stries des surfaces de frottement augmentent localement la pression, elles contribuent à diminuer considérablement l'aire de contact susceptible de transmettre le flux de chaleur (constriction). Les phénomènes d'augmentation de pression et de diminution d'aire réelle de contact s'opposent, ce qui induit une pente plus faible pour les grandes vitesses.

4.2.2.3 Influence de la charge normale sur le coefficient de frottement

La charge appliquée durant le frottement est le deuxième paramètre qui influence le coefficient de frottement. La Fig. 2. 61 présente l'évolution du coefficient de frottement moyen en fonction du chargement appliqué sur le pion, pour une vitesse de 400 m/min. Dans ce cas, l'évolution du coefficient de frottement est nettement moins significative. Il apparaît que le coefficient de frottement est relativement stable lorsque la charge augmente entre 20 et 50 N. Par contre, il diminue au-delà de 50 N.

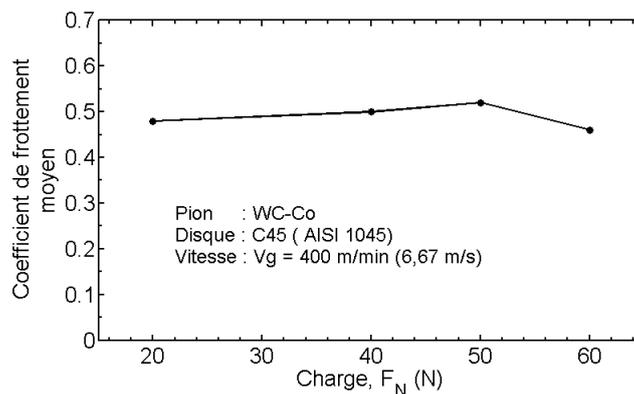
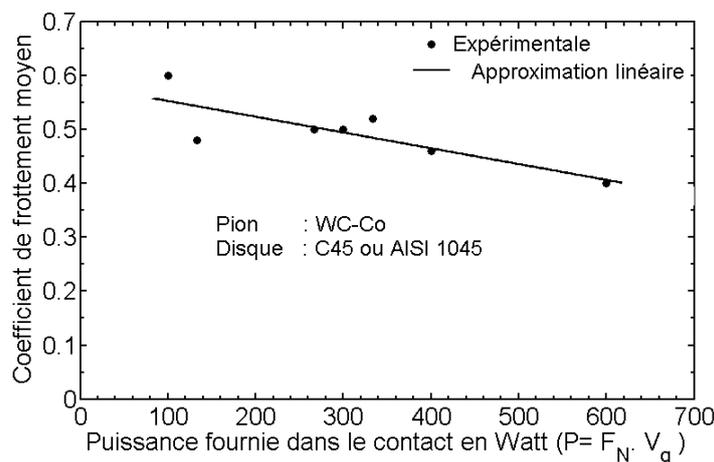


Fig. 2. 61 : Evolution du coefficient de frottement en fonction de la charge.

En raisonnant en termes de puissance fournie dans le contact, il s'avère que les valeurs sont en très bonne cohérence avec celles obtenues pour l'étude du coefficient de frottement en fonction de la vitesse de glissement (Fig. 2. 62). Ceci confirme que le coefficient de frottement est sensible à la charge normale et à la vitesse de glissement via la puissance fournie au contact.


 Fig. 2. 62 : Evolution du coefficient de frottement en fonction de la puissance fournie au contact ($F_N = 20, 40, 50, 60$ et $V_g = 100, 300, 400, 600$ m/min).

4.2.3 Relations entre paramètres d'usure et énergies dissipées par frottement

4.2.3.1 Définition des grandeurs quantitatives

Les paramètres d'usure quantitatifs classiques obtenus à partir d'un essai de frottement sont le volume d'usure et le taux d'usure.

Le volume usé du pion, V_U est calculé à partir du diamètre initial (d_1) et final (d_2) de la surface de contact (équation (2.15)). Le taux d'usure $V_{\tau U}$ est calculé par l'équation (2.16).

$$V_U = \frac{\pi}{24} (d_2 - d_1) \cdot (d_1^2 + d_2^2 + d_1 \cdot d_2). \quad (2.15)$$

$$V_{\tau U} = \frac{V_U}{F_N \cdot L}. \quad (2.16)$$

avec F_N (N) la charge appliquée sur le pion et L (m) la distance de glissement.

L'évolution de ces paramètres en fonction de l'énergie dissipée dans le contact et de l'énergie thermique cumulée dans le pion permet de mieux comprendre la sévérité de l'endommagement des surfaces. En effet, une grande partie de l'énergie produite dans le contact est transformée en chaleur. La Fig. 2. 63, établie par Abdel-Aal [65], illustre une répartition qualitative des énergies consommées dans le contact. L'énergie de frottement peut être dissipée en énergie thermique pour augmenter les énergies de surfaces, les transformations microstructurales, les tribo-émissions, etc. Cette figure montre bien que l'énergie thermique cumulée est un indicateur pertinent dans la compréhension des mécanismes d'usure.

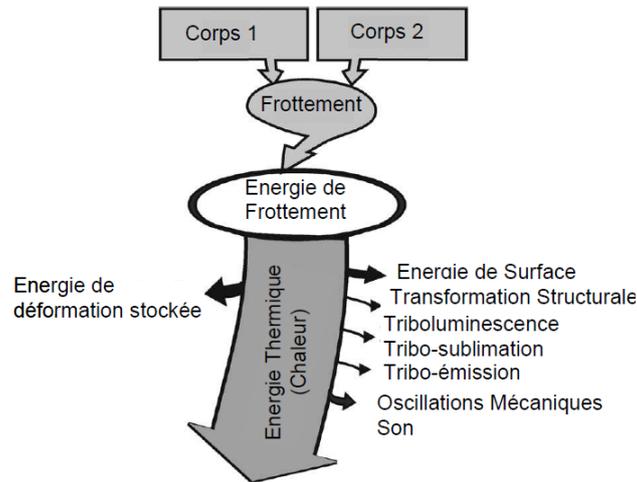


Fig. 2. 63 : Comparaison qualitative entre différentes énergies consommées dans le processus de frottement [65].

Durant le frottement, un petit déplacement du disque pendant un temps Δt , à la vitesse de glissement V_g , produit une énergie mécanique élémentaire ΔE (J) calculée à partir de l'équation (2.17). Pendant toute la durée de l'essai, il y a accumulation des énergies élémentaires ΔE en une énergie mécanique totale cumulée, E_{MC} (J) dissipée par frottement dans le contact. Cette énergie mécanique totale cumulée est calculée à partir de la courbe de frottement suivant l'équation (2.18).

$$\Delta E = F_N V_g \int_0^{\Delta t} \mu(t) dt = F_N V_g \overline{\mu}_i \Delta t . \quad (2.17)$$

$$E_{MC} = \sum \Delta E = \sum_{i=1}^n F_N V_g \overline{\mu}_i \Delta t . \quad (2.18)$$

où V_g (m/s) est la vitesse de glissement, Δt (s) l'incrément de temps (fréquence d'échantillonnage), n le nombre d'échantillonnage de données ($tf/\Delta t$), tf (s) la durée de l'essai et $\overline{\mu}_i$ le coefficient de frottement moyen pour un incrément Δt .

Une majeure partie de l'énergie (ou puissance) est dissipée sous forme de chaleur. En effet, la quantité d'énergie qui se transforme en chaleur est partagée entre les deux corps en contact. Ainsi l'énergie thermique cumulée due à la dissipation d'énergie mécanique dans le pion, E_{MP} est calculée à partir du coefficient de partage (β_p) et l'énergie totale cumulée suivant l'équation (2.19). Le coefficient de partage dépend du nombre de Peclet et varie en fonction de la vitesse de glissement, équation (2.20). Le détail du calcul du coefficient de partage (β_p) sera donné dans le chapitre 3.

$$E_{MP} = \beta_p \cdot E_{MC} \quad (2.19)$$

$$\beta_p = 1.66Vg^{-0.385} \quad (2.20)$$

L'énergie thermique cumulée dans le pion, E_{TP} peut aussi être calculée à partir de la variation de la température entre les thermocouples TC1 et TC2. L'énergie E_{TP} est donnée par l'équation (2.21) en considérant le cas de conduction thermique unidimensionnelle en coordonnées sphériques (Annexe2-7).

$$E_{TP} = S_{calotte} \frac{k_p}{\Delta h} \sum_{i=1}^n \Delta T_i \Delta t \quad (2.21)$$

où k_p (W/ (m. °C)) est la conductivité thermique du pion, $S_{calotte}$ surface de la calotte sphérique considérée (m²), Δh (m) la distance entre les deux thermocouples, et $\Delta T(t) = TC1(t) - TC2(t)$ (°C) la variation de température entre les thermocouples TC1 et TC2.

4.2.3.2 Relations entre usure et énergies

La Fig. 2. 64 ❶ représente l'évolution du volume usé en fonction de l'énergie mécanique fournie au contact (distance de glissement x charge appliquée) et de la puissance mécanique dissipée dans le pion E_{MP} (J).

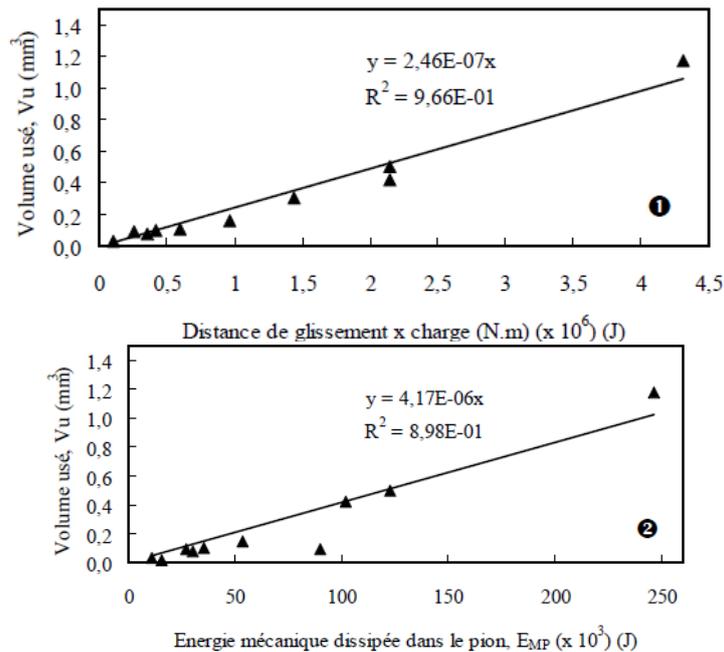


Fig. 2. 64 : Evolution du volume usé en fonction de :

- ❶- l'énergie fournie dans le contact, ❷- l'énergie dissipée dans le pion.

Cette figure intègre différentes vitesses de glissement et différentes durées d'essais. Dans les deux cas, le volume usé varie linéairement avec les énergies (énergie mécanique fournie au contact et énergie mécanique dissipée dans le pion). Le premier graphe vérifie la loi d'Archard, qui signifie que l'usure est proportionnelle à l'énergie fournie dans le contact via le taux d'usure [66, 67]. Le taux d'usure du pion, V_{tu} est égal à $2.46E-07$ (mm³/N.m). Cette linéarité indique que quelles que soient la vitesse de glissement et la durée d'essai, pour une charge normale de 60N, le mécanisme d'usure du système tribologique pion et disque est le même.

Quand bien même le coefficient de partage n'est pas linéaire en fonction de la vitesse de glissement (2.20), une tendance linéaire est obtenue entre le volume usé et l'énergie mécanique absorbée dans le pion E_{MP} (Fig. 2. 64②). Le coefficient de proportionnalité est alors égal à $4.17E-06$ ($\text{mm}^3/\text{N.m}$). De même, cette linéarité indique que quelles que soient la vitesse de glissement et la durée d'essai, pour une charge normale de 60N, le mécanisme d'usure du pion est le même.

Cela laisse supposer qu'il existe une relation linéaire entre l'énergie mécanique absorbée (E_{MP}) et l'énergie thermique dans le pion (E_{TP}) calculée par la formule (2.21). La Fig. 2. 65① illustre l'évolution de l'énergie mécanique E_{MP} en fonction de l'énergie thermique E_{TP} dans le pion. Il y a une linéarité entre ces deux formes d'énergie ce qui confirme que l'évolution de la température dans le pion dépend de l'évolution du comportement énergétique de l'interface de contact. Autrement dit, 88.5% de l'énergie mécanique adsorbée par le pion, E_{MP} , est transformée en énergie thermique.

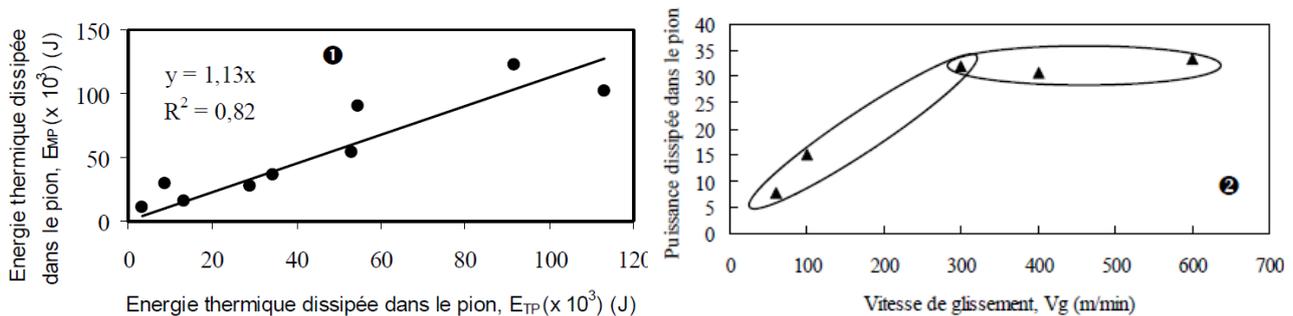


Fig. 2. 65 : ①- Part de l'énergie mécanique dissipée dans le contact en fonction de l'énergie thermique dans le pion, ②- Puissance thermique dissipée dans le pion en fonction de la vitesse de glissement ($F_N=60\text{N}$).

La Fig. 2. 65② illustre l'évolution de la puissance thermique dissipée dans le pion en fonction de la vitesse de glissement. Elle montre l'influence de la vitesse de glissement sur le comportement thermique du pion. Pour les vitesses de glissement inférieures à 300 m/min, la puissance thermique augmente fortement en fonction de la vitesse. Au-delà de la vitesse de 300 m/min la puissance thermique dissipée dans le contact reste quasiment constante. Les mêmes évolutions ont été observées précédemment sur la Fig. 2. 60.

5 Conclusion

L'analyse bibliographique du comportement tribologique des interfaces de contact en usinage présentée dans la première partie de ce chapitre a permis de comprendre les différents aspects du frottement en usinage. Il est apparu que les mécanismes qui opèrent aux interfaces de contact ne sont pas totalement identifiés. Ces interfaces font intervenir :

- les paramètres du procédé (vitesse de coupe, vitesse d'avance, profondeur de passe...),
- les propriétés mécaniques et physico-chimiques du matériau usiné et celles de l'outil de coupe,
- la chaleur générée (température) aux interfaces de contact.

Ainsi une étude expérimentale de la coupe a été réalisée afin d'aider à la compréhension de l'usure des plaquettes de coupe en fonction de différentes sollicitations thermomécaniques. Cette étude expérimentale de la coupe comporte deux volets. Le premier concerne la détermination des

conditions de coupe stable et l'analyse de l'influence des paramètres de coupe sur les grandeurs mesurées. L'autre volet a pour objectif la mesure de la température de l'outil de coupe à partir de conditions de coupe stable déterminées.

En outre, l'étude bibliographique a montré que l'étude des interfaces de frottement et de l'usure des outils de coupe peut être réalisée par le biais d'une approche tribologique classique en complément de l'étude expérimentale en usinage. Cette approche tribologique classique (pion/disque) avec mesure de température, adoptée dans ce travail de thèse, a permis d'étudier le comportement et l'usure de WC-Co dans les conditions de grandes vitesses de frottement avec un contrôle de la charge appliquée sur le pion (ce qui n'est pas le cas en usinage).

L'ensemble des résultats expérimentaux en usinage et en tribologie est résumé en ces points :

5.1 Approche d'usinage

- Les résultats ont montré que la vitesse de coupe et la vitesse d'avance sont les deux paramètres les plus influents sur les efforts de coupe. Ces efforts de coupe augmentent en fonction de la vitesse de coupe pour la gamme des vitesses de coupe de 50 à 200 m/min pour un couple (f , a_p) donné. Au-delà de 200 m/min, les efforts diminuent en fonction de la vitesse de coupe : c'est l'effet d'adoucissement thermique du matériau.
- Les essais préliminaires du COM ont permis d'obtenir les conditions de vitesse de coupe pertinentes utilisées dans la deuxième série d'essais : $250 \text{ m/min} \leq V_c \leq 450 \text{ m/min}$.
- Les essais ont montré que les types d'usure (usure macroscopique observée) dépendent fortement de la vitesse de coupe. Comme cela a été évoqué, la variation des conditions de coupe induit des variations d'efforts. Ces variations ont pour conséquence la modification des contraintes de cisaillement aux interfaces de frottement. Aux faibles vitesses, il y a adhésion sur l'arête rapportée. Au fur et à mesure que la vitesse augmente, il y a usure en dépouille et usure en cratère. Mais au-delà de 500 m/min, l'usure de l'outil devient catastrophique.
- Les résultats ont montré que la température dans l'outil de coupe augmente en fonction de la vitesse de coupe.
- Les évolutions des températures enregistrées par les thermocouples dans l'outil ne sont pas stables au-delà de la période fortement transitoire. L'augmentation de la température en fonction du temps au-delà de la période transitoire peut être due à l'évolution de l'interface de contact.
- Il a été remarqué qu'une usure de l'arête induit simultanément des sauts des efforts de coupe principalement l'effort de coupe et l'effort d'avance et des sauts de température. Ceci montre encore l'importance de la prise en compte de la température dans les mécanismes d'usure.

5.2 Approche tribologique

Les résultats de l'étude en tribologie ont montré que :

- Les évolutions du coefficient de frottement et de la température dans le pion reflètent le comportement de l'interface de contact.
- Le coefficient moyen de frottement diminue en fonction de la vitesse de glissement, par contre la température moyenne dans le pion augmente en fonction de cette même vitesse

pour une charge donnée. La température dans le pion peut atteindre 550°C à 1 mm de la surface de contact pour le cas d'une vitesse de glissement 600 m/min.

- Pour une vitesse de glissement donnée (400 m/min), le coefficient de frottement moyen est relativement stable en fonction de la charge.
- Le volume d'usure du pion est proportionnel à l'énergie mécanique fournie dans le contact et à l'énergie mécanique consommée dans le pion. Ce constat a permis d'introduire le terme d'énergie thermique calculée sur la base de la mesure des températures dans le pion. En effet, les résultats ont montré que l'énergie mécanique consommée par le pion est proportionnelle à l'énergie thermique dans le pion. La majeure partie (88,5%) de l'énergie mécanique consommée par le pion est transformée en chaleur.
- À l'échelle macroscopique l'usure des faciès de frottement aux petites vitesses de glissement ($V_g < 400$ m/min) présente uniquement des stries d'abrasion. Cette même observation a été faite pour les grandes vitesses de glissement ($V_g > 400$ m/min) en faible durée de frottement. Aux grandes vitesses de glissement, lorsque la durée de frottement est longue, il apparaît des zones de transfert sur le faciès de frottement du pion.

La prise en compte de la température dans l'analyse des mécanismes d'usure aussi bien en usinage qu'en tribologie en relation avec les résultats des simulations thermiques numériques présentés dans le chapitre 3 permettra de faire une synthèse sur les mécanismes d'usure dans le chapitre 4.

References bibliographiques

- [1] A. Cornet and J. P. Deville. *Physique et ingénierie des surface*. Monographie de matérialogie 3, 1998.
- [2] S. Han. *Mechanisms and modeling of white layer formation in orthogonal machining of steels*. PhD thesis, George W. Woodruff School of Mechanical Engineering, Georgia Institute of Technology, May 2006.
- [3] A. Molinari and M. Nouari. Modeling of tool wear by diffusion in metal cutting. *Wear*, 252(1-2):135–149, January 2002.
- [4] M. Remadna. *Le comportement du système usinant en tournage dur. Application au cas d'un acier trempé usiné avec des plaquettes CBN (Nitrure de Bore ubiquie)*. PhD thesis, Institut National des Sciences Appliquées de Lyon, 2001.
- [5] C. Y. H. Lim, P. P. T. Lau, and S. C. Lim. The effects of work material on tool wear. *Wear*, 250(1-12):344–348, October 2001.
- [6] Q. Liu and Y. Altintas. On-line monitoring of flank wear in turning with multilayered feed-forward neural network. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 39(12):1945–1959, December 1999.
- [7] S.-S. Cho and K. Komvopoulos. Wear mechanisms of multi-layer coated cemented carbide cutting tools. *J. Tribol.*, 119(1):8–17, January 1997.
- [8] Y. S. Liao and R. H. Shiue. Carbide tool wear mechanism in turning of Inconel 718 superalloy. *Wear*, 193(1):16–24, April 1996.
- [9] G. List, M. Nouari, D. Géhin, S. Gomez, J.P. Manaud, Y. Le Petitcorps, and F. Girod. Wear behaviour of cemented carbide tools in dry machining of aluminium alloy. *Wear*, 259(7-12):1177–1189, 2005.
- [10] M. Nouari and I. Iordanoff. Effect of the third-body particles on the tool-chip contact and tool-wear behaviour during dry cutting of aeronautical titanium alloys. *Tribology International*, 40(9):1351–1359, September 2007.
- [11] K.-M. Li and S. Y. Liang. Modeling of cutting forces in near dry machining under tool wear effect. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 47(7-8):1292–1301, June 2007.
- [12] A. Ebrahimi and M.M. Moshksar. Evaluation of machinability in turning of microalloyed and quenched-tempered steels: Tool wear, statistical analysis, chip morphology. *Journal of Materials Processing Technology*, 209(2):910–921, January 2009.
- [13] K. A. Venugopal, S. Paul, and A. B. Chattopadhyay. Tool wear in cryogenic turning of ti-6al-4v alloy. *Cryogenics*, 47(1):12–18, January 2007.
- [14] E. M. Trent and P. K. Wright. *Metal Cutting (Fourth Edition)*. Butterworth-Heinemann, 2000.
- [15] H. S. Qi and B. Mills. On the formation mechanism of adherent layers on a cutting tool. *Wear*, 198(1-2):192–196, October 1996.

- [16] G. List. *Etude des mécanismes d'endommagement des outils carbure WC-Co par la caractérisation de l'interface outil-copeau : Application à l'usinage à sec de l'Alliage d'Aluminium Aéronautique AA2024 T351*. PhD thesis, Ecole Nationale Supérieure d'Arts et Métiers, 2004.
- [17] D. Jianxin, L. Yousheng, and S. Wenlong. Diffusion wear in dry cutting of Ti-6Al-4V with WC/Co carbide tools. *Wear*, In Press, Corrected Proof:–, 2008.
- [18] S. Giménez, S.G. Huang, O. Van der Biest, and J. Vleugels. Chemical reactivity of PVD-coated WC-Co tools with steel. *Applied Surface Science*, 253(7):3547–3556, January 2007.
- [19] T. Childs, K. Maekawa, T. Obikawa, and Y. Yamane. *Metal Machining: Theory and Applications*. John Wiley & Sons Inc., 2000.
- [20] H. O. Gekonde and S. V. Subramanian. Tribology of tool-chip interface and tool wear mechanisms. *Surface and Coatings Technology*, 149(2-3):151–160, January 2002.
- [21] K. Kudou, T. Ono, and S. Okada. Crater wear characteristics of an Fe-diffused carbide cutting tool. *Journal of Materials Processing Technology*, 132(1-3):255–261, January 2003.
- [22] R. F. Ávila, C. Godoy, A. M. Abrão, and M. M. Lima. Topographic analysis of the crater wear on TiN, Ti(C,N) and (Ti,Al)N coated carbide tools. *Wear*, 265(1-2):49–56, June 2008.
- [23] A. Devillez, S. Lesko, and W. Mozer. Cutting tool crater wear measurement with white light interferometry. *Wear*, 256(1-2):56–65, January 2004.
- [24] S. Raman, A. Longstreet, and D. Guha. A fractal view of tool-chip interfacial friction in machining. *Wear*, 253(11-12):1111–1120, December 2002.
- [25] L. C. Lee, X. D. Liu, and K. Y. Lam. Determination of stress distribution on the tool rake face using a composite tool. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 35(3):373–382, March 1995.
- [26] R. M'Saoubi and H. Chandrasekaran. Innovative methods for the investigation of tool-chip adhesion and layer formation during machining. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 54(1):59–62, 2005.
- [27] S. P. F. C. Jaspers. *Metal Cutting Mechanics and Material Behaviour*. PhD thesis, Technische Universiteit Eindhoven, 1999.
- [28] T. H. C. Childs. Friction modelling in metal cutting. *Wear*, 260(3):310–318, February 2006.
- [29] T. H. C. Childs. Numerical experiments on the influence of material and other variables on plane strain continuous chip formation in metal machining. *International Journal of Mechanical Sciences*, 48(3):307–322, March 2006.
- [30] G. Poulachon, A. L. Moisan, and M. Dessoly. Contribution à l'étude des mécanismes de coupe en tournage dur. *Mécanique & Industries*, 3(4):291–299, 2002.
- [31] G.-L. Chern. Development of a new and simple quick-stop device for the study on chip formation. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 45(7-8):789–794, June 2005.
- [32] A. Moufki, A. Molinari, and D. Dudzinski. Modelling of orthogonal cutting with a temperature dependent friction law. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 46(10):2103–2138, October 1998.
- [33] D. Ryckelynck and M. Meiller. Modélisation du frottement outil-pièce pour la simulation de la coupe par la méthode des éléments finis. *Mécanique & Industries*, 3(4):323–332, 2002.

- [34] F. Zemezmi, W. Ben salem, J. Rech, A. Dogui, and P. Kapsa. New tribometer designed for the characterisation of the friction properties at the tool/chip/workpiece interfaces in machining. *Tribotest*, 14(1):11–25, 2008.
- [35] C. Bonnet, F. Valiorgue, J. Rech, C. Claudin, H. Hamdi, J. M. Bergheau, and P. Gilles. Identification of a friction model : Application to the context of dry cutting of an AISI 316L austenitic stainless steel with a TiN coated carbide tool. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 48(11):1211–1223, September 2008.
- [36] M. Olsson, S. Soderberg, S. Jacobson, and S. Hogmark. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 29(3):370–390, 1989.
- [37] F. Zemezmi, J. Rech, W. Ben Salem, A. Dogui, and P. Kapsa. Identification of a friction model at tool/chip/workpiece interfaces in dry machining of AISI4142 treated steels. *Journal of Materials Processing Technology*, 209(8):3978–3990, April 2009.
- [38] F. Zemezmi, J. Rech, W. Ben Salem, P Kapsa, and A. Dogui. Analyse du frottement aux interfaces pièce-outil-copeau au cours de l’usinage d’un acier 42CrMo4. In *18ème Congrès Français de Mécanique à Grenoble*, 27-31 août 2007.
- [39] J. Rech, C. Claudin, and E. D'Eramo. Identification of a friction model—Application to the context of dry cutting of an AISI 1045 annealed steel with a TiN-coated carbide tool. *Tribology International*, 42(5):738–744, May 2009.
- [40] W. Grzesik, Z. Zalisz, and P. Nieslony. Friction and wear testing of multilayer coatings on carbide substrates for dry machining applications. *Surface and Coatings Technology*, 155(1):37–45, June 2002.
- [41] M. Habak. *Etude de l'influence de la microstructure et des paramètres de coupe sur le comportement en tournage dur de l'acier a roulement 100Cr6*. PhD thesis, Ecole Nationale Supérieure d'Arts et Métiers, 2006.
- [42] J. Brocail, M. Watremez, L. Dubar, and B. Bourouga. Contact and friction analysis at tool-chip interface to high-speed machining. In *The 11th International ESAFORM Conference on Material Forming*, Lyon - France, April 23-25 2008.
- [43] E. O. Ezugwu, C. I. Okeke, and A. R. Machado. High speed threading of inclusion-modified steels with coated carbide tools. *Journal of Materials Processing Technology*, 86(1-3):216–225, February 1998.
- [44] L. J. Yang. Determination of the wear coefficient of tungsten carbide by a turning operation. *Wear*, 250(1-12):366–375, October 2001.
- [45] L. J. Yang. Pin-on-disc wear testing of tungsten carbide with a new moving pin technique. *Wear*, 225-229(Part 1):557–562, April 1999.
- [46] L. J. Yang. Wear coefficient of tungsten carbide against hot-work tool steel disc with two different pin settings. *Wear*, 257(5-6):481–495, September 2004.
- [47] J. Deng, J. Liu, Z. Ding, and M. Niu. Unlubricated friction and wear behaviors of ZrN coatings against hardened steel. *Materials & Design*, 29(9):1828–1834, October 2008.
- [48] J. Deng, J. Liu, J. Zhao, and W. Song. Wear mechanisms of PVD ZrN coated tools in machining. *International Journal of Refractory Metals and Hard Materials*, 26(3):164–172, May 2008.

- [49] J. Deng, J. Liu, J. Zhao, W. Song, and M. Niu. Friction and wear behaviors of the PVD ZrN coated carbide in sliding wear tests and in machining processes. *Wear*, 264(3-4):298–307, February 2008.
- [50] J. Deng, W. Song, H. Zhang, and J. Zhao. Performance of PVD MoS₂/Zr-coated carbide in cutting processes. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 48(14):1546–1552, November 2008.
- [51] L.A. Dobrzanski, D. Pakula, A. Kriz, M. Sokovic, and J. Kopac. Tribological properties of the PVD and CVD coatings deposited onto the nitride tool ceramics. *Journal of Materials Processing Technology*, 175(1-3):179–185, June 2006.
- [52] www.matweb.com. Matweb: Material property data, march 2006.
- [53] P. Miranzo, M.I. Osendi, E. Garciaa, J.S. b Fernandes, Silvac V.A., Costa F.M., and R.F. Silvac. Thermal conductivity enhancement in cutting tools by chemical vapor deposition diamond coating. *Diamond and Related Materials*, 11:703–707, 2002.
- [54] C. Barlier and L. Girardin. *Mémotech productique matériaux et usinage*, pp 182-183 & 190. EL educativre, 1992.
- [55] M. A. Davies, T. Ueda, R. M'Saoubi, B. Mullany, and A. L. Cooke. On the measurement of temperature in material removal processes. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 56(2):581–604, 2007.
- [56] M. Nouari and A. Molinari. Experimental verification of a diffusion tool wear model using a 42CrMo4 steel with an uncoated cemented tungsten carbide at various cutting speeds. *Wear*, 259(7-12):1151–1159, 2005.
- [57] N. A. Abukhshim, P. T. Mativenga, and M. A. Sheikh. Investigation of heat partition in high speed turning of high strength alloy steel. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 45(15):1687–1695, December 2005.
- [58] L. Filice, D. Umbrello, S. Beccari, and F. Micari. On the FE codes capability for tool temperature calculation in machining processes. *Journal of Materials Processing Technology*, 174(1-3):286–292, May 2006.
- [59] M. Malekian, S. S. Park, and M. B. G. Jun. Tool wear monitoring of micro milling operations. *Journal of Materials Processing Technology*, In Press, Accepted Manuscript:–.
- [60] C. Barlier, C. Lescalier, and A. Moisan. Continuous flank wear measurement of turning tools by integrated microthermocouple. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 46(1):35–38, 1997.
- [61] B. Vick and M. J. Furey. A basic theoretical study of the temperature rise in sliding contact with multiple contacts. *Tribology International*, 34(12):823–829, December 2001.
- [62] J. Y. Paris, L. Vincent, and J. Denape. High-speed tribological behaviour of a carbon/silicon-carbide composite. *Composites Science and Technology*, 61(3):417–423, February 2001.
- [63] J. L. He, Y. H. Lin, and K. C. Chen. Wear performance of CAP-titanium nitride-coated high-speed steel in different dry sliding conditions. *Wear*, 208(1-2):36–41, July 1997.

- [64] T. Savaskan and Y. Alemdag. Effects of pressure and sliding speed on the friction and wear properties of Al-40Zn-3Cu-2Si alloy: A comparative study with SAE 65 bronze. *Materials Science and Engineering: A Savaskan, T. and Alemdag, Y.*, 496(1-2):517–523, November 2008.
- [65] H. A. Abdel-Aal. On the interdependence between kinetics of friction-released thermal energy and the transition in wear mechanisms during sliding of metallic pairs. *Wear*, 254(9):884–900, May 2003.
- [66] M. Z. Huq and J. P. Celis. Reproducibility of friction and wear results in ball-on-disc unidirectional sliding tests of tin-alumina pairings. *Wear*, 212(2):151–159, December 1997.
- [67] M. Z. Huq and J. P. Celis. Expressing wear rate in sliding contacts based on dissipated energy. *Wear*, 252(5-6):375–383, March 2002.
- [68] R. Komanduri and Z. B. Hou. A review of the experimental techniques for the measurement of heat and temperatures generated in some manufacturing processes and tribology. *Tribology International*, 34(10):653–682, October 2001.
- [69] W. Grzesik. The role of coatings in controlling the cutting process when turning with coated indexable inserts. *Journal of Materials Processing Technology*, 79(1-3):133–143, July 1998.
- [70] H. T. Young and T. L. Chou. Investigation of edge effect from the chip-back temperature using IR thermographic techniques. *Journal of Materials Processing Technology*, 52(2-4):213–224, 1995.
- [71] R. M'Saoubi and H. Chandrasekaran. Investigation of the effects of tool micro-geometry and coating on tool temperature during orthogonal turning of quenched and tempered steel. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 44(2-3):213–224, February 2004.
- [72] J. Zueco and F. Alhama. Inverse estimation of temperature dependent emissivity of solid metals. *Journal of Quantitative Spectroscopy and Radiative Transfer*, 101(1):73–86, September 2006.
- [73] J. C. Outeiro, J. C. Pina, R. M'Saoubi, F. Pusavec, and I. S. Jawahir. Analysis of residual stresses induced by dry turning of difficult-to-machine materials. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 57(1):77–80, 2008.
- [74] J.C. Outeiro, D. Umbrello, and R. M'Saoubi. Experimental and numerical modelling of the residual stresses induced in orthogonal cutting of aisi 316l steel. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 46(14):1786–1794, November 2006.
- [75] S. Han, S. N. Melkote, M. S. Haluska, and T. R. Watkins. White layer formation due to phase transformation in orthogonal machining of aisi 1045 annealed steel. *Materials Science and Engineering: A*, 488(1-2):195–204, August 2008.
- [76] G. Sutter and N. Ranc. Temperature fields in a chip during high-speed orthogonal cutting—an experimental investigation. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 47(10):1507–1517, August 2007.
- [77] I. Korkut, M. Boy, I. Karacan, and U. Seker. Investigation of chip-back temperature during machining depending on cutting parameters. *Materials & Design*, 28(8):2329–2335, 2007.
- [78] M. A. Davies, A. L. Cooke, and E. R. Larsen. High bandwidth thermal microscopy of machining aisi 1045 steel. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 54(1):63–66, 2005.

- [79] Zehnder A. T. Potdar, Y. K. Temperature and deformation measurements in transient metal cutting. *Society for Experimental Mechanics*, 44:1–9, 2004.
- [80] G. Sutter, L. Faure, A. Molinari, N. Ranc, and V. Pina. An experimental technique for the measurement of temperature fields for the orthogonal cutting in high speed machining. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 43(7):671–678, May 2003.
- [81] H. Ay and W. J. Yang. Heat transfer and life of metal cutting tools in turning. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 41(3):613–623, February 1998.
- [82] P. Müller-Hummel and M. Lahres. Infrared temperature measurement on diamond-coated tools during machining. *Diamond and Related Materials*, 3(4-6):765–769, April 1994.
- [83] P. Müller-Hummel and M. Lahres. Quantitative measurement of temperatures on diamond-coated tools during machining. *Diamond and Related Materials*, 4(10):1216–1221, September 1995.
- [84] P. J. Arrazola, I. Arriola, M. A. Davies, A. L. Cooke, and B. S. Dutterer. The effect of machinability on thermal fields in orthogonal cutting of AISI 4140 steel. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 57(1):65–68, 2008.
- [85] S. R. Carvalho, S. M. M. Lima e Silva, A. R. Machado, and G. Guimarães. Temperature determination at the chip-tool interface using an inverse thermal model considering the tool and tool holder. *Journal of Materials Processing Technology*, 179(1-3):97–104, October 2006.
- [86] S. P. F. C. Jaspers and J. H. Dautzenberg. Material behaviour in metal cutting: strains, strain rates and temperatures in chip formation. *Journal of Materials Processing Technology*, 121(1):123–135, February 2002.
- [87] T. I. El-Wardany, E. Mohammed, and M. A. Elbestawi. Cutting temperature of ceramic tools in high speed machining of difficult-to-cut materials. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 36(5):611–634, May 1996.
- [88] T. Kitagawa, A. Kubo, and K. Maekawa. Temperature and wear of cutting tools in high-speed machining of Inconel 718 and Ti-6Al-6V-2Sn. *Wear*, 202(2):142–148, January 1997.
- [89] D. O'Sullivan and M. Cotterell. Temperature measurement in single point turning. *Journal of Materials Processing Technology*, 118(1-3):301–308, December 2001.

CHAPITRE 3 :
**Simulations numériques thermiques de la plaquette
de coupe et du pion de tribologie**

Table des matières

1	Introduction.....	119
2	Modélisation thermique en usinage	120
2.1	Bibliographie sur la thermique de l’usinage	120
2.1.1	Modèles analytiques thermiques de l’usinage	120
2.1.2	Modèles numériques thermiques de l’usinage.....	125
2.1.3	Problématique du coefficient de partage de flux thermique en usinage.....	130
2.2	Etude de la modélisation numérique thermique en usinage.....	132
2.2.1	Objectif et démarche de la simulation	132
2.2.2	Détermination de la densité de flux à imposer comme condition aux limites.....	133
2.2.3	Géométrie et conditions aux limites	138
2.2.4	Résultats et discussion	141
2.2.4.1	Cas de la vitesse de coupe de 250 m/min	142
2.2.4.2	Cas de la vitesse de coupe de 300 m/min	144
2.2.4.3	Cas de la vitesse de coupe de 400 m/min	145
2.2.4.4	Température moyenne de la face de coupe de l’outil et influence de la vitesse de coupe.....	146
3	Modélisation thermique en frottement.....	148
3.1	Bibliographie sur la modélisation thermique en tribologie.....	148
3.1.1	Modèles analytiques thermiques en tribologie	149
3.1.2	Modèles numériques thermiques en tribologie.....	150
3.1.3	Problématique du coefficient de partage du flux en tribologie.....	152
3.2	Modélisation numérique thermique du pion de tribologie et objectif de la simulation	154
3.2.1	Approche 1 : Détermination de la densité de flux à partir de la puissance mécanique	154
3.2.2	Approche 2 : Détermination de la densité de flux thermique à partir des mesures de températures.....	158
3.2.3	Présentation du modèle et conditions aux limites	158
3.2.4	Résultats et discussion	161
3.2.4.1	Formes des isothermes dans le pion.....	161
3.2.4.2	Analyse des résultats de l’approche thermique basée sur la puissance mécanique .	162
4	Conclusion	165

Nomenclature

$a_{\text{indicé}}$	Diffusivité d'un matériau, m^2/s (l'indice sera spécifié dans le texte si nécessaire)
a_p	Profondeur de passe, mm
b_0	Demi-largeur de la source plane de chaleur due au frottement, (mm)
c	Chaleur spécifique, (J/kg°C)
d	Diamètre de la partie conique du pion, (m)
d_{car}	Dimension caractéristique, (m)
D_{pot}	Dimension du porte plaquette, (m)
dh	Distance entre les positions de TC1 et de TC2, (mm)
erf	Fonction erreur
$erfc$	Fonction erreur complémentaire
f	Vitesse d'avance, (mm/tr)
F	Résultante des efforts en usinage, (N)
F_c	Effort de coupe, (N)
F_f	Effort d'avance, (N)
F_{fr}	Effort de frottement à l'interface outil/copeau, (N)
F_N	Charge sur le pion, (N)
F_p	Effort de pénétration, (N)
F_T	Force tangentielle de frottement moyen, (N)
h_f	Coefficient d'échange thermique (convection forcée), ($W/m^2 \text{ } ^\circ C$)
$k_{\text{indicé}}$	Conductivité thermique, ($W/m \text{ } ^\circ C$) (l'indice sera spécifié dans le texte si nécessaire)
K_0	Fonction de Bessel du premier ordre
l	Demi-longueur de la source de chaleur, (mm)
L	Longueur de la source de chaleur, (mm)
L_c	Longueur de contact outil/copeau, (mm)
L_{car}	Longueur caractéristique du contact pour le calcul du nombre de Nusselt, (m)
l_i	Distance qui sépare l'origine et le petit segment dli , (mm)
N_T, N_p	Nombre thermique, $N_{th} = (\rho c V_{ctc})/k$
Nu	Nombre de Nusselt, $Nu = (h_f L_{\text{car}})/k_{\text{air}}$
Pe	Nombre de Peclet, $Pe = (V d_{\text{car}})/\alpha$ (formule de base)
Pr	Nombre de Prandtl, $Pr = (v_{\text{air}} c)/k_{\text{air}}$
q_{pl}	Densité de flux de chaleur libérée par la source plane de chaleur en mouvement, W/m^2
q_0	Densité de flux de chaleur libérée dans le contact, (W/m^2)
Q	Flux de chaleur totale libérée dans le contact de frottement, (W)
r	Rayon de la surface de contact du pion, (m)

Re	Nombre de Reynolds, $Re = (\rho d_{car} V) / \nu_{air}$
R_i, R_i'	Distance entre la source de chaleur mobile et le point M, où la température est considérée, (mm)
$S_{out-cop}$	Surface de contact outil/copeau, (m^2)
S_p	Surface de contact du pion, (m^2)
t_c	Épaisseur de copeau non déformé ($t_c = f$), (mm)
TC1	Thermocouple ou Température du thermocouple 1, ($^{\circ}C$)
TC2	Thermocouple ou Température du thermocouple 2, ($^{\circ}C$)
TC3	Thermocouple ou Température du thermocouple TC3, ($^{\circ}C$)
T_{max}^p	Température maximale du pion ($^{\circ}C$)
T_{max}^d	Température maximale du disque ($^{\circ}C$)
V	Vitesse de déplacement de la source de chaleur, (m/min ou m/s)
V_c	Vitesse de coupe, (m/min ou m/s)
V_g	Vitesse de frottement (m/min ou m/s)
V_{ch}	Vitesse du copeau, (m/min ou m/s)
w_i	Distance qui sépare l'origine et le petit segment d_{wi} , (mm)
w	Largeur de la bande source de chaleur, (mm)
$\alpha_{indiqué}$	Diffusivité thermique, (m^2/s)
β, β_{indice}	Coefficient de partage du flux (la part considérée ou l'indice sera spécifié dans le texte si nécessaire)
γ	Angle de coupe de la plaquette ($^{\circ}$)
$\rho_{indiqué}$	Masse volumique (Kg/m^3),
φ	Densité de flux thermique (W/m^2)
ϕ	Flux thermique (W)
Φ	Angle de cisaillement de la coupe
$\mu(t), \mu_{moy}$	Coefficient de frottement en fonction du temps et coefficient moyen de frottement
ν_{air}	Viscosité dynamique, (kg/m s)
$\Delta T(t_i)$	Différence entre la température des thermocouples (TC1(t_i)-TC2(t_i))

1 Introduction

La mise en forme par enlèvement de matière, spécialement en tournage est accompagnée d'une production de chaleur. Les élévations de température jouent un rôle important dans les phénomènes de dégradation des outils de coupe à partir de la modification de leurs propriétés thermiques, mécaniques, thermomécaniques et métallurgiques [1-7]. En conséquence, il est important de connaître le niveau et la distribution de température dans l'outil de coupe afin de mieux comprendre les mécanismes d'usure des outils. Si les mesures de température sont un plus, le coût qu'elles engendrent et les difficultés rencontrées lors de leur mise en œuvre sont réels. Ainsi, les méthodes analytiques et numériques ont été développées non pas dans l'objectif de remplacer ces méthodes expérimentales mais d'aider à la compréhension de la thermique en usinage. Ainsi, les codes de calcul utilisant la méthode des éléments finis permettent aujourd'hui d'avoir une estimation de la température de l'outil. Ces méthodes sont soit thermomécaniques soit elles s'intéressent uniquement au transfert de chaleur dans l'outil, dans la pièce et dans le copeau (il s'agit alors de simulations purement thermiques). Pour les méthodes couplées, l'analyse se fait directement pendant la simulation numérique du procédé de coupe. Plusieurs travaux d'analyse de la température ont été réalisés par cette méthode couplée [8-10]. Concernant les modélisations thermomécaniques, le temps de simulation du processus de coupe est très court pour des temps de calcul (CPU) trop longs. De plus, les modèles de frottement aux interfaces de contact outil/copeau et outil/pièce ont une influence non négligeable sur les résultats thermiques numériques comme l'ont montré Shi et al. [8]. Par contre, il est possible d'utiliser des approches purement thermiques qui permettent d'estimer les températures de l'outil pendant la l'usinage sur de longues durées en prenant en compte l'influence des conditions de frottement par le biais du flux thermique générée aux interfaces de frottement outil/copeau et outil/pièce.

Ainsi, lors du procédé de coupe, on distingue différentes sources de chaleur (§ 4.1 du chapitre 1). Le plus souvent, seule la source de chaleur dissipée par frottement à l'interface outil/copeau est prise en compte dans les modèles d'estimation de la température de l'outil. Cette simplification est justifiée car cette quantité de chaleur est la plus importante dissipée dans l'outil. L'estimation de la température dans l'outil présentée dans ce chapitre est basée sur cette simplification. Le calcul de la part de chaleur de l'interface outil/copeau dissipée dans l'outil demeure difficile. En effet, son évaluation dépend des propriétés thermomécaniques et thermophysiques des matériaux et des conditions expérimentales (vitesse de coupe, environnement expérimental...).

De même, l'estimation de la température de la surface de contact du pion de tribologie par des simulations purement thermiques est réalisée. Cette estimation est basée également sur la dissipation de l'énergie due au frottement à l'interface de contact pion/disque.

Les températures estimées à l'interface outil/copeau en usinage et celle de la surface de contact du pion en tribologie seront prises en compte dans l'analyse des mécanismes d'usure du matériau WC-6%Co et en particulier des outils de coupe analysés (chapitre 4).

Ce chapitre comprend deux parties relatives aux simulations numériques thermiques, la première partie est consacrée à l'usinage et la seconde à la tribologie. Dans chaque partie, une étude bibliographique sur les différents modèles d'analyse thermique sera effectuée.

2 Modélisation thermique en usinage

2.1 Bibliographie sur la thermique de l'usinage

La production du copeau dans un procédé d'usinage s'accompagne de la dissipation de l'énergie mécanique en chaleur au niveau de différentes zones (zone de cisaillement primaire, zone de cisaillement secondaire et l'interface de frottement). Cette dissipation d'énergie est à l'origine de l'élévation de la température dans l'outil.

Les niveaux de température atteignent souvent plusieurs centaines de degrés dans un procédé d'usinage [11]. Pour connaître le niveau et la distribution de la température, plusieurs modèles thermiques ont été développés : les modèles analytiques, les modèles numériques et les modèles hybrides. Ces modélisations tiennent compte globalement ou séparément des différentes zones de production de chaleur. Une revue bibliographique de ces modèles est présentée dans la suite.

2.1.1 Modèles analytiques thermiques de l'usinage

Avant l'avènement des approches numériques, les problèmes thermiques en usinage étaient résolus à l'aide des modèles analytiques. Les hypothèses posées sont souvent très restrictives compte tenu de la complexité du problème thermique en usinage. Généralement ces modèles se limitent à la détermination des températures moyennes maximales dans les différentes zones de production de la chaleur. Avec le développement des méthodes numériques et des outils informatiques, ces modèles ont été améliorés et intègrent les conditions environnementales (convection, transport...).

Komanduri et Hou [12-14] ont proposé des modèles analytiques de calcul de la température dans l'outil, dans le copeau et dans la pièce. Ces modèles prennent en compte l'effet de chacune des deux principales zones de dissipation de chaleur : la zone de cisaillement primaire et la zone de cisaillement secondaire (zone de frottement). Basé sur le modèle géométrique d'une source de chaleur en mouvement de Hahn [15], Komanduri et Hou [14] ont proposé un modèle géométrique illustré par la Fig. 3. 1.

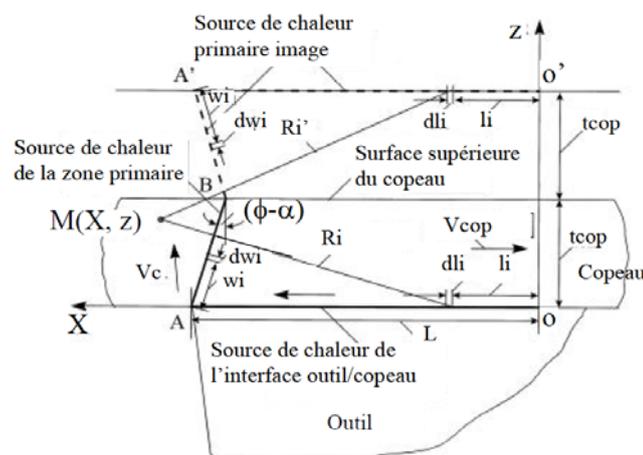


Fig. 3. 1 : Modèle de source de chaleur primaire en mouvement (Komanduri et Hou [14]).

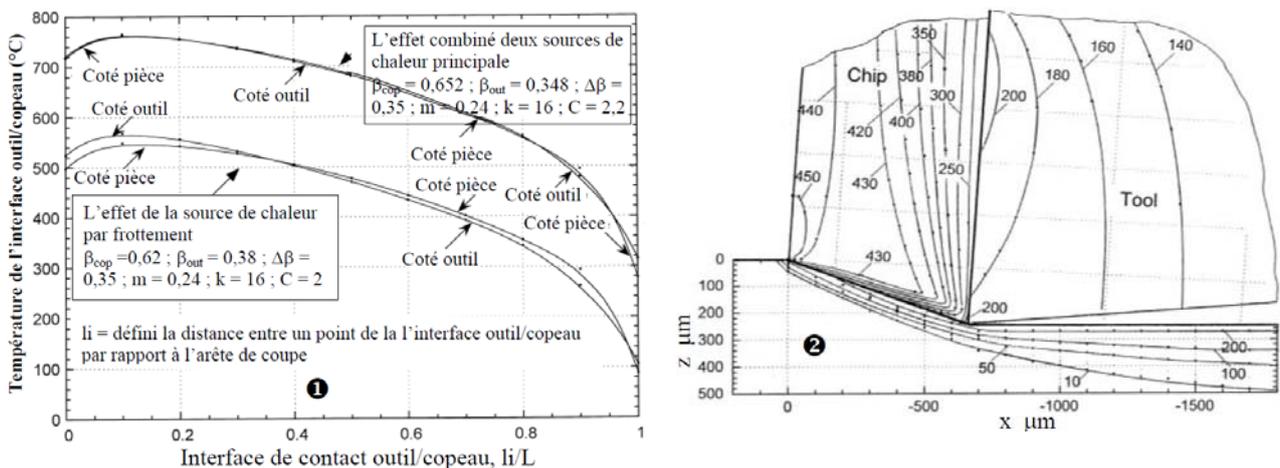
Pour prendre en compte la source de chaleur de la zone de cisaillement primaire, les auteurs considèrent que la source de chaleur de la zone de cisaillement primaire est transportée pendant l'évacuation du copeau. Dans leur modèle, ils font l'hypothèse que le plan de cisaillement est semi-

infini et que les conditions thermiques sur la face extérieure du copeau ne sont pas négligées dans le cas de l'usinage à sec avec formation d'un copeau continu. Pour tenir compte des conditions sur la face extérieure du copeau, les auteurs supposent qu'il existe une source de chaleur image de celle du plan de cisaillement comme illustré sur Fig. 3. 1.

De même, Komanduri et Hou [13] ont également développé un modèle en considérant uniquement la source de chaleur de la zone de frottement. Pour le calcul des températures dans le copeau et dans l'outil, dues uniquement à la chaleur produite par frottement à l'interface outil/copeau, Komanduri et Hou ont utilisé des travaux de Jaeger [16]. Ainsi, ils considèrent que pour le copeau, la source de chaleur est mobile, tandis qu'elle est stationnaire pour l'outil.

Ces modèles font appel à des coefficients de partage du flux entre l'outil et le copeau. Ces coefficients de partage sont définis localement et dépendent de la distance à l'interface outil/copeau. Ils sont incontournables pour la détermination du flux de chaleur évacué dans l'outil et dans le copeau. Le détail de certaines expressions permettant d'évaluer ces coefficients de partage identifiées est donné dans le paragraphe § 2.1.3.

La Fig. 3. 2① présente l'évolution de la température à l'interface de frottement outil/copeau en fonction de la distance à l'interface de contact dans le cas de l'usinage de l'acier NE 9445 avec un outil en WC-Co. Cette figure montre que l'écart entre la température obtenue en considérant uniquement la source due au frottement et la température obtenue en considérant l'effet combiné des deux sources est le même (environ 200°C) tout au long de l'interface de contact outil/copeau. En réalité, l'influence de la source de chaleur de la zone de cisaillement primaire devrait être moins importante lorsque $li/L \rightarrow 0$ (li est le petit l'élément de longueur de contact outil/copeau L) d. Cet écart constant est dû probablement aux conditions adiabatiques considérées dans le modèle qui font que la densité de flux de chaleur de la zone de cisaillement reste constante durant l'évacuation du copeau. Dans la réalité, il y a une convection sur la face extérieure du copeau.



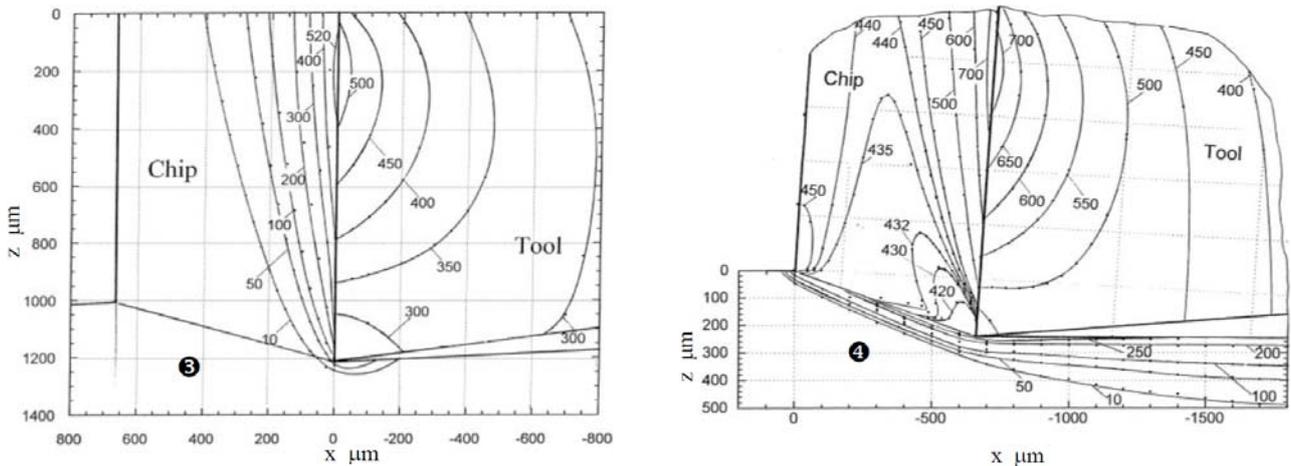


Fig. 3. 2 : Modélisation thermique de Komanduri et Hou (Cas de l'usinage de l'acier NE 9445 avec un outil en WC-Co, $V_c = 91,44$ m/min, $f = 0,2489$ mm/tr et $a_p = 2,591$ mm) [14].

Distributions de la température dans le copeau, dans la pièce et dans l'outil dues à :

- ① Evolution de la température à l'interface de contact outil/copeau,
- ② la source de chaleur de la zone de cisaillement primaire,
- ③ la source de chaleur de la zone de frottement,
- ④ l'effet combiné des deux sources de chaleur.

Les Fig. 3. 2②-④ montrent les isothermes dans le copeau, dans la pièce et dans l'outil. La Fig. 3. 2② illustre la distribution des températures due uniquement à la source de chaleur de la zone de cisaillement primaire. Cette figure illustre bien la différence de température observée à l'interface outil/copeau de la Fig. 3. 2①. La Fig. 3. 2③ montre la distribution de la température due uniquement à la source de chaleur par frottement. Cette figure montre que la température de l'outil est majoritairement due au frottement du copeau sur la face de coupe. La Fig. 3. 2④ illustre la distribution de la température due aux effets combinés des deux sources de chaleur. Il est à noter que l'allure des isothermes sur la Fig. 3. 2④ est plus proche de celle de la Fig. 3. 2③ compte-tenu de la forte influence de la source de chaleur due au frottement.

Les modèles développés par Komanduri et Hou permettent de prédire la distribution de température dans le copeau, dans la pièce et dans l'outil, en tenant compte séparément ou d'une façon combinée de la source de chaleur de la zone de cisaillement primaire et de la source de chaleur due au frottement à l'interface outil/copeau. Il faut préciser que les conditions adiabatiques imposées sur les frontières en contact avec l'extérieur, qui permettent de considérer une source de chaleur image, restent restrictives. De plus, si l'usure en dépouille devient importante, il est nécessaire de tenir compte de la source de chaleur issue de cette zone de frottement outil/pièce.

D'autres modèles analytiques ont été proposés pour calculer séparément la température dans le copeau, dans la pièce, aux interfaces outil/copeau et outil/pièce ou en considérant l'ensemble de ces parties comme ceux présentés dans la suite.

Tout récemment Chou et Song [17] ont amélioré les modèles développés par Komanduri et Hou [12-14], en intégrant la source de chaleur de la zone de frottement outil/pièce mais en respectant les autres conditions aux limites (adiabaticité sur les parties libres). Cette investigation a été menée pour l'usinage de l'acier 100Cr6 (AISI 52100) avec un outil en céramique, afin d'étudier l'effet de la température sur l'usure en dépouille et réciproquement. Leurs études ont permis aussi de prédire la profondeur de la transformation de phase de l'acier usiné à partir du champ de température dans la

pièce. Les résultats obtenus par Chou et Song ont montré que la température de la surface usinée peut varier d'un facteur deux à trois quand l'usure en dépouille varie de 0 à 0,2 mm.

Grzesik et Nieslony [18, 19] et Grzesik [20] ont utilisé un modèle analytique pour estimer la température maximale de l'interface outil/copeau et étudier l'influence des paramètres de coupe sur l'élévation de température. Ils considèrent que la température à cette interface est due à la production de chaleur dans la zone de cisaillement primaire et celle de l'interface outil/copeau. La température maximale à l'interface outil/copeau est obtenue par l'expression (3.1) :

$$T_{\max} = \frac{0,337 \beta_{\text{cop}} \phi Lc}{\lambda_{\text{cop}} \sqrt{N_T}} + \frac{\tau_{sh}}{c_{\text{cop}} \rho_{\text{cop}} \tan \phi} \operatorname{erf} \sqrt{\frac{N_T \tan \phi}{4}} \quad (3.1),$$

où c_{cop} est la conductivité thermique du copeau, ρ_{cop} est la masse volumique du copeau, ϕ est la densité de flux de l'interface outil/copeau, Lc est la longueur de contact outil/copeau, τ_{sh} représente la contrainte de cisaillement de la matière usinée, N_T le nombre thermique, β_{cop} est le coefficient de partage de flux et ϕ l'angle de cisaillement du copeau. Le premier terme représente la température due au frottement outil/copeau et le second terme celle due à la source de chaleur de la zone de cisaillement primaire.

La Fig. 3. 3 illustre une comparaison des évolutions des températures de l'interface outil/copeau obtenues par une méthode expérimentale et par l'approche analytique réalisée par Grzesik et Nieslony [18, 19]. Les températures expérimentales sont mesurées par une technique de thermocouple outil/pièce, lors de l'usinage de l'acier C45 avec un outil en WC-Co ISO P20 non revêtu.

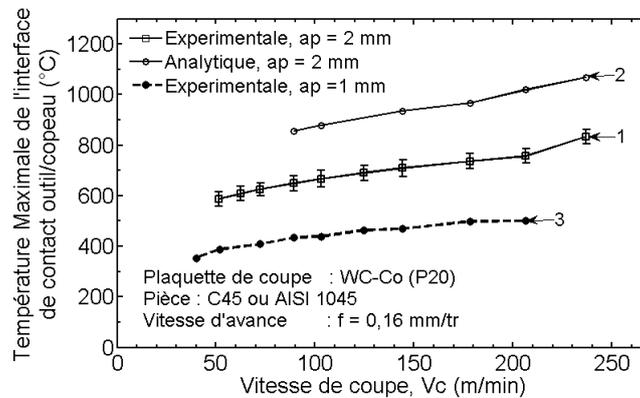


Fig. 3. 3 : Température maximale à l'interface de contact outil/copeau en fonction de la vitesse de coupe : $a_p = 1\text{ mm}$, $a_p = 2\text{ mm}$, (d'après Grzesik et Nieslony [18, 19] et Grzesik [20]).

Ces résultats montrent que la température de l'interface outil/copeau augmente en fonction de la vitesse de coupe. Cette augmentation est quasiment linéaire et la pente de l'évolution est faible (courbes 1 et 3). La Fig. 3. 3 montre également que quand la profondeur de passe est doublée, la température est multipliée par 3/2. Les températures obtenues analytiquement (courbe 2) pour la profondeur de passe de 2 mm sont surestimées de 24% par rapport aux températures obtenues par l'expérience (courbe 1). Il faut noter également que le modèle analytique proposé par Grzesik et Nieslony [18] ne prend pas en compte le phénomène de convection qui apparaît pendant l'usinage. La surestimation de la température à l'interface outil/copeau, peut être due au coefficient de partage de flux à cette interface outil/copeau surestimé.

En effet, la part de chaleur évacuée dans l'outil est très faible par rapport à celle évacuée par le copeau. Ceci amène certains auteurs à considérer que toute l'énergie thermique de l'interface outil/copeau est évacuée par le copeau. En se basant sur cette hypothèse, Moufki et al. [21] ont développé un modèle de prédiction de la température dans le copeau et à l'interface outil/copeau. Ainsi, ils proposent une loi de frottement en fonction de la température de l'interface outil/copeau. Dans leur modélisation, ils considèrent que la distribution de la pression de contact dépend de la distance de l'interface outil/copeau. Cette hypothèse leur a permis d'obtenir la distribution de la température dans le copeau par l'équation (3.2) :

$$T(X, Y) = \frac{\bar{\mu} V_c P_0}{k} \sqrt{\frac{\alpha}{\pi L_c}} \int_0^x \left(1 - \frac{X-u}{L_c}\right)^\xi \left(\frac{1}{\sqrt{u}} e^{-\left(\frac{V_c Y^2}{4au}\right)}\right) du + T_1 \quad (3.2).$$

où α et k sont respectivement la diffusivité et la conductivité de la matière usinée, V_c est la vitesse de coupe, L_c est la longueur de contact outil/copeau, P_0 est la pression de contact entre l'outil et le copeau au niveau de l'arête de coupe, $\bar{\mu}$ est le coefficient de frottement moyen entre l'outil et le copeau et T_1 est la température du copeau à la sortie de la zone de cisaillement primaire.

Les différents résultats présentés (Komanduri et Hou [13, 14]) montrent l'importance de la prise en compte d'un coefficient de partage de cette l'interface est incontournable dans le calcul de la distribution de la température dans le copeau.

Pour s'affranchir du coefficient de partage de flux, certains auteurs ont proposé des méthodes inverses pour évaluer la température ou encore estimer le flux dans l'outil de coupe.

Lazard et Corvisier [22] ont proposé une méthode inverse basée sur le principe des quadripôles afin d'évaluer la température en régime transitoire. Cette approche consiste à exprimer le lien entre le vecteur (température, flux) à l'entrée dans l'espace de Laplace en fonction du vecteur à sa sortie, par le biais d'une matrice de transfert dans l'espace de Laplace. Ainsi, à partir des températures mesurées par des thermocouples en deux positions différentes dans un outil de coupe de tournage, le modèle leur a permis d'obtenir la température à la pointe de l'outil et dans l'outil ainsi que le flux de chaleur à travers différentes zones de l'outil. En outre, la simulation numérique thermique a été réalisée en imposant la température estimée par la méthode des quadripôles sur la pointe de l'outil. La comparaison entre les résultats obtenus par la méthode des quadripôles, par simulation numérique et par des expériences donne une bonne corrélation. Comme l'ont bien souligné les auteurs, ce modèle n'est pas applicable au bec de l'outil d'autant plus que le flux n'est pas seulement radial, mais transversal, et parfois sphérique ou elliptique dans ce domaine [23].

Rech et al. [24] ont étudié l'influence du revêtement sur le flux transmis à l'outil de coupe pendant un procédé d'usinage. Ils ont proposé une approche basée sur la méthode des quadripôles en tenant compte de la diffusion de chaleur dans la direction transversale (épaisseur de la plaquette). Ce modèle montre que pour des temps relativement longs (~1s-100s), la perte par convection dans la direction transversale devient plus importante.

Battaglia [25], Battaglia et Batsale [26] ont proposé un modèle analytique couplé avec les études expérimentales qui permet d'avoir une estimation de la température et du flux dans un outil de coupe. Ce modèle permet également d'avoir une estimation de la distribution de la température sur la zone de contact outil/copeau. Cette estimation peut se faire par la méthode des éléments finis en appliquant dans ce cas, le flux de chaleur calculé sur la zone de contact outil/copeau. La

température (T_{out}) en un point donné dans l'outil et le flux (Φ_{out}) de chaleur instantané sont calculés respectivement par les relations (3.3) et (3.4).

$$T_{out}(R,t) = \frac{\Phi_{out}}{4\pi k_{out} R} \operatorname{erfc}\left(\frac{R}{4\alpha_{out}\sqrt{t}}\right), \quad (3.3)$$

$$\Phi_{out}(t) = \frac{4\pi k_{out} R Y_{out}(t)}{\operatorname{erfc}\left(\frac{R}{4\alpha_{out}\sqrt{t}}\right)}, \quad (3.4)$$

La méthode proposée par Battaglia [25] semble intéressante, toutefois le positionnement des capteurs (notamment plus près de l'arête de coupe) constitue un facteur qui peut influencer considérablement les résultats obtenus par les calculs. Pour minimiser ou éviter des erreurs qui peuvent être très significatives sur les résultats obtenus par Battaglia et al [25], une autre méthode inverse basée sur l'utilisation de la dérivation non entière a été développée par Battaglia et al [27]. Cette méthode utilise les mesures de la température par les thermocouples et les paramètres non entiers obtenus par une méthode d'optimisation, pour calculer la température et estimer le flux thermique dans l'outil de coupe. Comme l'ont bien souligné les auteurs, le modèle non entier reste uniquement valide dans l'intervalle de temps des mesures de températures.

La présentation des différents modèles analytiques de transfert thermique en usinage a montré l'importance accordée au calcul de la température aussi bien dans le copeau et la pièce que dans l'outil. Toutefois, les conditions aux limites généralement utilisées dans ces modèles ne représentent pas toujours les cas réels rencontrés. En conséquence les modèles numériques prennent mieux en compte ces différentes conditions aux limites. Le paragraphe suivant fait l'objet d'une présentation de quelques modèles numériques.

2.1.2 Modèles numériques thermiques de l'usinage

L'objectif de cette partie est de présenter quelques travaux de calcul de la température de l'outil de coupe à partir des modèles numériques du transfert de chaleur en usinage. Ces modèles numériques sont thermomécaniques ou purement thermiques. Dans le cas des modèles numériques thermomécaniques, l'analyse thermique se fait directement pendant un processus de simulation numérique de la coupe. Par contre, le cas des modèles numériques purement thermique, l'analyse thermique ne nécessite pas le développement d'un modèle numérique de coupe, mais plutôt l'estimation des flux de chaleur à partir des études expérimentales. Les modèles numériques sont généralement basés sur les méthodes d'éléments finis, de différences finies, de volumes finis et d'éléments de frontières implémentées dans les codes de calculs comme DEFORM[®], ABAQUS[®], ANSYS[®], COMSOL[®], FLUENT[®], Advant EdgeTM. Plusieurs travaux de prédiction de la température ont été réalisés à partir de ces deux méthodes.

Boothroyd [28] est l'un des premiers à avoir élaboré un modèle thermique numérique pour étudier la distribution de la température dans la pièce, dans le copeau et dans l'outil. Dans son modèle, il fait l'hypothèse que toute la puissance consommée Pc (produit de l'effort de coupe par la vitesse de coupe) pendant le procédé de coupe est transformée en chaleur. Cette chaleur est principalement dissipée dans trois zones : la zone de cisaillement primaire, la zone de cisaillement secondaire et l'interface de frottement outil/copeau. Boothroyd note une importante influence de la chaleur de la zone de cisaillement primaire sur la température de l'outil. Cette influence a été tout

récemment confirmée par Komanduri et Hou [14]. Boothroyd observe une différence entre les résultats expérimentaux et les résultats numériques. Cette différence peut être due à la convection sur les frontières extérieures du copeau et de l'outil qui est négligé par Boothroyd. Selon Boothroyd, la différence entre les résultats peut provenir du type de copeau formé pendant l'usinage. En effet, il souligne que le fait de considérer le cas d'une formation de copeau continu influe fortement sur la température de l'outil de coupe.

Mabrouki et Rigal [29] ont montré que les températures de la zone de cisaillement primaire et de l'interface outil/copeau peuvent atteindre 1239°C et influencer considérablement le rayon de courbure du copeau. Ces résultats qui confirment l'hypothèse de Boothroyd sur la nature du copeau ont été obtenus par une modélisation numérique thermomécanique. Ces études sont réalisées avec les conditions de coupe suivantes : vitesse de coupe de 100 m/min et de vitesse d'avance de 0,2 mm/tr. Ils considèrent que le contact entre l'outil et le copeau est parfait, ce qui revient à négliger la résistance thermique de cette interface. Pour la simulation, les auteurs utilisent le code de calcul par éléments finis Abaqus[®]/Explicit.

Les travaux de Nouari et Molinari [30] montrent également des températures de l'interface outil/copeau qui peuvent atteindre des centaines de degrés en usinage à grande vitesse comme illustré par la Fig. 3. 4. Ces résultats sont obtenus par la simulation thermomécanique de l'usinage de l'acier 42CrMo4 avec un outil en WC-6%Co en utilisant le code de calcul Advant EdgeTM.

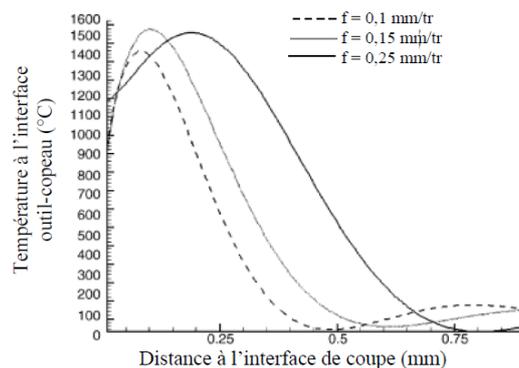


Fig. 3. 4 : Evolution de la température de l'interface de contact outil/copeau pour trois cas de vitesse d'avance ($V_c=480$ m/min, $a_p = 5$ mm) [30].

L'observation de la Fig. 3. 4 montre qu'en grandes vitesses de coupe, les autres paramètres de coupe n'ont pas d'effets significatifs sur la température de l'outil de coupe [30], contrairement aux résultats de Grzesik et Nieslony [18-20].

Il faut noter que les simulations thermomécaniques sont fortement influencées par les lois de comportement des matériaux et d'autres paramètres liés aux méthodes numériques (loi d'endommagement utilisé, formulation d'éléments finis...). En conséquence, les températures prédites par cette méthode doivent être analysées avec beaucoup d'attention. Une étude de l'influence de la loi de comportement sur la prédiction de la température a été réalisée par Davies et al. [31]. L'observation de la Fig. 3. 5 ([31] Davies et al.) permet de constater que la méthode hybride basée sur les différences finies permet d'obtenir des résultats cohérents avec les résultats expérimentaux par rapport aux méthodes de simulations thermomécaniques. L'utilisation de la loi de Johnson-Cook donne des écarts considérables (200 à 340°C) par rapport aux mesures

expérimentales, tandis que la loi puissance permet de mieux prédire la température dans l'outil, avec des écarts qui varient de 20 à 100°C.

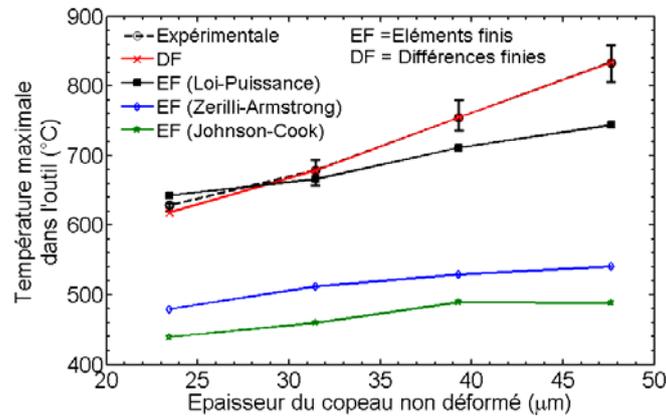


Fig. 3. 5 : Influence de la loi de comportement sur la prédiction de la température dans l'outil de coupe en fonction de l'épaisseur du copeau non déformé (WC-6%Co/C45) [31].

Anagonye et Stephenson [32] utilisent la simulation numérique thermique en 3D, avec le logiciel de calcul d'élément finis NASTRAN[®], pour obtenir les températures maximale et moyenne à l'interface de l'outil de coupe. Ainsi, ils ont étudié l'influence du rayon de bec de l'outil et de l'angle au sommet du bec de l'outil sur l'évolution de la température de la face de coupe. La densité de flux imposée comme condition aux limites dans le modèle numérique est obtenu à partir de la mesure des efforts lors de l'usinage de l'acier C70U avec un outil WC-Co ISO P20 pour des conditions de coupe précisées sur les Fig. 3. 6①-②. Il faut noter que les auteurs considèrent les surfaces libres et proches du bec de l'outil comme adiabatiques et que les autres surfaces sont à la température ambiante. Ces considérations peuvent entraîner des surestimations de la température dans l'outil. Les Fig. 3. 6①-② illustrent l'évolution des températures maximales et moyennes de la face de coupe de l'outil en fonction de l'angle au sommet du bec et pour différents rayons de bec.

Les Fig. 3. 6①-② montrent que la température sur la face de coupe de l'outil diminue quand l'angle au sommet augmente, pour tous les rayons de bec considérés. Selon les auteurs, les outils de coupe avec les angles au sommet plus grands donnent des surfaces de contact outil/copeau plus grandes. Cela permet une dissipation plus facile de l'énergie thermique dans les outils. Cet argument est également valable pour le rayon de bec. Les températures maximales et moyennes de la face de coupe diminuent quand le rayon de bec augmente. Ainsi, les travaux d'Anagonye et Stephenson [32] ont montré que la géométrie de l'outil de coupe a une forte influence considérable sur la température de l'outil de coupe.

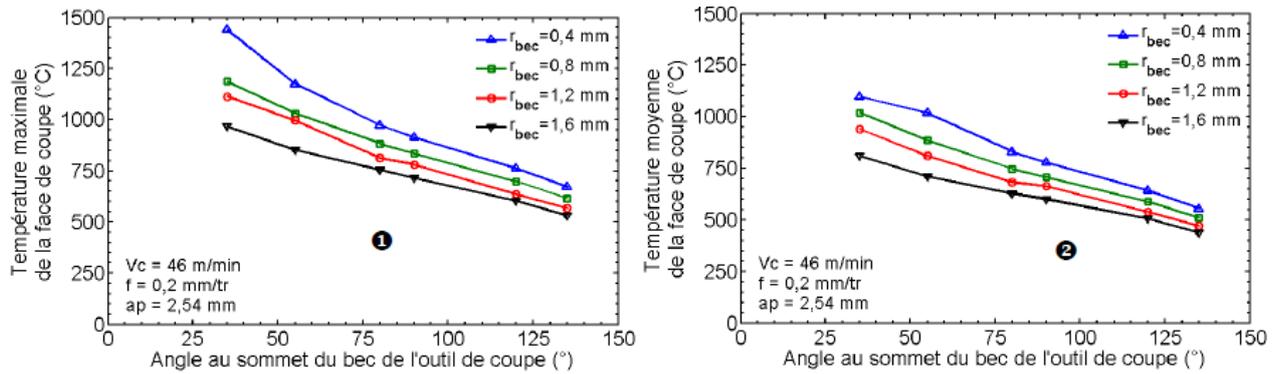


Fig. 3. 6 : Modélisation thermique 3D d'une plaquette de coupe pour différents rayons de bec de l'outil, cas de l'acier C70U avec un outil en WC-Co (Anagonye et Stephenson [32]) :

- ❶ Température maximale de la face de coupe,
- ❷ Température moyenne de la face de coupe.

En outre, la localisation de la température maximale à l'interface de contact outil/copeau dans le cas tridimensionnel est différente du cas de la coupe bidimensionnelle (coupe orthogonale). En coupe orthogonale, il est généralement observé que la température maximale est située à une certaine distance de l'arête de coupe [33, 34]. Par contre, les travaux de simulations thermomécaniques tridimensionnelles de la coupe réalisés par Bareggi et al. [35] ont montré que la température maximale de l'outil de coupe est située à la pointe de l'outil.

Majumdar et al. [33] ont réalisé de simulation numérique thermique pour obtenir la distribution de la température dans le cas de la coupe orthogonale. Le modèle proposé prend en compte les différentes zones de production de la chaleur, notamment la zone de cisaillement primaire et la zone de cisaillement secondaire, ainsi que les conditions de convection qui apparaissent lors d'une opération de coupe. Ils observent que la température maximale de la face de coupe de l'outil est plus proche de l'arête de coupe quand la vitesse est plus faible. Ils précisent que ce phénomène est lié à l'effet de convection plus faible en petites vitesses de coupe. Il faut noter également que dans le cas réel de l'usinage, l'usure (arête rapportée) peut modifier la position de la température maximale sur la face de coupe.

Tieu et al. [36] ont montré par une étude de l'influence de la température sur la formation d'une couche d'adhésion à l'interface de frottement que plus l'adhésion est importante moins le gradient de température dans la direction perpendiculaire à la face de coupe est élevé. De plus cette température est plus élevée dans la zone plus proche de l'arête de coupe. Ils concluent donc qu'une couche d'oxyde a un effet protecteur de la face de coupe. En effet, la couche d'oxyde engendre une résistance thermique supplémentaire. De plus, la présence d'une couche d'oxyde implique une diminution du gradient de température et semble a priori bénéfique quant à la dégradation de l'outil. Cependant, dans le cas d'une affinité entre la couche d'oxyde formée et le matériau de l'outil, une usure de l'outil par diffusion peut apparaître.

La même observation a été faite par Ulutan et al. [34] en ce qui concerne la position de la température maximale près de l'arête de coupe. Ces auteurs ont développé un modèle numérique tridimensionnel basé sur les différences finies pour déterminer la distribution de la température dans la pièce, dans le copeau ainsi que dans l'outil. Ce modèle intègre les conditions de convection et les deux principales sources de chaleur : la zone de cisaillement primaire et la zone de cisaillement secondaire. A l'interface de contact outil/copeau, les auteurs supposent que le flux de chaleur est

équitablement réparti entre les différents nœuds de l'interface, tandis que pour la zone de cisaillement primaire, la répartition du flux de chaleur entre le copeau et la pièce est basée sur les coefficients de partage proposés par Oxley [37] et issus des travaux de Lazoglu et Altintas [38]. Ulutan et al. [34] valident leur modèle numérique thermique à partir d'études expérimentales de l'usinage des aciers C50 (AISI 1050) et 40CrMoV5 (AISI H13) avec un outil en WC-6%Co non revêtu et sans brise copeau. Ces essais ont été réalisés avec une vitesse de coupe variant de 40 à 80 m/min et une vitesse d'avance variant de 0,05 à 0,1 mm/tr.

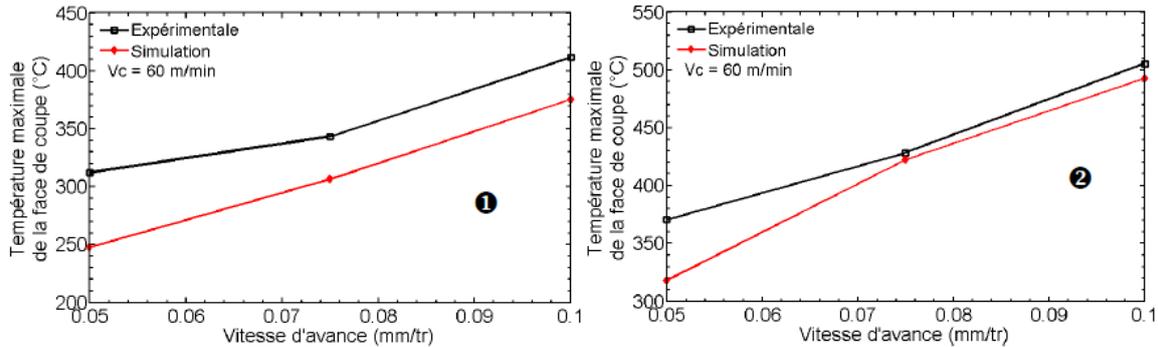


Fig. 3. 7 : Comparaison entre la température maximale simulée et celle obtenue expérimentalement [34] :
 ① cas de l'usinage de l'acier C50 (AISI 1050),
 ② cas de l'usinage de l'acier 40CrMoV5 (AISI H13).

Les résultats numériques comparés aux résultats expérimentaux obtenus par caméra infrarouge sont en bonne corrélation. Toutefois, une différence significative est remarquable pour les petites valeurs de la vitesse d'avance (Fig. 3. 7). Selon les auteurs, cette différence est due au fait que les conditions aux limites ne sont pas très adaptées pour les faibles conditions de coupe. Cette différence peut être également due à l'hypothèse faite sur le partage de flux à l'interface outil/copeau, qui n'est pas uniforme dans le cas réel.

Chang [39] a utilisé une méthode des éléments finis couplée avec la méthode inverse d'optimisation proposée par Li et Shih [40] pour obtenir la distribution de température dans l'outil de coupe. La densité de flux imposée comme condition aux limites dans le modèle numérique est obtenue à partir de la mesure des efforts lors de l'usinage de l'acier l'usinage de l'acier X5CrNi18-10 avec un outil en WC-Co ISO P10. La température dans l'outil est mesurée en plusieurs points par des thermocouples pendant l'usinage et ces mesures ont servi dans le programme d'optimisation. Les températures expérimentales maximales concordent relativement bien avec celles obtenues avec la méthode des différences finies. Par contre, les auteurs ne prennent pas en compte les conditions aux limites qui matérialisent les échanges thermiques avec l'extérieur. Par conséquent, même si une bonne corrélation existe entre les résultats numériques et expérimentaux, la distribution de champs de température peut ne pas être le reflet de la réalité.

Les différents modèles numériques présentés montrent l'importance accordée à la détermination de la température de l'outil de coupe. Les différentes considérations montrent qu'il est difficile de proposer un modèle universel de prédiction de la température dans l'outil de coupe. En outre, dans ces modèles numériques, le problème de la détermination des coefficients de partage des différents flux de chaleur constitue une problématique forte dans la prédiction de la température de l'outil.

2.1.3 Problématique du coefficient de partage de flux thermique en usinage

Une question fondamentale se pose toujours lors de l'analyse thermique en usinage ou en tribologie : *quelle part de la chaleur générée dans la première zone de cisaillement est évacuée par le copeau ? Ou quelle part de la chaleur générée dans la zone de frottement est diffusée dans l'un ou l'autre des corps en contact ?* La connaissance du coefficient de partage de flux est donc très importante car il permet d'estimer la distribution de la température dans l'un ou l'autre des corps en contact, ou dans une partie d'un ensemble considéré. Ce coefficient permet par exemple, de connaître la part du flux générée dans la zone de cisaillement primaire et qui est dissipée dans la pièce ou celle évacuée dans l'outil. La connaissance de ce flux permet de prédire la distribution de la température dans la pièce et par conséquent de calculer les contraintes résiduelles qui en résultent. Tant à l'interface outil/copeau que dans la zone de cisaillement primaire. Plusieurs travaux ont été réalisés dans le but de déterminer les différents coefficients de partage de flux. Quelques exemples de ces travaux sont synthétisés dans le Tableau 3. 1.

Tableau 3. 1 : Récapitulatif de différentes expressions de calcul du coefficient de partage de flux en frottement.

Source	Equations pour la détermination du coefficient de partage entre la pièce et le copeau (β_{app} et β_{pie} pour la pièce)
Trigger et Chao [41]	$\beta_{pie} = 0,1$
Loewen et Shaw [42]	$\beta_{pie} = 1 - \left[1 + 1,328 / (\alpha \gamma / t_c V_c) \right]^{-1}$
Leone [43]	$\beta_{pie} = \left[1 + 1,3r / (LV_c / \alpha t) \right]^{-1}$
Boothroyd [28]	$\beta_{pie} = (1 / 4Y_L) \operatorname{erf}(Y_L^{1/2}) + (1 + Y_L) \operatorname{erfc}(Y_L^{1/2}) - (e^{-Y_L} / \pi^{1/2})(0,5Y_L^{-1/2} + Y_L)$ avec $Y_L = (V_c t_c / 4\alpha) \tan \phi = (N_{th} / 4) \tan \phi$ $N_{th} = V_c t_c / \alpha$
Oxley [37]	$\beta_{pie} = 0,5 - 0,35 \log(N_{th} \tan \phi)$ pour $0,004 < N_{th} \tan \phi < 10$ $\beta_{pie} = 0,5 - 0,15 \log(N_{th} \tan \phi)$ pour $N_{th} \tan \phi > 10$
Komanduri et Hou [12]	$\beta_{appr} = 0,60361 N_{th}^{-0,37101}$
Equations pour la détermination du coefficient de partage entre l'outil et le copeau (β_{out} pour l'outil et β_{cop} pour la pièce)	
Komanduri et Hou [13]	$\beta_{i,cop} = (\beta_{cop} - \Delta\beta) + 2\Delta\beta \left(\frac{l_i}{L} \right)^m + C\Delta\beta \left(\frac{l_i}{L} \right)^k$ pour le copeau $\beta_{i,out} = (\beta_{out} + \Delta\beta) - 2\Delta\beta \left(\frac{l_i}{L} \right)^m - C\Delta\beta \left(\frac{l_i}{L} \right)^k$ pour le copeau
Grzesik et Nieslony [44] Akbar et al. [45]	$\beta_{out} = 1 - \left[1 + (3/2)(k_{out} / k_{pie})(\alpha_{pie} / \alpha_{out}) \right]^{-1}$
Kato et Fujii [46]	$\beta_{out} = \left[1 + \left((k\rho c)_{out} / (k\rho c)_{pie} \right)^{1/2} \right]^{-1}$
Reznikov [47]	$\beta_{out} = \left[\frac{0,377\phi Lc}{k_{pie}\sqrt{N_p}} + \Delta T_s - T_0 \right] \left[\frac{\phi Lc A_a}{k_{out}} + \frac{0,377\phi Lc}{k_{pie}\sqrt{N_p}} \right]^{-1}$, avec $N_p = \frac{V_{cop} \frac{L_c}{2}}{2\alpha_{pie}}$

Shaw [48]

$$\beta_{out} = 1 - \left\{ 1 + \left[0,754 \left(\frac{k_{out}}{k_{pie}} \right) A_a \sqrt{N_T} \right] \right\}^{-1}, \text{ avec } N_T = \frac{V_{cop} L_c}{2\alpha_{pie}} \text{ et}$$

$$A_a = \frac{2}{\pi} \left[\sinh^{-1} \left(\frac{m}{l} \right) + \frac{m}{l} \sinh^{-1} \left(\frac{l}{m} \right) + \frac{1}{3} \left(\frac{m}{l} \right)^2 + \frac{1}{3} \frac{l}{m} - \frac{1}{3} \left(\frac{m}{l} + \frac{l}{m} \right) \left(1 + \left(\frac{m}{l} \right)^2 \right)^{1/2} \right]$$

$$m = ap \text{ et } l = \frac{L_c}{2}$$

Dans certains travaux, le coefficient de partage du flux entre le copeau et la pièce est considéré constant (Trigger et Chao [41]). Le coefficient de partage est aujourd'hui déterminé en fonction des conditions de coupe et des propriétés des matériaux d'outil et de la pièce [12, 13, 37].

Komanduri et Hou [12], (voir paragraphe § 2.1.1), ont déterminé le coefficient de partage du flux généré dans la zone de cisaillement primaire entre la pièce et le copeau. Il est unanimement admis, que la majeure partie de la chaleur générée dans la zone de cisaillement primaire est évacuée par le copeau et que le reste est rétrodiffusé dans la pièce. De plus, l'influence de cette source de chaleur sur la température de l'outil n'est actuellement pas très bien connue et constitue une interrogation dans l'analyse thermique de l'outil de coupe. Ainsi, la détermination du coefficient de partage dans la zone de cisaillement primaire est basée sur les valeurs moyennes des températures calculées dans le copeau et dans la pièce. La Fig. 3. 8❶ montre l'évolution du coefficient de partage du flux entrant dans la pièce en fonction du nombre adimensionnel N_{th} . Ce nombre thermique rend compte des effets thermiques des conditions de coupe et des propriétés thermiques du matériau usiné. Il est calculé par la formule suivante :

$$N_{th} = \frac{\rho c V_c t_c}{k} \quad (3.5)$$

où ρ est la masse volumique, c la chaleur spécifique, V_c la vitesse de coupe, t_c l'épaisseur de copeau non déformé et k la conductivité thermique de la matière usinée. En effet ce nombre thermique a été introduit par Boothroyd [28], pour déterminer le coefficient de partage (β) à partir des mesures de la distribution de la température et d'estimations du flux dans la pièce, dans le copeau, et dans l'outil. L'investigation de Boothroyd sur le calcul du coefficient de partage pour différents cas de matériaux usinés et des conditions différentes, lui a permis de tracer l'évolution du coefficient de partage en fonction du nombre $N_{th} \tan \phi$ (Fig. 3. 8❷) où ϕ représente l'angle de cisaillement.

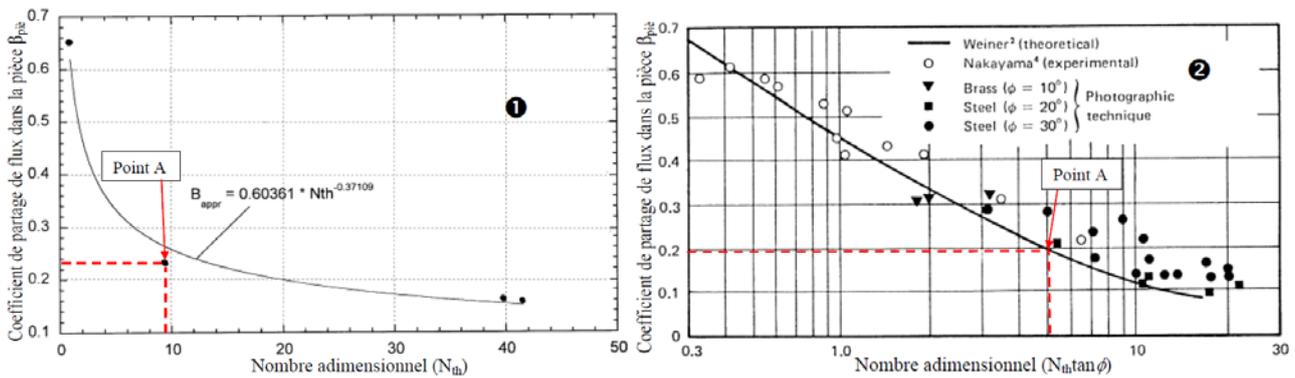


Fig. 3. 8 : Evolution du coefficient de partage de flux dans la pièce en fonction du nombre adimensionnel :

- ❶ N_{th} proposé par Komanduri et Hou [12],
- ❷ $N_{th} \tan \phi$ proposé par Boothroyd [28].

Le point A correspond à la valeur du coefficient de partage du flux dans la pièce (cas de l'usinage de l'acier SAE B1113 avec un outil en carbure fritté, angle de coupe = 20°, $V_c = 139$ m/min, $f = t_c = 0.06$ mm, $a_p = 3,84$ mm).

Le point A placé sur les Fig. 3. 8❶-❷ désigne le coefficient de partage calculé par Boothroyd et par Komanduri et Hou dans le cas de l'usinage d'un acier. Ce point A montre que la valeur du coefficient de partage de flux déterminée par Komanduri et Hou est supérieure à celle de Boothroyd. Cette différence est probablement due aux conditions aux limites imposées dans le cas de la modélisation de Komanduri et Hou. Ils considèrent en effet que les parties extérieures de la pièce et du copeau sont adiabatiques. Les conditions adiabatiques sont adaptées pour les grandes vitesses de coupe sans lubrification. Par contre, ces conditions conduisent à une surévaluation de la valeur des coefficients de partage de flux pour les faibles vitesses de coupe. En réalité, les frontières extérieures de la pièce et du copeau sont soumises à de la convection.

En outre, la précision de l'estimation de la température de l'outil de coupe est fortement influencée par le coefficient de partage de flux entre l'outil et la pièce qui en fait représente une condition limite. Les coefficients de partage récemment proposés par Komanduri et Hou [13], se rapprochent mieux du comportement thermique de l'interface outil/copeau. En effet, ces coefficients de partage de flux à l'interface sont calculés localement et dépendent ainsi de la position de la source de chaleur à l'interface outil/copeau.

La méthode de simulation numérique thermique retenue dans le présent travail de thèse tient compte des conditions de coupe et de l'environnement expérimental. Une formule est proposée pour l'estimation du coefficient de partage de flux à l'interface outil/copeau. Elle intègre les dimensions de la surface de contact outil/copeau.

2.2 Etude de la modélisation numérique thermique en usinage

2.2.1 Objectif et démarche de la simulation

Le modèle thermique numérique de l'outil de coupe qui est proposé dans ce travail a pour objectif d'estimer le champ de température dans l'outil. Le modèle est basé sur les efforts de coupe mesurés pendant l'étude expérimentale de la coupe qui permettent de calculer la densité du flux thermique à imposer sur l'outil.

2.2.2 Détermination de la densité de flux à imposer comme condition aux limites

Le flux thermique généré dans un procédé de coupe est due essentiellement à trois zones (Fig. 1.12 du chapitre 1). Les hypothèses retenues dans la démarche de modélisation sont :

- l'influence de la chaleur générée dans la zone de cisaillement primaire est négligée. En effet, il est admis que la majeure partie de la chaleur produite dans la zone de cisaillement primaire est évacuée par le copeau et le reste étant dissipée dans la pièce usinée, [49, 50]. Ainsi, seul le flux thermique dû essentiellement au frottement du copeau sur l'outil de coupe est considéré,
- l'hypothèse de frottement glissant à l'interface outil/copeau est retenue dans le calcul de la puissance dissipée par frottement à cette interface. Cela suppose que le contact collant qui peut exister à proximité de l'arête de coupe est négligé. Dans la zone de contact collant, il existe en réalité un phénomène de stagnation de la matière usinée sous l'effet d'une pression de contact très élevée, ce qui peut conduire à un phénomène de constriction dans cette zone,
- l'hypothèse de frottement glissant fait abstraction du phénomène de constriction. Ainsi la distribution du flux thermique générée à l'interface sera considérée uniforme,
- le flux thermique est calculé sur la base de la force de frottement à l'interface outil/copeau. Deux hypothèses, relatives à la configuration tridimensionnelle et semi-orthogonale adoptée pendant l'étude expérimentale, sont nécessaires pour la construction du modèle :
 - la vitesse de coupe est considérée orthogonale à l'arête de coupe,
 - le rayon de l'arête de coupe est considéré faible et négligeable.

En se basant sur ces hypothèses et étant donné que l'angle d'inclinaison de coupe et l'angle de coupe sont nuls (pour la plaquette considérée dans cette étude), il est considéré que les efforts agissant sur l'outil forment un parallélépipède illustré sur la Fig. 3. 9. Cette considération permet de prendre en compte dans le présent travail l'effort de pénétration, bien que Liu et Chou [51] considère cet effort de pénétration est négligeable, puisqu'il est généralement inférieur à 40% de l'effort d'avance. Cette hypothèse est vérifiée dans la présente étude puisque l'effort de pénétration représente en moyenne $33\% \pm 0,02$ de l'effort d'avance. Par contre, le fait de négliger l'effet de l'effort de pénétration a une influence significative sur l'estimation de la puissance dissipée à l'interface de contact outil/copeau.

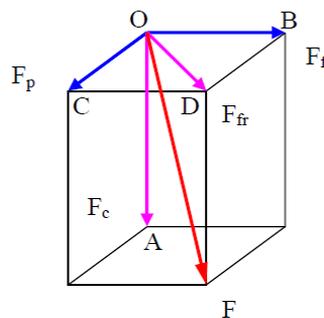


Fig. 3. 9 : Parallélépipède des efforts

La force de frottement (F_{fr}) représente la résultante des efforts d'avance (F_f) et de l'effort de pénétration (F_p). Elle est calculée par la formule suivante :

$$F_{fr} = (F_f^2 + F_p^2)^{1/2} \quad (3.6)$$

A partir de la relation (3.6), la puissance totale dissipée par frottement à l'interface outil/copeau Φ_{fr} est calculée par la relation :

$$\Phi_{fr} = F_{fr} V_{cop} \quad (3.7)$$

où V_{cop} est la vitesse d'évacuation du copeau. Elle est calculée en combinant les formules (3.8) et (3.9).

$$V_{cop} = Vc \frac{\sin \phi}{\cos(\phi - \gamma)} \quad (3.8)$$

$$\phi = \frac{\pi}{4} - \frac{\beta_{fr} - \gamma}{2} \quad (3.9)$$

avec ϕ l'angle de cisaillement, β_{fr} l'angle de frottement et γ l'angle de coupe de l'outil.

L'angle de frottement β_{fr} est calculé par la relation suivante :

$$\beta_{fr} = \tan^{-1} \left(\frac{F_{fr}}{F_c} \right) \quad (3.10)$$

avec F_c est l'effort de coupe.

L'angle de cisaillement varie entre 23° et 28° (Fig. 3. 10❶). Il diminue en fonction de la vitesse de coupe dans le cas de $Vc \leq 180$ m/min et reste sensiblement constant pour des vitesses de coupe comprises entre 180 et 250 m/min. En revanche, il augmente en fonction de la vitesse de coupe pour les vitesses de coupe $Vc \geq 250$ m/min. L'évolution de l'angle de cisaillement est directement liée à l'interface de frottement outil/copeau. Ainsi, cet angle de cisaillement influence la température de l'interface par le biais de la vitesse d'évacuation du copeau (Fig. 3. 10❷) et réciproquement. De plus, la vitesse du copeau évolue de façon quasiment linéaire en fonction de la vitesse de coupe. Les différentes valeurs des vitesses de copeau représentées sur la Fig. 3. 10❷ sont utilisées pour le calcul de densité du flux à l'interface outil/copeau.

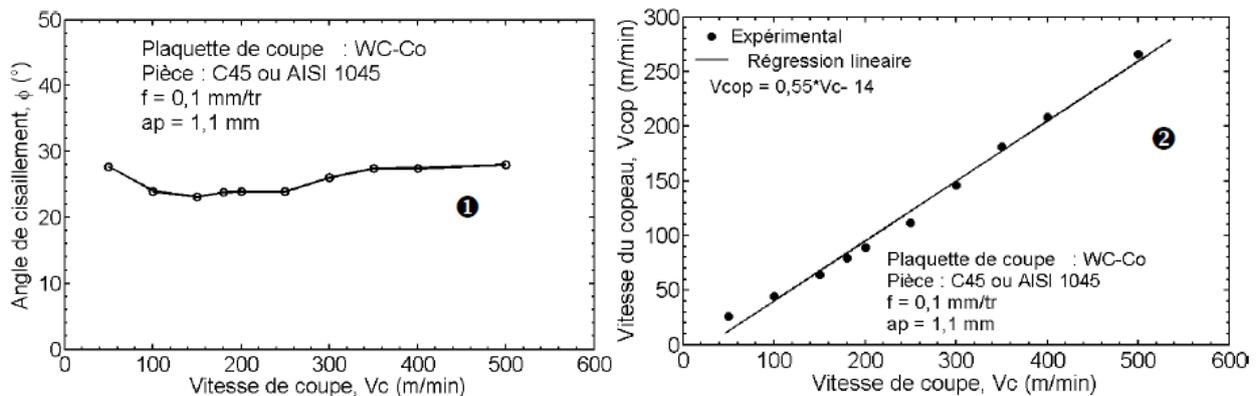


Fig. 3. 10 : ❶ Evolution de l'angle de cisaillement en fonction de la vitesse de coupe
 ❷ Evolution de la vitesse du copeau en fonction de la vitesse de coupe.

La densité de flux thermique dans le contact ($\varphi_{fr,out-cop}$) et celle qui est imposée sur la surface de contact outil/copeau (plaquette, $\varphi_{fr,out}$) sont obtenues par les relations suivantes :

$$\varphi_{fr,out-cop} = \frac{\Phi_{fr}}{S_{out-cop}} = \frac{F_{fr} V_{cop}}{S_{out-cop}} \quad (3.11)$$

$$\varphi_{fr,out} = \beta_{out} \frac{F_{fr} V_{cop}}{S_{out-cop}}, \quad (3.12)$$

où β_{out} est la part du flux thermique total qui est évacuée dans l'outil de coupe et $S_{out-cop}$ est la surface de contact outil/copeau mesurée par rugosimétrie optique et par microscopie optique. Une brève étude de l'évolution de la surface de contact en fonction de la vitesse de coupe a été présentée dans le paragraphe 3.3.2.1 du chapitre 2. L'étude a montré que la surface de contact diminue en fonction de la vitesse de coupe quand celle-ci est inférieure à 400 m/min. En revanche elle augmente au delà de cette vitesse. Précisons que dans le modèle thermique numérique proposé, la densité de flux thermique imposée sur la surface de l'outil de coupe est fonction du temps. Ainsi à chaque pas de temps équivalent au temps d'échantillonnage des mesures des efforts, correspond une densité de flux calculée.

La Fig. 3. 11 permet d'observer une évolution de la densité de flux thermique moyenne pour trois cas de vitesses de coupe. Il apparait que cette densité de flux augmente quand la vitesse de coupe augmente. Cette augmentation est due d'une part à l'augmentation de l'effort de frottement et d'autre part à la diminution de la surface de contact outil/copeau.

Outre l'effort de frottement et la vitesse de coupe, la surface de contact outil/copeau a aussi une influence non négligeable sur la densité de flux calculée si l'erreur sur l'estimation de la surface de contact est importante. Ainsi, la mesure de chaque surface de contact moyenne réalisée pour chaque condition de coupe est utilisée pour le calcul de la densité de flux. Il faut noter que dans le modèle numérique proposé, le flux de chaleur à l'interface outil/pièce n'est pas pris en compte. En effet, compte tenu de la surface d'usure très faible de cette zone, ce cas illustre plutôt les conditions de contacts ponctuels qui provoquent des phénomènes de constriction.

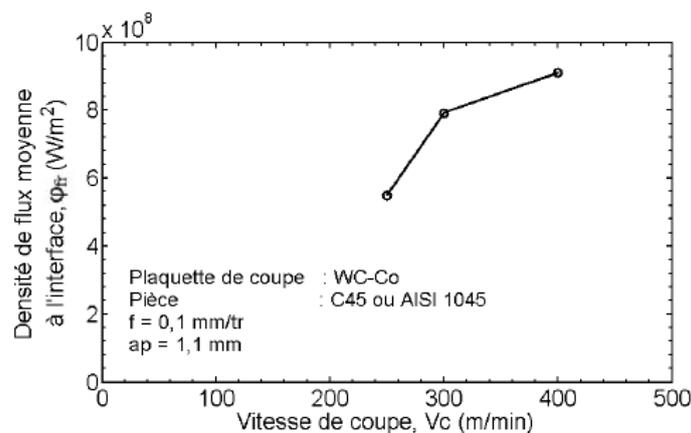


Fig. 3. 11 : Evolution de la densité de flux moyenne à l'interface de contact outil/copeau en fonction de la vitesse de coupe ($V_c = 250, 300$ et 400 m/min)

La chaleur générée à l'interface de contact est répartie entre l'outil et le copeau. La part évacuée dans l'outil de coupe est calculée par le biais du coefficient de partage β_{out} . Différentes formules de

calcul du coefficient de partage du flux issues de la littérature ont été présentées dans le Tableau 3. 1 du paragraphe § 2.1.3. L'étude bibliographique sur l'approche thermique en usinage présentée au paragraphe § 2.1 a montré que ce coefficient de partage dépend des conditions de coupe, notamment de la vitesse de coupe, par le biais du nombre adimensionnel de Peclet (Pe). Il existe dans le cas de l'usinage plusieurs méthodes pour évaluer ce nombre de Peclet. Plusieurs expressions qui permettent de le calculer et sont inscrites dans le Tableau 3. 1, par contre celle proposée par Grzesik et Nieslony [52] et donnée par la relation (3.13), est retenue dans la présente étude. En effet, elle tient compte explicitement de la longueur de contact outil/copeau et de la vitesse de frottement entre l'outil et le copeau (vitesse du copeau).

$$Pe = \frac{V_{cop} Lc}{\alpha_{pie}} \quad (3.13)$$

où V_{cop} est la vitesse du copeau, Lc est la longueur du contact et α_{pie} est la diffusivité de la matière usinée.

Pour les calculs, les valeurs des propriétés thermiques utilisées sont résumées dans le Tableau 3. 2. Les propriétés thermiques du WC-6%Co sont issues de mesures expérimentales. La dépendance de la conductivité thermique en fonction de la température est prise en compte dans le modèle numérique. Les propriétés thermiques de l'acier C45 (AISI 1045) sont issues des travaux de thèse de Han [53]. Celles du porte-plaquette en acier 42CrMo4 sont issues de MatWeb [54].

Tableau 3. 2 : Caractéristiques thermiques des principaux composants de l'étude.

Plaquette de coupe ou Pion tribologique WC-6%Co.						
Température (°C)	20	100	200	300	500	600
Conductivité, k_{out} (W/m °C)	117	110	97	86	85	83
Capacité thermique, c_{out} (J/Kg °C)	222					
Densité, ρ_{out} (kg/m ³)	14900					
Pièce usinée ou disque de tribologie						
Conductivité, k_{pie} (W/m °C)	54					
Capacité thermique, c_{pie} (J/Kg °C)	480					
Densité, ρ_{pie} (kg/m ³)	7800					
Porte-plaquette						
Conductivité, k_{pp} (W/m °C)	42					
Capacité thermique, c_{pp} (J/Kg °C)	473					
Densité, ρ_{pp} (kg/m ³)	7850					

La Fig. 3. 12 présente l'évolution du nombre de Peclet (Pe) calculé à partir des longueurs de contact outil/copeau mesurées par rugosimétrie optique et de la relation (3.13).

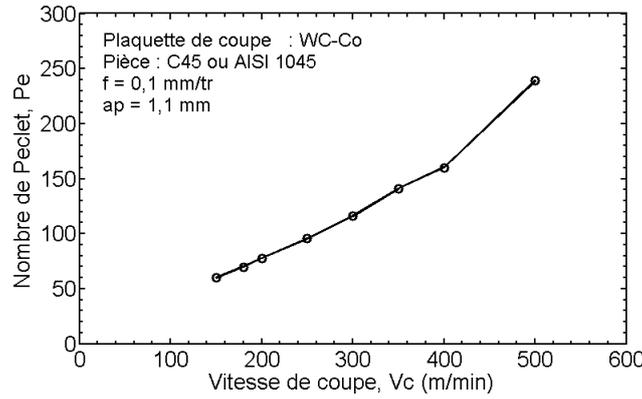


Fig. 3.12 : Evolution du nombre de Peclet en fonction de la vitesse de coupe.

L'observation de cette figure montre que le nombre de Peclet augmente en fonction de la vitesse. Comme il a été dit dans l'étude bibliographique, ce nombre adimensionnel mesure l'influence de la convection sur la diffusion thermique. Un grand nombre de Peclet signifie une grande influence de la convection dans le phénomène du transfert thermique.

Ce nombre de Peclet est utilisé pour calculer le coefficient de partage β_{out} . Pour tenir compte du facteur forme de la surface de contact outil/copeau, une expression pour le calcul du coefficient de partage β_{out} , est proposée. Cette formule s'appuie sur celle de Shaw [48], équation (3.14) :

$$\beta_{out} = 1 - \left\{ 1 + \left[0,754 \left(\frac{k_{out}}{k_{pie}} \right) A_a \sqrt{Pe} \right] \right\}^{-1} \quad (3.14)$$

où A_a représente le facteur de forme de la surface de contact outil/copeau, Pe est le nombre de Peclet. La formule proposée initialement par Loewen [42] pour la détermination du facteur A_a est donnée l'équation (3.15).

$$A_a = \frac{2}{\pi} \left[\sinh^{-1} \left(\frac{m}{l} \right) + \frac{m}{l} \sinh^{-1} \left(\frac{l}{m} \right) + \frac{1}{3} \left(\frac{m}{l} \right)^2 + \frac{1}{3} \frac{l}{m} - \frac{1}{3} \left(\frac{m}{l} + \frac{l}{m} \right) \left(1 + \left(\frac{m}{l} \right)^2 \right)^{1/2} \right] \quad (3.15)$$

où $m = ap$ et $l = Lc/2$ représentent respectivement la profondeur de passe et la demi-longueur de contact outil/copeau. Il faut remarquer la formule (3.15) qui permet de calculer le facteur de forme est très complexe.

Cependant, comme la surface de contact joue un rôle important dans le calcul du coefficient de partage, dans le présent travail, il est supposé que la forme de la surface de contact est directement liée à la profondeur de passe et à la longueur de contact. Ainsi, la formule permettant de calculer le facteur de forme est très simplifiée. Elle dépend uniquement du rapport de la profondeur de passe (ap) et de la longueur du contact outil/copeau (Lc) et est donnée par la relation suivante :

$$A_a = \frac{a_p}{Lc} \quad (3.16)$$

Il faut noter que ce facteur de forme est fonction de la vitesse de coupe par le biais de la longueur de contact. La relation ainsi proposée dans le présent travail pour calculer le coefficient de partage du flux est donnée par l'équation (3.17) :

$$\beta_{out} = 1 - \left\{ 1 + \left[0,754 \left(\frac{k_{out}}{k_{pie}} \right) \left(\frac{a_p}{Lc} \right) \sqrt{Pe} \right] \right\}^{-1} \quad (3.17)$$

Pour tenir compte de l'influence de la conductivité thermique de l'outil sur le coefficient de partage de flux à l'interface outil/copeau, trois valeurs de celle-ci sont considérées (117, 100 et 83 W/m °C). Ces trois valeurs de la conductivité sont désignées respectivement par k_{sup} , $k_{méd}$, et k_{inf} pour faciliter l'analyse des résultats en fonction de ces valeurs. La conductivité k_{sup} est mesurée à 20°C et celle de k_{inf} est mesurée obtenue à 600°C. Par contre, la conductivité $k_{méd}$ est la médiane de k_{sup} et de k_{inf} . Cette dernière est représentative de la moyenne (k_{moy}) de toutes valeurs de conductivité mesurées expérimentalement ($k_{moy} = 96,33$ W/m°C).

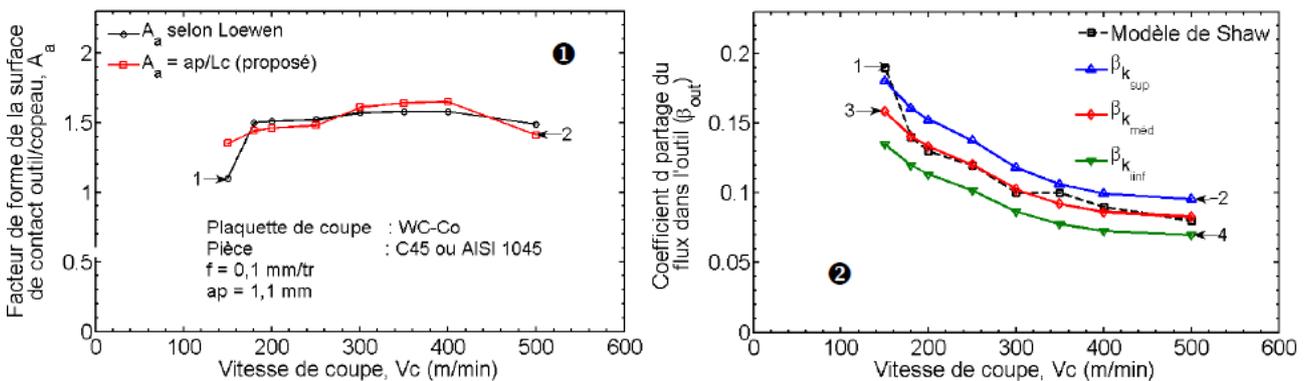


Fig. 3. 13 : ❶ Evolution du facteur de forme de la surface de contact outil/copeau.
 ❷ Evolution du coefficient de partage du flux en fonction de la vitesse de coupe.

Les Fig. 3. 13 ❶-❷ représentent respectivement l'évolution du facteur de forme de la surface de contact outil/copeau et celle du coefficient de partage du flux en fonction de la vitesse de coupe. L'observation de la Fig. 3. 13 ❶ montre une bonne corrélation entre le facteur de forme déterminé par la formule proposée (3.17) dans la présente étude et celui calculé par la formule de Loewen (3.15). La Fig. 3. 13 ❷ illustre l'évolution du coefficient de partage en fonction de la vitesse de coupe et pour les deux méthodes de calculs. La courbe 1 est obtenue à partir du modèle de Shaw [48]. Les courbes 2, 3 et 4 sont obtenues à partir du modèle proposé en considérant les trois valeurs de conductivité thermique de l'outil (k_{sup} , $k_{méd}$, et k_{inf}). L'observation de la Fig. 3. 13 ❷ montre une influence significative de la conductivité sur le coefficient de partage. Toutefois, il existe une bonne corrélation entre l'évolution du coefficient de partage évalué par le modèle de Shaw et celui obtenu par le modèle proposé en considérant $k_{méd}$ comme conductivité thermique de l'outil.

Les trois valeurs du coefficient de partage du flux calculé par la relation (3.17), en considérant les trois valeurs de la conductivité thermique, sont utilisées pour la simulation numérique thermique. Ceci dans le but de connaître le niveau d'influence du coefficient de partage sur la température de l'interface de contact de l'outil.

2.2.3 Géométrie et conditions aux limites

La Fig. 3. 14 présente l'ensemble généralement appelé outil composé du porte-plaquette, du support plaquette et de la plaquette. Ce modèle géométrique a été modélisé en utilisant le logiciel CATIA V5R16[®] et importé dans le code de calcul par éléments finis Abaqus[®] 6.7/Standard pour la simulation thermique. La Fig. 3. 15 représente le détail sur la condition de densité de flux thermique

imposée. En effet, la densité de flux thermique (ϕ_{fr}) déterminée précédemment est imposée sur la surface de contact outil/copeau définie par $S_{cop} = L_c \times a_p$. L_c est la longueur de contact outil/copeau mesurée par rugosimétrie optique et a_p est la profondeur de passe.

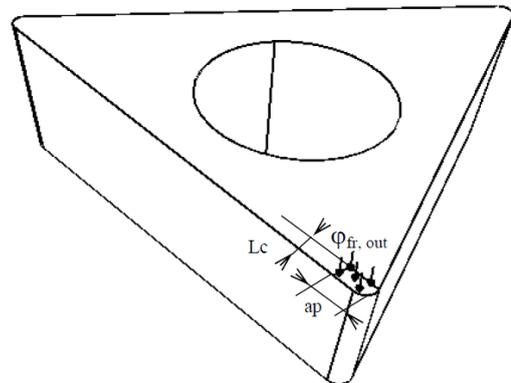
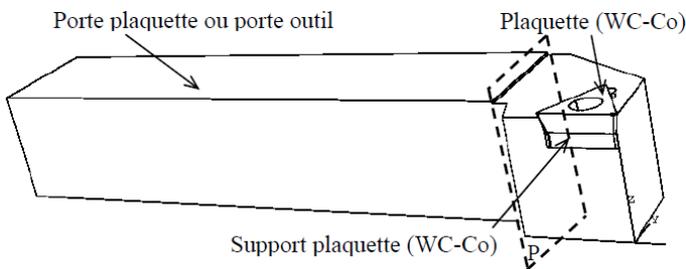


Fig. 3. 14 : Ensemble porte-plaquette, support-plaquette et plaquette.

Fig. 3. 15 : Détail sur la condition de la densité de flux imposée sur la surface de contact outil/copeau

Les conditions aux limites considérées sont basées sur les hypothèses suivantes :

- Le plan (P) de la Fig. 3. 14 divise l'outil de coupe en deux parties. Il a été supposé que la partie de gauche est suffisamment loin de la pointe de l'outil pour considérer que cette partie reste à la température ambiante (20°C) durant toute la durée de coupe. Les surfaces libres (en contact avec l'air) de la partie de droite sont soumises à une convection forcée due au mouvement de rotation de la pièce. Le coefficient d'échange thermique par convection forcée (h_f) utilisé dans le modèle est estimé par les formules de corrélation permettant d'évaluer le Nusselt. Les formules utilisées sont données ultérieurement.
- Les contacts suivants : plaquette et support-plaquette, plaquette et porte-plaquette, et support-plaquette et porte-plaquette sont considérés parfaits (pas de couche d'air, frottement à ces interfaces de contacts). Ainsi, il a été supposé qu'il n'existe pas de la résistance thermique de contact.
- La surface de contact outil/copeau est constante. En conséquence, l'évolution de l'usure n'est pas prise en compte dans le modèle.
- La distribution de la densité de flux appliquée sur la surface de contact (Fig. 3. 15) est supposée uniforme. Il faut toutefois signaler que la distribution de la densité de flux à l'interface n'est pas uniforme et dépend de la distribution des contraintes à l'interface de contact. Une étude bibliographique sur la distribution des contraintes à l'interface de contact outil/copeau a été présentée au paragraphe § 2.2 du chapitre 2.

Le coefficient d'échange thermique par convection forcée (h_f) est estimé par les corrélations de Nusselt (Nu) données par les équations (3.18) (3.19)) [55] qui font intervenir le nombre de Reynolds Re (équation (3.20)).

$$Nu = C Re^m \quad (3.18)$$

$$h_f = \frac{k_{air} Nu}{D_{pp}} \quad (3.19)$$

$$Re = \frac{\rho_{air} D_{pp} V_c}{\nu_{air}} \quad (3.20)$$

où k_{air} est la conductivité thermique de l'air, D_{pp} la longueur caractéristique (épaisseur du porte-plaquette), ν_{air} la viscosité dynamique, ρ_{air} la masse volumique de l'air, et C, m des constantes dépendantes de la géométrie considérée et de la valeur du nombre de Reynolds. Dans cette étude il a été considéré, $C = 0,27$, $m = 0,66$, $\rho_{air} = 1,290 \text{ kg/m}^3$, $k_{air} = 0,0262 \text{ W/m}^\circ\text{C}$, $\nu_{air} = 1,8 \cdot 10^{-5} \text{ kg/(m s)}$ en accord avec les valeurs extraites des travaux de Ahmed et al. [55] et $D_{pp} = 0,025 \text{ m}$.

La résolution du problème de transfert thermique de l'outil de coupe, en tenant compte de toutes les conditions aux limites, est faite en régime transitoire à partir de la discrétisation de l'équation de transfert thermique (3.21) intégrée dans le code de calcul Abaqus®.

$$\rho c \dot{T}(x, y, z, t) + k \nabla T(x, y, z, t) = 0 \quad (3.21)$$

Le modèle géométrique de l'ensemble de l'outil de coupe est maillé en utilisant des éléments triangulaires tétraédriques à quatre nœuds de type DC3D4. Ces éléments sont des éléments d'intégration complète et le choix de ce type d'élément est basé sur la configuration géométrique de l'ensemble du modèle 3D et aussi prendre en compte la diffusion de chaleur.

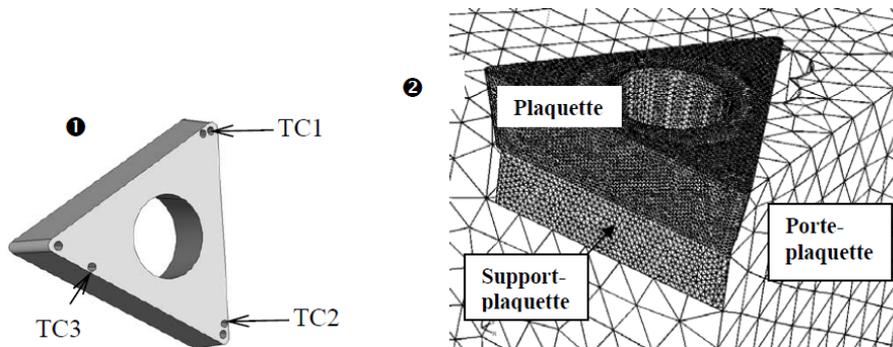


Fig. 3. 16 : Précision du modèle géométrique :

- ① Plaque comportant les trous d'implantation des thermocouples,
- ② Détail du maillage de l'outil de coupe.

Les thermocouples TC1, TC2 et TC3 utilisés durant la mesure expérimentale de la température sont situés respectivement à des positions définies par des points TC1, TC2 et TC3 (Fig. 3. 16①). La position précise de chaque point d'implantation des thermocouples est donnée en Annexe 2-2.

Une étude de sensibilité au maillage des résultats numériques a été réalisée, particulièrement pour la plaque afin d'éviter toute influence sur ces résultats. Dans cette étude, quatre tailles d'éléments différentes ont été considérées : 0,15 mm, 0,2 mm, 0,25 mm et 0,5 mm. Les figures de l'Annexe3-1 montre qu'il n'y a pas d'effet significatif des tailles considérées sur les résultats de cette étude. La taille de 0,2 mm a été retenue pour la suite des calculs numériques, afin d'avoir un nombre de nœuds adéquat qui sera utilisé pour le calcul de la température moyenne de l'interface de contact outil/copeau.

Comme le montre la Fig. 3. 16, le support-plaquette et la plaquette sont maillés plus fin et respectivement avec des éléments de 0,5 mm et de 0,2 mm. Le porte-plaquette et la plaquette comporte respectivement 50713 et 214000 éléments. Tandis que le porte-plaquette a été maillé avec les éléments de 3 mm (75383 éléments).

Le nombre total des éléments du problème numérique à résoudre est ainsi de 340304. Pour la stabilité du calcul, le pas de temps de calcul, Δt doit respecter la condition de l'équation :

$$\Delta t > \frac{\rho_p c_p}{k_p} (\Delta l_{\min}^e)^2 \quad (3.22)$$

où Δl_{\min}^e est la taille de l'élément fini le plus petit.

Pour les valeurs suivantes prises dans le Tableau 3. 2 de ce paragraphe : $\rho_{out} = 14900 \text{ kg/m}^3$, $k_{méd} = 100 \text{ W/m } ^\circ\text{C}$, $c_{out} = 222 \text{ J/kg } ^\circ\text{C}$ et pour la taille minimale d'un élément $\Delta l = 2.10^{-4} \text{ m}$, le pas de temps de calcul est de $1,33.10^{-3} \text{ s}$. Un pas temps de calcul de 10^{-2} s est utilisé pour tous les cas de calculs réalisés. Pour un essai d'usinage de 32s à 400 m/min, le temps de calcul CPU est de 3h35min sur une machine dont la RAM est de 3*1024 Mo et équipée d'un processeur de 3,4 GHz.

Les différents cas de conditions de coupe traités numériquement sont résumés dans le Tableau 3. 3

Tableau 3. 3 : Cas de conditions de coupe traités numériquement.

Vitesse de coupe (m/min)	Avance, f (mm/tr)	Profondeur de passe (mm)	Durée d'essai (s)
250	0,1	1,1	5
300	0,1	1,1	5
400	0,1	1,1	32

Pour chaque jeu de coupe, les résultats numériques sont comparés aux résultats expérimentaux. L'analyse de ces résultats est présentée dans le paragraphe ci-dessous.

2.2.4 Résultats et discussion

L'analyse des résultats pour les trois vitesses de coupe est réalisée en considérant ces principaux points :

- Comparaison des évolutions des températures mesurées et celles calculées. Ces comparaisons sont appréciées par rapport à l'erreur relative calculée. Cette erreur est calculée en utilisant uniquement le cas de la température obtenue avec la conductivité $k_{méd}$.
- Influence de la conductivité sur les températures calculées. Cette influence est étudiée à partir des écarts maximaux obtenus en comparant les résultats de la température des cas de conductivité k_{sup} et k_{inf} par rapport à celui de $k_{méd}$.
- Discussion sur les températures moyennes de l'interface de contact outil/copeau. Cette température moyenne est calculée en considérant tous les nœuds de la zone T_{moy} définie sur la Fig. 3. 17

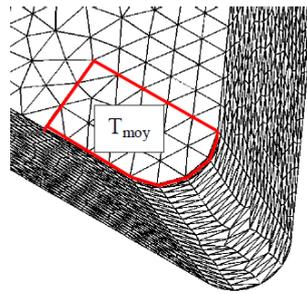


Fig. 3. 17 : Zone de calcul de la température moyenne de l'interface de l'outil.

L'ensemble des résultats sont discutés par rapport à d'autres travaux réalisés dans ce domaine. Trois cas de conditions de coupe sont présentés dans ce mémoire.

2.2.4.1 Cas de la vitesse de coupe de 250 m/min

La mise en œuvre du modèle thermique numérique pour chaque condition de coupe du Tableau 3. 3 a permis d'avoir le champ de température et les isothermes dans la plaquette. La Fig. 3. 18 montre les résultats obtenus pour une vitesse de coupe de 250 m/min, une avance de 0,1mm/tr et une profondeur de passe de 1,1 mm. Ces résultats sont obtenus en considérant le coefficient de partage évalué à partir de la valeur de la conductivité thermique $k_{méd}$. L'observation de la Fig. 3. 18 permet de constater que les isothermes sont proches de formes sphériques comme cela fut observé par Liu et Chou [51] et Filice et al. [56].

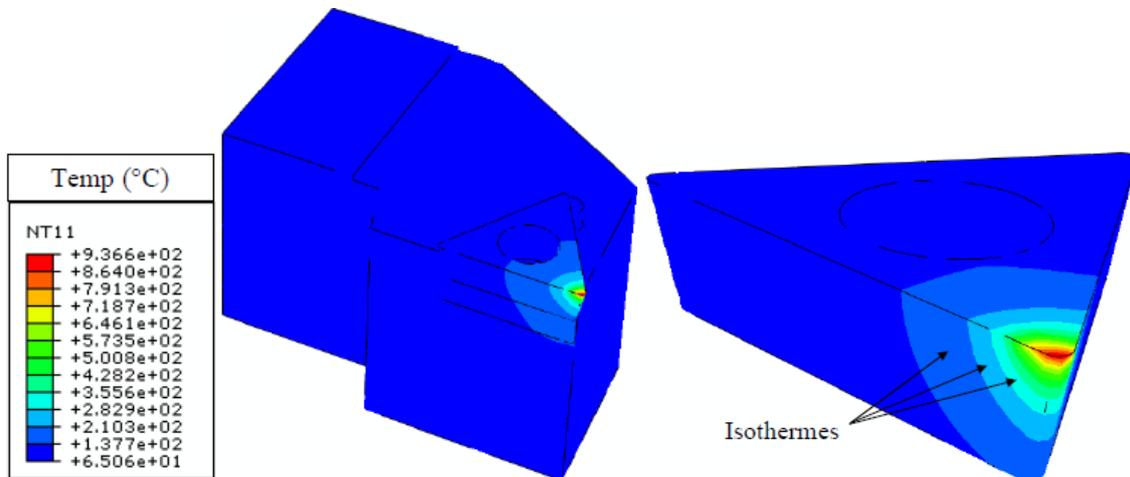


Fig. 3. 18 : Champ de température ($V_c = 250\text{m/min}$, $f=0,1\text{mm/tr}$, $a_p = 1,1\text{mm}$).

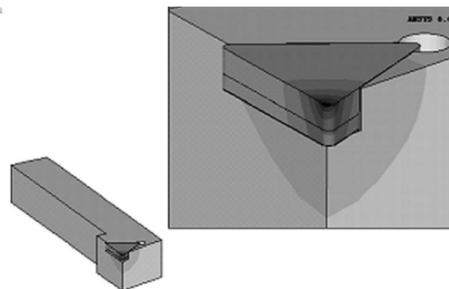


Fig. 3. 19 : Isothermes et champ de température dans un outil de coupe en (WC-6%Co) obtenues par la simulation numérique pour les conditions : $V_c = 60\text{ m/min}$, $f = 0.1\text{ mm/tr}$, $a_p = 2\text{ mm}$, Liu et Chou [51].

Liu et Chou [51] ont obtenu les mêmes formes d'isothermes pour des simulations thermiques 3D, (Fig. 3. 19) de l'usinage de l'alliage d'aluminium A359 avec un outil en WC-6%Co pour vitesse de coupe de 60 m/min, une vitesse d'avance de 0,1mm/tr et une profondeur de passe de 2 mm. Par contre Filice et al. [56] obtiennent des isothermes qui se rapprochent de formes elliptiques en coupe orthogonale de l'acier C45 (AISI 1045) avec un outil non revêtu en WC-6%Co de grade G1 et en utilisant une vitesse de coupe de 200 m/min, une avance de 0,2 mm/tr et une profondeur de passe de 3 mm. La Fig. 3. 20❶ illustre le champ de température et les isothermes issus des mesures expérimentales par une caméra thermographique de type CCD. Les mêmes formes d'isothermes sont obtenues par une simulation numérique thermique comme le montre la Fig. 3. 20❷.

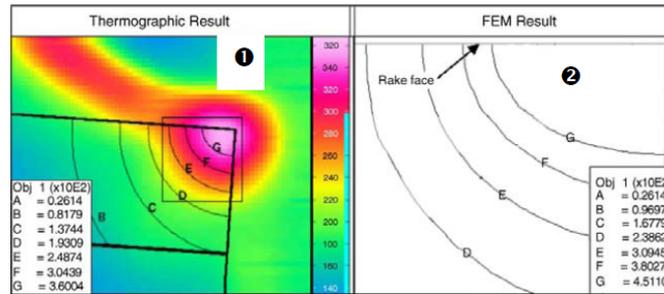
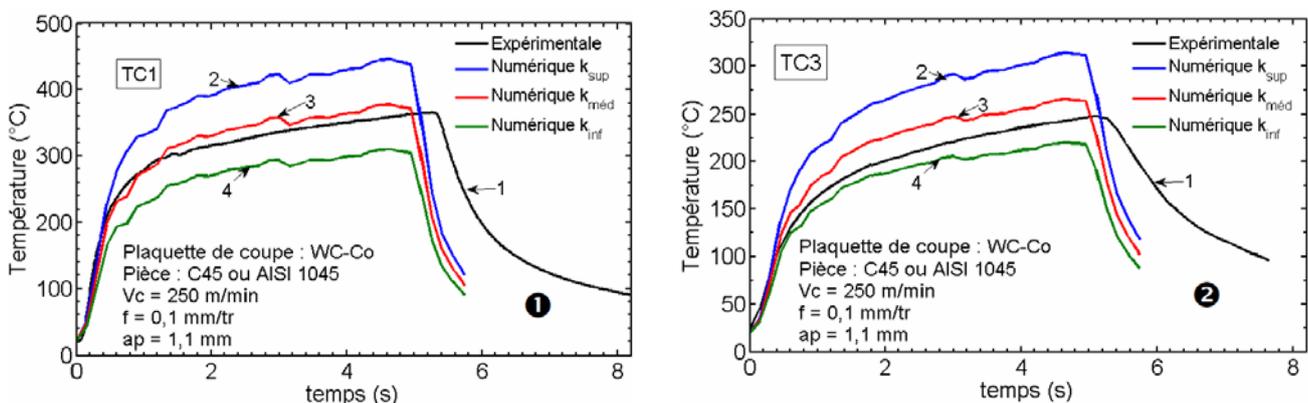


Fig. 3. 20 : Champ de température dans un outil de coupe en (WC-6%Co) ($V_c = 200$ m/min, $f = 0.2$ mm/tr, $ap = 3$ mm), Filice et al. [56] :

- ❶ Résultats expérimentaux,
- ❷ résultats numériques.

La tendance elliptique des isothermes obtenue par Filice et al. [56] est due à la configuration de coupe (coupe orthogonale). En effet, pour une coupe orthogonale, la température maximale de l'outil est située sur la face de coupe mais à une distance de l'arête de coupe. En revanche, dans le cas de ce travail, la température maximale se situe à la pointe de l'outil du fait que le bec de l'outil est sollicité pendant l'usinage.

De plus, les Fig. 3. 21❶-❷ présentent une comparaison des évolutions des températures mesurées par les thermocouples TC1 et TC3 et des températures obtenues par la méthode numérique pour les trois valeurs de conductivité considérées. Les températures numériques sont extraites aux points de mesure définis dans le paragraphe précédent.



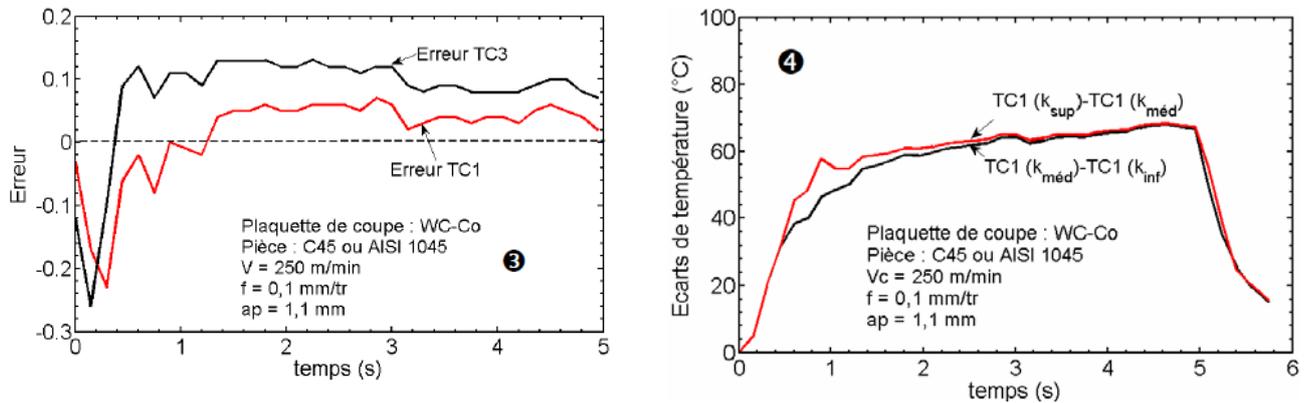


Fig. 3. 21 : Comparaison des évolutions des températures mesurées expérimentalement et calculées numériquement :

- ❶ Température TC1,
- ❷ Température TC3,
- ❸ Erreurs relatives des températures calculées par rapport aux températures mesurées,
- ❹ Ecart des températures pour les conductivités thermiques k_{sup} et k_{inf} par rapport à k_{med} .

Le décalage temporel entre l'évolution du résultat expérimental et ceux observés numériquement à la fin des mesures est dû uniquement au décalage du temps de réponse des thermocouples et celui de la table dynamométrique Kistler utilisée pour la mesure des efforts.

La Fig. 3. 21 ❸ montre les évolutions des erreurs relatives des thermocouples TC1 et TC3 en fonction du temps. Elles sont calculées en considérant uniquement les résultats numériques obtenus dans le cas de la conductivité égale k_{med} .

La Fig. 3. 21 ❹ représente l'évolution des écarts de températures de TC1 obtenues par la simulation numérique. Ces écarts correspondent à la différence entre la température obtenue dans le cas de la conductivité k_{med} et celle obtenue dans le cas de la conductivité égale k_{sup} ou k_{inf} .

L'observation des Fig. 3. 21 ❶-❷ montre une bonne corrélation entre les résultats mesurés (courbes '1') et les résultats numériques (courbes '3') pour le cas de la conductivité k_{med} . Comme le montre la Fig. 3. 21 ❸, les erreurs relatives calculées peuvent atteindre 23% dans le domaine de régime transitoire pour TC1 et de 26% pour TC3. Par contre, dans le régime quasi-permanent les erreurs relatives sont inférieures à 6,5% pour TC1 et inférieures à 14 % pour TC3.

L'observation des Fig. 3. 21 ❶-❷ montrent une influence non négligeable de la conductivité thermique de l'outil sur les résultats numériques. Il faut remarquer que la température simulée diminue avec la conductivité. Ce phénomène est normal puisque la densité de flux est directement liée au coefficient de partage et que ce dernier est calculé à partir de la conductivité. La Fig. 3. 21 ❹ permet de mieux apprécier cette influence. Cette figure montre que l'écart entre les températures numériques de TC1 pour le cas de la conductivité k_{sup} (courbe '2', Fig. 3. 21 ❶) et pour le cas de la conductivité égale k_{med} (courbe '3', Fig. 3. 21 ❶) peut atteindre 68°C dans le régime quasi-permanent. Cet écart reste le même en considérant les conductivités k_{med} (courbe '3', Fig. 3. 21 ❶) et k_{inf} (courbe '4', Fig. 3. 21 ❶). Bien que ces écarts de température soient moindres dans l'outil, ils deviennent importants à l'interface de contact outil/copeau.

2.2.4.2 Cas de la vitesse de coupe de 300 m/min

Les Fig. 3. 22 ❶-❷ permettent de comparer les évolutions des températures mesurées par les thermocouples TC1 et TC2 et des températures calculées pour la vitesse de coupe de 300 m/min.

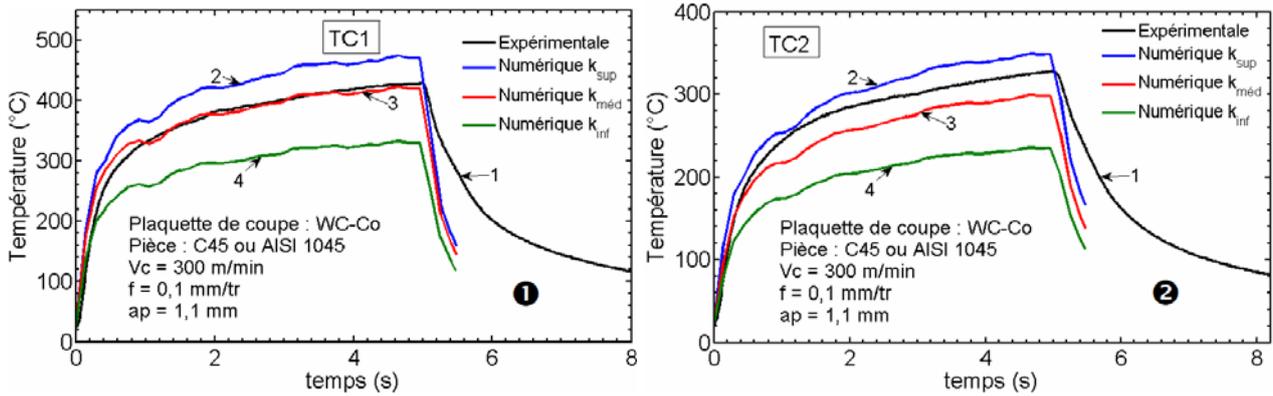


Fig. 3. 22 : Comparaison des évolutions des températures mesurées expérimentalement et calculées numériquement :

- ❶ Température TC1,
- ❷ Température TC2.

L'observation des Fig. 3. 22❶-❷ montre qu'il y a une cohérence entre les températures mesurées et celles calculées en considérant le cas de la conductivité $k_{méd}$. Pour la vitesse de coupe 300 m/min, l'erreur peut atteindre une valeur de 50% pour le thermocouple TC1 et 55% pour le thermocouple TC2 dans les premiers instant d'usinage. Par contre, après environ 0,5s d'usinage, les erreurs deviennent très faibles. Elles sont inférieures à 3% pour TC1 et inférieures à 12% pour TC2 (Annexe 3-1). Les Fig. 3. 22❶-❷ montrent également l'influence de la conductivité sur les températures numériques. Les écarts entre les températures calculées en considérant les conductivités k_{inf} et k_{sup} par rapport à celle de $k_{méd}$ sont résumés dans le Tableau A3-1.1 en (Annexe 3-1). L'écart obtenu en considérant les conductivités $k_{méd}$ et k_{inf} est plus important que celui calculé en considérant les conductivités k_{sup} et $k_{méd}$ pour les deux thermocouples. Une même observation a été faite pour le cas de la vitesse de coupe de 400 m/min présenté dans la suite. Cette différence n'est pas liée à la variation du coefficient de partage (Fig. 3. 13❷) pour une même vitesse de coupe, mais plutôt à une mauvaise conduction de la chaleur à haute température. En effet, la conductivité du WC-6%Co décroît en fonction de la température, ce qui signifie que le matériau devient moins bon conducteur de chaleur à haute température et implique une accumulation d'énergie thermique à la surface de contact outil/copeau. Ce constat a été bien établi par Abdel-Aal et al. [57, 58] pendant l'étude de l'influence de la conductivité sur l'usure des outils de coupe en carbure fritté lors de l'usinage de l'alliage de titane. Cette accumulation d'énergie thermique à la surface induit des températures plus importantes à la surface et en conséquence une dégradation plus sévère de l'outil de coupe.

2.2.4.3 Cas de la vitesse de coupe de 400 m/min

Ce troisième cas d'étude est réalisé pour la vitesse de coupe de 400 m/min qui est à la limite de du domaine de l'usinage à grande vitesse [11]. Les Fig. 3. 23❶-❷ présentent une comparaison des évolutions des températures mesurées par les thermocouples TC1 et TC2 et des températures obtenues par la méthode numérique.

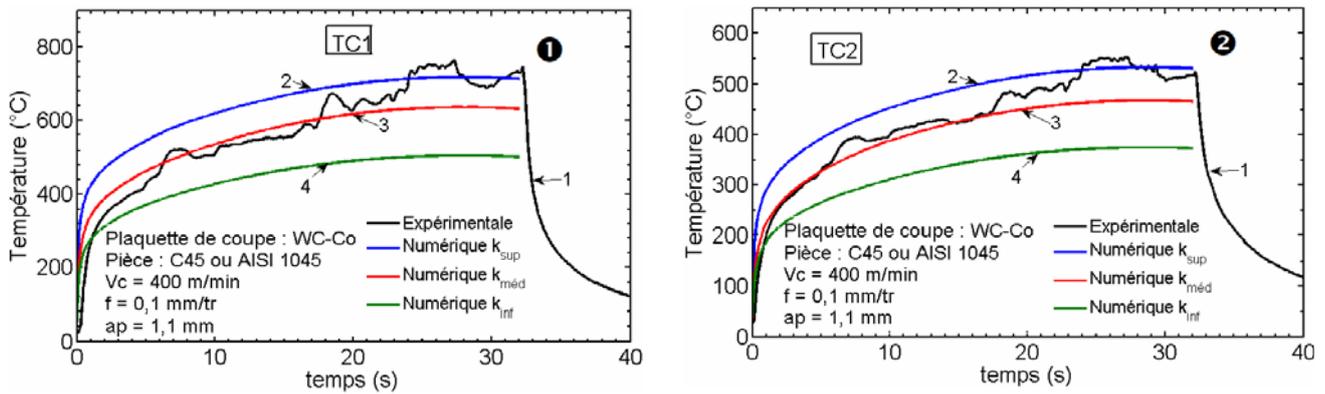


Fig. 3. 23 : Comparaison des évolutions des températures mesurées expérimentalement et calculées numériquement :

- ① Température TC1,
- ② Température TC2.

Pour le cas de la vitesse de coupe de 400 m/min, la courbe de la densité de flux imposée sur la surface de contact de l'outil pendant la simulation numérique a été lissée pour éviter les sauts importants de celle-ci. Ces sauts de densité de flux évoqués sont directement liés aux efforts de coupe mesurés qui présentent des fluctuations importantes dues à l'usure accélérée de l'outil. Ainsi le lissage permet d'éviter des instabilités numériques dues à ces sauts de densité de flux. L'observation des Fig. 3. 23①-② montre qu'il y a une concordance relativement bonne entre les températures mesurées (courbe '1') et celles calculées (courbes '3') en considérant le cas de la conductivité $k_{méd}$. En effet, l'erreur relative est extrêmement élevée aux premiers instants d'usinage. Elle peut atteindre une valeur de 81% pour TC1 et de 89% pour TC2. Dans le régime quasi-permanent, les erreurs sont inférieures à 15% pour TC1 et TC2, (Fig. 3A. 2, Annexe 3-1). La valeur d'erreur la plus élevée du régime quasi-permanent est obtenue aux niveaux des pics de température. Comme précédemment évoqué, les écarts de température numérique en considérant les trois cas de conductivité thermique ont été calculés et reportés dans le (Tableau A3-1, Annexe 3-1). Ces résultats montrent que les écarts deviennent considérables pour la vitesse de 400 m/min surtout pour le thermocouple TC1. Cela est dû à l'effet combiné de la mauvaise conductivité à haute température évoqué précédemment et à la sous-estimation du flux de chaleur pour la conductivité k_{inf} .

2.2.4.4 Température moyenne de la face de coupe de l'outil et influence de la vitesse de coupe

Le calcul numérique a permis d'obtenir la température à l'interface de contact de l'outil de coupe. Les températures moyennes de la face de coupe de l'outil sont estimées comme indiqué sur la Fig. 3. 17.

La Fig. 3. 24 représente l'évolution des températures moyennes de la face de coupe de l'outil en fonction de la vitesse de coupe. Cette représentation permet de mieux apprécier le niveau de la température de l'interface de contact de l'outil et l'influence de la conductivité en fonction des vitesses de coupe considérées. La borne inférieure des températures moyennes de la face de coupe de l'outil correspondant à la conductivité k_{inf} sont de 722, 811, 925°C respectivement pour les vitesses de 250, 300, 400 m/min. Elles sont de 1087, 1115, 1192°C respectivement pour les vitesses de 250, 300, 400 m/min dans le cas de la conductivité k_{sup} . Il est plus judicieux de considérer des températures obtenues en prenant les valeurs de conductivité k_{inf} , $k_{méd}$, puisque les niveaux des

températures obtenus indiquent que la conductivité thermique a chuté considérablement (Tableau 3. 2.). En effet, les analyses des résultats montrent que le cas de la conductivité $k_{méd}$ donne les résultats plus cohérents que les deux autres cas de conductivité. Pour cette valeur de conductivité, les températures moyennes de la face de coupe de l'outil sont de 891, 1002, 1082°C respectivement pour les vitesses de 250, 300, 400 m/min.

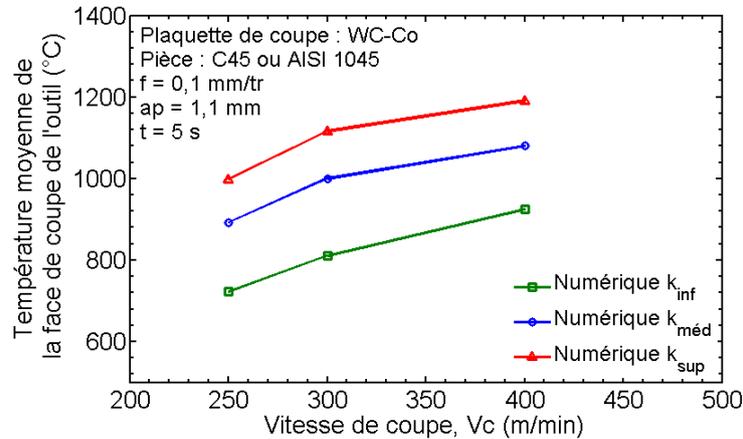


Fig. 3. 24 : Température moyenne de la face de coupe de l'outil en fonction de la vitesse de coupe pour différentes valeurs de conductivité thermique.

La figure montre que la température moyenne de l'interface présente une augmentation quasi-linéaire en fonction de la vitesse de coupe, pour les trois cas de conductivité considérés. La Fig. 3. 24 montre également l'influence de la conductivité sur les températures moyennes de l'interface outil/copeau. Comme lors de l'analyse précédente, cette figure illustre que la température moyenne augmente quand la conductivité augmente. Pour une même vitesse de coupe, l'augmentation de la température moyenne est moins élevée en considérant les conductivités $k_{méd}$ et k_{sup} qu'en considérant les conductivités k_{inf} et $k_{méd}$.

Les températures de la face de coupe de l'outil obtenues par la méthode numérique dans le cas de la vitesse de coupe de 250 m/min ne sont pas très éloignées des résultats des simulations numériques par Deform 3D® de Filice et al. [56] qui obtiennent la température maximale de 900°C à l'interface outil/copeau ($V_c=200$ m/min, $f=0.2$ mm/tr, $ap=3$ mm). Les auteurs ont supposés que seul 3% de la densité de flux totale dissipée dans le contact passe dans l'outil. Il faut signaler en revanche que les conditions aux limites qu'ils ont imposées lors de la simulation ne sont pas précisées par les auteurs. Grzesik et Lutervelt [59] ont par ailleurs obtenu une température maximale de même ordre (740 °C) à l'interface outil/copeau par une simulation numérique thermique. Leur étude est basée sur les résultats expérimentaux de l'usinage de l'acier C45 avec un outil en WC-Co ISO P20 en utilisant une vitesse coupe de 145 m/min, une avance de 0,16 mm/tr et une profondeur de passe de 2 mm.

Les températures moyennes de l'interface outil/copeau obtenues pour la vitesse de 400 m/min sont proches des températures maximales de l'interface de contact outil/copeau obtenues par Nouari et Molinari [30], Anagonye et Stephenson [32], Grzesik et Nieslony [18, 19] et Grzesik [20]. Les températures moyennes sont élevées, particulièrement pour la vitesse de coupe de 400 m/min. Ce niveau de températures extrêmes provoque l'effondrement de l'arête de coupe suite à un comportement thermo-viscoplastique du WC-6%Co observés expérimentalement.

Ainsi, la modélisation numérique thermique proposée a permis d'obtenir le champ de température et également d'estimer la température maximale de l'interface de contact outil/copeau. Le modèle proposé est basé sur le calcul de la puissance dissipée par frottement à l'interface de contact outil/copeau et sur le coefficient de partage. Il intègre les conditions aux limites représentatives des cas réels rencontrés. Toutefois, il faut préciser que l'évolution de l'usure de la plaquette n'est pas prise en compte dans la modélisation thermique.

L'approche adoptée dans le travail de thèse étant basée sur la complémentarité entre les études en usinage et en tribologie, le paragraphe suivant est consacré à la modélisation thermique numérique en frottement. L'objectif principal reste l'estimation de la température de l'interface de contact entre le pion tribologique et le disque.

3 Modélisation thermique en frottement

La modélisation thermique abordée dans cette partie concerne l'analyse thermique de l'interface de contact en frottement. L'estimation de la température de cette interface est importante, puisqu'elle affecte les surfaces en contact et influe également sur leurs mécanismes d'usure. Généralement, le calcul de la température du contact est basé sur le calcul de l'énergie dissipée par frottement à l'interface de contact pion/disque et sur le coefficient de partage du flux thermique de cette interface.

Dans un premier temps, une étude bibliographique est présentée. Elle concerne les différentes méthodes de modélisation thermique en tribologie, ainsi que le calcul du coefficient de partage et les difficultés associées. Dans un second temps, le détail du travail de modélisation thermique numérique réalisé pour la configuration pion/disque est décrit et commenté. Pour l'analyse thermique, deux approches sont proposées : approche mécanique et approche thermique. La différence entre ces deux approches est liée à la manière dont le flux thermique est calculé. Dans l'approche mécanique, ce flux est calculé sur la base de la dissipation de la puissance mécanique consommée dans le contact. Dans l'approche thermique, ce flux est calculé à partir du gradient thermique dans le pion, gradient lui-même calculé à partir des mesures réalisées avec les thermocouples implantés dans le pion. L'objectif final de la modélisation numérique thermique est d'estimer la température de l'interface de frottement afin de pouvoir prendre en considération cette température dans l'analyse des mécanismes de dégradation du pion.

3.1 Bibliographie sur la modélisation thermique en tribologie.

L'interface de contact en tribologie est le siège d'une dissipation d'énergie qui se traduit notamment par l'endommagement des surfaces et la production de chaleur. Il est actuellement admis qu'une grande partie de l'énergie est dissipée en chaleur. La Fig. 2. 63 présentée dans le chapitre 2 illustre une comparaison qualitative des différentes énergies consommées dans le processus de frottement. Cette dernière montre que l'énergie thermique est la plus élevée à l'interface du contact de frottement. Il est donc important de quantifier cette énergie thermique et par conséquent d'évaluer la température qui en résulte.

Le niveau de température à l'interface de contact, sous des conditions extrêmes de frottement (grande vitesse ou grande charge de frottement), peut atteindre des températures supérieures à 1000°C et voir la formation de gouttelettes des corps en fusion [60]. L'inaccessibilité des surfaces

de contact de frottement pendant les essais, rend impossible la mesure directe de la température aux interfaces de contact.

La littérature propose de nombreux modèles pour déterminer la température au contact de deux pièces en frottement ; nous nous attacherons dans notre revue bibliographique à identifier certains modèles qui sont proches de nos propres travaux.

3.1.1 Modèles analytiques thermiques en tribologie

Il existe plusieurs travaux de modélisation et de calcul de la température à l'interface de contact de frottement par l'approche analytique.

Tian et Kennedy [61] utilisent un modèle analytique pour déterminer la température de contact en frottement sec et lubrifié. Cette analyse est réalisée pour étudier la température à l'interface de contact en considérant le cas de contacts francs, c'est-à-dire considérant les surfaces apparentes et le cas de contacts réels où seules les aspérités des surfaces en contact sont prises en compte. La température locale, T_{locale} due à l'ensemble des contacts des aspérités est donnée par la formule (3.23).

$$T_{locale} = \frac{q_0 L}{k \sqrt{\pi Pe}} = \frac{Q}{kB \sqrt{\pi Pe}}, \quad (3.23)$$

$$\text{avec } Pe = \frac{VL}{4\alpha}$$

où Pe est le nombre de Peclet, L est la longueur de contact, B la largeur de contact. La température $T_{nominale}$, due au contact nominal (surface apparente), est obtenue en résolvant l'équation de la chaleur (3.24).

$$\frac{\partial T}{\partial t} = \frac{1}{\alpha} \frac{\partial^2 T}{\partial x^2}, \quad (3.24)$$

Ainsi, la température totale est obtenue en additionnant la température locale T_{locale} et la température nominale $T_{nominale}$.

A partir de cette analyse, les auteurs ont montré que la température dans le corps massif est majoritairement due à la température locale, c'est-à-dire à la température flash due au contact des aspérités des deux corps. Bien que le contact des aspérités soit important dans l'élévation de la température du corps massif, la forme et la nature de la distribution du flux à l'interface de contact peuvent avoir une influence sur la précision de la température calculée. En conséquence, tout récemment Tian et Kennedy [62] ont développé un modèle analytique basé sur les fonctions de Green. Le modèle développé leur a permis de calculer la température moyenne et maximale à l'interface de contact des deux corps en frottement, et d'étudier l'effet du nombre de Peclet sur l'évolution de cette température. Leurs études montrent que les cas de distributions circulaires uniformes et de distributions paraboliques de la source de chaleur donnent des solutions très proches quelque soit le nombre de Peclet.

Récemment Komanduri et Hou [63] ont proposé également un modèle analytique pour calculer la distribution de la température à l'interface de frottement. Ils utilisent le modèle de Jaeger [64], pour traiter le cas d'une source de chaleur stationnaire. Par contre, Komanduri et Hou utilise la

formules (3.25) pour obtenir la distribution de la température dans le corps mobile. Deux cas de sources de chaleur sont considérés dans leur modèle :

- une source de chaleur rectiligne et,
- une source de chaleur plane dont la distribution peut être uniforme ou parabolique.

$$T_M = \frac{q_b}{\pi k} \int_{r/\sqrt{4\alpha t}}^{\infty} e^{-(X-x_i)^2 \frac{V}{2\alpha}} K_0 \left[\frac{V}{2\alpha} \sqrt{(X-x_i)^2 + z^2} \right] dx_i, \quad (3.25)$$

où T_M est la température en un point donné à l'interface de contact, q_b est la densité du flux de chaleur, k la conductivité du corps mobile, K_0 est la fonction de Bessel du second d'ordre, α est la diffusivité du corps mobile, V est la vitesse de frottement.

Ainsi, la distribution de la température dans chaque corps est obtenue en tenant compte des coefficients de partage locaux du flux à l'interface de contact donnés par les relations (3.26) et (3.27).

$$\beta_{1i} = 6\beta_1 \left(\frac{x_i}{w} - \frac{x_i^2}{w} \right) + 6\Delta\beta \left(0,532 - \frac{x_i}{w} \right)^2 \quad (3.26)$$

$$\beta_{2i} = 6\beta_2 \left(\frac{x_i}{w} - \frac{x_i^2}{w} \right) + 6\Delta\beta \left(0,532 - \frac{x_i}{w} \right)^2 \quad (3.27)$$

Où β_{1i} et β_1 représentent respectivement le coefficient de partage local et initial du corps 1 ; β_{2i} et β_2 le coefficient de partage local et initial du corps 2 et $\Delta\beta$ la variation corrective des coefficients de partage.

Le calcul du coefficient de partage de flux dans le cas général du frottement sera traité dans le paragraphe § 3.1.3.

3.1.2 Modèles numériques thermiques en tribologie

Les méthodes numériques sont utilisées dans l'analyse thermique de l'interface de contact en tribologie pour palier aux problèmes de conditions aux limites trop simplificatrices dans les modèles analytiques. Les modèles numériques permettent aussi de tenir plus facilement compte de la nature géométrique des surfaces et des corps en contact. Ces modèles sont basés sur les méthodes inverses d'estimation du flux et de la température à l'interface de contact. Ils peuvent être couplés ou non couplés avec les méthodes d'optimisation. Les méthodes couplées avec l'optimisation servent souvent à déterminer le coefficient de partage local. Dans le cas des méthodes non couplées, le coefficient de partage est calculé analytiquement et par conséquent permet de connaître le flux de chaleur qui est évacué par l'un ou l'autre corps en frottement. Les méthodes de simulations numériques du frottement constituent un autre moyen de calcul de la température de l'interface de frottement. Dans ce dernier cas, il faut mentionner que le coefficient de partage de flux doit être connu et constitue un paramètre d'entrée du modèle.

Majcherczak et al. [65] ont abordé le problème de la température de l'interface de contact à travers le phénomène du troisième corps. Le but de l'étude est de connaître l'influence du troisième corps et des spots thermiques de ce dernier sur les mécanismes d'endommagement des surfaces de contact. Les auteurs ont réalisé l'étude en considérant deux cylindres coaxiaux de même diamètre, l'un en saphir et l'autre en acier. Pour estimer la température à l'interface de contact, Majcherczak

et al. ont utilisé la méthode des éléments finis en imposant un flux de chaleur uniforme sur une petite surface considérée comme celle du troisième corps. Un bon accord entre la température obtenue par la méthode numérique et celle obtenue expérimentalement par caméra infrarouge est observé. Ces résultats numériques et expérimentaux montrent que, dans le cas de contacts imparfaits, il est intéressant de tenir compte du troisième corps ou de la rugosité des surfaces en contact pour une analyse thermique. En effet, les contacts locaux (contacts entre les aspérités) peuvent créer une constriction thermique de contact qui peut affecter localement les propriétés des surfaces. Toutefois la prise en compte des contacts locaux dans les modèles thermique de contact dépend de la précision qui découle des températures des interfaces de contact estimées. Dans le cas de l'estimation de la température moyenne des interfaces de contact, en faisant abstraction des températures flash à ces interfaces, le phénomène de constriction thermique peut être négligé. Les travaux de Laraqi [66] et de Bourouga et al. [67] sont des exemples de travaux qui intègrent les imperfections des surfaces de contact dans le calcul de la température de l'interface.

Chen et Li [68] ont développé un modèle numérique thermomécanique du processus de frottement pour calculer la température à l'interface de contact d'une part, et pour comprendre les différentes formes de consommation d'énergie pendant un processus de frottement d'autre part. Ils supposent que pendant le frottement, trois formes d'énergie sont principalement consommées à l'interface : l'énergie de déformation, l'énergie de rupture et l'énergie thermique. L'étude est réalisée avec un pion en aluminium et un disque en acier avec des vitesses de frottement variant entre 0,1 m/s à 1,5 m/s et la charge comprise entre 1 N et 10 N. L'étude montre que la température de l'interface de contact augmente en fonction de la vitesse et de la charge. Pour une même vitesse de frottement, l'énergie thermique diminue quand la charge augmente. Pour une même charge (par exemple pour la charge de 5 N) l'énergie thermique augmente pour des vitesses inférieures à 0,5 m/min. Les auteurs concluent que les grandes valeurs de l'énergie thermique observées pour les faibles charges et des faibles vitesses, peuvent être attribuées à l'absence de déformation plastique.

Récemment Bansal et al. [69] ont utilisé une méthode d'optimisation et une fonction polynôme pour le coefficient de partage du flux thermique afin d'obtenir la distribution de la température à l'interface de frottement. Dans leur modèle, Bansal et al. considèrent deux cas de distribution de pression à l'interface de contact : pression uniforme et pression hertzienne. En effet, les auteurs estiment que le transfert thermique qui s'opère à l'interface de contact dépend de la nature de contact. Les Fig. 3. 25 ①-② issues de [69] illustrent une distribution spatiale du coefficient de partage de flux et une évolution du coefficient de partage de flux global dans le corps mobile à l'interface d'un contact.

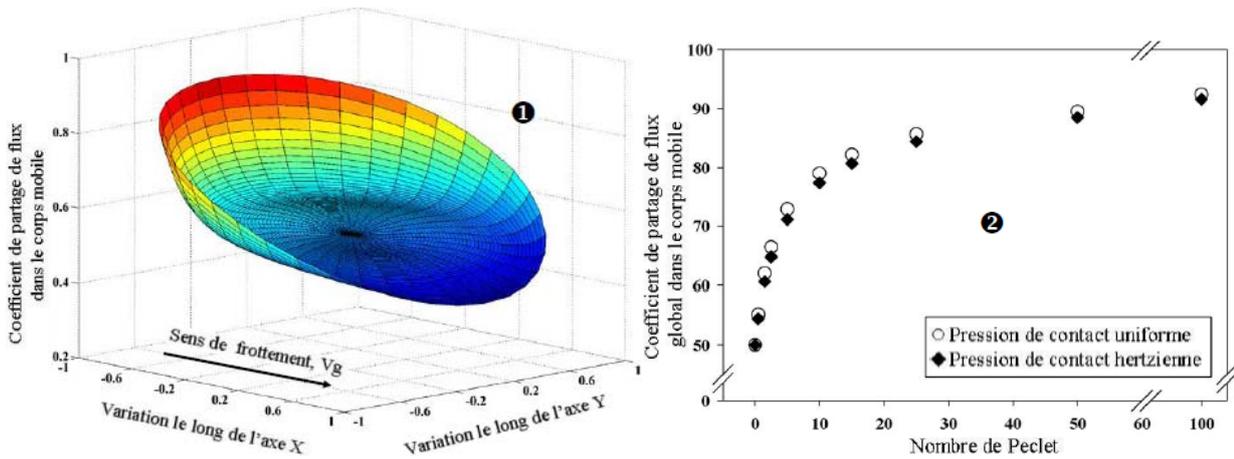


Fig. 3. 25 : ❶ Distribution du coefficient de partage de flux dans le corps mobile, ❷ Evolution du coefficient de partage de flux global dans le corps mobile : cas d’une distribution uniforme de pression [69].

La Fig. 3. 25❶ montre que le coefficient de partage de flux local est plus élevé en amont du corps fixe et plus faible en aval de ce corps. En raisonnant par rapport au coefficient de partage du flux évacué dans le corps fixe, il apparaît que celui-ci est plus faible à l’entrée du contact qu’à la sortie. Ce phénomène est physiquement lié au refroidissement de la partie du corps fixe exposée au sens du frottement. La Fig. 3. 25❷ illustre l’influence du nombre de Pelet sur l’évolution du coefficient de partage global pour les deux cas de distribution de pressions considérées. Cette figure montre une différence minimale du coefficient de partage en considérant une distribution hertzienne pour la pression par rapport à une distribution uniforme. Ainsi, pour une estimation de la température moyenne de l’interface de contact, il peut être considéré que la valeur moyenne du coefficient de frottement est valable pour toute l’interface de contact.

Le paragraphe suivant est consacré à une présentation plus détaillée de quelques travaux réalisés pour évaluer le coefficient de partage du flux à l’interface de frottement de deux corps.

3.1.3 Problématique du coefficient de partage du flux en tribologie

L’évaluation du coefficient de partage de flux aux interfaces de contact occupe une place importante dans le domaine de la tribologie. Ce coefficient permet de calculer la part d’énergie dissipée dans l’un ou l’autre des corps en contact afin d’estimer la température des surfaces de contact et de comprendre au mieux les mécanismes d’usure de ces interfaces. Un récapitulatif des différentes méthodes de détermination de ce paramètre est présenté dans le Tableau 3. 4. Ce tableau initialement proposé par Ming et al. [70] a été complété (expressions marquées par ♠) pour introduire quelques formulations récentes du coefficient de partage de flux.

Tableau 3. 4 : Récapitulatif de différents modèles de calcul du coefficient de partage de flux en frottement (configuration pion/disque)

Source	Equation pour la détermination du coefficient de partage dans le pion, β
Blok [71]	$\left[1 + (k_2 / k_1) / (\alpha_1 / (VL)^{1/2})\right]^{-1}$
Bhushan [72]	$\left[1 + ((k_2 \rho_2 c_2) / (k_1 \rho_1 c_1))^{1/2}\right]^{-1}$

Abdel-Aal [73]	$\left[1 + \left(\frac{k_1 \rho_2 c_2}{k_2 \rho_1 c_1}\right)^{1/2}\right]^{-1}$
Tian et Kennedy [61]	$\left(1 + T_{\max}^d / T_{\max}^p\right)^{-1}$
Liou et al. [74]	$\left[1 + (k_2 / k_1)(\alpha_1 / \alpha_2)^{1/2}\right]^{-1}$
▲Yuan et al. [75]	
▲Ming et al. [70]	$(k_1 \Delta T) / (\delta \phi)$
	$\left[1 + (k_2 / k_1)\right]^{-1}$, en régime statique.
▲Denape et Laraqi [76]	$\left[1 + (k_2 / k_1)(0,62(Pe)^{1/2})\right]^{-1}$, en régime dynamique.
	$\beta_{vi} = (\beta_1 + \Delta\beta)\left(\frac{x_i}{w}\right) - 2\Delta\beta\left(\frac{x_i}{w}\right)^m - C\Delta\beta\left(\frac{x_i}{w}\right)^k$ pour le pion
▲Komanduri et Hou [63]	$\beta_{2i} = (\beta_2 - \Delta\beta)\left(\frac{x_i}{w}\right) + 2\Delta\beta\left(\frac{x_i}{w}\right)^m + C\Delta\beta\left(\frac{x_i}{w}\right)^k$ pour le disque
▲Vergne [77]	$\beta_p = \frac{k_1}{k_1 + 0,5k_2\sqrt{\pi Pe}}$ avec, $P_e = \frac{rV_g}{2\alpha_1}$

Les travaux de Denape et Laraqi [76] montrent que le coefficient de partage du flux à l'interface de frottement dépend de la vitesse de frottement. Ils considèrent qu'aux petites vitesses le système de frottement est en régime statique ou quasi-statique. En conséquence, seuls les paramètres de conduction des matériaux sont pris en compte. Cette approximation permet de calculer le coefficient de partage de flux en tenant compte uniquement des propriétés physiques des matériaux en contact. Cette hypothèse est encore vérifiée si les surfaces de contact sont supposées parfaites. Aux grandes vitesses de frottement, Denape et Laraqi [76] considèrent que le contact est dynamique, et qu'il est alors important de tenir compte du nombre de Peclet, qui mesure l'influence relative de la convection et de la diffusion. Cette considération est particulièrement valable pour les grandes vitesses de frottement et dans le cas de régimes transitoires.

Pour les grandes vitesses de frottement qui peuvent atteindre 40 m/s [70] et des durées de frottement longues (centaines de secondes), l'hypothèse d'un régime quasi-statique est souvent vérifiée. Ming et al. [70] se sont basés sur cette hypothèse, pour déterminer le coefficient de partage de flux dans le pion en ne considérant que le transfert de chaleur par conduction suivant la loi de Fourier (Tableau 3. 4).

Pour estimer le coefficient de partage à l'interface de contact, Abdel-Aal [73] considère que ce coefficient dépend, uniquement de la vitesse de pénétration de l'onde thermique, appelée diffusivité thermique ($\alpha = k/\rho c$). Cette considération est uniquement valable dans le cas statique ou quasi-statique (faibles vitesses de frottement). Pour les cas de contacts dynamiques (grandes vitesses de frottement), la vitesse de pénétration de l'onde thermique ne constitue pas le seul paramètre du régime thermique dans les corps en contact, puisque les échanges thermiques par convection deviennent importants.

Plus récemment Komanduri et Hou [63] ont proposé un modèle de calcul du coefficient de partage local du flux. Les coefficients de partage, qui sont exprimés sous formes polynômiales (Tableau 3. 4) font abstraction des propriétés thermiques des matériaux en contact. Cette abstraction

fait qu'il est difficile d'interpréter les résultats de ces modèles, puisque le caractère physique n'est pas clairement défini.

La multiplicité des formules pour évaluer le coefficient de partage vient du fait que l'évacuation de l'énergie thermique de l'interface de contact dépend de plusieurs facteurs. Ces facteurs sont : les propriétés thermiques et mécaniques des matériaux antagonistes, les conditions de frottement (pression de contact, vitesse de glissement) et les conditions environnementales. Il faut noter également que le fait que les interfaces de contact soient évolutives et que les propriétés thermomécanique dépendent également de la température rendent encore difficile l'établissement d'un modèle universel de calcul de partage de flux.

En conclusion, pour l'étude bibliographique sur la thermique en tribologie, l'analyse des différents modèles analytiques et numériques montre l'intérêt accru accordé à la détermination de la température de l'interface de contact. La plupart des modèles analytiques présentés, permettent d'obtenir la température moyenne ou maximale à l'interface, en faisant abstraction des conditions d'échanges de chaleur du système frottant avec l'extérieur. En revanche, les modèles numériques tiennent compte de ces conditions d'échanges, et permettent d'obtenir une distribution de la température aux interfaces de contact.

Dans la suite de cette partie, les travaux de simulation numérique thermique du pion sont présentés. Ces simulations ont permis d'estimer la température à l'interface du pion. Les résultats obtenus par la méthode numérique sont comparés à ceux obtenus par les études expérimentales et une discussion sur ces résultats sera présentée dans le dernier paragraphe.

3.2 Modélisation numérique thermique du pion de tribologie et objectif de la simulation

La simulation numérique thermique du pion a pour objectif d'obtenir une estimation de la température de la surface de contact du pion. Cette simulation est basée sur le calcul du flux évacué dans le pion. Deux approches sont proposées pour le calcul du flux thermique imposé sur la surface de contact de frottement. Dans la première approche dite mécanique, le flux est calculé sur la base de la dissipation de la puissance mécanique consommée dans le contact, tandis que pour la deuxième approche dite thermique, le flux est calculé à partir du gradient thermique dans le pion issu des mesures de températures expérimentales. Les densités de flux thermiques calculées à partir de ces deux méthodes sont appliquées sur la surface de contact du pion dans la modélisation thermique.

3.2.1 Approche 1 : Détermination de la densité de flux à partir de la puissance mécanique

Dans cette approche, le flux thermique est calculé sur la base de la dissipation de la puissance mécanique consommée dans le contact. Les principales hypothèses dans cette approche de modélisation sont les suivantes :

- Le flux thermique dans le contact est égal à la puissance consommée dans le contact, ce qui revient à négliger les autres formes d'énergies dissipées (usure, déformation,...),
- Les surfaces de l'interface de contact sont considérées comme parfaites et le contact reste franc durant toute la durée des essais. La surface apparente est donc considérée pour calculer la densité de flux thermique,

- la vitesse de glissement relatif des surfaces en contact est uniforme et est égale à la vitesse de glissement du pion,
- la pression de contact et la contrainte de cisaillement sont uniformes sur toute l'interface de contact. Cette hypothèse implique que le coefficient de frottement mesuré est considéré sur l'ensemble de la surface de contact,
- Les hypothèses ci-dessus entraînent que la distribution du flux de chaleur est uniforme au niveau de l'interface de contact.

En se basant sur ces différentes hypothèses, la puissance développée dans le contact est calculée par formule suivante :

$$P = \mu_{moy} F_N V_g = F_T V_g, \quad (3.28)$$

où μ_{moy} , F_N , V_g et F_T représentent respectivement le coefficient de frottement moyen, la charge appliquée, la vitesse de frottement et la force de frottement. En supposant que le coefficient de frottement n'est pas constant en fonction du temps, la formule (3.28) devient (3.29)

$$P = \mu_i F_N V_g = F_{T,i} V_g, \quad (3.29)$$

où i fait référence à un incrément de temps de frottement, qui dans notre cas correspond au temps d'échantillonnage retenu lors de l'acquisition des mesures.

Les faits de considérer que la puissance totale produite dans le contact se transforme en chaleur et que sa distribution est uniforme, permettent de calculer la densité du flux sur la surface de contact. Pour le calcul de la densité de flux, la surface initiale de contact du pion est considérée. Cette densité de flux diminue si la surface de frottement augmente sous l'effet de l'usure du pion. Par exemple une augmentation de 2% de la surface de contact (cas d'une hauteur d'usure de 0,01 mm), correspond à une diminution de 2 % de la densité de flux thermique. Une étude numérique relative à la perte de cote du pion est réalisée dans le présent travail.

La densité de flux moyenne à l'interface peut être calculée par la formule (3.30) :

$$\varphi = \frac{\Phi}{S_p}, \quad (3.30)$$

$$\text{avec, } \Phi = \mu_{moy} F_N V_g. \quad (3.31)$$

où S_p est la surface de contact du pion ($S_p = \pi r^2$).

Ainsi la densité de flux instantanée à l'interface peut être calculée par la formule (3.32) :

$$\varphi_i = \varphi(t_i) = \frac{\Phi(t_i)}{S_p}, \quad (3.32)$$

$$\text{avec, } \Phi(t_i) = \mu_i F_N V_g. \quad (3.33)$$

Le flux de chaleur dans le contact est réparti entre le pion et le disque, par le biais du coefficient de partage β_p , comme illustré sur la Fig. 3. 26.

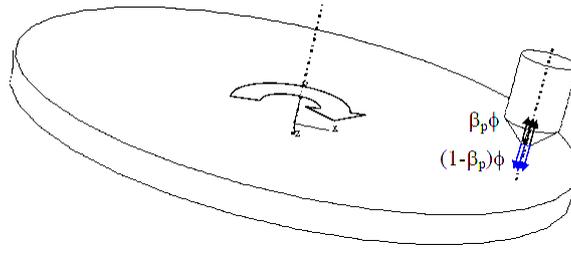


Fig. 3. 26 : Dissipation du flux thermique dans le pion et dans le disque.

En conséquence, les densités du flux dans le pion et dans le disque sont données par les formules (3.34) et (3.35) :

$$\varphi_{i,pion} = \varphi_{pion}(t_i) = \beta_p \frac{\mu_i F_N V_g}{\pi r^2}, \quad (3.34)$$

$$\varphi_{i,disq} = \varphi_{disq}(t_i) = (1 - \beta_p) \frac{\mu_i F_N V_g}{\pi r^2}, \quad (3.35)$$

où β_p est la part de chaleur entrant dans le pion et r le rayon de la surface de contact du pion. Dans le cas réel, le coefficient de partage dépend de la nature du contact, notamment de la résistance thermique de contact et des aspérités qui peuvent induire des résistances thermiques de constriction. Il dépend également des propriétés thermiques des corps en contact qui sont fonction de l'évolution de la température de l'interface de contact. Toutefois, il sera supposé dans cette analyse thermique que le coefficient de partage du flux thermique est indépendant de la nature du contact sur la base de l'hypothèse d'un contact homogène (contact parfait) évoquée plus haut. De même, ce coefficient de partage est indépendant de l'évolution de la température de l'interface de contact. Par conséquent, seules les valeurs moyennes des propriétés thermiques des corps en contact seront utilisées pour le calcul du coefficient de partage. En revanche, les conditions de frottement, (notamment la vitesse de glissement) seront prises en compte dans le calcul β_p par le biais du nombre de Peclet (Pe).

Ainsi, la fraction du flux thermique évacué dans le pion est calculée à partir de la formule suivante [77] :

$$\beta_p = \frac{k_p}{k_p + 0,5k_d \sqrt{\pi Pe}} \quad (3.36)$$

$$\text{avec, } Pe = \frac{r_p V_g}{2\alpha_p}, \quad (3.37)$$

où k_p , k_d , sont respectivement les conductivités thermiques du pion, du disque ; Pe le nombre de Peclet, r_p le rayon de la surface de contact du pion, V_g la vitesse de glissement et α_p la diffusivité du matériau du pion. Trois cas de conductivités thermiques du pion (k_p), identiques à ceux utilisés dans le cas de l'usinage sont considérés pour le calcul du coefficient de partage : $k_{inf} = 83 \text{ W/m}^\circ\text{C}$, $k_{méd} = 100 \text{ W/m}^\circ\text{C}$, et $k_{sup} = 117 \text{ W/m}^\circ\text{C}$.

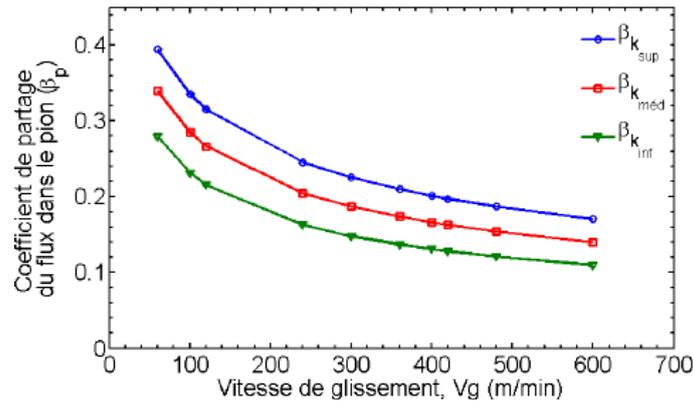


Fig. 3. 27 : Evolution du coefficient de partage du flux dans le pion en fonction de la vitesse pour différentes valeurs de conductivité.

La Fig. 3. 27 montre que le coefficient de partage décroît en fonction de la vitesse de glissement. Cette décroissance rend compte de l'influence du nombre de Peclet (c'est-à-dire l'effet convectif). Comme il a été démontré dans le cas de l'usinage, la température, par le biais de la conductivité, a une influence significative sur le coefficient de partage. Bien que les formules de l'évaluation du coefficient de partage utilisées en usinage et en tribologie soient différentes, les mêmes tendances sont obtenues dans les deux cas (Fig. 3. 13, Fig. 3. 27). Il faut noter que dans le cas de la modélisation thermique numérique du pion, seuls les coefficients de partage obtenus en utilisant la conductivité de $100 \text{ W/m}^\circ\text{C}$ sont pris en compte.

Lors du frottement, il faut considérer que la rotation du disque entraîne en mouvement une couche d'air. En conséquence, il est supposé que la partie du pion la plus proche de la surface du disque de frottement est soumise à une convection forcée. Dans cette étude, il est supposé que cette convection forcée se limite sur la partie conique du pion et la partie inférieure de son support. La valeur du coefficient d'échange par convection forcée (h_f) est estimée par le biais du nombre de Nusselt (Nu) défini par :

$$Nu = \frac{h \times d}{k_{air}} \quad (3.38)$$

où k est la conductivité thermique de l'air, d la longueur caractéristique (diamètre du pion dans notre cas). Le nombre de Nusselt (Nu) peut être exprimé aussi en fonction de celui de Prandtl (Pr) et du nombre de Reynolds Re ($Nu = f(Pr, Re)$) suivant la corrélation(3.39).

$$Nu = A \times Pr^m \times Re^n, \quad (3.39)$$

$$\text{Où } Pr = \frac{v_{air} c_{air}}{k_{air}}, \quad (3.40)$$

$$Re = \frac{\rho_{air} dV}{v_{air}} \quad (3.41)$$

avec v_{air} la viscosité dynamique de l'air, ρ_{air} la masse volumique de l'air, c_{air} la capacité thermique de l'air et A, m, n des constantes dépendant de la géométrie considérée et de la valeur du nombre de Reynolds.

Ainsi le coefficient de transfert thermique par convection forcée (h_f) est estimé, en se basant sur les valeurs du nombre Reynolds calculées à partir de la formule (3.41) et des expressions (3.38) et

(3.39) en considérant les valeurs de $A = 0,628$, $m = 0,466$, $n = 1/3$, $\rho_{\text{air}} = 1,290 \text{ kg/m}^3$, $k_{\text{air}} = 0,0262 \text{ W/m}^\circ\text{C}$, $\nu_{\text{air}} = 1,8 \cdot 10^{-5} \text{ kg/(m s)}$.

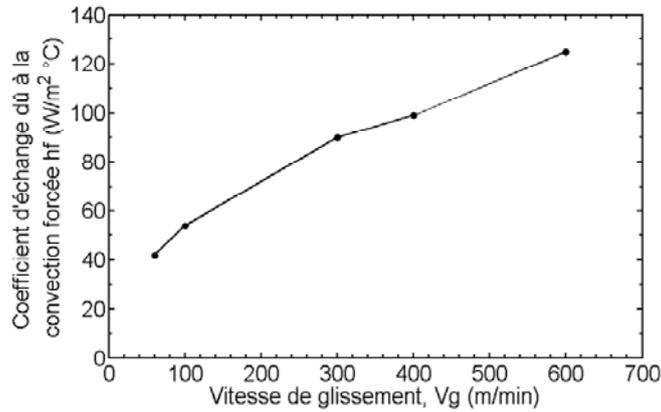


Fig. 3. 28 : Evolution du coefficient d'échange thermique en fonction de la vitesse

La Fig. 3. 28 représente l'évolution du coefficient d'échange dû à la convection forcée (h_f) en fonction de la vitesse. Elle montre que lorsque la vitesse augmente, le coefficient d'échange augmente. Pour les grandes vitesses de frottement, ce coefficient devient important. Pour ces vitesses, il est approximativement égal à six fois la valeur moyenne du coefficient d'échange naturel qui de $20 \text{ W/m}^2\text{ }^\circ\text{C}$. Cela montre l'importance d'en tenir compte dans la simulation numérique.

3.2.2 Approche 2 : Détermination de la densité de flux thermique à partir des mesures de températures

C'est une méthode d'approximation simple, dans des conditions de conduction unidirectionnelle. Dans cette approche, le flux thermique est calculé à partir du gradient de température déterminé par les résultats des mesures des deux thermocouples implantés dans le pion. Durant le processus de frottement, les premiers instants correspondent à l'accommodation des surfaces de contact. La température est alors dans un fort régime transitoire et le gradient thermique varie donc fortement d'un instant à l'autre. Par contre, pour les longues durées d'essais, la température devient quasi-statique. Dans ces conditions, il peut être supposé que la conduction devient prédominante. Ainsi pour les grandes vitesses de frottement, comme l'a mentionné Ming et al. [70], la quantité de chaleur produite devient importante et permet d'atteindre plus rapidement un état d'équilibre quasi-permanent.

En conséquence la densité de flux thermique dans le pion peut être calculée à partir de la loi de conduction unidimensionnelle (loi de Fourier) par la formule suivante :

$$\varphi_{\text{pion_th}}(t_i) = \lambda_p \frac{\Delta T(t_i)}{dh} \quad (3.42)$$

où $\Delta T(t_i) = TC1(t_i) - TC2(t_i)$ est la différence entre la température des thermocouples $TC1$ et $TC2$, et dh est la distance entre les positions des deux thermocouples.

3.2.3 Présentation du modèle et conditions aux limites

Le type de pion tribologique utilisé permet de considérer une configuration axisymétrique comme le montre la Fig. 3. 29. La modélisation thermique est réalisée de manière à se rapprocher de la configuration réelle du pion et de son environnement. Ainsi le modèle intègre le support du

pion. Le contact entre le pion et son support est supposé rigide et parfait (sans couche d'air), c'est-à-dire qu'il n'y a pas de résistance thermique entre le pion et son support.

La rotation du disque provoque une convection forcée sur le pion. En tenant compte de cette condition de convection forcée, la configuration axisymétrique du pion n'est pas parfaitement respectée d'autant plus la partie du pion exposée au sens de rotation du disque est plus assujettie au phénomène de convection. Toutefois, il est considéré qu'à grande vitesse de rotation, le phénomène de turbulence ($Re > 2000$) se produit autour du pion faisant apparaître la convection forcée sur toute la partie conique du pion. De ce fait, la configuration axisymétrique du pion peut à nouveau être considérée. Sur les surfaces latérale et supérieure, il est supposé que l'échange avec l'extérieur se fait par convection naturelle. Dans le cas de convection naturelle, le coefficient de transfert thermique par convection (h) est compris entre 3 et 30 $W/m^2 \text{ } ^\circ C$ [78]. Dans tous les cas de simulations numériques thermiques, la valeur de 20 $W/m^2 \text{ } ^\circ C$ est utilisée pour la convection naturelle.

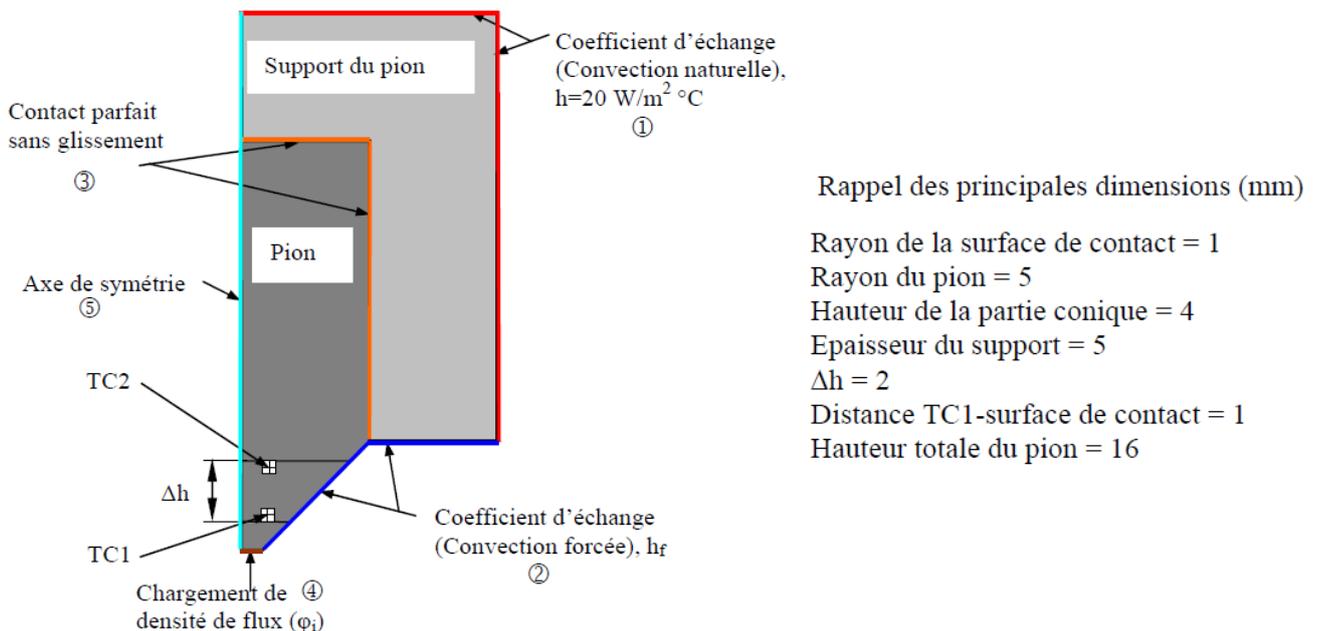


Fig. 3. 29 : Modèle géométrique (configuration axisymétrique) et conditions aux limites du pion tribologique.

La Fig. 3. 29 présente le détail du modèle géométrique et des conditions aux limites appliquées qui sont résumées ci-dessous :

- ① Convection naturelle avec le coefficient d'échange $h = 20 \text{ W/m}^2 \text{ } ^\circ C$
- ② Convection forcée dont le coefficient d'échange h_f dépend de la vitesse de frottement
- ③ Contact parfait (résistance thermique négligée)
- ④ Flux imposé
- ⑤ Condition axisymétrique

Pour la simulation numérique, les propriétés physiques du support de pion du Tableau 3. 5 et celles du pion du Tableau 3. 2 du paragraphe § 2.2.2 sont utilisées. Durant la simulation, les propriétés du support de pion sont constantes tandis que celles du pion dépendent de la température.

Tableau 3. 5 : Caractéristiques thermiques du support pion (acier inoxydable Aubert et Duval X.N 26T.W, données fournisseur)

Conductivité, k_{sp} (W/m °C)	13
Capacité thermique, c_{sp} (J/kg °C)	500
Densité, ρ_{sp} (kg/m ³)	7800

Le modèle numérique est réalisé en utilisant le code de calcul numérique commercial Abaqus[®] 6.6.1/ standard.

La résolution du problème de transfert thermique en régime transitoire dans le code Abaqus[®] est basée sur l'équation générale de la chaleur donnée par la formule (3.43) avec les conditions aux limites détaillées précédemment.

$$\rho c \dot{T}(x, y, z, t) + k \nabla T(x, y, z, t) = 0 \quad (3.43)$$

Le modèle géométrique est maillé en utilisant des éléments triangulaires axisymétriques à trois nœuds DCAX3. En outre, pour éviter l'influence significative de la taille des éléments sur les résultats numériques, une étude de l'influence de la taille des éléments a été réalisée (Annexe3-2). L'étude est menée en considérant quatre tailles d'éléments différentes : 0,01 mm, 0,02 mm, 0,025 mm et 0,5 mm. Celle-ci montre que l'erreur entre la plus grande valeur de température correspondant à la taille de 0,025 mm et la plus petite correspondant à la taille de 0,5 mm est inférieure à 4%. Cette erreur est moins significative sur les résultats numériques. Toutefois, la taille de 0,02 mm est retenue pour le raffinement du maillage dans la zone conique dans la suite du calcul numérique (Fig. 3. 30). Le reste du modèle est maillé avec des éléments de taille 0,2 mm.

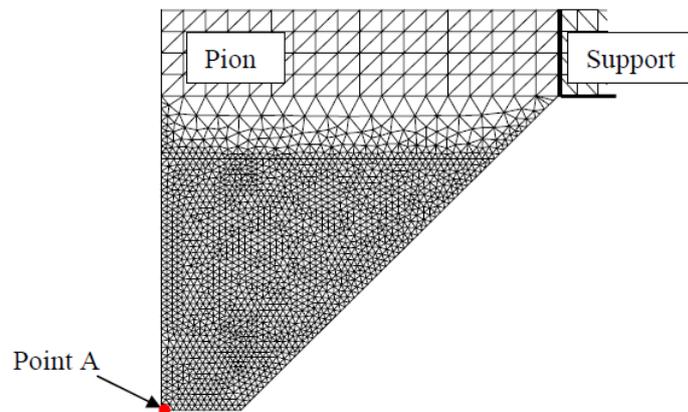


Fig. 3. 30 : Détail du maillage pion et de son support.

Le nombre total d'éléments est de 9365. Pour la stabilité du calcul, le pas de temps de calcul, Δt doit respecter la condition de l'équation :

$$\Delta t > \frac{\rho_p c_p}{k_p} (\Delta l_{\min}^e)^2 \quad (3.44)$$

où Δl est la taille de l'élément fini le plus petit.

Ainsi, en considérant les valeurs suivantes : $\rho_p = 14900 \text{ kg/m}^3$, $k_p = 100 \text{ W/m } ^\circ\text{C}$, $c_p = 222 \text{ J/kg } ^\circ\text{C}$ (prises dans le Tableau 3. 2 du paragraphe § 2.2.2) et pour la taille minimale d'un élément $\Delta l = 2.10^{-5} \text{ m}$, le pas de temps de calcul est de $1,33.10^{-5} \text{ s}$. Dans le cas du calcul effectué, un temps

de calcul de 10^{-2} s est utilisé. Sur une machine dont la RAM est de 1024 Mo et d'un processeur de 1,83 GHz, le temps CPU est de 3h05min dans le cas d'un essai de frottement qui a duré 1h, sous une charge de 60 N.

En outre il faut préciser que la perte de hauteur par l'usure du pion a un effet sur la mesure de températures et également sur les températures simulées si cette perte est importante. En effet, pour tous les essais de frottement réalisés, la perte de cote du pion est inférieure à 0,05 mm sauf pour le cas de frottement avec une vitesse de glissement de 600 m/min, une charge de 60 N et des durées de 60 et 120 min où ces pertes atteignent 0,1 mm. Pour l'étude de l'influence de l'usure du pion sur les températures simulées, deux valeurs de la perte de hauteur h sont considérées : $h = 0,05\text{mm}$ et $h = 0,1\text{mm}$. Les résultats des températures calculées en considérant les deux valeurs sont comparées à celles obtenues sans tenir compte de l'usure du pion. Les résultats de cette étude (Annexe 3-2) montrent que la température obtenue aux points d'implantation des thermocouples pour une usure de 0,05 mm surestime les températures de moins de 3% aux points des thermocouples TC1 et TC2. Pour une usure de 0,1 mm, la surestimation de la température aux points des thermocouples est de moins de 10% par rapport à la simulation sans perte de côte. Par contre, une usure de 0,1 mm du pion a une influence qui peut atteindre 18% sur la température de contact du pion par rapport aux résultats simulés sans perte de côte. Toutefois, vu que l'usure du pion pour la quasi-totalité des études expérimentales est inférieure à 0,1 mm, tous les calculs numériques sont effectués sans tenir compte de l'usure du pion.

Les simulations thermiques numériques sont réalisées pour les conditions de frottement résumées dans le tableau ci-dessous.

Tableau 3. 6 : Conditions expérimentales considérées dans le cas numérique.

Charge (N)	60			
Vitesse de glissement (m/min)	60	100	400	600
temps (min)	120	15	60	17, 27, 60

3.2.4 Résultats et discussion

Les résultats de la simulation numérique sont présentés dans ce paragraphe. Ces résultats concernent principalement l'approche 1 dans laquelle la densité de flux est calculée en se basant sur la puissance mécanique dissipée dans le contact. Les résultats de l'approche 2 sont présentés en Annexe A3-3. Une analyse comparative entre les résultats numériques et les résultats expérimentaux y est proposée.

3.2.4.1 Formes des isothermes dans le pion

La Fig. 3. 31 montre le champ de température dans le pion tribologique. Ce champ de température présente des isothermes de formes sphériques dues à la forme conique du pion et aussi aux conditions aux limites de convection imposées.

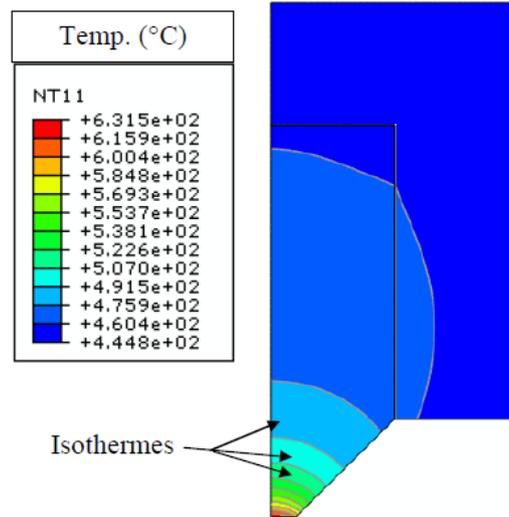
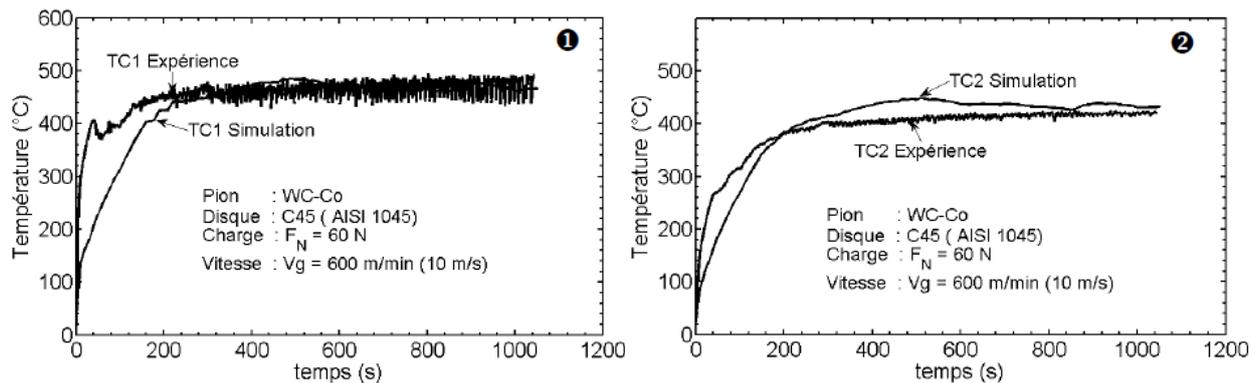


Fig. 3. 31 : Forme sphérique des isothermes dans le pion ($V_g = 600\text{m/min}$, $F_N = 60\text{ N}$, $t = 17\text{ min}$).

3.2.4.2 Analyse des résultats de l'approche thermique basée sur la puissance mécanique

Les Fig. 3. 32 ①-② illustrent les comparaisons entre les températures expérimentales enregistrées par les thermocouples et les températures numériques extraites aux points d'implantation des thermocouples dans le pion. Ces figures correspondent au cas d'une vitesse de frottement de 600 m/min, d'une charge de 60 N et d'une durée de frottement de 17 min.

Dans le régime transitoire correspondant (entre 0 et 200 s), il peut être observé que les températures obtenues numériquement sont inférieures à celles obtenues par mesure. Les erreurs ($(T_{\text{calculée}} - T_{\text{mesurée}})/T_{\text{mesurée}}$) relatives absolues entre les températures mesurées et celles calculées peuvent atteindre 53% pour TC1 et 43% pour TC2 (Fig. 3. 32 ④). Après cette étape, dans le régime quasi-permanent, les températures calculées faibles (de l'ordre de 10%).



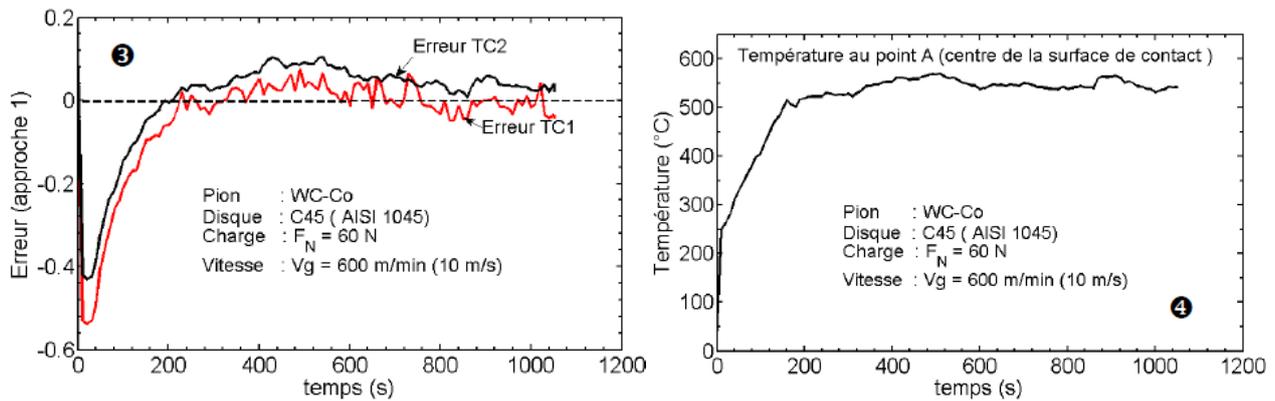


Fig. 3. 32 : Comparaison des évolutions de la température entre les résultats expérimentaux et les résultats numériques (Approche 1), $V_g = 600\text{m/min}$:

- ❶ Température TC1,
- ❷ Température TC2,
- ❸ Evolutions des erreurs des températures calculées par rapport aux températures mesurées.
- ❹ Evolution de la température au centre du contact du pion (point A).

Dans ce régime quasi-permanent, l'écart maximal est de 5% pour TC1 et de 15% pour TC2. Il est à remarquer que, dans le domaine quasi-permanent, les températures calculées deviennent supérieures à celles mesurées, plus particulièrement pour le thermocouple TC2. Le fait que les températures calculées soient inférieures aux températures mesurées dans les domaines de régimes transitoires peut être expliqué par le temps d'accommodation des échanges thermiques. Dans ce cas, le flux thermique évacué par le corps fixe (pion) est important en début d'essai et diminue en fonction du temps pour se stabiliser dans le régime quasi-permanent.

Récemment lors de l'étude de l'influence de la surface de contact, de la vitesse du glissement et des propriétés thermo-physiques sur le flux thermique généré à l'interface, Komanduri et Hou [79] ont montré que le coefficient de partage du flux était fonction du temps. Leur étude a aussi montré que le coefficient de partage est plus important dans l'étape transitoire et pratiquement constant dans le régime quasi-permanent. Ainsi le fait de considérer le coefficient de partage du flux constant dans le cas de cette étude peut justifier l'écart significatif observé entre les températures mesurées et celles calculées dans le domaine de régime transitoire. Il faut noter également que dans le cas réel de frottement, la dissipation de l'énergie thermique à l'interface de contact peut être saturée tandis qu'en simulation numérique cette consommation d'énergie est continuellement croissante. Ceci peut justifier également le fait que dans le régime quasi-permanent les températures calculées sont supérieures à celles mesurées.

La Fig. 3. 32❸ représente l'évolution de la température de la surface de contact au point A. La température moyenne maximale est de 560°C dans le cas d'une vitesse de frottement de 600 m/min , d'une charge de 60 N et d'une durée de frottement de 17 min . D'autres essais sont réalisés pour les mêmes conditions de frottement mais à des durées de frottement de 27 et de 60 min , les températures de contact augmentent respectivement de $0,9\%$ (565°C) et de 12% (622°C) pour les temps de frottement de 27 et de 60 min . L'augmentation plus importante observée dans le cas d'une durée de frottement de 60 min est probablement due au phénomène d'usure.

Les Fig. 3. 33❶-❹ illustrent un autre exemple d'évolutions des températures mesurées expérimentalement comparées à celles obtenues par calcul numérique, pour le cas de 400m/min .

Les Fig. 3. 33❶ et Fig. 3. 33❷ présentent respectivement les évolutions comparées des températures calculées et expérimentales pour les thermocouples TC1 et TC2.

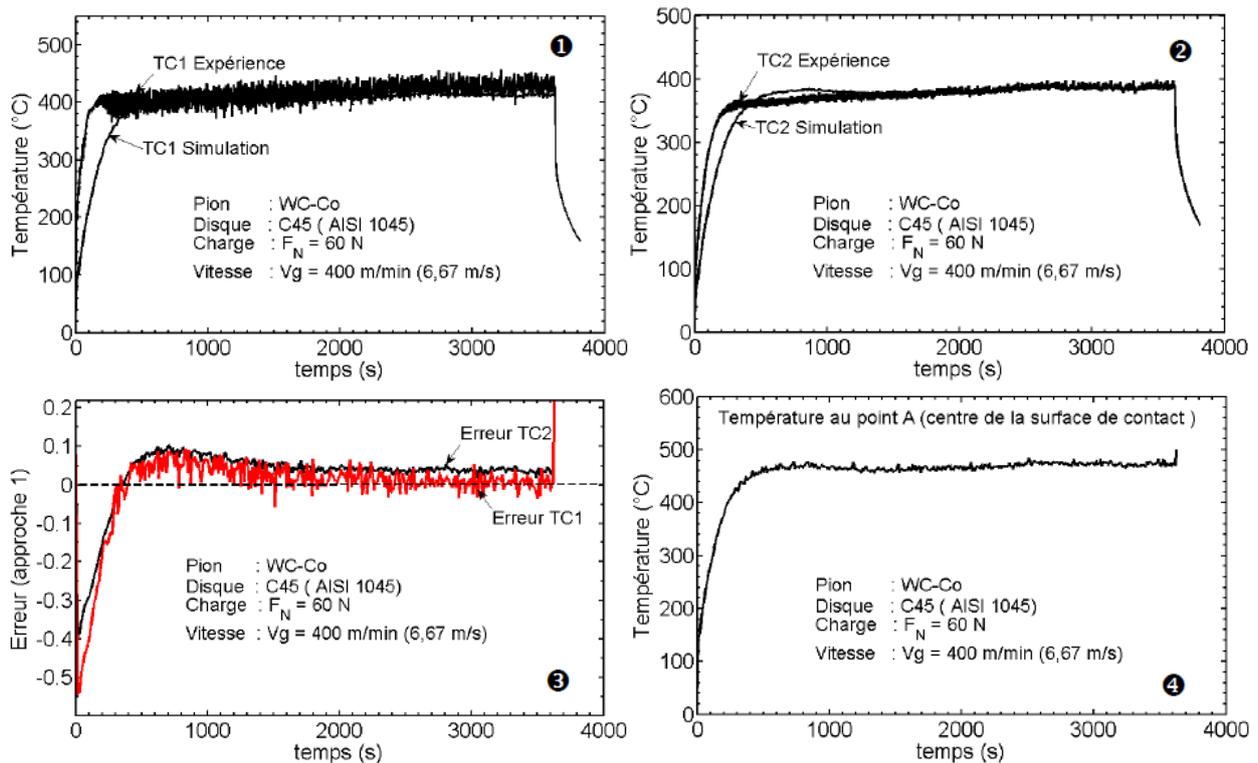


Fig. 3. 33 : Comparaison des évolutions de la température entre les résultats expérimentaux et les résultats numériques (Approche 1), $V_g = 400$ m/min.

- ❶ Température TC1,
- ❷ Température TC2,
- ❸ Evolutions de l'erreur relative en fonction du temps,
- ❹ Evolution de la température au centre du contact du pion (point A).

Les mêmes remarques et observations faites sur l'évolution des températures calculées par rapport à celles mesurées en considérant les Fig. 3. 32❶-❷ sont aussi valables que pour les Fig. 3. 33❶-❷. Comme il peut être observé sur ces figures, il y a une bonne concordance entre les températures calculées et expérimentales, spécialement pour dans le régime quasi-permanent et les erreurs sont relativement faibles. En revanche, dans le domaine de régime transitoire, l'erreur relative calculée peut atteindre des valeurs de 52% pour le TC1 et 40% pour le TC2.

Un récapitulatif des températures moyennes maximales expérimentales enregistrées par les thermocouples TC1 et TC2 et celles obtenues par calcul numérique extraites aux points d'implantations des thermocouples pour différentes conditions de frottement est donné dans le Tableau 3. 7. La température moyenne maximale de contact extraite au point A (Fig. 3. 30) pour les différents cas considérés dans le Tableau 3. 7 peut être considérée comme celle de l'interface de contact. Les erreurs présentées dans le tableau sont calculées par rapport aux valeurs expérimentales dans le régime quasi-permanent. Ces erreurs sont relativement faibles (valeur maximale de 11,3%), ce qui illustre une concordance relativement bonne entre les températures mesurées et celles calculées.

Tableau 3. 7 : Températures moyennes maximales expérimentales et numériques des thermocouples TC1 et TC2 et température maximale estimée au point A (centre de la surface de contact).

Vitesse, m/min (durée d'essai)	60		100		400		600					
	(120 min)		(15 min)		(60 min)		(17 min)		27 min		60 min	
TC1_Exp. (°C)	158	Er%	198	Er%	415	Er%	483	Er%	500	Er%	554	Er%
TC1_Num. (°C)	163	3,16	187	5	400	3,6	482	2	540	8,0	540	2,53
TC2_Exp. (°C)	142	Er%	171	Er%	380	Er%	415	Er%	450	Er%	480	Er%
TC2_Num. (°C)	154	5,6	173	1,17	373	1,8	436	5,0	501	11,3	510	6,25
Température au centre du contact du pion) (°C)	177		208		475		560		565		622	

4 Conclusion

Ce chapitre, consacré essentiellement à l'analyse des aspects thermiques d'une interface de contact, a pour objectif principal de déterminer la température de contact d'un outil de coupe en usinage et celle de l'interface de contact d'un pion en tribologie. L'intérêt de connaître la température de contact d'un corps en frottement réside dans le fait qu'elle joue un rôle important dans la dégradation de l'interface. Afin de mieux comprendre la problématique du transfert thermique dans un contact dynamique, une étude bibliographique a été réalisée. Que ce soit en usinage ou en tribologie, elle a montré que la modélisation thermique des surfaces de contact est complexe. Cette complexité est inhérente à l'évolution de la surface de contact pendant le processus de frottement, à la modification des propriétés thermomécaniques et des propriétés thermo-physiques des corps en contact. Il faut noter également que la difficulté est liée au calcul du flux de chaleur dissipé dans le contact et particulièrement celui évacué par l'un ou l'autre des corps en contact.

L'étude bibliographique a montré que quelle que soit la modélisation thermique considérée (analytique, numérique ou mixte), la détermination du coefficient de partage du flux qui permet de connaître le flux thermique évacué par l'un des corps en contact constitue une des difficultés des problèmes thermiques de contact.

Ainsi pour l'estimation de la température des surfaces de contact d'un outil de coupe en usinage et d'un pion de frottement en tribologie, la démarche suivante a été menée :

- Les efforts de coupe mesurés pendant l'étude expérimentale d'usinage sont utilisés pour calculer la puissance dissipée à l'interface outil/copeau. De même en tribologie, l'effort de frottement a servi au calcul de la puissance dissipée à l'interface pion/disque.
- L'analyse des interfaces de contact outil/copeau (en usinage) et pion/disque (en tribologie) présentée dans le chapitre 2 a permis de comprendre le comportement de ces interfaces de contact.
- A partir de ces différentes analyses et des conditions environnementales, des hypothèses ont été définies pour la construction du modèle numérique.

En usinage, un modèle simple de calcul du coefficient de partage du flux a été utilisé pour calculer le flux thermique évacué dans l'outil de coupe. Ce modèle est basé sur les travaux de Shaw [48] et Loewen [42]. Le calcul du flux est basé sur la puissance dissipée à l'interface outil/copeau. Par contre en tribologie le coefficient de partage du flux est calculé en utilisant une formule

intégrant le nombre thermique (nombre de Peclet), Vergne [77]. Ainsi le flux thermique évacué dans le pion est calculé à partir de ce coefficient et de la puissance dissipée dans le contact pion/disque. En outre, dans le cas du frottement, une autre approche a été proposée pour le calcul de la densité de flux évacuée dans le pion. Cette dernière est basée sur la loi de conduction thermique de Fourier et les températures obtenues pendant l'étude expérimentale.

A partir des calculs des flux et des conditions aux limites liées aux échanges thermiques de l'outil et du pion avec l'extérieur (convection naturelle ou forcée), des calculs numériques ont été réalisés.

Pour les différents cas d'étude, que ce soit en usinage ou en tribologie les températures obtenues par calcul numérique sont comparées aux températures obtenues par les mesures expérimentales.

En usinage, une étude de l'influence de la conductivité par le biais du coefficient de partage a été réalisée. Cette étude a montré que la température de l'outil de coupe augmente considérablement quand la conductivité thermique augmente. En effet, il est plus judicieux de prendre la conductivité thermique moyenne ou celle à haute température pour le calcul du coefficient de partage du flux. L'idéal serait de considérer un coefficient de partage du flux en fonction de la température.

Les températures obtenues par calcul numérique sont en bon accord avec celles obtenues pendant les expériences pour toutes les conditions de coupes considérées. L'erreur généralement constatée ne dépasse pas 15%. Les températures moyennes de l'interface de l'outil sont respectivement de 925°C, 1082°C, 1192°C pour les conductivités respectives k_{inf} , $k_{méd}$ et k_{sup} pour une vitesse de coupe de 400 m/min, une avance de 0,1 mm/tr et une profondeur de passe de 1,1 mm.

En tribologie l'approche du calcul de flux basée sur la puissance dissipée dans le contact et le coefficient de partage, donne des résultats satisfaisants pour toutes les conditions de frottement traitées. L'erreur la plus importante est de 27% et elle est due uniquement au fort phénomène transitoire aux premiers instants de frottement. Les températures de contact du pion obtenues par les calculs sont relativement élevées pour influencer le comportement du WC-6%Co. Par exemple la température de contact atteint 622°C pour une vitesse de frottement de 600 m/min et une charge de 60 N sur le pion.

References bibliographiques

- [1] T. Kitagawa, A. Kubo, and K. Maekawa. Temperature and wear of cutting tools in high-speed machining of Inconel 718 and Ti-6Al-6V-2Sn. *Wear*, 202(2):142–148, January 1997.
- [2] S. K. Choudhury and G. Bartarya. Role of temperature and surface finish in predicting tool wear using neural network and design of experiments. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 43(7):747–753, May 2003.
- [3] G. List. *Etude des mécanismes d'endommagement des outils carbure WC-Co par la caractérisation de l'interface outil-copeau : Application a l'usinage a sec de l'Alliage d'Aluminium Aéronautique AA2024 T351*. PhD thesis, Ecole Nationale Supérieure d'Arts et Métiers, 2004.
- [4] G. List, M. Nouari, D. Géhin, S. Gomez, J.P. Manaud, Y. Le Petitcorps, and F. Girot. Wear behaviour of cemented carbide tools in dry machining of aluminium alloy. *Wear*, 259(7-12):1177–1189, 2005.
- [5] J. A. Arsecularatne. On prediction of tool life and tool deformation conditions in machining with restricted contact tools. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 43(7):657–669, May 2003.
- [6] J. A. Arsecularatne. Prediction of tool life for restricted contact and grooved tools based on equivalent feed. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 44(12-13):1271–1282, October 2004.
- [7] J. A. Arsecularatne, L. C. Zhang, and C. Montross. Wear and tool life of tungsten carbide, PCBN and PCD cutting tools. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 46(5):482–491, April 2006.
- [8] G. Shi, X. Deng, and C. Shet. A finite element study of the effect of friction in orthogonal metal cutting. *Finite Elements in Analysis and Design*, 38(9):863–883, July 2002.
- [9] H. Bil, S. E. Kiliç, and A. E. Tekkaya. A comparison of orthogonal cutting data from experiments with three different finite element models. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 44(9):933–944, July 2004.
- [10] M. Bacci da Silva and J. Wallbank. Cutting temperature: prediction and measurement methods—a review. *Journal of Materials Processing Technology*, 88:195–202, 1999.
- [11] N. A. Abukhshim, P. T. Mativenga, and M. A. Sheikh. Investigation of heat partition in high speed turning of high strength alloy steel. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 45(15):1687–1695, December 2005.
- [12] R. Komanduri and Z. B. Hou. Thermal modeling of the metal cutting process: Part I – Temperature rise distribution due to shear plane heat source. *International Journal of Mechanical Sciences*, 42(9):1715–1752, September 2000.
- [13] R. Komanduri and Z. B. Hou. Thermal modeling of the metal cutting process – Part II: temperature rise distribution due to frictional heat source at the tool-chip interface. *International Journal of Mechanical Sciences*, 43(1):57–88, January 2001.
- [14] R. Komanduri and Z. B. Hou. Thermal modeling of the metal cutting process – Part III: temperature rise distribution due to the combined effects of shear plane heat source and the tool-

- chip interface frictional heat source. *International Journal of Mechanical Sciences*, 43(1):89–107, January 2001.
- [15] R. S. Hahn. On the temperature developed at the shear plane in the metal cutting process. *Proceedings of First U.S. National Congress of Applied Mechanics*, pages 661–6., 1951.
- [16] J. C. Jaeger. Moving sources of heat and the temperature at sliding contacts. *Proceedings Royal Society of NSW*, 76:203–224, 1942.
- [17] Y. K. Chou and H. Song. Thermal modeling for white layer predictions in finish hard turning. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 45(4-5):481–495, April 2005.
- [18] W. Grzesik and P. Nieslony. Thermal characterization of the chip-tool interface when using coated turning inserts. *Journal of Manufacturing Processes*, 2(2):79–87, 2000.
- [19] W. Grzesik. Composite layer-based analytical models for tool-chip interface temperatures in machining medium carbon steels with multi-layer coated cutting tools. *Journal of Materials Processing Technology*, 176(1-3):102–110, June 2006.
- [20] W. Grzesik. Determination of temperature distribution in the cutting zone using hybrid analytical-FEM technique. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 46(6):651–658, May 2006.
- [21] A. Moufki, A. Molinari, and D. Dudzinski. Modelling of orthogonal cutting with a temperature dependent friction law. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 46(10):2103–2138, October 1998.
- [22] M. Lazard and P. Corvisier. Modelling of a tool during turning: Analytical prediction of the temperature and of the heat flux at the tool's tip. *Applied Thermal Engineering*, 24(5-6):839–849, April 2004.
- [23] P. Kwon, T. Schiemann, and R. Kountanya. An inverse estimation scheme to measure steady-state tool-chip interface temperatures using an infrared camera. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 41(7):1015–1030, May 2001.
- [24] J. Rech, J. L. Battaglia, and A. Moisan. Thermal influence of cutting tool coatings. *Journal of Materials Processing Technology*, 159(1):119–124, January 2005.
- [25] J.-L. Battaglia and J. C. Batsale. Estimation of heat flux and temperature in a tool during turning. *Inverse Problems in Science and Engineering*, 8(5):435–456, 2000.
- [26] J.-L. Battaglia. *Transferts thermiques dans les procédés de mise en forme des matériaux*. Hermès - Lavoisier, 2007.
- [27] J.-L. Battaglia, O. Cois, L. Puigsegur, and A. Oustaloup. Solving an inverse heat conduction problem using a non-integer identified model. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 44(14):2671–2680, July 2001.
- [28] G. Boothroyd. Temperature in orthogonal metal cutting. *Proc. Instn. Mech. Engrs*, 29:789–802, 1963.
- [29] T. Mabrouki and J.-F. Rigal. A contribution to a qualitative understanding of thermo-mechanical effects during chip formation in hard turning. *Journal of Materials Processing Technology*, 176(1-3):214–221, June 2006.

- [30] M. Nouari and A. Molinari. Experimental verification of a diffusion tool wear model using a 42CrMo4 steel with an uncoated cemented tungsten carbide at various cutting speeds. *Wear*, 259(7-12):1151–1159, 2005.
- [31] M.A. Davies, Q. Cao, A.L. Cooks, and R. Ivester. On the measurement and prediction of temperature fields in machining aisi 1045 steel. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 52(1):77–80, 2003.
- [32] A. U. Anagonye and D. A. Stephenson. Modeling cutting temperatures for turning inserts with various tool geometries and materials. *J. Manuf. Sci. Eng.*, 124(3):544–552, August 2002.
- [33] P. Majumdar, R. Jayaramachandran, and S. Ganesan. Finite element analysis of temperature rise in metal cutting processes. *Applied Thermal Engineering*, 25(14-15):2152–2168, October 2005.
- [34] D. Ulutan, I. Lazoglu, and C. Dinc. Three-dimensional temperature predictions in machining processes using finite difference method. *Journal of Materials Processing Technology*, 209(2):1111–1121, January 2009.
- [35] A. Bareggi, G.E. O'Donnell, and A. Torrance. Modelling thermal effects in machining by finite element methods. In *Proceedings of the 24th International Manufacturing Conference*, volume 1, pages 263–272, 29th-31st August 2007, Waterford.
- [36] A. K. Tieu, X. D. Fang, and D. Zhang. Fe analysis of cutting tool temperature field with adhering layer formation. *Wear*, 214(2):252–258, February 1998.
- [37] P. L. B. . Oxley. Mechanics of machining: An analytical approach to assessing machinability. In *Ellis Horwood Ltd., Chichester, England*, 1989.
- [38] I. Lazoglu and Y. Altintas. Prediction of tool and chip temperature in continuous and interrupted machining. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 42(9):1011–1022, July 2002.
- [39] C.-S. Chang. Prediction of the cutting temperatures of stainless steel with chamfered main cutting edge tools. *Journal of Materials Processing Technology*, 190(1-3):332–341, July 2007.
- [40] R. Li and A.J. Shih. Inverse heat transfer solution in tool temperature titanium drilling. In *Mechanical Engineering*. University of Michigan, Ann Arbor, 2005.
- [41] K. J. Trigger and B. T. Chao. An analytical evaluation of metal cutting temperatures,. *Transactions ASME*, 73:57–68, 1951.
- [42] E. G. Loewen and M. C. Shaw. On the analysis of cutting tool temperatures. *Transactions of ASME*, 71:217–231, 1954.
- [43] W.C. Leone. Distribution of shear-zone heat in metal cutting. *Transactions of ASME*, 76(76):121–125, 1954.
- [44] W. Grzesik and P. Nieslony. A computational approach to evaluate temperature and heat partition in machining with multilayer coated tools. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 43(13):1311–1317, October 2003.
- [45] F. Akbar, P. Mativenga, and M. Sheikh. An investigation of the tool-chip interface temperature and heat partition in high-speed machining of aisi/sae 4140 steel with tin-coated tool, 2007.
- [46] T. Kato and H. Fujii. Energy partition in conventional surface grinding. *ASME, Journal of Manufacturing Science and Engineering*, 121:393–398, 1999.
-

- [47] A. N. Reznikov. Thermophysical aspects of metal cutting processes. In , *Mashinostroenie, Moscow, Russian*, 1981.
- [48] M. C. Shaw. Metal cutting principles. In *Oxford*. Clarendon Press, 1989.
- [49] T. Childs, K. Maekawa, T. Obikawa, and Y. Yamane. *Metal Machining: Theory and Applications*. John Wiley & Sons Inc., 2000.
- [50] E. M. Trent and P. K. Wright. *Metal Cutting (Fourth Edition)*. Butterworth-Heinemann, 2000.
- [51] J Liu and Y. K. Chou. Cutting tool temperature analysis in heat-pipe assisted composite machining. *Journal of Manufacturing Science and Engineering: Transactions of the ASME*, 129:902–910, OCTOBER 2007.
- [52] W. Grzesik and P. Nieslony. Thermophysical-property-based selection of tool protective coatings for dry machining of steels. *J. Manuf. Sci. Eng.*, 125(4):689–695, November 2003.
- [53] S. Han. *Mechanisms and modeling of white layer formation in orthogonal machining of steels*. PhD thesis, George W. Woodruff School of Mechanical Engineering, Georgia Institute of Technology, May 2006.
- [54] www.matweb.com. Matweb: Material property data, march 2006.
- [55] R. G. Ahmed and M. M. Yovanovich. Experimental study of forced convection from isothermal circular and square cylinders and toroids. *J. Heat Transfer, Trans. ASME*, 119:70–79, 1997.
- [56] L. Filice, D. Umbrello, S. Beccari, and F. Micari. On the FE codes capability for tool temperature calculation in machining processes. *Journal of Materials Processing Technology*, 174(1-3):286–292, May 2006.
- [57] H.A. Abdel-Aal, M. Nouari, and M. El Mansori. Influence of thermal conductivity on wear when machining titanium alloys. *Tribology International*, 42(2):359–372, February 2009.
- [58] H.A. Abdel-Aal, M. Nouari, and M. El Mansori. Tribo-energetic correlation of tool thermal properties to wear of WC-Co inserts in high speed dry machining of aeronautical grade titanium alloys. *Wear*, 266(3-4):432–443, February 2009.
- [59] W. Grzesik and C.A. van Luttervelt. Analytical models based on composite layer for computation of tool-chip interface temperatures in machining steels with multilayer coated cutting tools. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 54(1):91–94, 2005.
- [60] O. Lesquois, J. J. Serra, P. Kapsa, S. Serror, and C. Boher. Degradations in a high-speed sliding contact in transient regime. *Wear*, 201(1-2):163–170, December 1996.
- [61] X. Tian and Jr. F. E. Kennedy. Contact surface temperature models for finite bodies in dry and boundary lubricated sliding. *J. Tribol.*, 115(3):411–418, July 1993.
- [62] X. Tian and Jr. F. E. Kennedy. Maximum and average flash temperatures in sliding contacts. *J. Tribol.*, 116(1):167–174, January 1994.
- [63] R. Komanduri and Z. B. Hou. Thermal analysis of dry sleeve bearings – a comparison between analytical, numerical (finite element) and experimental results. *Tribology International*, 34(3):145–160, March 2001.
- [64] H. S. Carslaw and J. C. Jaeger. *Conduction of Heat in Solids*. Oxford University Press, New York, 1959.

- [65] D. Majcherczak, P. Dufrénoy, Y. Berthier, and M. Nait-Abdelaziz. Experimental thermal study of contact with third body. *Wear*, 261(5-6):467–476, September 2006.
- [66] N. Laraqi. Phénomène de constriction thermique dans les contacts glissants, thermal constriction phenomenon in sliding contacts. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 39(17):3717–3724, November 1996.
- [67] B. Bourouga, V. Goizet, and J.-P. Bardon. Modèle prédictif de résistance thermique de contact dynamique adapté au cas de l'interface pièce-outil de forgeage. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 46(3):565–576, January 2003.
- [68] Q. Chen and D. Y. Li. A computational study of frictional heating and energy conversion during sliding processes. *Wear*, 259(7-12):1382–1391, 2005.
- [69] Dinesh G. Bansal and Jeffrey L. Streater. A method for obtaining the temperature distribution at the interface of sliding bodies. *Wear*, 266(7-8):721–732, March 2009.
- [70] Q. Ming, Z. Yong-zhen, and Z. Jun. Effect of friction heat on tribological behavior of M2 steel against GCr15 steel in dry sliding systems. *Journal of University of Science and Technology Beijing, Mineral, Metallurgy, Material*, 14(6):512–516, December 2007.
- [71] H. Blok. Theoretical study of temperature rise at surfaces of actual contact under oiliness lubricating conditions. In *Proc. of the General Discussion on Lubrication and Lubricants, Institute of Mechanical Engineers, London*, 1937.
- [72] B. Bhushan. *Temperature and Friction of Sliding Surfaces*. PhD thesis, MIT Cambridge Massachusetts, 1971.
- [73] H. A. Abdel-Aal. Division of frictional heat: The dependence on sliding parameters. *International Communications in Heat and Mass Transfer*, 26(2):279–288, February 1999.
- [74] N.-S. Liou, M. Okada, and V. Prakash. Formation of molten metal films during metal-on-metal slip under extreme interfacial conditions. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 52(9):2025–2056, September 2004.
- [75] F. Yuan, N.-S. Liou, and V. Prakash. High-speed frictional slip at metal-on-metal interfaces. *International Journal of Plasticity*, 25(4):612–634, April 2009.
- [76] J. Denape and N. Laraqi. Aspect thermique du frottement: mise en évidence expérimentale et éléments de modélisation. *Mécanique & Industries*, 1(6):563–579, December 2000.
- [77] C. Vergne. *Analyse de l'influence des oxydes dans le frottement d'une fonte pour outil de travail à chaud*. PhD thesis, Ecole des Mines de Paris, 2001.
- [78] J. Padet. Convection thermique et massique -principes généraux. In *Energie. Techniques de l'Ingénieur*, 2005.
- [79] R. Komanduri and Z. B. Hou. Analysis of heat partition and temperature distribution in sliding systems. *Wear*, 251(1-12):925–938, October 2001.

CHAPITRE 4 :
Synthèse sur les mécanismes d'usure du WC-6%Co
en usinage et en tribologie

Table des matières

1 Compléments bibliographiques sur le comportement du WC-Co et du WC à haute température	177
2 Similitudes entre les modes d'endommagement du WC-6%Co observés en tournage et en tribologie	179
3 Définition des types d'endommagement des plaquettes WC-6%Co lors d'une opération de tournage : échelle microscopique.....	181
3.1 Températures de la surface du cratère.....	181
3.2 Types d'endommagement observés au niveau de la surface du cratère	182
4 Définition des types d'endommagement des pions WC-6%Co lors des essais tribologiques : échelle microscopique.....	186
4.1 Observations de la surface de frottement :.....	186
4.2 Observations en coupe selon un plan parallèle à la direction de frottement.....	188
4.3 Circulation des débris dans le contact.....	189
5 Identification des mécanismes d'usure des plaquettes WC-6%Co lors d'une opération de tournage : Définition d'un modèle phénoménologique	191
5.1 Définition des étapes du modèle	191
5.2 Modèle phénoménologique proposé pour l'usure en cratère lors d'une opération de tournage	193
5.2.1 Cas de la zone 2 du cratère d'une plaquette en WC-6%Co	193
5.2.2 Cas des zones 1 et 3 du cratère d'une plaquette en WC-6%Co	194
6 Conclusion	195

1 Compléments bibliographiques sur le comportement du WC-Co et du WC à haute température

Les éléments de bibliographie présentés dans ce paragraphe viennent compléter ceux des chapitres précédents. Ils concernent spécifiquement des caractéristiques du comportement physico-chimique et du comportement mécanique du WC-Co et du WC à haute température. L'estimation des niveaux de température lors des essais de tribologie et d'usinage a permis de sélectionner des travaux apportant des éléments de compréhension dans la plage de températures considérées.

Les niveaux de température aux interfaces de contact, spécialement ceux de l'outil, influencent considérablement le comportement physico-chimique et l'aspect microstructural du WC-Co comme le montre le Tableau 4. 1, établi par Childs et al. [1] Celui-ci permet de préciser les domaines de température dans lesquels des transformations microstructurales majeures se produisent dans le WC-Co. Les phénomènes d'oxydation de ce carbure fritté ont lieu pour des températures supérieures à 500°C. Par ailleurs, à partir de 900-950°C, des mécanismes de dissolution du carbure de tungstène dans le cobalt sont activés.

Tableau 4. 1 : Domaines d'oxydation et de changement de la microstructure du WC-Co. Source : Childs et al. [1]

Matériau d'outil	Domaine de température (°C) :	
	Oxydation	Transformation microstructurale
WC-Co	> 500	> 900 - 950 (dissolution de WC dans Co)

Mari et al. [2] ont montré, que pour une sollicitation thermique à une température supérieure à 730°C, les contraintes résiduelles générées dans le WC-Co conduisent à la formation du composé WCo_3 au niveau de l'interface WC/Co, en liaison avec la dissolution du WC dans le liant à base cobalt. Ils ont également établi que les contraintes résiduelles dans le matériau WC-Co sont de natures différentes dans le liant cobalt d'une part et dans les grains de carbure de tungstène d'autre part. Elles sont de type compression dans le WC et peuvent atteindre -500 MPa pour une sollicitation thermique supérieure à 730°C. En revanche, ces contraintes résiduelles sont de type traction dans le liant cobalt et peuvent atteindre +2,5GPa. De tels niveaux de contraintes sont néfastes à la tenue mécanique du matériau et peuvent produire une réorganisation microstructurale du matériau WC-Co. En plus de la formation du composé WCo_3 , l'oxyde WO_3 et le composé $CoWO_4$ peuvent se former également selon Basu et Sarin [3]. Ces auteurs précisent que l'oxyde WO_3 qui se forme préférentiellement au contact de l'air, est instable et constitue le siège d'amorces de fissure dans le matériau.

Par ailleurs, il faut noter qu'il y a une forte évolution du comportement thermomécanique du WC-Co à haute température.

Selon les travaux de Han et al. [4], pour des températures égales ou supérieures à 1000°C, le WC-15%Co a un comportement fortement visco-plastique (Fig. 4. 1). Cette figure montre que la déformation plastique totale du WC-15%Co peut atteindre des niveaux de l'ordre de 5%. L'influence de la température sur le comportement plastique du WC-6%Co est également illustrée par la

Fig. 4. 2. Les résultats de Östberg et al. [5] mettent ainsi en évidence une forme de transition du comportement macroscopique du WC-Co vers 900°C, avec une capacité de déformation plastique qui demeure limitée en deçà de cette température et qui devient forte au-delà de celle-ci. En dessous de la température de transition, la capacité de déformation plastique du WC-6%Co est faible et s'opère essentiellement par déformation plastique locale du liant. Aux plus hautes températures, les mécanismes de déformation par glissement aux joints de grains sont très actifs et dominants, ils sont accommodés par la déformation plastique des grains de WC. Ainsi à 1200°C, le WC-6%Co a un comportement quasi-plastique parfait.

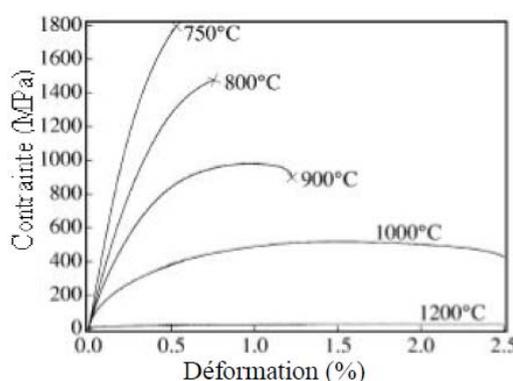
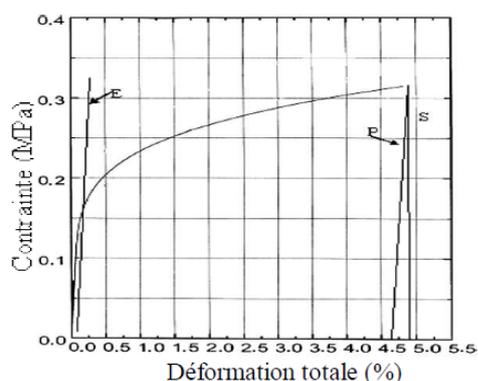


Fig. 4. 1 : Evolution du comportement mécanique en flexion 3 points d'un WC-15%Co en fonction de la température (20°C et 1000°C) [4].

Fig. 4. 2 : Evolution du comportement mécanique en flexion 3 points d'un WC-6%Co en fonction de la température [5].

Le comportement plastique du WC-6%Co à haute température est également lié au changement considérable des propriétés mécaniques du carbure de tungstène induit par l'augmentation de la température, comme illustrée par la Fig. 4. 3❶. En prenant comme exemple une température de 600°C, la dureté du WC-6%Co chute d'environ 50% par rapport à la dureté à température ambiante (chute de 1500HV à 830 HV). De même, l'observation de la

Fig. 4. 3❷ montre que la dureté des grains de carbure de tungstène (WC) chute d'environ 80% (de 2400 HV à 400HV) sur le même intervalle de températures

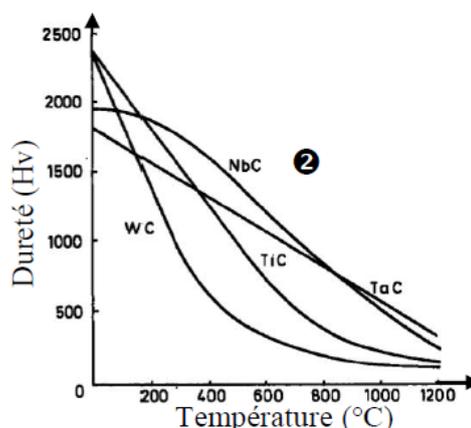
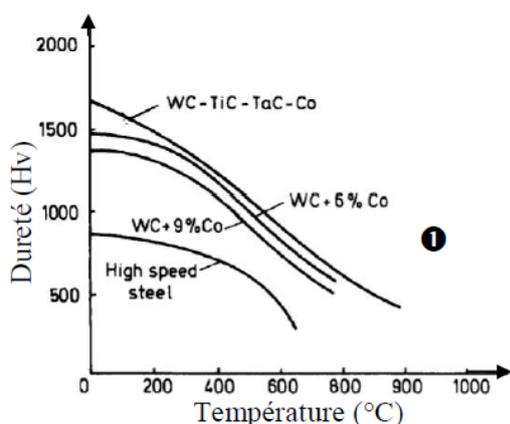


Fig. 4. 3 : Evolutions de la dureté Vickers (Hv) en fonction de la température (Source Trent et Wright [6]) :

- ❶ pour différentes nuances de WC-Co,
- ❷ pour différents carbures, dont WC.

La chute de la dureté des grains de WC est notamment liée à l'activation de mécanismes de déformations intragranulaires, suivant des familles de plans cristallographiques privilégiées à haute

température. Öestberg et al. [5] illustrent les phénomènes de glissement intragranulaire dans des grains de WC (Fig. 4. 4①-②). Des marches de glissement ont ainsi été observées par microscopie électronique à transmission dans une plaquette de coupe en WC-6%Co, après usinage sans lubrification d'un acier 34CrNiMo6 ($V_c=500$ m/min, $f=0,3$ mm/tr , $a_p=1$ mm).

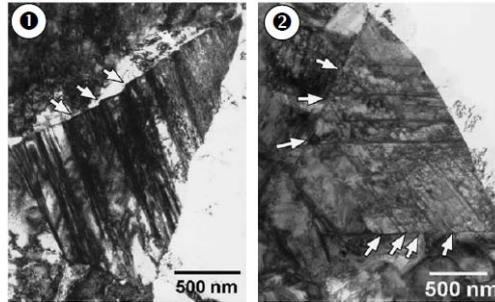


Fig. 4. 4 : Marches de déformation plastique observées dans un grain de WC d'une plaquette de WC-6%Co après usinage d'un acier 34CrNiMo6 avec une vitesse de coupe de 500 m/min Öestberg et al. [5] :

- ① traces des plans de glissement dans le grain WC et marches de déformation plastique (flèches),
- ② phénomènes de maclage dans un grain de WC suivant deux familles de plans privilégiées (flèches).

2 Similitudes entre les modes d'endommagement du WC-6%Co observés en tournage et en tribologie

En préambule, nous présentons un récapitulatif des principaux modes d'usure répertoriés dans le chapitre 2. Il faut souligner que les similitudes observées entre les différents modes d'usure en tournage et en tribologie sont obtenus dans des conditions de sollicitations différentes, en particulier en terme de pression de contact moyenne. En tournage, la pression maximale de contact dans le cas de cette étude est de l'ordre de 900 MPa tandis qu'elle est de l'ordre de 32 MPa en tribologie. Cependant, au vu des résultats, qui seront présentés ci-après dans ce chapitre, il est probable que les pressions de contact et les contraintes de cisaillement locales qui produisent l'endommagement du WC-6%Co puissent être du même ordre de grandeur.

Les principaux modes d'usure identifiés en tournage (WC-6%Co / acier C45) à l'échelle macroscopique sont:

- une usure par une forte adhésion (arête rapportée) pour les faibles vitesses de coupe,
- une usure par abrasion de la face en dépouille pour les moyennes vitesses de coupe,
- une usure en cratère sur la face de coupe avec une présence d'adhésion.

Les principaux modes d'usure identifiés en tribologie (WC-6%Co / acier C45) à l'échelle macroscopique sont:

- une légère usure par abrasion pour les faibles vitesses de glissement ainsi que pour les grandes vitesses de frottement, mais pour de courtes durées d'essais.
- une usure mixte par abrasion et adhésion pour les grandes vitesses de glissement et pour les longues durées d'essais.

Des similitudes de faciès d'usure ont donc été observées à l'échelle macroscopique, entre les pions de tribologie classique et les plaquettes de tournage. Ces similitudes permettront, par recoupements des informations issues des deux types d'essais, d'identifier les mécanismes d'endommagement des plaquettes de WC-6%Co lors d'une opération de tournage.

Plus spécifiquement, les similitudes les plus fortes ont été observées entre les surfaces en cratère des plaquettes (Fig. 4. 5❶, $V_c=400\text{m/min}$, $f=0,1\text{mm/tr}$, $a_p=1,1\text{mm}$, $t=4\text{ s}$) et les surfaces des pions de tribologie sollicités à de grande vitesse de glissement et sur de longues durées d'essai (Fig. 4. 5❷, $V_g=600\text{m/min}$, $F=60\text{N}$, $t=3600\text{s}$). Les Fig. 4. 5❸-❹ montrent clairement un transfert adhérent d'acier partiellement oxydé à la surface du cratère de la plaquette de coupe (surface de contact outil/copeau) et à la surface du pion (surface de contact pion/disque). Cette adhésion est hétérogène et apparaît prépondérante au niveau de la zone de séparation outil/copeau (Fig. 4. 5❸), ainsi qu'au centre de la surface de contact du pion (Fig. 4. 5❹). Le transfert s'organise sous forme de couches successives, comme l'indiquent les micrographies. Ces couches évoluent donc dans le contact au cours de l'essai. Dans le cas du pion de tribologie, une coupe parallèle à la direction de frottement (Fig. 4. 6❶) permet d'estimer l'épaisseur du transfert qui est de l'ordre de $3\text{-}4\ \mu\text{m}$. Le spectre EDS de la Fig. 4. 6❷ montre clairement que pour des épaisseurs de transfert significatives ($>1\ \mu\text{m}$), il s'agit d'une couche d'acier oxydé.

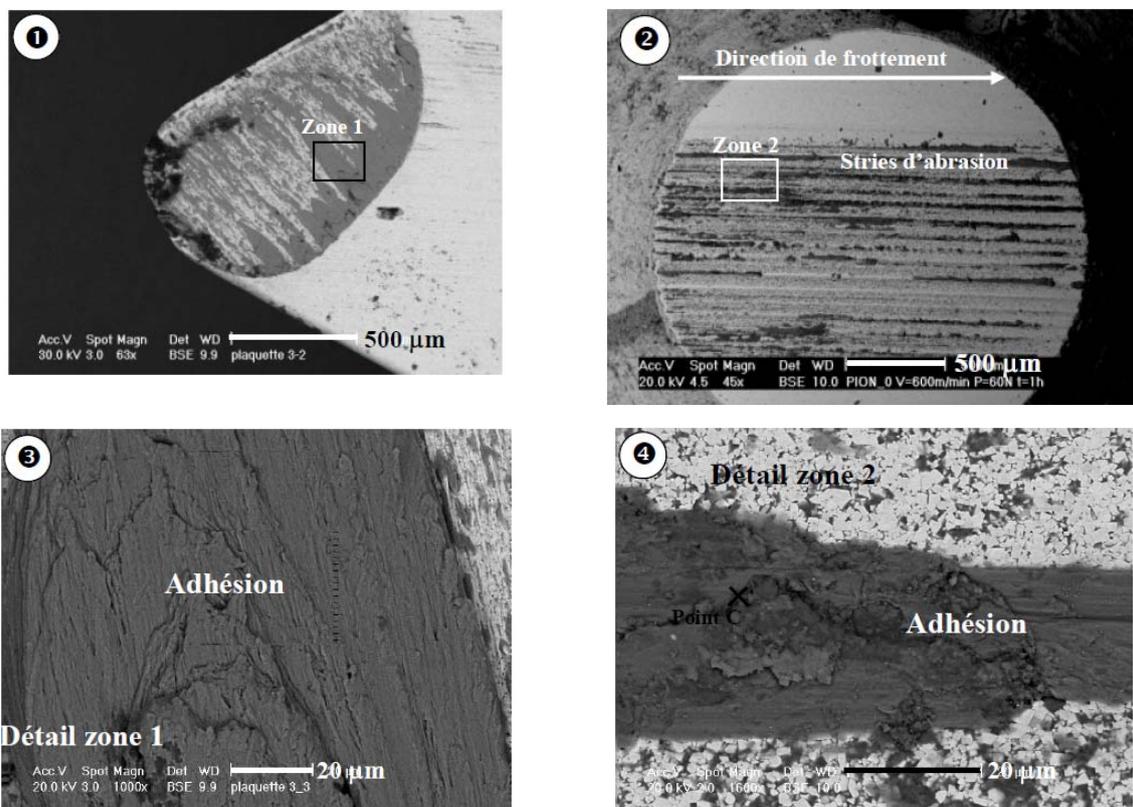


Fig. 4. 5 : Mise en évidence de similitudes entre les modes d'usure en tournage et en tribologie, à l'échelle macroscopique :

- ❶ vue d'ensemble de l'usure en cratère ($V_c=400\text{m/min}$, $f=0,1\text{mm/tr}$, $a_p=1,1\text{mm}$, $t=4\text{s}$),
- ❷ vue d'ensemble de la surface usée du pion ($V_g=600\text{m/min}$, $F=60\text{N}$, $t=3600\text{s}$),
- ❸ détail de la zone 1,
- ❹ détail de la zone 2.

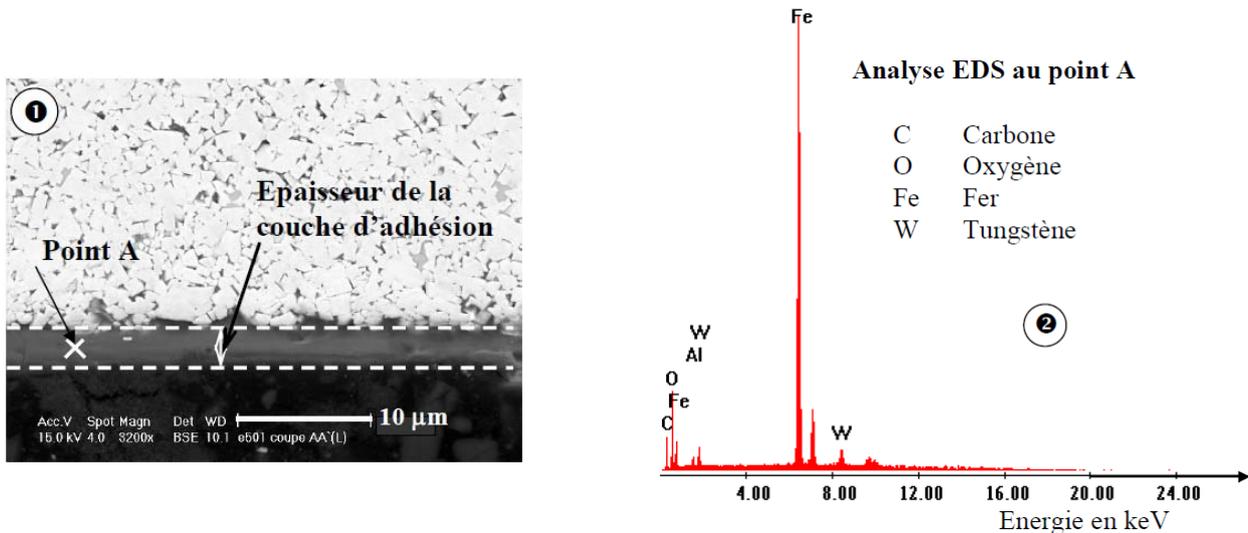


Fig. 4. 6 : ❶ Epaisseur de la couche de transfert d'acier (3-4 µm) à la surface des pions de tribologie (600 m/min ; 60N, 60 min) (coupe parallèle à la direction de frottement),
 ❷ Analyse EDS de la couche de transfert à la surface du pion au point A (Fig. 4. 6❶).

3 Définition des types d'endommagement des plaquettes WC-6%Co lors d'une opération de tournage : échelle microscopique

Les différents essais et analyses établis dans ce travail de thèse ont orienté l'identification de l'usure des outils WC-6%Co, plus spécifiquement dans la surface d'usure en cratère

3.1 Températures de la surface du cratère

La Fig. 4. 7 présente une cartographie de la température au niveau de la face de coupe, pour une durée d'usinage de 5 secondes. Ces résultats ont été obtenus selon la démarche de modélisation considérée au chapitre 3. Deux profils de température sont tracés suivant les deux segments matérialisés sur la cartographie, segments perpendiculaires à l'arête de coupe. Le premier segment se situe au niveau du raccordement entre l'arête de coupe et le bec, le second se situe à 0,6mm de ce même raccordement. Chaque profil permet de visualiser la décroissance de la température au fur et à mesure de l'éloignement de l'arête de coupe. De plus, la considération de ces deux profils permet de visualiser les bornes supérieures et inférieures de températures vues par le matériau au niveau de la face de coupe, dans la zone située dans la continuité de l'arête de coupe.

Les résultats des estimations réalisées par simulation numérique montrent donc que les niveaux de température varient entre 1280°C et 650°C pour l'ensemble de la cartographie avec des températures situées dans la gamme 1150°C-900°C au niveau du profil n°1 et dans la gamme 980°C-760°C au niveau du profil n°2.

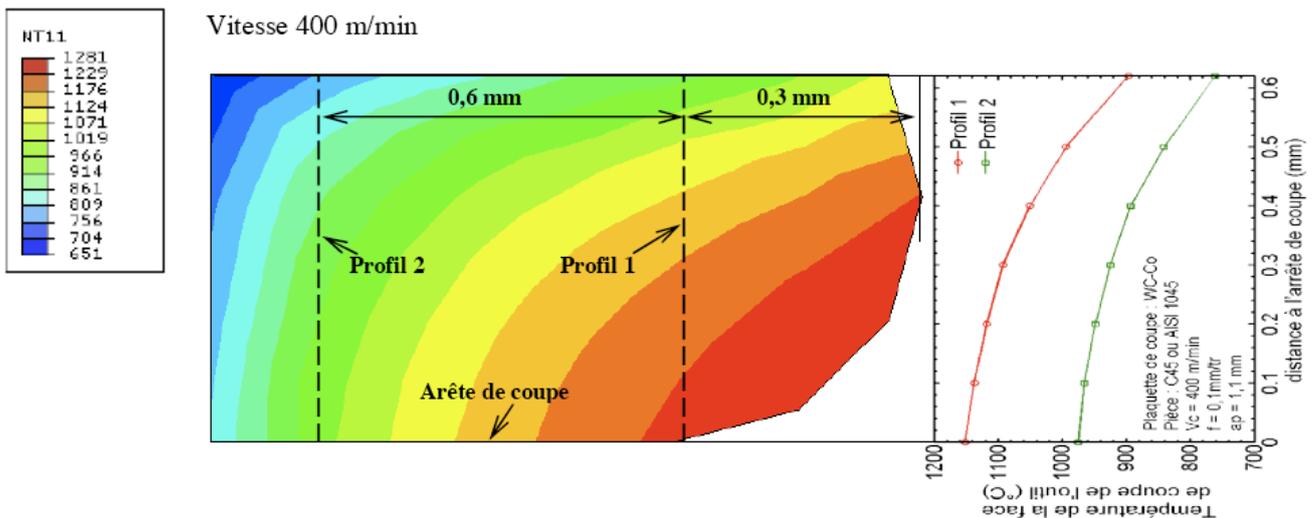


Fig. 4. 7 Cartographie et profils de température au niveau de la face de coupe de l'outil pour les conditions d'usinage : $V_c = 400$ m/min, $f = 0,1$ mm/tr, $a_p = 1,1$ mm, $t = 5$ s.

3.2 Types d'endommagement observés au niveau de la surface du cratère

Les Fig. 4. 8②-⑦ regroupent des exemples de micrographies de la surface du cratère dans les zones définies sur la Fig. 4. 8①.

Dans la zone 1, plusieurs modes d'endommagement sont observés. La structure des grains de WC apparaît désorganisée (Fig. 4. 8②) et cette désorganisation s'accompagne de la présence de microfissures entre des grains de WC (Fig. 4. 8②). De multiples décohésions entre les grains de WC sont ainsi mises en évidence. Il faut souligner que ces décohésions s'étendent sur des distances équivalentes à plusieurs grains, prenant ainsi un caractère de microfissuration intergranulaire. Par ailleurs, des mécanismes intragranulaires sont également mis évidence. Ainsi des marches de déformation plastique résultants de glissements intragranulaires selon des plans cristallographiques des monocristaux de WC sont régulièrement observées au niveau de la surface du cratère (Fig. 4. 8③). À ces types d'endommagement viennent s'ajouter l'observation fréquente de microfissures intragranulaires (Fig. 4. 8④). Des sites au niveau desquels des fragments de WC ont été arrachés sont également mis en évidence (Fig. 4. 8⑤) ainsi que des zones limitées en taille dans lesquelles du transfert est présent. Concernant ce transfert, son épaisseur est telle que la fissuration intragranulaire sous-jacente laisse supposer que lui-même est micro-fissuré (Fig. 4. 8②).

Dans la zone 2, les types d'endommagement mis évidence sont identiques à ceux décrits pour la zone 1 mais sont moins nombreux. Ils se limitent à l'observation de marches de glissement intragranulaires, de microfissures intragranulaires, de sites d'arrachement de fragments de WC et à du transfert en plus forte quantité qu'en zone 1. Il faut aussi souligner la présence de micro-stries d'abrasion (stries dans la direction du défilement du copeau) à l'échelle du grain, telles qu'illustrées en Fig. 4. 8⑥.

Dans la zone 3, c'est le transfert, établi sous forme de couches successives, qui est l'élément dominant de la surface du cratère (Fig. 4. 8⑦).

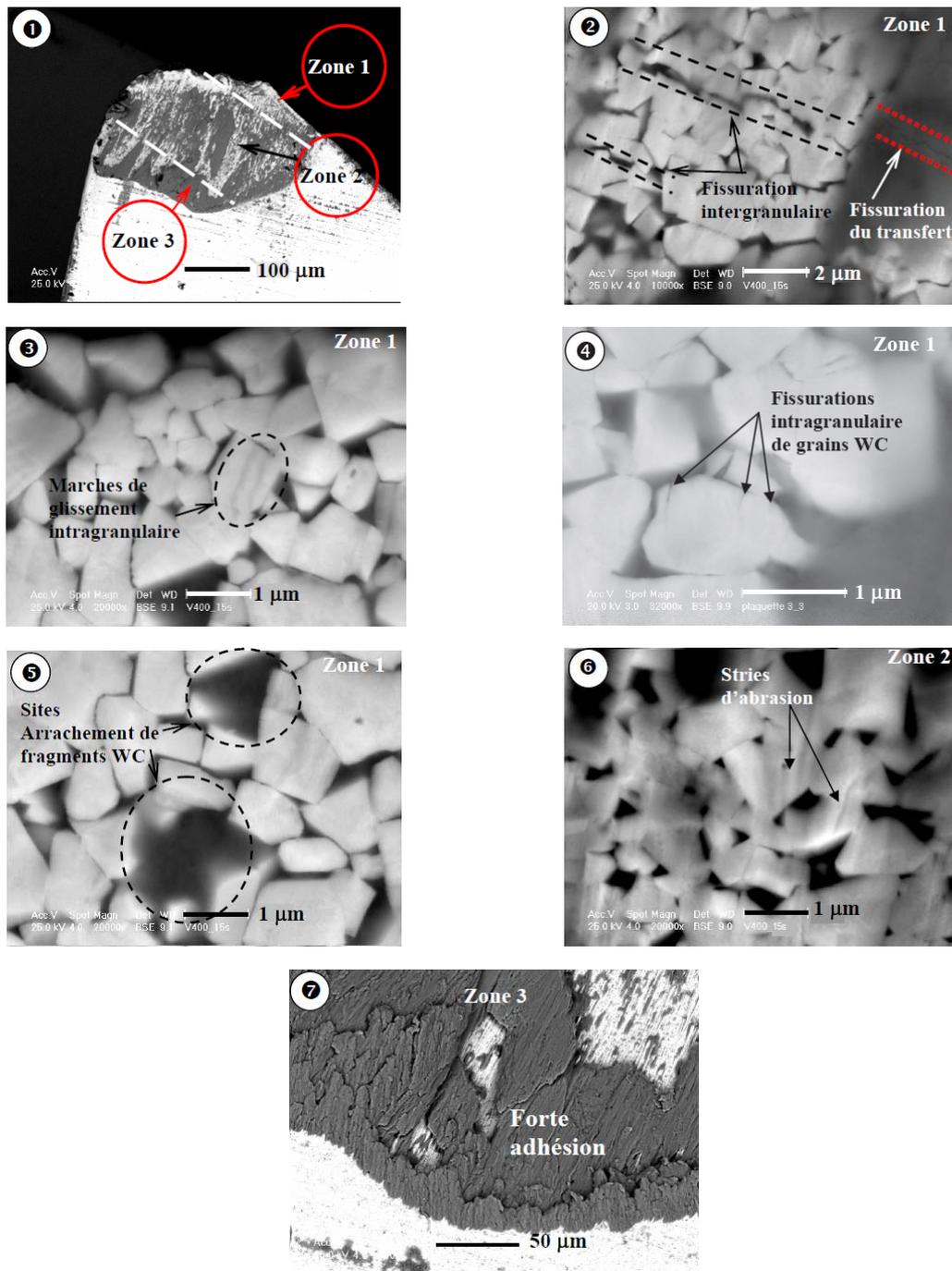


Fig. 4. 8 : Micrographies de la surface du cratère d'une plaquette après usinage sous les conditions : ($V_c = 400$ m/min, $f = 0,1$ mm/tr, $a_p = 1,1$ mm, $t = 15$ s) : ①- Vue générale, ② à ⑦ Vues de détails des zones 1, 2 et 3.

Le Tableau 4. 2 reprend sous forme qualitative et synthétique le bilan des types d'endommagement ainsi identifiés pour chacune des trois zones.

Tableau 4. 2 : Récapitulatif qualitatif des types d'endommagement identifiés à partir des observations MEB de la surface du cratère des plaquettes de coupe

	Zone 1	Zone 2	Zone 3
Désorganisation du réseau de grain de WC	X		
Microfissuration intergranulaire	X		

Marches de glissement intergranulaire	X	X	
Microfissuration intragranulaire	X	X	
Site d'arrachement de fragments de WC	X	X	
Micro-stries d'abrasion des grains WC		X	
Transfert	X	X	X (dominant)

Les Fig. 4. 9 ②-⑥ correspondent à des micrographies en coupe au niveau de la surface du cratère dans les zones définies sur la Fig. 4. 9 ①. Pour les zones A, B et C, elles ont été réalisées dans la zone 2 (Fig.4.8 ①) et pour la zone D, la micrographie a été réalisée dans la zone 3 (Fig.4.8 ①). Ces micrographies MEB confortent et complètent les types d'endommagement du WC-6%Co identifiés à partir de l'observation de la surface du cratère. Les phénomènes de microfissuration intragranulaire et de décohesion entre grains de WC sont ainsi également observés en sous-couche, sous l'interface outil/copeau (Fig. 4. 9 ②). Dans le cas particulier de la Fig. 4. 9 ③, il est possible de visualiser un fragment de WC en phase d'arrachement et de décohesion par rapport au WC-6%Co de la plaquette. Les Fig. 4. 9 ② et Fig. 4. 9 ④ mettent en évidence la présence de fragments de WC dans la couche de transfert. Ces dernières micrographies démontrent que des phénomènes d'arrachement de fragments de WC et de circulation de ces fragments au niveau de l'interface outil/copeau sont actifs lors du processus de coupe et que la couche de transfert peut très bien participer à leur circulation dans le contact, en étant une possibilité de transport de ces fragments à l'intérieur du contact. Enfin, la Fig. 4. 9 ⑤ confirme la présence d'une couche épaisse de transfert en sortie de contact, zone de séparation outil/copeau.

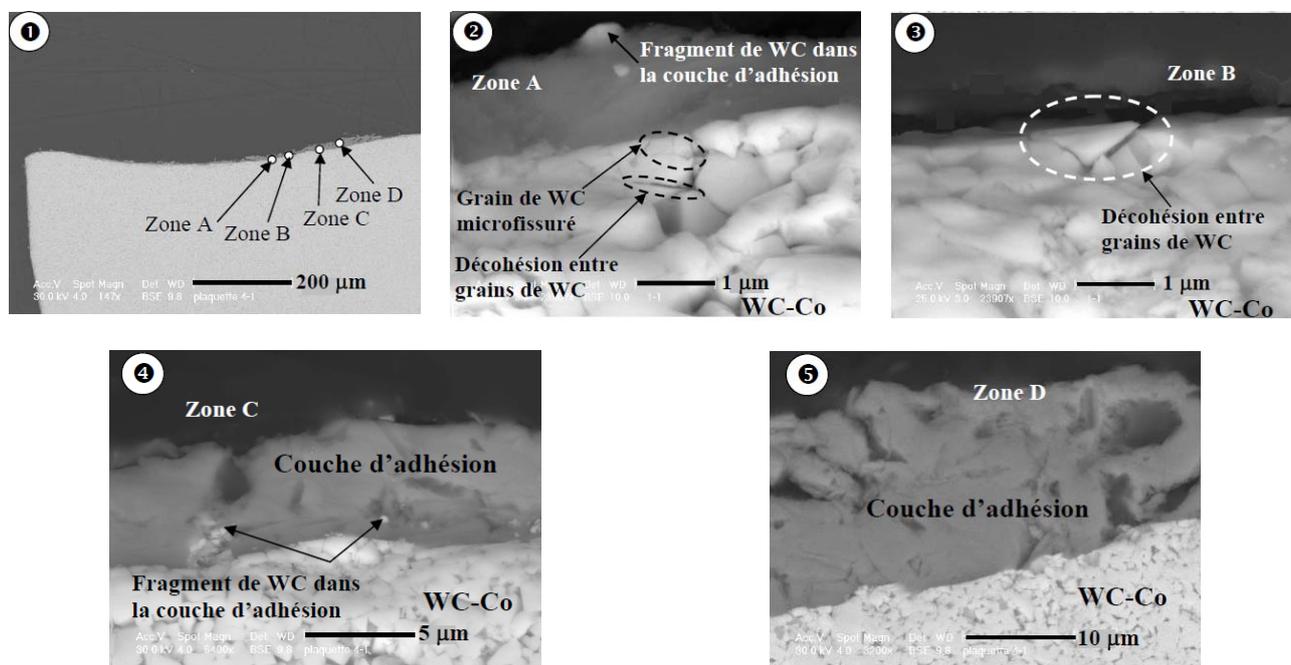


Fig. 4. 9 : Micrographies MEB au niveau de la surface du cratère d'une plaquette ($V_c = 400\text{m/min}$, $f = 0,1\text{ mm/tr}$, $ap = 1,1\text{ mm}$, $t = 4\text{ s.}$) : ①- Vue générale, ② à ⑤- Vues de détails des zones A à D.

Une analyse chimique par spectrométrie en dispersion de longueur d'onde (spectrométrie WDS) a été réalisée à l'interface WC-6%Co/Couche-d'adhésion dans la zone de forte adhésion de la Fig. 4. 9 ⑤ (zone D). La Fig. 4. 10 regroupe les cartographies des éléments chimiques fer,

tungstène, cobalt et oxygène dans cette zone. De manière qualitative, l'augmentation de la densité de pixels blancs dans une image indique une augmentation de la teneur dans l'élément considéré. La position de l'interface entre la couche d'adhésion et le WC-6%Co est matérialisée par un trait en pointillés

Le transfert apparaît très riche en fer (Fig. 4. 10❶) et comme contenant une faible quantité d'oxygène (Fig. 4. 10❷). Pour une quantité aussi faible de pixels relatifs à la présence d'oxygène, il peut être confirmé que c'est bien un transfert d'acier provenant du copeau qui est visualisé et non pas une adhésion de couches d'oxydes de fer issues de débris de fer oxydés. La Fig. 4. 10❸ montre une zone très riche en carbure de tungstène qui est limitée à la plaquette. Il n'est ainsi pas mis en évidence de diffusion de cet élément (W) dans la couche de transfert. La Fig. 4. 10❹ permet de constater que le cobalt est concentré dans les plages de liant du WC-6%Co. À nouveau, le résultat d'une possible diffusion du cobalt vers le transfert n'est pas perceptible dans cette zone D.

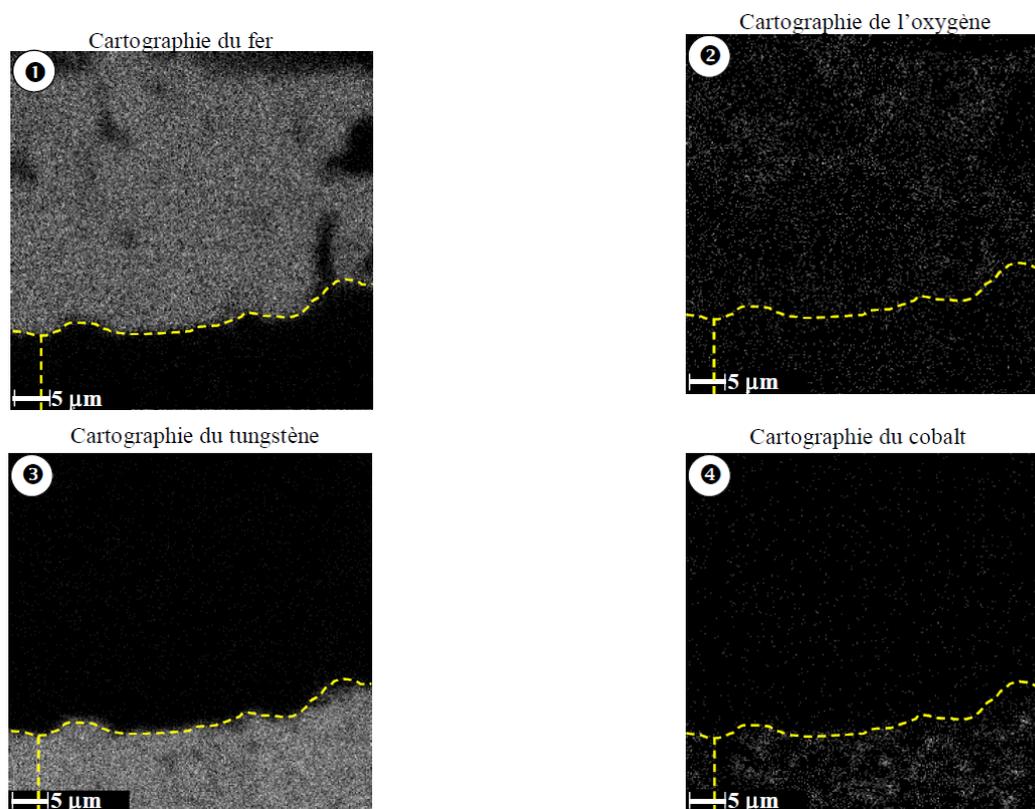


Fig. 4. 10 : Cartographies, obtenues par spectrométrie WDS, des éléments Fe, Co, W et O à l'interface WC-6%Co/transfert de la Fig. 4. 9❶ (zone 3 du cratère).

À la lumière de l'exemple qui vient d'être considéré, les analyses physico-chimiques réalisées en spectrométrie EDS et WDS n'ont pas permis de mettre en évidence l'existence d'un phénomène de diffusion. Il faut signaler que la technique d'analyse par la spectrométrie en dispersion d'énergie (EDS) est peu appropriée à ce cas précis du fait de la superposition des pics du fer et du cobalt. La détection de Co dans le transfert est donc difficile. Concernant la technique de WDS, une des limitations fortes est liée à la résolution spatiale de l'équipement utilisé. L'analyse présentée ici a été possible car la couche de transfert est très épaisse dans la zone 3. En conséquence, il est difficile de confirmer ou d'infirmer le rôle de la diffusion dans les mécanismes d'usure identifiés précédemment.

4 Définition des types d'endommagement des pions WC-6%Co lors des essais tribologiques : échelle microscopique

L'analyse des types d'endommagement du WC-6%Co en tribologie présentée dans ce paragraphe est limitée au cas d'une vitesse de glissement de 600 m/min et d'une charge de 60 N. Elle est basée d'une part sur des observations directes de la surface de frottement et d'autre part sur des observations de coupes polies du pion de tribologie.

4.1 Observations de la surface de frottement :

Initialement, comme le montre la Fig. 4. 11❶, la surface de contact du pion est composée majoritairement de grains de carbure de tungstène et de plages de liant cobalt. Après frottement (600m/min-60N), il apparaît de très fins agrégats de transfert composés d'oxydes de fer (Fig. 4. 11❷ et Fig. 4. 12). Il faut remarquer que quand le transfert est d'épaisseur très faible ($< 1 \mu\text{m}$), il s'agit préférentiellement d'oxydes de Fer. Au delà, le transfert est constitué d'acier oxydé.

À plus fort grossissement (Fig. 4. 11❸), des sites d'arrachement de fragments de grains de carbure WC sont également visibles. Il semblerait, compte tenu des micrographies, que les fins agrégats de transfert se localisent préférentiellement sur les sites vacants laissés par l'arrachement du WC. Ainsi, il peut être suggéré que les fins agrégats de transfert observés sont les résidus du processus de circulation de débris de fer oxydés dans le contact ; débris d'oxydes qui contribuent, par leur mobilité, à l'élimination de débris ou fragments des grains de carbure WC.

De plus, comme dans le cas de l'usinage, ce qui conforte les similitudes entre ces deux essais, de nombreuses micro-fissurations des grains WC sont observées (Fig. 4. 13).

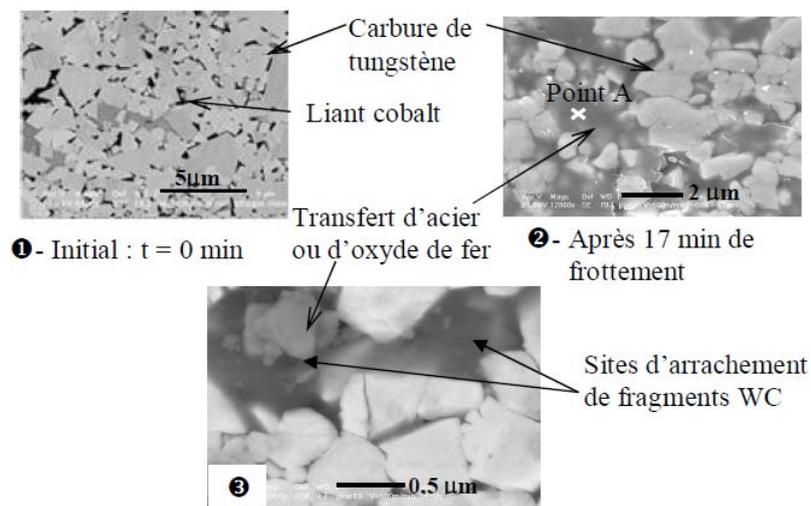


Fig. 4. 11 : ❶ Etat initial du matériau WC-6%Co,
 ❷ et ❸ Observation de la surface d'un pion WC-6%Co après frottement : présence de transfert d'oxydes de fer

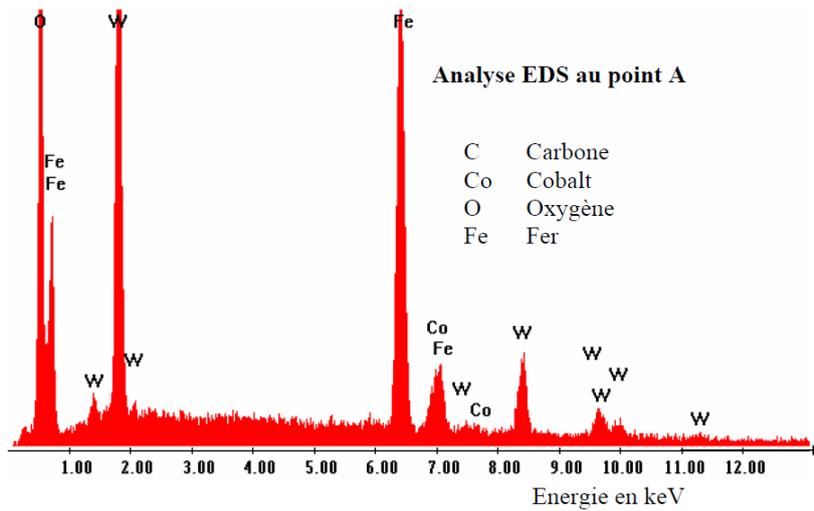


Fig. 4. 12 : Analyse EDS du transfert au point A (Fig. 4. 11 ②) : présence d'oxygène et fer.

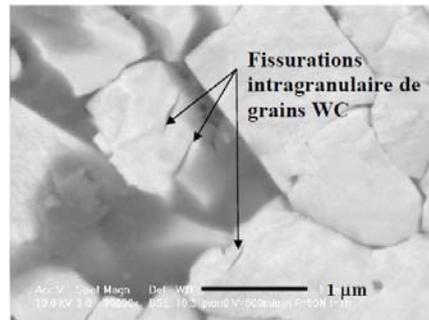


Fig. 4. 13 : Micrographie de la fissuration intragranulaire des grains WC sous l'action du cisaillement.

Les micrographies de la Fig. 4. 14 illustrent l'évolution des différents endommagements au niveau du pion et en fonction du temps.

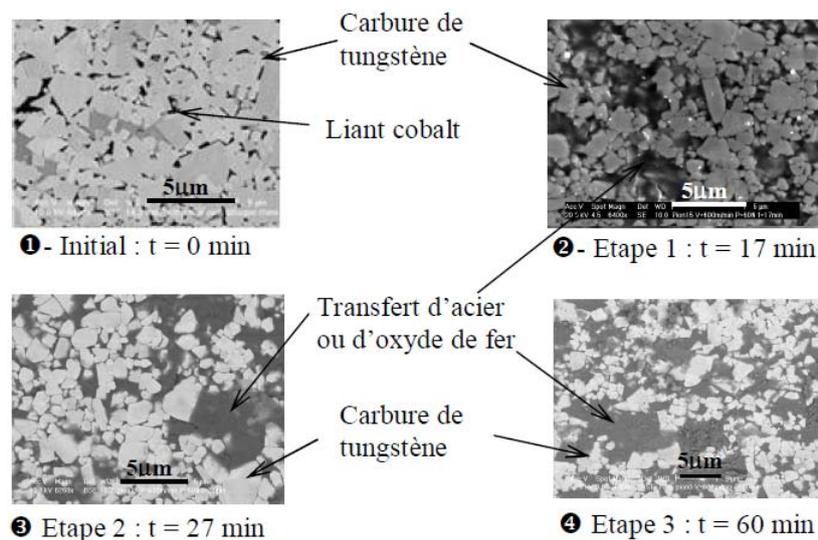


Fig. 4. 14 : Observations microscopiques des évolutions de la surface dégradée du pion en fonction du temps

Après 17 min de frottement, une fine couche de transfert apparaît sur le faciès de frottement (Fig. 4. 14 ②). Lorsque la durée d'essai est supérieure à 17 min, la couche de transfert devient plus importante (Fig. 4. 14 ③-④). La quantité de ces agrégats de transfert augmente donc avec la distance de glissement.

4.2 Observations en coupe selon un plan parallèle à la direction de frottement

La Fig. 4. 15 regroupe des vues en coupe dans un plan parallèle à la direction de glissement. L'observation des figures Fig. 4. 15 ❶-❷ permet de constater plusieurs similitudes entre les modes d'endommagement et d'usure du WC-6%Co du pion et ceux identifiés dans le cas de la plaquette de coupe, en particulier dans la zone 2 du cratère. On retrouve des décohésions entre les grains ou fragments de WC, des microfissurations intragranulaires de WC, des sites d'arrachement de fragments de WC. Par ailleurs, un exemple de déformation plastique d'un grain de WC, avec visualisation des marches de glissement intragranulaire, est illustré en Fig. 4. 15 ❸. L'ensemble des observations indique une orientation préférentielle des traces des plans de glissement et des microfissurations intragranulaires du WC selon un angle de l'ordre de 45° par rapport à la direction de glissement. De plus, il est également possible de constater qu'une quantité importante de décohésions s'est produite selon des plans dont les normales présentent la même orientation. De tels phénomènes sont vraisemblablement dus aux effets couplés de directions de déformation plastique privilégiées dans les monocristaux de WC et de la nature du champ de contrainte généré par le frottement, en particulier du cisaillement.

Ces différents mécanismes d'endommagement du WC-6%Co sont favorisés par l'élévation de la température au niveau de l'interface de contact pion/disque. Il faut noter que la température de cette interface a été estimée à un niveau de l'ordre de 620°C par les simulations numériques thermiques (Tableau 4. 3). Ce niveau de température est relativement faible par rapport à celles obtenues en usinage (Tableau 4. 4), néanmoins, il est de l'ordre de $0,5T_f$ (où T_f est la température absolue (en Kelvin) de fusion du cobalt) et est assez proche de la température de début de plastification du WC-6%Co évoqué dans la littérature comme étant proche de 730°C [4, 7]. Par ailleurs Rabinowicz [8] a montré qu'il existe des relations de compatibilité au frottement de différents couples de matériaux purs dont le couple Cobalt-Fer. En se référant aux travaux de Rabinowicz et au diagramme d'équilibre Cobalt-Fer (Fig. 4. 16) qui montre une solubilité importante du cobalt dans le fer même pour de faibles températures, ce niveau de température ne peut que renforcer les effets d'adhésion du fer sur le matériau WC-6%Co par l'intermédiaire du cobalt. En effet, dans le cas de frottement entre les matériaux hétérogènes, l'adhésion est très favorisée quand la température de l'interface est dans des gammes de températures qui correspondent à $0,35$ et $0,5T_f$ (T_f (K) étant la température de fusion du matériau du plus bas point de fusion).

Il faut également considérer que des contacts locaux (contact des aspérités) ont lieu à l'interface de contact. En conséquence, ces contacts locaux peuvent générer des augmentations importantes de contraintes et de températures locales qui conduisent aux mécanismes d'endommagement et d'usure constatés ici.

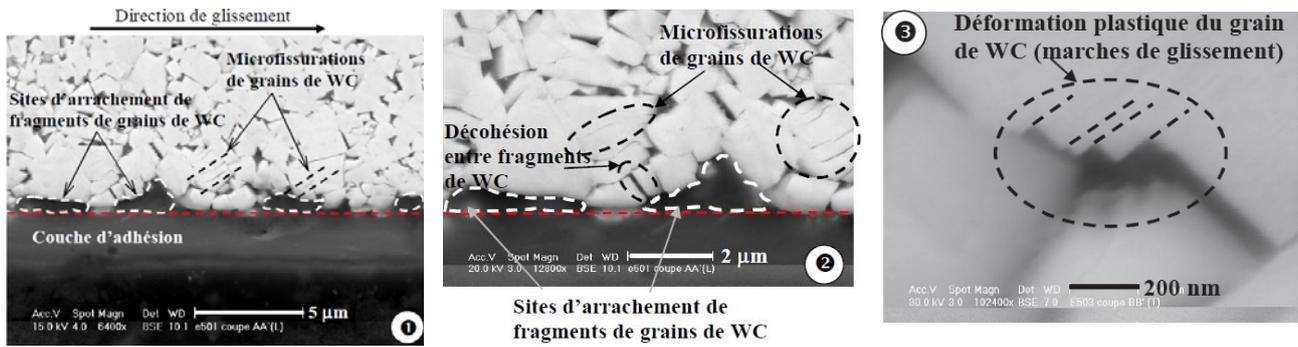


Fig. 4. 15 : Modes de dégradation du WC-6%Co à l'interface de contact pion/disque ($V_g = 600$ m/min, $F_N = 60$ N, $t = 3600$ s).

Tableau 4. 3 : Températures maximales sur la surface du pion de tribologie.

Vitesse, m/min (durée d'essai, min)	60 (120)	100 (15)	400 (60)	600		
				(17)	(27)	(60)
Température de contact au centre du pion (°C)	177	208	475	560	565	622

Tableau 4. 4 : Températures moyennes sur la face de coupe de la plaquette d'usinage.

Vitesse de coupe, V_c (m/min)	250	300	400
Température moyenne maximale sur la face de coupe (°C)	892	1002	1082

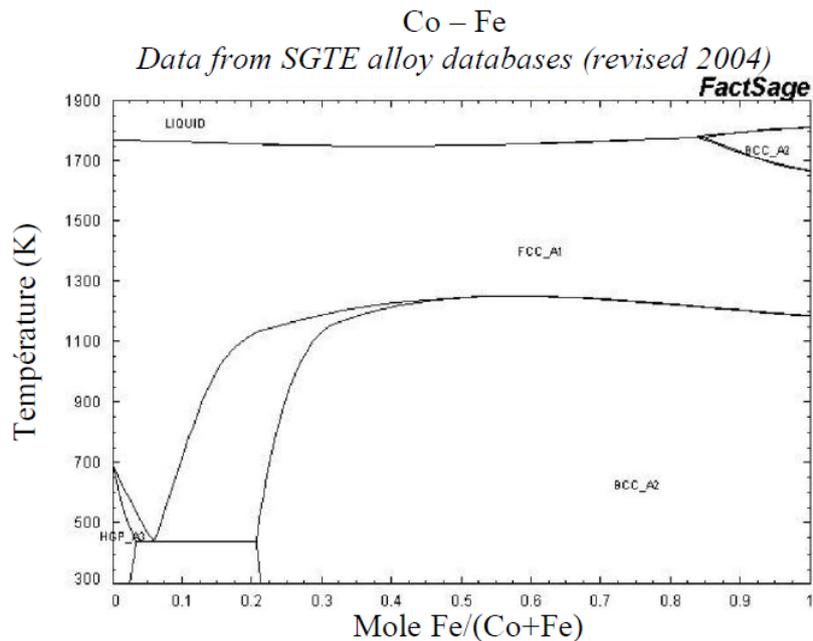


Fig. 4. 16 : Diagramme de phase du système binaire cobalt-fer, [source : <http://www.crct.polymtl.ca/fact/>].

4.3 Circulation des débris dans le contact

La tribologie apporte un autre élément quant au mécanisme d'endommagement des plaquettes WC-6%Co : la circulation des débris dans le contact.

Les essais tribologiques mettent en évidence deux niveaux de circulation des débris dans le contact :

- un premier niveau, à l'échelle microscopique, dans lequel intervient le transfert d'acier sur la surface du pion WC-6%Co. Ce transfert joue le rôle de véhicule des fragments de WC.
- un second niveau, à l'échelle macroscopique, où les fragments de WC eux-mêmes circulent dans le contact et contribuent aux fluctuations du coefficient de frottement et sûrement à la perte plus rapide de matière WC-6%Co.

La couche de transfert n'est pas homogène à la surface du pion et évolue dans le temps. En effet, pour de faibles durées d'essai (ou faibles distances de glissement), il y a peu de transfert macroscopique mais une infinité de sites de « résidus » de transfert d'acier oxydés comme indiqués dans le paragraphe précédent. Quand la durée d'essai augmente, le transfert se localise au centre de la trace de frottement, il est présent dans tout le contact (de l'entrée à la sortie du contact) mais n'est pas uniformément réparti. Enfin, pour ces essais, on observe non plus de fines pellicules de transfert mais de véritables couches d'acier pouvant atteindre quelques micromètres (Fig. 4. 17). À l'échelle microscopique, nous retrouvons des fragments de WC dans ces couches de transfert, fragments qui sont complètement enchâssés dans la couche (Fig. 4. 18 ①-②).

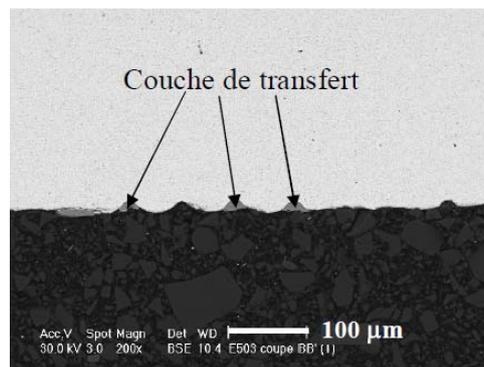


Fig. 4. 17 : Visualisation de couches de transfert de particules métalliques d'acier à la surface du pion, en coupe perpendiculaire au frottement.

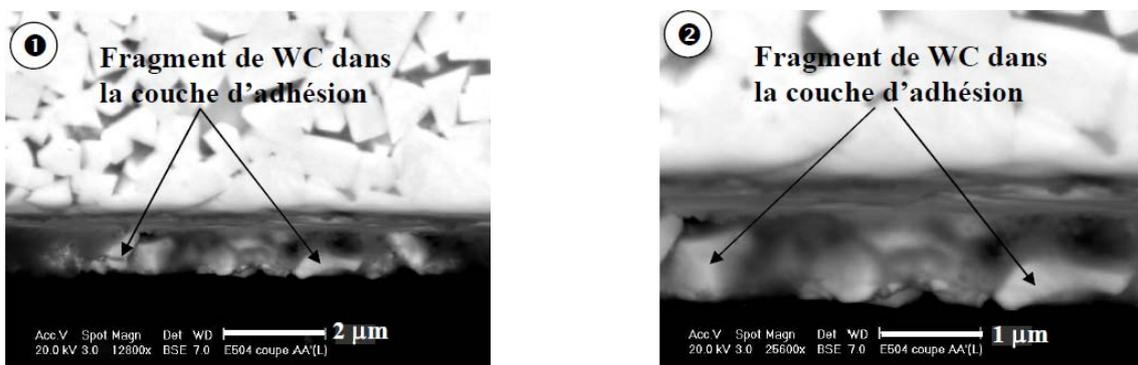


Fig. 4. 18 : ①-② Visualisation des fragments de WC à la surface de la couche de transfert (coupe parallèle à la trace de frottement).

Au niveau macroscopique, les larges fluctuations du coefficient de frottement présentées dans le chapitre 2, tout comme les évolutions des états de surface du pion en fonction de la distance de glissement caractérisées par des ondulations d'amplitude de plus en plus importante en fonction de

la durée d'essai soulignent la notion de circulation des fragments et donc de débris de WC dans le contact au cours des cycles de rotation du disque.

5 Identification des mécanismes d'usure des plaquettes WC-6%Co lors d'une opération de tournage : Définition d'un modèle phénoménologique

5.1 Définition des étapes du modèle

Sur la base des observations réalisées, ce paragraphe a pour objectif de proposer une description, sous la forme d'un modèle phénoménologique qualitatif, des mécanismes d'endommagement du WC-6%Co.

En préambule on peut dire que dans les couches proches de la surface du cratère d'une plaquette de coupe en carbure fritté, les sollicitations appliquées au WC-6%Co correspondent à un couplage entre :

- une pression normale générée par la coupe,
- une contrainte de cisaillement générée par le défilement du copeau,
- une élévation de température essentiellement due au frottement,
- de phénomènes physico-chimiques d'oxydation et de diffusion.

Sous ces effets combinés et compte tenu des observations faites, le séquençage suivant est proposé pour expliquer le mécanisme d'usure de la plaquette à partir des modes d'endommagement du WC-6%Co. Il faut préciser que ce raisonnement s'applique essentiellement au cas de la zone 2 de la surface d'usure en cratère.

Étape 1 – Lors du contact, sous l'action de fortes contraintes de cisaillement à l'interface outil/copeau, il y a élévation locale des températures. Si l'on se réfère aux résultats de Östberg et al. [5], une forme de transition du comportement macroscopique du WC-6%Co apparaît vers 900°C, avec une capacité de déformation plastique qui demeure limitée en dessous de cette transition et qui devient forte au-dessus de cette transition. Des déplacements relatifs dans la matière WC-6%Co s'opèrent, facilités par l'effet température et la capacité de déformation plastique du matériau.

Étape 2 – Localement, lorsque la limite de mobilité entre les grains de WC est atteinte, c'est-à-dire que le liant cobalt, par déformation a été évacué des interstices, un phénomène de blocage des mouvements intergranulaires se produit, entraînant l'augmentation des niveaux de contraintes à l'intérieur de ces grains. Compte-tenu de la forme polyédrique des grains, des concentrations de contraintes apparaissent au niveau des points de contact anguleux.

Étape 3 – Sous le couplage de l'effet des contraintes internes ainsi développées dans les grains de WC et de l'effet de fatigue mécanique généré par la rotation de la pièce, les mécanismes de déformation intragranulaires sont activés. Ils conduisent notamment à la création de marches de glissement constatées sur les vues en coupe polies. Les mouvements de dislocations et la formation de sous-joints de grains ont notamment été relevés dans différents travaux comme des mécanismes à l'origine de déformations intragranulaires [2, 4, 5].

Étape 4 – Ces phénomènes intragranulaires conduisent à l'amorçage de microfissures à l'intérieur des grains de WC, microfissures qui le plus souvent sont orientées parallèlement aux directions des marches de glissement et sont traversantes. La faible ténacité de WC est probablement responsable d'une propagation intragranulaire très rapide de chaque microfissure dès

lors qu'elle est amorcée. Il en résulte l'observation de grains de WC très fragmentés, à proximité de l'interface de frottement.

Étape 5- Parallèlement, les effets températures activent les phénomènes d'adhésion entre le copeau métallique et la surface de la plaquette. Les essais de tribologie ont permis de remarquer que le transfert se produisait à partir d'un certain nombre de cycles. Pour le cas des plaquettes, au cours des cycles, il y a dans les zones 1 et 2 de la surface en cratère, une compétition entre adhésion de couches et rupture de celles-ci qui circulent alors dans tout le contact de la surface en cratère, sous l'effet du cisaillement dû au copeau. La force adhésive de jonction est assujettie à la température. Elle sera d'autant plus facilitée à l'entrée de la surface en cratère car les niveaux de températures sont très élevés et moins aisée en sortie du fait de la baisse de température. Cette diminution induit des contraintes internes dans le copeau. Ce dernier, sous l'action de ces contraintes, se recourbe favorisant la compaction «mécanique » des couches de transfert métallique dans la zone 3, c'est-à-dire en fin de contact. L'évolution de la géométrie de la surface en cratère (creux) induit un effet supplémentaire de transfert par adhérence mécanique en zone 3 c'est-à-dire en sortie de contact.

Dans le cas du frottement pion plan sur disque, le transfert est prépondérant identique sur toute la surface centrale du pion ce qui suppose que la température de contact est quasi homogène sur cette surface du pion.

Étape 6 – Ainsi, une fois formés, les fragments de WC localisés dans une couche proche de la surface du cratère peuvent être arrachés du massif WC-6%Co par :

- le cisaillement généré par le défilement du copeau d'acier dans la couche de WC-6%Co endommagée,
- le cisaillement généré par le défilement du copeau d'acier dans une couche de transfert adhérent,
- l'arrachement d'une couche de transfert fortement adhérente.

Dans ces trois hypothèses, il faut donc considérer que les débris (constitués par les fragments de WC arrachés) circulent au niveau de l'interface de contact outil/copeau et jouent un rôle important dans l'usure du WC-6%Co au niveau de cette interface. Ces débris frottent sur les grains de WC induisant du micro-labourage dans les grains eux-mêmes qui induit localement des phénomènes de déformation plastique dans les grains. De tels mécanismes peuvent notamment être considérés comme responsables du phénomène de polissage constaté au niveau de la surface d'usure en cratère. Il faut aussi noter que si le matériau usiné contient quelques inclusions dures de type Fe_3C , celles-ci peuvent également contribuer à ce phénomène d'abrasion.

En conclusion, trois remarques peuvent être formulées:

- Du fait de l'influence de la température sur le comportement thermomécanique du WC-6%Co et sur les mécanismes de formation du transfert, l'amplitude des effets de chaque mécanisme dépend du niveau de température atteint localement.
- Compte-tenu des observations réalisées, il peut être supposé que ces successions de mécanismes s'opèrent de manière cyclique et conduisent à une usure continue au niveau de la face de coupe de l'outil.
- La ruine des plaquettes de coupe en WC-6%Co n'est pas exclusivement consécutive aux pertes de propriétés mécaniques de ces constituants en surface, mais à l'usure cyclique et à une perte dimensionnelle très localisée qui fragilise la structure globale de la

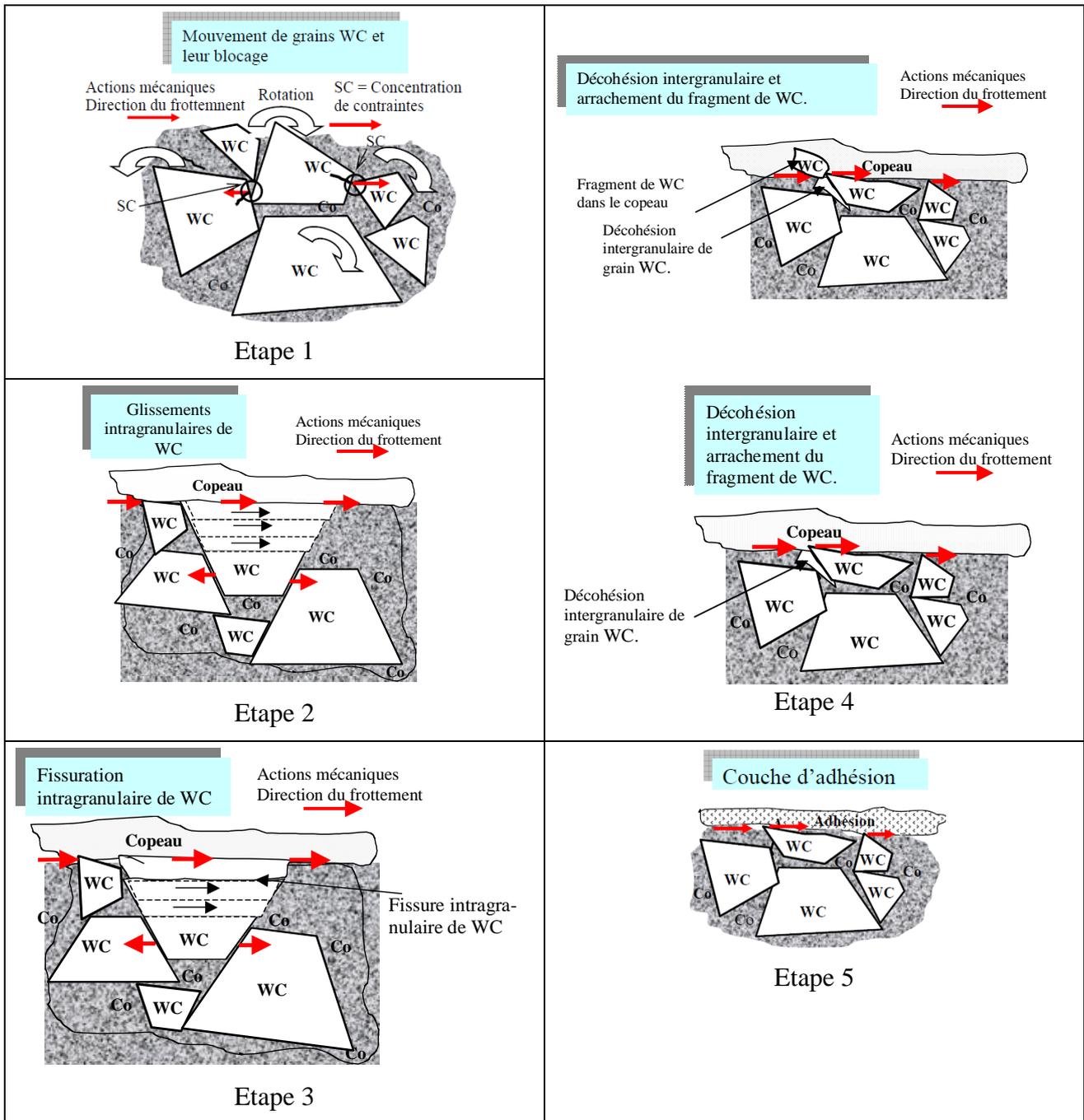
plaquette, du fait d'une géométrie devenue non adaptée aux sollicitations thermomécaniques imposées par l'opération de tournage.

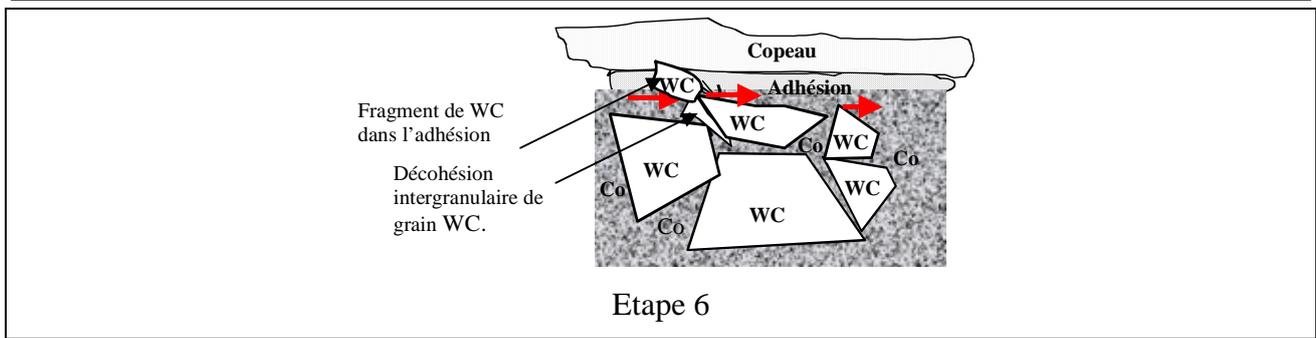
5.2 Modèle phénoménologique proposé pour l'usure en cratère lors d'une opération de tournage

5.2.1 Cas de la zone 2 du cratère d'une plaquette en WC-6%Co

Le Tableau 4. 5 présente les étapes du modèle phénoménologique qui est construit à partir des mécanismes d'usure identifiés dans la zone 2 de l'usure en cratère et corroborés par les résultats des essais tribologiques pion plan/disque de ce chapitre.

Tableau 4. 5 : Modélisation phénoménologique des principaux mécanismes d'usure du WC-6%Co.





5.2.2 Cas des zones 1 et 3 du cratère d'une plaquette en WC-6%Co

Pour chacune des trois zones d'intérêt précédemment définies au niveau du cratère d'une plaquette en WC-6%Co (zones 1, 2 et 3), les niveaux de température obtenus par simulations numériques sont compris :

Pour la zone 1 :

- entre 1140°C et 1150°C au niveau du profil 1,
- entre 970°C et 980°C au niveau du profil 2,

Pour la zone 2 :

- entre 1000°C et 1140°C au niveau du profil 1,
- entre 850°C et 980°C au niveau du profil 2,

Pour la zone 3 :

- entre 900°C et 1000°C au niveau du profil 1,
- entre 760 et 850 °C au niveau du profil 2.

Dans la zone 1, les températures sont dans une plage de températures comprises entre 970°C et 1150°C, dans laquelle la ductilité du WC-6%Co est grande du fait du caractère fortement viscoplastique de ce matériau [5]. Pour les points à proximité du bec, la température est proche de la température d'effondrement des propriétés du WC-6%Co (vers 1200°C). La limite d'écoulement du WC-6%Co est alors très faible. Dans cette plage de températures, la déformation du WC-6%Co, par des mouvements intergranulaires évoqués précédemment, est quasi-instantannée. Ces mouvements intergranulaires peuvent aussi être favorisés par des contraintes de tension d'amplitude importante dans le liant cobalt. Il est alors cohérent d'observer des désorganisations fortes du réseau des grains de WC ainsi que des phénomènes de fissuration intergranulaire étendus à plusieurs grains jointifs.

Dans la zone 3, les températures sont dans une plage de températures comprises entre 760°C et 850°C. C'est surtout le transfert qui devient prépondérant. Les chargements mécaniques (pression normale et contrainte de cisaillement) deviennent limités. Les niveaux de température diminuent et la mise en évidence de déformation et d'endommagement des grains de carbure est moins visible. Dans cette zone, le polissage peut-être le mode le plus actif du fait que des débris sont entraînés dans le copeau et dans le transfert.

6 Conclusion

Dans ce chapitre de synthèse, un modèle phénoménologique est proposé pour décrire le mécanisme d'endommagement de plaquettes WC-6%Co lors du procédé de tournage. Ce modèle est basé sur de nombreuses observations des surfaces de frottement tant après essais de tournage qu'après essais de tribologie. Il se résume comme suit:

- Déformation et microfissuration intragranulaire des grains de carbure de tungstène WC,
- Fragmentation des grains WC et donc production de débris,
- Adhésion de la matière usinée sur la face de coupe préférentiellement vers la zone de séparation entre l'outil et le copeau, qui joue le rôle de transporteur des débris,
- Polissage du WC par abrasion des grains WC par les débris de WC.

Ce modèle est surtout valable pour la zone appelée zone 2 de la surface en cratère. Dans la zone 1, on peut ajouter la micro fissuration intergranulaire car c'est une zone à très fortes sollicitations thermo- mécaniques. Dans la zone 3, le transfert de couches d'acier est privilégié car nous sommes en fin de contact entre l'outil et le copeau.

L'analyse chimique de la zone d'adhésion forte n'a pas permis de mettre en évidence un phénomène de diffusion des éléments de WC-6%Co dans le transfert et réciproquement.

References bibliographiques

- [1] T. Childs, K. Maekawa, T. Obikawa, and Y. Yamane. *Metal Machining: Theory and Applications*. John Wiley & Sons Inc., 2000.
- [2] D. Mari, A. D. Krawitz, J. W. Richardson, and W. Benoit. Residual stress in WC-Co measured by neutron diffraction. *Materials Science and Engineering A*, 209(1-2):197–205, May 1996.
- [3] S. N. Basu and V. K. Sarin. Oxidation behavior of WC-Co. *Materials Science and Engineering A*, 209(1-2):206–212, May 1996.
- [4] X. Han, N. Sacks, Y.V. Milman, and S. Luyckx. On plastic deformation mechanisms of WC-15 wt% Co alloys at 1000 °C. *International Journal of Refractory Metals and Hard Materials*, 27(2):274–281, March 2009.
- [5] G. Östberg, K. Buss, M. Christensen, S. Norgren, H. O. André, D. Mari, G. Wahnström, and I. Reineck. Mechanisms of plastic deformation of WC-Co and Ti(C, N)-WC-Co. *International Journal of Refractory Metals and Hard Materials*, 24(1-2):135–144, 2006.
- [6] E. M. Trent and P. K. Wright. *Metal Cutting (Fourth Edition)*. Butterworth-Heinemann, 2000.
- [7] K. Buss and D. Mari. High temperature deformation mechanisms in cemented carbides and cermets studied by mechanical spectroscopy. *Materials Science and Engineering A*, 370(1-2):163–167, April 2004.
- [8] E. Rabinowicz. *T. Inst. Met.*, 95, 1967.

CONCLUSION GENERALE ET PERSPECTIVES

Ce travail de thèse a eu pour objectif d'étudier les mécanismes d'usure des outils de coupe en tournage et plus particulièrement la dégradation du WC-6%Co en relation avec la température. Cette étude a été réalisée en considérant le couple WC-6%Co/Acier C45 (AISI 1045) dans le cadre de deux approches complémentaires : une approche d'usinage et une approche de tribologie.

Une analyse générale du procédé d'usinage a été effectuée et a permis de positionner le travail de thèse par rapport aux différents aspects de l'usure des outils. Cette analyse générale, présentée dans le chapitre 1, a montré les interactions qui existent entre de nombreux phénomènes notamment le comportement de la matière à usiner, la chaleur générée et l'usure des outils de coupe.

La bibliographie générale a permis de souligner l'intérêt de travaux réalisés dans chaque domaine ainsi que les avantages et les limites de différents moyens utilisés pour mener les études expérimentales et/ou prédictives. Les moyens expérimentaux sont très coûteux par rapport aux moyens prédictifs, mais ils restent les plus utilisés pour comprendre les mécanismes d'usure des outils de coupe. Les moyens prédictifs permettent d'obtenir et de comprendre le comportement mécanique et thermique des interfaces de contact, interfaces qui sont inaccessibles pendant une opération d'usinage. Ainsi, le couplage entre des études expérimentales et des approches par modélisation est de plus en plus fréquent pour analyser les phénomènes de frottement et d'usure au niveau des interfaces de contact. Dans cette étude, l'état de l'art réalisé a montré le rôle capital de la température dans les mécanismes d'usure des outils de coupe et son influence a été considérée dans ce travail.

Pour mieux mener l'identification des mécanismes d'usure en relation avec la température, deux approches ont donc été adoptées :

- une approche expérimentale en usinage (usinage d'une barre cylindrique),
- une approche expérimentale en tribologie (frottement pion/disque).

Les plaquettes de coupe non revêtues et les pions de tribologie sont en WC-6%Co. La barre cylindrique et le disque sont en acier C45. Ces deux approches ont été menées sur le plan expérimental et complétées par des modélisations numériques thermiques ainsi que par des analyses microstructurales et physico-chimiques.

Les études expérimentales en usinage ont été réalisées pour différentes conditions de coupe. Durant les essais, les efforts de coupe et la température de l'outil ont été mesurés. Les résultats ont montré que la vitesse de coupe et la vitesse d'avance sont les deux paramètres les plus influents sur les efforts de coupe et confirment les tendances généralement observées. Ces efforts de coupe augmentent en fonction de la vitesse de coupe pour des valeurs inférieures à 200 m/min, pour une vitesse d'avance et une profondeur de passe données. Au-delà de cette vitesse, les efforts diminuent en fonction de la vitesse de coupe. Cette diminution n'est pas significative pour la gamme de vitesses de coupe comprises entre 250 et 450 m/min, c'est donc une zone de stabilité de coupe. En conséquence, les essais d'usinage avec mesures de températures par thermocouples ont été réalisés dans cette gamme.

Les températures de l'outil sont fortement transitoires dans les premiers instants des essais d'usinage et ne se stabilisent pas totalement dans le régime quasi-établi qui est ensuite observé. L'augmentation de la température en fonction du temps, au-delà du régime fortement transitoire, est notamment attribuée à l'usure de l'outil de coupe. En effet, lors de l'usinage, la distance thermocouple/surface de contact diminue et le thermocouple se rapproche alors de la source de

chaleur. En outre, les températures maximales de l'outil de coupe augmentent en fonction de la vitesse de coupe. Pour une vitesse de 400 m/min, cette augmentation est plus importante et de fortes fluctuations ont été relevées sur les courbes de température. Celles-ci confirment l'existence d'une relation étroite entre la dégradation des outils de coupe et l'évolution de la température.

Un tribomètre pion sur disque a été spécialement adapté pour atteindre de grandes vitesses de glissement dans des gammes de vitesses couramment appliquées en usinage. De même qu'en usinage, durant les essais, l'effort de frottement et la température du pion de tribologie sont continuellement mesurés. Ces mesures ont permis de mieux comprendre les interfaces de frottement. En effet, les courbes d'évolution du coefficient de frottement et de la température dans le pion sont similaires et reflètent ce qui se passe à l'interface de contact. Le coefficient moyen de frottement diminue quand la vitesse de glissement augmente, par contre la température moyenne dans le pion augmente en fonction de cette même vitesse pour une charge donnée. En outre, pour une vitesse de glissement donnée (400 m/min par exemple), le coefficient de frottement moyen est stable en fonction de la charge, quand la charge appliquée est inférieure à 50 N. Au-delà de cette charge, le coefficient de frottement diminuerait en raison de l'effet de la température.

Quelle que soit la méthode utilisée pour étudier les interfaces de frottement, il est difficile d'accéder à la température des surfaces de contact. Ainsi, pour l'estimation de la température des surfaces de contact d'un outil de coupe en usinage et d'un pion de tribologie en frottement, des simulations numériques thermiques ont été effectuées.

En usinage, elles sont basées sur les efforts de coupe mesurés pendant l'étude expérimentale, afin de calculer la puissance dissipée sous forme de chaleur à l'interface outil/copeau. De même, en tribologie, l'effort de frottement a servi au calcul de la puissance dissipée à l'interface pion/disque. Ces simulations ont intégré des conditions environnementales et des hypothèses émises sur les conditions frottement. Ainsi, la densité de flux imposée sur la surface de frottement outil/copeau (surface de l'outil de coupe) et celle imposée sur la surface de frottement du pion de tribologie (dans le cas de frottement pion/disque) sont calculées par le biais d'un coefficient de partage du flux.

Pour les différents cas d'étude, les températures obtenues par calcul numérique aux points d'implantation des thermocouples sont comparées aux températures obtenues par les mesures expérimentales. Ces comparaisons ont montré une bonne concordance entre les différents résultats. Toutefois, ces concordances sont généralement observées dans les régimes quasi-permanents.

En usinage, une étude de l'influence de la conductivité thermique du matériau de l'outil de coupe a été réalisée par le biais du coefficient de partage. Cette étude a montré que la température de l'outil augmente considérablement quand la conductivité thermique croît. Ainsi, pour le cas extrême des conditions de coupe ($V_c = 400$ m/min, $f = 0,1$ mm/tr et $a_p = 1,1$ mm), les températures moyennes de la surface de l'outil au niveau de l'interface outil/copeau sont respectivement de 925°C, 1082°C et 1192°C pour des valeurs de conductivité respectivement égales à 83, 100 et 117 W/m°C. Il faut noter que ces résultats correspondent à un temps d'usinage de 5s. En tribologie, la température estimée pour le cas des conditions extrêmes de frottement ($V_g = 600$ m/min et $F_N = 60$ N) est de 622°C.

Les niveaux de températures estimés par les simulations numériques thermiques ont été utilisés dans l'analyse des mécanismes d'usure du carbure fritté en général et plus particulièrement des outils de coupe.

L'analyse de l'usure du carbure fritté et des outils de coupe est réalisée à deux niveaux :

- analyses macroscopiques,
- analyses microscopiques avec analyse physico-chimique.

Analyse macroscopique :

- Les macrographies des outils de coupe ont montré que les modes d'usure observés dépendent fortement de la vitesse de coupe. C'est une conséquence de la modification des contraintes aux interfaces de frottement. Aux faibles vitesses de coupe, il y a adhésion avec une arête rapportée qui est observée pour une vitesse de 50m/min. Par contre, au-delà de cette vitesse de coupe et jusqu'à 500 m/min, une usure en dépouille est clairement identifiée, couplée à une forte usure en cratère. Au-delà de 500 m/min, l'usure de l'outil devient catastrophique. L'usure en dépouille est caractérisée par des stries indiquant un mode d'usure par abrasion. Des observations macroscopiques des surfaces des cratères ont également révélé la présence d'adhésion de la matière usinée. La mise en évidence d'une brillance de la zone d'usure en cratère suggère une usure par abrasion de la face de coupe.
- Les analyses macroscopiques de l'interface outil/copeau ont permis de dégager trois zones de contact au niveau de cette interface, dans lesquelles les mécanismes d'usure et leur intensité sont différents. Cette distinction est prise en compte dans l'analyse microscopique.
- Les faciès d'usure des pions de tribologie aux petites vitesses de glissement ($V_g < 400$ m/min) présentent uniquement des stries d'abrasion. Cette même observation a été faite pour les grandes vitesses de glissement ($V_g > 400$ m/min) avec de faibles durées de frottement. Aux grandes vitesses de glissement, lorsque la durée de frottement est longue, il apparaît une couche adhésive hétérogène sur la surface de frottement du pion.
- À partir des observations macroscopiques réalisées, de fortes similitudes ont été mises en évidence à l'échelle macroscopique entre l'usure en cratère et l'usure des surfaces des pions de tribologie (présence simultanée de stries d'abrasion et de transfert de particules d'acier à la surface des plaquettes et des pions tribologiques en WC-6%Co). Il faut préciser que ces similitudes ont été observées en considérant des conditions de frottement extrêmes en vitesse pour ce qui concerne la tribologie (600m/min sous une charge de 60 N).

Analyses microscopiques et physico-chimiques :

Dans cette analyse microscopique, l'accent a été mis sur l'identification des mécanismes d'usure en cratère. Cette identification a été réalisée par une analyse approfondie de micrographies des outils de coupe et des pions de tribologie. L'analyse est basée aussi sur le comportement thermomécanique du carbure fritté. Seul le cas de frottement de 60 N et 600 m/min a été présenté pour l'analyse de l'usure en frottement.

L'usure des outils de coupe et plus généralement du WC-6%Co est gouvernée par une succession de différents mécanismes qui sont :

- Désorganisation de la structure de WC-6%Co en extrême surface générée par le mouvement des grains de WC sous l'action des contraintes de cisaillement. Ce mouvement est en particulier lié au comportement viscoplastique du liant cobalt à haute température.

- Le contact sec entre grains de WC qui génère localement de très fortes contraintes locales dans les grains de WC.
- Des zones de déformation plastique (présence de marches de glissement dans certains grains WC) et des microfissurations intragranulaires sont visibles. Les déformations sont engendrées par des chargements thermiques et des sollicitations mécaniques sévères pendant l'usinage.
- Les microfissurations intergranulaires sont à l'origine de la création de fragments de grains de WC. En effet, compte-tenu de la chute brutale des propriétés des grains de WC, les microfissurations se propagent rapidement et provoquent la rupture des grains.
- Ces fragments circulent dans le contact et génèrent l'abrasion des grains de WC matérialisée par des griffures dues à l'évacuation des fragments de grains et aussi, dans certaines conditions, à des inclusions dures provenant de l'acier usiné. Il a été également observé un phénomène de polissage des grains de WC.
- L'évacuation des fragments de WC est faite soit par le copeau pendant le défilement, soit par l'évacuation d'une couche d'adhésion de l'acier.

Une analyse chimique de la zone d'adhésion forte (zone de la séparation outil/copeau) n'a pas permis de mettre en évidence le phénomène de diffusion des éléments cobalt et tungstène dans cette zone. Néanmoins, la littérature a montré qu'il existait une affinité physico-chimique entre l'acier et le WC-6%Co. Des études complémentaires pourront être menées pour préciser le rôle de tels mécanismes de diffusion dans la dégradation du WC-6%Co.

En usinage, les conditions de frottement sont sévères à l'interface outil/copeau (grande vitesse de frottement et grande pression de contact). Les résultats d'essais réalisés sur le tribomètre en grande vitesse ont permis d'observer des similitudes entre les mécanismes d'usure observés en tribologie d'une part avec ceux observés en usinage d'autre part. Cependant, afin d'atteindre des conditions de sollicitations plus proches de celles rencontrées en usinage, le tribomètre pourra être modifié pour permettre des chargements plus importants (pression de contact). En effet, ces grandes pressions entraînent des températures très élevées qui modifieraient la structure de WC-6%Co.

Dans l'approche basée sur les simulations numériques thermiques, en raison de la forte influence de la conductivité thermique du WC-6%Co sur la température calculée, il serait intéressant de tenir compte de l'évolution de cette conductivité en fonction de la température dans le calcul du coefficient de partage du flux aux interfaces de frottement.

Ces perspectives sont dégagées en ayant pour objectif d'améliorer la compréhension des mécanismes d'usure et de faciliter la prédiction de l'usure des outils de coupe.

Annexes

(A_i – j : i indique le numéro de chapitre et j le numéro de l'annexe. Les références bibliographiques de chaque annexe sont liées à leur chapitre)

Annexe A1-1 : Exemples de lois de comportement utilisées en modélisation de l'usinage.

Le Tableau A1-1 présente une synthèse de quelques lois de comportement utilisées dans les modélisations du processus de coupe par enlèvement de matière, les codes de calculs utilisés ainsi que les études menées.

Tableau A1 1 : Présentation de quelques travaux de simulation de l'usinage et des lois de comportement utilisées.

Etudes réalisées	Auteurs	Loi de comportement utilisée Pièce	Outil	Modèles de coupe	Code EF utilisé	Frottement
Analyser l'état de contraintes dans la couche revêtue de l'outil et étudier l'influence du rayon de bec.	[63]	<p style="text-align: center;">Acier 42CrMo4 (AISI 4142H-290 HB)</p> $\bar{\sigma} = \left(A + B\dot{\varepsilon}^{-n} \right) \left[1 + C \ln \left(\frac{\dot{\varepsilon}}{0,001} \right) \right] \left[1 - \left(\frac{\theta - \theta_0}{\theta_m - \theta_0} \right)^m \right]$ <p style="text-align: center;">Avec A=598 MPa ; B = 768 MPa ; C =0,0137 ; n = 0, 2092 ; m = 0,807</p>	ASP2052 (PM-HSS) revêtu (Ti, Al)N PVD (4µm) supposé rigide	Orthogonale 2D	DEFORM2D V7.21	Frottement de cisaillement constant défini par m = 0,5
Analyser les trois étapes de la formation de copeau (initiation, évolution et état d'équilibre)	[64]	<p style="text-align: center;">Acier C45 (AISI 1045)</p> $\sigma^*(\theta, \dot{\varepsilon}) = \sigma_0^* \left[1 - \left(\frac{\theta}{\theta_0} \right)^n \right]^m$ <p style="text-align: center;">Avec $\theta_0 = \frac{\Delta G_0}{k \ln \left(\frac{\dot{\varepsilon}_0}{\dot{\varepsilon}} \right)}$</p> <p style="text-align: center;">$\sigma_0^* = 1352 \text{ MPa}$; n = 0,53 ; m = 1, 78 $\Delta G_0 = 0,5 \text{ eV}$ $\dot{\varepsilon}_0 = 7,29 \times 10^5 / s$; k : constante de Boltzmann</p>	WC-Co (P20) Non revêtu -supposé rigide	Orthogonale 2D	ABAQUS/Explicite ABAQUS/Standard	Frottement de Coulomb avec un coefficient constant non précisé
Analyser le champ de température à l'interface outil/copeau et l'usure de l'outil pour étudier leurs influences sur les déviations dimensionnelles de la pièce usinée	[65]	$\frac{\bar{\sigma}}{g \dot{\varepsilon}^p} = \left(1 + \frac{\dot{\varepsilon}^p}{\dot{\varepsilon}_0^p} \right)^{m_1} \quad \text{si } \dot{\varepsilon}^p \leq \dot{\varepsilon}_t^p$	WC-Co	Orthogonale 2D	Thirdwave AdvantEdge /Explicit code	Frottement de Coulomb avec un coefficient constant non précisé

$$\left(\frac{\bar{\sigma}}{g \varepsilon^p}\right)^{m_2} = \left(1 + \frac{\varepsilon^p}{\varepsilon_0^p}\right) \left(1 + \frac{\varepsilon_t}{\varepsilon_0^p}\right)^{\frac{m_2}{m_1}} \quad \text{si } \varepsilon^p \geq \varepsilon_t^p$$

$$\sigma_f = \sigma_0 \psi(\theta, \theta_0, \alpha) \left(1 + \frac{\varepsilon^p}{\varepsilon_0^p}\right)^{\frac{1}{n}}$$

Etude de l'influence des paramètres géométriques de l'outil (angle de cisaillement, géométrie de l'outil etc.) sur la forme du copeau, les efforts de coupe.	[66]	Acier C15	HSS supposé rigide	Orthogonale 2D	MSC. Marc.	Frottement de cisaillement constant défini par $m = 0,2 ; 0,4 ; 0,7$
		$\bar{\sigma} = \sigma_f(\varepsilon^p) \left(1 + \frac{\varepsilon^p}{\varepsilon_0^p}\right)^{\frac{1}{m_1}} \quad \text{si } \varepsilon^p \leq \varepsilon_t^p$			DEFORM2D	Frottement de cisaillement constant défini par $m = 0,2 ; 0,4 ; 0,7$
		$\bar{\sigma} = \sigma_f(\varepsilon^p) \left(1 + \frac{\varepsilon^p}{\varepsilon_0^p}\right)^{\frac{1}{m_2}} \left(1 + \frac{\varepsilon_t}{\varepsilon_0^p}\right)^{\frac{1}{m_1}} \quad \text{si } \varepsilon^p \geq \varepsilon_t^p$			Thirdwave AdvantEdge /Explicit code	Frottement de Coulomb avec un coefficient constant $\mu = 0,2 ; 0,4 ; 0,5$
		$\sigma_f = \sigma_0 \psi(\theta) \left(1 + \frac{\varepsilon^p}{\varepsilon_0^p}\right)^{\frac{1}{n}}$				

Annexe A2-1 : Bref aperçu sur les moyens de mesures de la température en usinage.

A2-1 1 Méthode par thermocouples

La méthode de mesure par thermocouple est la plus utilisée [68]. Il existe deux techniques de mesures par thermocouples : la technique du thermocouple implanté et le celle du thermocouple embarqué.

Le thermocouple implanté est généralement constitué de deux métaux dissemblables dont le contact produit de la thermoélectricité. Le contact entre le point de soudure des deux métaux et l'outil représente le point chaud. Le thermocouple est implanté dans un trou réalisé dans l'outil de coupe lors de la fabrication ou par électroérosion après fabrication. Cette méthode demande donc une démarche rigoureuse pour minimiser les erreurs (dues par exemple à l'implantation des thermocouples) qui peuvent se produire pendant la mesure. En revanche le thermocouple embarqué ou dynamique est constitué de la pièce et de l'outil de coupe (thermocouple outil-pièce) ou de l'outil de coupe et d'un fil (thermocouple outil-fil) [69]. Le fil est généralement en cuivre, en nickel ou en platine, mais le plus souvent un fil en platine est utilisé en de raison sa forte résistance à l'oxydation et de sa température de fusion très élevée. Le point de contact outil-pièce et outil-fil représente le point chaud du thermocouple. Les thermocouples permettent la mesure de température au sein d'un corps et cette mesure reste locale.

A2-1 2 Méthode par radiation thermométrique.

La méthode de la thermographie concerne la technique de photographie infrarouge et la technique de mesure optique par une caméra ou la mesure par pyromètre infrarouge. La mesure est basée sur le principe qu'un corps émet un rayonnement électromagnétique. Cette technique de mesure dépend de l'émissivité qui caractérise la quantité de rayonnement émis par un corps, à une température donnée, à la quantité de rayonnement émis par un corps noir rayonnant à la même température. L'émissivité joue un rôle important dans cette méthode de mesure. Elle dépend de la température [70, 71] et de la nature de la surface du corps rayonnant [72]. Ainsi le calibrage des instruments et l'environnement constituent des paramètres qui peuvent influencer la mesure.

A2-1 3 Autres méthodes de mesure de température.

Les autres méthodes de mesures de températures utilisables dans le cas d'un procédé d'usinage sont : la méthode de mesure par la thermo-résistance ou thermistance et la méthode thermo-physique.

La première méthode se base sur le principe de la variation de la résistivité (ou résistance) de certains conducteurs et semi-conducteurs. Les évolutions de cette résistivité et de cette résistance en fonction de la température sont non linéaires. Pour ce phénomène de non linéarité, la mesure de la température aux basses températures est moins précise. Les thermistances ont un temps de réponse moins rapide que les thermocouples et les caméras. Elles ont une bonne sensibilité aux variations de température et la gamme de mesure est basse par rapport aux autres méthodes de mesure, inférieure à 1000°C.

La deuxième méthode se base sur les peintures thermosensibles et la transformation de phases des matériaux.

Les peintures thermosensibles les plus utilisées sont généralement caractérisées par leur point de fusion ou leur couleur dans des gammes de température précises. Ceci permet d'établir une cartographie iso thermique. La technique de la transformation des phases est généralement réservée aux outils en acier rapide (HSS).

Une revue bibliographique de Davies et al. [55] (référence du chapitre 2) concernant la mesure de la température dans le domaine de l'usinage montre l'importance capitale de celle-ci. Un récapitulatif non exhaustif de quelques travaux d'étude du rôle de la température sur l'usure des outils de coupe, des propriétés de la surface usinée est présenté dans le Tableau A2-1 1.

Un récapitulatif des différentes méthodes, assorti des avantages et des inconvénients, est présenté dans le Tableau A2-1 2. Dans ce récapitulatif, les différentes méthodes seront classées en tenant compte de la technique, de la liaison et du mode de transfert thermique de l'objet (outil, pièce ou copeau) vers le moyen de mesure (thermocouple, caméra...). Cette synthèse permet de faire un choix de la méthode de mesure de température lors de la mise en place d'une étude d'un procédé de coupe avec mesure de température.

Le Tableau A2-1 2 montre que les techniques de mesure par des caméras infrarouges et par des thermocouples sont les plus utilisées.

Tableau A2-1 1 : Quelques travaux dans le cadre de la mesure de la température.

Moyens de mesure	Auteurs	Etude menée
Thermocouples	Barlier et al. [60]	Etablir une corrélation entre l'usure en dépouille et la température. L'étude est réalisée lors de l'usinage d'un l'acier avec un outil en WC-Co
Caméra infrarouge	Young et Chou [70]	Etudier l'influence de l'arête de coupe à partir de la mesure de la température du copeau lors de l'usinage de l'acier C30 avec un outil en WC-Co.
Caméra infrarouge	M'Saoubi et Chandrasekaran [71]	Mesurer la température de l'outil, de la zone d'interface outil copeau lors de l'usinage de l'acier SS2541 avec des outils en WC-Co non revêtu et revêtu
Caméra infrarouge	Outeiro et al. [73, 74]	Etudier l'usinabilité de l'Inconel 718 et de l'acier inoxydable Z2CrNiMo17-12 à partir de la température mesurée de l'outil en WC-Co revêtu et non revêtu, dans les différentes zones de déformation (copeau et pièce) et des contraintes résiduelles de la pièce usinée.
Thermocouples	Han et al. [75]	Etudier la formation de la couche blanche sur l'outil de coupe due à la transformation de phase de l'acier lors de la coupe orthogonale de l'acier C45E avec un outil en WC-Co.
Caméra infrarouge	Sutter et Ranc [76]	Mesurer la température d'une zone d'interface outil-copeau lors de la coupe orthogonale des aciers de nuance 42CrMo4 et C15 avec un outil en WC-Co en très grande vitesse.
Thermocouples	Korkut et al. [77]	Mesurer la température et étudier l'influence des paramètres de coupe sur l'évolution de la température dans l'outil en WC-Co lors de l'usinage de l'acier 17S20 (AISI 1117)
Caméra infrarouge	Davies et al. [78]	Mesurer et étudier l'influence de la température générée lors de l'usinage à grande vitesse de l'acier C45E avec un outil en WC-Co.
Caméra infrarouge	Zehnder et Potdar [79]	Mesurer la température du point outil en régime transitoire à très courte durée de l'usinage de différents matériaux : acier C15, alliage d'aluminium Al6061-T6 et Ti-6Al-4V avec un outil en WC-Co.
Caméra infrarouge	Sutter et al. [80]	Déterminer le champ de température dans la zone de coupe, lors de la coupe orthogonale de l'acier 42 CrMo4 avec un outil en WC-Co revêtu en TiCN.

Thermocouples et Caméra infrarouge	Ay et Yang [81]	Mesurer la température de l'outil, de la pièce, du copeau et à l'interface du copeau outil/pièce. La mesure a été effectuée pendant l'usinage de différents matériaux : acier C45E, alliage d'aluminium Al6061-T6, cuivre et la fonte avec un outil en WC-Co.
Caméra infrarouge	Müller et Lahres [82-83]	Mesurer la température d'une zone d'interface outil-copeau pendant l'usinage des alliages d'aluminium AlZnMgCu1.5 et de titane TiA16V4 avec un outil en WC-Co avec un revêtement en diamant.
Caméra infrarouge	Arrazola et al. [84]	Etudier l'usinabilité des aciers 42CrMo4 (Standard) et 42CrMo4 MECAMAX Plus (dont usinabilité a été amélioré par du Calcium et des inclusions de Sulfure de Manganèse, MnS)
Thermocouples	Carvalho et al. [85]	Obtenir la distribution de la température à l'interface outil copeau à partir de la mesure de la température dans l'outil. La mesure a été réalisée lors de l'usinage de la fonte FC 20 EB 126 ABNT avec un outil en WC-Co.
Caméra infrarouge	Jaspers et Dautzenberg [86]	Etudier l'influence de la température de la zone de cisaillement primaire sur le comportement du matériau pendant la coupe orthogonale de l'acier C45E et de l'alliage d'aluminium AA 6082-T6 avec un outil en WC-Co.
Thermocouples	El-Wardany et al. [87]	Etudier l'influence de la distribution de la température sur la face de coupe d'un outil en céramique et des paramètres de coupe lors de l'usinage de l'Inconel et de l'acier AISI 1552
Thermocouples	Kitagawa et al. [88]	Analyser l'usure des outils de coupe en céramique en fonction de la température mesurée en usinage en grande vitesse de l'Inconel 718 et de l'alliage de titane Ti-6Al-6V-2Sn
Thermocouples Caméra infrarouge	O'Sullivan et Cotterell [89]	Etudier la distribution et le gradient de la température de la surface usinée. Les mesures sont réalisées pendant l'usinage de l'alliage d'aluminium AA 6082-T6

Tableau A2-1 2 : Les techniques de mesure de température en usinage.

Techniques	Méthodes (directe/indirecte)		Avantages	Inconvénients
Conduction thermique	Directe	<p>Thermocouple outil/pièce</p> <p>Thermocouple mixte (fil de platine/outil). Une soudure est réalisée entre le fil et l'outil</p>	<ul style="list-style-type: none"> - Simple à mettre en œuvre du point de vue d'acquisition des matériels. - Suivi en continu. - Relativement facile à mettre en œuvre - Suivi en continu. 	<ul style="list-style-type: none"> - Seul la mesure de la température moyenne est possible. - Limitée aux outils dont le matériau de base est conducteur. - Résultat fortement perturbé par l'usure de l'outil - Limitée aux outils dont le matériau de base est conducteur. - Réalisation des trous fragilise les outils.
	Indirecte	Insertion du thermocouple dans l'outil. Un thermocouple ou une sonde est implanté dans l'outil (l'implantation peut être débouchante ou borgne)	<ul style="list-style-type: none"> - Mesure de la température en transitoire - Suivit en continue - Détection plus ou moins facile de l'usure. 	<ul style="list-style-type: none"> - Difficile à mettre en œuvre car pour plus de précision il faudrait placer la sonde plus près de l'arrête de coupe ce qui implique la fragilisation de l'outil. Pour remédier à ce problème la technique d'insertion des sondes lors de la fabrication des inserts est mise en œuvre. Mais le problème d'étalonnage reste à résoudre (problème commun aux mesures par thermocouples). - Influence de l'écoulement de la chaleur induite par les défauts locaux.
Radiation thermique	Indirecte	Pyromètre Infrarouge	<ul style="list-style-type: none"> -Facile à mettre en œuvre, -Réponse plus ou moins rapide, -Pas d'erreur liée au contact, mais à condition que le matériel soit 	<ul style="list-style-type: none"> - Précision de la mesure liée au choix du point de mesure qui n'est pas toujours évident (il faut donc assurer la rigidité du montage du système). - Nécessité de connaître l'émissivité

		Thermographie Infrarouge.	<p>bien calibré</p> <ul style="list-style-type: none"> - Mesure facile pour les corps difficilement accessibles. Mesure du champ de température pour les caméras infrarouge. 	<p>du matériau avec précision (généralement influencée par le changement des conditions extérieures).</p> <ul style="list-style-type: none"> - Mesure singulière pour les pyromètres infrarouge.
Transformation Métallurgique (ou métallographique)	Indirecte	<p>Sur l'outil ou la pièce.</p> <p>Par l'intermédiaire d'une poudre métallique ou d'une peinture thermosensible.</p>	<p>Facile à mettre en œuvre à condition de bien connaître la courbe d'étalonnage de la dureté en fonction de la température et le temps.</p> <ul style="list-style-type: none"> - L'analyse métallographique (la microstructure) et/ou la microdureté dans la zone affectée. - La mise en œuvre est relativement facile - Permet de définir les gradients de température Ces poudres ou peintures ont des points de fusion bien connus. 	<ul style="list-style-type: none"> - Limitée aux outils dont les phases de transformation sont connues avec précision (aciers rapides), - Les fabricants des outils doivent dans ce cas prêter une attention particulière vis-à-vis de la composition du matériau de l'outil. - Moins précise. - Difficulté dans l'analyse de la ligne de fusion, surtout que pour les peintures le changement des couleurs n'est pas linéaire. - Le temps pour que la poudre ou la peinture fonde est relativement élevé.

Annexe A2-2 : Instrumentation des plaquettes

A2-2 1 Positionnement des trous d'implantation des thermocouples

La Fig. A2-2 1 montre les isothermes dans une plaquette de coupe. Comme cela a été dit dans le paragraphe § 3.2.2 du chapitre 2, ces isothermes ont permis de positionner les thermocouples. Le logiciel de calcul Abaqus[®] utilisé, offre une option qui permet de faire la section de la plaquette de coupe. Le logiciel offre également une possibilité de positionner le plan de coupe à partir d'un curseur. A partir de cette manipulation, les coordonnées du point TC (Fig. A2-2 1) sont obtenues. Cette procédure a permis de définir les positions des trous des thermocouples. Par la suite une vérification a été réalisée sur une plaquette comportant les trous (Fig. A2-2 2).

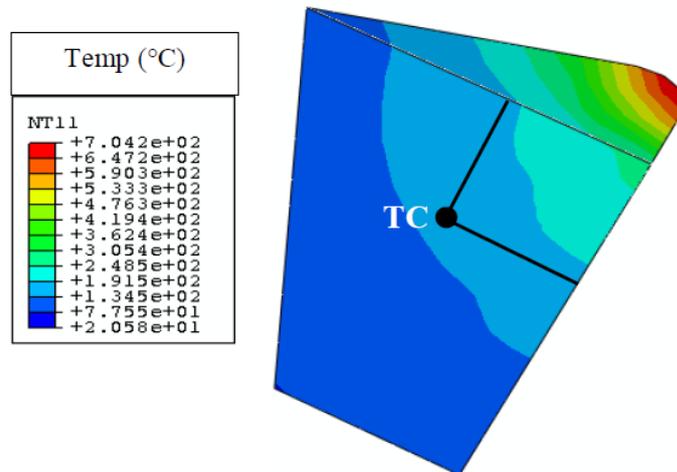


Fig. A2-2 1 : Définition des trous d'implantation des thermocouples

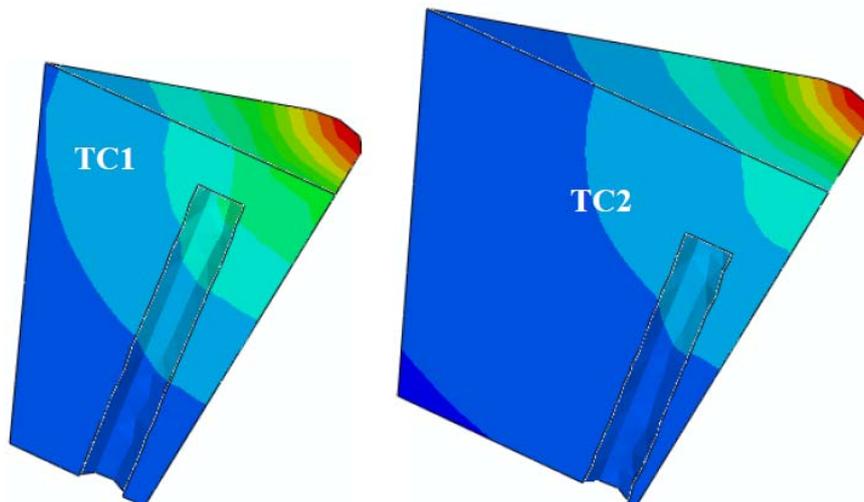


Fig. A2-2 2 : Visualisation des trous d'implantation des thermocouples TC1 et TC2.

A2-2 2 Plans d'usinage des trous d'implantation des thermocouples

La Fig. A2-2 3 illustre les plans des plaquettes avec le positionnement des trous des thermocouples à réaliser.

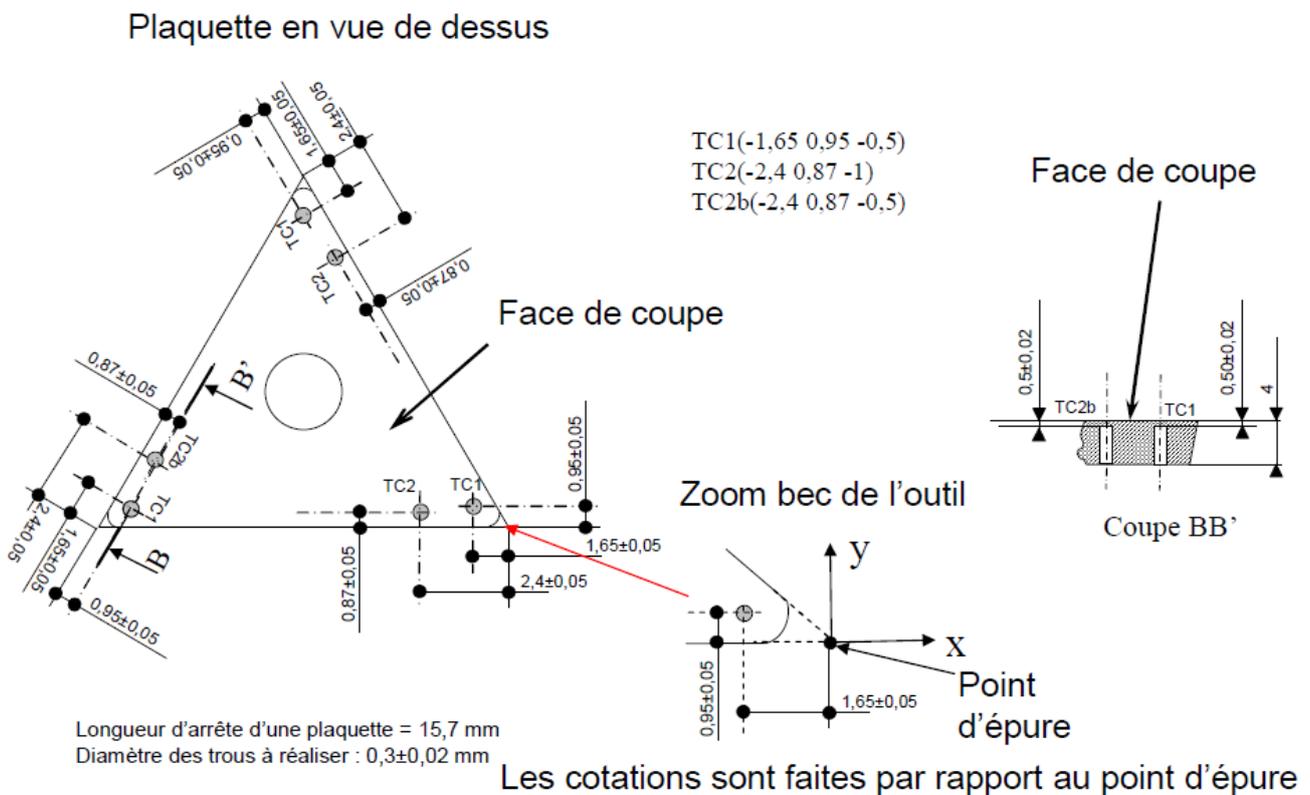
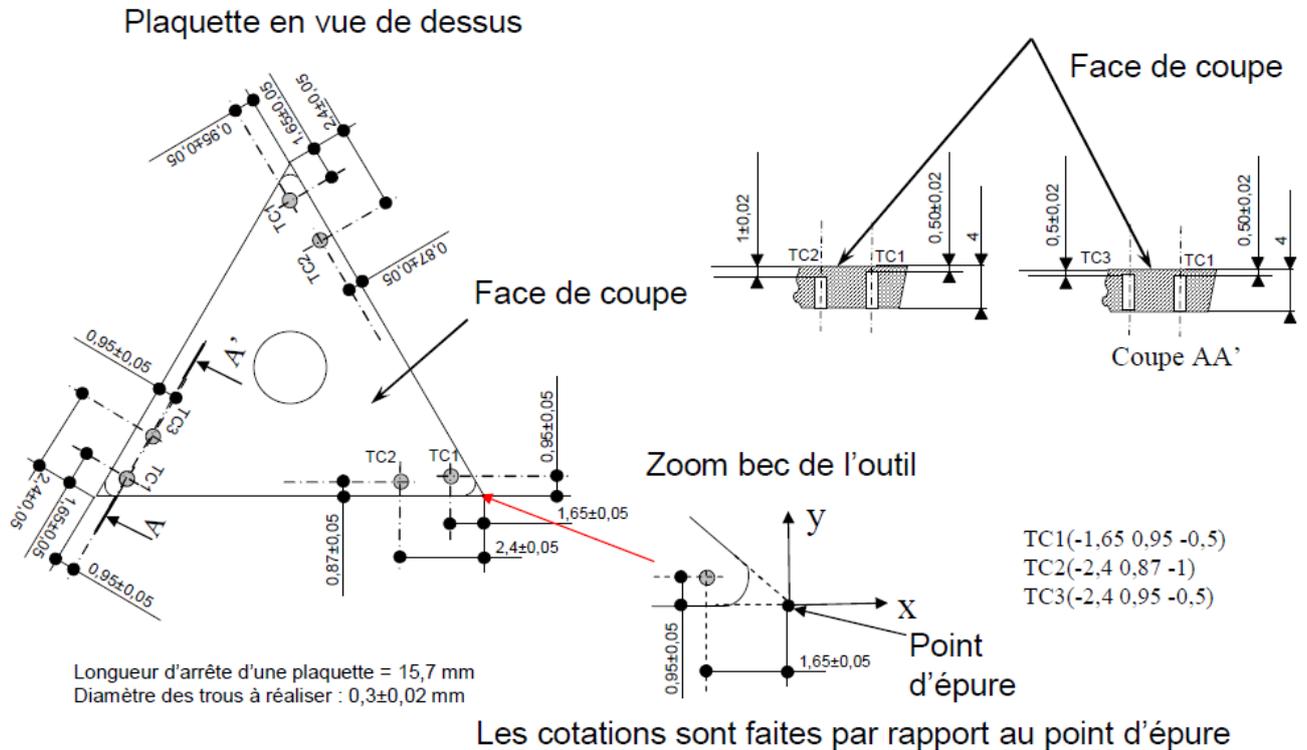


Fig. A2-2 3 : Plans d'usinage des trous d'implantation des thermocouples.

A2-2 3 Vérification de la tenue mécanique du support-plaquette

Suite à l'instrumentation de la plaquette, le support plaquette a été modifié pour permettre l'implantation des thermocouples dans la plaquette. En conséquence, un calcul numérique en statique a été effectué pour vérifier que les concentrations de contraintes le long de la ligne AB (Fig. A2-2 4) ne conduisent pas à la rupture de la plaquette. Comme le montre la Fig. A2-2 4, les contraintes au niveau de la ligne AB (inférieures à 472 MPa) sont nettement inférieures à la limite de rupture en traction du WC-Co (1440 MPa, Tableau 2-1). La limite à la rupture en traction est considérée car elle est la plus faible, comparée à celle de compression.

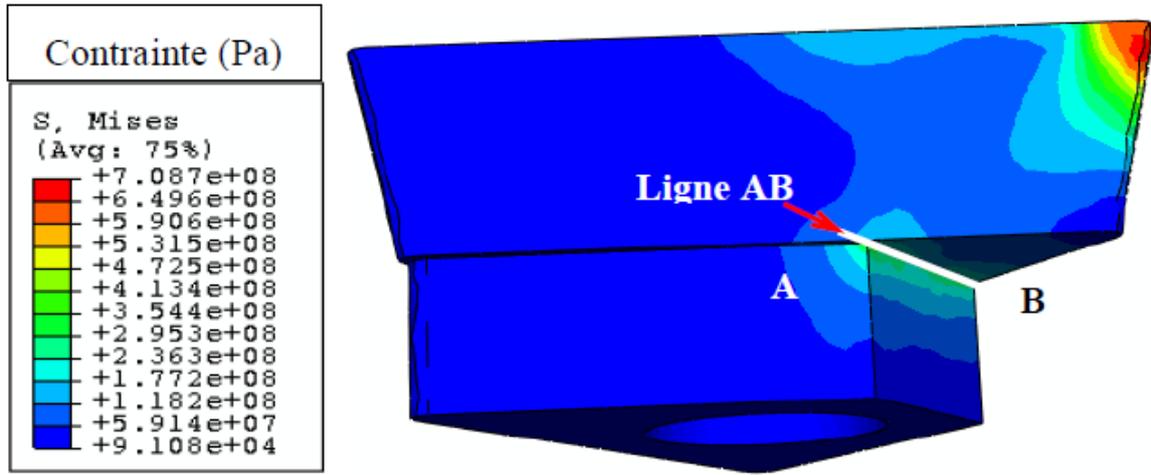


Fig. A2-2 4 : Etat de contrainte dans la plaquette instrumentée et dans son support.

Annexe A2-3 : Méthodologie d'essais

A2-1 : Essais d'usinage avec mesure de température

- Nettoyage des plaquettes à l'acétone et séchage à l'air sec.
- Implantation des thermocouples dans la plaquette. Les thermocouples sont revêtus d'une laque d'argent pâteuse avant insertion dans les trous. Après implantation des thermocouples, attente de la solidification de la laque d'argent.
- Montage des plaquettes sur le porte outil et maintien des thermocouples par une bande adhésive.
- Consolidation de l'implantation des thermocouples dans les trous par un séchage à l'air chaud.
- Mise en place de l'outil instrumenté sur la table Kistler et maintien des câbles des thermocouples.
- Connexion et vérification des mesures de température par chauffage de la plaquette.
- Lancement d'essai.

A2-2 : Essais de tribologie avec mesure de température

Méthodologie avant essai :

- Nettoyage du pion sous ultrasons (acétone, éthanol et séchage).
- Montage du pion dans le support de pion.
- Implantation des thermocouples. Afin d'assurer un contact entre le thermocouple et le pion, celui-ci est revêtu de laque d'argent avant implantation dans le trou.
- Maintien des thermocouples par une attache.
- Mise en étuve pour la consolidation de la colle. Elle se fait à 100° C et pendant une durée de 1h.

Méthodologie de l'essai :

Après préparation et réglage du tribomètre (réglage des différents composants, étalonnage du capteur de force, étalonnage du capteur de déplacement), pour chaque essai ; la méthodologie suivante a été respectée :

- Réglage du bâti sur un rayon du disque donné par rapport au centre de rotation du moteur.
- Montage du disque (au préalable le disque est nettoyé à l'acétone et séché à l'aide d'une bombe à air sec).
- Réglage de la vitesse de rotation du disque et de la durée de l'essai.
- Montage du pion et vérification de la planéité entre les deux surfaces de contact (pion/disque). Au cours du montage du pion, une charge de 2kg est utilisée pour assurer le contact plan. Notons qu'une mauvaise planéité des deux surfaces peut provoquer des étincelles et générer une vibration.
- Vérification de toutes les connexions (conditionneur, châssis) et réalisation d'une mesure à vide pour s'assurer que toutes les voies fonctionnent correctement.
- Mise en contact du pion avec le disque et chargement du bras du tribomètre.

- Lancement de l'essai.
- A la fin de l'essai, refroidissement naturel du pion puis démontage soigneux pour les analyses ultérieures

Annexe A2-4 : Evolution de la zone de contact intime et définition des zones de frottement

La Fig. A2-4 1 montre que la taille de la zone de contact intime outil/copeau (Z1) diminue quand la vitesse de coupe augmente. Ce qui signifie que l'arête de coupe devient de plus en plus fragilisée par la présence du cratère plus proche de l'arête de coupe.

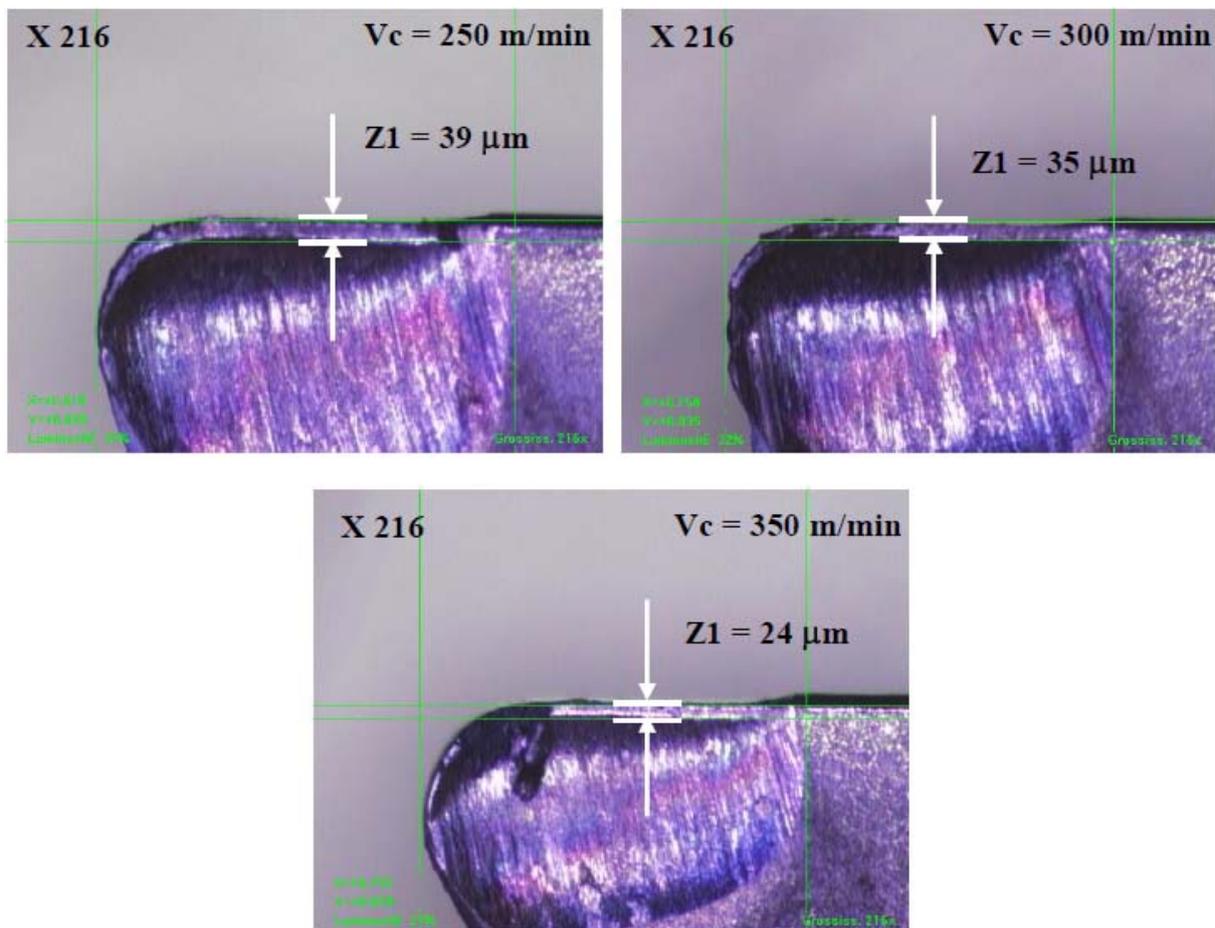


Fig. A2-4 1 : Influence de la vitesse de coupe sur la taille de la zone de contact intime à l'interface outil/copeau.

La Fig. A2-4 2 illustre trois différentes zones dans lesquelles les sollicitations thermiques et mécaniques sont différentes.

La zone 1 (Z1) : C'est une petite zone dont l'état de surface caractérise un contact sans frottement intense. Ceci confirme les résultats de M'Saoubi et al. [26] qui identifie cette zone comme une zone de contact intime outil/copeau. C'est une zone de fortes pressions de contact dans laquelle les mécanismes d'endommagement sont probablement différents des autres zones. La taille de cette zone dépend de la vitesse de coupe et détermine la position du KT.

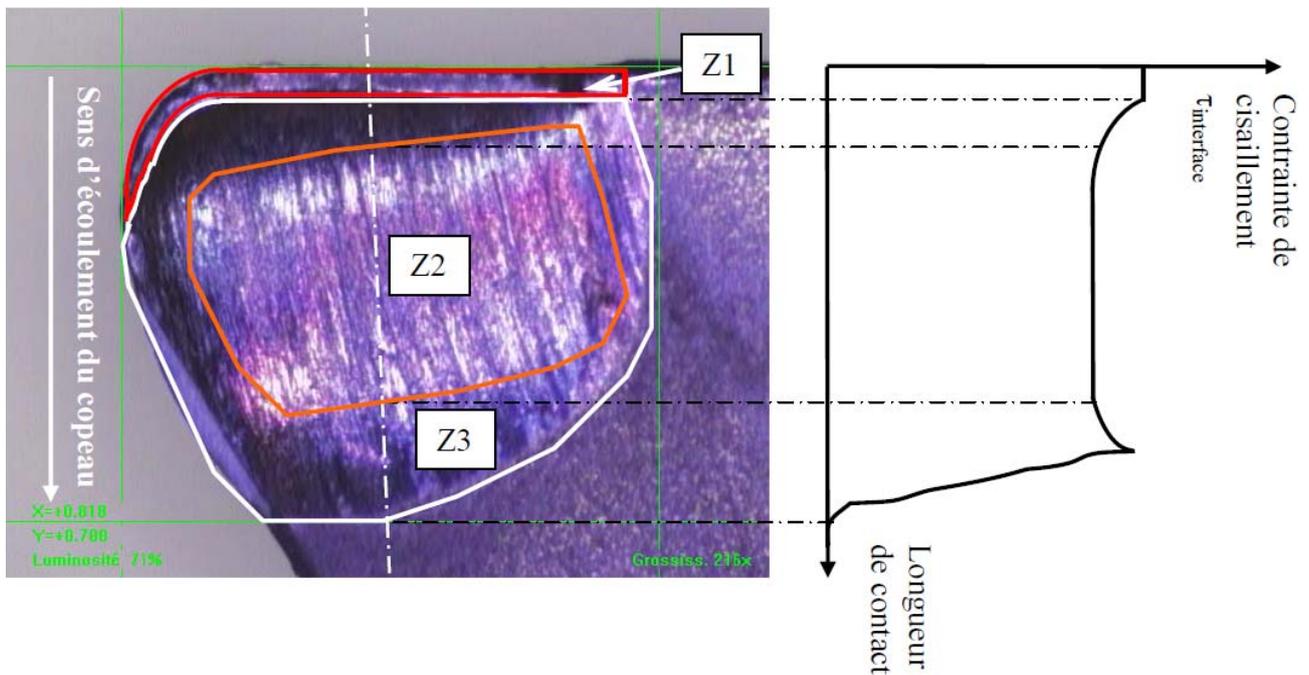


Fig. A2-4 2 : : Forme de distribution de la contrainte de cisaillement à l'interface de contact outil/copeau (250 m/min, $f = 0,1\text{mm}$ $a_p = 1,1$).

- La zone 2 (Z2) : C'est la zone de frottement intense outil/copeau. Elle caractérise la zone de formation du cratère. La contrainte de cisaillement passe par un minimum dans cette zone.
- La zone 3 (Z3) : C'est une zone en forme de couronne qui entoure la zone 2 (Z2). Elle caractérise l'entrée et la sortie de la zone de frottement intense. Dans cette zone, il y a adhésion de la matière usinée. Lorsque le copeau quitte la zone Z1, la contrainte de cisaillement commence à diminuer pour atteindre le taux de cisaillement de l'interface (taux de cisaillement du copeau). Vers la sortie du copeau, sous l'effet de la pression de contact, une résistance au décollement du copeau apparaît ce qui entraîne une augmentation de la contrainte de cisaillement. Cette contrainte rechute à zéro au point où le copeau perd le contact avec l'outil.

Pour mieux comprendre la dégradation des outils de coupe, il apparaît important d'analyser ces différentes zones de frottement identifiées à l'échelle microscopique en intégrant la température de l'interface de contact. Ceci fait l'objet du Chapitre 4.

Annexe 2-5 : Evolution des températures TC1, TC2 et TC3 en fonction de la durée d'essai en usinage.

A2-5 1 Vitesse de coupe de 250 m/min

Les Fig. A2-5 1 et Fig. A2-5 2 illustrent des évolutions de températures des thermocouples TC1 et TC3 pour trois essais différents en utilisant une même arête de coupe. Pour chaque essai, quatre passes de 5 s ont été réalisées pour s'approcher des conditions de coupe dans un cas réel d'usinage. Ces essais ont pour objectif l'étude de l'influence de l'interruption brève de la coupe sur l'évolution de la température comme présenté dans le corps du chapitre 2.

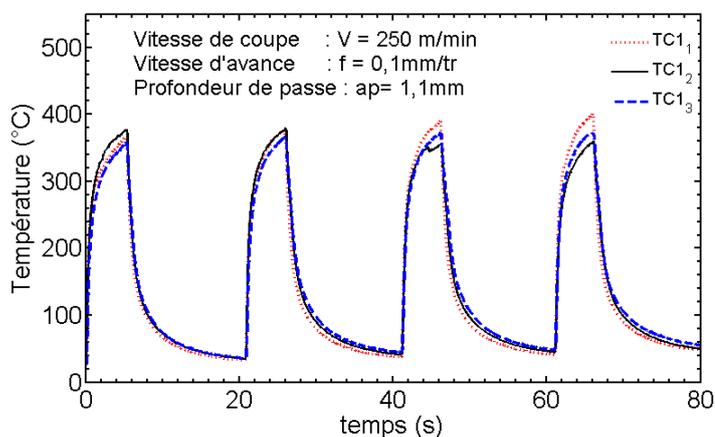


Fig. A2-5 1 : Evolution de la température du thermocouple TC1 en fonction du temps pour trois essais successifs.

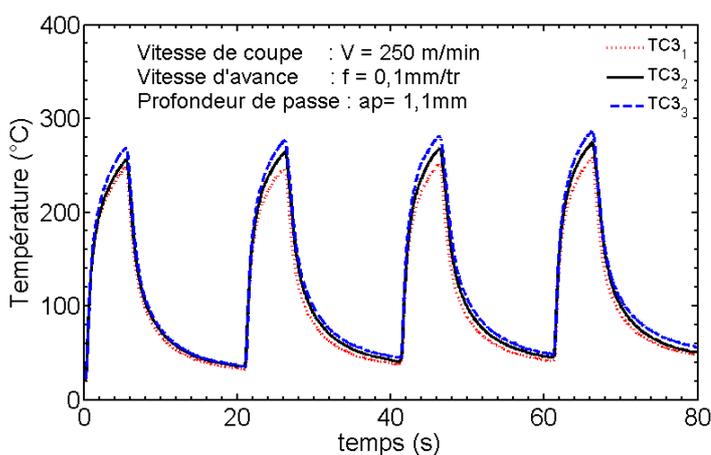


Fig. A2-5 2 : Evolution de la température des thermocouples TC3 en fonction du temps pour trois essais successifs.

A2-5 2 Vitesse de coupe de 300 m/min

Les Fig. A2-5 3 et Fig. A2-5 4 illustrent les évolutions de la température dans l'outil pour la vitesse de coupe de 300 m/min. Les perturbations observées sur la Fig. A2-5 4 sont dues à l'usure de la plaquette qui a induit un contact direct entre les thermocouples et la matière usinée.

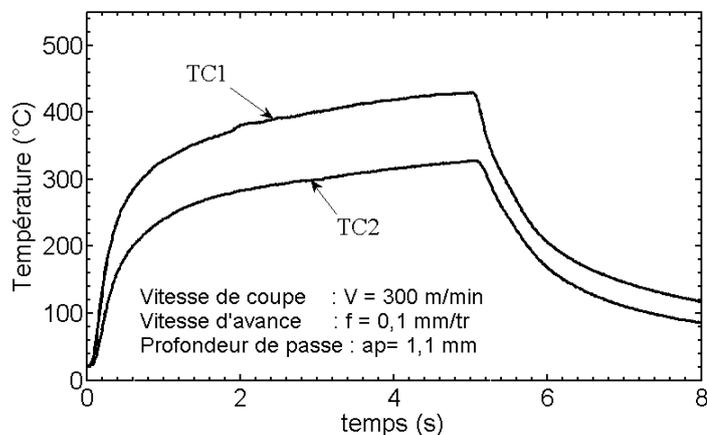


Fig. A2-5 3 : Evolution de la température des thermocouples TC1 et TC2 pour un temps d'usinage court.

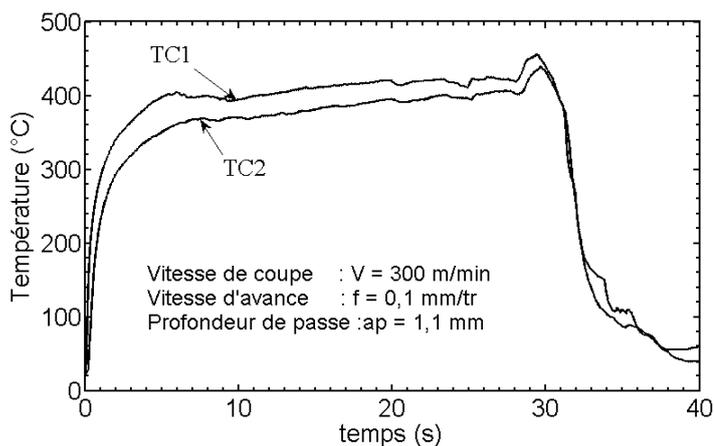


Fig. A2-5 4 : Evolution de la température des thermocouples TC1 et TC2 pour un temps d'usinage plus long.

A2-5 3 Vitesse de coupe de 400 m/min

La Fig. A2-5 5 montre l'évolution de la température des thermocouples TC1 et TC3 pour une vitesse de 400 m/min pour un temps d'usinage court.

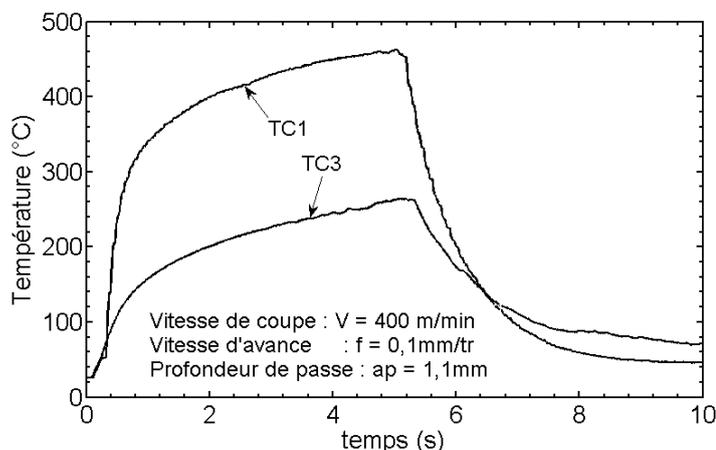


Fig. A2-5 5 : Evolution de la température des thermocouples TC1 et TC3 en fonction du temps.

La Fig. A2-5 6 illustre une comparaison de la température des thermocouples TC1 et TC2 pour les mêmes conditions de coupe avec un temps d'usinage plus long. Cette comparaison montre une différence de niveaux de température pour les deux essais. Cette différence peut être due à la précision de l'usinage des trous de thermocouples ou à la précision de l'implantation des thermocouples dans les plaquettes. Par contre, les perturbations (dus à l'usure) observées apparaissent presque aux moments pour les deux essais.

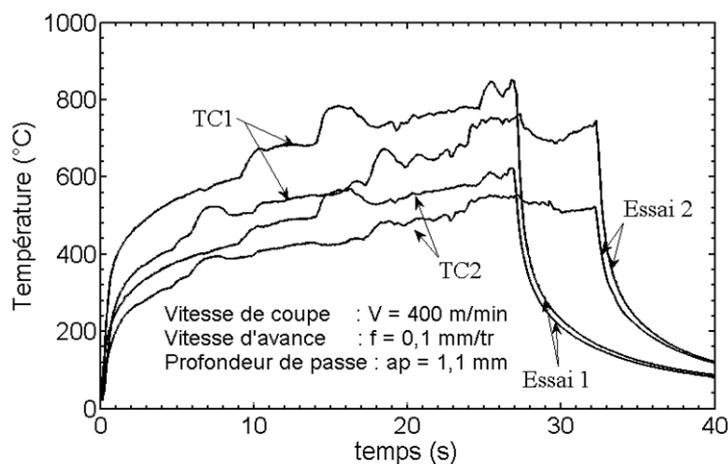


Fig. A2-5 6 : Comparaison des évolutions de la température des thermocouples TC1 et TC2 en fonction du temps pour deux essais différents.

Annexe 2-6 : Evolution du coefficient de frottement et des températures TC1 et TC2 en fonction de la durée d'essai

A2-6 1 Vitesse de glissement de 60 m/min

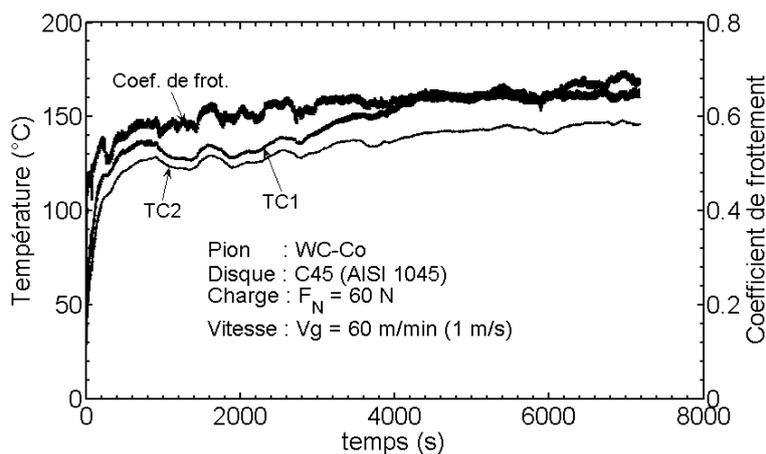


Fig. A2-6 1 : $V_g = 60$ m/min, $F_N = 60$ N, temps = 120 min.

A2-6 2 Vitesse de glissement de 100 m/min

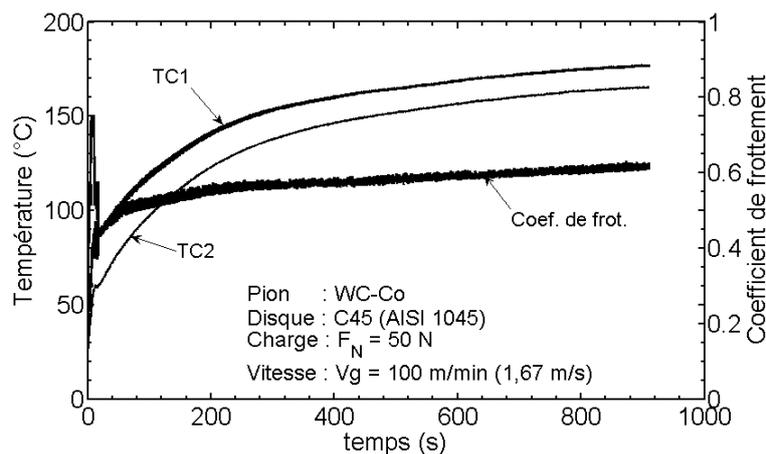
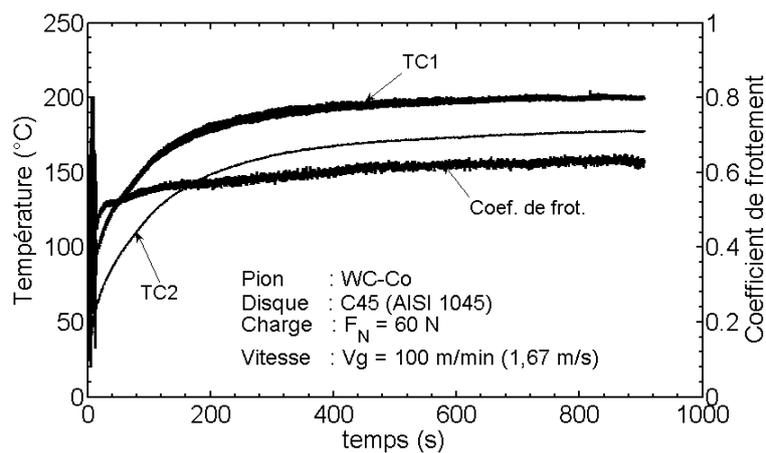
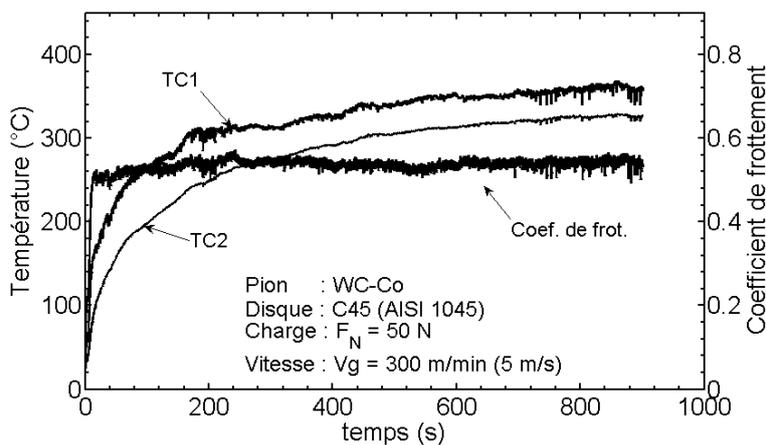
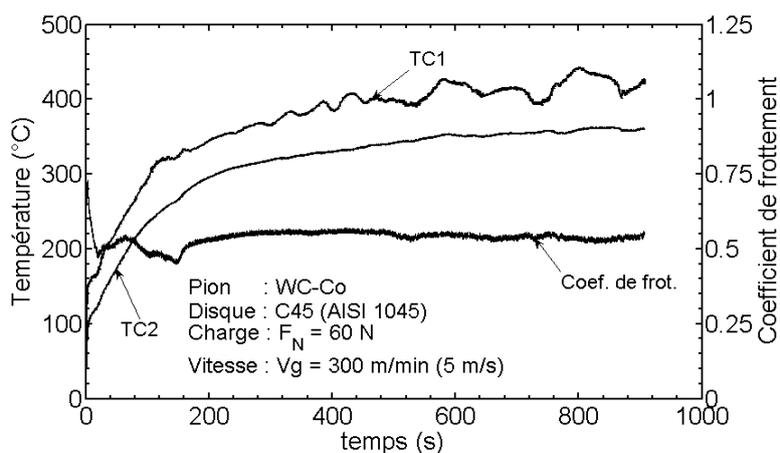


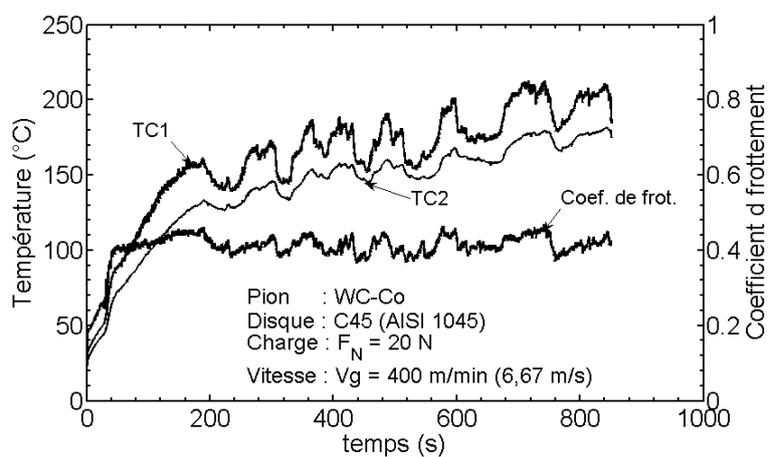
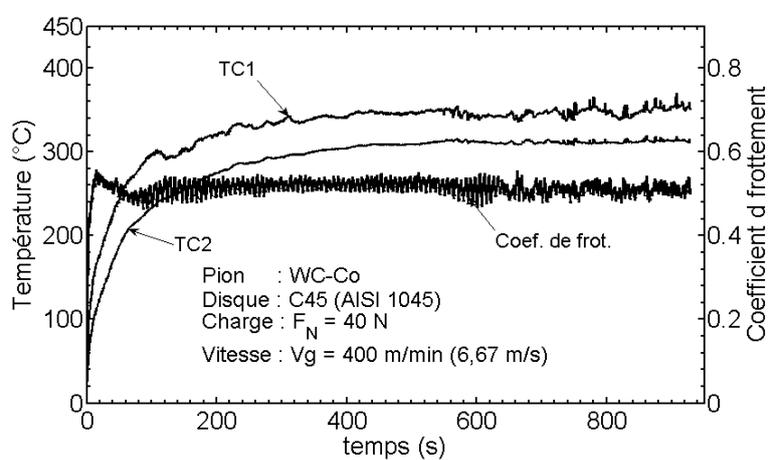
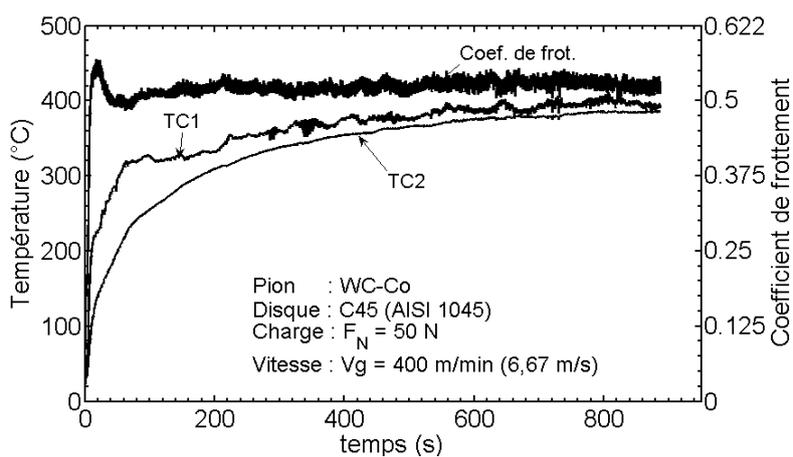
Fig. A2-6 2 : $V_g = 100$ m/min, $F_N = 50$ N, temps = 15 min.

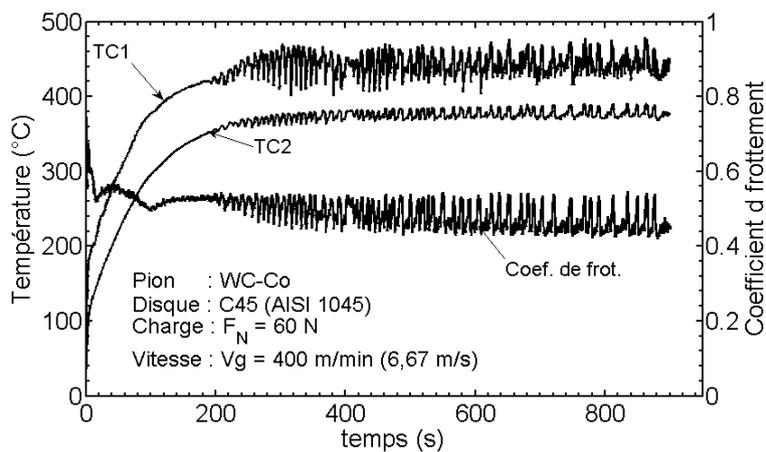
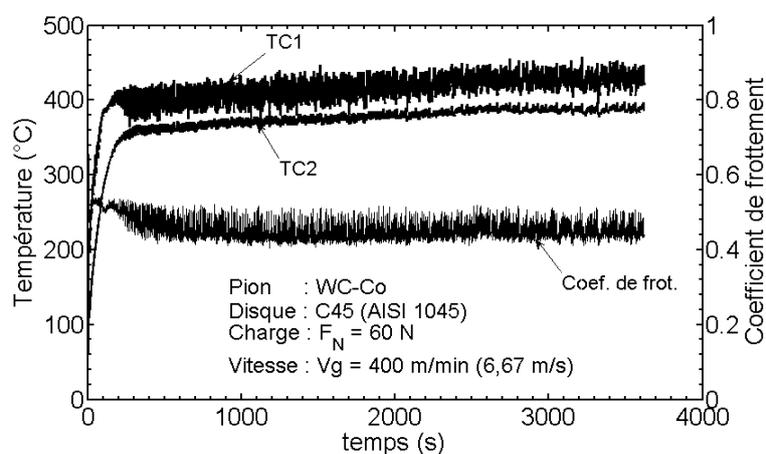
Fig. A2-6 3 : $V_g = 100$ m/min, $F_N = 60$ N, temps = 15 min.

A2-6 3 Vitesse de glissement de 300 m/min

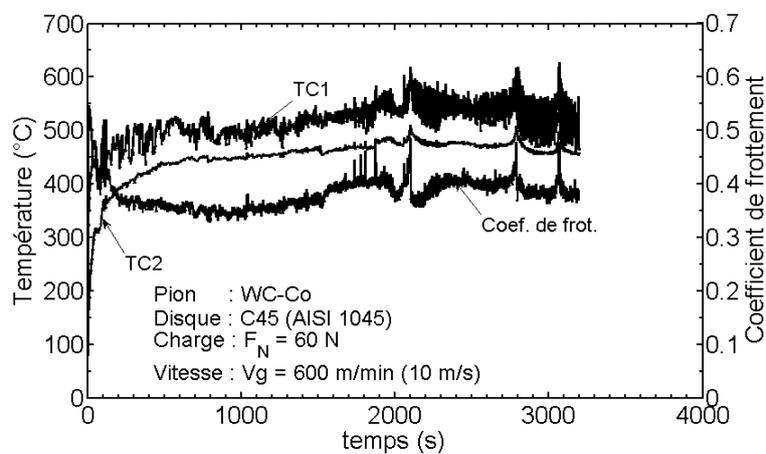
Fig. A2-6 4 : $V_g = 300$ m/min, $F_N = 50$ N, temps = 15 min.Fig. A2-6 5 : $V_g = 300$ m/min, $F_N = 60$ N, temps = 15 min.

A2-6 4 Vitesse de glissement de 400 m/min

Fig. A2-6 6 : $V_g = 400$ m/min , $F_N = 20$ N, temps = 15 min.Fig. A2-6 7 : $V_g = 400$ m/min, $F_N = 40$ N, temps = 15 min.Fig. A2-6 8 : $V_g = 400$ m/min, $F_N = 50$ N, temps = 15 min.

Fig. A2-6 9 : $V_g = 400$ m/min, $F_N = 60$ N, temps = 15 min.Fig. A2-6 10 : $V_g = 400$ m/min, $F_N = 60$ N, temps = 60 min.

A2-6 5 Vitesse de glissement de 600 m/min

Fig. A2-6 11 : $V_g = 600$ m/min, $F_N = 60$ N, temps = 60 min.

Annexe A2-7 : Calcul de l'énergie thermique dissipée à partir des températures mesurées dans le pion

L'énergie thermique absorbée dans le pion (E_{TP}) est calculée en utilisant l'équation A2-7.1. Elle est fondée sur quelques hypothèses. Les investigations de simulation numérique effectuées pour déterminer la température de surface de contact du pion (chapitre 3) montrent que les surfaces isothermiques ont une forme sphérique (due à la forme conique du pion Fig. A2-7 1 ❶). Il est supposé que pendant de longues durées d'essai, la température atteint un régime permanent. Dans ce cas-ci, la conduction de chaleur est le mode principal de transfert de chaleur. Si un flux thermique est appliqué sur la surface intérieure d'une sphère creuse et en considérant qu'il n'y a pas de perte d'énergie ; la même quantité de flux est entièrement transmise à la surface extérieure de la sphère (Fig. A2-7 1 ❸). En outre, en considérant que l'angle entre les points de l'implantation de thermocouples est très petit ; il peut être supposé que des points de mesure sont situés sur un même rayon. En s'appuyant sur ces hypothèses, la densité de flux thermique peut être calculée par l'équation A2-7.1. De plus, il est considéré que la densité de flux thermique calculée par l'équation A2-7.1. est appliquée sur la surface de la calotte sphérique passant par le thermocouple TC1. Ainsi toute l'énergie thermique absorbée dans le pion (E_{TP}) pendant l'essai est calculée après suivant l'équation A2-7 2.

$$\varphi_{i_TP} = \frac{\lambda_p}{\Delta h} \Delta T_i \quad (\text{A2-7 1})$$

$$E_{TP} = S_{calotte} \frac{\lambda_p}{\Delta h} \sum_{i=0}^n \Delta T_i \Delta t \quad (\text{A2-7 2})$$

$$S_{calotte} = 2\pi r^2 (1 - \cos \theta) \quad (\text{A2-7 3})$$

où θ est le demi-angle au sommet du cône, r (m) rayon de la surface sphérique passant par thermocouple TC1, $S_{calotte}$ (nommée S sur la Fig. A2-7 1 ❷) est la surface d'une calotte sphérique vue sous le demi-angle θ du sommet du cône d'observation.

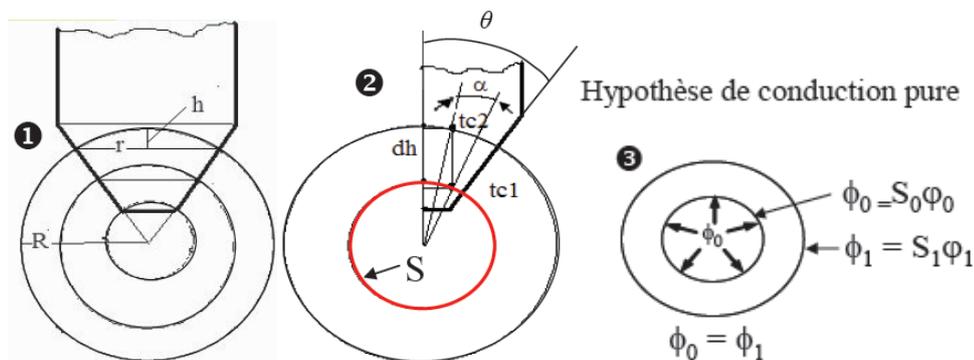


Fig. A2-7 1 : Configuration du pion à bout conique et calottes sphérique.

Annexe 3-1 : Autres résultats thermiques numériques en usinage

Les Fig. A3-1 1 ①-② représentent l'évolution de la température en fonction du temps pour quatre tailles différentes d'éléments de la plaquette de coupe. L'observation de ces figures montre qu'il n'y a pas d'influence significative de la taille des éléments considérés. En tenant compte du temps de calcul, des ressources en espace, la taille de 0,2 mm a été retenue.

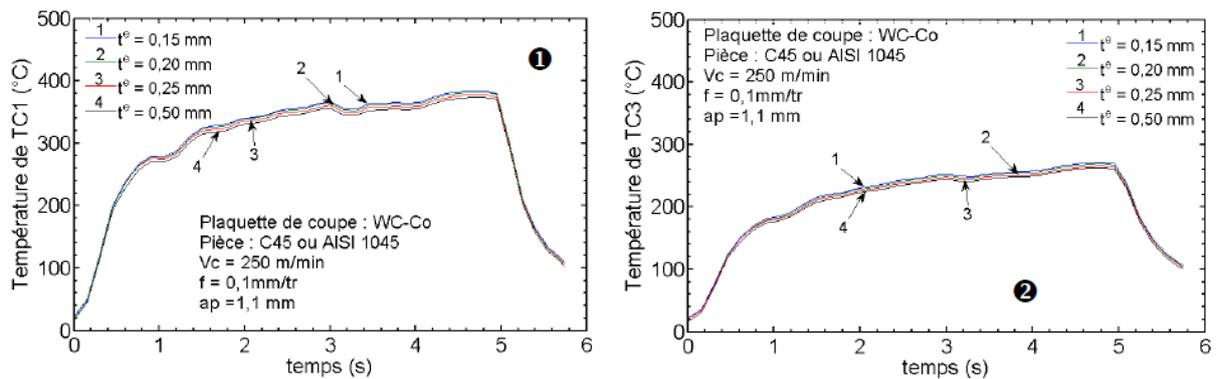


Fig. A3-1 1 : Etude du maillage de la plaquette de coupe.

Les Fig. A3-1 2 ①-② et représentent respectivement les erreurs relatives calculées à partir de la température mesurée et la température numérique en considérant uniquement le cas de la conductivité égale 100 W/m °C.

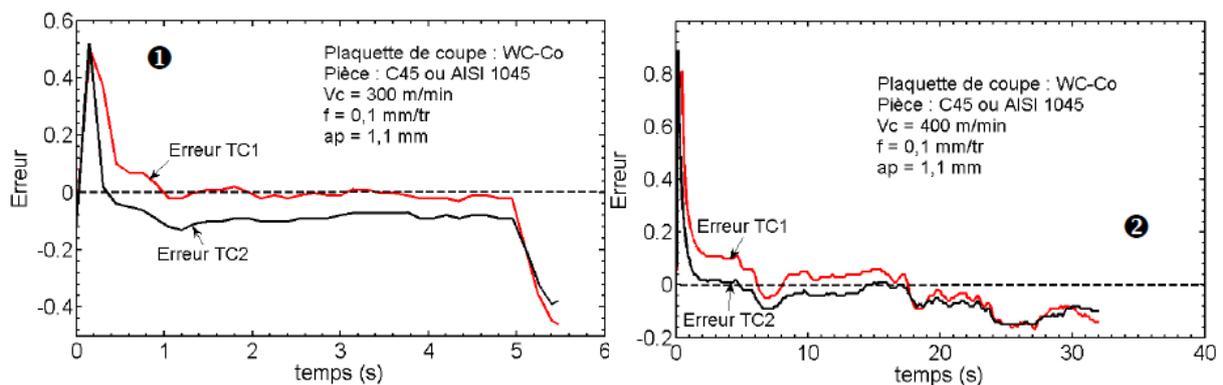


Fig. A3-1 2 : Erreur relative de la température simulée par rapport à l'expérimentale pour les vitesses de coupe de : ①- $V_c = 300$ m/min ②- $V_c = 400$ m/min.

La Fig. A3-1 3 montre l'évolution de la température en fonction de la vitesse de coupe après 5 secondes de coupe et après 32 secondes de coupe pour la vitesse de coupe de 400 m/min.

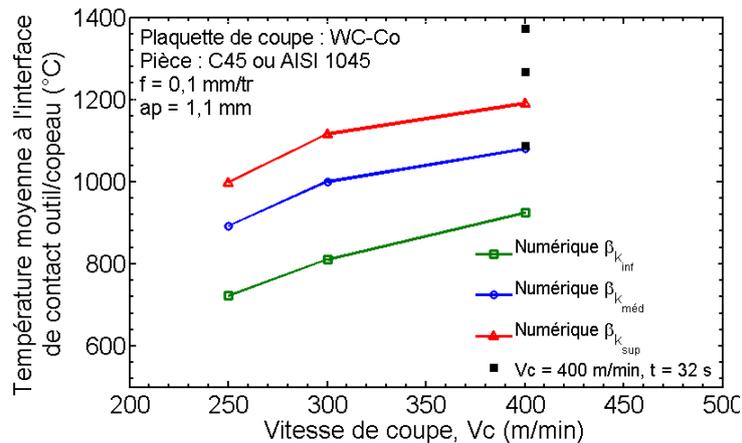


Fig. A3-1 3 : Température moyenne maximale à l'interface de contact outil/copeau en fonction de la vitesse de coupe après 5 secondes de coupe et après 32 secondes de coupe pour la vitesse de 400 m/min

Le Tableau A3-1 1 résume les valeurs maximales des écarts dans la période de régime quasi permanent. Elles sont calculées par rapport à la valeur de température obtenue dans le cas de la conductivité égale $100 \text{ W/m}^\circ\text{C}$.

Tableau A3-1 1 : Influence de la conductivité sur la température numérique.

Vitesses (m/mim)	250	300	400
Ecart maximal $TC1_{k117}-TC1_{k100}$ (°C)	68	50	83
Ecart maximal $TC1_{k100}-TC1_{k83}$ (°C)	68	90	140
Ecart maximal $TC2_{k117}-TC2_{k100}$ (°C)	-	35	66
Ecart maximal $TC2_{k100}-TC2_{k83}$ (°C)	-	62	90
Ecart maximal $TC3_{k117}-TC3_{k100}$ (°C)	48	-	-
Ecart maximal $TC3_{k100}-TC3_{k83}$ (°C)	45	-	-

Annexe 3-2 : Autres résultats thermiques numériques en tribologie

La même étude de maillage réalisée dans le modèle numérique en usinage est reprise dans le cas du modèle numérique en tribologie (Fig. A3-2 1). La taille de 0,02 mm est retenue pour le raffinement du maillage dans la zone conique du pion ; le reste du modèle étant maillé par les éléments de taille 0,2 mm.

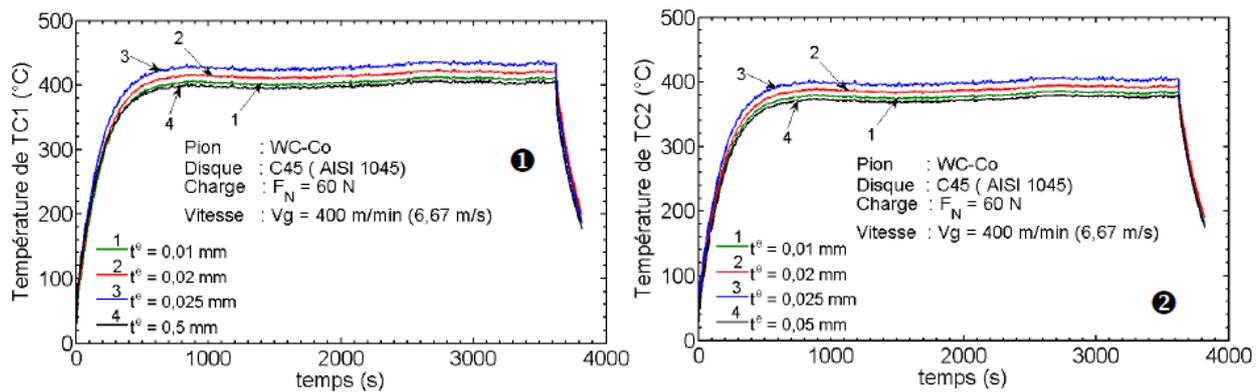
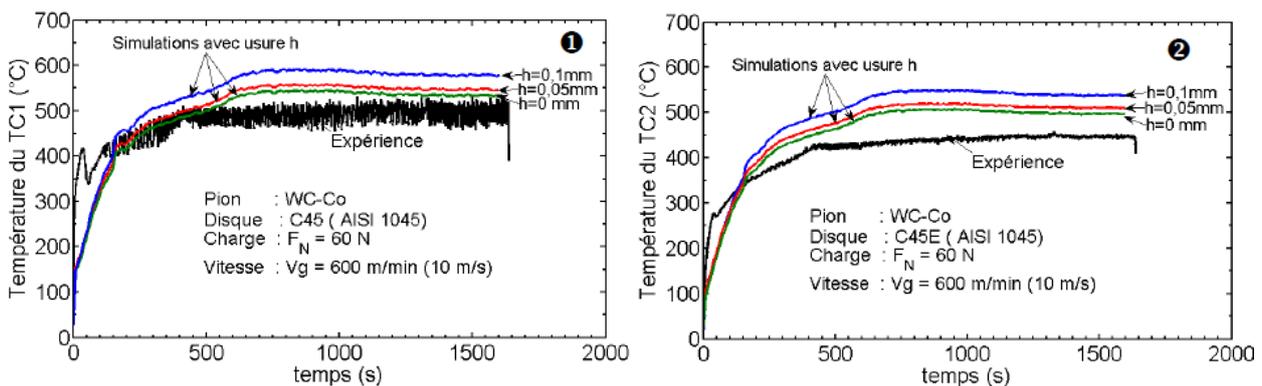


Fig. A3-2 1 : Etude de sensibilité du maillage de la zone conique du pion : ❶- Température TC1, ❷- Température TC2 ($V_g = 400$ m/min).

Les Fig. A3-2 2 ❶-❺ représentent les évolutions des températures mesurées et celles calculées en fonction du temps pour différentes hauteurs d'usure du pion considérées. La Fig. A3-2 4 ❺ montre une augmentation de 18% de la température de contact dans le cas de l'usure de 0,1mm par rapport à la surface sans usure.



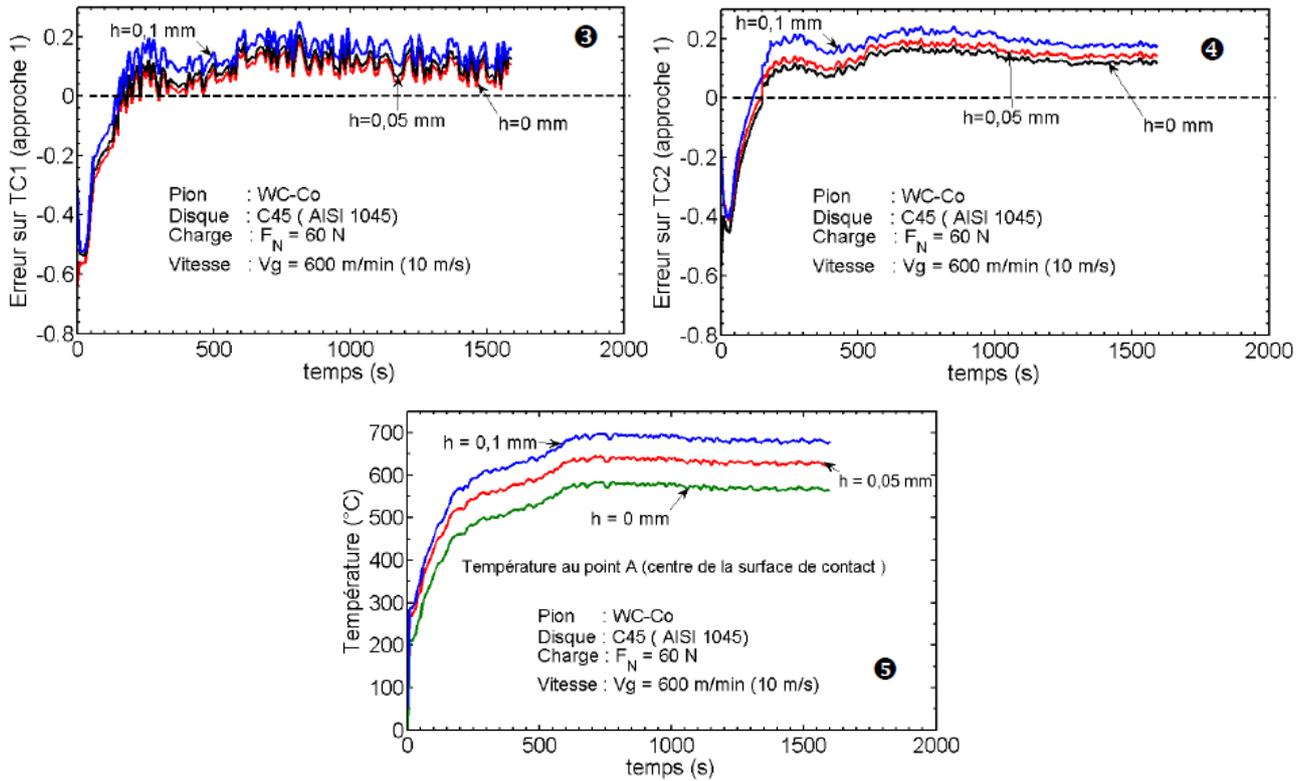
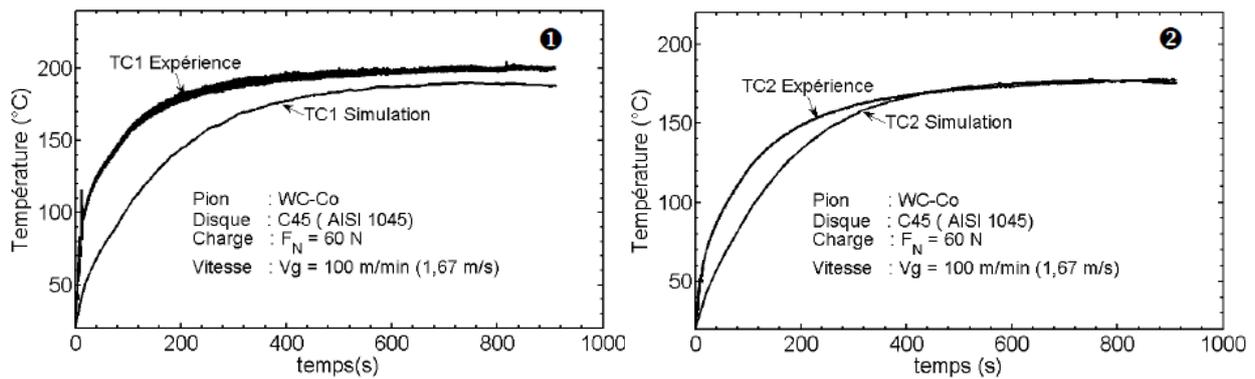


Fig. A3-2 2 : Influence de la perte de côte sur la température de l'interface et au sein du pion : ❶- Température TC1, ❷- Erreur de TC1 sur la mesure, ❸- Température TC2, ❹- Erreur de TC1 sur la mesure, ❺- Température dans le contact ($V_g = 600$ m/min).

Les figures ci-dessous représentent les autres résultats de la simulation numérique thermique du pion.



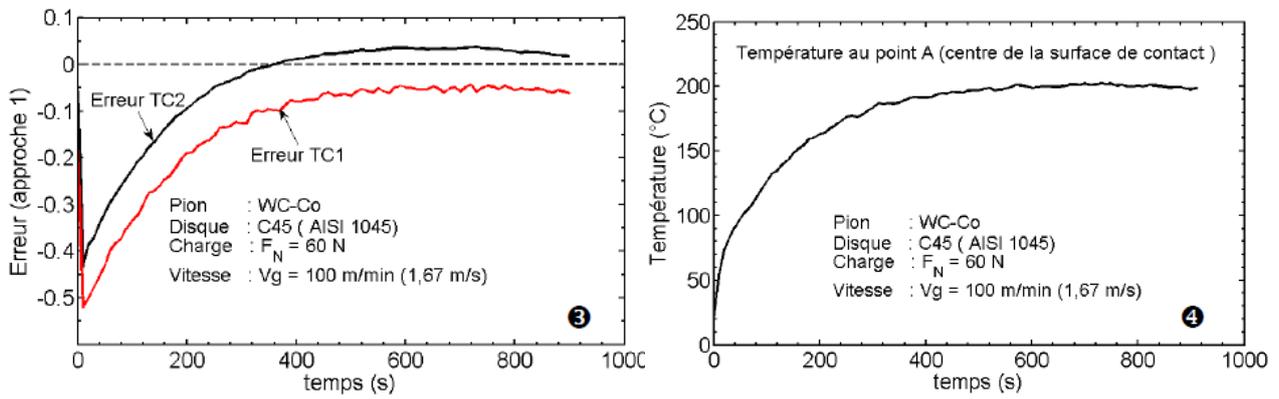


Fig. A3-2 3 : Evolution de la température de l'interface et au sein du pion obtenu par l'approche 2 : ❶- Température TC1, ❷- Température TC2, ❸- Erreur sur TC1 et TC2, ❹- Température dans le contact ($V_g = 100$ m/min).

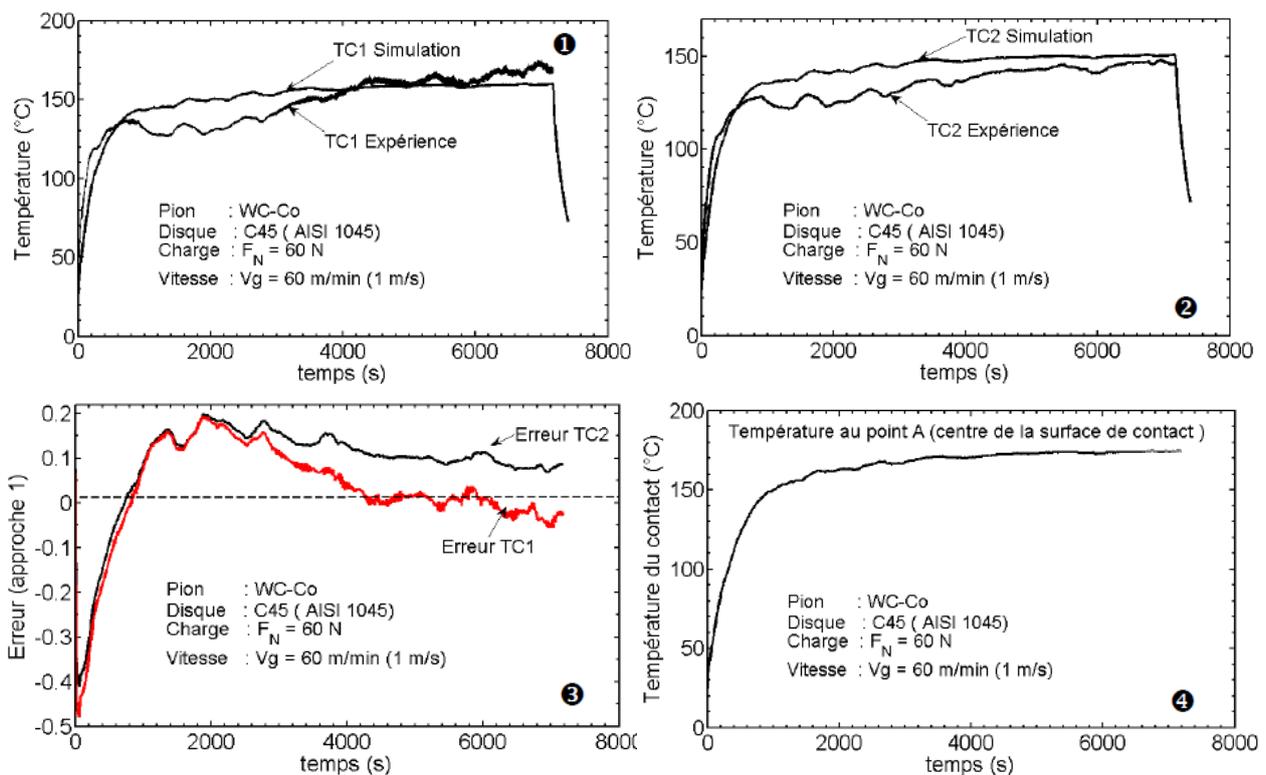


Fig. A3-2 4 : Evolution de la température de l'interface et au sein du pion obtenu par l'approche 2 : ❶- Température TC1, ❷- Température TC2, ❸- Erreur sur TC1 et TC2, ❹- Température dans le contact ($V_g = 60$ m/min).

Annexe 3-3 : Cas de l'approche thermique basée sur des températures mesurées

Les Fig. A3-3 1 ①-② illustrent les comparaisons entre les températures expérimentales enregistrées par les thermocouples TC1 et TC2 et les températures obtenues par la simulation numérique thermique en considérant la densité du flux thermique déterminée à partir des températures mesurées.

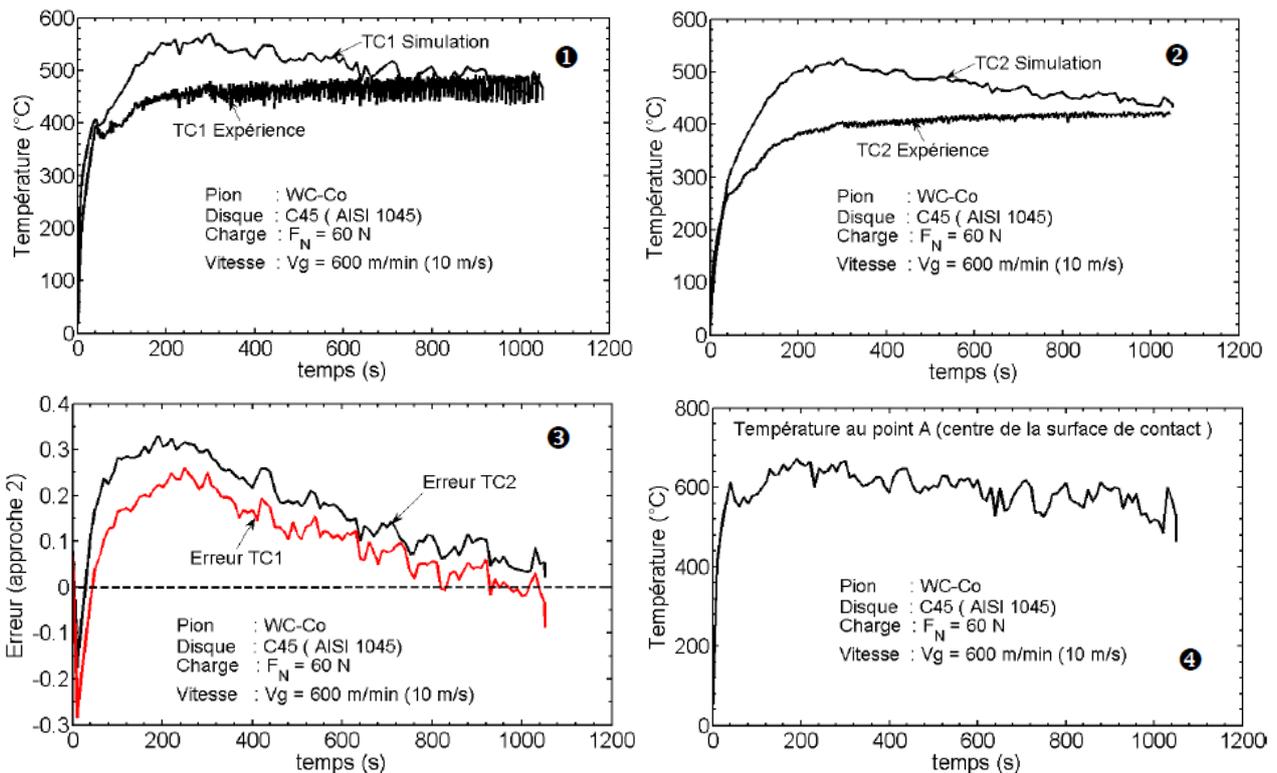


Fig. A3-3 1 : Comparaison des évolutions de la température entre les résultats expérimentaux et les résultats numériques (Approche 2) : ①- Température TC1, ②- Température TC2, ③- Evolution de l'erreur relative en fonction du temps, ④- Evolutions de la température au centre du contact du pion (point A) ; $V_g = 600$ m/min

Ces résultats correspondent au cas de frottement à la grande vitesse de glissement de 600 m/min et une charge de 60N. Comme il peut être observé, les évolutions de la température sur les Fig. A3-3 1 ①-②, les températures obtenues par la méthode numérique sont plus élevées que les températures obtenues par la méthode expérimentale. Cette tendance est plus remarquable sur le deuxième thermocouple TC2. La comparaison entre les températures moyennes mesurées et celles obtenues par la simulation numérique a permis d'obtenir une erreur relative qui peut atteindre 30% pour les deux thermocouples dans la période transitoire de frottement (environ 200s), Fig. A3-3 1 ③. Au-delà de cette période transitoire, les températures obtenues par simulation diminuent et tendent vers les températures mesurées (erreurs inférieures à 15%). Ce comportement est dû à la diminution du flux thermique calculé. En effet pour le régime permanent, la différence $\Delta T(t_i)$ entre les

températures mesurées TC1 et TC2 devient petit, par conséquent le flux thermique calculé est faible.

La Fig. A3-3 1 ④ montre l'évolution de la température de la surface de contact au point A correspondant au centre de la surface de contact. Les mêmes arguments avancés sur l'évolution des températures calculées TC1 et TC2 en régime transitoire et quasi-permanent sont également valables pour la Fig. A3-3 1 ④. La température moyenne maximale de contact obtenu pour une vitesse de glissement de 600 m/min est de 592.

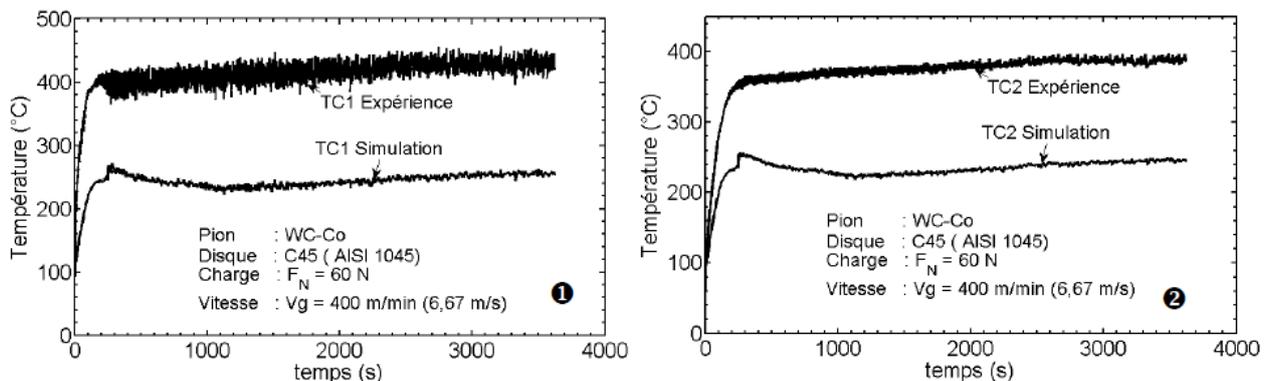
Le Tableau A3-3 1 est un récapitulatif des températures moyennes maximales expérimentales enregistrées par les thermocouples TC1 et TC2 et celles obtenues par calcul numérique extraites aux points d'implantations des thermocouples pour différentes conditions de frottement. Il présente aussi les températures maximales du contact au point A. Les erreurs relatives moyennes absolues sont calculées par rapport aux valeurs expérimentales dans la période quasi permanent.

Tableau A3-3 1 : Températures moyennes maximales expérimentales et numériques des thermocouples TC1 et TC2 et température maximale estimée au point A (centre de la surface de contact).

Vitesse, m/mi (durée d'essai)	100 (120 min)		400 (60 min)		600 (17 min)	
TC1_Exp. (°C)	198	Er% 38	415	Er% 43	483	Er% 2
TC1_Num. (°C)	120		245		493	
TC2_Exp. (°C)	171	Er% 34	380	Er% 43	415	Er% 8,2
TC2_Num. (°C)	117		230		449	
Température de contact au point A (centre du pion) (°C)	132		270		592	

Les Fig. A3-3 2 ①-② présentent les évolutions comparées des températures mesurées et des températures calculées pour une vitesse de frottement de 400 m/min.

Comme cela peut être observé, il y a un écart considérable entre les résultats expérimentaux et numériques. Pour les vitesses de frottement inférieures à 400 m/min, particulièrement pour le cas de 400 m/min l'erreur relative peut atteindre 50% dans les premiers instants de frottement (Fig. A3-3 2 ②). En effet pour les vitesses relativement faible, les mêmes raisons concernant la variation de $\Delta T(t_i)$ évoqué précédemment sont valables.



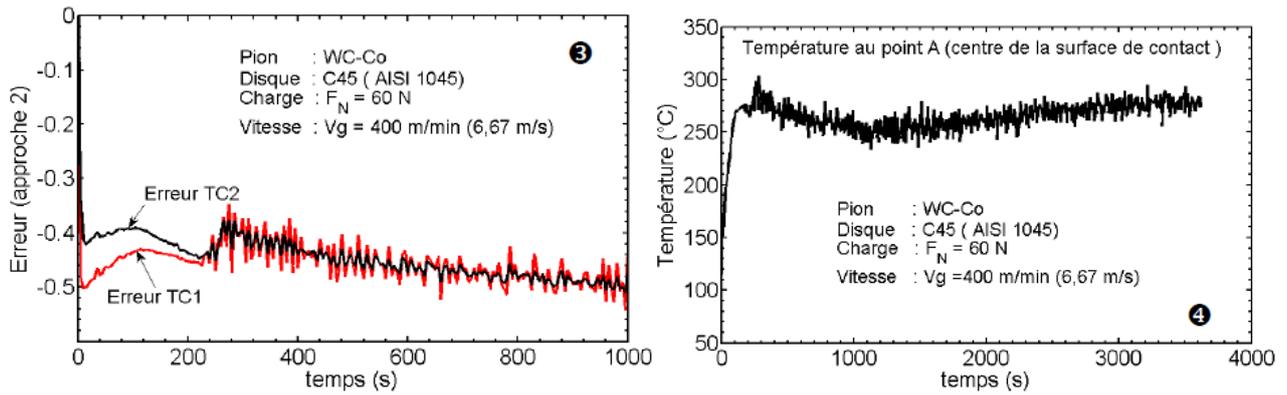


Fig. A3-3 2 : Comparaison des évolutions de la température entre les résultats expérimentaux et les résultats numériques (Approche 2) : ❶- du thermocouple TC1, ❷- du thermocouple TC2, ❸- Evolution de l'erreur relative en fonction du temps, ❹- Evolutions de la température au centre du contact du pion (point A), $V_g = 400$ m/min.

La Fig. A3-3 3 illustre une comparaison des évolutions des températures calculées numériquement et celles enregistrées par les thermocouples. Les erreurs maximales évaluées sur les températures calculées par rapport à celles mesurées sont de l'ordre de 60% pour le TC1 et de 50% pour le TC2 dans le régime transitoire. En régime quasi-permanent l'erreur est d'environ 40% pour les deux thermocouples.

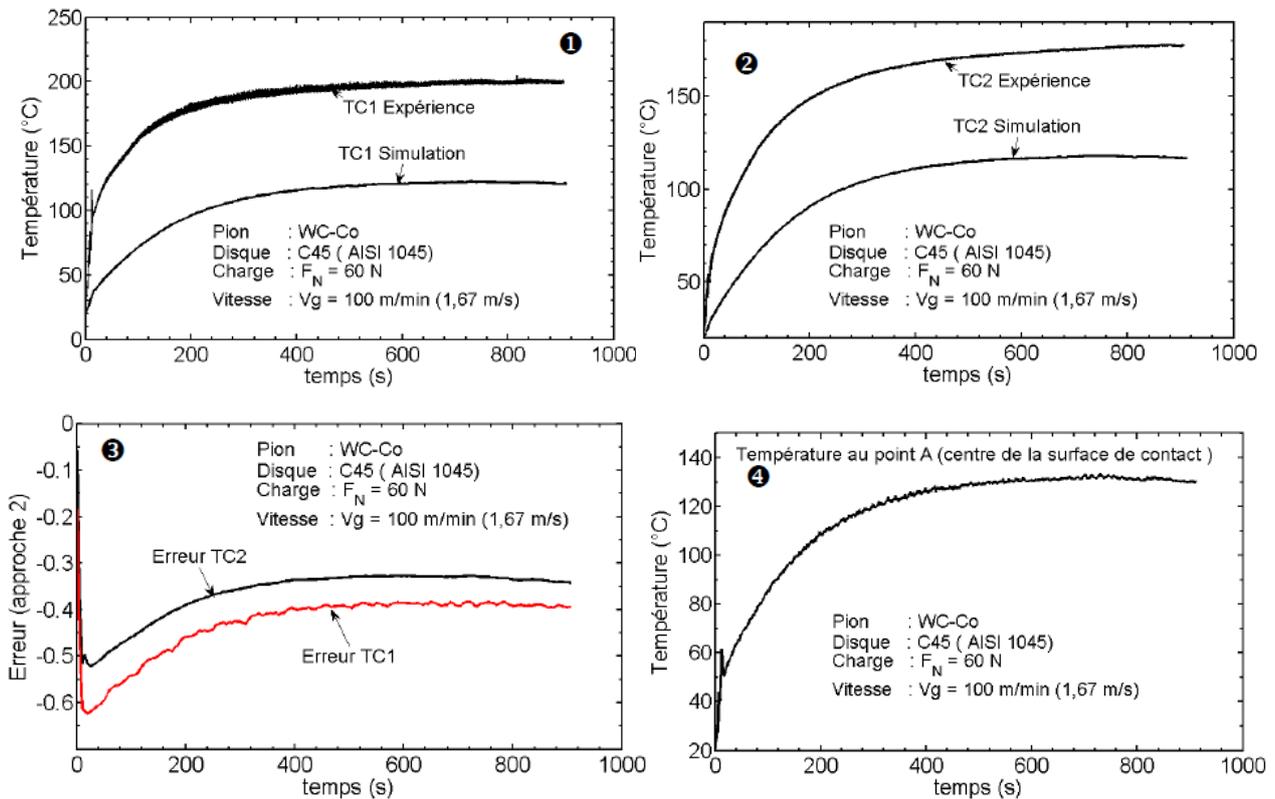


Fig. A3-3 3 : Evolution de la température de l'interface et au sein du pion obtenu par l'approche 1 : ❶- Température TC1, ❷- Température TC2, ❸- Erreur sur TC1 et TC2, ❹- Evolutions de la température au centre du contact du pion (point A) ; $V_g = 60$ m/min.

Les résultats numériques obtenus par cette approche de calcul du flux thermique sont relativement cohérents avec les résultats expérimentaux pour la vitesse de frottement de 600 m/min, par contre les, résultats sont moins acceptables pour les faibles vitesses de frottement.

La première remarque concernant cette approche est que la forme conique de l'extrémité du pion ne permet pas de considérer une conduction unidirectionnelle en coordonnées cartésiennes. Ceci justifie le fait que le flux thermique calculé par loi de Fourier 1D en coordonnées cartésiennes n'est pas adapté pour l'estimation de la température de la surface du pion pour les faibles vitesses de frottement.

En somme, cette approche de calcul du flux thermique basé sur la conduction thermique unidirectionnelle n'est pas adaptée pour les vitesses de frottements inférieures à 400 m/min. Cette constatation vient confirmer les études de Ming et al. [66] qui ont estimé qu'à grande vitesse de frottement (40 m/s), le flux thermique dans le pion peut être calculé par la loi de Fourier unidirectionnel. En grande vitesse de frottement, l'énergie thermique à l'interface de contact est très élevée et elle met moins de temps pour être diffusée dans le pion. De même de Lim et Ashby [75] montré que la vitesse adimensionnelles, $V_{ad} = V_g / (r_p \alpha_p)$ permet d'établir la cartographie de l'usure, ce paramètre rend compte du transfert thermique dans le contact. En effet, le facteur V_g / r_p représente en quelque sorte la fréquence de contact entre les deux corps en contact. Cela suppose qu'il y a plus de contact en grande vitesse qu'à faible vitesse de frottement et plus de diffusion de la chaleur. Les résultats numériques obtenus par cette approche montrent que les hypothèses formulées sont inappropriées pour l'estimation de la température de l'interface de contact, spécialement pour les vitesses de frottement inférieures à 400 m/min. Cela est dû non seulement au faible gradient thermique par rapport aux positions des thermocouples, mais aussi à la configuration géométrique du pion. Pour le cas d'une vitesse de frottement de 600 m/min, la conduction thermique unidirectionnelle est valable. Les températures obtenues dans le cas des grandes vitesses par cette approche sont satisfaisantes et les marges d'erreurs entre les températures expérimentales et celles calculées sont faibles : 8 à 12% pour le thermocouple TC1 et 10 à 18% pour le thermocouple TC2.

La comparaison des températures moyennes maximales du contact obtenues par les deux approches pour le cas de 600 m/min et pour une durée de 17 min montre que ces deux approches sont valables à très grandes vitesses de frottement. En effet la comparaison des deux températures du contact donne une erreur de 5% de la deuxième approche par rapport à la première. Par contre les autres vitesses de frottement seule la deuxième approche donne des résultats acceptables.

Annexe A4-1 : Analyses microstructurales des outils de coupe

L'analyse microstructurale de l'usure des outils de coupe présentée dans cette annexe vient compléter celle présentée dans le chapitre 4.

La Fig. A4-1 1 présente une vue en coupe d'une plaquette dans un plan perpendiculaire à la face et à l'arête de coupe, après un usinage sous les conditions : $V_c = 400$ m/min, $f = 0,1$ mm/tr, $a_p = 1,1$ mm, $t = 4$ s. Trois zones d'observation sont définies sur cette figure :

- la zone A : sur la face de coupe (contact outil/copeau),
- la zone B : sur l'arête de coupe,
- la zone C : sur la face en dépouille (contact outil/pièce).

Dans les trois cas, une usure importante est constatée dans la mesure où les surfaces de frottement apparaissent éloignées des surfaces initiales de la plaquette (matérialisées par des pointillés sur Fig. A4-1 1). A une échelle plus microscopique (Fig. A4-1 2 ①-③) une forte usure des grains de WC est également mise en évidence. Quelle que soit la zone, il apparaît ainsi que l'enlèvement du WC des plaquettes ne s'opère pas par un arrachement direct des grains de WC mais par leur usure progressive.

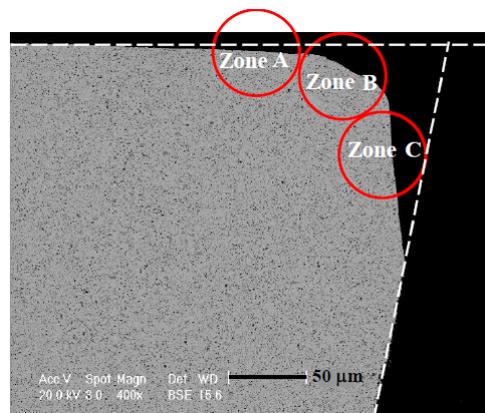


Fig. A4-1 1 : Vue en coupe polie d'une plaquette selon un plan de coupe perpendiculaire à la face et à l'arête de coupe, après usinage sous les conditions :
 $V_c = 400$ m/min, $f = 0,1$ mm/tr, $a_p = 1,1$ mm, temps = 4 s.

L'observation plus spécifique de la zone A (Fig. A4-1 2 ①), ou zone d'usure en cratère, met en évidence une forme de polissage des grains de WC mais aussi la présence d'une couche adhésive de transfert de l'acier du copeau.

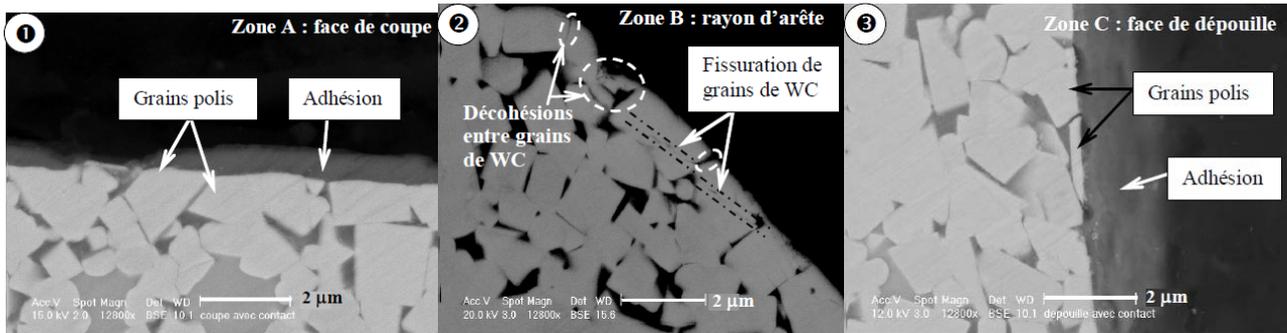


Fig. A4-1 2 : Micrographies MEB des différentes zones de la Fig. A4-1 1 : ❶- zone A, ❷- zone B, ❸- zone C. ($V_c = 400$ m/min, $f = 0,1$ mm/tr, $ap = 1,1$ mm, temps = 4 s).

Dans la zone B (Fig. A4-1 2❷), ou zone de l'arête de coupe, en plus du phénomène d'usure des grains de WC par polissage, les observations mettent aussi en évidence la présence de microfissures intragranulaires et de décohésions entre ces grains. Ces dernières apparaissent liées à des déplacements relatifs entre les grains de WC. En termes de phénomènes et de mécanismes d'usure, la micrographie de la face d'usure en dépouille (zone C en Fig. A4-1 2❸) présente de fortes similitudes avec celle de la face de coupe. Néanmoins, l'usure abrasive est plus sévère sur la face en dépouille du fait qu'elle est provoquée par le frottement de la pièce massive sur l'outil.

Les Fig. A4-1 3, Fig. A4-1 4, Fig. A4-1 5 et Fig. A4-1 6 présentent les autres micrographies d'usure des plaquettes de coupe. Elles représentent les cas des vitesses de coupe de 250, 300 et 400 m/min.

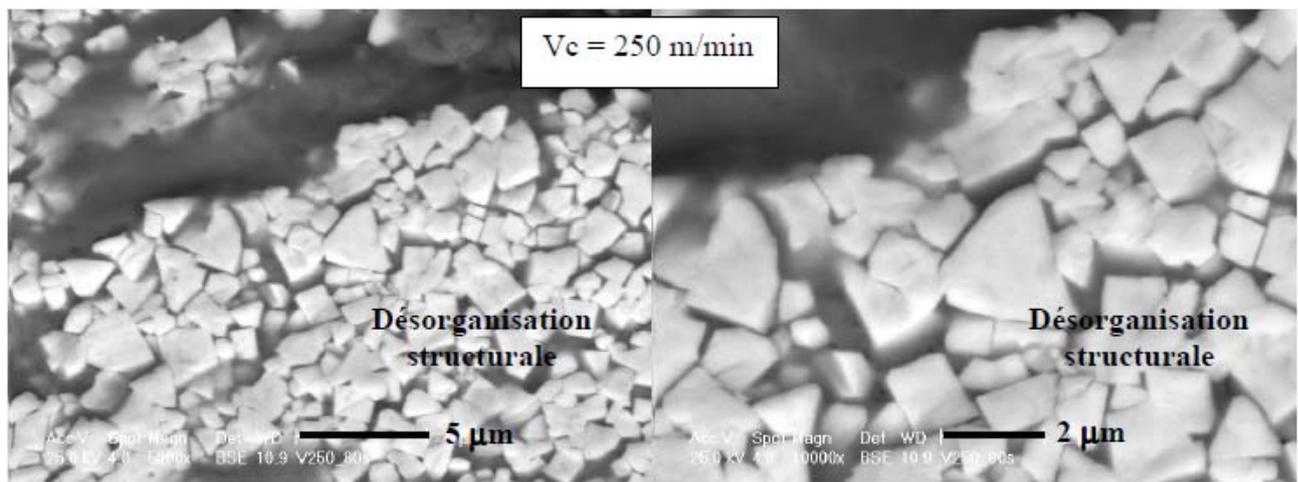


Fig. A4-1 3 : Mécanismes de dégradation du WC-6%Co ($V_c = 250$ m/min, $f = 0,1$ mm/tr, $ap = 1,1$ mm, temps = 40 s).

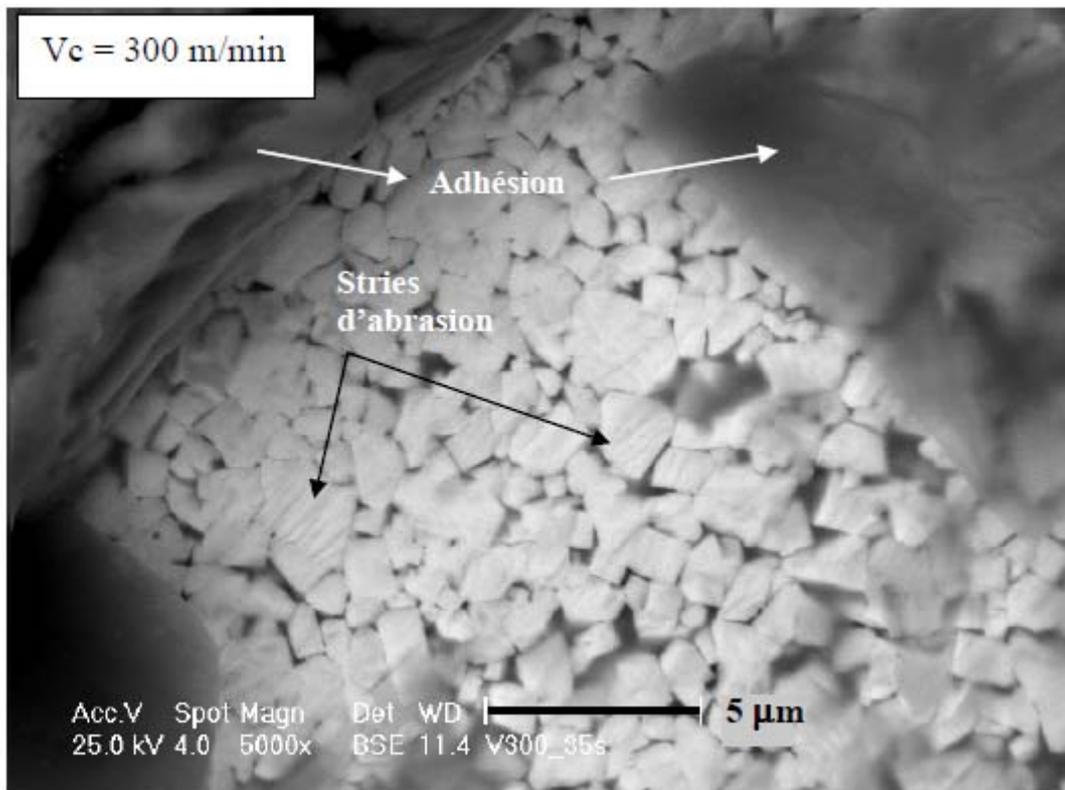


Fig. A4-1 4 : Mécanismes de dégradation du WC-6%Co
(Vc = 300 m/min, f = 0,1 mm/tr, ap = 1,1 mm, temps = 35 s).

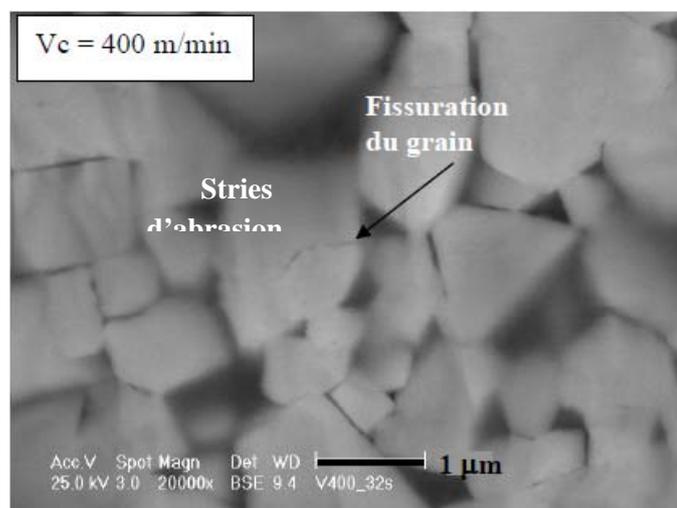


Fig. A4-1 5 : Mécanismes de dégradation du WC-6%Co (Vc = 400 m/min, f = 0,1 mm/tr, ap = 1,1 mm, temps = 15 s).

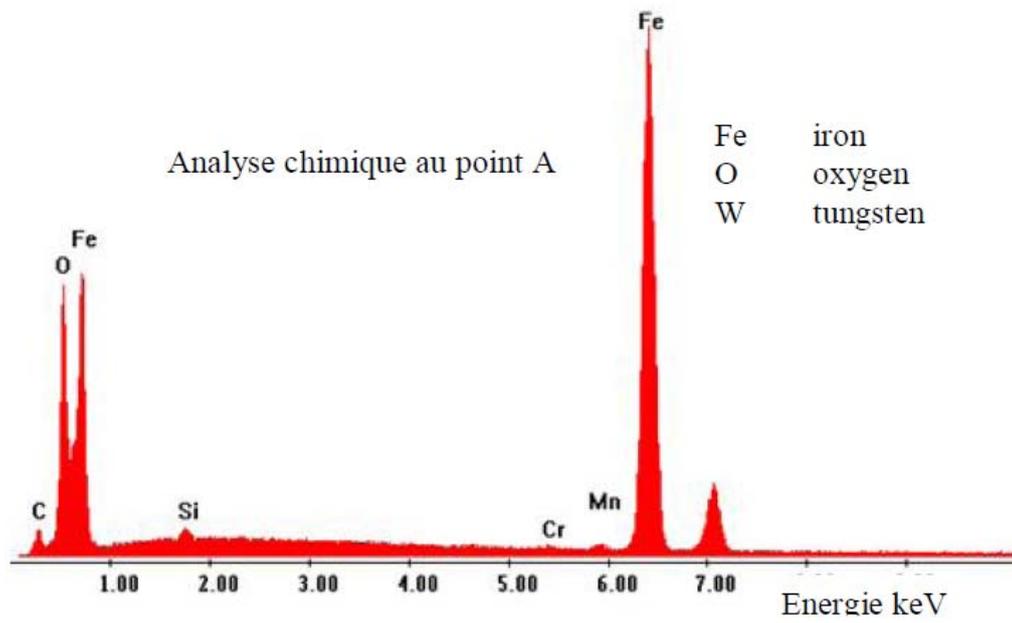
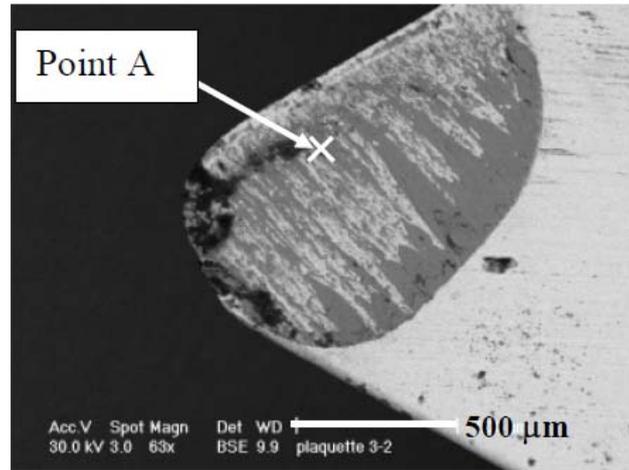


Fig. A4-1 6 : Mécanismes de dégradation du WC-6%Co ($V_c = 450$ m/min, $f = 0,1$ mm/tr, $a_p = 1,1$ mm, temps = 4 s).

Annexe A4-2 : Analyses microstructurales des pions tribologiques (Charge $F_N = 60$)

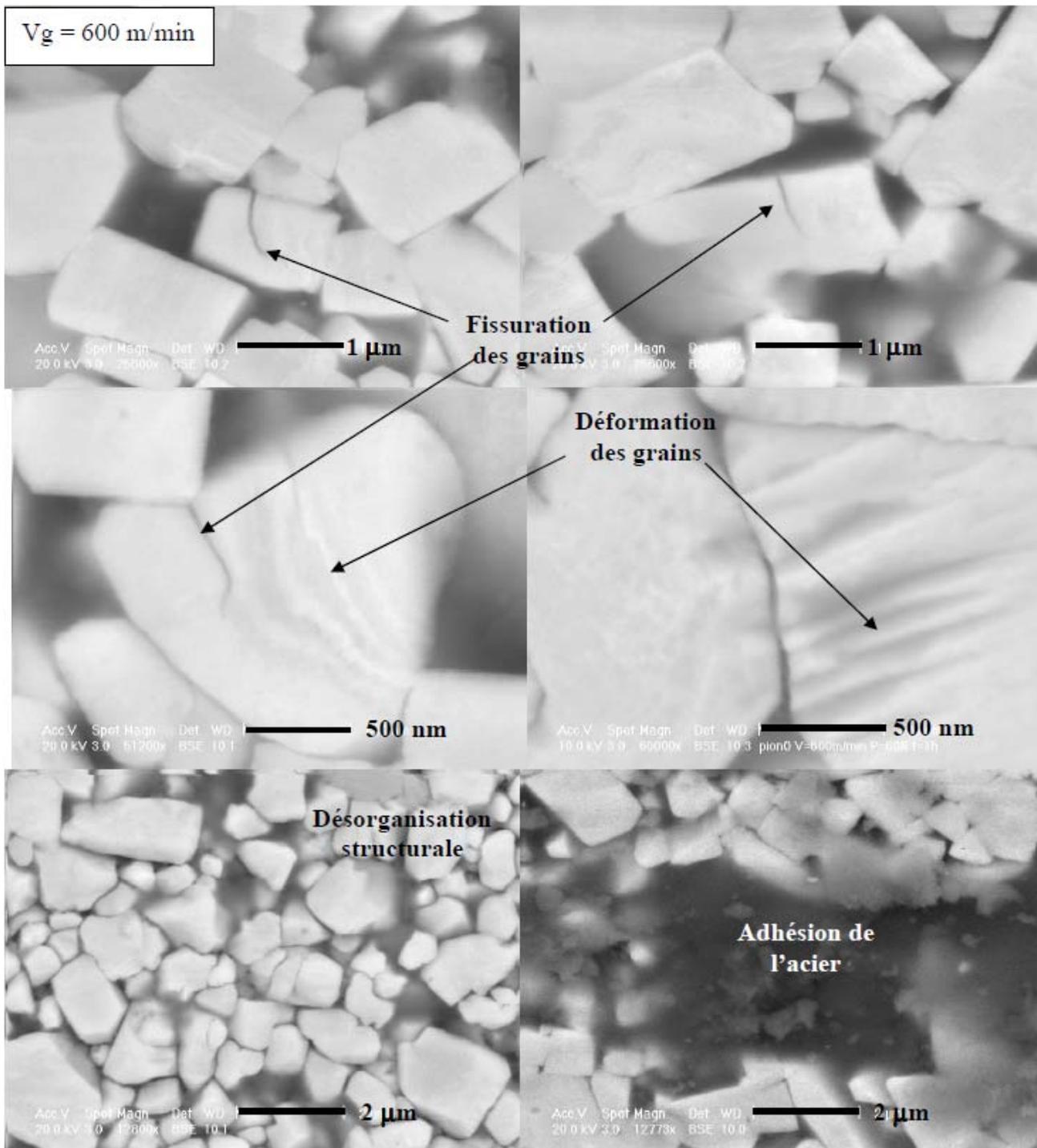


Fig. A4-2 1 : Mécanismes de dégradation du WC-6%Co
($V_g = 600$ m/min, $F_N = 60$ N, temps = temps = 3600 s)

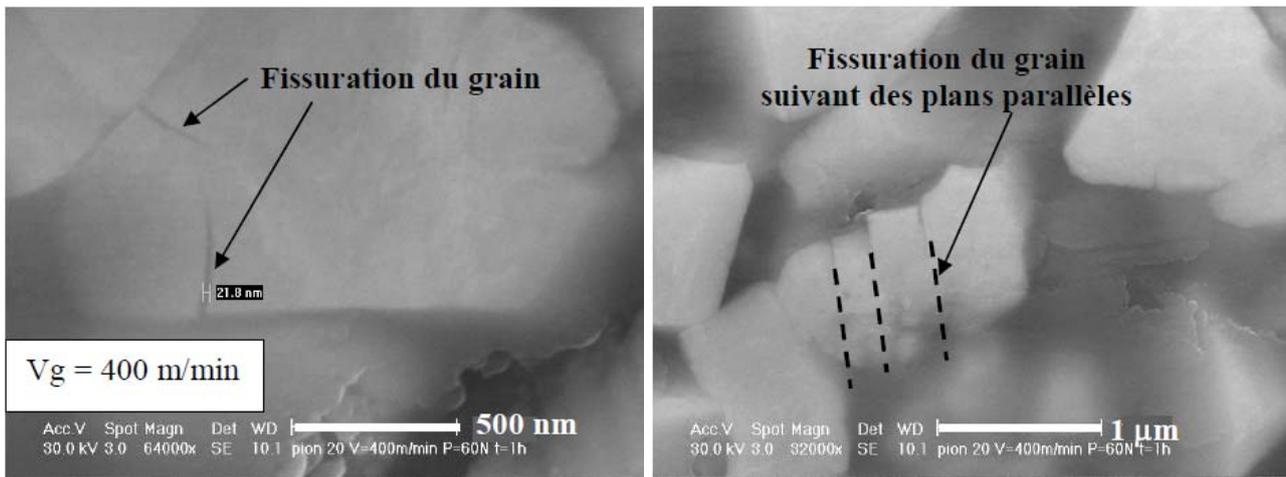


Fig. A4-2 2 : Mécanismes de dégradation du WC-Co ($V_g = 400$ m/min, $F_N = 60$ N, temps = 3600 s)

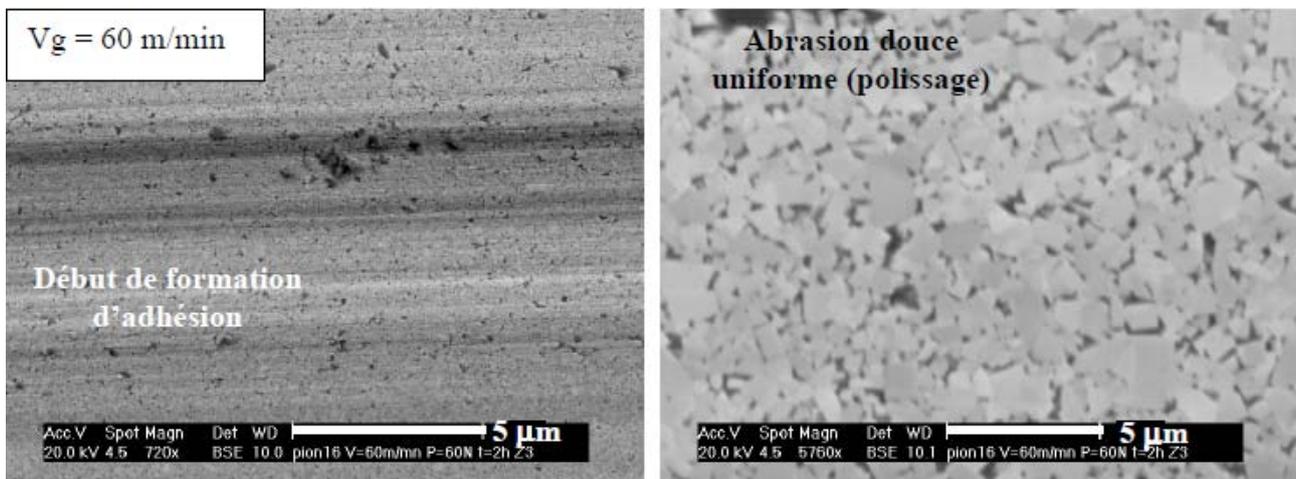


Fig. A4-2 3 : Mécanismes de dégradation du WC-Co ($V_g = 60$ m/min, $F_N = 60$ N, temps = 7200 s)

RESUME

Ces travaux de thèse ont pour objectif d'étudier les mécanismes d'usure d'outils de coupe en WC-6%Co dans le cas de l'usinage en tournage. Les mécanismes qui gouvernent les principaux modes d'endommagement de ces outils sont complexes, combinant abrasion, adhésion et diffusion. Il faut par ailleurs noter que ces mécanismes dépendent fortement de la température aux interfaces de frottement outil/matière. Ainsi, l'étude a été réalisée par des approches complémentaires d'usinage et de tribologie avec mesures de température. Ces approches ont été menées à la fois au plan expérimental et au plan de la modélisation et de la simulation numérique. L'ensemble des résultats obtenus a permis d'améliorer la compréhension du comportement en frottement entre le WC-6%Co et l'acier C45. La nature et le séquençement des principaux mécanismes d'usure du WC-6%Co ont ainsi pu être identifiés. Ils consistent en :

- une désorganisation de la structure du WC-6%Co sous des chargements mécaniques sévères et des températures qui peuvent atteindre 1200°C,
- une mobilité des grains de WC qui est rendue possible par le comportement viscoplastique du liant cobalt, une conséquence de cette mobilité est la microfissuration intergranulaire et la décohésion des fragments de WC,
- une déformation des grains de WC et une microfissuration intragranulaire qui peut aller jusqu'à la fragmentation de ces grains, causée par les chargements excessifs et le blocage des grains de WC mobiles,
- une abrasion induite par les fragments de WC arrachés et également par des inclusions dures de l'acier usiné,
- une adhésion, particulièrement importante dans la zone de séparation outil/copeau.

Mots-clés : WC-6%Co, Frottement, Mécanismes d'usure, Température, Interfaces de contact, Analyse microstructurale, Endommagement.

SUMMARY

The aim of this work is to study wear mechanisms of WC-6%Co cutting-tools in machining by turning. Damage modes are controlled by complex damage mechanisms. They combine abrasion, adhesion and diffusion. Furthermore, they are highly dependant of the temperature levels at tool/material interfaces. In the present study two mains approaches are considered: on the one hand machining by turning and on the other hand tribological tests. In both cases temperature measurements and temperature modelling have been performed. Complementary results have been obtained, resulting in a better understanding of wear behaviour between WC-6%Co and a C45 steel grade. Mains wear mechanisms were identified. They deal with:

- large modifications of the WC-6%Co microstructure due to critical mechanical loadings and to high temperature levels (up to 1200°C),
- mobility of WC grains due to the viscoplastic behaviour of the cobalt based binder phase at high temperature. Such a mobility leads to intergranular microcracking phenomena and to WC fragmentation and debonding mechanisms,
- intragranular microcracking and strain phenomena, that can lead to WC grain fragmentation, due to stress concentrations,
- abrasion due to extracted WC fragments and to hard particules extracted from the C45 steel too,
- adhesion, particularly at the end of the contact area between tool and chip.

Keywords: WC-6%Co, machining, turning, tribology, wear, temperature, contact interfaces, microstructure, damage.