

Mémoire de Master Recherche Mécanique et Ingénierie

(Modélisation, Identification, Fiabilité)

Spécialité : Modélisation et Simulation Numérique

par

Nicolas MESNIER

Titre du mémoire :

Caractérisation tribologique des aciers à usinabilité améliorée

LTDS - ENISE (Laboratoire de Tribologie et de Dynamique des Systèmes)
58, rue Jean Parot - 42023 Saint-Etienne



ASCOMÉTAL CREAS (Entreprise partenaire)
Avenue de France - B.P. 70045 - 57301 Hagondange

ASCOMETAL CREAS

Soutenu le 25 Septembre 2006 devant le jury

Président	LERICHE Emmanuel	Professeur des Universités, UJM
Examineur	BERTRAND Philippe	Maître de conférences, DIPI-ENISE
Examineur	KLOCKER Helmut	Professeur des Universités, SMS-ENSMSE
Professeur tuteur	RECH Joël	Maître de conférences, LTDS-ENISE
Professeur tuteur	HAMDI Hédi	Maître de conférences, LTDS-ENISE

Remerciements

Ce travail a été réalisé au Laboratoire de Tribologie et de Dynamique des Systèmes, Unité Mixte de Recherche 5513, à l'Ecole Nationale d'Ingénieurs de Saint-Étienne (ENISE) dans le cadre d'un contrat de recherche avec l'entreprise ASCOMETAL CREAS. A ce titre, je remercie Monsieur Enrico D'ERAMO, ingénieur de cette entreprise, de m'avoir confié cette étude.

Je tiens à remercier Monsieur Jean-Michel BERGHEAU, professeur des Universités et directeur de recherche du LTDS-ENISE, pour m'avoir accueilli au sein de son laboratoire ; ainsi que Madame Isabelle PLETTO, secrétaire du laboratoire, pour sa disponibilité, ses précieux conseils et sa bonne humeur.

Je remercie aussi vivement toutes les personnes qui m'ont encadré dans ce travail de fin d'études. Tout d'abord Monsieur Joël RECH, maître de conférences à l'ENISE et professeur responsable de cette étude, pour son dynamisme. Mais aussi Monsieur Hédi HAMDI, maître de conférences à l'ENISE, pour l'encadrement de la partie numérique du projet et de la partie expérimentale attenante à la thermographie infrarouge. Monsieur Guillaume KERMOUCHE, maître de conférences à l'ENISE, pour son apport et ses précieux conseils concernant la simulation numérique.

Tous mes remerciements vont aussi à Farhat ZEMZEMI, étudiant en thèse de doctorat à l'Ecole Nationale d'Ingénieurs de Monastir (Tunisie), pour la formation au code de calcul ABAQUS\Explicit qu'il m'a dispensé ainsi que pour sa collaboration pour les essais de frottement, la simulation numérique et l'analyse des résultats ; mais aussi Mohamed LAADAIM, étudiant préparant un mémoire d'ingénieur du Conservatoire National des Arts et Métiers, pour son aide concernant la mise en place du dispositif expérimental et enfin Frédéric VALIORGUE, étudiant en thèse de doctorat à l'ENISE, pour l'analyse des résultats et les perspectives données à ce projet.

Je demande une mention particulière pour tous les techniciens du pôle productique de l'ENISE sans qui l'ensemble des travaux expérimentaux n'auraient pu être réalisés : Dominique, Fabien, Florian, Luigi et Patrice.

Je tiens aussi à remercier Peng et Daniel avec qui j'ai eu le plaisir de partager bien plus que notre lieu de travail.

Table des matières

Remerciements	i
Table des matières	iii
Notations	vii
Introduction	1
Chapitre 1 Contexte de l'étude	3
1.1 Mécanismes et physique de la coupe.....	4
1.1.1 Les besoins liés à l'usinage	4
1.1.2 Définition de l'usinage	4
1.1.3 La formation des copeaux.....	4
1.2 Outils coupants et revêtements	10
1.2.1 Description géométrique.....	10
1.2.2 Les matériaux	11
1.2.3 Les revêtements	11
1.2.4 Les outils utilisés	15
1.3 Acier et usinabilité.....	16
1.3.1 L'acier étudié et ses nuances	16
1.3.2 Les aciers à usinabilité améliorée.....	16
1.3.3 La formation d'une couche de transfert sélective.....	18
1.4 Frottement et phénomènes tribologiques.....	19
1.4.1 Introduction à la tribologie	19
1.4.2 La tribologie en usinage	22
1.4.3 Les dispositifs de caractérisation.....	23
Chapitre 2 Etude expérimentale	25
2.1 Synthèse des études précédentes	26
2.1.1 Les essais d'usinabilité	26

2.1.2	Les essais de frottement	27
2.2	Les essais de frottement	30
2.2.1	Le dispositif expérimental	30
2.2.2	La matrice d'essais	31
2.2.3	Les coefficients de frottement mesurés	32
2.2.4	Les flux de chaleur mesurés	36
2.2.5	Les coefficients de frottement dans le temps	40
2.2.6	L'observation et l'analyse des surfaces frottantes.....	46
2.2.7	Synthèse	57
2.3	La mesure de température par thermographie IR.....	59
2.3.1	Le rayonnement des solides	59
2.3.2	Principe de la thermographie IR.....	63
2.3.3	Le dispositif d'étalonnage de l'émissivité.....	64
2.3.4	Les mesures de température réalisées	65
2.3.5	Les perspectives	67
Chapitre 3	Etude numérique et modélisation	69
3.1	Modélisation numérique de l'essai de rayure à grande vitesse	70
3.1.1	Discrétisation spatiale	70
3.1.2	Modèle mécanique	70
3.1.3	Modèle thermique	71
3.1.4	Schéma d'intégration et discrétisation temporelle	71
3.1.5	Lois de comportement.....	73
3.1.6	Modèle de contact	75
3.1.7	Propriétés des matériaux	76
3.2	Simulation numérique de l'essai de rayure à grande vitesse.....	77
3.2.1	Présentation des objectifs	77
3.2.2	Décomposition du frottement.....	77
3.2.3	Le couplage fort thermique mécanique.....	95
3.2.4	Les perspectives	97
3.3	Modélisation du frottement à l'interface pièce-outil-copeau	98
3.3.1	Introduction	98
3.3.2	Synthèse et modélisation distincte des influences.....	98
3.3.3	Assemblage du modèle.....	102

Conclusions	105
Bibliographie	107
Annexe A LTDS et Ascométal Creas	113
A.1 Présentation du LTDS	113
A.1.1 Historique	113
A.1.2 Les activités du LTDS	113
A.1.3 Les chiffres clés	114
A.2 Présentation d'Ascométal Creas	115
A.2.1 Historique	115
A.2.2 Organisation et activités du CREAS	115
A.2.3 Les domaines d'expertise	116
Annexe B Caractéristiques du 27MnCr5	117
B.1 Données mécaniques à froid	117
B.2 Données rhéologiques à chaud	117
B.3 Données thermiques	118
Annexe C Montage d'étalonnage	119
C.1 Bague intérieure	120
C.2 Cache Caméra	121
C.3 Cache pièce	122
Annexe D Fichiers de simulation numérique	125
D.1 Modèle avec un pion rigide	125
D.2 Modèle avec un pion en carbure	128
Annexe E Outils développés pour la modélisation	129
E.1 Synthèse des données simulées	129
E.2 Exemple de dépouillement numérique	130
E.3 Fichier Matlab de calcul des valeurs du modèle de frottement	131

Notations

a_p	Profondeur de passe [m]
c	Célérité de la lumière dans le vide : $c = 2,998.10^8 \text{ m.s}^{-1}$
$[C]$	Matrice d'amortissement global
C_P	Capacité thermique massique [$J.g.K^{-1}$]
E	Module de Young [Mpa]
f	Avance [m/tr]
F_c	Effort de coupe [N]
$\{F_{ext}\}$	Vecteur des forces extérieures
F_f	Effort d'avance [N]
$\{F_{int}\}$	Vecteur des forces intérieures
F_N	Effort normal [N]
F_{NS}	Effort normal au plan de cisaillement [N]
F_S	Effort de cisaillement [N]
F_T	Effort tangentiel [N]
h	Constante de Planck : $h = 6,626176 \cdot 10^{-34} \text{ J.s}$
\overline{I}	Tenseur identité
k	Constante de Boltzmann : $k = 1,380662 \cdot 10^{-23} \text{ J.K}^{-1}$
$[K]$	Matrice de raideur globale
L	Luminance
L_λ	Luminance monochromatique
L_λ^0	Luminance monochromatique du corps noir
$[M]$	Matrice de masse globale
N	Vitesse de rotation de la broche [tr/min]
R^0	Puissance rayonnée par une surface élémentaire
\overline{S}	Tenseur déviateur des contraintes

T	Température [K]
T	Température ambiante [K]
V V_{\sim}	Vitesse d'écoulement du copeau ou de glissement [m/min]
V_C	Vitesse de coupe [m/min]

Symboles grecs

α_{λ}	Facteur d'absorption
δ	Dilatabilité linéique moyenne [$10^{-6}.K^{-1}$]
ϵ_0	Permittivité du vide : $\epsilon_0 = 8,854188.10^{-12}$ F. m ⁻¹
ϵ	Facteur d'émission ou émissivité
ϵ_{λ}	Facteur d'émission monochromatique
$\overline{\epsilon}$	Tenseur des déformations
$\overline{\epsilon}^P$	Tenseur des déformations plastiques
$\overline{\dot{\epsilon}}^P$	Tenseur des vitesses de déformations plastiques
ϕ	Flux de chaleur [W]
λ	Conductivité thermique [$W.mm^{-1}.K^{-1}$]
λ	Longueur d'onde [m]
μ_{abr}	Composante abrasive
μ_{adh}	Composante adhésive (coefficient de frottement interfacial)
μ_{app}	Coefficient de frottement apparent (de Coulomb)
μ_{def}	Composante de déformation plastique (coefficient de labourage)
ν	Coefficient de poisson
ρ	Masse volumique [$kg.m^{-3}$]
ρ_{λ}	Facteur de réflexion
σ	Constante de Stephan : $\sigma = 5,67 . 10^{-8}$ W.m ⁻² .K ⁻⁴
σ_{VM}	Contrainte équivalente de Von Mises [Mpa]
$\overline{\sigma}$	Tenseur des contraintes de Cauchy
τ_{λ}	Facteur de transmission
Ω	Angle solide

: Produit tensoriel doublement contracté

Glossaire

CTS	Couche de transfert sélective
IR	Infrarouge
UGV	Usinage Grande Vitesse
ZCP	Zone de cisaillement primaire
ZCS	Zone de cisaillement secondaire
ZCT	Zone de cisaillement tertiaire

La théorie, c'est quand on sait tout et que rien ne fonctionne. La pratique, c'est quand tout fonctionne et que personne ne sait pourquoi.

Albert Einstein

Introduction

L'usinage des matériaux et notamment des aciers est un des procédés de mise en forme de pièces mécaniques les plus utilisés dans l'industrie. Il est donc naturellement soumis aux fortes contraintes économiques actuelles. En effet, pour rester compétitif face à leurs concurrents situés dans des pays où la main d'œuvre reste encore moins chère, les industriels ne peuvent plus se contenter de garder leur savoir-faire concernant la réalisation de pièces techniques, mais doivent dès lors optimiser et améliorer sans cesse leurs processus de production. A ces contraintes économiques fortes peuvent s'ajouter les récentes contraintes écologiques concernant l'utilisation de lubrifiants lors des opérations d'usinage notamment en ce qui concerne leur retraitement et leur nocivité. En considérant le fait que les pièces mécaniques sont généralement produites sur des lignes de production, couramment appelées lignes transfert, il apparaît primordial de faire évoluer de façon concurrente toutes les étapes de fabrication par usinage que sont le tournage, le fraisage, le taillage, le perçage, etc. Les industriels se doivent donc d'augmenter la productivité de leurs moyens de production : soit en améliorant les outils (géométrie, composition), soit en améliorant l'usinage des matériaux (aciers à usinabilité améliorée) et ce 'en usinant écologiquement' en supprimant l'usage de lubrifiants (Certification ISO 14001).

C'est directement à la frontière entre ces deux perspectives que m'a été confié la suite d'un projet défini dans le cadre d'un contrat de recherche entre le LTDS-ENISE (Laboratoire de Tribologie et de Dynamique des Systèmes) et le centre de recherche d'Ascométal : le CREAS (Centre de Recherche Européenne sur les Aciers Spéciaux). En effet, depuis quelques années, l'entreprise Ascométal développe pour ses clients des aciers dédiés à la mise en forme par usinage. Ces aciers à usinabilité améliorée ont pour double objectif de réduire les coûts de production en augmentant notamment la durée de vie des outils coupants et de supprimer l'usage de la lubrification. Le CREAS a mis au point la famille d'aciers VITAC, obtenues par introduction dans la matrice métallique d'inclusions particulières à base de Calcium. Ce projet consiste en la caractérisation tribologique des aciers à usinabilité améliorée et notamment à la nuance Vitac 3000 d'Ascométal pour un matériau dédié au marché automobile et mécanique : le 27MnCr5.

Les mécanismes de la coupe en usinage et notamment ceux attenants à la formation du copeau sont des phénomènes complexes. En effet, l'interface outil-copeau est le siège d'interactions complexes et multi-physiques (mécaniques, thermo-métallurgiques, physico-chimiques, etc.). Les mécanismes mis en jeu à cette interface sont responsables de l'usure des outils de coupe (adhésion, abrasion et diffusion) et donc de leur durée de vie, mais aussi de la qualité des surfaces usinées (géométrie, état de surface) et enfin les contraintes résiduelles des pièces fabriquées. Il est important de noter que ces phénomènes prennent encore plus d'importance en usinage à grande vitesse.

Ce mémoire est une synthèse des travaux effectués dans le cadre de cette étude et peut se décomposer en trois chapitres :

- Le premier chapitre, assez bibliographique, introduit le contexte de l'étude. La présentation des mécanismes de la coupe précède la présentation des outils coupants et de leurs revêtements et celle des aciers à usinabilité améliorée. Ce chapitre se termine par une introduction à la tribologie et son application pour la caractérisation du frottement en usinage.
- Le second chapitre est dédié au dispositif expérimental des essais de frottement réalisés et à la présentation des principaux résultats obtenus. Une analyse des phénomènes observés est proposée.
- Le troisième chapitre présente les travaux de simulations numériques effectués et présente quelques résultats intéressants portant sur l'extraction de la partie adhésive de coefficients de frottement apparents déterminés à partir des essais expérimentaux. Dans ce chapitre est aussi proposée une modélisation du frottement à l'interface pièce-outil-copeau.
- Enfin, la conclusion se veut être une synthèse de cette étude, proposant discussions et perspectives.

Chapitre 1

Contexte de l'étude

La coupe des métaux est un des processus thermomécaniques les plus complexes où les interactions entre usinant et usiné se font pour de très grandes vitesses de déformation, à des températures d'interface très élevées et avec d'importantes pressions locales. Etant donné l'importance croissante des contraintes et des exigences industrielles, la modélisation de la coupe et de ces interactions apparaît comme un enjeu majeur pour son optimisation.

Dans ce chapitre assez bibliographique, les notions indispensables de la mise en forme par enlèvement de matière sont présentées. En abordant dans un premier temps le cas du tournage, ce chapitre présente surtout les mécanismes de son application la plus simple et la plus scientifiquement intéressante : la coupe orthogonale. Les définitions liées aux conditions de coupe et à la description géométrique des outils coupants y sont aussi présentées. Après une présentation rapide des nuances du matériau étudié, sont ensuite présentés les différents phénomènes tribologiques rencontrés lors de l'interaction entre une pièce et un outil coupant, avec notamment le cas du frottement.

1.1 Mécanismes et physique de la coupe

1.1.1 Les besoins liés à l'usinage

Depuis leur apparition, les techniques d'usinage, comme tous les autres procédés de mise en forme des matériaux, se sont considérablement améliorées pour rester en phase avec les exigences industrielles, quelles soient économiques ou écologiques. Les industriels ne cessent de rechercher à fabriquer toujours plus vite des pièces avec la qualité demandée et ce à moindre coût. L'émergence de la technologie d'usinage à grande vitesse (UGV) ou le développement des géométries et des revêtements d'outils coupants ont eu comme seul but de répondre aux questions de fabrication concernant les conditions de coupe optimales et les conséquences sur la pièce (état de surface, contraintes résiduelles).

1.1.2 Définition de l'usinage

L'usinage est un procédé de mise en forme par enlèvement de matière : un outil de coupe enlève de la matière à une pièce afin de générer une nouvelle surface et ainsi obtenir la forme finale voulue. Les configurations de coupe des procédés d'usinage tels que le tournage, le fraisage ou le perçage peuvent se scinder en trois catégories : la coupe orthogonale (a), la coupe oblique (b) et la coupe avec glissement (c).

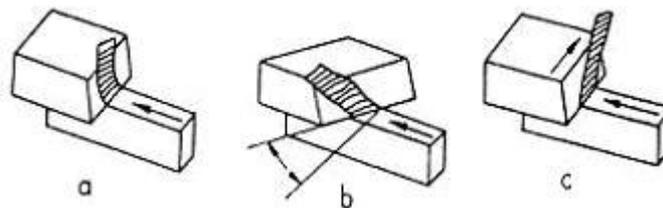


Figure 1-1 Les différentes configurations de coupe [DESS.2004]

1.1.3 La formation des copeaux

1.1.3.1 Principe du tournage

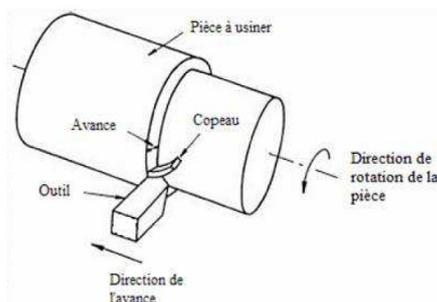


Figure 1-2 Principe du tournage

Le principe du tournage est simple : la pièce est mise en rotation et un outil de coupe vient en contact afin de générer les surfaces désirées. Pour bien appréhender la physique de la coupe, il est nécessaire de bien maîtriser ses différents paramètres.

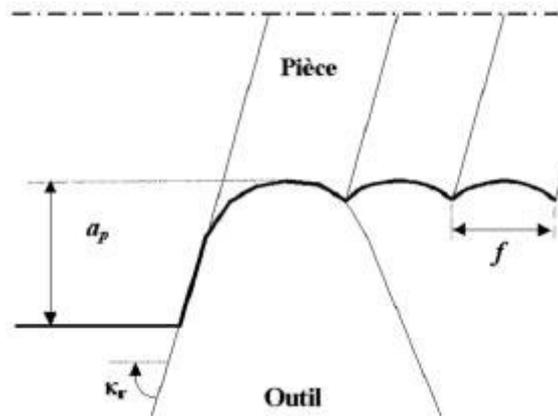


Figure 1-3 Paramètres de coupe en tournage [LAHE.2004]

- V_c : la vitesse de coupe [m/min] correspond à la vitesse tangentielle de la pointe de l'outil par rapport à la pièce. C'est un paramètre fondamental qui dépend de la configuration de coupe, du procédé et du couple outil/matière. C'est à partir de la vitesse de coupe et du diamètre de la surface usinée [mm] que l'on détermine la vitesse de rotation du tour par la relation :

$$N = \frac{1000.V_c}{\pi.D} \quad (1.1)$$

- f : l'avance [mm/tr] correspond à l'incrément de déplacement dans la direction d'avance réalisé à chaque tour de la pièce par l'outil.
- a_p : la profondeur de passe [mm] correspond à l'épaisseur de coupe dans la direction radiale

1.1.3.2 La coupe orthogonale

La coupe orthogonale est le mécanisme de coupe le plus simple et le plus élémentaire. Dans cette configuration, l'arête de coupe de l'outil est à la fois perpendiculaire à la direction de coupe et à la direction d'avance. Bien que rarement employée dans l'industrie, cette configuration présente l'intérêt scientifique d'isoler la formation du copeau et ainsi faciliter l'analyse de ses mécanismes.

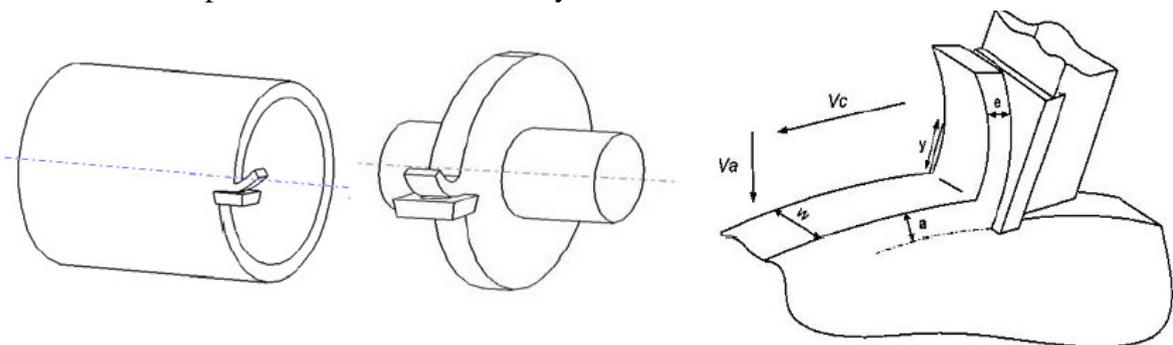


Figure 1-4 Configurations de coupe orthogonale [BARG.2005]

1.1.3.3 Les zones de sollicitations thermiques et mécaniques

Les phénomènes de coupe sont complexes et au sein de la région où se forme le copeau on peut mettre quatre zones en évidence :

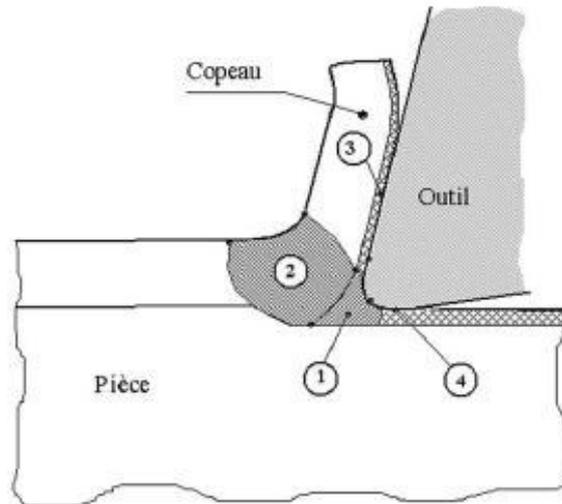


Figure 1-5 Les zones de sollicitations en coupe orthogonale [LAHE.2004]

- (1) **La zone morte** : C'est la zone de séparation en deux parties de la matière engendrée par l'arête de l'outil. C'est dans cette zone que peut se former, si la vitesse de coupe est insuffisante, une arête rapportée. [TREN.1991]
- (2) **La zone de cisaillement primaire** : C'est la zone de formation du copeau : la matière change de direction et passe de la vitesse de coupe V_c à la vitesse d'écoulement du copeau V_{cop} . Elle est le siège de sollicitations intenses qui s'étendent de la pointe de l'outil jusqu'à la surface libre du copeau et se manifeste sous forme d'importantes déformations plastiques créatrices de chaleur dont l'intensité conditionne une grande partie du flux de chaleur transmis à l'outil.
- (3) **La zone de cisaillement secondaire** : Les phénomènes de frottement à l'interface outil-copeau induisent également des déformations plastiques dans une région du copeau adjacente à la face de coupe de l'outil. Dans cette zone, la matière est soumise à de forts taux de cisaillement et subit une forte élévation de température en plus de celle subie lors du passage dans la zone de cisaillement primaire. Dans cette zone, l'usure de l'outil se fait principalement par adhésion, abrasion et par diffusion.
- (4) **La zone de cisaillement tertiaire** : Le contact entre le bec et la face en dépouille de l'outil d'une part et la surface usinée d'autre part, peut également provoquer des déformations plastiques dans la pièce. Elles restent cependant beaucoup moins élevées que dans les deux zones de déformations précédentes mais se passent à une vitesse plus élevée et influent sur la qualité de la surface usinée tant par sa rugosité qu'au niveau de ses contraintes résiduelles.

1.1.3.4 Les sources de chaleur

Avec des déformations et des vitesses de déformations très élevées et des pressions locales de l'ordre du giga Pascal, les températures générées dans la zone de coupe sont colossales. Dans ces conditions, les processus mécaniques et thermiques régissant la coupe sont donc très fortement couplés. Il est estimé que près de la totalité de l'énergie mécanique consommée est transformée en énergie thermique (entre 90 et 100%).

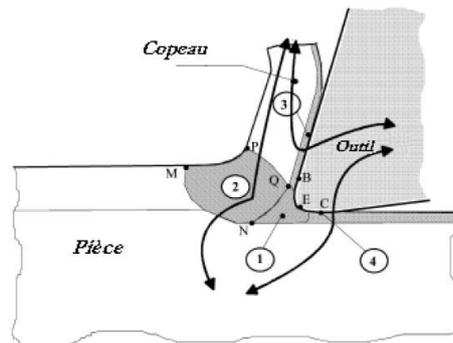


Figure 1-6 Les transferts thermiques en coupe orthogonale [LIST.2004]

Les sources de chaleur proviennent des déformations plastiques dans les ZCP et ZCS et des dissipations dues au frottement sur la face de coupe à l'interface outil-copeau et sur la face de dépouille à l'interface outil-pièce. La distribution de ces sources de chaleur est complexe, même si les copeaux en évacuent la plus grande part.

La température, conséquence du frottement, sur la face de coupe a des effets importants sur les efforts de coupe et l'usure des outils. En effet, c'est à l'interface outil-copeau que l'on observe la diffusion de particules abrasives comme l'alumine vers l'outil. Ce phénomène est dû à la viscosité différentielle observée entre les inclusions 'dures' du matériau usiné par rapport aux autres éléments, permettent ainsi la diffusion des inclusions vers l'interface outil-copeau où l'on observe une diffusion des composants de l'outil vers le copeau.

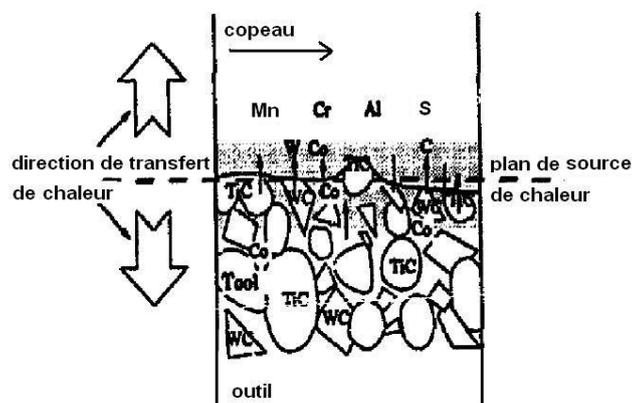


Figure 1-7 Modèle dynamique de diffusion des composants de l'outil vers le copeau [MILL.1996]

1.1.3.5 La morphologie des copeaux

Des copeaux de morphologies très différentes peuvent être formés en fonction des conditions de coupe et du couple outil-matière ; on peut les classer en trois catégories :

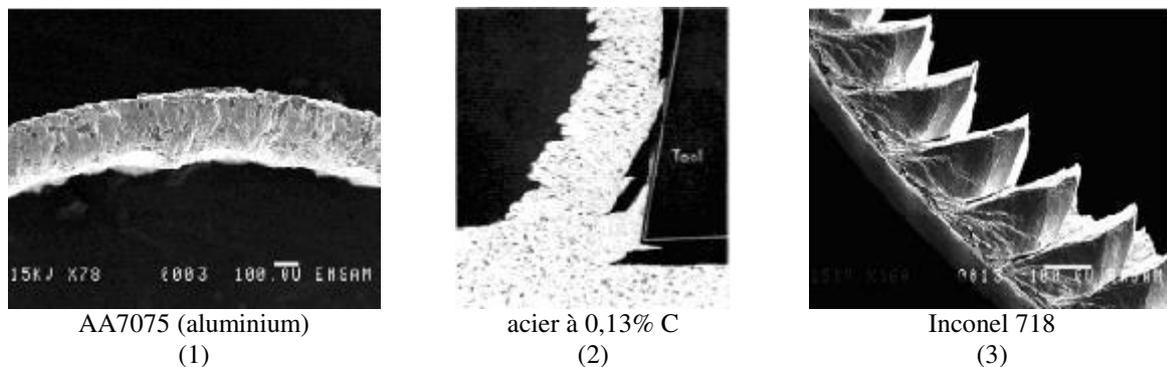


Figure 1-8 Les différentes morphologies de copeaux [LIST.2004]

- (1) **Les copeaux continus** : Formés dans un état de déformation plastique stationnaire (coupe continue stable), les champs de déformations, de vitesses de déformation et de température sont constants dans le temps.
- (2) **Les copeaux formés avec arête rapportée** : Ils résultent d'un état d'équilibre dynamique du système composé de l'outil, du copeau et d'une zone de stagnation de matière au niveau l'arête.
- (3) **Les copeaux discontinus ou segmentés** : Formés dans un état de déformation plastique non stationnaire (coupe instable), ils sont composés d'éléments successifs plus ou moins liés. La segmentation des copeaux est tributaire des phénomènes de fissuration et de rupture, d'instabilité et de localisation des déformations plastiques. Ces copeaux sont aussi définis comme ondulants ou festonnés, de copeaux à localisation de déformation ou encore de copeaux à dents de scies.

La vitesse joue un rôle fondamental sur la stabilité de la coupe et sur la morphologie des copeaux. Ainsi, plus la vitesse de coupe est importante et plus on observe une segmentation des copeaux, certes assimilée à une coupe instable mais assez recherchée car elle permet de baisser les efforts de coupe et une meilleure évacuation des copeaux. A ce phénomène s'ajoute des effets thermiques : en effet, la quantité de chaleur à l'interface pièce-outil-copeau a tendance à croître proportionnellement avec la vitesse.

La maîtrise de la forme et notamment de la fragmentation des copeaux est un des enjeux majeurs pour les industriels, car des copeaux qui ne s'enroulent pas autour de la pièce ou de l'outil s'évacuent non seulement beaucoup mieux, mais évitent surtout les arrêts et blocages de production.

1.1.3.6 Les efforts de coupe

Selon la théorie simplificatrice de Merchant, qui suppose l'existence d'un plan mince de déformation, la résultante des efforts de coupe qu'exerce l'outil peut être décomposée de trois façon différentes. On ne peut mesurer expérimentalement que les efforts de coupe.

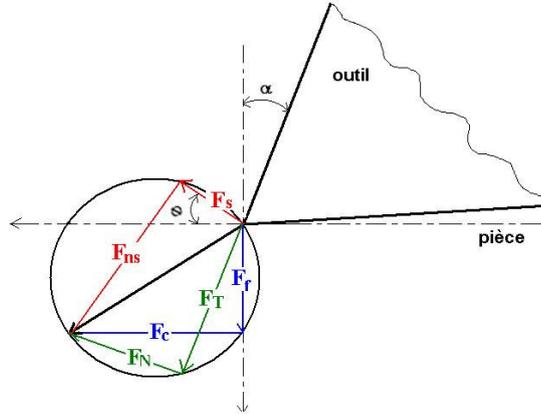


Figure 1-9 Diagramme des efforts en coupe orthogonale

Par rapport à la direction de coupe, on peut mesurer les efforts suivants :

- L'effort de coupe F_C
- L'effort d'avance F_f

Par rapport à la face de coupe de l'outil, on obtient :

- L'effort normal, défini comme :

$$F_N = F_C \cdot \sin(\alpha) + F_f \cdot \cos(\alpha) \quad (1.2)$$

- L'effort tangentiel, défini comme :

$$F_T = F_C \cdot \cos(\alpha) - F_f \cdot \sin(\alpha) \quad (1.3)$$

Par rapport à un plan parallèle au plan représentant la zone de cisaillement primaire, on peut décomposer la résultante des efforts selon :

- L'effort de cisaillement, défini comme :

$$F_S = F_C \cdot \cos(\phi) - F_f \cdot \sin(\phi) \quad (1.4)$$

- l'effort normal au plan de cisaillement, défini comme : F_{NS}

$$F_{NS} = F_C \cdot \sin(\phi) + F_f \cdot \cos(\phi) \quad (1.5)$$

A partir des efforts de coupe mesurés, on peut aussi formuler un coefficient de frottement apparent, défini comme :

$$\mu_{app} = \frac{F_T}{F_N} \quad (1.6)$$

Lorsqu'on développe cette expression, on obtient facilement l'expression de ce coefficient en fonction des efforts de coupe :

$$\mu_{app} = \frac{F_f + F_C \cdot \tan(\alpha)}{F_C - F_f \cdot \tan(\alpha)} \quad (1.7)$$

1.2 Outils coupants et revêtements

1.2.1 Description géométrique

Ce sont les outils qui enlèvent la matière. Il en existe de nombreuses sortes, mais ils ont tous en commun la définition de leurs angles normalisés dont l'indice correspond à celui du plan dans lequel ils sont projetés.

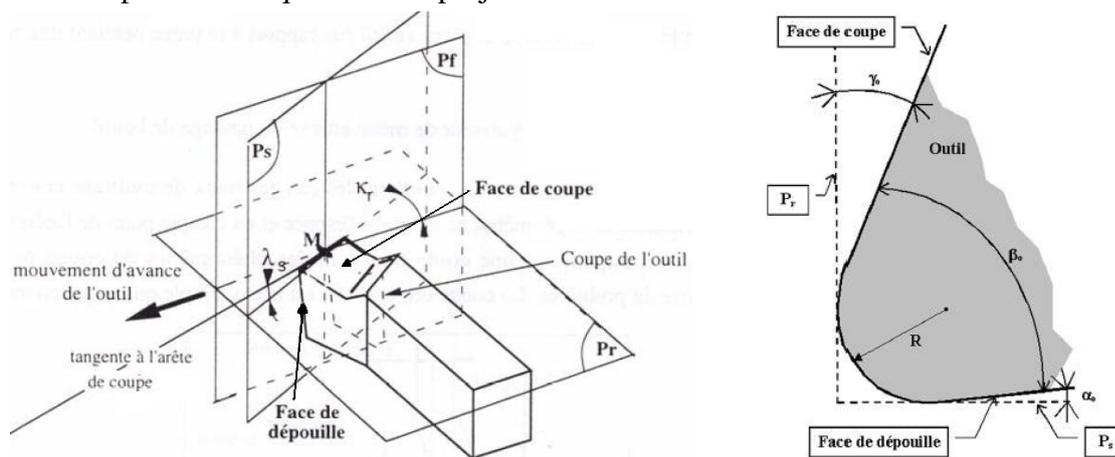


Figure 1-10 Géométrie et paramètres de l'arête de coupe dans le plan de coupe orthogonale P_o

Faces	Face de coupe : face sur laquelle glisse le copeau
	Face de dépouille : face sur laquelle frotte la surface de la pièce juste usinée
R	Le rayon de bec de l'outil
Pr	le plan de référence de l'outil est parallèle au plan servant d'appui au corps de l'outil.
Plans	P _s le plan d'arête de l'outil. Il est tangent à l'arête de coupe et perpendiculaire au plan de référence Pr.
	P _f le plan orthogonal de l'outil. Il est perpendiculaire au plan de référence et au plan d'arête de l'outil.
Angles	κ_r l'angle de direction d'arête. Il est mesuré dans le plan Pr entre P _s et P _f . En coupe orthogonale, $\kappa_r = 90^\circ$
	λ_s l'angle d'inclinaison d'arête. Il est mesuré dans le plan P _s entre l'arête de coupe et Pr. En coupe orthogonale, $\lambda_s = 0^\circ$
	α_0 l'angle de dépouille. Il permet d'éviter le talonnage de l'outil sur les faces usinées.
	β_0 l'angle de taillant. Il est défini par les limites de la matière, donc entre les faces de coupe et de dépouille.
	γ_0 l'angle de coupe. C'est l'angle qui donne l'acuité de l'outil. Il est mesuré entre Pr et la face de coupe. Plus l'angle est faible plus l'outil coupe, mais plus il est fragile, donc un compromis est nécessaire à ce niveau. C'est l'angle le plus important de la coupe.

Un outil à coupe positive est caractérisé par la somme de ses trois angles $\alpha_0, \beta_0, \gamma_0$, égale à 90° . Lorsque cette somme est supérieure à 90° , on dit qu'il est à coupe négative.

1.2.2 Les matériaux

Les matériaux pour outils coupants peuvent être regroupés en trois catégories :

- les aciers rapides (HSS), encore utilisés pour la fabrication d'outils complexes
- les carbures
- les céramiques et matériaux ultra-durs développés pour l'usinage des alliages durs et réfractaires.

Le carbure de tungstène est le matériau le plus utilisé pour la fabrication d'outils. On trouve deux catégories de carbure : les carbures simples composés de carbure de tungstène (WC) et de liant cobalt (Co) dont la proportion varie de 2 à 15% et les carbures mixtes qui possèdent en plus du (WC), du carbure de titane (TiC), de tantale (TaC), de vanadium (VC) ou de niobium (NbC). La composition chimique du carbure et la taille des grains font varier de manière importante ses propriétés mécaniques et physiques.

1.2.3 Les revêtements

Depuis plus de dix ans, l'utilisation d'outils coupants non-revêtu en usinage tend à disparaître au profit d'outils revêtus. Cette tendance, d'abord instaurée en tournage c'est peu à peu généralisée pour tous les outils coupants (fraisage, taillage et perçage) et ce quelque que soit le matériau substrat (acier rapide ou carbure). [RECH.2002]

1.2.3.1 Définition

Un revêtement permet de protéger l'outil coupant des nombreuses agressions thermiques et mécaniques auxquelles il est soumis lors d'une opération d'usinage. Les quatre zones de sollicitations identifiées en coupe orthogonale (cf. §1.1.3) démontrent la rudesse de l'interface pièce-outil-copeau. Pour diminuer les impacts de ces sollicitations sur la pièce usinée (géométrie, contraintes résiduelles) et sur leur durée de vie, les outils coupants ont dans un premier temps été fabriqués dans des matériaux plus durs pour ensuite être revêtus. Les revêtements d'outils sont donc principalement conçus pour limiter les quatre phénomènes d'usure que sont :

- L'adhésion entre usinant et usiné
- L'abrasion de l'usinant par des particules dures provenant de l'usiné
- L'oxydation de l'usinant
- La diffusion de matière de l'usinant vers l'usiné

De plus en plus, les différents revêtements sont aussi conçus pour limiter les transferts de chaleur entre usinant et usiné (barrière thermique), pour maîtriser les modes d'usure, par exemple l'usure en dépouille ; mais aussi pour résister à des sollicitations toujours plus élevées dues aux vitesses de coupe sans cesse augmentées par les industriels pour optimiser leur productivité.

1.2.3.2 Les propriétés demandées

Pour pouvoir remplir toutes les fonctions demandées, le système substrat-revêtement se doit de remplir un certain cahier des charges :

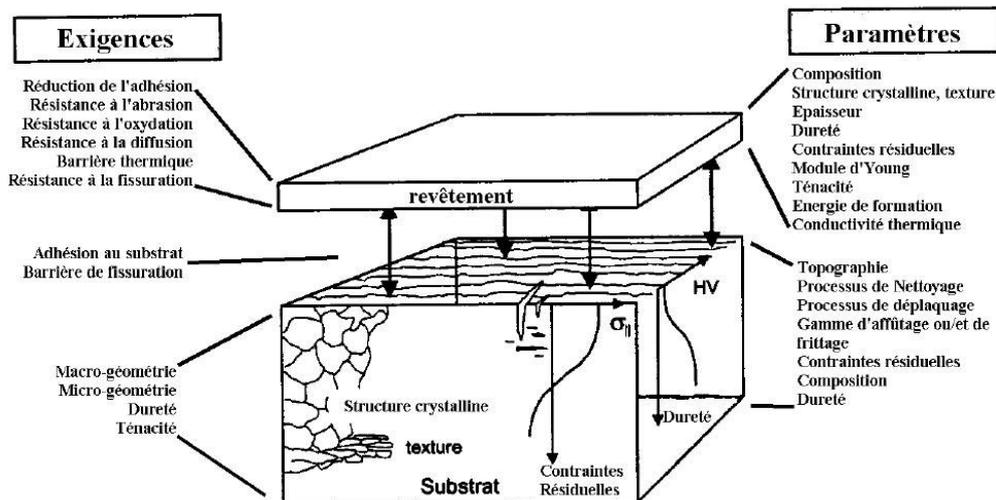


Figure 1-11 Cahier des charges du système substrat-revêtement en usinage [TONS.1997]

L'adhésion du revêtement au substrat est l'élément primordial s'il en est. En effet, le revêtement peut posséder les meilleures propriétés, s'il ne peut se lier au substrat, elles n'ont aucun intérêt. Cette adhésion dépend fortement de la compatibilité des matériaux en terme d'énergie de surface ou de réseau cristallographique, de la dureté et des contraintes résiduelles du substrat et enfin du mode de déposition. Pour compléter ces propriétés et notamment en raison des forts gradients de température rencontrés en usinage, il est important que le substrat et le revêtement aient des conductivités thermiques du même ordre de grandeur (valeurs voisines) pour limiter les effets de dilatation différentielles.

Une ténacité élevée, ce qui signifie avoir un module de Young élevé (résistance à la déformation) une grande ductilité (résistance aux chocs) et une importante résistance à la rupture. Il est important de noter que les couches superficielles de revêtement évaporées possèdent des contraintes résiduelles de compressions très favorables pour limiter l'apparition de fissures et donc l'écaillage éventuel du revêtement.

Une résistance à la fatigue importante, autrement dit une capacité à limiter l'apparition et la propagation de fissures. Elles sont toujours initialisées dans les zones de concentration de contraintes, par conséquent il est nécessaire de bien préparer la surface de l'outil (contraintes de compression, faible rugosité, porosité maîtrisée, etc.) ainsi que de bien maîtriser l'état de contraintes des couches de revêtement déposées.

La dureté du revêtement est aussi une propriété d'usage importante. Pour qu'elle soit maximale, il faut favoriser les compositions de matériaux comprenant des liaisons

(atomiques) covalentes : celles dont l'énergie de cohésion est la plus importante, contrairement aux liaisons métalliques dites faibles de type Van der Waals ou hydrogène. Il est important de noter que la dureté du revêtement est fortement dépendante de son mode de déposition.

Pour limiter les phénomènes d'adhésion c'est à dire l'apparition de liaisons chimiques entre l'usinant et l'usiné, il faut employer pour les revêtements des matériaux chimiquement inertes ou au moins stables.

Pour limiter l'oxydation des revêtements aux températures très élevées rencontrées en usinage, les compositions de revêtement doivent avoir la plus faible propension possible à la formation d'oxydes. Cette résistance à l'oxydation dépend fortement de l'intensité des énergies de liaison par rapport à celle de formation des oxydes.

La diffusion d'éléments de l'usinant vers l'usiné est encore difficilement maîtrisable aux températures rencontrées. Cependant, de récentes recherches ont montré que l'on peut limiter ce phénomène en augmentant l'épaisseur des couches de revêtement, en particulier celles ayant une structure très dense, afin de constituer une 'barrière de diffusion'.

1.2.3.3 Les modes de dépositions

Les technologies de déposition de revêtement se sont considérablement développées ces dernières années. Face au nombre très important de modes de déposition industriels existant, je vais me contenter de présenter les deux grandes familles existantes :

- Les revêtements déposés par voie physique : les PVD (Physical Vapor Deposition)
- Les revêtements déposés par voie chimique : les CVD (Chemical Vapor Deposition), les MTCVD (Moderate Temperature CVD) ou les PACVD (Plasma Assisted CVD) utilisant pour la déposition un plasma à plus faible température.

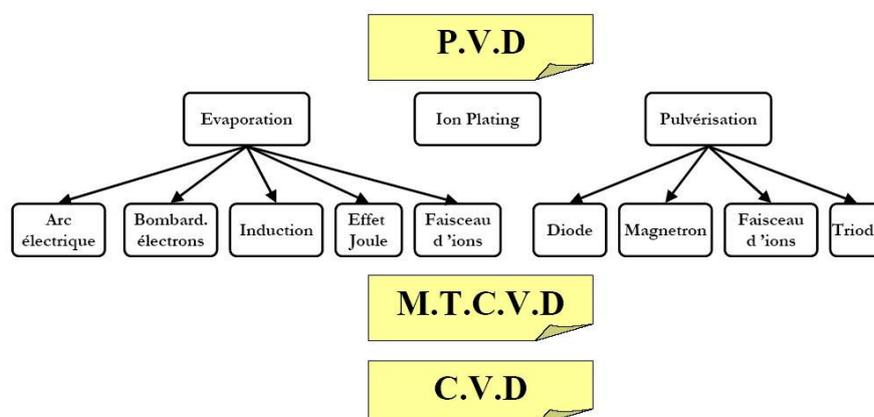


Figure 1-12 Principaux modes de déposition des revêtements pour outils coupants [RECH.2002]

	<i>Avantages</i>	<i>Inconvénients</i>
PVD	<ul style="list-style-type: none"> • Investissement limité • Faible température de dépôt • Bonne adhérence du dépôt • Contraintes de compression dans la couche • Nombreuses possibilités de dépôts • Contraintes de compression dans la couche 	<ul style="list-style-type: none"> • Les pièces doivent être de forme voisine • Dépôt difficile pour les géométries complexes • Faible vitesse de dépôt • Dépôts non uniformes
CVD	<ul style="list-style-type: none"> • Grande pureté des dépôts • Grande variété de composition • Pièces complexes possibles • Bonne adhérence sur un substrat en carbure 	<ul style="list-style-type: none"> • Température de déposition élevée • Investissement élevé • Résidus toxiques de déposition • Temps de cycle long • Mauvaise acuité d'arrête des outils • Contraintes traction dans la couche • Risque d'attaque du substrat par des gaz corrosifs

Tableau 1-1 *Comparaison des propriétés des modes de déposition PVD et CVD [RECH.2002]*

Ces deux familles de procédés permettent de déposer des couches de composition identiques sans que leurs propriétés le soient. Cette dispersion des propriétés des revêtements portant la même désignation oblige à la prudence.

Le principe des gammes de déposition est identique. Le substrat subit un cycle de nettoyage organique pour enlever les résidus de résines, graisses ou hydrocarbures contenus à sa surface. Pour les substrats non métalliques, ce cycle est complété par un nettoyage chimique permettant d'enlever les oxydes et les résidus métalliques. Ces nettoyages sont complétés d'une décontamination par flux d'argon juste avant le dépôt. A la suite de ces nettoyages, le revêtement est synthétisé et porté en phase vapeur avant d'être transporté vers le substrat avec le moins de collisions moléculaires possibles. Le revêtement est ensuite déposé sur la surface du substrat sous forme d'îlots qui se rejoignent peu à peu pour former une couche continue qui s'épaissit.

1.2.3.4 Les constituants et les structures

Les matériaux utilisés pour les revêtements sont de plus en plus nombreux mais les tendances actuelles peuvent être classées en quatre groupes :

- les revêtements à base de titane (TiC, TiN, TiB₂, TiCN, TiAlN, TiAlCN)
- les revêtements céramiques
- les revêtements ultra-durs (diamant, PCBN)
- les revêtements autolubrifiants (MoS₂, WC/C, CrC/C)

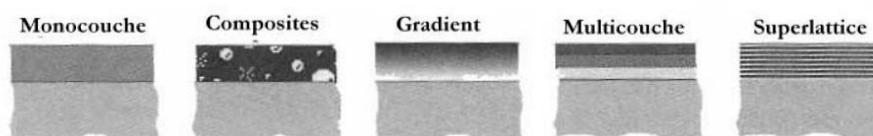


Figure 1-13 *Les différentes structures industriellement développées de revêtements [RECH.2002]*

L'épaisseur des couches de revêtement est une affaire de compromis. En effet, plus celles-ci sont épaisses, plus la diffusion peut être limitée. Mais cette épaisseur induit de nombreuses difficultés au niveau de l'adhésion du revêtement sur le substrat et de la maîtrise des contraintes résiduelles avec notamment plus de concentrations de contraintes.

Remarque : la majorité des informations présentées sur les revêtements d'outils coupant sont extraites du mémoire de thèse de J. Rech [RECH.2002].

1.2.4 Les outils utilisés

1.2.4.1 Le carbure

Le carbure utilisé est de grade H10F de Sandvik. Il est du type WC, contenant 10% de cobalt (Co) et 90% de tungstène (W). La taille moyenne de grain est de 0,8 μm . Ce carbure est utilisé comme substrat pour des revêtements TiN et MoS₂. Ses propriétés mécaniques sont résumées dans le tableau ci-dessous :

	Dureté HV30	Limite en compression	Limite en cisaillement	Densité
H10F	1600 HV	6250 MPa	4300 MPa	14,45 10 ³ Kg/m ³

Figure 1-14 Propriétés du carbure H10F [SAND.2001]

1.2.4.2 Le revêtement TiN

Le revêtement TiN possède une structure cubique face centrée. Les propriétés du revêtement TiN obtenu avec évaporation par faisceau d'électrons sont résumés ci-dessous :

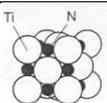
	e _{couche}	Température d'oxydation	Oxyde formé	Coeff. de frottement sur 100Cr6 (sphère 4mm, 1N, 100mm/s)	
TiN	3,6 μm	600°C	TiO ₂ + N ₂	0,18 \pm 0,05	

Figure 1-15 Structure cristalline et propriétés du revêtement TiN [RECH.2002]

1.2.4.3 Le revêtement MoS₂

Le revêtement MoS₂ possède une structure lamellaire où chaque lamelle possède une structure hexagonale plane. Les propriétés du revêtement MoS₂ obtenu par pulvérisation magnétron sont résumés ci-dessous :

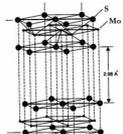
	e _{couche}	Température d'oxydation	Oxydes formés	Coeff. de frottement sur 100Cr6 (sphère 4mm, 1N, 100mm/s)	
MoS ₂	3,2 μm	400°C	MoO ₃ + SO ₂	0,05 \pm 0,02	

Figure 1-16 Structure cristalline et propriétés du revêtement MoS₂ [RECH.2002]

1.3 Acier et usinabilité

1.3.1 L'acier étudié et ses nuances

Le sidérurgiste Ascométal travaille depuis plusieurs années au développement d'aciers à usinabilité améliorée et commercialise deux nuances :

- La nuance Vitac BC, pour des vitesses de coupe standards
- la nuance Vitac 3000, pour des vitesses de coupe élevées (UGV)

L'acier étudié est le 27MnCr5. Dédié au marché de l'automobile et plus précisément à la réalisation de pignons, cet acier est produit et commercialisé sous forme de barres laminées rondes. Cette étude s'inscrivant dans le cadre de l'UGV, c'est la nuance Vitac 3000 qui sera étudiée. Le référentiel de cette étude sera la nuance standard (U).

Nuance	C	Si	Mn	S	P	Ni	Cr	Mo	Cu	Al
U	0,24	0,221	1,156	0,031	0,009	0,131	1,093	0,055	0,2	0,02
Vitac 3000	0,232	0,098	1,185	0,032	0,008	0,123	1,15	0,034	0,196	0,017

Tableau 1-2 Composition massique des nuances de l'acier 27MnCr5 étudiées [ROCH.2005]

Ces deux nuances ont des propriétés mécaniques quasiment identiques : la dureté de la nuance standard est de 159 HB et celle de la nuance Vitac 3000 est de 166 HB. Pour la suite de l'étude, on fera l'hypothèse de matériaux mécaniquement identiques dont seul le comportement tribologique varie selon la nuance.

1.3.2 Les aciers à usinabilité améliorée

Ces nuances d'aciers sont développées pour diminuer les phénomènes d'usure et ainsi améliorer la durée de vie des outils coupants lors des opérations d'usinage. Des inclusions non métalliques contenues dans les aciers sont connues pour l'amélioration d'usinabilité qu'elles apportent. Ainsi, depuis les années 70, il a été observé que l'introduction de calcium dans la matrice métallique améliorerait l'usinabilité. La nuance Vitac 3000 a été développée à partir de ce constat.

Le principe d'action de ces inclusions est de créer des 'pièges à oxydes' en enrobant les inclusions abrasives pour neutraliser leurs effets : on parle alors d'aciers 'calmés' au calcium. Les inclusions de sulfure de manganèse (MnS) et l'alumine (Al₂O₃) sont transformées en des particules moins abrasives, respectivement des sulfites contenant des oxydes de calcium et d'alumine et des oxydes enrobés de sulfites. [RUPP.1998], [LARS.2000]

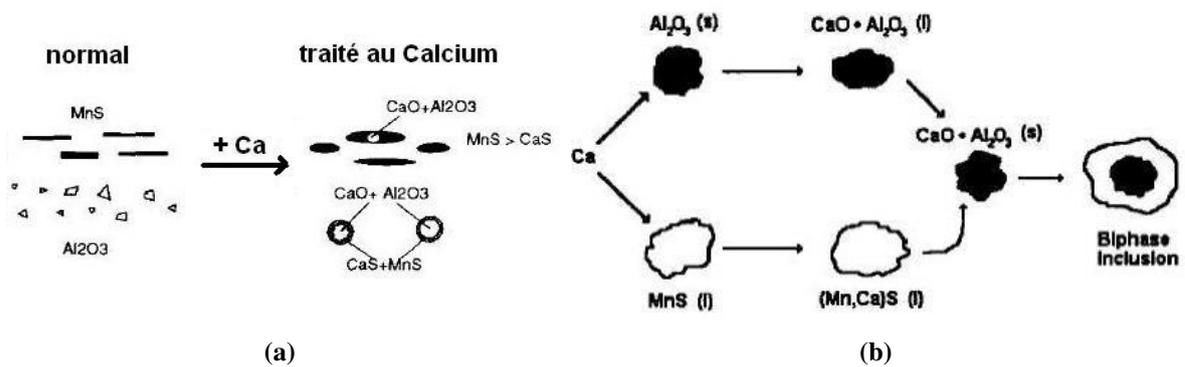


Figure 1-17 (a) Inclusions dans les aciers [VAIN.1995] et (b) modèle empirique de transformation des inclusions de sulfure de manganèse dans les aciers par apport de calcium [BLAI.1997]

La maîtrise des populations inclusionnaires est un enjeu majeur dans l'élaboration des aciers traités au calcium car si la proportion de calcium devient trop importante alors les propriétés mécaniques de l'acier seront dégradées.



Figure 1-18 Inclusions du 42CrMo4 après laminage pour deux nuances : standard (a) et à usinabilité améliorée par traitement calcium V2000 (b) [POLL.2000]

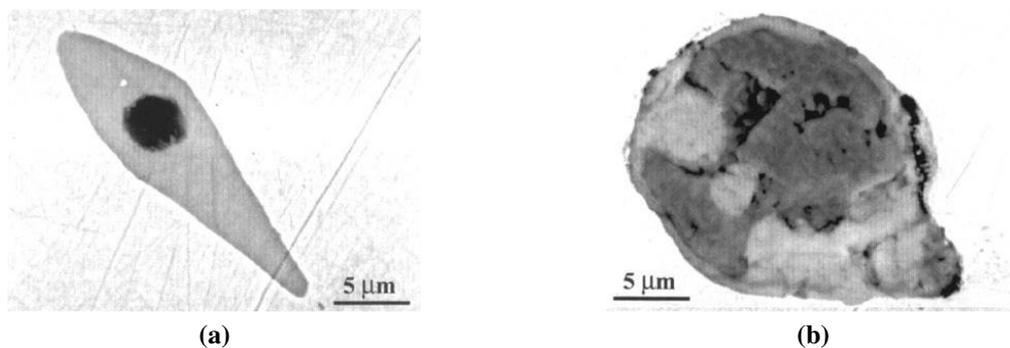


Figure 1-19 Comparaison des inclusions entre un acier faiblement traité au calcium (fig. a) et un acier plus fortement traité (fig. b) [LARS.2000]

Les inclusions de calcium confèrent au matériau de bien meilleures propriétés d'usinabilité en coupe continue. Il se crée à la surface du copeau en contact avec l'outil coupant une couche de transfert.

1.3.3 La formation d'une couche de transfert sélective

Dans le cas des aciers traités au calcium, le modèle de diffusion des éléments à l'interface outil-copeau (cf. fig. 1.7) est modifié pour faire apparaître une couche de transfert sélective (CTS).

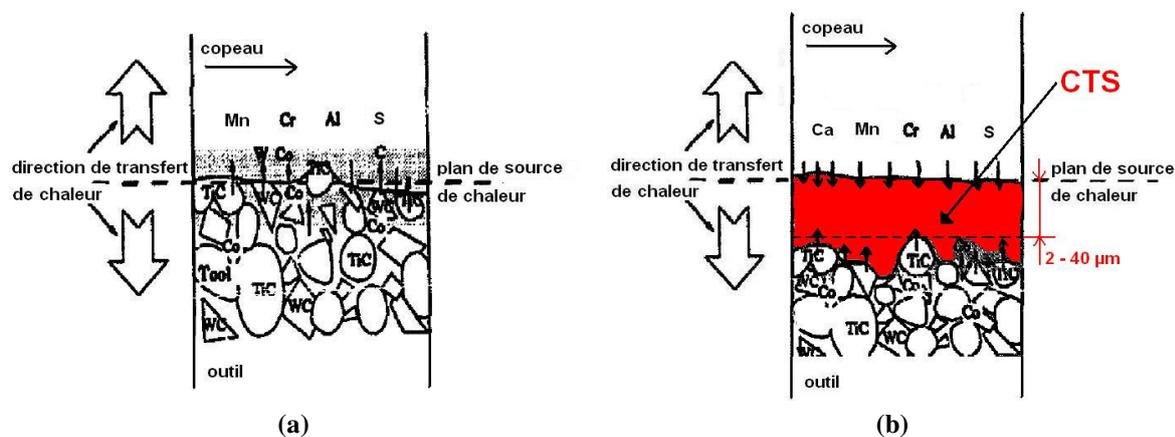


Figure 1-20 Modèles de diffusion à l'interface outil-copeau : classique (a) et avec la formation d'une couche de transfert sélective (b) [MILL.1996]

Selon Larsson et al. [LARS.2000], la formation de cette couche de transfert est principalement due aux déformations des particules à l'interface outil-copeau. La CTS a un rôle de lubrifiant, limitant aussi les phénomènes d'usure abrasive de la face de coupe. Les études menées sur les aciers traités au calcium conduisent aux mêmes conclusions :

- L'usure en cratère de la face de coupe de l'outil est plus lente avec les aciers traités : la CTS diminue l'altération chimique.
- L'usure en dépouille est plus faible (moins de particules abrasives)
- La CTS se forme à partir d'une certaine température. Si la température devient trop élevée, la CTS disparaît et seules restent les particules d'alumine, les carbonitrures et les sulfures durs. La formation de la CTS dépend donc des conditions de coupe.
- La zone de glissement du copeau sur la face de coupe est plus faible avec une CTS.
- Les trop petites différences entre les efforts de coupe mesurés et les longueurs de contact des copeaux sur la face de coupe ne peuvent pas expliquer les phénomènes.

Malgré le nombre d'études concernant les aciers à usinabilité améliorée, le phénomène de formation de la couche de transfert sélective reste assez mal compris. De nombreux constats ont été faits, mais aucune expérience n'a permis de caractériser de façon manifeste le comportement tribologique des aciers traités au calcium par rapport aux aciers non traités.

1.4 Frottement et phénomènes tribologiques

1.4.1 Introduction à la tribologie

Bien que le frottement soit impliqué dans de nombreux phénomènes et implique de nombreuses disciplines scientifiques, sa théorie semble en retard par rapport à la pratique. La science qui l'étudie se nomme la tribologie. Ce mot, construit à partir des racines grecques *tribein* (frotter) et *logos* (discours, étude), a été proposé en 1968 par G. Salomon pour désigner la science qui étudie les phénomènes susceptibles de se produire entre deux systèmes matériels en contact, immobiles ou animés de mouvements relatifs.

La tribologie s'intéresse à l'étude et à l'interprétation scientifique des faits expérimentaux attenants aux surfaces et a pour principal objectif le développement technique des contacts mécaniques. En effet, les propriétés dégradées des solides sont bien plus souvent causées par celles des surfaces que celles des volumes. Les enjeux de la tribologie sont de plusieurs natures : assurer le bon fonctionnement et la fiabilité des machines ou améliorer leur rendement et leur durée de vie, diminuer les bruits de fonctionnement liés aux contacts mécaniques, diminuer le coût d'obtention des surfaces frottantes, etc. Il est important de reconnaître le caractère pluridisciplinaire de la tribologie où le terme de couplage multi-physique prend tout son sens avec la science des matériaux, la physico-chimie des surfaces, la mécanique des solides et des surfaces, la thermique et la thermodynamique, la thermo-chimie et la thermo-métallurgie, etc.

1.4.1.1 Système tribologique

Un système tribologique est un système mécanique constitué de deux solides en contact et animés d'un mouvement relatif. Ces deux solides, évoluant dans un milieu ambiant donné, peuvent être séparés par un film appelé troisième corps. Ce troisième corps peut être introduit dans le contact par entraînement cinématique (lubrifiants solides ou liquides) ou par formation in situ (particules détachées).

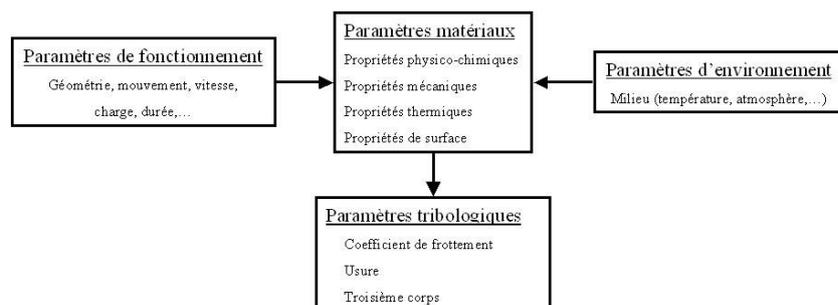


Figure 1-21 Synoptique général d'un système tribologique [BARR.2004]

L'interface d'un système tribologique est le siège de phénomènes dissipatifs, regroupés sous le terme générique de frottement.

<i>Energie dissipée</i>	<i>Mode de dissipation</i>
Energie de déformation	Déformation élastiques et plastiques
Energie de rupture	Fissuration, formation de débris, arrachements, écaillages
Energie thermique	Echauffements, transferts de chaleur
Energie chimique	Adhésion, oxydation
Energie acoustique	Vibrations, bruits
Energie électrique	Electrisation, accumulation de charges électro-chimiques
Energie lumineuse	Etincelles, rayonnement, photoémission

Figure 1-22 Les différents modes de dissipation d'énergie en frottement

La quantification de ces énergies dissipées est primordiale car elles conditionnent l'échauffement de l'interface, modifient la géométrie du contact (usure) et conditionnent les écoulements des surfaces en contact.

1.4.1.2 Les surfaces

La surface d'un corps est la limite physique de son volume, le séparant du milieu extérieur. Elle correspond à une discontinuité dans l'arrangement périodique des éléments. Le terme de surface représente une couche d'épaisseur comprise entre 10^{-2} et 10^{-6} mm. La composition chimique et les propriétés mécanique de cette zone sont souvent différentes de celles du cœur du matériau. La surface est l'endroit le plus perturbé d'une pièce.

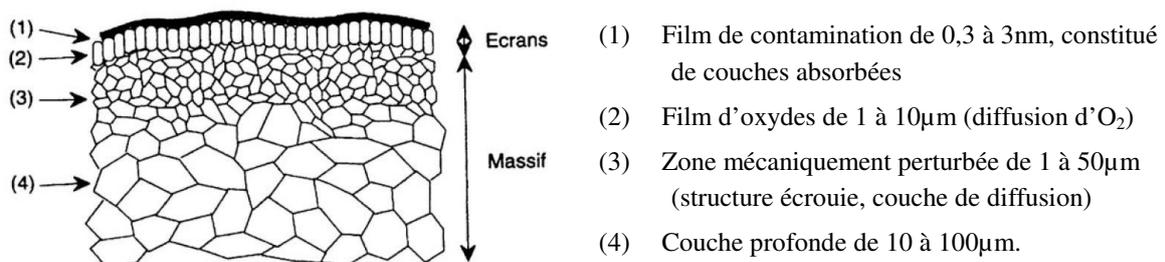


Figure 1-23 Coupe théorique d'une surface

Lorsque l'usure est limitée à l'enlèvement des films de surface, elle est qualifiée d'usure 'douce'. Une fois détruits, ces écrans peuvent se reconstituer par réaction avec l'environnement. Quand ce n'est pas le cas et que l'usure s'étend au massif, elle est qualifiée d'usure 'destructrice' ou 'sévère'.

Il est important de noter que les surfaces en contact ne peuvent jouer des rôles symétriques et que la surface de contact réelle n'est pas la surface apparente mais un ensemble de zones discrètes.

1.4.1.3 Le concept de troisième corps

Le mouvement entre deux surfaces peut produire des débris qui commencent leur vie dans le contact. S'ils restent piégés dans le contact, le contact passe de deux à trois corps. Ces débris définissent le troisième corps, par opposition aux deux premiers corps du contact. Il apparaît intéressant de préciser les définitions des premiers et troisième corps :

Premiers corps : ce sont les matériaux qui bordent le contact. Ils interviennent par leur géométrie et leurs propriétés thermo-élastiques définissant les zones élémentaires de contact. Ils réagissent aux sollicitations de contact soit par changements de phases et/ou de structures qui conduisent par fragmentation au détachement de particules : ce sont les Transformations Tribologiques Superficielles (TTS) induites par la pression et les déformations locales ; soit par fissuration. L'adhésion, l'abrasion et l'écaillage apparaissent dans un second temps. Un revêtement ou traitement de surface fait partie intégrante des premiers corps alors que les couches d'oxydes, de pollution présentent initialement sur les premiers corps font partie du troisième corps.

Troisième corps : c'est le volume de matière présent entre les premiers corps. C'est un 'opérateur' de transmission de charge accommodant la différence de vitesse des premiers corps. Il est dit naturel lorsqu'il est issu ou se forme sur au moins un des deux premiers corps et artificiel lorsqu'il est apporté dans le contact (lubrification solide ou fluide). Un troisième corps naturel implique une période de formation par détachement de particules des premiers corps.

1.4.1.4 Mécanismes de dégradation des surfaces

L'usure est un ensemble de phénomènes complexes évoluant de façon non linéaire en fonction des sollicitations et du temps. Les effets de tous les paramètres influents sont non directement additifs : l'usure est un processus 'sur-additif'. On reconnaît trois étapes d'usure d'une pièce :

- Le rodage où la vitesse d'usure très importante au début diminue progressivement
- Le fonctionnement normal avec une vitesse d'usure relativement faible et constante
- Le vieillissement où la vitesse d'usure croît jusqu'à la ruine

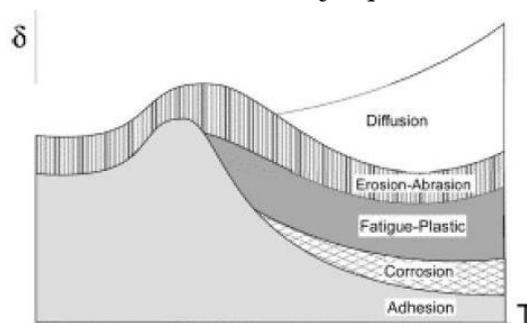


Figure 1-24 L'usure comme une fonction de la température [CARR.2002]

1.4.2 La tribologie en usinage

Lors de l'usinage des aciers, l'usure des outils est un paramètre très important et influe notamment sur la qualité des surfaces usinées. L'usure des outils peut être expliquée par trois modes d'usure :

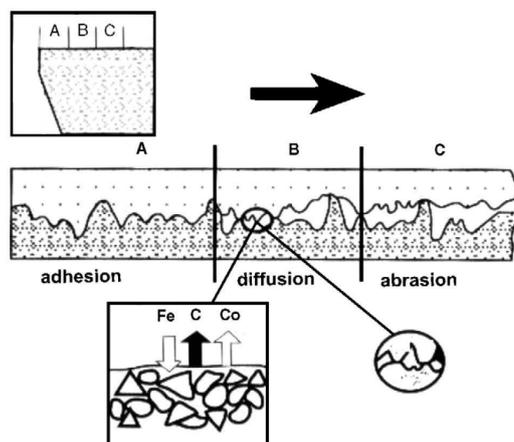


Figure 1-25 Mécanismes d'usure des outils en usinage [GALO.2006]

- (A) **L'usure par adhésion** : elle se crée sous la pression de contact très importante au niveau des aspérités et se manifeste par des micro-soudures. Lorsque ces jonctions se rompent, les fragments restent accrochés sur la face de coupe de l'outil et peuvent, notamment à basse vitesse, en s'accumulant, former une arête rapportée. Ce phénomène disparaît lorsque l'on augmente la vitesse de coupe.
- (B) **L'usure par diffusion** : elle se crée sous l'effet de la température et de la pression. Les atomes diffusent de l'outil vers le copeau. L'usure par diffusion peut être mise en évidence par l'existence d'un gradient de concentration des différents éléments de l'outil dans les copeaux. L'écoulement continu du copeau sur la surface de l'outil s'accompagne alors d'une décohésion des grains les plus superficiels, qui sont ensuite évacués avec le copeau créant un cratère sur la face de coupe de l'outil.
- (C) **L'usure par abrasion** : elle se caractérise par la formation de bandes striées dans la direction de contact. L'usure par abrasion apparaît à la fois sur la face de coupe et sur la face de dépouille des outils. Ce sont les particules dures qui sont à l'origine de cette usure. Elles peuvent être présentes dans la pièce sous la forme d'inclusions et de précipités ou provenir de l'outil lui-même. L'usure par abrasion est le mode d'usure dominant à l'interface outil-copeau.

La caractérisation des interactions tribologiques et des phénomènes liés au frottement entre les aciers usinés et les outils coupants apparaît comme un enjeu majeur pour la compréhension des mécanismes d'usure.

1.4.3 Les dispositifs de caractérisation

Pour caractériser l'ensemble des phénomènes dissipatifs se produisant à l'interface outil-copeau, les essais de frottement apparaissent comme les plus adaptés. Ces essais sont tous basés sur le même principe : l'application d'une charge avec un pion revêtu ou non sur le matériau usiné. Les pions d'essais peuvent être à tête plate ou sphérique et les supports plans ou cylindriques. Toutefois, la configuration la plus utilisée reste le système tribologique de type pion-disque de par sa facilité de mise en œuvre. On distingue deux familles de tribomètres : les tribo-systèmes fermés et les tribo-systèmes ouverts.

1.4.3.1 Les tribo-systèmes fermés

Les tribo-systèmes fermés recyclent la surface de contact et les débris issus de l'usure entraînent la formation d'un troisième corps. Pour évaluer un coefficient de frottement apparent entre le pion et le disque, il est primordial de ne considérer que les mesures effectuées au début de l'essai, c'est à dire avant la dégradation de la surface.

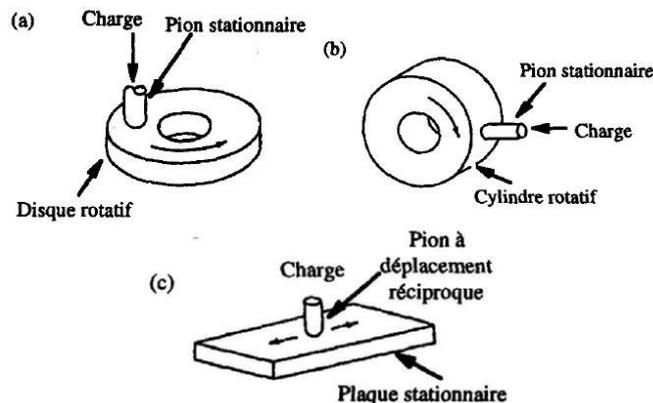


Figure 1-26 Les configurations des essais tribologiques classiques : (a) pion stationnaire sur disque rotatif, (b) pion stationnaire sur cylindre rotatif, (c) pion à déplacement réciproque sur plaque stationnaire [ZAMB.1998]

Cette configuration n'est pas une approximation raisonnable du contact entre l'outil et le copeau parce que les pressions atteintes restent très inférieures à celles rencontrées en usinage mais aussi et surtout parce que l'usinage est un tribo-système ouvert.

1.4.3.2 Les tribo-systèmes ouverts

Face au peu de représentativité du contact outil-copeau en usinage, des auteurs ont développé des tribo-systèmes ouverts. Hedenqvist a proposé en 1997 une configuration de frottement cylindre (revêtu) sur cylindre acier à des vitesses de 90 m/min et des pressions plus élevées. Cependant ce tribomètre ne permet pas d'effectuer des essais de frottement à haute température et avec des pressions locales voisines de celles rencontrées en usinage.

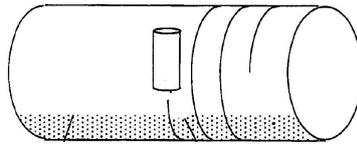


Figure 1-27 Principe du tribomètre d'Hedenqvist [HEDE.1997]

Un autre dispositif a été développé pour mieux reproduire les conditions de frottement en usinage. Initié par M. Olssen en 1989 puis poursuivi par M. Meiller en 2001 dans le cadre d'une thèse de doctorat, le principe de ce tribomètre est du type pion-dique auquel il a été ajouté un dispositif de régénération de surface.

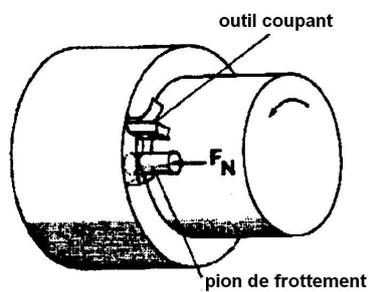


Figure 1-28 Principe du tribomètre d'Olssen [OLSS.1989]

Ce tribomètre est pour l'instant la meilleure approximation du contact en usinage.

Chapitre 2

Etude expérimentale

Pour comprendre et modéliser le frottement entre la pièce et l'outil, il a été développé un dispositif expérimental permettant de reproduire des conditions de frottement du même ordre de grandeur que celles observées lors de la coupe des métaux. Le thermo-tribomètre développé est du type pion-disque avec le disque en 27MnCr5 et les pions en carbure (revêtus ou non).

Ce chapitre commence par une synthèse des principaux résultats expérimentaux obtenus précédemment concernant l'usinabilité et le frottement. Dans un second temps, sont successivement présentés le dispositif expérimental et les résultats clés obtenus. Les essais expérimentaux nous ont permis d'obtenir de nombreux résultats, notamment sur les coefficients de frottement apparents, le flux de chaleur transmis et des perspectives pour des essais d'usure. Enfin, une troisième partie sera dédiée à la mesure de température par thermographie infrarouge. Après en avoir présenté les principes, je détaille la conception d'un montage d'étalonnage d'émissivité des matériaux et surfaces étudiées et les résultats clés obtenus sur l'estimation des températures d'interface.

2.1 Synthèse des études précédentes

Cette étude, réalisée en partenariat avec l'entreprise Ascométal Créas, pour la caractérisation des aciers à usinabilité améliorée est maintenant menée depuis près de deux ans. Des essais d'usinabilité ont été réalisés pour confirmer les résultats obtenus par l'industriel au niveau de la durée de vie des outils coupants en tournage. Dans un second temps, un thermo-tribomètre a été développé au laboratoire pour réaliser des essais de frottement dans des conditions proches de celles rencontrées en usinage. [ROCH.2005] [MUJI.2005] [CHAI.2006]

2.1.1 Les essais d'usinabilité

Pour mettre en évidence l'influence de la nuance Vitac 3000 sur la durée de vie des outils coupant en tournage, C. Rochas [ROCH.2005] a réalisé des essais d'usinabilité avec une opération de chariotage sans lubrification de barres en 27MnCr5 de nuance U et Vitac 3000 et de diamètre 80mm. Les outils coupants utilisés sont des plaquettes de type SPUN 120308 S4 P30 constitués de WC/Co non-revêtus, ou revêtus TiAlN, ou revêtus TiN. Ces essais ont été réalisés sur le tour TRANSMAB 450 du LTDS.

Ces essais ont montré que l'on pouvait distinguer deux familles d'outils : les outils non-revêtus et les outils revêtus. Leurs durées de vie ne sont pas du tout du même ordre de grandeur : les outils non-revêtus ont une durée de vie de 30s, alors que les outils TiAlN et TiN ont des durées de vie comprises entre 8 et 10 min. Pour tous les outils, la durée de vie est plus importante avec la nuance Vitac 3000 : l'usinabilité est donc bien améliorée.

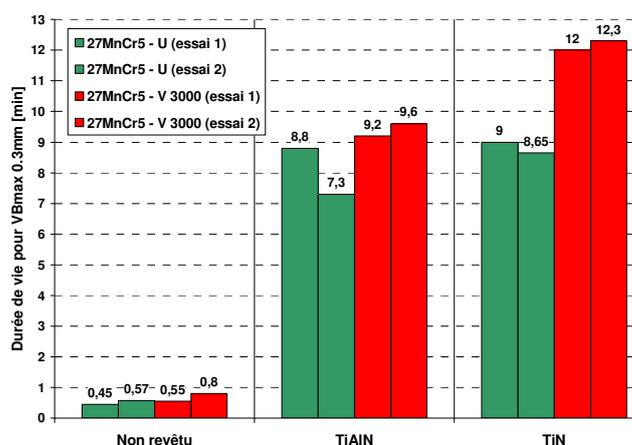


Figure 2-1 *Durée de vie d'outils revêtus ou non en fonction de la nuance de 27MnCr5 et du revêtement, $V_c=350m/min$, $f=0,4mm/tr$, $a_p=2mm$, critère de réforme des outils : $VB > 0.3mm$ [ROCH.2005]*

Dans son étude, Rochas a à la fois montré l'intérêt industriel des aciers à usinabilité améliorée et celui des revêtements d'outils.

2.1.2 Les essais de frottement

2.1.2.1 Les essais avec des pions à tête plate

Pour comprendre les interactions tribologiques à l'interface outil-copeau, un tribomètre a été développé au laboratoire. En reprenant le principe de celui de M. Meiller [MEIL.2002] avec un pion à tête plate frottant sur une surface continûment régénérée, le principal objectif de ces essais est de reproduire, le mieux possible, les conditions de frottement entre le copeau et la face de coupe de l'outil coupant en coupe orthogonale.

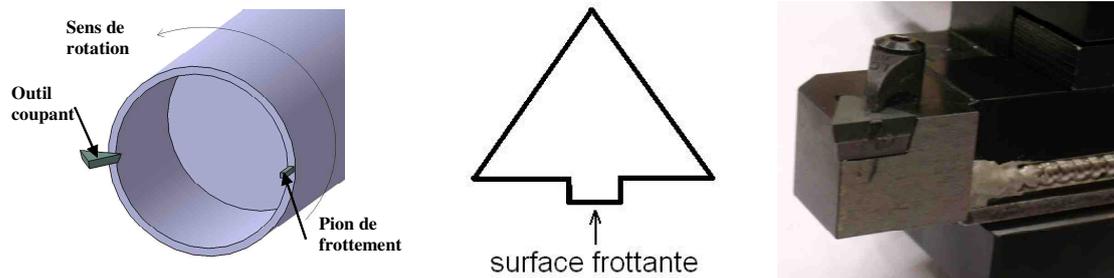


Figure 2-2 Principe des essais de frottement, géométrie du pion de frottement et porte-pion [ROCH.2005]

Le principe du tribomètre développé est le suivant : un outil coupant régénère à vitesse constante la surface d'un tube, monté sur la broche d'un tour conventionnel, pour reproduire les conditions de coupe orthogonale. Diamétralement opposé, un pion de frottement à tête plate, fabriqué à partir d'un outil coupant, est appuyé sur la surface du tube par l'intermédiaire d'un vérin pneumatique. Le porte-pion est fixé sur un dynamomètre et intègre une thermistance permettant de mesurer la température et d'estimer par l'intermédiaire d'une fonction inverse le flux de chaleur transmis dans le pion. Les conditions de frottement dépendent de la vitesse de glissement imposée V et de la pression appliquée P_N ; les paramètres de la régénération de surface étant ceux d'une configuration de coupe orthogonale à savoir une profondeur de passe a_p égale à l'épaisseur du tube, une avance f et une vitesse de coupe V_C égale à la vitesse de glissement.

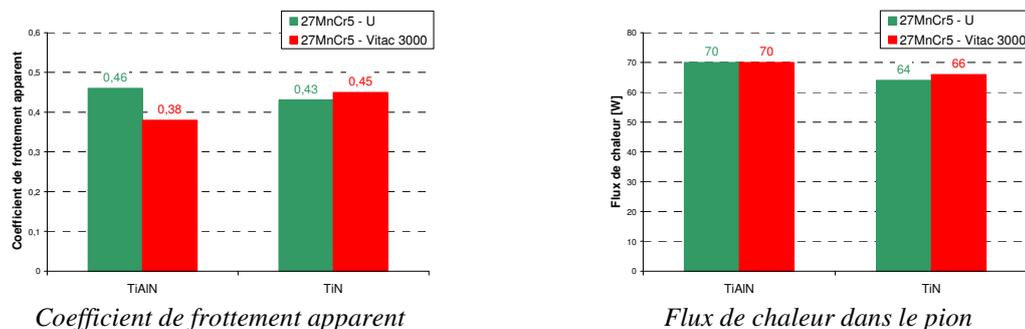


Figure 2-3 Résultats des essais de frottement avec des pions à tête plate
 $P_N = 350 \text{ Mpa}$, $V = V_C = 200 \text{ m/min}$, $a_p = 3 \text{ mm}$, $f = 0.2 \text{ mm/tr}$ [ROCH.2005]

Les résultats obtenus par C. Rochas avec des pions à tête plate revêtus TiAlN et TiN apparaissent cohérents. Aucun résultat avec des pions en carbure non-revêtu n'est disponible parce que les pions usinaient le tube en 27MnCr5. De plus, la difficulté de mise en œuvre des essais avec les pions plats n'a pas permis de faire varier les conditions de frottement. Pour cette condition d'essai, les résultats obtenus ne permettent pas de faire une quelconque différence entre les nuances du 27MnCr5.

2.1.2.2 Les essais avec des pions à tête sphérique

Afin de palier aux problèmes de mise en œuvre rencontrés par C. Rochas lors de ses essais de frottement, F. Chaize [CHAI.2006] a utilisé des pions en carbure à tête sphérique, de diamètre 9 mm.

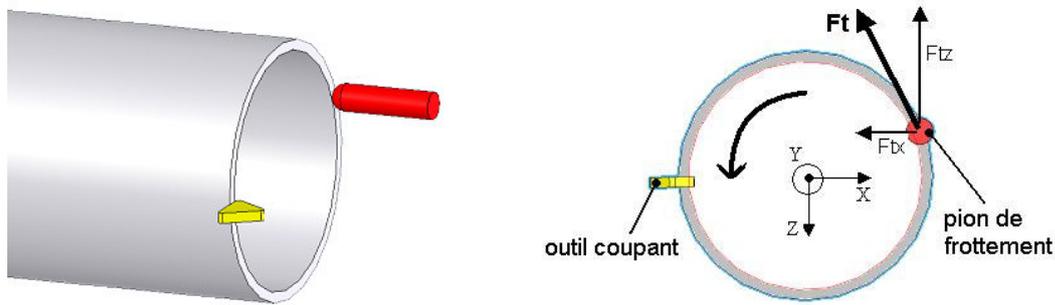


Figure 2-4 Configuration des essais de frottement réalisés [CHAI.2006]

Les paramètres de régénération de surface sont identiques, mais le pion est maintenant asservi en effort normal appliqué F_N et non plus en pression (surface frottante difficile à estimer).

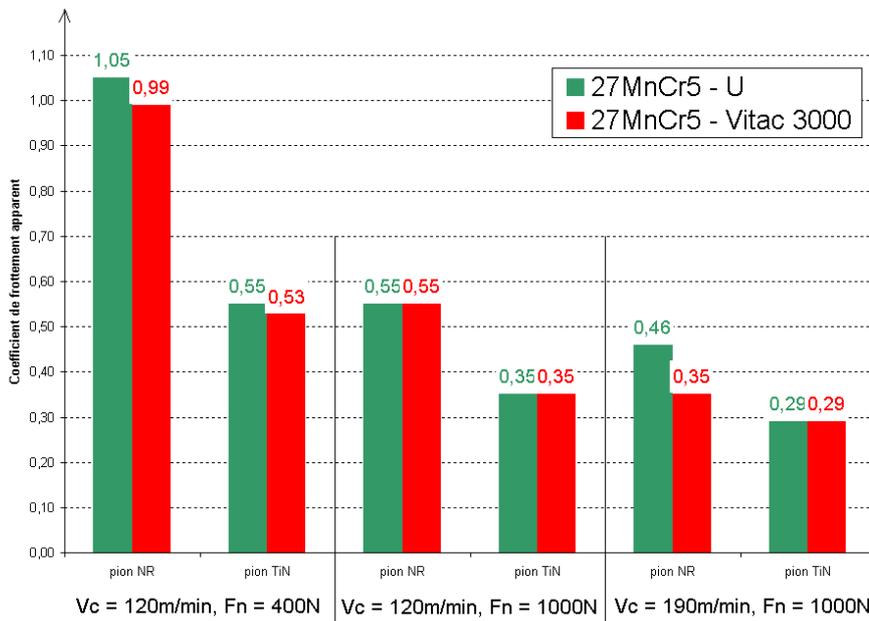


Figure 2-5 Coefficients de frottement apparents obtenus avec des pions à tête sphérique ($d = 9 \text{ mm}$)
 $a_p = 3 \text{ mm}$, $f = 0.2 \text{ mm/tr}$ [CHAI.2006]

Les essais réalisés montrent clairement qu'il existe deux familles bien distinctes pour l'évaluation du coefficient de frottement apparent : les pions en carbure WC/Co non revêtus conduisent toujours un coefficient de frottement apparent supérieur à ceux obtenus avec des pions en carbure revêtus TiN. L'étude de ces résultats montre aussi que les différences en terme de coefficients de frottement entre les deux nuances du 27MnCr5 sont faibles et par conséquent difficiles à analyser.



Figure 2-6 Profil cylindrique et surface d'un pion neuf en carbure WC/Co



Figure 2-7 Observations au MEB de la surface de pions en carbure non-revêtus.
Conditions de frottement : $V=190\text{m/min}$, $F_N = 1000\text{N}$ [CHAI.2006]

Les observations des surfaces des pions à la loupe binoculaire ont montré la difficulté de caractériser la surface frottante des pions revêtus. Seules les surfaces des pions non-revêtus permettent d'estimer la pression de contact. F. Chaize a aussi effectué des essais de diffusion mais, compte tenu des cinétiques de chauffage et de refroidissement en rayage (du même ordre de grandeur que celles en usinage), ces essais ont validé l'hypothèse de les négliger (à 1000°C , un contact d'une heure conduit à une diffusion sur moins de $0.2\ \mu\text{m}$ d'épaisseur).

2.2 Les essais de frottement

2.2.1 Le dispositif expérimental

Pour caractériser les phénomènes de frottement à l'interface outil-pièce, il a été développé au laboratoire un tribomètre dont le principe est celui d'un système pion/disque où, comme pour le tribomètre de M. Olssen (1989) et celui de M. Meiller (2001), la surface du disque est continûment régénérée.

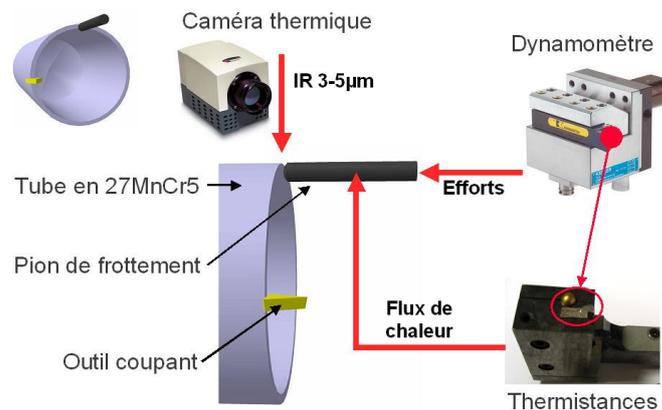


Figure 2-8 Principe du tribomètre développé

Lors du développement de ce tribomètre, ont été envisagés plusieurs dispositifs ; seulement, peu d'entre eux permettaient de se rapprocher des conditions de frottement rencontrées sur la face de coupe d'un outil coupant en tournage :

- Régénération continue de la surface (coupe continue)
- Surface frottante de la pièce écroûie par l'outil
- Température importante à l'interface outil-pièce

Par contre, il est des approximations dont il faut tenir compte :

- L'influence thermique due à la régénération de surface et les cinétiques de chauffage et de refroidissement de la pièce sont différentes d'une configuration en usinage seul
- La surface sur laquelle frotte le pion est oxydée : le temps d'oxydation, compris entre 10^{-6} et 10^{-8} s, est inférieur au temps de parcours entre l'outil coupant et le pion.
- La surface frottante de la pièce, simulant celle du copeau, est écroûie à des vitesses différentes de celle utilisée habituellement en usinage ($V_C = 350$ m/min)

Le tribomètre développé permet une acquisition des efforts au moyen d'un dynamomètre ainsi qu'une estimation du flux de chaleur au moyen de thermistances dans le pion de frottement. L'utilisation d'une caméra thermique (ou radiomètre) dans la bande de longueur d'onde 3–5µm permet de déterminer, en connaissant l'émissivité des surfaces étudiées, la température et le gradient de température à l'interface pion-pièce.

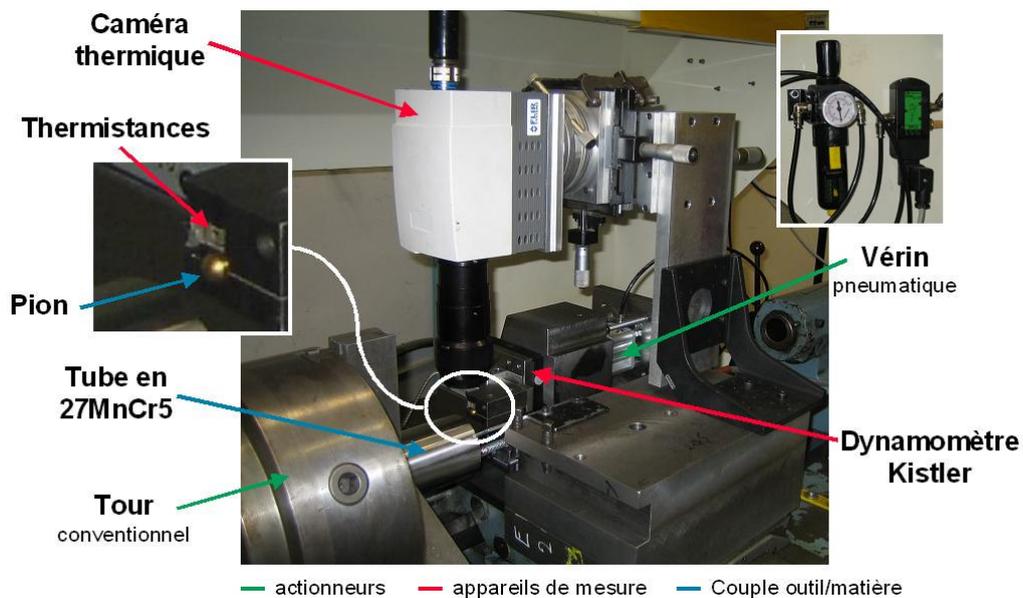


Figure 2-9 Le montage expérimental

2.2.2 La matrice d'essais

Pour se rapprocher le plus possible des conditions de frottement sur la face de coupe de l'outil en coupe orthogonale, les essais ont été réalisés pour différentes vitesses de glissement et pour différents efforts normaux appliqués. La vitesse de glissement imposée permet de simuler expérimentalement la vitesse d'écoulement des copeaux sur la face de coupe en prenant en compte le rapport de l'épaisseur du copeau par rapport à la profondeur de passe. L'effort normal appliqué permet lui de caractériser la sensibilité du frottement à la pression locale.

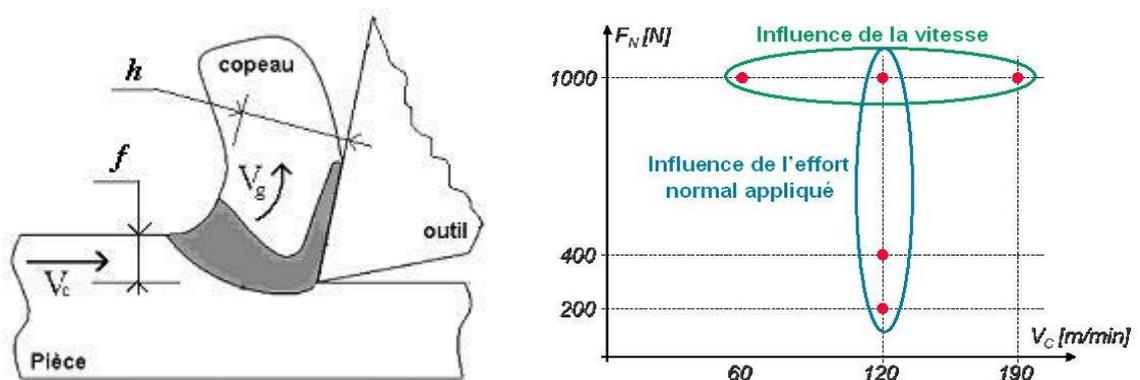


Figure 2-10 Illustration des paramètres d'écoulement du copeau et la matrice d'essais

Les conditions d'essais ont été déterminées à partir des résultats des essais d'usinabilité effectués par C. Rochas. Ces essais ont été réalisés pour trois vitesses et trois efforts normaux différents, pour les deux nuances (U et Vitac 3000) du 27MnCr5 et avec des pions non revêtus, revêtus TiN et revêtus MoS₂.

2.2.3 Les coefficients de frottement mesurés

2.2.3.1 Principe de la mesure

Le coefficient de frottement considéré est le coefficient de frottement apparent ou encore dit de Coulomb. Il est défini comme le rapport entre l'effort tangentiel et l'effort normal. Extrait pour chaque essai à partir des mesures d'efforts fournies par le dynamomètre sur lequel est fixé le porte-pion, il est calculé sur la partie la plus stable du relevé d'efforts et en début d'essai pour s'affranchir des phénomènes d'usure des pions.

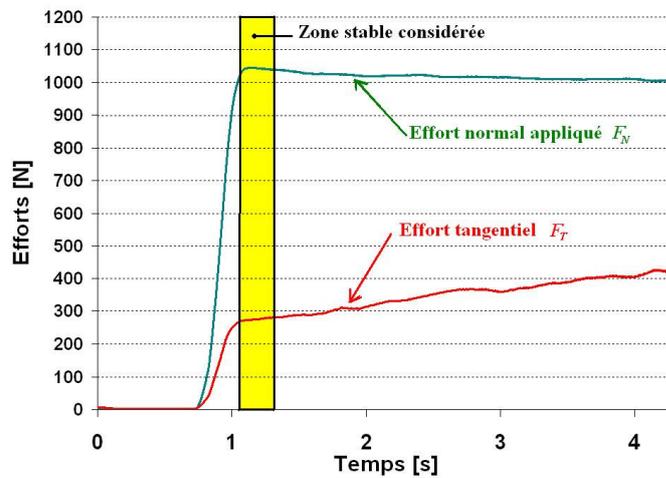


Figure 2-11 Exemple de relevé de l'effort normal et tangentiel pour un contact entre le 27MnCr5 - Vitac 3000 et un pion en carbure non-revêtu, $V=190\text{m/min}$, $F_N = 1000\text{N}$

2.2.3.2 Avec des pions en carbure non-revêtu

Les essais de frottement avec les pions en carbure non-revêtu ne montrent aucune différence significative au niveau du coefficient de frottement apparent entre les deux nuances du 27MnCr5. Les coefficients de frottement apparents relevés semblent cohérents.

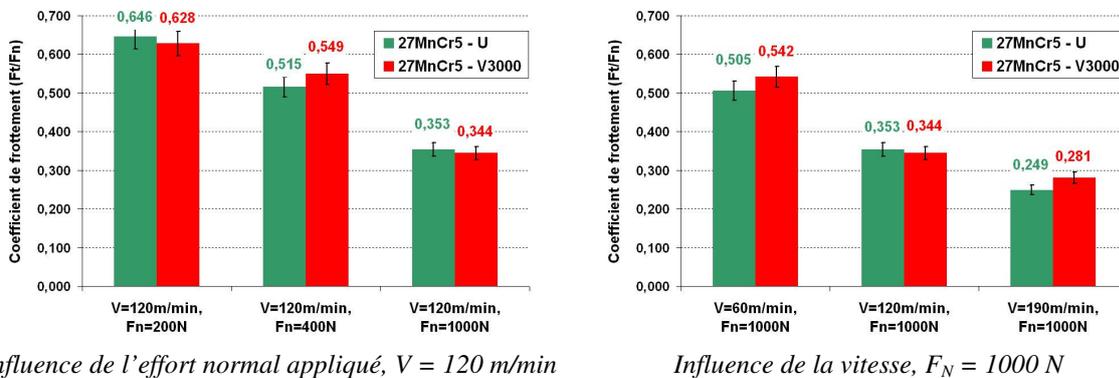


Figure 2-12 Comparaison des coefficients de frottement apparents obtenus avec des pions en carbure non-revêtu, $a_p=3\text{mm}$, $f = 0.2 \text{ mm/tr}$

Remarque : l'effort normal appliqué, bien que noté F_N sur les graphes de comparaison, est normalement noté F_N .

D'après les valeurs des coefficients de frottement apparents obtenus sur la partie stable au début des essais de frottement, le coefficient de frottement est fonction de la vitesse de glissement et de l'effort normal appliqué. Le coefficient de frottement apparent diminue lorsque l'effort normal appliqué augmente et lorsque la vitesse de glissement augmente. On peut donc formuler une loi de frottement du type :

$$\mu_{app}(27MnCr5 - NR) = \mu_{app}(V, F_N) \quad (2.1)$$

Déterminer la forme analytique et/ou les paramètres d'une telle loi ne présente aucun intérêt pour la compréhension et la quantification des phénomènes de frottement. Il est seulement important de noter l'identification par ces essais des deux variables importantes que sont la vitesse de glissement et l'effort normal appliqué.

2.2.3.3 Avec des pions en carbure revêtu TiN

Comme avec les pions non revêtus, les coefficients de frottement sont calculés sur la partie la plus stable du relevé d'efforts à ceci près que sur la durée des essais il n'apparaît aucun phénomène d'usure des pions : les relevés d'efforts sont très stables.

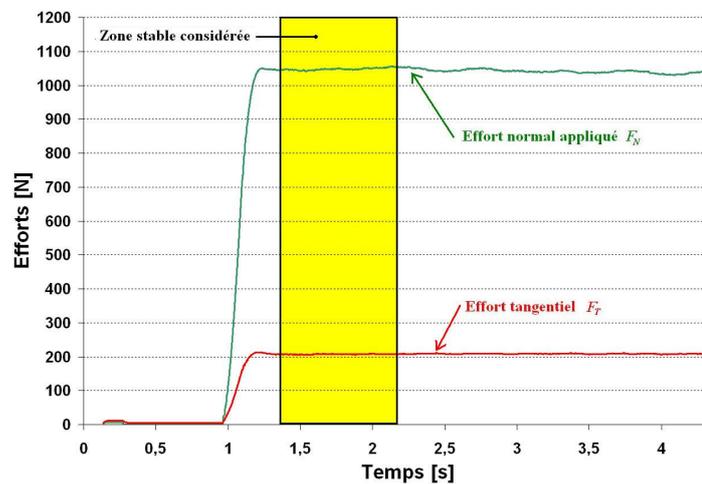


Figure 2-13 Exemple de relevé de l'effort normal et tangentiel pour un contact entre le 27MnCr5 - Vitac 3000 et un pion en carbure revêtu TiN, $V=190\text{m/min}$, $F_N = 1000\text{N}$

Les essais de frottement avec les pions en carbure revêtu TiN ne montrent aucune différence significative au niveau du coefficient de frottement apparent entre les deux nuances du 27MnCr5. Une fois de plus les coefficients de frottement apparents relevés semblent cohérents.

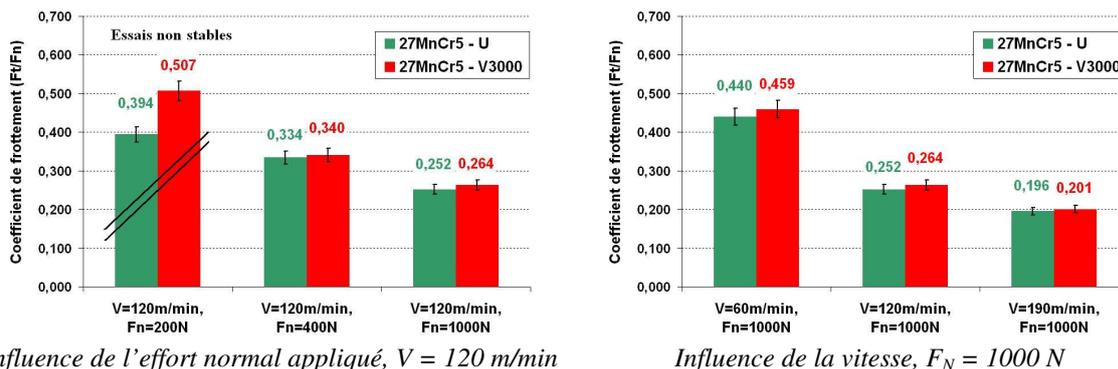


Figure 2-14 Comparaison des coefficients de frottement apparents obtenus avec des pions en carbure revêtu TiN, $a_p=3mm$, $f = 0.2 mm/tr$

Les valeurs des coefficients de frottement apparents obtenus montrent que le coefficient de frottement apparent diminue lorsque l'effort normal appliqué augmente et lorsque la vitesse de glissement augmente. On peut formuler une loi de frottement du type :

$$\mu_{app} (27MnCr5 - TiN) = \mu_{app} (V, F_N) \quad (2.2)$$

Il est important de noter que les essais à $V = 120 m/min$ et $F_N = 200 N$ ne sont pas stables : le relevé d'efforts fourni par le dynamomètre et les sillons observés sur les copeaux, même écrous après régénération, montrent que le pion vibre axialement. On ne considèrera donc plus les résultats à 200 N pour la suite de l'étude.

2.2.3.4 Avec des pions en carbure revêtu MoS₂

Les essais de frottement avec les pions en carbure revêtu MoS₂ ne correspondent pas à ce que nous attendions. En effet, les essais de frottement avec les pions revêtu MoS₂ et une lubrification à l'huile entière avaient pour principal objectif de supprimer la part adhésive du coefficient de frottement apparent. Cette simplification aurait permis d'évaluer la part de déformation ou de labourage comprise dans le coefficient de frottement apparent.

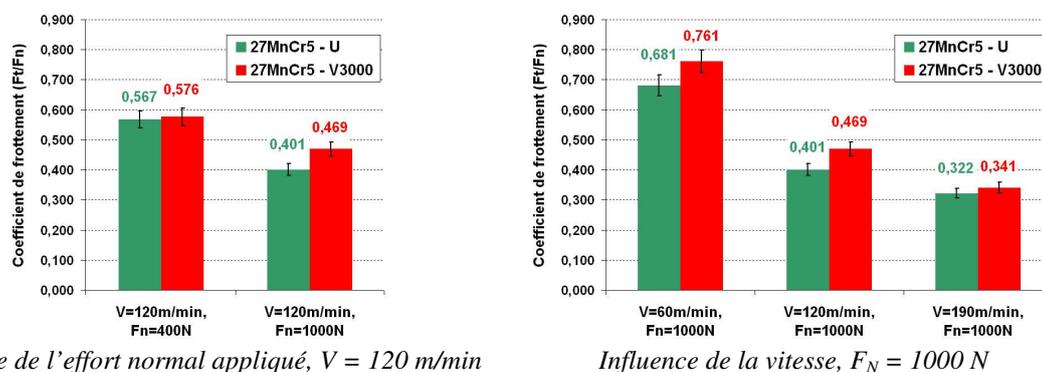


Figure 2-15 Comparaison des coefficients de frottement apparents obtenus avec des pions en carbure revêtu MoS₂, $a_p=3mm$, $f = 0.2 mm/tr$

Les valeurs des coefficients de frottement apparents obtenus sur la partie stable au début des essais de frottement sont beaucoup trop importantes (supérieures à celles trouvées avec les pions en carbure revêtu TiN) pour ne représenter que la part de déformation. Certes, ces valeurs montrent que le coefficient de frottement apparent diminue lorsque l'effort normal appliqué augmente et lorsque la vitesse de glissement augmente ; mais elles montrent surtout que l'hypothèse qui a été effectuée pour réaliser ces essais ne peut être utilisée. Le revêtement MoS₂ ne doit pas tenir aux sollicitations extrêmes de ces essais (dé laminage des strates du revêtement) ou alors présente de mauvaises propriétés adhésives aux températures élevées. L'oxydation du revêtement MoS₂ peut probablement aussi contribuer à l'explication.



C'est probablement une combinaison de ces trois phénomènes, mais l'information principale qu'il faut en retirer concerne l'invalidation de notre hypothèse initiale concernant un régime de frottement en déformation pure, c'est à dire sans adhésion.

2.2.3.5 Discussions

Les valeurs des coefficients de frottement apparents calculées à partir des mesures d'efforts réalisées lors des essais de frottement sont répétitives et la dispersion des essais n'excède pas 5%. Ces valeurs semblent cohérentes (valeurs ni trop faibles, ni trop importantes), mais restent incomparables aux études de frottement publiées à cause de la régénération de la surface de contact. L'analyse de ces coefficients permet de comprendre et de quantifier les dépendances du coefficient de frottement apparent avec la vitesse de glissement et l'effort normal appliqué.

Ces essais montrent que l'on peut dès lors dissocier les revêtements des pions (donc des outils de coupe) en deux familles bien distinctes : les revêtus et les non-revêtus. Le comportement macroscopique des pions est donc fortement dépendant de son revêtement. Cette conclusion confirme les études sur les revêtements d'outils coupants de J. Rech [RECH.2002] et valide le dispositif expérimental mis en place quant à sa capacité à caractériser et à différencier des comportements macroscopiques en frottement différents. Par contre, les essais avec des pions revêtu MoS₂ et avec une lubrification à l'huile entière ne permettent pas de faire l'hypothèse de l'existence seule de la part de déformation du frottement du fait des coefficients bien trop importants trouvés.

Les coefficients de frottement apparents mesurés ne permettent pas de différencier les deux nuances du 27MnCr5 de façon consistante : les valeurs des coefficients mesurés se situent au voisinage de la dispersion observée du tribomètre (5%).

2.2.4 Les flux de chaleur mesurés

2.2.4.1 Principe de la mesure

Pour estimer le flux de chaleur provenant de l'interface et transmis dans le pion, un porte-pion a été instrumenté avec trois thermistances logées sous le pion. Ce principe a été développé initialement pour estimer le flux de chaleur transmis à un outil coupant lors d'une opération d'usinage. [RECH.2004], [KUSI.2005]. L'emplacement des thermistances a été défini à partir d'une simulation numérique de transfert de chaleur effectuée par F. Zenzemi et présentée dans [CHAI.2006].

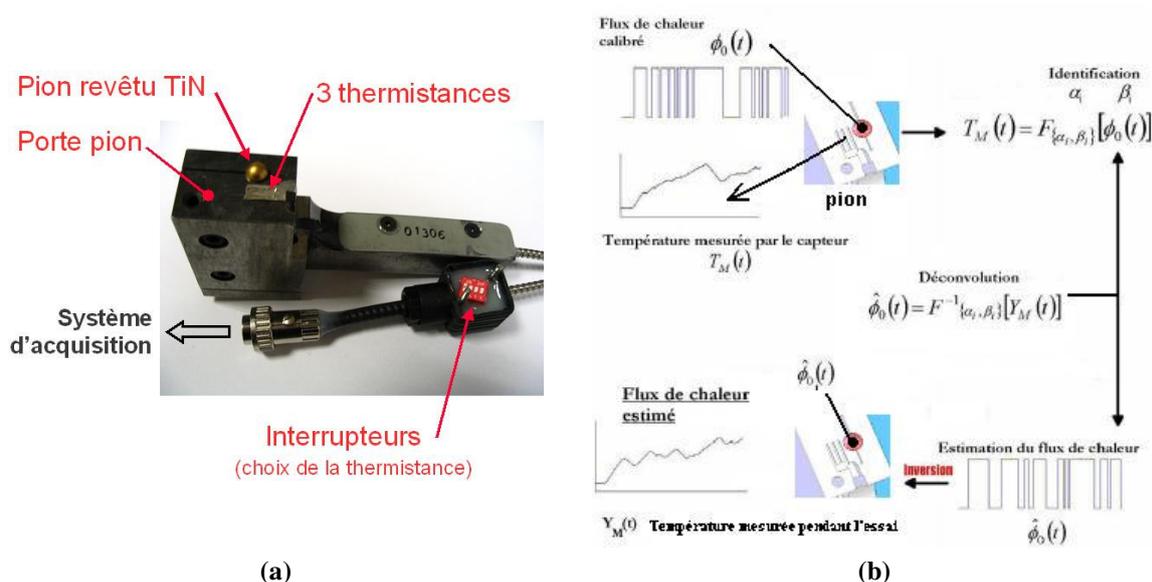


Figure 2-16 Porte-pion instrumenté en flux de chaleur (a) et principe de l'estimation du flux de chaleur transmis dans le pion (b)

Le flux de chaleur transmis dans le pion est estimé par déconvolution de la fonction de transfert reliant le flux de chaleur à la température, à partir de la température mesurée par la thermistance sélectionnée. La fonction de transfert est identifiée en imposant à la surface du pion une densité de flux de chaleur connue pour laquelle a été relevée la température de la thermistance considérée.

Ce principe d'estimation par inversion est relativement sensible aux variations de température : on ne peut considérer que les valeurs de flux de chaleur estimées lors des phases stables. Toutes les estimations de flux réalisées dans des phases de transition (chauffage ou refroidissement) sont à exclure. Le temps de stabilisation est à peu près constant pour tous les essais et se situe autour de 2s.

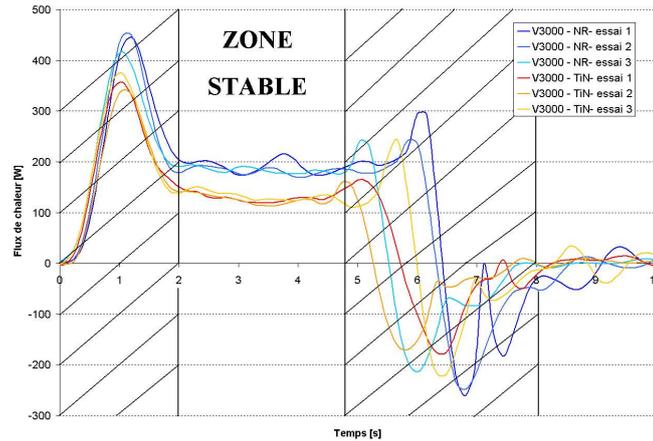


Figure 2-17 Exemple de flux de chaleur estimés lors d'essais de frottement avec du 27MnCr5 Vitac 3000, $V=120\text{m/min}$, $F_n=1000\text{N}$, $a_p=3\text{mm}$, $f=0.2\text{ mm/tr}$

2.2.4.2 Avec des pions en carbure non-revêtu

Les essais de frottement avec les pions en carbure non-revêtu ne montrent aucune différence significative au niveau des flux de chaleur estimés entre les deux nuances.

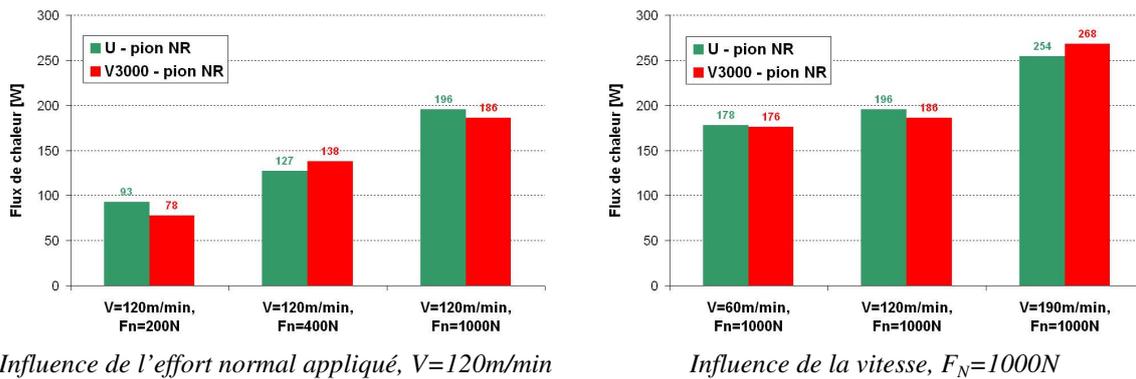


Figure 2-18 Comparaison des estimations de flux de chaleur transmises aux pions en carbure non-revêtu, $a_p=3\text{mm}$, $f=0.2\text{ mm/tr}$

D'après les valeurs de flux de chaleur estimées sur la partie stable, celui-ci est fonction de la vitesse de glissement et de l'effort normal appliqué. Le flux de chaleur augmente lorsque l'effort normal appliqué augmente et lorsque la vitesse de glissement augmente. Il est possible de formuler une loi d'évolution du flux de chaleur du type :

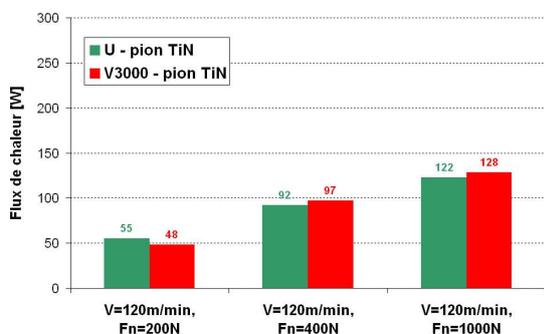
$$\phi(27MnCr5 - NR) = \phi(V, F_N) \quad (2.4)$$

Et donc de formuler une loi de frottement dépendant de la température d'interface :

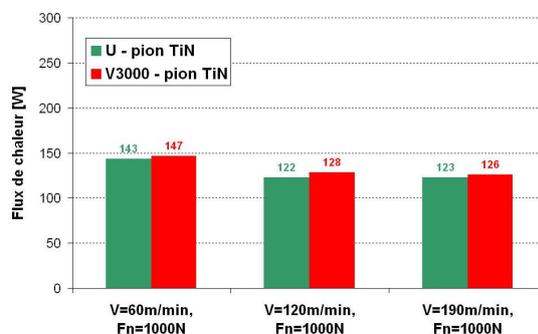
$$\mu_{app}(27MnCr5 - NR) = \mu_{app}(V, F_N, T) \quad (2.5)$$

2.2.4.3 Avec des pions en carbure revêtu TiN

Les essais de frottement avec les pions en carbure revêtu TiN ne montrent aucune différence significative au niveau des flux de chaleur estimés entre les deux nuances.



Influence de l'effort normal appliqué, $V=120\text{m/min}$



Influence de la vitesse, $F_N=1000\text{N}$

Figure 2-19 Comparaison des estimations de flux de chaleur transmis aux pions en carbure revêtu TiN, $a_p=3\text{mm}$, $f = 0.2 \text{ mm/tr}$

D'après les valeurs de flux de chaleur estimées sur la partie stable, celui-ci est seulement fonction de l'effort normal appliqué. Le flux de chaleur augmente lorsque l'effort normal appliqué augmente mais pas lorsque la vitesse de glissement augmente. Il est donc possible de formuler une loi d'évolution du flux de chaleur du type :

$$\phi(27\text{MnCr5} - \text{TiN}) = \phi(F_N) \quad (2.6)$$

Et donc de formuler une loi de frottement dépendant de la température d'interface :

$$\mu_{app}(27\text{MnCr5} - \text{TiN}) = \mu_{app}(V, F_N, T) \quad (2.7)$$

2.2.4.4 Avec des pions en carbure revêtu MoS₂

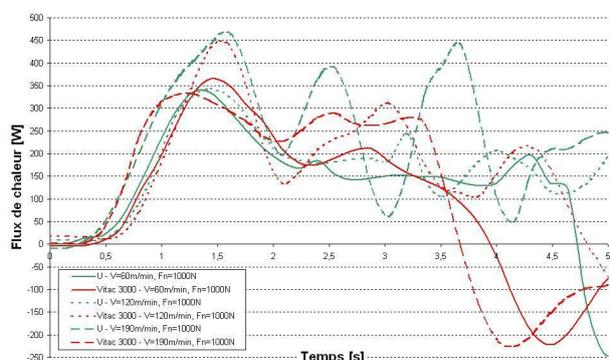


Figure 2-20 Relevés de flux de chaleur transmis aux pions revêtus MoS₂, $a_p=3\text{mm}$, $f = 0.2 \text{ mm/tr}$

Les relevés de flux de chaleur estimés ne sont pas suffisamment stables pour pouvoir en extraire des valeurs cohérentes. La lubrification à l'huile entière utilisée lors de ces essais doit considérablement perturber les mesures de température par les thermistances logées dans le porte-pion. Les mesures de flux de chaleur ne peuvent pas être analysées.

2.2.4.5 Discussions

Les valeurs de flux de chaleur estimées lors des essais de frottement semblent cohérentes. L'analyse de ces valeurs permet de comprendre et de quantifier les dépendances du flux de chaleur transmis au pion avec la vitesse de glissement et l'effort normal appliqué et donc la relation du coefficient de frottement avec le flux de chaleur. Les valeurs de flux de chaleur estimées ne permettent pas de différencier les deux nuances de 27MnCr5 : la différence de valeurs est comprise dans la dispersion du système ($\pm 10W$). Par les valeurs de flux de chaleur permettent de différencier les revêtements d'outils :

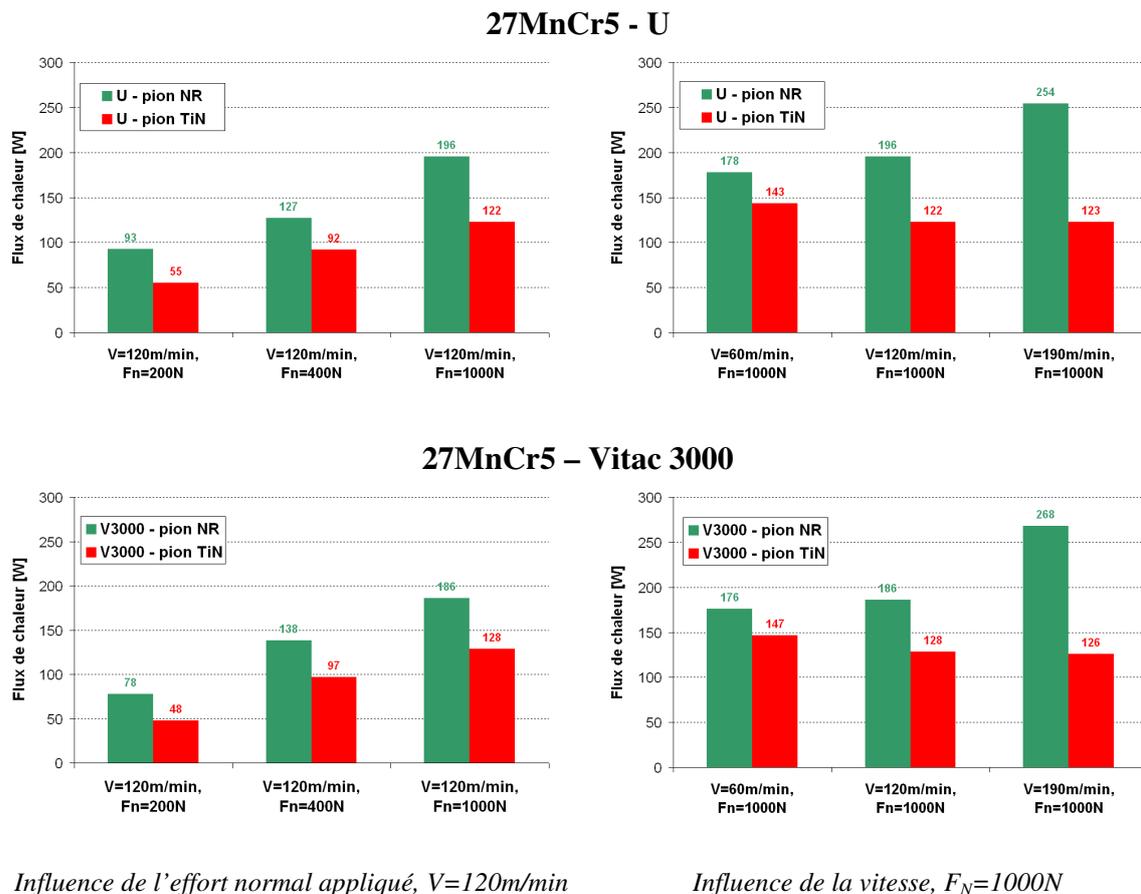


Figure 2-21 Comparaison des estimations de flux de chaleur transmis aux pions en fonction du revêtement

Le thermo-tribomètre développé permet donc de différencier des comportements thermiques différents. Les valeurs de flux de chaleur estimées avec les pions revêtus TiN sont toujours inférieures à celles obtenues avec des pions non revêtus. On notera que le flux de chaleur transmis augmente pour les deux revêtements lorsque l'effort normal appliqué augmente, alors que seuls les pions non revêtus voient leurs flux de chaleur augmenter lorsque la vitesse augmente. Le flux de chaleur transmis avec les pions revêtus TiN semble assez peu sensible à la vitesse de glissement.

2.2.5 Les coefficients de frottement dans le temps

2.2.5.1 Principe

Contrairement au paragraphe 2.2.3, le coefficient de frottement apparent calculé à partir des relevés d'efforts est dans ce cas considéré sur toute la durée de l'essai. Cette approche permet d'analyser des phénomènes d'usure suffisamment importants pour les pions non-revêtus pour qu'ils soient considérés.

2.2.5.2 Avec des pions en carbure non-revêtu

Les phénomènes d'usure observés lors des essais de frottement sont sans conteste les plus importants avec les pions non-revêtus.

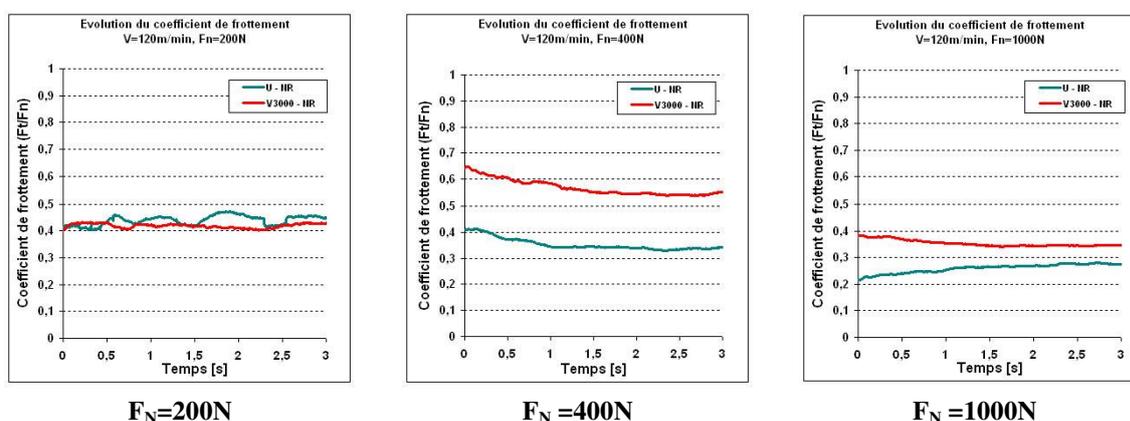


Figure 2-22 Influence de l'effort normal appliqué sur l'usure des pions non-revêtus,
 $V=120m/min$, $a_p=3mm$, $f = 0.2 mm/tr$

En analysant l'évolution des coefficients de frottement apparents extraits dans le temps et en fonction de l'effort normal appliqué, on remarque un phénomène intéressant et répété au cours des duplications d'essais dissociant le comportement des deux nuances du 27MnCr5. En effet, pour la nuance Vitac 3000 on observe systématiquement une diminution du coefficient de frottement au début de l'essai ; la valeur se stabilise ensuite. Pour la nuance U, on observe deux comportements différents, selon l'effort normal appliqué : pour un effort de 400N, le comportement est identique à celui de la nuance Vitac ; mais pour un effort de 1000N, il apparaît un phénomène d'usure linéairement dépendant du temps.

En analysant de façon analogue les relevés des coefficients de frottement apparents en fonction de la vitesse de glissement, on observe de nouveau une modification de comportement, mais cette fois si pour la nuance Vitac 3000. En effet, en deçà d'une certaine vitesse, aucun phénomène d'usure n'est observé mais au contraire une 'amélioration' (diminution) du coefficient de frottement.

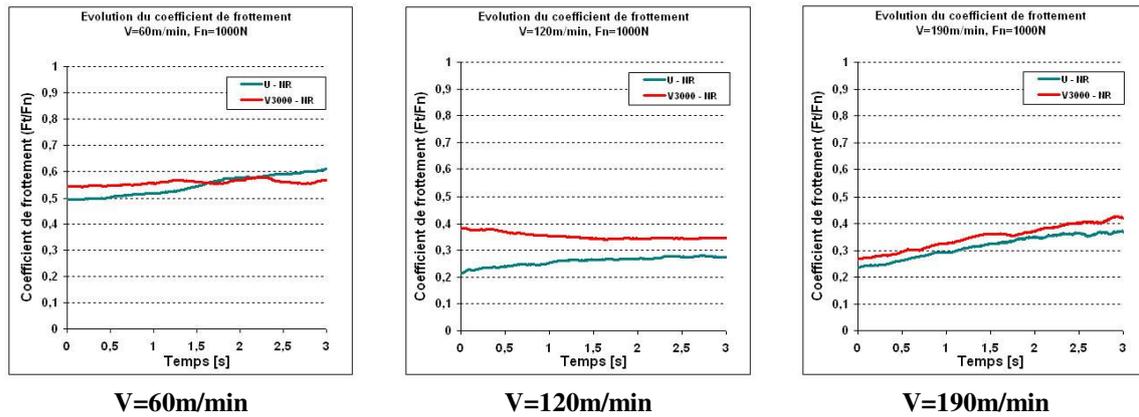


Figure 2-23 Influence de la vitesse de glissement sur l'usure des pions non-revêtus, $F_n=1000N$, $a_p=3mm$, $f = 0.2 \text{ mm/tr}$

Ces constats suggèrent que les différences de comportement tribologiques se manifestent dans le temps. Les mécanismes observés montrent notamment une différence de comportement en fonction de la ‘rudeuse’ des conditions de frottement imposées. Les mesures de flux de chaleur avec les pions non-revêtus révèlent une probable augmentation de la température de l’interface pion-pièce en fonction de la vitesse de glissement et de l’effort normal appliqué. La puissance mécanique dissipée est estimée selon la relation vectorielle :

$$P = \vec{V} \cdot \vec{F} = V \cdot \mu_{app} \cdot F_N \quad (2.8)$$

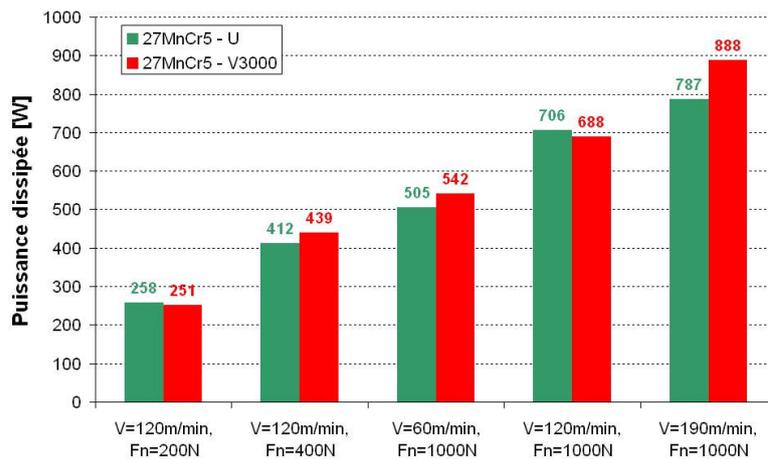


Figure 2-24 Puissance mécanique dissipée avec les pions non-revêtus, $a_p=3mm$, $f = 0.2 \text{ mm/tr}$

Si d’aventure on considère la puissance dissipée comme le paramètre de ‘rudeuse’ des conditions suscitées, il en vient une représentation schématique à priori de différenciation des comportements des deux nuances.

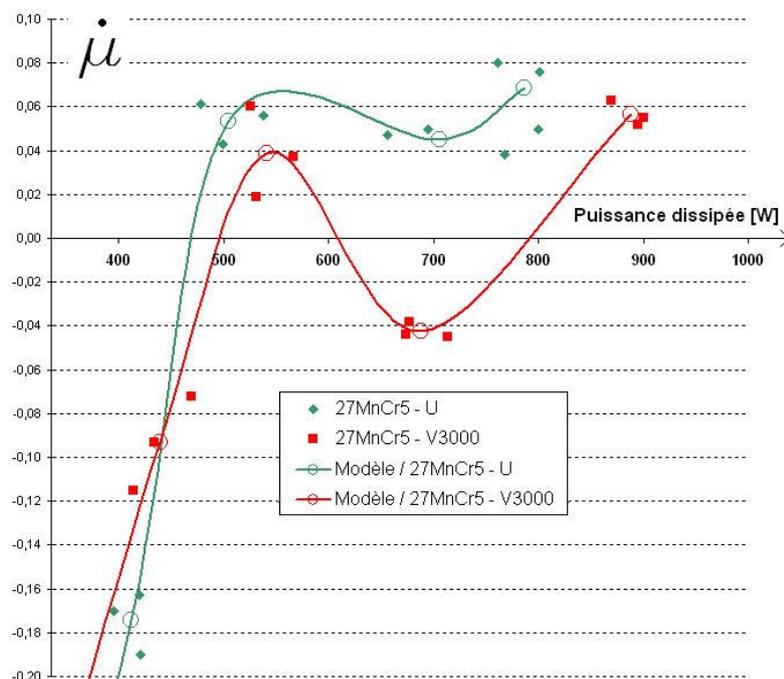


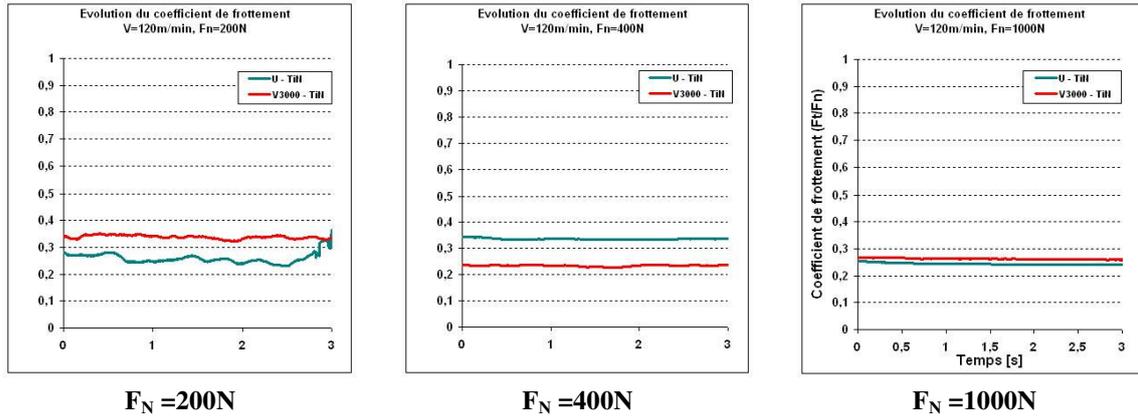
Figure 2-25 Cinétique d'évolution du coefficient de frottement relevé en début d'essai et observée en fonction de la puissance mécanique dissipée correspondant à chacune des conditions d'essai

La représentation de la cinétique d'évolution du coefficient de frottement montre bien qu'il existe une réelle différence de comportement dans le temps entre les deux nuances du 27MnCr5. En postulant la vraisemblance de cette représentation, il est possible d'évaluer le domaine de puissance d'intérêt de la nuance Vitac 3000 par rapport à la nuance standard. A mon sens ce domaine se situe entre 450 et 900W. En deçà de 450W, les cinétiques sont quasiment identiques. Par contre au delà de 900W, on devine un rapprochement entre les deux nuances signifiant que la vitesse d'usure de la nuance Vitac 3000 tend à égaler celle de la nuance U. Ce postulat d'analyse conforterait les résultats de Larsson et al. [LARS.2000] concernant l'existence d'une température limite à partir de laquelle les aciers traités au calcium perdraient leur intérêt vis à vis des aciers non-traités en devenant plus abrasifs et augmentant ainsi l'usure en cratère des outils.

Bien qu'à priori sans autre intérêt que le constat macroscopique d'usure éventuelle, l'analyse des coefficients de frottement apparents mesurés avec des pions en carbure non-revêtus sur la durée des essais s'avère primordiale pour la compréhension des phénomènes tribologiques différenciant les deux nuances.

2.2.5.3 Avec des pions en carbure revêtu TiN

Les mesures d'efforts sur la durée des essais de frottement n'ont pas permis de faire apparaître une usure des pions revêtus TiN : le comportement tribologique des revêtements est donc bien différencié et de façon manifeste à l'avantage du revêtement TiN.

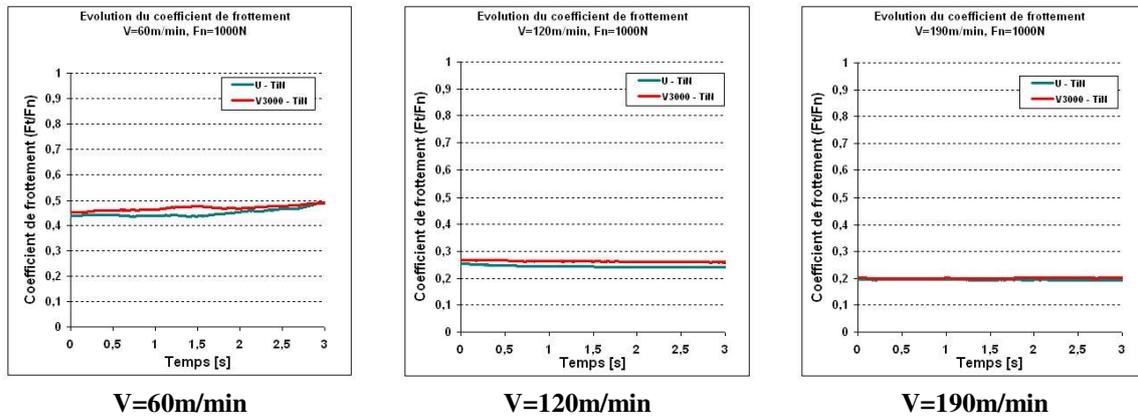


$F_N = 200N$

$F_N = 400N$

$F_N = 1000N$

Figure 2-26 Influence de l'effort normal appliqué sur l'usure des pions revêtus TiN, $V=120m/min$, $a_p=3mm$, $f = 0.2 mm/tr$



$V=60m/min$

$V=120m/min$

$V=190m/min$

Figure 2-27 Influence de la vitesse de glissement sur l'usure des pions revêtus TiN, $F_N=1000N$, $a_p=3mm$, $f = 0.2 mm/tr$

Aucune modification de comportement (ni décroissance de coefficient, ni usure) n'a été observée sur la durée des essais : les coefficients de frottement apparents extraits sont strictement constants. Il n'est donc pas possible de formuler une loi de frottement dépendante du temps avec les pions revêtus TiN. On peut tout de même exprimer le même paramètre de 'rudesse' associé à la puissance mécanique dissipée :

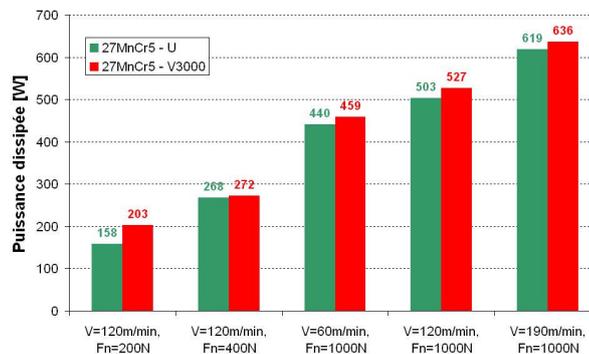


Figure 2-28 Puissance mécanique dissipée avec les pions revêtus TiN, $a_p=3mm$, $f = 0.2 mm/tr$

La puissance mécanique dissipée avec les pions revêtus TiN est toujours inférieure à celle dissipée avec les pions non-revêtus. Ce constat confirme l'avantage énergétique des revêtements pour les outils coupants. Par contre la puissance mécanique dissipée pour la nuance Vitac 3000 est toujours supérieure à celle de la nuance standard ; or une puissance mécanique dissipée inférieure est synonyme de moins de chaleur à l'interface outil-copeau donc de moins d'adhésion ; le revêtement ne jouant pas le rôle de barrière thermique [RECH.2002].

2.2.5.4 Avec des pions en carbure revêtu MoS₂

Les essais de frottement réalisés avec les pions revêtus MoS₂ ne correspondent pas au comportement en frottement attendu. De plus, sur la très courte durée des essais (environ 2s) aucune modification de comportement n'a été observée : les coefficients de frottement apparents extraits sont constants.

2.2.5.5 Discussions

Les résultats obtenus avec les pions non-revêtus s'avèrent très intéressants mais l'analyse n'a pu se faire que sur le peu de temps d'essai (environ 3s de régime stable). Les phénomènes tribologiques différenciant les deux nuances semblent apparaître avec le temps. Il apparaît donc de bonne augure de réaliser des essais de plus longue durée pour en analyser les phénomènes de frottement mais aussi et surtout les phénomènes d'usure engendrés. Cette perspective est à l'heure actuelle à l'étude. Malgré tout ces essais ont permis de comprendre certains phénomènes différenciant les revêtements d'outils coupant, mais aussi les nuances du 27MnCr5, et ce en considérant la puissance mécanique dissipée.

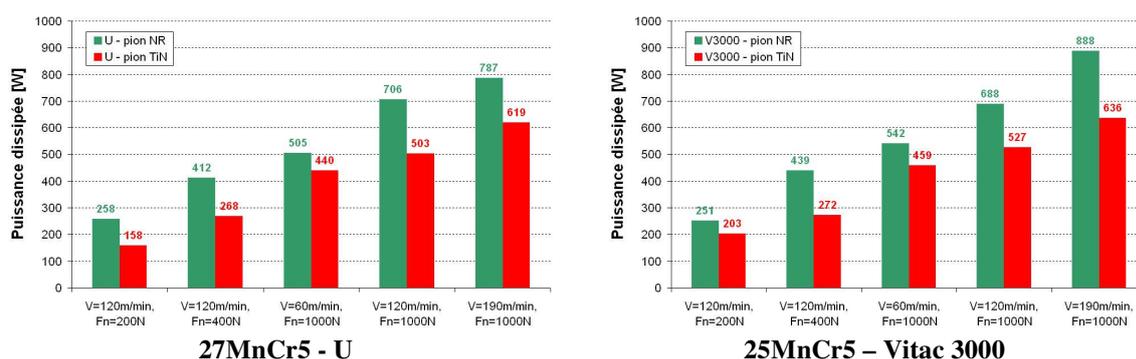


Figure 2-29 Puissance mécanique dissipée en fonction du revêtement des pions, $a_p=3mm$, $f = 0.2 mm/tr$

Les pions revêtus TiN ont pour toutes les conditions d'essais une puissance mécanique dissipée inférieure à celle obtenue avec des pions non-revêtus. L'écart entre ces puissances est maximal lorsque l'on considère la nuance Vitac 3000 : près de 40% pour la condition dite la plus rude (V=190m/min, $F_N=1000N$) contre 27% pour la nuance standard.

L'objectif de cette formulation est bien de lier la puissance dissipée aux flux de chaleur estimés. En faisant l'hypothèse que les flux de chaleur estimés correspondent à la puissance dissipée dans le pion et que en les soustrayant à la puissance mécanique dissipée on obtient la puissance dissipée dans la pièce.

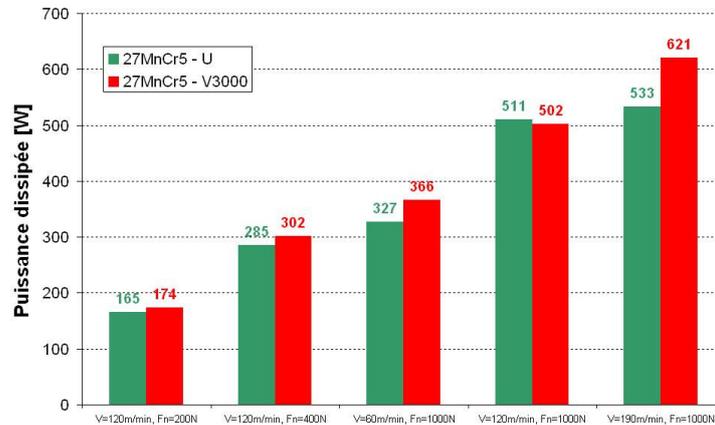


Figure 2-30 Puissance dissipée dans la pièce avec les pions non-revêtus, $a_p=3\text{mm}$, $f = 0.2 \text{ mm/tr}$

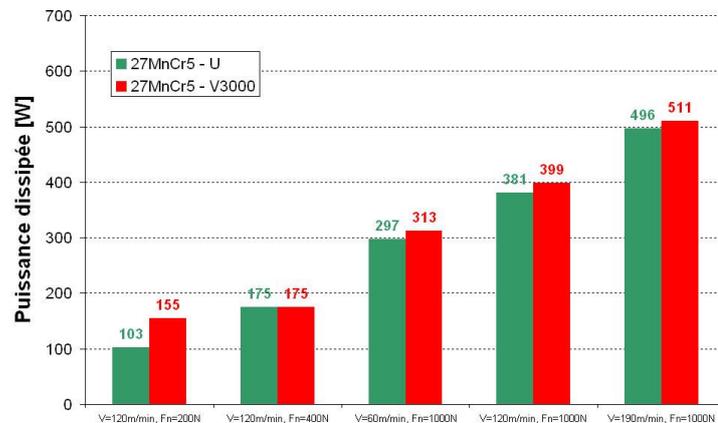


Figure 2-31 Puissance dissipée dans la pièce avec les pions revêtus TiN, $a_p=3\text{mm}$, $f = 0.2 \text{ mm/tr}$

La puissance dissipée dans la pièce semble assez peu dépendre des nuances de 27MnCr5, mais par contre semble plus dépendre du revêtement : la puissance est toujours supérieure avec les pions non-revêtus.

En observant les résultats obtenus avec les pions revêtus TiN et en omettant la condition $V=120\text{m/min}$, $F_N=200\text{N}$ où les essais n'étaient pas stables, on remarque que la puissance dissipée dans la pièce est systématiquement un peu plus importante pour la nuance Vitac 3000 (en moyenne 5%). Cette légère différence, stable et répétitive, semble montrer que l'adhésion est plus importante avec la nuance Vitac 3000. Pour vérifier cette observation il apparaît indispensable d'observer la surface des pions.

2.2.6 L'observation et l'analyse des surfaces frottantes

2.2.6.1 Principe de l'observation macroscopique



Figure 2-32 Loupe binoculaire Leica MZ_{12,5}

Après les essais de frottement, il apparaissait intéressant d'observer la surface frottante de tous les pions avec la loupe binoculaire du laboratoire. En effet, ces observations renseignent sur la nature des contacts et permet de faire des hypothèses d'écoulement de matière.

2.2.6.2 Principe de l'observation au MEB et de l'analyse EDS

Pour approfondir les analyses des surfaces frottantes, j'ai réalisé des observations au microscope électronique à balayage (MEB ou SEM pour *Scanning Electron Microscopy*). Cette technique de microscopie est basée sur le principe des interactions électrons-matière où, après le balayage de la surface analysée par des électrons, certaines particules sont réémises : ce sont des électrons secondaires, de basse énergie, qui seront accélérés vers un détecteur d'électrons. La nature et la topographie de l'échantillon déterminent l'intensité du signal électrique au point d'impact du faisceau d'électrons. Pour obtenir une cartographie complète de l'échantillon, il suffit donc de balayer le faisceau d'électrons sur l'ensemble de sa surface.



Figure 2-33 MEB Tescan Vega 5236 XM, à pression variable, équipé d'une microsonde EDX Rontec Quantax QX1

Le MEB utilisé permet aussi d'analyser le spectre des rayons X par énergie dispersive au moyen d'une microsonde (EDS ou EDX pour *Energy Dispersive X-ray spectroscopy*); c'est à dire d'effectuer une analyse de structure et de composition en une seule étape. Ce type de détecteur possède une bonne sensibilité pour les photons ayant une énergie comprise entre 0,2 et 20keV. La principale limitation de ce système provient de la largeur des raies qui peuvent éventuellement se superposer et ainsi fausser l'analyse. Par contre cette technique présente l'avantage d'une acquisition rapide et relativement fiable sur le spectre étudié.

Dans ce mémoire, seules les cartographies les plus intéressantes seront présentées en tenant toutefois compte du fait que l'ensemble des conditions n'ont pu être analysées faute d'alimentation suffisante en azote du système MEB/EDS.

2.2.6.3 Les pions en carbure non-revêtu

Le premier constat des observations des pions non-revêtus à la loupe binoculaire concerne l'usure apparente importante. Tous les pions ont leur extrémité sphérique aplanie.

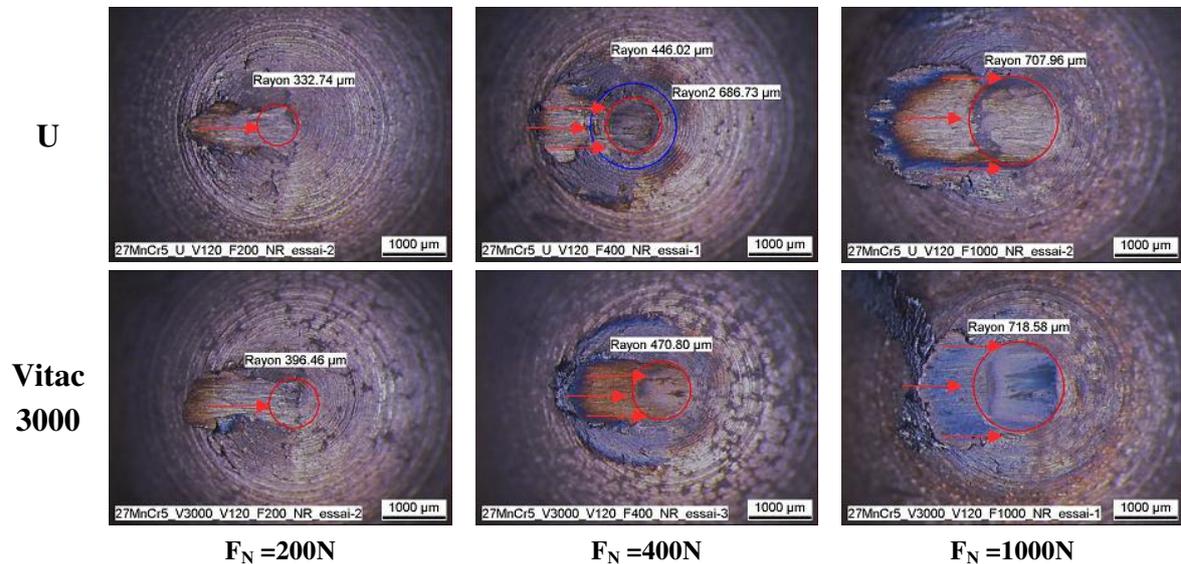


Figure 2-34 Influence de l'effort normal appliqué sur l'usure des pions non-revêtus, $V=120m/min$, $a_p=3mm$, $f=0.2 mm/tr$

L'étendue de cette surface plane est d'autant plus grande que l'effort normal appliqué l'est et donc que le sillon généré est profond (à temps de contact égaux). L'effort normal appliqué agrandit aussi la zone d'écoulement de matière supposée de la pièce sur le pion (flèches rouges), mais n'en modifie pas la morphologie : l'écoulement de matière se fait de manière frontale selon la direction de rayage.

La surface des pions ayant frotté sur la nuance Vitac 3000 est beaucoup plus noire. Ces dépôts de matière d'apparences visqueuses, sur les fronts latéraux pour 400N et sur toute la surface de contact pour 1000N, semblent confirmer les propriétés d'adhésion supérieures de la nuance Vitac 3000. Il est possible d'établir l'hypothèse de formation d'un troisième corps de type CTS.

L'influence de la vitesse de glissement sur l'écoulement de matière paraît beaucoup plus spectaculaire, notamment pour une vitesse de 60m/min où l'on observe une importante quantité de matière concentrée en amont du pion. Pour une vitesse de 190m/min, on observe la formation de copeaux signifiant que le régime de frottement dans ce cas est voisin du régime de coupe. Ce phénomène est probablement dû à l'importante usure des pions et la formation d'une arête certes circulaire mais au demeurant abrasive.

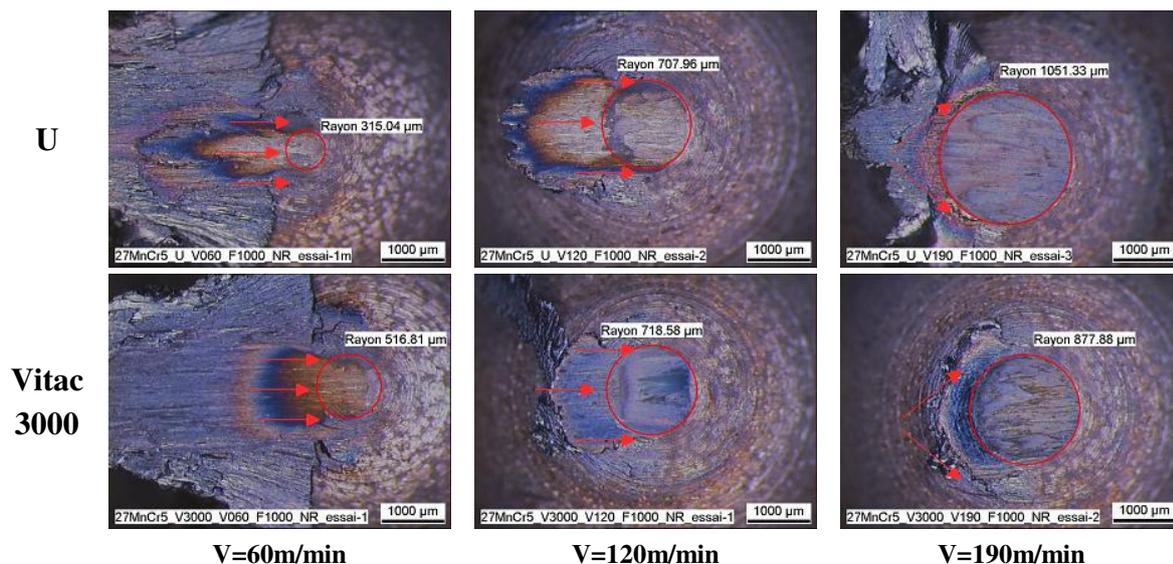


Figure 2-35 Influence de la vitesse de glissement sur l'usure des pions non-revêtus, $F_N=1000N$, $a_p=3mm$, $f = 0.2 mm/tr$

Comme pour l'analyse de l'influence de l'effort normal appliqué, on peut constater l'importance de l'adhésion avec la nuance Vitac 3000. Les régimes de frottement semblent être différents pour les vitesses les plus élevées, avec un phénomène de coupe naissant moins prononcé pour la nuance Vitac 3000 : l'amas de matière en amont du pion ressemble plus à un bourrelet de matière soudé qu'à une couche de matière enlevée par abrasion comme pour la nuance U.

Dans un premier temps, il est important de noter que les observations effectuées au MEB confirment les hypothèses émises lors des observations macroscopiques des pions : à savoir que les pions non-revêtus ayant frotté sur la nuance Vitac 3000 présentent légèrement plus d'adhésion que ceux ayant frotté sur la nuance standard.

Si l'on compare les deux nuances du 27MnCr5 pour la condition où l'adhésion est sans conteste la plus importante, c'est à dire pour une vitesse de glissement de 60m/min et un effort normal appliqué de 1000N, on remarque une fois de plus la difficulté de différenciation des deux nuances. Les morphologies des amas de matière sont similaires et s'apparentent à des écoulements visqueux selon la direction de rayage. Il serait inopportun d'analyser trop en détail les différences locales de ces écoulements. A titre indicatif, on notera l'importance de la taille des grains du carbure utilisé.

L'élément chimique majoritairement observé à la surface des pions non-revêtus est le fer (Fe) ; et là où ne sied que peu de fer, coexistent seulement les deux éléments constitutifs des pions en carbure fritté à savoir le tungstène (W) et le cobalt (Co). Les cartographies de l'élément calcium (Ca) à la surface des pions n'en révèlent que la présence disparate et identique pour les deux nuances.

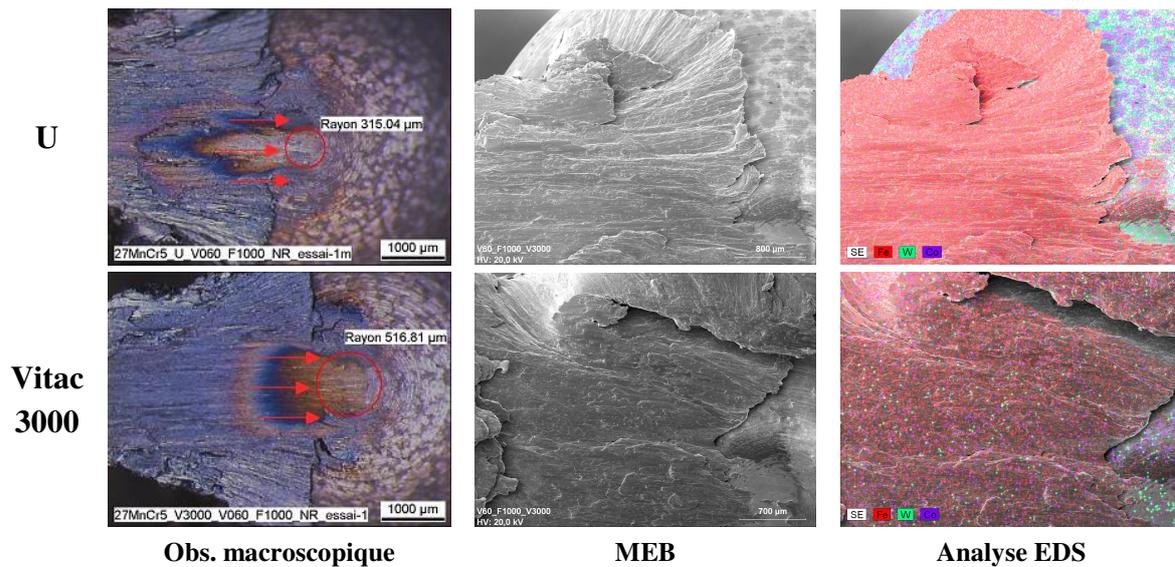


Figure 2-36 Observation et analyse de l'usure des pions non-revêtus,
 $V=60\text{m/min}$, $F_N=1000\text{N}$, $a_p=3\text{mm}$, $f=0.2\text{ mm/tr}$

Ces analyses confirment les résultats de l'étude de F. Chaize [CHAI.2006] et n'apportent donc aucune information pertinente supplémentaire. Ces analyses EDS ne permettent donc pas de différencier l'adhésion et le transfert d'éléments chimiques entre les deux nuances. Pour différencier les deux nuances, il serait probablement beaucoup plus intéressant de faire des essais de frottement de durées différentes et de comparer les surfaces obtenues.

2.2.6.4 Les pions en carbure revêtu TiN

L'observation des pions revêtus TiN conduit rapidement au constat évident qu'ils ne sont pas usés. On peut encore distinguer sur tous les pions le sommet de la partie sphérique. Le second constat concerne les taches noires observables sur tous les pions. Une fois encore, les différences observables entre les deux nuances sont faibles et non basées sur des critères suffisamment objectifs pour être prises en compte. Cependant, je souhaiterais exprimer ici une intuition concernant l'adhésion observable sur les pions ayant frotté sur la nuance standard qui me paraît plus importante que pour ceux ayant frotté sur la nuance Vitac 3000 : cela signifierait que le coefficient de frottement est directement dépendant de cette couche d'adhésion et qu'il diminue quand celle-ci augmente.

Les marques d'adhésion facilement observables renseignent de façon plus précise que dans le cas des pions non-revêtus sur la forme des écoulements de la matière des tubes à la surface des pions. L'effort normal appliqué modifie fortement la morphologie de l'écoulement. Pour un faible effort normal appliqué, l'écoulement est 'frontal' selon la direction de rayage et un troisième corps se crée probablement entre le pion et la surface du tube ('goutte' d'adhésion centrée et peu large). Lorsque l'intensité de l'effort augmente, l'écoulement tend à se scinder en deux parties pour 'contourner' la zone de frottement.

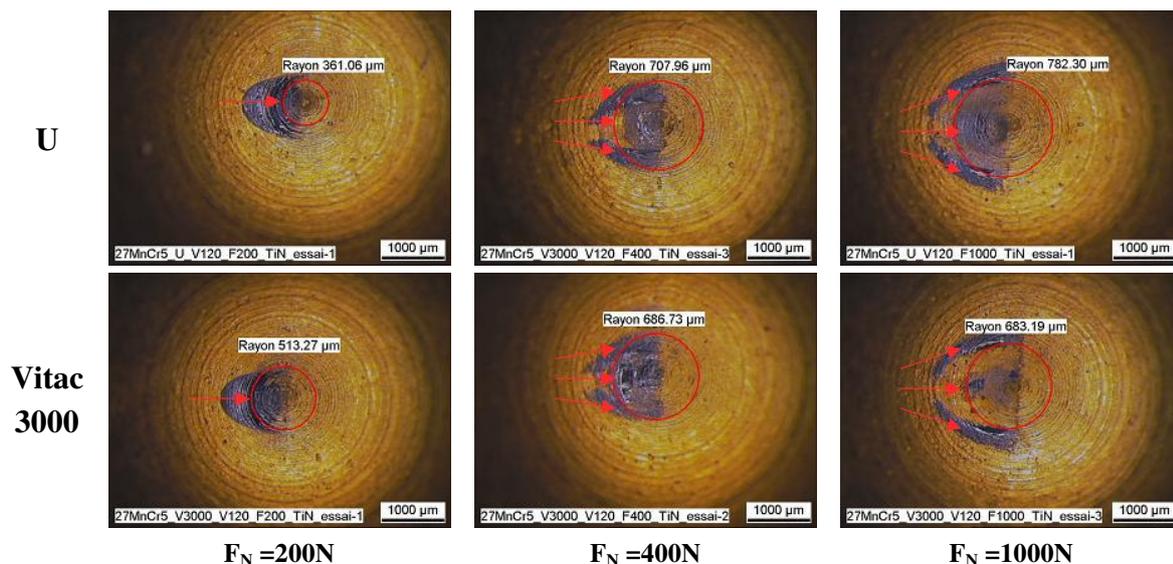


Figure 2-37 Influence de l'effort normal appliqué sur l'usure des pions revêtus TiN, $V=120m/min$, $a_p=3mm$, $f = 0.2 mm/tr$

Lorsque l'on observe les marques d'adhésion obtenues pour un effort appliqué de 1000N, il vient assez facilement que leur intensité est plus prononcée sur les cotés qu'au centre : le contact du pion sur les bords du sillon n'est probablement pas plus propice à l'adhésion que celui au centre, mais la matière peut adhérer et s'accumuler librement à la surface du pion hors du contact, sans risque d'arrachement.

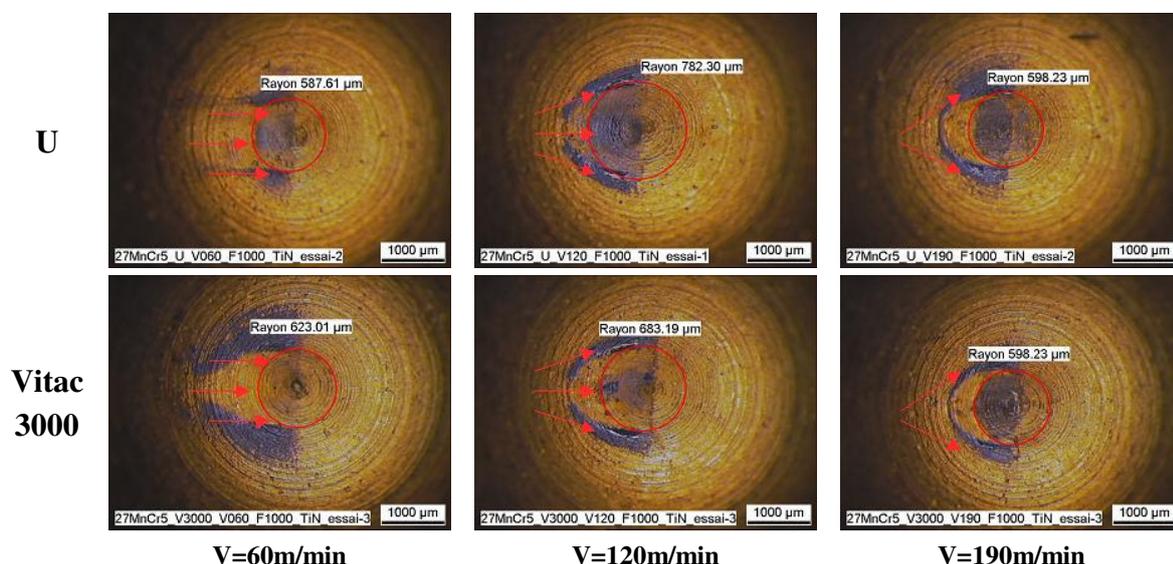


Figure 2-38 Influence de la vitesse de glissement sur l'usure des pions revêtus TiN, $F_N=1000N$, $a_p=3mm$, $f = 0.2 mm/tr$

L'influence de la vitesse de glissement sur les morphologies d'écoulement est directement visible. L'hypothèse d'écoulements latéraux pour les plus grandes vitesses semble bien correspondre aux marques d'adhésion observables sur les pions. L'aire de contact semble atteindre un maximum entre 120 et 190m/min car celle observable sur les

pions ayant frotté à 190m/min est plus faible que celle observée pour 120m/min. Bien que ce critère de mesure d'aire de contact ne soit pas objectif (car non clairement définissable), il apparaît intéressant d'analyser ce phénomène. Selon moi il peut s'expliquer de deux façons différentes mais complémentaires :

- soit les conditions de régénération de surface à cette vitesse en modifiant les propriétés mécaniques en l'érouissant (durcissement mécanique 'statique')
- soit c'est le comportement mécanique du 27MnCr5 qui change entre ces deux vitesses de déformation (durcissement dynamique).

L'observation des mêmes surfaces au MEB confirment dans un premier temps les observations macroscopiques : les marques noires observées à la surface des pions revêtus TiN sont bien des marques d'adhésion. Le second constat concerne la différenciation des deux nuances : les pions ayant frotté sur la nuance Vitac 3000 présentent des marques d'adhésion plus franches mais aussi plus fines que ceux ayant frotté sur la nuance U. Par contre ce constat n'est valable que pour les conditions de contact les plus rudes où les résultats obtenus sont les plus proches et finalement difficilement différenciables.

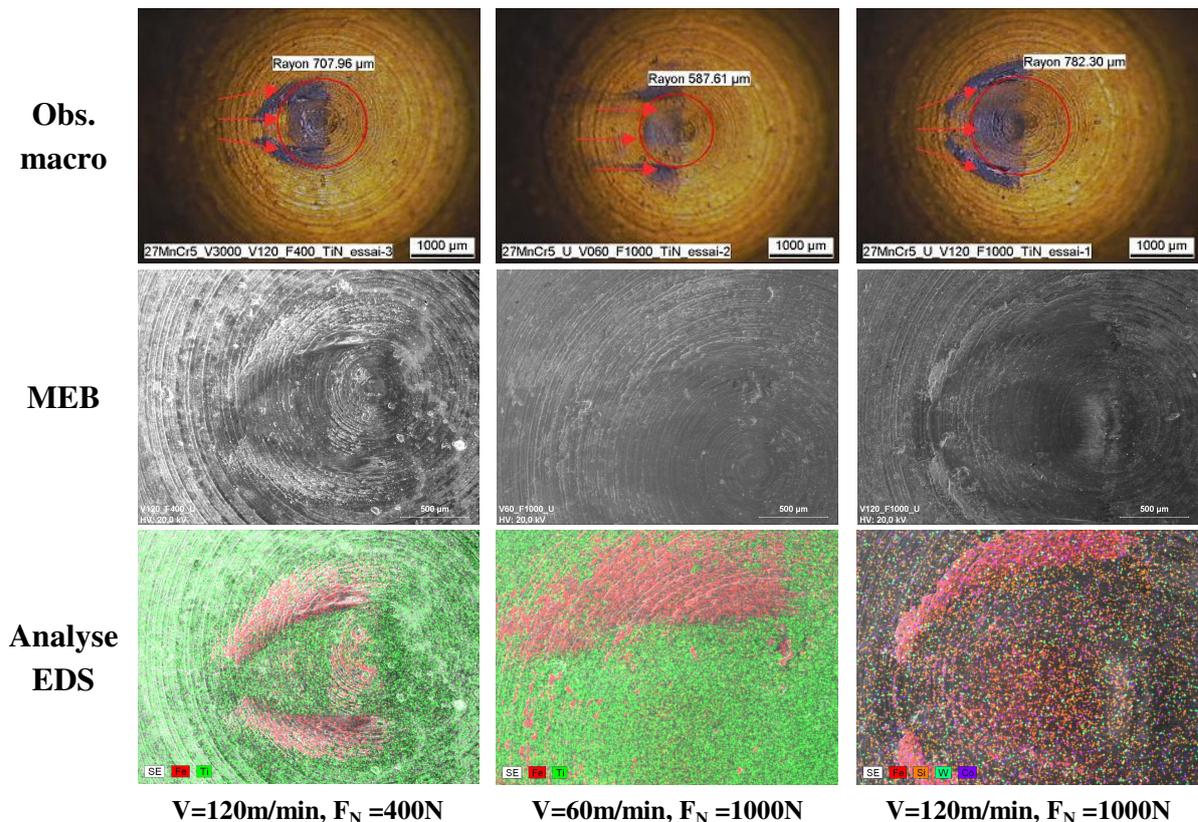


Figure 2-39 Observation et analyse de l'usure des pions revêtus TiN sur la nuance standard du 27MnCr5, $a_p=3mm$, $f = 0.2 mm/tr$

En reprenant le critère de rudesse des conditions de frottement imposées (cf. §2.5.2) et en comparant les observations faites au MEB et les analyses EDS des surfaces des pions revêtus TiN pour la nuance U, on remarque que la densité de matière ayant adhéré, représentée par la densité de couleur rouge sur les analyses EDS, correspond parfaitement à la densité de couleur noire sur les observations macroscopiques.

Les éléments chimiques majoritairement observés à la surface des pions revêtus TiN sont le fer (Fe) et le titane (Ti). Les cartographies des autres éléments chimiques (Si, W et Ca) sont non représentatives. La morphologie des écoulements de fer, l'élément adhérent, correspond bien aux hypothèses faites précédemment. A partir de ces résultats il est possible d'extrapoler l'analyse des marques noires contenues à la surface des pions en reliant la densité de couleur noire à la proportion de l'élément fer, donc à l'adhésion.

Pour vérifier cette idée, il me paraît de bon ton d'analyser la condition de frottement pour laquelle les différences macroscopiques sont les plus grandes, à savoir pour une vitesse de glissement de 60m/min et un effort normal appliqué de 1000N. Une première lecture de ces cartographies permet d'observer directement une différence importante entre les deux nuances concernant la densité de matière ayant adhéré : c'est ce que l'on pouvait supposer lors de l'observation macroscopique des pions.

Les cartographies des éléments chimiques autres que le fer et le titane, notamment de l'élément calcium, ne permettent pas de différencier les deux nuances du 27MnCr5.

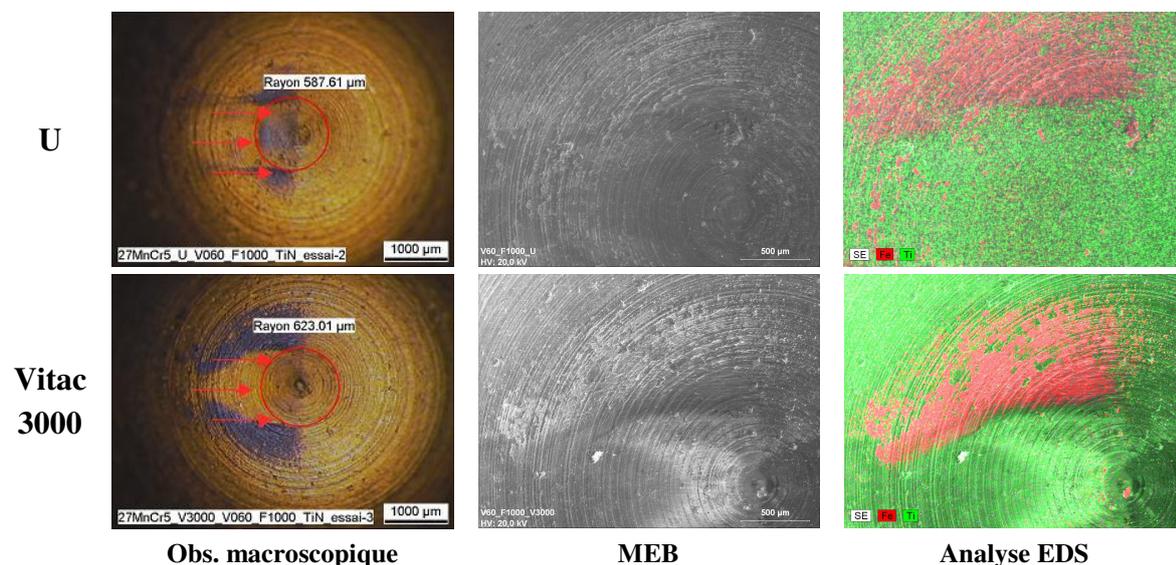


Figure 2-40 Observation et analyse de l'usure des pions revêtus TiN,
 $V=60\text{m/min}$, $F_N=1000\text{N}$, $a_p=3\text{mm}$, $f = 0.2 \text{ mm/tr}$

Bien que sans intérêt direct pour la compréhension des mécanismes différenciant, l'étude de cette condition présente l'avantage de confirmer les études macroscopiques.

Ainsi, à partir de toutes les observations effectuées, à la fois macroscopiques et microscopiques, il me semble approprié de relier les coefficients de frottement apparents mesurés (cf. §2.3.3) et leur invariance dans le temps (cf. §2.5.3) avec les valeurs de flux de chaleur estimées (cf. §2.4.3) pour expliquer les traces d'adhésion. La surface de contact tend à diminuer lorsque la vitesse de glissement augmente, notamment à l'avant du pion, et les flux de chaleur mesurés sont quasiment constants quelque soit la vitesse de glissement étudiée. La densité de flux de chaleur augmente donc et permet probablement de densifier les marques d'adhésion de l'élément fer en se localisant sur une zone plus réduite correspondant aux fronts latéraux du sillon généré. Parallèlement, le coefficient de frottement apparent diminue : le comportement tribologique de l'interface pion-pièce serait-il régi par les phénomènes d'adhésion du fer ? L'avantage de l'introduction du calcium dans la matrice métallique des aciers ne serait-il pas de favoriser la densification de cette couche de fer créée à l'interface en limitant le 'pouvoir abrasif' des particules d'oxydes inévitablement contenues dans les aciers ?

En développant cette hypothèse, il apparaît de façon évidente que la nuance Vitac 3000 présente une propension plus importante à l'adhésion de l'élément fer. Cette couche de fer qui se crée à la surface des pions est d'autant plus importante que le coefficient de frottement macroscopique mesuré l'est. L'avantage observé en usinabilité de la nuance Vitac 3000 provient donc probablement de cette couche adhésive de fer se formant à la surface des outils de coupe revêtus TiN. Cette couche n'améliore certes pas le coefficient de frottement à l'interface mais permet probablement de créer une couche protectrice ralentissant l'apparition des phénomènes d'usure. Dans son étude d'usinabilité, C. Rochas a réalisé pour trois étapes significatives des analyses MEB et EDS [ROCH.2005].

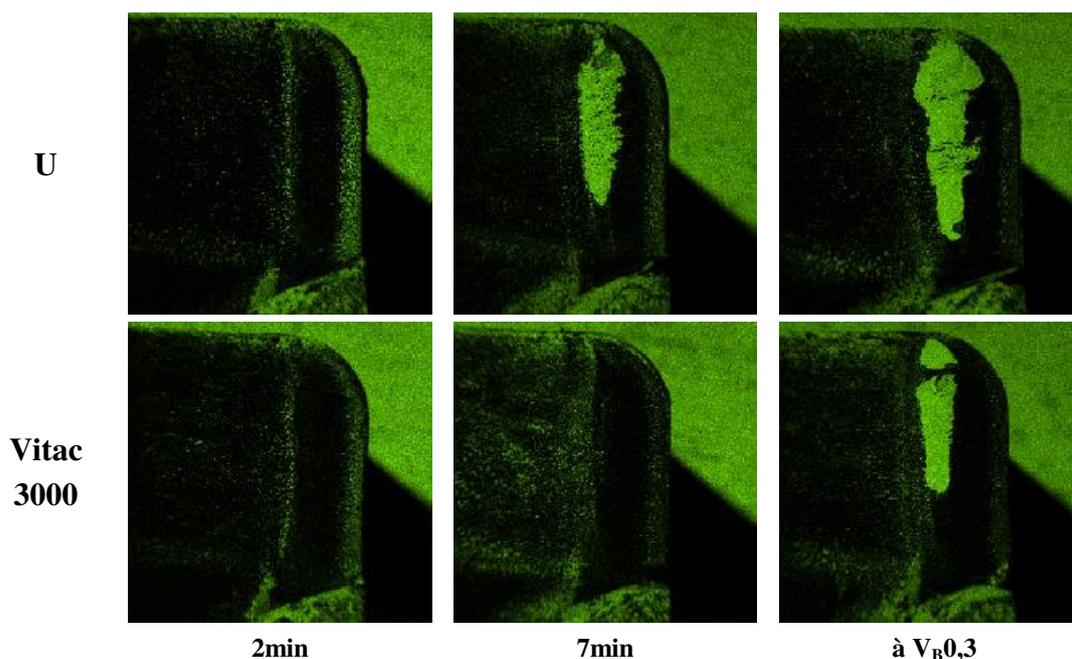


Figure 2-41 Observation de l'élément fer sur la face de dépouille d'outils revêtus TiN en tournage, $V_c=3500\text{m/min}$, $a_p=2\text{mm}$, $f = 0.4 \text{ mm/tr}$ [ROCH.2005]

L'analyse des cartographies effectuées s'avère relativement difficile : ceci peut s'expliquer par les problèmes de mesures des rayons X émis par des surfaces concaves. Toutefois, il me semble que la densité de couleur verte, représentant celle de l'élément fer, est plus prononcée pour la nuance Vitac 3000 et, comme à la surface des pions utilisés pour les essais de frottement, la zone d'adhésion semble plus étroite que pour la nuance standard. Rochas montre notamment dans son étude que la largeur du cratère observé sur la face de dépouille des outils coupants revêtus TiN est toujours plus importante avec la nuance standard. Le fer jouerait-il le rôle de troisième corps 'positif' réalisant une barrière physique directement en contact avec les copeaux ? Toutes les observations effectuées tendraient à le montrer. Dans ce cas, la densité de cette couche de fer (donc ses propriétés mécaniques) serait déterminante pour la durée de vie des outils coupant.

Sur l'ensemble des cartographies d'éléments chimiques analysées, le calcium demeure quasiment absent. Le rôle de piège à oxyde des inclusions de calcium contenues dans la nuance Vitac 3000 présenté dans le premier chapitre (cf. §3.2) doit donc permettre l'accumulation de fer, en évitant l'apparition de phénomènes d'abrasion liés à la présence de particules dures. Cette hypothèse se confirme à l'étude des essais d'usinage effectués par C. Rochas. En effet, à partir des résultats obtenus avec les essais de frottement, il est dès lors possible d'analyser les mesures d'usure en dépouille effectuées par Rochas.

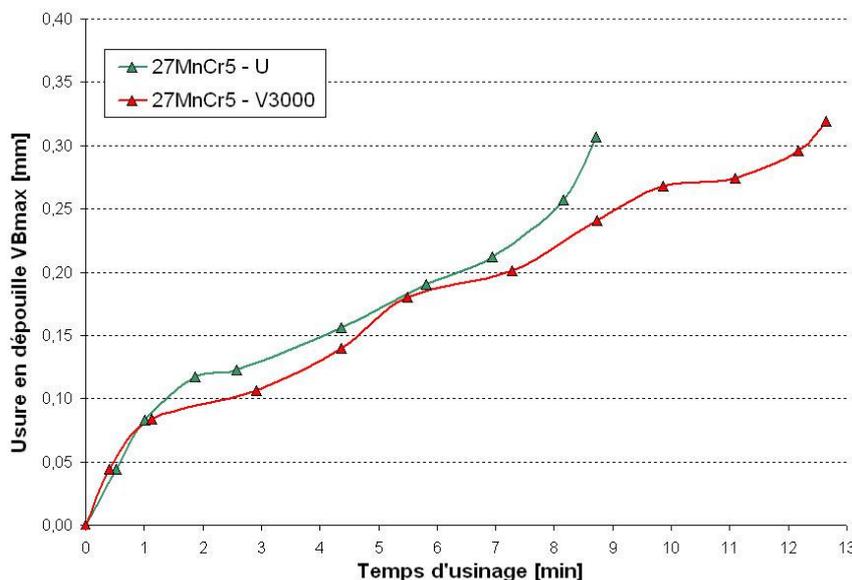


Figure 2-42 Usure en dépouille d'outils revêtus TiN en fonction de la nuance de 27MnCr5, $V_c=350\text{m/min}$, $a_p=2\text{mm}$, $f=0,4\text{mm/tr}$ [ROCH.2005]

Sur le graphique ci-dessus on peut dissocier les trois phases d'usure présentées dans le premier chapitre (cf. §4.1.4). Dans un premier temps, l'usure évolue linéairement en fonction du temps d'usinage. Dans un second temps, la vitesse d'usure en dépouille diminue jusqu'à atteindre un point de saturation et augmenter brutalement.

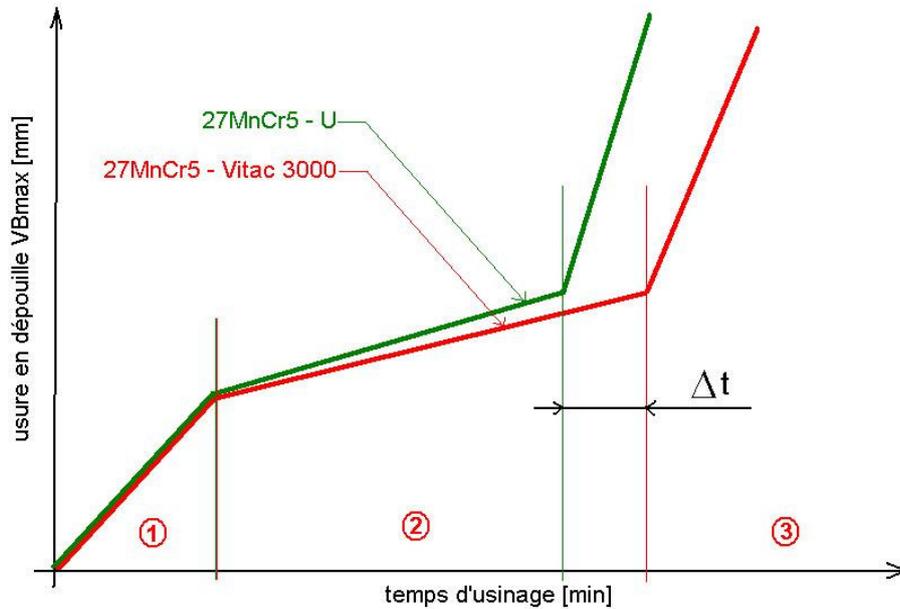


Figure 2-43 Schématisation de l'évolution de l'usure des outils revêtus TiN

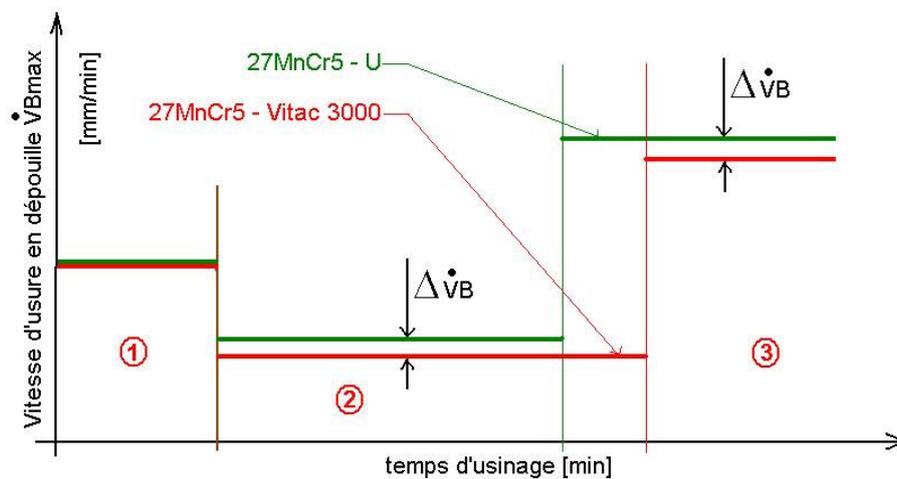


Figure 2-44 Schématisation de la vitesse d'usure des outils revêtus TiN

Au début des essais, les différences d'usure en dépouille entre les deux nuances sont très faibles mais les analyses EDS montrent légèrement plus d'adhésion de fer pour la nuance Vitac 3000 que pour la nuance standard. Au delà d'un certain temps d'usinage (≈ 2 min), il apparaît une différence de vitesse d'usure entre les deux nuances qui peut s'expliquer par la localisation des marques d'adhésion sur la face de dépouille : pour la nuance standard l'accumulation de fer se fait dans le cratère alors que pour la nuance Vitac 3000 elle se fait en aval du cratère. Au delà d'un certain temps et jusqu'à la ruine de l'outil, l'accumulation de fer se fait pour les deux nuances dans le cratère. La différence entre les deux nuances se manifeste donc dans la deuxième zone d'usure mais trouve son origine dans la première.

2.2.6.5 Les pions en carbure revêtu MoS₂

L'observation des pions revêtus MoS₂ à la loupe binoculaire permet de se rendre compte de l'usure apparente importante. Tous les pions ont des comportements voisins de ceux observés pour les pions en carbure non-revêtus : le revêtement MoS₂ s'est donc détérioré sur la durée de l'essai. Il est difficile de savoir si ce revêtement s'est vraiment arraché au cours des premiers instants de l'essai ou s'il a joué son rôle et s'est détruit progressivement.

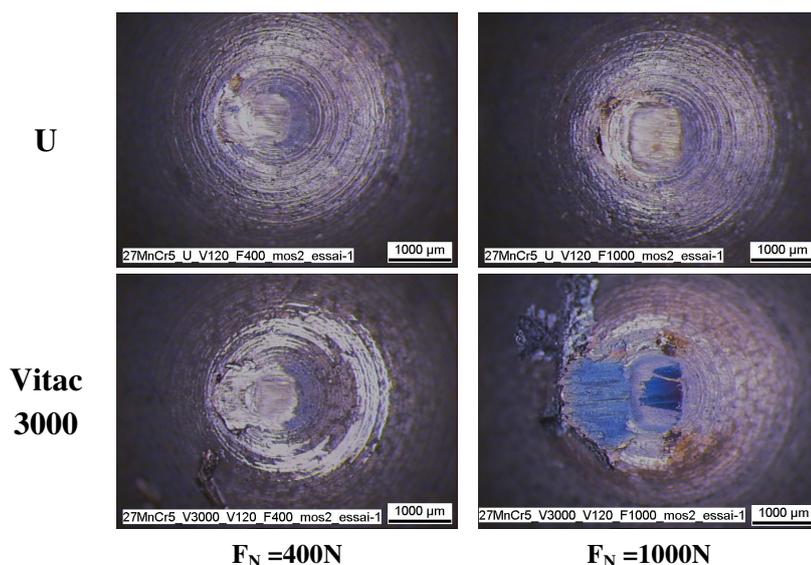


Figure 2-45 Influence de l'effort normal appliqué sur l'usure des pions revêtus MoS₂,
 $V=120\text{m/min}$, $a_p=3\text{mm}$, $f=0.2\text{ mm/tr}$

Les marques d'adhésion sont identiques à celles relevées sur les pions non-revêtus.

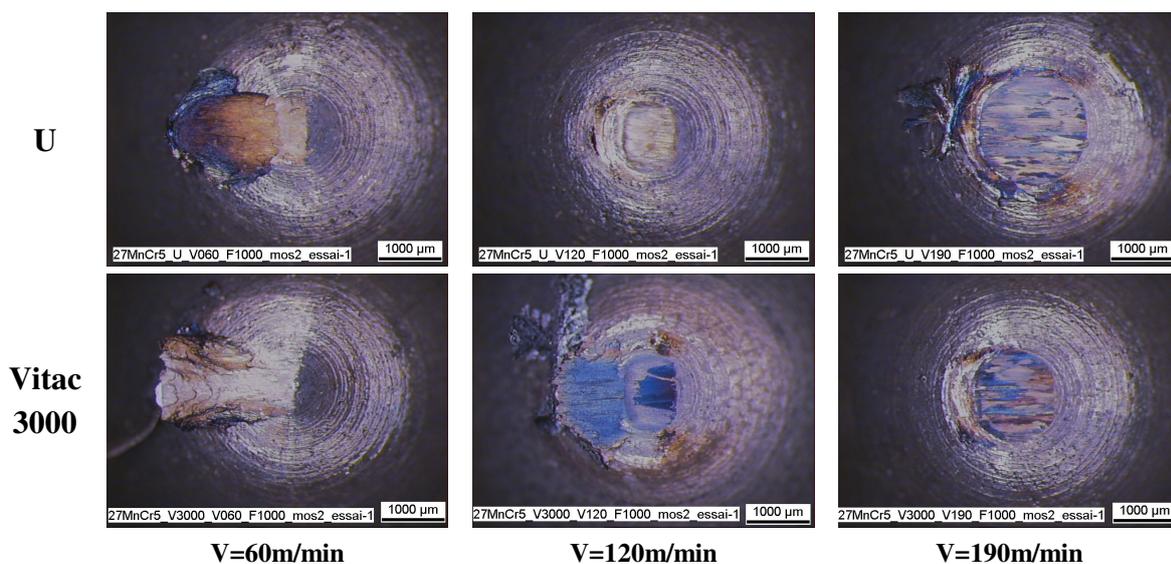


Figure 2-46 Influence de la vitesse de glissement sur l'usure des pions revêtus MoS₂,
 $F_N=1000\text{N}$, $a_p=3\text{mm}$, $f=0.2\text{ mm/tr}$

2.2.6.6 Discussions

Les observations des pions non revêtus et revêtus TiN, même si elles se font à posteriori, permettent de comprendre un certain nombre de phénomènes. Par contre, l'observation des pions revêtus MoS₂ révèle la disparition totale du revêtement et donc son action momentanée ou nulle sur la durée des essais de frottement.

Les observations effectuées ont montré le rôle important des marques d'adhésion de fer sur le comportement tribologique de l'interface. Même si aucune différence de comportement macroscopique n'a pu être relevée au cours des essais de frottement, les observations et les analyses chimiques des surfaces ont révélé la propension plus importante de la nuance Vitac 3000 à l'adhésion. Il serait donc intéressant d'étudier la corrélation entre l'adhésion de fer et sa distribution sur les outils coupants au niveau de la durée de vie de ces derniers.

2.2.7 Synthèse

Le tribomètre développé pour simuler le contact à l'interface outil-copeau s'avère à la fois suffisamment sensible pour caractériser des comportements tribologiques différents et très répétitif : les dispersions de mesures n'excèdent pas leurs bruits (5% pour les coefficients de frottement apparents mesurés et 10W pour les flux de chaleur estimés). Le premier résultat de ces essais est donc la validation de ce dispositif expérimental.

Le deuxième point important concerne la non différenciation macroscopique des nuances standard et Vitac 3000 du 27MnCr5. Le système ne peut en aucun cas être mis en cause puisque les essais ont été très répétitifs et qu'ils ont permis de caractériser les différences de comportements tribologiques entre les outils revêtus et non-revêtus. Aucune différence significative au niveau des mesures de coefficients de frottement apparents et de flux de chaleur n'a pu être mise en valeur entre les deux nuances. Les seules différences observables concernent le comportement tribologique dans le temps des nuances avec les pions non-revêtus et l'adhésion de fer à la surface des pions.

Les essais de frottement avec des pions à tête sphérique en carbure non-revêtus et revêtus TiN avaient pour principal objectif d'isoler les parts adhésives et de déformation du coefficient de frottement apparent mesuré. Les essais avec les pions revêtus MoS₂ et une lubrification à l'huile entière permettaient de ne considérer que la part de déformation du coefficient de frottement. Ces essais n'ont non seulement pas permis d'isoler le coefficient de labourage attendu, mais ils ont en plus révélé l'existence d'une composante abrasive pour les vitesses les plus importantes : il a été observé au devant du pion de frottement la formation de copeaux invalidant l'hypothèse de déformation plastique seule. L'ensemble des essais expérimentaux ont donc montré la difficulté d'isoler la part adhésive (coefficient de frottement interfacial) du coefficient de frottement apparent.

Les perspectives expérimentales pour différencier les comportements tribologiques des deux nuances sont donc des essais de frottement radial, réalisés à partir d'une simple modification de ce même tribomètre. Le principe de ces essais est de générer un sillon hélicoïdal sur l'enveloppe d'une barre. Une série d'essais a été réalisée pour valider le concept. Des premiers résultats obtenus, il en ressort des valeurs de coefficients de frottement apparents en moyenne trois fois inférieures à celles déterminées avec le montage axial. Cette différence semble trouver son explication dans l'importance des conditions initiales, avec notamment l'influence de la régénération de surface (effets thermiques et d'écaillage) sur le frottement à l'interface outil-pièce.

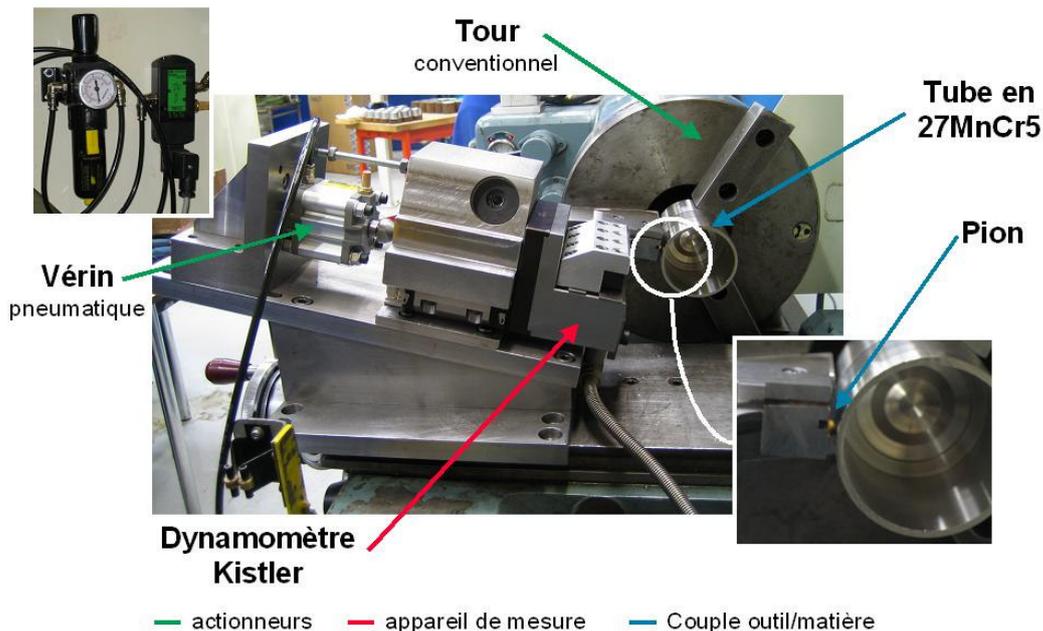


Figure 2-47 Montage expérimental des essais de frottement radiaux

Les sillons obtenus ont permis de quantifier la profondeur d'indentation mais ont surtout montré la nécessité de préparation des surfaces pour leur observation. Pour les essais de frottement radiaux, il a donc été décidé de mettre en place une procédure de préparation des surfaces afin que pour toutes les conditions de frottement, l'état initial des surfaces en contact (température et écaillage) soit le même.

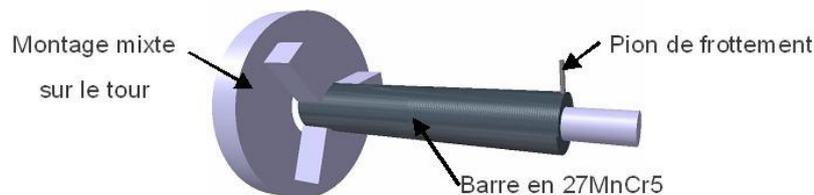


Figure 2-48 Principe des essais de frottement radiaux développés

Le montage des essais radiaux est en cours de développement.

2.3 La mesure de température par thermographie IR

2.3.1 Le rayonnement des solides

2.3.1.1 Origine physique du rayonnement

Tout milieu matériel absorbe et émet de l'énergie sous forme de rayonnement. Pour les milieux solides, ces phénomènes sont liés à l'agitation thermique des atomes et des électrons se traduisant sous forme de vibration du réseau cristallin et de mouvement des électrons. Le champ de vibration du réseau cristallin est assimilé à un ensemble de quasi-particules définies dans le cadre de la mécanique quantique : les phonons. Il existe les phonons optiques (vibrations des plans atomiques en opposition de phase) dont l'énergie associée est supérieure à celle des phonons acoustiques (vibrations en phase).

A tout moment un phonon peut se désexciter et engendrer l'émission d'un photon. De même, un électron excité thermiquement peut effectuer une transition vers la couche électronique supérieure (niveau d'énergie plus élevé), se désexciter et engendrer la formation d'un photon : c'est l'émission spontanée. Dans les milieux opaques, seuls les photons émis à la surface participent au rayonnement du solide et à l'échelle de la microseconde, l'émission des photons est un phénomène aléatoire et faible en nombre.

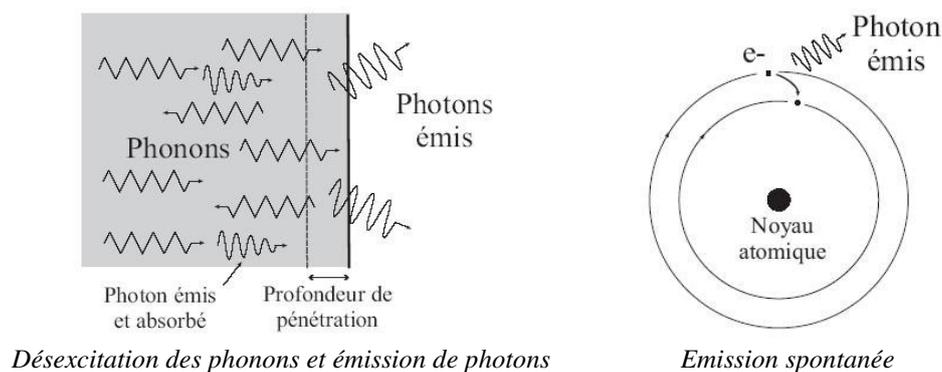


Figure 2-49 Mécanismes d'émission de photons [RANC.2004]

2.3.1.2 Le corps noir

Pour étudier les propriétés radiatives d'une surface réelle, on la compare à un corps idéal, capable d'absorber la totalité des rayonnements incidents, appelé corps noir. Selon le principe de conservation d'énergie, ce corps est aussi un émetteur parfait sur tout le domaine spectral et dans toutes les directions, ne dépendant que de la température.

La notion de luminance :

La luminance est définie par la puissance rayonnée d’une surface unitaire suivant une direction Δ dans un angle solide de 1 stéradian :

$$L = \frac{d^2}{d\Omega} \cdot \left(\frac{R_r^0}{\cos \psi} \right) \quad (2.9)$$

Où R_r^0 représente la puissance rayonnée par une surface élémentaire dS de normale \vec{n} dans un angle solide élémentaire $d\Omega$ de direction Δ ; ψ est l’angle défini entre la direction Δ considérée et la normale \vec{n} .

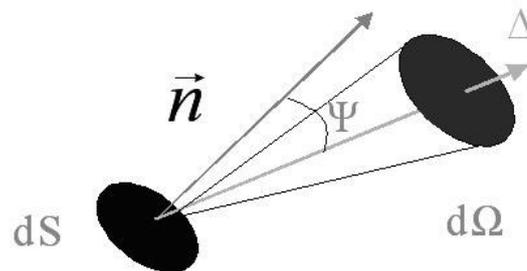


Figure 2-50 Puissance émise par une surface dS [THOM.2004]

La luminance monochromatique émise par un solide se définit en fonction de la luminance totale L et de la longueur d’onde λ :

$$L_\lambda = \frac{\partial L}{\partial \lambda} \quad (2.10)$$

En 1873, Planck détermine la luminance monochromatique d’un corps noir en fonction de sa température et de la longueur d’onde de radiation, c’est la loi de Planck :

$$L_\lambda^0 = \frac{C_1 \cdot \lambda^{-5}}{\exp\left(\frac{C_2}{\lambda \cdot T}\right) - 1} \quad (2.11)$$

Avec $C_1 = 2 \cdot h \cdot c^2$ et $C_2 = \frac{h \cdot c}{k}$ deux constantes définies en fonction de :

- la célérité de la lumière dans le vide $c = 2,998 \cdot 10^8 \text{ m.s}^{-1}$
- la constante de Planck : $h = 6,626176 \cdot 10^{-34} \text{ J.s}$
- la constante de Boltzmann : $k = 1,380662 \cdot 10^{-23} \text{ J.K}^{-1}$

Il existe un maximum de luminance monochromatique pour une longueur d'onde donnée, dépendant de la température du corps noir :

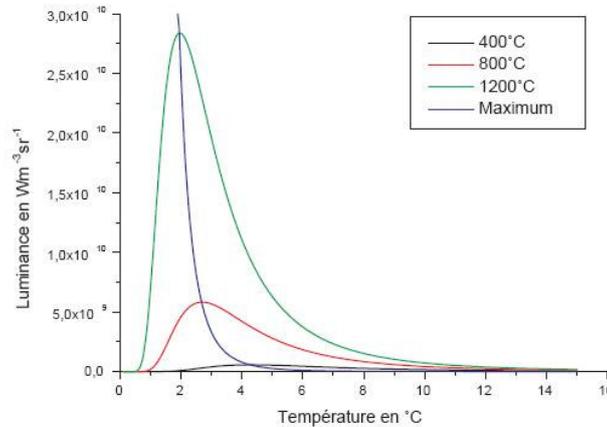


Figure 2-51 Luminance du corps noir et maximum d'énergie

La loi de Stephan-Boltzmann permet de déterminer la puissance émise par un corps noir par unité de surface, pour toutes les longueurs d'ondes et dans toutes les directions d'émission simplement à partir de sa température :

$$R_T^0 = \sigma.T^4 \quad (2.12)$$

Où R_T^0 représente la puissance émise, σ la constante de Stephan ($\sigma = 5,67 \cdot 10^{-8} \text{ W.m}^{-2}.\text{K}^{-4}$) et T la température.

2.3.1.3 Les corps réels

Pour déterminer la luminance monochromatique des corps réels, on définit un facteur d'émission, aussi appelé émissivité, noté ϵ_λ . Il est défini comme le rapport entre la luminance monochromatique de la surface réelle et celle du corps noir et dépend de la longueur d'onde, de la température, de la direction d'émission, du matériau et des caractéristiques de la surface :

$$\epsilon_\lambda(\lambda, T, \Delta) = \frac{L_\lambda(\lambda, T, \Delta)}{L_\lambda^0(\lambda, T)} \quad (2.13)$$

La valeur du facteur d'émission est comprise entre 0 et 1. C'est une propriété thermo-optique de chaque surface qui dépend aussi des valeurs des facteurs de transmission et d'absorption. Si on considère une surface éclairée par un flux monochromatique, une partie de ce flux est réfléchi, une autre absorbée et une transmise.

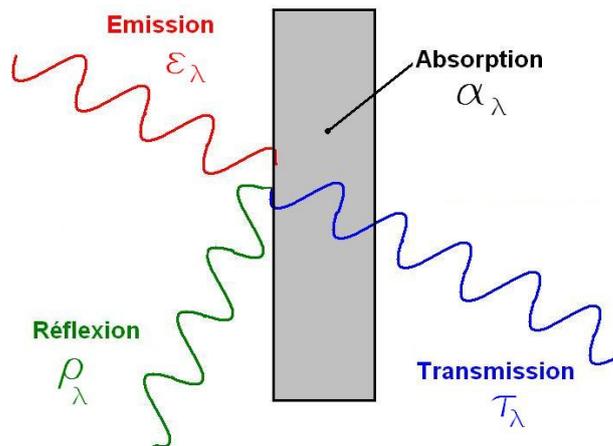


Figure 2-52 Distribution d'un flux émis à la surface d'un corps absorbant

La conservation d'un flux incident implique que la somme des facteurs d'absorption, de réflexion et de transmission soit égale à 1 :

$$\alpha_{\lambda} + \rho_{\lambda} + \tau_{\lambda} = 1 \quad (2.14)$$

Pour un matériau opaque donc sans transmission ($\tau_{\lambda} = 0$), on obtient :

$$\alpha_{\lambda} + \rho_{\lambda} = 1 \quad (2.15)$$

L'équilibre thermodynamique local de la surface dS traduit par la loi de Kirchoff impose que l'énergie absorbée soit réémise :

$$\alpha_{\lambda} = \varepsilon_{\lambda} \quad (2.16)$$

Finalement, le facteur d'émission se définit à partir du seul facteur de réflexion :

$$\varepsilon_{\lambda} = 1 - \rho_{\lambda} \quad (2.17)$$

En général, le facteur d'émission spectral diminue avec la longueur d'onde et augmente avec la température. Dans le domaine infrarouge, le facteur d'émission total est quasiment proportionnel à la température. Les changements de phase, tels que liquide solide, peuvent faire apparaître des discontinuités du facteur d'émission : cette propriété est utilisée pour détecter les changements de phase dans les alliages [ANTO.1997]. Le facteur d'émission étant une propriété de surface, il dépend donc de son état d'oxydation, de sa rugosité et des aspérités contenues à sa surface pouvant agir comme des corps noirs. Ainsi, plus une surface est rugueuse, plus son absorption donc son facteur d'émission est élevé.

2.3.2 Principe de la thermographie IR

C'est en poursuivant les travaux de Newton sur la décomposition de la lumière par un prisme qu'en 1800 W. Herschel découvre l'existence de rayons invisibles au-delà du rouge, qui transmettent la chaleur. Dès 1804 il est apparu que le verre ne transmettait que le proche infrarouge ($\lambda < 2,7 \mu\text{m}$). En 1835, Ampère proclame l'identité des rayons lumineux et des 'rayons calorifiques'. Entre 1873 et 1874, Vogel et Becquerel découvrent le principe de sensibilisation pour la photographie infrarouge. En 1920, Case découvre la cellule thalofide réagissant au rayonnement infrarouge proche. De 1930 à 1938, les cellules infrarouges sont de plus en plus utilisées pour des applications industrielles.

La thermographie peut se définir comme une technique permettant d'obtenir l'image thermique d'une scène observée dans un domaine spectral de l'infrarouge. La thermographie IR consiste à mesurer sans contact la température d'un objet cible. Le rayonnement IR est compris entre des longueur d'onde de $0,72 \mu\text{m}$ et $1000 \mu\text{m}$. Comme pour les rayons visibles, les rayons IR se réfléchissent, se réfractent, se diffractent, se polarisent et se propagent en ligne droite dans l'air.

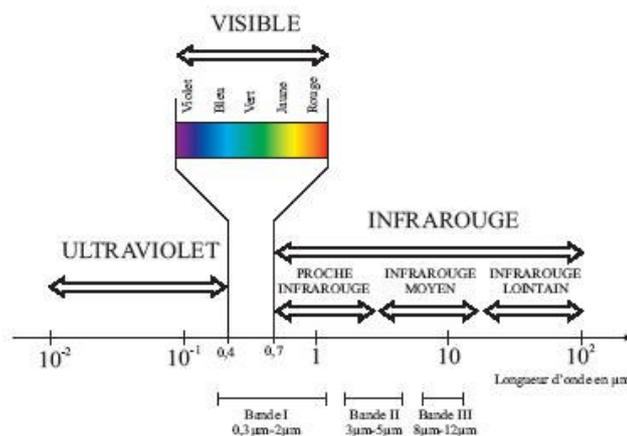


Figure 2-53 *Domaine spectral du rayonnement thermique [RANC.2004]*

On classe les caméras infrarouges en trois catégories, en fonction du domaine spectral du rayonnement thermique observé :

- Bande I : les grandes ondes, comprises entre 8 et 12 μm
- Bande II : les ondes courtes, comprises entre 3 et 5 μm
- Bande III : les ondes très courtes, comprises entre 0,3 à 2 μm

Le choix d'une caméra thermique se fait en fonction de la bande spectrale choisie, avec les critères suivants :

- La sensibilité souhaitée
- L'étendue de l'échelle
- La précision de mesure recherchée

La caméra thermique que nous utilisons mesure le rayonnement de surfaces pour des longueurs d'ondes comprises dans la bande II. La résolution du capteur est de 300 x 256, soit 76800 pixels.

2.3.3 Le dispositif d'étalonnage de l'émissivité

Pour déterminer la température d'un corps par thermographie, il est nécessaire de connaître ou de déterminer son émissivité en fonction de sa température. Bien souvent, les données existantes concernant l'émissivité des matériaux ne prennent pas en compte les états de surface (rugosité, écrouissage, etc.). Il a donc été décidé de développer au LTDS un montage d'étalonnage de l'émissivité des surfaces, mesurées sous atmosphère neutre.

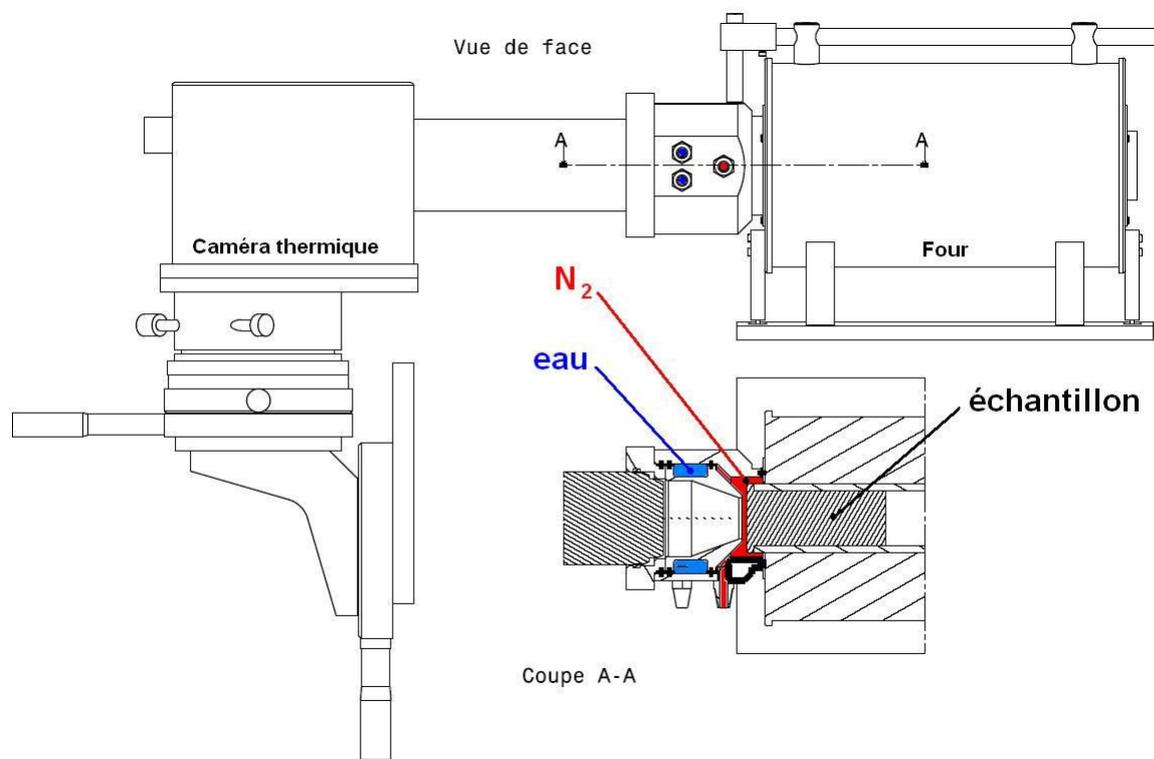


Figure 2-54 Le montage d'étalonnage de l'émissivité des surfaces développé

Le montage d'étalonnage a été conçu à partir d'un four de laboratoire permettant d'atteindre une température de 1200°C. La surface de l'échantillon mesurée est chauffée par conduction due à sa partie massive à l'intérieure du four. La bague intérieure est une pièce intermédiaire entre la surface mesurée et l'optique de la caméra thermique, refroidie par un flux constant d'eau. Elle permet de maîtriser les directions de rayonnement et de s'affranchir de ceux provenant du tube céramique à l'intérieur du four. Le cache pièce définit l'enveloppe du système et permet surtout d'effectuer l'étanchéité atmosphérique de la zone de mesure. En effet, la zone de mesure est maintenue sous atmosphère contrôlée avec un flux constant d'azote.

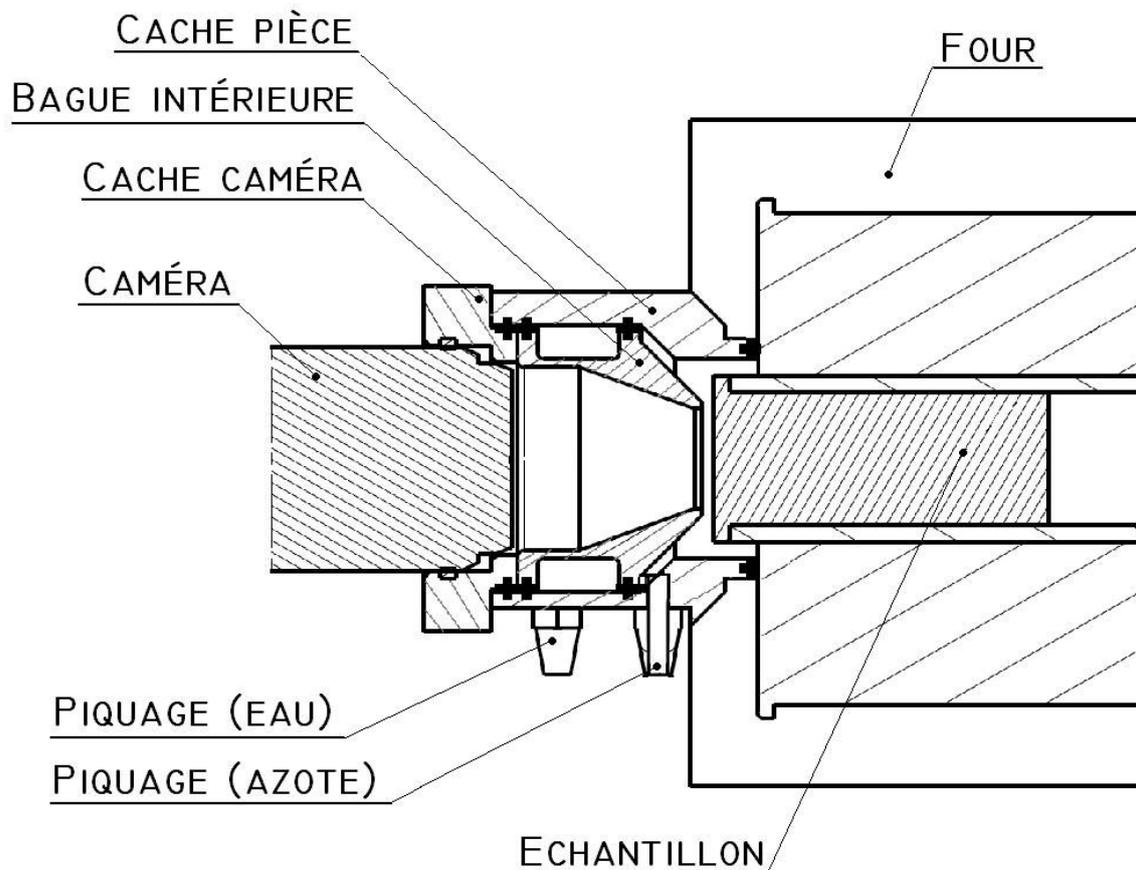


Figure 2-55 Zone de mesure de l'émissivité du montage d'étalonnage

L'ensemble des pièces composant la zone de mesure ont été fabriquées avec un acier non allié de type C45. Ces pièces vont être recouvertes d'une peinture noire résistant aux températures atteintes. L'étanchéité statique est assurée par des joints toriques en Fluorocarbonate 80 shore permettant une bonne tenue en température et de maîtriser correctement l'atmosphère de mesure.

Remarque : Le montage a été fabriqué, mais n'a pu être mis en œuvre faute de temps.

2.3.4 Les mesures de température réalisées

2.3.4.1 Les mesures de la température d'interface

Dans le paragraphe précédent sur les essais de frottement, nous avons pu voir l'instrumentation du montage expérimental avec une caméra thermique. Les thermographies effectuées n'ont pas encore été analysées car elles sont tributaires de la détermination de l'émissivité des surfaces.

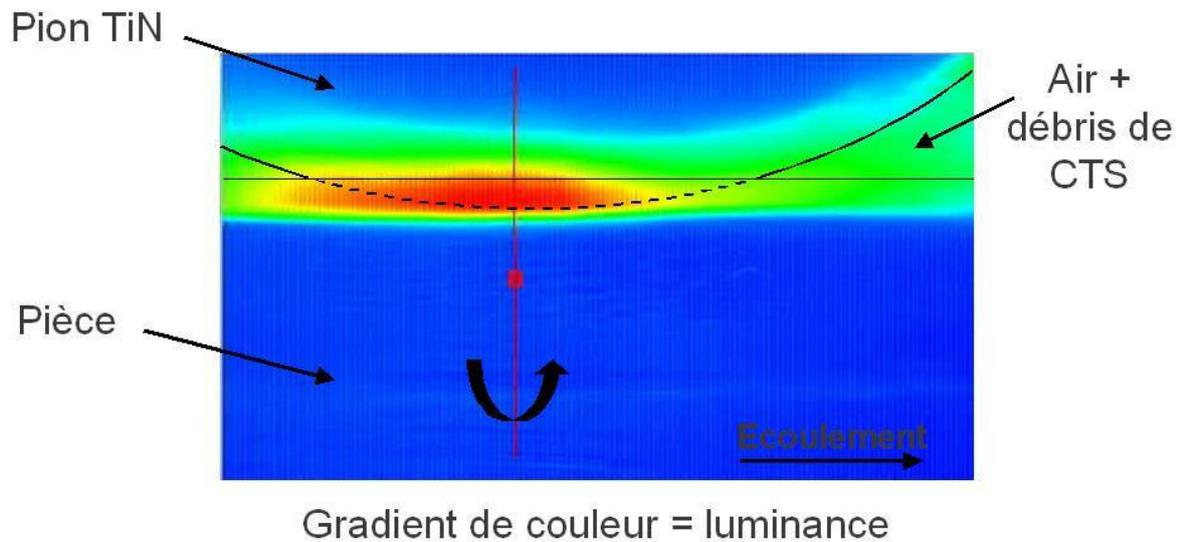


Figure 2-56 Exemple de thermographie de l'interface pion revêtu TiN – pièce en 27MnCr5-U
 $V=120\text{m/min}$, $F_N=1000\text{N}$, $a_p=3\text{mm}$, $f = 0.2 \text{ mm/tr}$

Les thermographies réalisées ne permettront certainement pas d'obtenir les valeurs et la distribution du champ de température à l'interface pion-pièce : la majeure partie du gradient de luminance observable se situe dans le pion et la température dans le contact est inatteignable. L'idée initiale était de mesurer la température de contact pour pouvoir en faire un paramètre d'entrée d'un modèle numérique ayant pour principal objectif de caractériser et différencier les comportements tribologiques des deux nuances. L'étude de la température d'interface se fera donc à partir des mesures de flux de chaleur.

2.3.4.2 Les mesures de la température au point de frottement

Compte tenu des difficultés rencontrées pour atteindre la température à l'interface pion-pièce lors des essais de frottement, nous avons décidé de mesurer avec la caméra thermique la température au point de frottement.

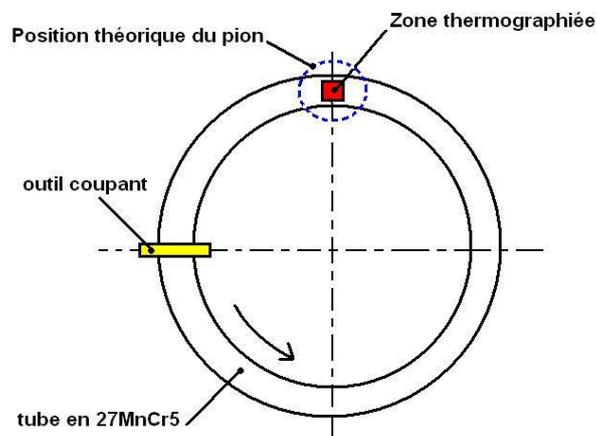


Figure 2-57 Principe des mesures de température au point de frottement

Ces mesures ont été effectuées avec l'outil de coupe seul et pour toutes les vitesses de frottement étudiées. Le principal objectif de ces mesures est d'enrichir les paramètres d'entrée et les conditions initiales du modèle numérique. Pour considérer cette mesure il est important de noter que les cinétiques de chauffage et de refroidissement en usinage sont bien plus extrême que celles rencontrées en rayage. Cependant, pour négliger l'influence du rayage sur le bilan thermique du modèle, il faut être certain de la prédominance locale des phénomènes de coupe notamment au niveau de la température et de l'écaillage.

2.3.5 Les perspectives

Les mesures de température effectuées au point de fonctionnement s'avèrent être des points clés pour la poursuite de l'étude. Une fois que le montage d'étalonnage sera mis au point, il faudra effectuer l'étalonnage de l'émissivité des surfaces étudiées : c'est à dire préparées dans les conditions dans lesquelles leur émissivité a été mesurée. Une fois la relation liant la température et l'émissivité des surface établie, il sera alors possible d'évaluer le champ de températures au point de frottement. Couplées aux valeurs de flux de chaleur transmis dans le pion lors des essais, l'ensemble de ces mesures permettront probablement une analyse plus fine des phénomènes de frottement.

Ce point n'a pu être réalisé faute de temps et constitue probablement l'un de mes plus fort regret concernant cette étude. A l'heure de la rédaction de ce mémoire, il m'apparaît très clairement que pour comprendre et analyser l'ensemble des phénomènes mis en jeu à l'interface outil-pièce (ou pion-pièce), il est nécessaire, si ce n'est primordial, d'obtenir expérimentalement le maximum d'informations.

Chapitre 3

Etude numérique et modélisation

Le principal objectif de la simulation numérique de l'essai de rayure à grande vitesse est de faire un dépouillement numérique des résultats expérimentaux, notamment pour dissocier les composantes d'adhésion et de déformation des coefficients de frottement apparents mesurés. L'identification inverse du coefficient de frottement interfacial se fait à partir de tous les éléments de mesure. Ainsi, les efforts normaux et tangentiels et les flux de chaleur dans le pion. Mesurés expérimentalement servent de paramètres d'ajustement du modèle numérique. Une fois ce modèle numérique adapté au couple pion-pièce, il est alors possible d'analyser plus précisément les résultats fournis.

L'ensemble des données numériques obtenues ont permis de modéliser le contact à l'interface et ainsi de prédire le comportement en frottement de ce couple dans d'autres conditions. Cette extrapolation de résultats, se faisant par l'établissement d'une loi de frottement adaptée, pourra ensuite être utilisée dans l'établissement d'un modèle numérique de la coupe orthogonale.

3.1 Modélisation numérique de l'essai de rayure à grande vitesse

3.1.1 Discrétisation spatiale

Le premier principe de la méthode des éléments finis est la discrétisation spatiale (maillage) des corps étudiés. Dans le cas de l'essai de rayure, le massif rayé (la pièce) et l'indenteur (le pion) sont modélisés en trois dimensions. La seule condition de symétrie concerne le plan médian du massif dans la direction de rayage.

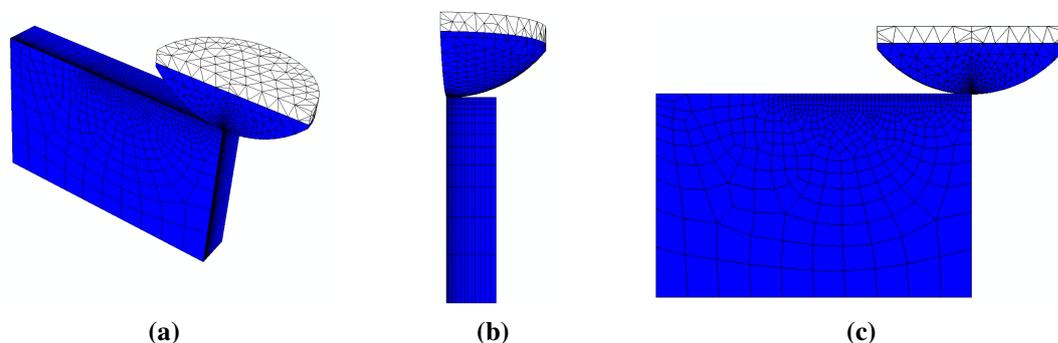
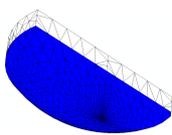
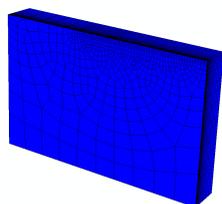


Figure 3-1 La discrétisation spatiale symétrique adoptée (a) vue isométrique, (b) vue normale au plan de symétrie, (c) vue du plan de symétrie



Le pion a un diamètre de tête sphérique de 9mm. Il est discrétisé en éléments triangulaires. Le maillage a été densifié dans la zone de contact. La partie supérieure du pion est définie comme un corps infiniment rigide. C'est au pion qu'est imposé le mouvement.



La pièce est modélisée comme un massif de hauteur 6mm, de 1,5mm de large et 10mm de long (sens de rayage). Elle est discrétisée en éléments hexagonaux à 8 noeuds. La zone de contact a été densifiée avec des éléments cubiques ayant des cotés de 50 μ m. Les éléments de la partie inférieure sont bloqués en déplacement (encastrement).

3.1.2 Modèle mécanique

Les mécanismes de formation du copeau sont extrêmes tant par les déformations atteintes ($\epsilon \approx 5$) que par les vitesses de déformation comprises entre 10^3 et 10^5 s⁻¹. On parle donc dans ce cas de grands déplacements et de grandes déformations. Ces considérations sont très importantes et doivent impérativement être prises en compte dans les modèles par éléments finis fortement non linéaires.

Les équations générales de mouvement dans le cas d'une analyse dynamique sont :

$$[M]\{\ddot{u}^n\} + [C]\{\dot{u}^n\} + [K]\{u^n\} = \{F_{ext}^n\} \quad (3.1)$$

Où $[M], [C], [K]$ représentent respectivement la matrice des termes de masse, des termes d'amortissement et des termes de raideur ; $\{F_{ext}^n\}$ représente le vecteur des forces extérieures appliquées à l'élément N ; enfin, $\{u^n\}, \{\dot{u}^n\}, \{\ddot{u}^n\}$ représentent respectivement le vecteur des déplacements, des vitesses et des accélérations de ce même élément N .

3.1.3 Modèle thermique

Etant donné l'intensité des phénomènes mécaniques mis en jeu à l'interface et les cinétiques de chauffage et de refroidissement qu'ils imposent, on considérera le cas d'un couplage fort entre le calcul thermique et le calcul mécanique. Le calcul thermique se fait en chaque élément par résolution de l'équation :

$$\rho.C_p.T - \text{div}(\lambda.\overrightarrow{\text{grad}T}) = 0,9.(\overline{\overline{\sigma}} : \overline{\overline{\dot{\epsilon}}_p}) \quad (3.2)$$

Où ρ définit la masse volumique, λ la conductivité thermique et C_p la capacité thermique massique du matériau ; T la température; $\overline{\overline{\sigma}}$ le tenseur des contraintes de Cauchy et $\overline{\overline{\dot{\epsilon}}_p}$ le tenseur des vitesses de déformations plastiques et leur produit (doublement contracté) représente l'énergie de déformation plastique dissipée. Le coefficient de 0,9 correspond à la proportion d'énergie dissipée sous forme thermique par rapport à celle dissipée sous forme mécanique (dislocations). Ce coefficient est fixé a priori (donnée empirique usuellement employée) et sera un des paramètres d'ajustement du modèle thermique et ce à partir des mesures de flux de chaleur effectuées.

Remarque : Même si ce phénomène apparaît comme adiabatique, le considérer comme tel dans le problème numérique amènerait à négliger les effets de diffusion important dû à la conduction et à localiser des effets thermiques non physiques. Par contre, la rapidité du processus autorise à négliger les échanges avec le milieu extérieur sous forme de convection. [BARG.2005]

3.1.4 Schéma d'intégration et discrétisation temporelle

La méthode des éléments finis appliquées aux phénomènes non linéaires impose une discrétisation temporelle de l'espace d'étude (durée simulée). A chaque pas de temps, le calcul des termes dynamiques impose une double intégration numérique. Deux méthodes numériques existent et diffèrent par leur schéma d'intégration : implicite ou explicite.

L'analyse dynamique implémentée sur le code de calcul commercial ABAQUS utilise un schéma d'intégration explicite pour résoudre l'équation d'équilibre. Ce schéma, basé sur la méthode des différences centrales, consiste à calculer une solution à l'instant $t + \Delta t$ en fonction des quantités connues à l'instant t suivant le principe :

$$\begin{aligned} \dot{u}_{(i+1/2)} &= \dot{u}_{(i-1/2)} + \frac{\Delta t_{(i+1)} + \Delta t_{(i)}}{2} \ddot{u}_{(i)} \\ u_{(i+1)} &= u_{(i)} + \Delta t_{(i+1)} \dot{u}_{(i+1/2)} \end{aligned} \quad (3.3)$$

L'accélération au début de l'incrément est calculée à partir de la matrice de masse diagonalisée $[M]$ (après réarrangement), et des matrices des efforts extérieurs et intérieurs respectivement $[F_{ext}]$ et $[F_{int}]$ selon le schéma :

$$\ddot{u}_{(i)} = [M]^{-1} \{ [F_{ext}] - [F_{int}] \} \quad (3.4)$$

Cette méthode est reconnue pour être efficace de par son ratio temps de calcul précision (absence des itérations nécessaires à la convergence d'un schéma d'intégration implicite) mais elle est sujette à des problèmes de stabilité : le pas de temps est évalué à partir de la plus grande fréquence de propagation d'onde élastique (calculée sur le plus petit élément, de taille L_{min}) :

$$\Delta t \approx L_{min} \sqrt{\frac{\rho \cdot (1 + \nu) \cdot (1 - 2\nu)}{E \cdot (1 - \nu)}} \Rightarrow \Delta t \propto \sqrt{\frac{\rho}{E}} \quad (3.5)$$

Dans les problèmes de dynamique, le mouvement est souvent décrit par une formulation Lagrangienne : chaque nœud du maillage suit le mouvement du point matériel auquel il est affecté. Dans ce cas le maillage se déforme. Face aux conditions extrêmes auxquelles il peut être soumis, comme c'est le cas dans les simulations de coupe, d'importantes distorsions de maillage peuvent survenir faussant complètement le calcul. Pour palier à ces problèmes, de nombreux travaux ont été effectués sur des algorithmes de maillage adaptatif (repositionnement des nœuds) ou de remaillage (projections des données sur un nouveau maillage).

Une autre formulation est couramment rencontrée pour les simulations dynamiques faisant intervenir de grandes déformations : la formulation Arbitraire Lagrangienne Eulérienne. Elle repose sur la définition d'un maillage mobile (Lagrangien) partiellement indépendant des points (Eulérien). La formulation Eulérienne considère un maillage fixe dans un espace donné à travers lequel la matière s'écoule. Le maillage est globalement Lagrangien pour respecter la superposition de sa frontière avec la surface du domaine.

3.1.5 Lois de comportement

Le choix de lois de comportement adaptées est primordial dans l'établissement d'un modèle numérique. Elle doit prendre en compte les phénomènes d'écrouissage, de durcissement dynamique et d'adoucissement thermique et être valable sur un domaine étendu de taux de déformations, de vitesses de déformations et de températures. Pour simuler l'essai de rayure à grande vitesse, il a été choisi pour décrire la contrainte d'écoulement plastique de la pièce en 27MnCr5 une loi multiplicative de type Johnson-Cook et pour décrire le comportement du pion en carbure une loi élastique linéaire avec écrouissage isotrope.

3.1.5.1 Loi de comportement de Johnson-Cook

Pour décrire la contrainte d'écoulement plastique de la pièce, il a été choisi une loi empirique multiplicative de type Johnson-Cook. Elle exprime la contrainte d'écoulement en fonction de la déformation équivalente, de la vitesse de déformation équivalente et de la température.

$$\sigma = \left[A + B(\bar{\varepsilon})^n \right] \cdot \left[1 + C \cdot \ln \left(\frac{\dot{\bar{\varepsilon}}}{\dot{\varepsilon}_0} \right) \right] \cdot \left[1 - \left(\frac{T - T_0}{T_F - T_0} \right)^m \right] \quad (3.6)$$

Cette loi d'écoulement se décompose en trois termes :

- (1) Le terme relatif à l'écrouissage correspond à la contrainte d'écoulement à vitesse de déformation et à température constante. A est la contrainte d'écoulement à déformation plastique nulle et B et n sont respectivement les paramètres linéaire et non linéaire d'écrouissage.
- (2) Le deuxième terme est un facteur multiplicatif caractérisant le durcissement dynamique du matériau et dépend de la vitesse de déformation plastique équivalente. C est le coefficient de sensibilité à la vitesse de déformation et $\dot{\varepsilon}_0$ est une vitesse de déformation de référence.
- (3) Le troisième terme correspond à l'adoucissement thermique pour des valeurs de température comprises entre la température initiale T_0 et la température de fusion T_f , et m l'exposant d'adoucissement thermique.

Pour décrire le comportement de la pièce, je disposais des paramètres des lois de Norton de type A et C fournis par Ascométal [ASCO.2005], déterminés à partir d'essais de torsion à chaud. Cette loi de comportement n'étant pas disponible sur ABAQUS\explicit, j'ai dû déterminer les paramètres de la loi de Johnson-Cook pour le 27MnCr5.

3.1.5.2 Identification des termes de la loi

A étant la limite élastique, connue, et en faisant l’hypothèse d’un écrouissage cinématique ($n = 1$) il vient assez rapidement le terme B dû à l’écrouissage : $A = 1100$ MPa et $B = 250$ MPa .

Les termes C , $\dot{\epsilon}_0$ et m liés au durcissement dynamique et à l’adoucissement thermique sont déterminés en utilisant une méthode itérative dichotomique, pour identifier la relation $\bar{\sigma} = f(T)$ avec $\epsilon = 0,01$ et $\dot{\epsilon} = 1,0$:

$$C = 0,050, \dot{\epsilon}_0 = 1.10^{-3}, m = 0,080$$

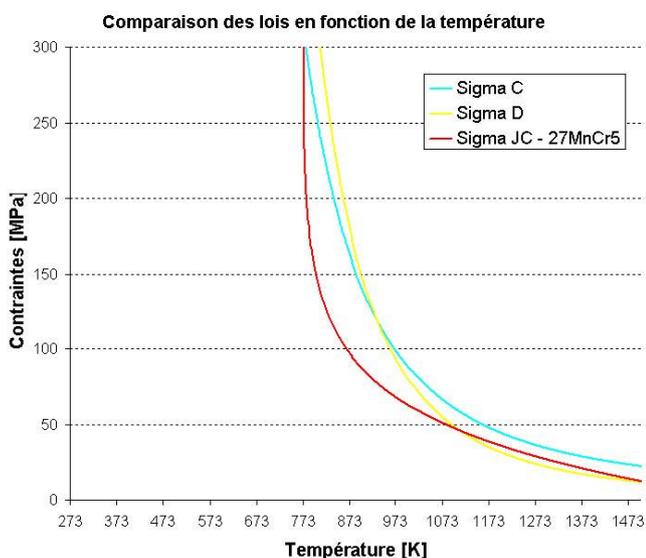


Figure 3-2 Identification des paramètres de la loi de Johnson-Cook pour le 27MnCr5

3.1.5.3 Loi d’écrouissage isotrope

Le comportement du pion en carbure fritté est modélisé par une loi élastique linéaire avec écrouissage isotrope. La caractérisation des données d’écrouissage a été réalisée au laboratoire par G. Kermouche [KERM.2005.3] en utilisant ses travaux concernant la caractérisation par nano-indentation.

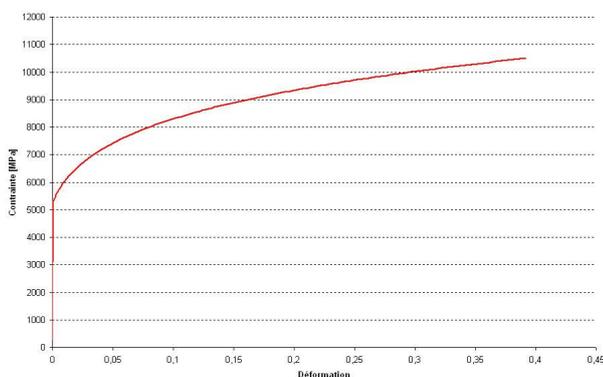


Figure 3-3 Loi d’écrouissage isotrope du carbure

Remarque : La prise en compte de l’écrouissage dans le comportement du pion permet d’établir un contact entre deux corps déformables. Ce constat vient de la mise au point d’un modèle numérique où le pion était considéré comme élastique infini, c’est à dire sans limite mécanique (élastique et rupture). Avec ce modèle, le calcul ne pouvait se lancer et le seul ajout des propriétés d’écrouissage à permis d’obtenir des résultats. L’écrouissage pour le pion est donc une exigence numérique sans réel intérêt physique pour le modèle.

3.1.6 Modèle de contact

Les modèles de contact disponibles sur le code ABAQUS sont ceux de Coulomb et celui de Tresca, dont le principe est résumé ci-dessous :

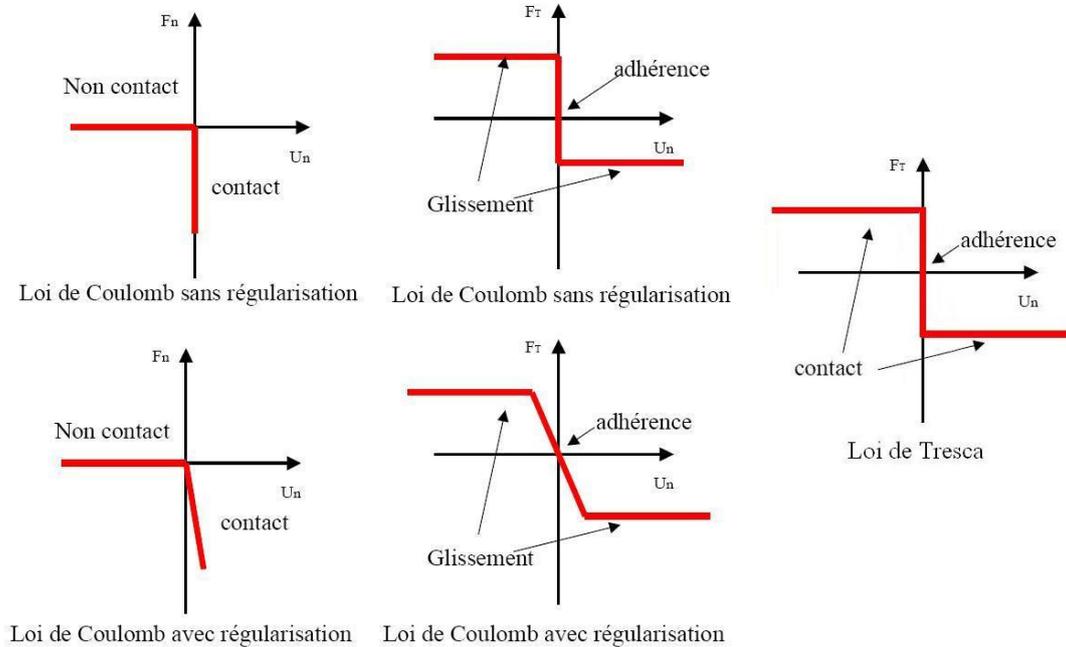


Figure 3-4 Les différents modèles de contact existants

La loi de contact que nous retiendrons pour les simulations est la loi de coulomb avec régularisation où le frottement est défini comme le rapport des normes du vecteur des efforts tangentiels et du vecteur des efforts normaux à la surface :

$$\mu = \frac{\|\vec{F}_T\|}{\|\vec{F}_N\|} \quad (3.7)$$

Le coefficient de frottement apparent intègre une composante adhésive et une composante de déformation (élasto-viscoplastique) liée à l'écoulement du matériau. Dans le cas d'une implémentation numérique seule la partie adhésive est considérée ; sa forme apparente étant une conséquence. Localement, le coefficient de frottement interfacial relie les contraintes normales et tangentielles selon la relation :

$$\mu_{adh} = \frac{\sigma_t}{\sigma_n} \quad (3.8)$$

La relation recherchée entre le coefficient de frottement apparent et sa partie adhésive permettrait d'estimer la part de frottement due aux déformations plastiques obtenue expérimentalement (régime de labourage).

3.1.7 Propriétés des matériaux

3.1.7.1 Les propriétés du 27MnCr5

Les propriétés retenues pour les simulations numériques sont celles présentées ci-dessous déterminées à partir des données fournies par Ascométal.

Tableau 3-1 Propriétés mécaniques du 27MnCr5

E	ν	ρ
200 GPa	0,3	$7,8 \cdot 10^{-3} \text{ g.mm}^{-3}$

Tableau 3-2 Termes identifiés de la loi de Johnson-Cook du 27MnCr5

A	B	n	C	$\dot{\epsilon}_0$	m	T_0	T_f
1100 MPa	250 MPa	1	0,050	1 ms^{-1}	0,080	293 K	1733 K

Les propriétés thermiques du 27MnCr5 n'étant pas caractérisées, Ascométal m'a fourni un document de celles de matériaux au comportement thermique voisin. Les données citées dans ce document sont celles retenues.

Tableau 3-3 Propriétés thermiques du 35CrMo4

T	K	373	473	573	673	773	873	973	1073	1173	1273
δ	$10^{-6} \cdot K^{-1}$	12.8	13.2	13.5	13.9	14.3	14.6	14.9	11.9	13.0	13.9
λ	$W \cdot mm^{-1} K^{-1}$	0,0430	0,0431	0,0427	0,0418	0,0406	0,0389	0,0364	0,0339	0,0310	0,0263
C_p	$J \cdot g \cdot K^{-1}$	472	489	506	526	547	577	611	689	677	669

3.1.7.2 Les propriétés du carbure

Les propriétés du carbure m'ont été fournies par F. Zemzemi.

Tableau 3-4 Propriétés mécaniques du carbure

E	ν	ρ
630 GPa	0,22	$12,9 \cdot 10^{-3} \text{ g.mm}^{-3}$

Tableau 3-5 Propriétés thermiques du Carbure

T	K	373	473	573	673	773	873	973	1073	1173	1273
λ	$W \cdot mm^{-1} K^{-1}$	0,0446		0,0512			0,0590			0,0512	0,0505
C_p	$J \cdot g \cdot K^{-1}$	226		296		326			342		356

3.2 Simulation numérique de l'essai de rayure à grande vitesse

3.2.1 Présentation des objectifs

L'objectif des simulations numériques est de réaliser une analyse complète des essais expérimentaux, notamment pour évaluer l'ensemble des variables non mesurables (champs de contraintes, de déformations, de température, etc.). Cette analyse repose sur une méthode d'identification inverse complexe où l'ensemble des mesures expérimentales effectuées constitue les variables d'ajustement des modèles numériques développés. L'ultime objectif étant de modéliser le contact à l'interface pièce-outil-copeau des opérations de coupe orthogonale en développant une loi de frottement phénoménologique.

Pour pouvoir y parvenir, il est impératif de pouvoir analyser l'ensemble des influences thermiques et mécaniques responsables des phénomènes de frottement. La stratégie développée pour y parvenir se présente sous la forme suivante :

- Dans un premier temps dissocier les phénomènes liés à l'adhésion et ceux liés aux déformations plastiques
- Dans un second temps étudier l'influence thermique, à partir des coefficients de frottement interfaciaux trouvés, sur les pressions et les aires de contact.

3.2.2 Décomposition du frottement

3.2.2.1 Le modèle numérique développé

Pour dissocier le coefficient de frottement apparent et plus exactement pour en déterminer sa part adhésive, j'ai développé un modèle numérique dans lequel le pion est considéré comme un corps infiniment rigide et sans propriétés thermiques. Les paramètres d'entrée du modèle sont les suivants :

- μ_{adh} : le coefficient de frottement interfacial
- V_G : la vitesse de glissement
- U_{ind} : la profondeur d'indentation
- T_{ini} : la température initiale de l'interface

Ce modèle permet d'obtenir de bonnes approximations sur l'influence des parts adhésives et de déformation du coefficient de frottement. Les champs physiques observables sont le tenseur des contraintes de Cauchy $\overline{\overline{\sigma}}$, le tenseur des déformations $\overline{\overline{\varepsilon}}$, des déformations plastiques $\overline{\overline{\varepsilon^p}}$ et des vitesses de déformations plastiques $\overline{\overline{\dot{\varepsilon}^p}}$. Comme le pion est défini sans propriétés thermiques, le champ de température T calculé aux nœuds représente l'intégralité de l'énergie mécanique de déformation dissipée sous forme thermique.

Remarque : Faire varier la proportion d'énergie dissipée (fixée à priori à 0,9) permettrait de faire varier les températures maximales atteintes ; seulement, comme dans ce modèle le pion est défini sans propriétés thermiques, il est impossible d'ajuster le flux de chaleur simulé dans le pion avec les mesures effectuées lors des essais expérimentaux. Les propriétés thermiques de ce modèles sont fortement incomplètes et ne peuvent être considérée qu'à titre indicatif.

Les variables d'ajustement de ce modèle sont :

- $(F_N)_{re}$: l'effort normal appliqué recherché. Tant que l'effort normal simulé $(F_N)_{sim}$ n'est pas égale à $(F_N)_{re}$, on modifie U_{ind} et on recommence le calcul.
- $(\mu_{app})_{re}$: le coefficient de frottement apparent recherché. Tant que le coefficient de frottement apparent simulé $(\mu_{app})_{sim}$ n'est pas égale à $(\mu_{app})_{re}$, on modifie μ_{adh} et on recommence le calcul.

Le premier avantage de ce modèle est le temps de calcul relativement court : pour effectuer 1,2ms de rayage, le temps de calcul se situe entre 4h, avec un coefficient interfacial nul, et 2 jours avec un coefficient de 0,9. La différence de temps observée provient de la formulation ALE (cf. §1.4). En effet, pour pallier aux problèmes de distorsion de maillage observés avec des coefficients de frottement interfaciaux supérieurs à 0,3, je demande à ce que le maillage soit redéfini pour chaque pas de temps et ce afin d'éviter les problèmes de projection numérique des données. Cette option de maillage adaptatif est disponible sur le code ABAQUS mais sa mise en œuvre demande de prendre certaines précautions.

3.2.2.2 Les résultats numériques

Les résultats obtenus après de nombreuses itérations, de telle sorte que les efforts normaux appliqués soient ceux désirés, se présentent sous la forme de courbes reliant les coefficients de frottement interfaciaux et les coefficient de frottement apparents. Il est intéressant de noter que la détermination d'une de ces courbes correspondant à une condition de rayage demande plus de 10 jours de calcul à temps plein ($\approx 250h$).

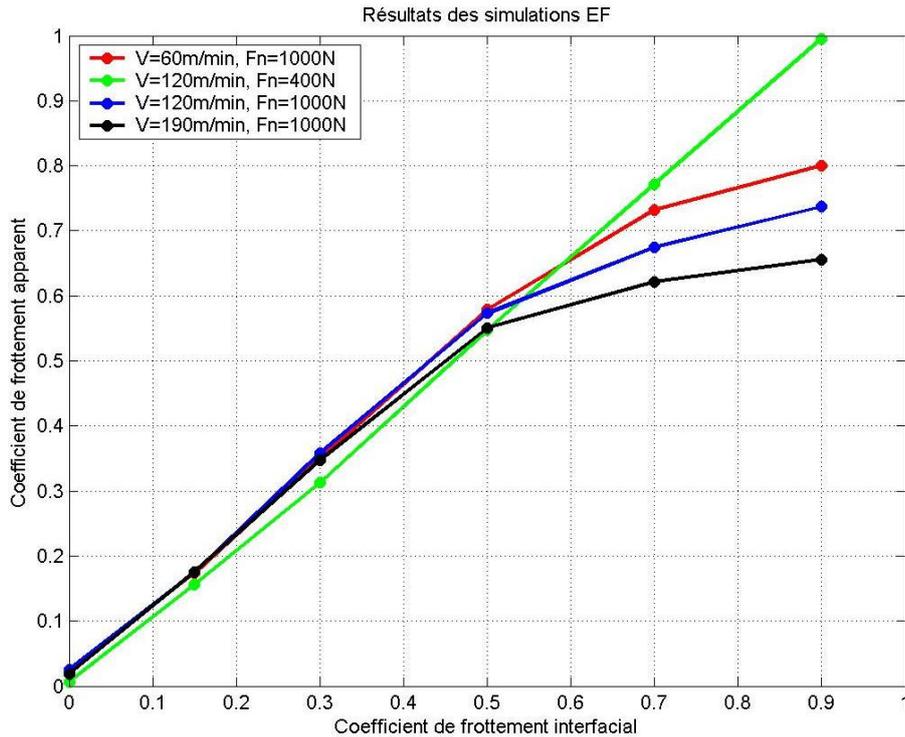


Figure 3-5 Relation entre les coefficients de frottement apparents et interfaciaux

Dès la première lecture de ce graphe, il vient une analyse assez simple : le modèle linéaire de Tabor utilisé pour décomposer le coefficient de frottement en une part adhésive, une part de déformation et une part abrasive (absente dans cette étude) doit donc être utilisé avec précaution et sur un domaine se limitant à $\mu_{adh} = [0, 0.5]$.

$$\mu_{app} = \mu_{adh} + \mu_{def} + \mu_{abr} \quad (3.9)$$

En effet, la linéarité du coefficient de frottement apparent en fonction de sa partie adhésive n'est respectée qu'en deçà d'un certain seuil, voisin de $\mu_{adh} = 0,5$. Au delà de ce seuil, le coefficient de frottement apparent semble atteindre un palier de saturation.

3.2.2.2.1 Part adhésive du coefficient de frottement apparent

Pour pouvoir extraire la partie adhésive du coefficient de frottement, j'ai essayé de modéliser la relation obtenue à partir des simulations de rayage en utilisant le logiciel Matlab et notamment l'outil d'optimisation cftool développé pour la recherche de coefficients. Dans un premier temps j'ai recherché une approximation linéaire en ne considérant que les points 'alignés', c'est à dire dont le coefficient de frottement interfacial est inférieur à 0,5.

$$\mu_{app} = a \cdot \mu_{adh} + b \quad (3.10)$$

Tableau 3-6 Paramètres du modèle linéaire de rayage

	V = 60m/min F _N = 1000N	V = 120m/min F _N = 400N	V = 120m/min F _N = 1000N	V = 190m/min F _N = 1000N
<i>a</i>	1,14	1,12	1,14	1,064
<i>b</i>	0,008372	-0,01243	0,008372	0,01845

Comme présenté précédemment, l'approximation linéaire de ces résultats ne semble pas convenir au delà d'un coefficient interfacial supérieur à 0,5. J'ai donc recherché un modèle plus adapté et valable sur tout le domaine d'étude. Le modèle obtenu, construit à partir de la fonction tangente hyperbolique, est le suivant :

$$\mu_{app} = a \cdot \left(b + \tanh \left(c \cdot (\mu_{adh})^d - e \right) \right) \quad (3.11)$$

Dans ce modèle le paramètre *a* représente l'amplitude verticale de la fonction, le paramètre *b* permet un décalage vertical, le paramètre *c* permet d'ajuster le front montant (rondeur de la courbe), le paramètre *d* permet de perturber le modèle pour l'ajuster le mieux possible aux points et enfin le paramètre *e* permet un décalage horizontal.

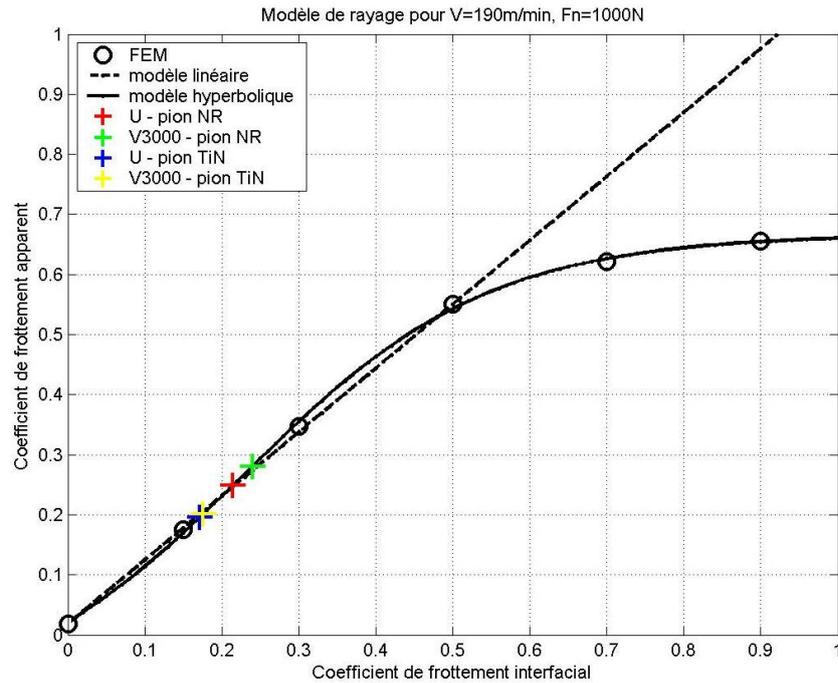
Tableau 3-7 Paramètres du modèle hyperbolique de rayage développé

	V = 60m/min F _N = 1000N	V = 120m/min F _N = 400N	V = 120m/min F _N = 1000N	V = 190m/min F _N = 1000N
<i>a</i>	0,4845	1,424	0,7373	0,3786
<i>b</i>	0,7681	0,4042	0,03152	0,7632
<i>c</i>	2,538	0,8091	2,263	3,212
<i>d</i>	0,9057	1,013	1,265	0,9182
<i>e</i>	0,8956	0,4236	-0,002581	0,8874

Une fois l'ensemble des paramètres déterminés avec le logiciel Matlab, il est alors possible de dépouiller numériquement les essais de frottement réalisés. Ceci peut se faire avec une simple inversion du modèle précédent :

$$\mu_{adh} = \left(\left(\tanh^{-1} \left(\frac{\mu_{app}}{a} - b \right) + e \right) \cdot \frac{1}{c} \right)^{1/d} \quad (3.12)$$

Il est alors possible de déterminer la part adhésive comprise dans le coefficient de frottement apparent mesuré et ce pour chacune des conditions de frottement. Il est toutefois important de noter que l'ensemble des coefficients de frottement interfaciaux sont extraits en considérant des conditions initiales probablement assez éloignées de la réalité, à savoir une température initiale de 20°C et des surfaces vierges de tout état de contraintes résiduel.


 Figure 3-6 Dépouillement numérique des essais expérimentaux, $V = 190\text{m/min}$, $F_N = 1000\text{N}$

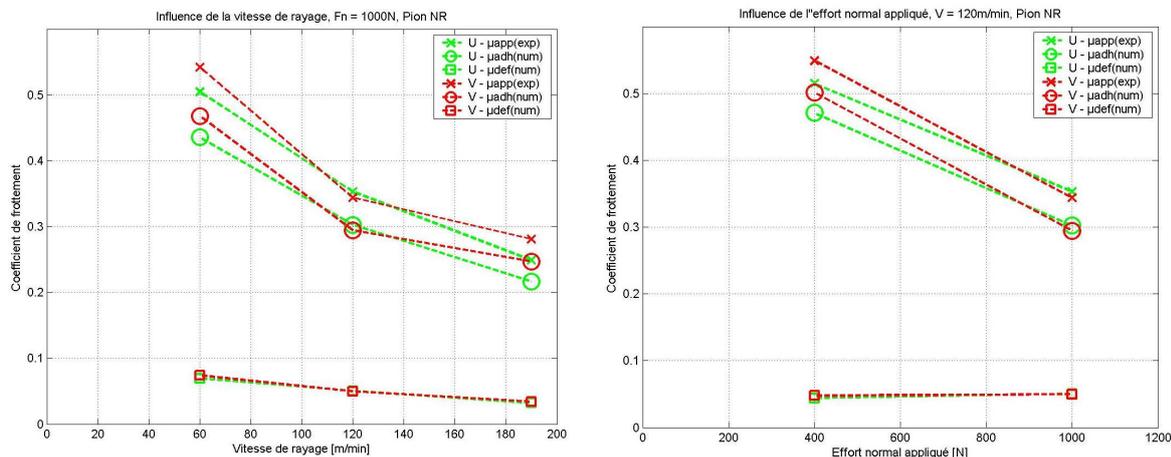
Après avoir simulé et modélisé les quatre conditions de rayage, il est possible d'extraire la part adhésive des coefficients de frottement apparents mesurés lors des essais expérimentaux. L'ensemble des résultats est synthétisé dans le tableau ci-dessous.

Tableau 3-8 Coefficients de frottement interfaciaux extraits

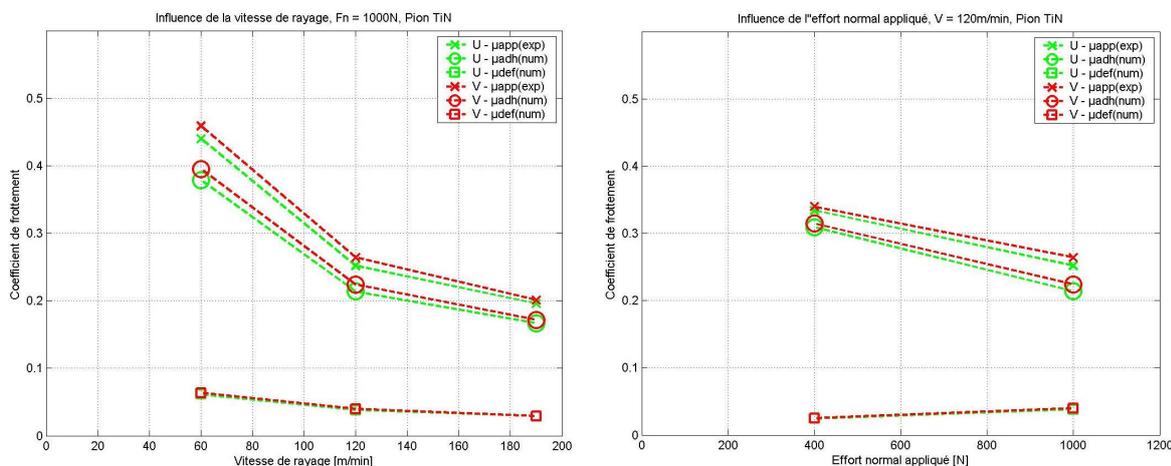
Condition de rayage	$\mu_{app}(\text{exp})$	$\mu_{adh}(\text{num})$		Différence entre les modèles	
		linéaire	hyperbolique		
$V = 60\text{m/min}$ $F_N = 1000\text{N}$	U – Pion NR	0,505	0,4356	0,4281	-1,75%
	V3000 – Pion NR	0,542	0,4681	0,4622	-1,28%
	U – Pion TiN	0,440	0,3786	0,3721	-1,75%
	V3000 – Pion TiN	0,459	0,3953	0,3880	-1,88%
$V = 120\text{m/min}$ $F_N = 400\text{N}$	U – Pion NR	0,515	0,4709	0,4755	0,97%
	V3000 – Pion NR	0,549	0,5013	0,5049	0,71%
	U – Pion TiN	0,334	0,3093	0,3165	2,27%
	V3000 – Pion TiN	0,340	0,3147	0,3219	2,24%
$V = 120\text{m/min}$ $F_N = 1000\text{N}$	U – Pion NR	0,353	0,3023	0,2929	-3,21%
	V3000 – Pion NR	0,344	0,2944	0,2855	-3,12%
	U – Pion TiN	0,252	0,2137	0,2121	-0,75%
	V3000 – Pion TiN	0,264	0,2242	0,2216	-1,17%
$V = 190\text{m/min}$ $F_N = 1000\text{N}$	U – Pion NR	0,249	0,2167	0,2145	-1,03%
	V3000 – Pion NR	0,281	0,2468	0,2400	-2,83%
	U – Pion TiN	0,196	0,1669	0,1716	2,74%
	V3000 – Pion TiN	0,201	0,1716	0,1757	2,33%

Sur l'ensemble des coefficients de frottement interfaciaux extraits, la différence entre les modèles linéaire et hyperbolique reste infime et n'excède pas 3,5%. Ceci tend à montrer que pour notre étude, l'approximation linéaire de Tabor suffit amplement et permet plus simplement de décomposer le coefficient de frottement apparent.

Pion NR



Pion TiN



Influence de la vitesse de rayage, $F_N = 1000N$

Influence de l'effort normal appliqué, $V = 120m/min$

Figure 3-7 Décomposition des coefficients de frottement apparents obtenus expérimentalement

Sur les graphes ci-dessus, pour chacune des conditions où les coefficients de frottement apparents obtenus expérimentalement sont légèrement différents, cette différence se retrouve au niveau du coefficient d'adhésion. Cette analyse permet de confirmer les hypothèses expérimentales à savoir que la principale différence entre les nuances du 27MnCr5 concerne les phénomènes d'adhésion. Indirectement ce résultat valide le montage expérimental et les essais effectués car il permet de différencier des comportements adhésifs différents.

Dans un second temps et en analysant plus en détail ces résultats, on peut remarquer que la vitesse de rayage a tendance à faire diminuer le coefficient de frottement dû aux déformations, ce qui paraît cohérent pour un matériau faiblement sensible aux vitesses de déformations. Par contre l'effort normal appliqué tend lui à l'augmenter, ce qui est aussi cohérent du point de vue même de la construction du modèle numérique : pour obtenir un effort normal appliqué de 1000N, la profondeur de rayage se situe entre $18,6\mu\text{m}$ ($\mu_{adh} = 0,0$) et $32,1\mu\text{m}$ ($\mu_{adh} = 0,9$) alors que pour obtenir un effort normal appliqué de 400N elle se situe entre $7,2\mu\text{m}$ ($\mu_{adh} = 0,0$) et $12,9\mu\text{m}$ ($\mu_{adh} = 0,9$).

Pour analyser plus en détail les essais expérimentaux et comprendre notamment la nature du régime de frottement, il semble intéressant d'étudier la proportion du coefficient de frottement dû aux déformations sur le coefficient de frottement apparent ou autrement dit la proportion de labourage.

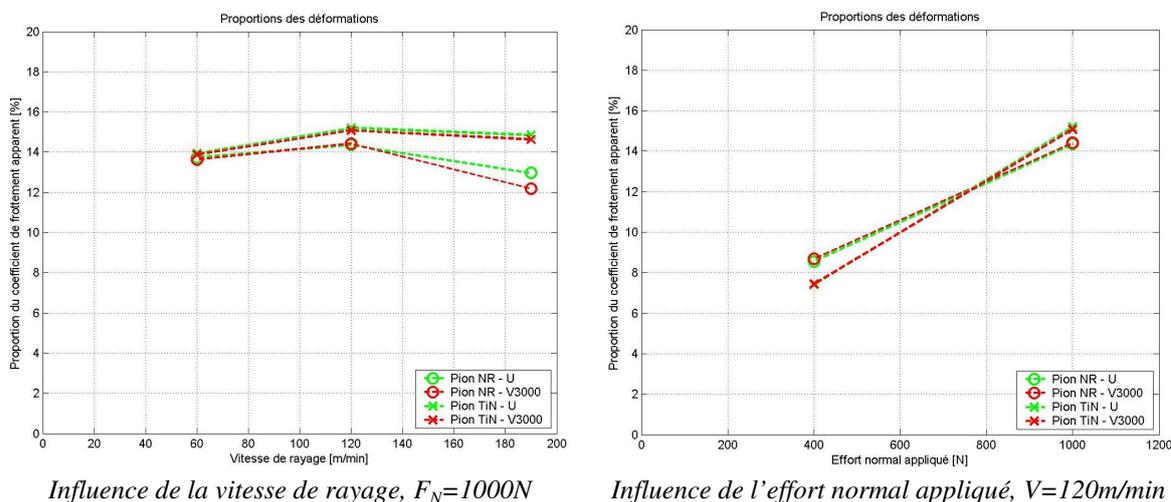


Figure 3-8 Proportion des déformations dans le coefficient de frottement apparent

Tout d'abord l'ordre de grandeur se situe autour de 15%. La vitesse de rayage influe moins que l'effort normal appliqué. Bien qu'il soit assez difficile d'évaluer des tendances avec seulement quatre conditions de frottement, il semblerait que l'on atteigne la proportion maximale de déformation pour une vitesse de 120m/min pour saturer ensuite dans le cas des pions revêtus TiN ou pour diminuer ensuite dans le cas des pions non-revêtus : la séparation des revêtements au niveau de la part des déformations du coefficient de frottement apparent semble se faire aux vitesses les plus importantes. Les pions revêtus TiN semblent plus sensibles aux efforts normaux appliqués que ceux non-revêtus. Il peut être intéressant de noter que les parts des déformations des nuances U et Vitac 3000 avec des pions non-revêtus semblent se différencier au delà de 190m/min avec une baisse plus importante de la proportion de déformation pour la nuance Vitac 3000.

En synthétisant ces observations, pour pouvoir simuler des conditions de frottement avec la plus faible part de déformation possible il faudrait réaliser des essais de frottement avec un très faible effort à de très grandes vitesses ; et donc s’accommoder des problèmes de vibrations pouvant survenir, principalement dus au durcissement dynamique des matériaux et donc à la difficulté de propagation d’ondes élasto-visco-plastiques.

3.2.2.2 Contrainte équivalente de Von Mises

Il est de bon ton de rappeler que la contrainte équivalente de Von Mises est un scalaire et est proportionnelle au second invariant du tenseur déviateur des contraintes $\bar{\bar{S}}$, lui même déterminé à partir du tenseur des contraintes de Cauchy $\bar{\bar{\sigma}}$.

$$\sigma_{VM} = \left(\frac{3}{2} \bar{\bar{S}} : \bar{\bar{S}} \right)^{1/2} \quad \text{avec} \quad \bar{\bar{S}} = \bar{\bar{\sigma}} - \frac{1}{3} tr(\bar{\bar{\sigma}}) \bar{\bar{I}} \quad (3.13)$$

Les contraintes équivalentes de Von Mises obtenues sont maximales en amont du contact avec l’indenteur, là où se produisent les déformations les plus importantes. On notera l’importance des contraintes de cisaillement internes, proches de la limite à la rupture, signifiant que le matériau ne peut plus résister au glissement qui lui est imposé.

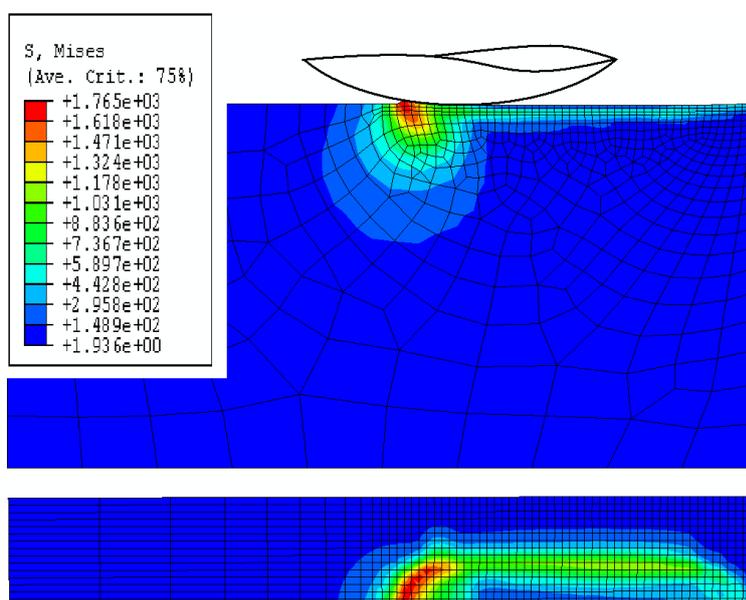


Figure 3-9 Contraintes équivalentes de Von Mises simulées / $V = 190\text{m/min}$, $F_N = 1000\text{N}$, $\mu_{adh} = 0,5$

Pour toutes les conditions de rayage, la contrainte équivalente de Von Mises maximale est constante et égale à la limite à la rupture statique à 20°C du 27MnCr5. Les champs de contraintes équivalentes sont identiques pour toutes les conditions de rayage.

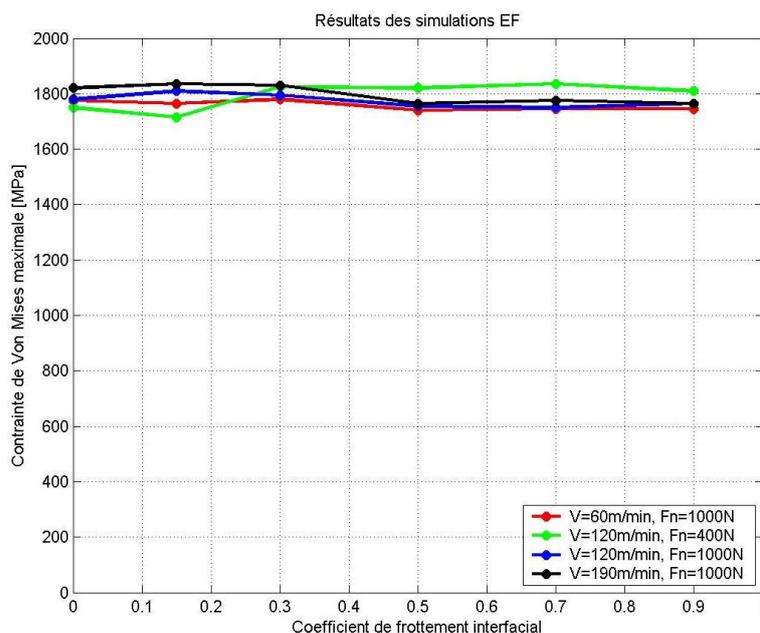


Figure 3-10 Relation entre les contraintes équivalentes de Von Mises et les coefficients de frottement interfaciaux

Ces résultats sont assez surprenants de part leur constance, mais j'ai obtenu des résultats similaires avec le C45 (matériau utilisé pour développer le modèle numérique) et le 35NiCrMo16 (matériau utilisé pour extrapoler la loi de Johnson-Cook du 27MnCr5) ainsi que sur une étude concernant le matériau AISI 316L.

En effet, il est aussi menée au LTDS une étude pour Framatome ANP portant sur la caractérisation et la prédiction des contraintes résiduelles de pièces en AISI 316L après usinage. De précédentes études menées au laboratoire ont montré l'importance des phénomènes de frottement à l'interface pièce-outil-copeaux sur l'état de contrainte résiduel des pièces fabriquées. C'est donc dans ce cadre qu'ont été menées en parallèle ces deux études avec une stratégie de recherche et d'analyse croisée des résultats afin de mieux comprendre l'ensemble des phénomènes de frottement se produisant à l'interface.

Ainsi, en étudiant l'influence de la température initiale de rayage avec le AISI 316L et des conditions de rayage différentes, on observe une légère augmentation de la part de déformation du coefficient de frottement, voisine de 10%. Lorsque l'on étudie l'influence de l'érouissage initial (augmentation des termes A et B de la loi de Johnson-Cook), on observe une diminution de la part de déformation du coefficient de frottement apparent ; l'influence de l'érouissage initial tend à diminuer lorsque la température initiale augmente. En ce qui concerne les contraintes équivalentes de Von Mises, il apparaît évident qu'elles ne varient pas et qu'elles sont donc indépendantes de la température et de l'érouissage initial.

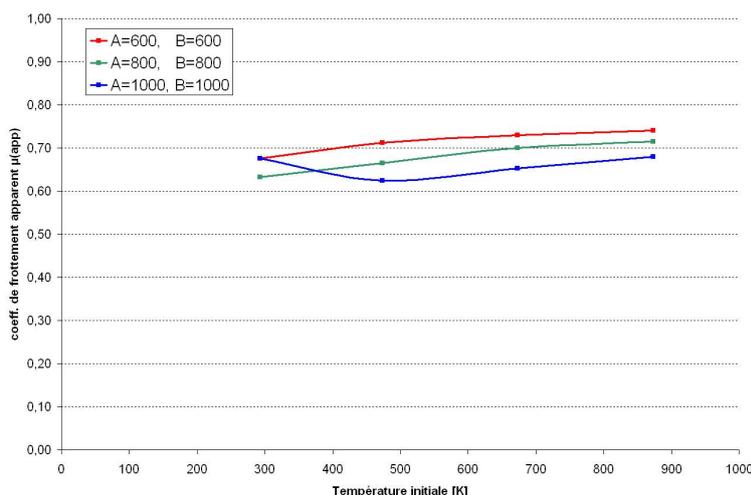


Figure 3-11 Influence de la température initiale de rayage et de l'écroissage initial sur le coefficient de frottement apparent, AISI 316L, $V = 60\text{m/min}$, $F_N = 1000\text{N}$, $\mu_{adh} = 0,6$

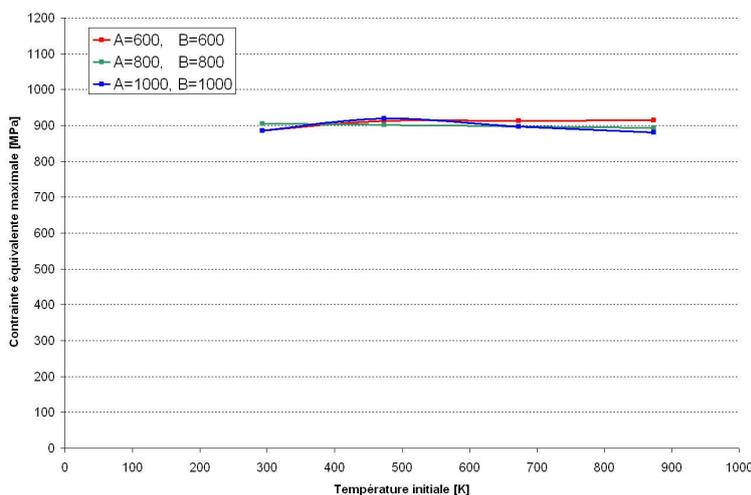


Figure 3-12 Influence de la température initiale de rayage et de l'écroissage initial sur les contraintes équivalentes de Von Mises maximales, AISI 316L, $V = 60\text{m/min}$, $F_N = 1000\text{N}$, $\mu_{adh} = 0,6$

Je n'ai pas eu le temps d'étudier les influences de la température initiales et de l'écroissage initial avec la loi extrapolée du 27MnCr5. Cependant, les faibles variations observées lors de ces études de sensibilité me permettent de faire l'hypothèse d'invariance des contraintes équivalentes de Von Mises maximales en fonction de la température initiale de rayage et de l'écroissage initial du matériau pour la suite de cette étude.

3.2.2.2.3 Pression de contact

Les pressions de contact obtenues sont maximales en amont du contact avec l'indenteur. Dans ce cas aussi les distributions sont identiques pour toutes les conditions de rayage et seules les intensités varient. Les pressions de contact ne semblent pas varier alors que l'application d'efforts normaux d'intensités différentes lors des essais expérimentaux avait ce seul objectif.

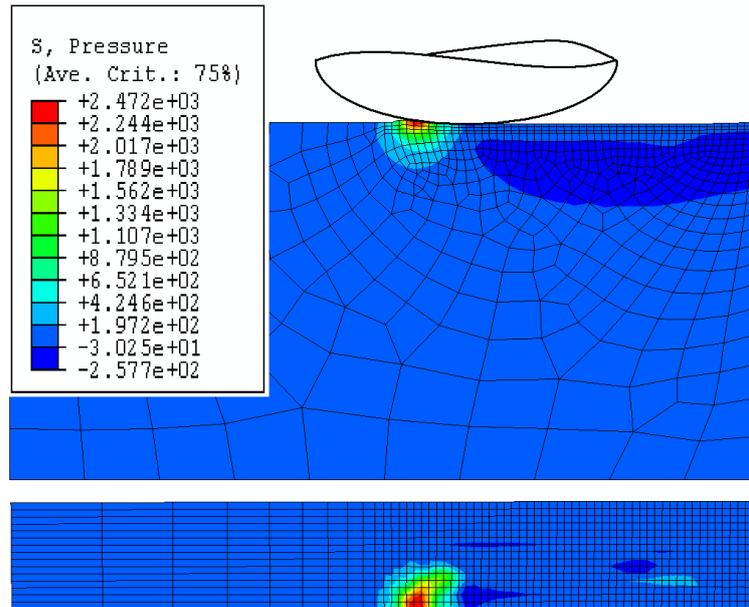


Figure 3-13 Pressions simulées / $V = 190\text{m/min}$, $F_N = 1000\text{N}$, $\mu_{adh} = 0,5$

Les différences les plus importantes en terme de pression de contact maximale atteinte sont obtenues pour une vitesse de rayage de 120m/min et pour des coefficients de frottement apparents inférieurs à $0,3$. Au delà de ce domaine, l'effort normal appliqué ne permet pas de faire varier la pression locale de contact.

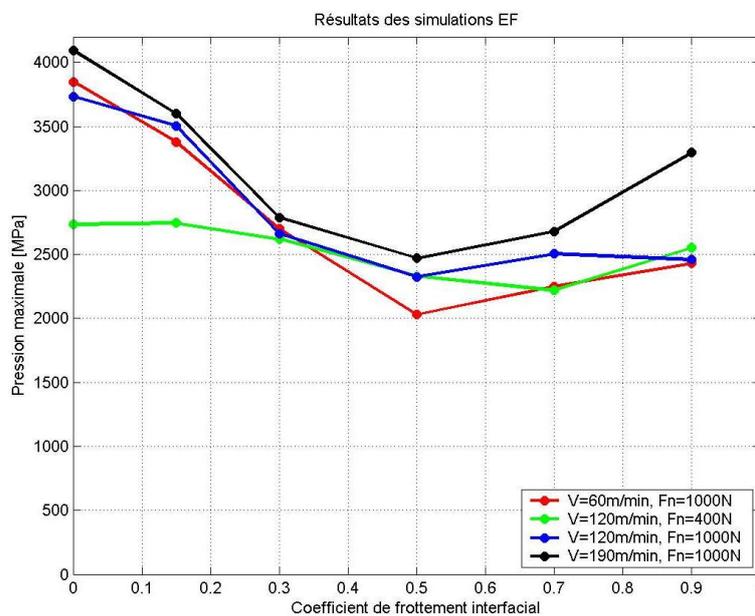


Figure 3-14 Relation entre les pressions locales de contact et les coefficients de frottement interfaciaux

Les études de sensibilité réalisées avec le 35NiCrMo16 et le 316L montrent aussi de faibles variations en fonction de la température et de l'écroutissage initial.

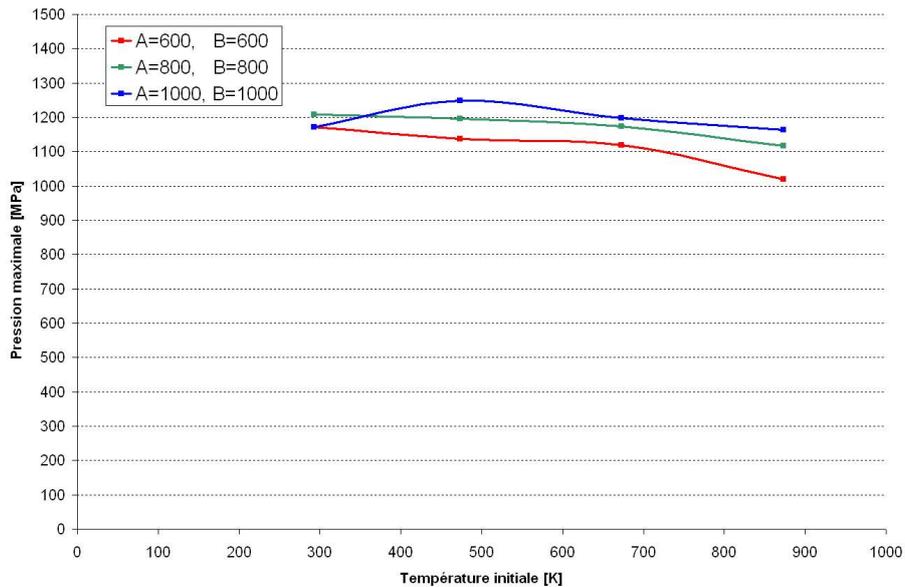


Figure 3-15 Influence de la température initiale de rayage et de l'écroissage initial sur les pressions maximales, AISI 316L, $V = 60\text{m/min}$, $F_N = 1000\text{N}$, $\mu_{adh} = 0,6$

Les faibles variations observées lors de ces études de sensibilité me permettent de faire l'hypothèse d'invariance des pressions locales de contact maximales en fonction de la température et de l'écroissage initial du matériau pour la suite de cette étude. Avant d'exploiter ces résultats, il apparaît intéressant d'évaluer des pressions moyennes de contact et de comparer ces résultats avec les pressions locales simulées. En observant le champ de pression obtenu, il apparaît assez difficile de définir une pression moyenne de contact compte tenu du fort gradient de pression. Par contre il est possible d'évaluer une pression moyenne à partir de la profondeur de rayage et de l'effort normal appliqué. Pour ce faire, il faut considérer la demie surface de sphère en contact correspondant à la profondeur d'indentation. Cette surface peut s'évaluer à partir d'une simple intégrale :

$$S = \frac{\pi.d^2}{4} \cdot \int_0^\theta \sin(\alpha) . d\alpha \quad (3.14)$$

$$\cos(\theta) = 1 - \frac{2.U}{d}$$

On obtient donc :

$$S = \frac{\pi.d.U}{2} \quad (3.15)$$

Avec S la surface de contact de l'indenteur, d le diamètre de la tête sphérique et U la profondeur de rayage. A partir de cette surface et de l'effort normal simulé, il est possible d'évaluer une pression moyenne de contact selon la relation :

$$P_{moy} = \frac{F_N}{S} = \frac{2.F_N}{\pi.d.U} \quad (3.16)$$

Il est donc possible de comparer les pressions locales maximales simulées et les pressions moyennes évaluées. Ces données sont synthétisées sur le graphe suivant :

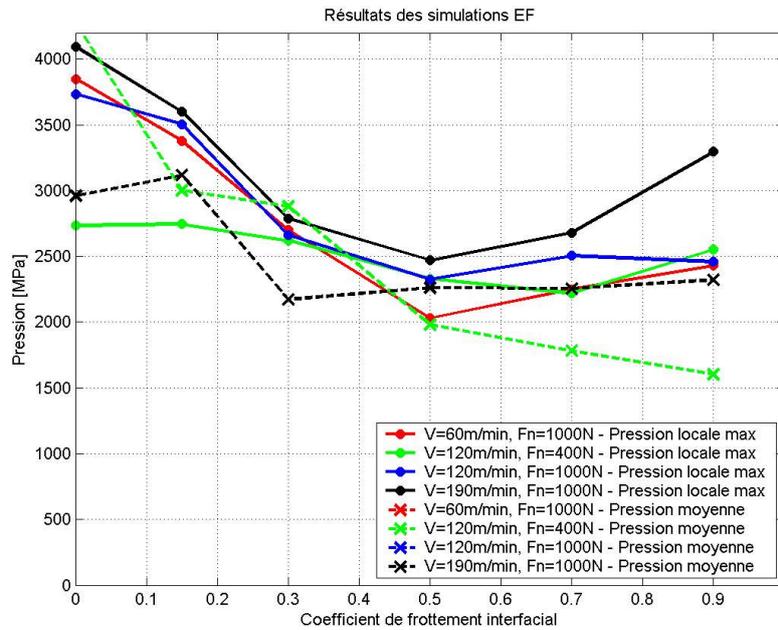


Figure 3-16 Comparaison pression locale maximale - pression moyenne

Les résultats ci-dessus montrent un lien évident entre les pressions locales simulées et les pressions moyennes évaluées. On notera tout de même une certaine disparité pour un effort normal appliqué de 400N où la pression moyenne décroît quasi linéairement avec l'augmentation du coefficient de frottement interfacial. En ce qui concerne les conditions avec un effort normal appliqué de 1000N, les valeurs de pressions locales et moyennes (superposées) sont du même ordre de grandeur pour ne pas dire identiques. On retiendra donc pour la suite de cette étude les pressions locales maximales simulées pour leur meilleure représentativité de la dureté du contact.

3.2.2.2.4 Température au point de contact

Il est important de rappeler que dans ce modèle numérique le pion est défini comme sans propriétés thermiques et que le champ de température calculé aux nœuds constitue un maximum d'énergie mécanique dissipée. Les valeurs sont donc non représentatives de la réalité des phénomènes : on ne considèrera donc que la distribution du champ de température. Une fois cette précaution prise, on peut remarquer que les températures obtenues sont maximales directement sous la zone de contact avec l'indenteur. Les distributions sont identiques pour toutes les conditions de rayage et seules les intensités

varient. Les températures locales varient de façon similaire aux coefficients de frottement apparents jusqu'à atteindre un maximum voisin de 1800K.

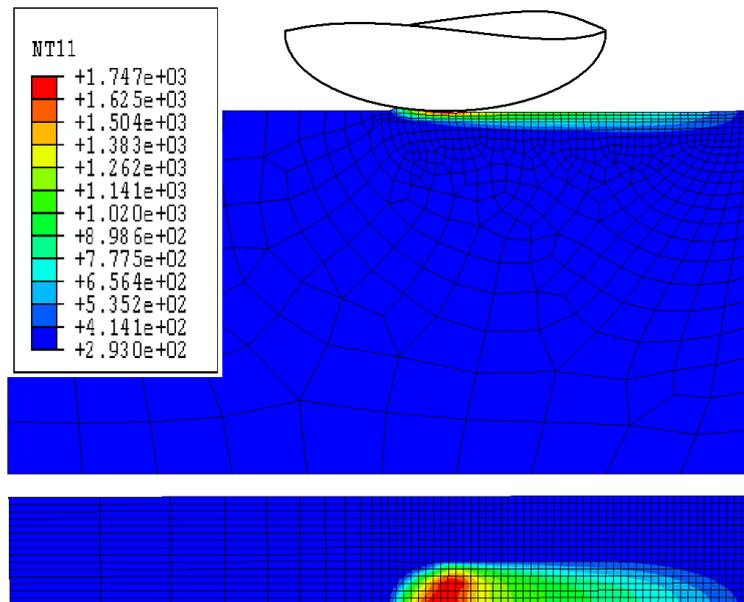


Figure 3-17 *Températures simulées / $V = 190\text{m/min}$, $F_N = 1000\text{N}$, $\mu_{adh} = 0,5$*

La température est maximale sur toute la surface de contact avec un gradient de température très important. Les cinétiques de refroidissement sont considérables et de l'ordre de $550\ 000\text{K}\cdot\text{s}^{-1}$ pour la condition présentée ci-dessus. La température de contact maximale étant répartie sur toute la surface de contact, elle constitue donc directement une valeur moyenne.

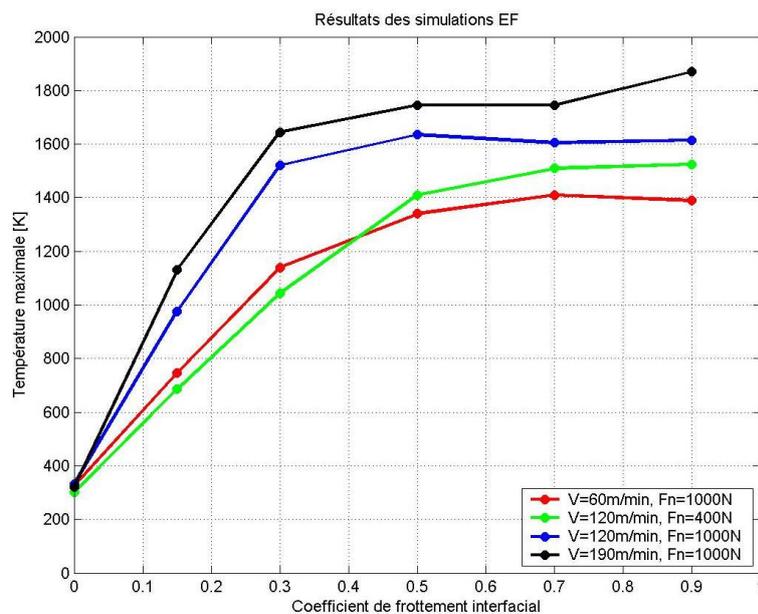


Figure 3-18 *Relation entre les températures locales de contact et les coefficients de frottement interfaciaux*

On peut remarquer que la température augmente avec l'adhésion. Cette observation apparaît comme évidente mais cela confirme la propension plus importante à l'adhésion de la nuance Vitac 3000 observée lors des essais expérimentaux. En effet, pour tous les essais sauf un ($V=120\text{m/min}$, $F_N=1000\text{N}$ et pion NR), le coefficient de frottement apparent mesuré avec la nuance Vitac 3000 est légèrement supérieur et les marques d'adhésion semblent aussi plus prononcées.

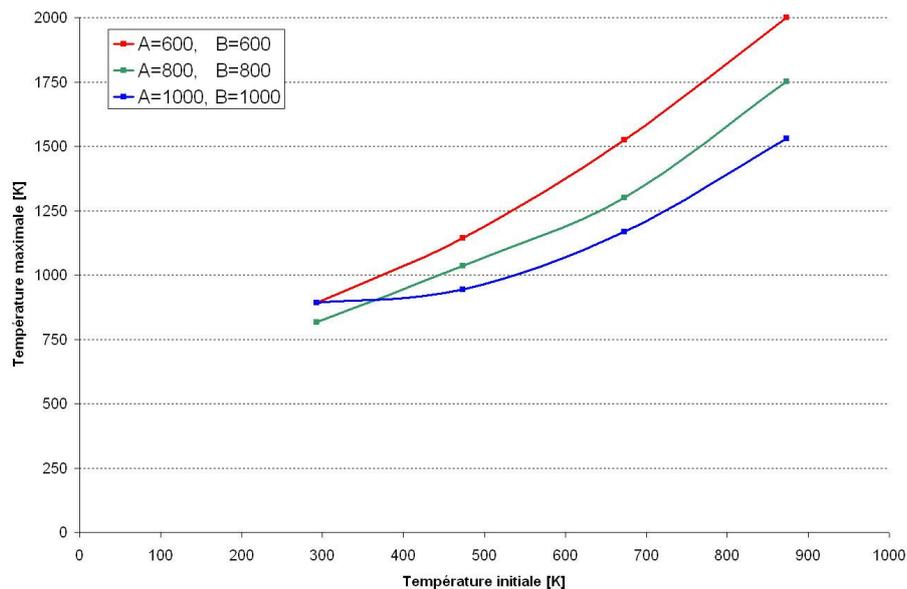


Figure 3-19 Influence de la température initiale de rayage et de l'écroutissage initial sur les températures maximales, AISI 316L, $V = 60\text{m/min}$, $F_N = 1000\text{N}$, $\mu_{adh} = 0,6$

Les études de sensibilité réalisées avec le 35NiCrMo16 et le 316L montrent une élévation quasiment linéaire du champ de température en fonction de la température initiale de rayage et de l'écroutissage initial du matériau. Cependant le calcul du champ de température est le point critique de ce modèle : je ne ferai donc aucune hypothèse.

Dans la suite de ce chapitre, un paragraphe s'attachera à présenter un modèle numérique plus complet permettant de déterminer de façon plus précise la température à l'interface et ce à partir des résultats expérimentaux que sont la température au point de contact représentant la température initiale de la simulation et le flux de chaleur transmis dans le pion.

3.2.2.5 Influence du diamètre de sphère de l'indenteur

Dans le cadre d'étude de ce modèle et dans une volonté d'améliorer le dispositif expérimental développé, il a été réalisé une étude concernant l'influence du diamètre de sphère de l'indenteur notamment pour savoir s'il serait intéressant de le faire varier pour simuler expérimentalement des pressions.

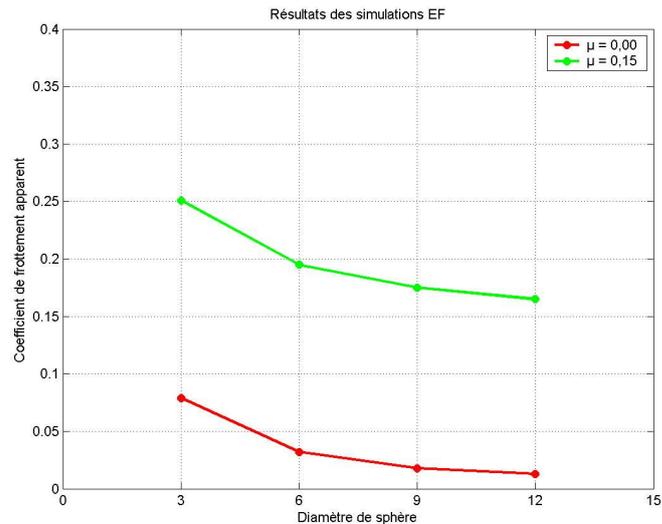


Figure 3-20 Influence du diamètre de sphère de l'indenteur sur le coefficient de frottement apparent

La part de déformation du coefficient de frottement apparent varie fortement pour des diamètres de sphère inférieurs à 9mm puis tend à se stabiliser. Le diamètre de sphère de l'indenteur que nous avons utilisé expérimentalement est de 9mm. Cette étude de sensibilité montre que c'est un minimum pour diminuer la part des déformations comprises dans le coefficient de frottement apparent. Pour atteindre l'optimum expérimental et obtenir directement le coefficient de frottement interfacial il faudrait un diamètre de sphère infini. Il est raisonnable de penser qu'à partir d'un diamètre de sphère de 15mm la part des déformations peut être négligée.

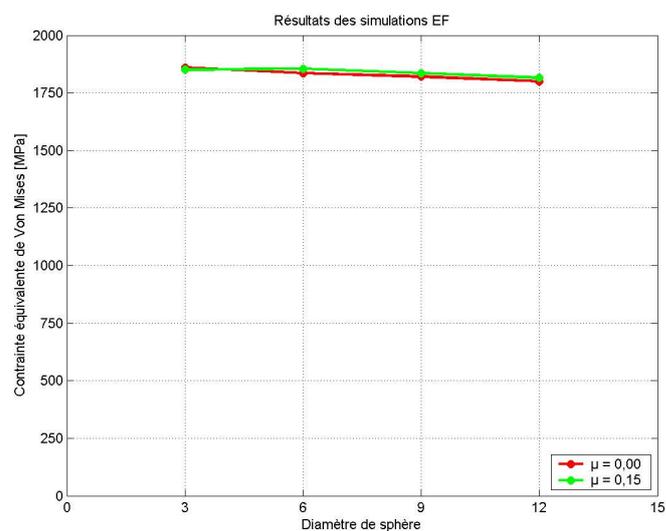


Figure 3-21 Influence du diamètre de sphère de l'indenteur sur les contraintes équivalentes de Von Mises maximales, $V = 190\text{m/min}$, $F_N = 1000\text{N}$

Les contraintes équivalentes de Von Mises maximales sont strictement constantes et ne dépendent pas du diamètre de sphère de l'indenteur.

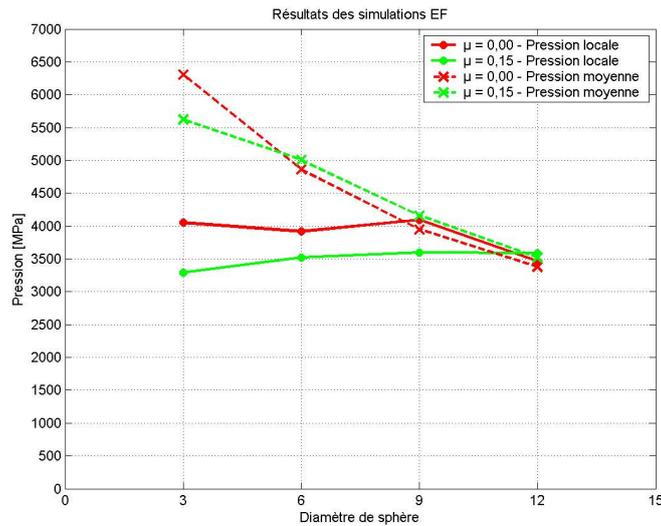


Figure 3-22 Influence du diamètre de sphère de l'indenteur sur les pressions locales et moyennes, $V = 190\text{m/min}$, $F_N = 1000\text{N}$

Les pressions locales maximales ne dépendent quasiment pas du diamètre de sphère de l'indenteur alors que les pressions moyennes si. Or localement il se produit toujours les mêmes phénomènes et la distribution du champ de pression est identique. Ce fait peut s'expliquer en observant les profondeurs de rayage.

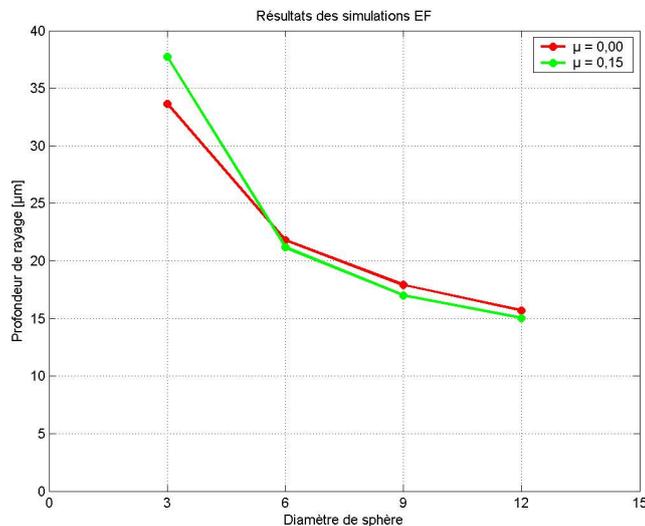


Figure 3-23 Influence du diamètre de sphère de l'indenteur sur la profondeur de rayage, $V = 190\text{m/min}$, $F_N = 1000\text{N}$

En effet, la pression moyenne de part sa définition est inversement proportionnelle au produit ($U.d$). Or comme on le voit sur le graphique ci-dessus, la relation entre la profondeur de rayage et le diamètre de sphère n'est pas linéaire mais se comporte comme une loi puissance décroissante avec probablement une asymptote horizontale pour un diamètre de sphère infini et une asymptote verticale en dessous d'un certain diamètre.

C'est cette relation entre le diamètre de sphère et la profondeur de rayage qui justifie l'utilisation des pressions locales maximales pour la suite de cette étude plutôt que les pressions moyennes. Il n'est pas prudent de considérer des valeurs de pressions qui dépendent du régime de frottement. En effet, comme on vient de le voir, les pressions moyennes sont liées aux profondeurs de rayage donc aux parts de déformation du coefficient de frottement alors que les pressions locales non. La pression locale de contact peut être définie comme un invariant géométrique alors que la pression moyenne non. Comme l'objectif de cette étude est de modéliser les phénomènes de frottement à l'interface pièce-outil-coupeau, l'utilisation des pressions locales s'avère un choix un peu plus judicieux.

De plus cette étude invalide l'idée de faire varier le diamètre de sphère des pions pour simuler des pressions différentes. En effet les pressions moyennes seraient bien différentes mais les régimes de frottement ne sont plus du tout les mêmes avec une proportion de déformation variant entre 13% avec un diamètre de sphère de 12mm et 66% avec un diamètre de sphère de 3mm.

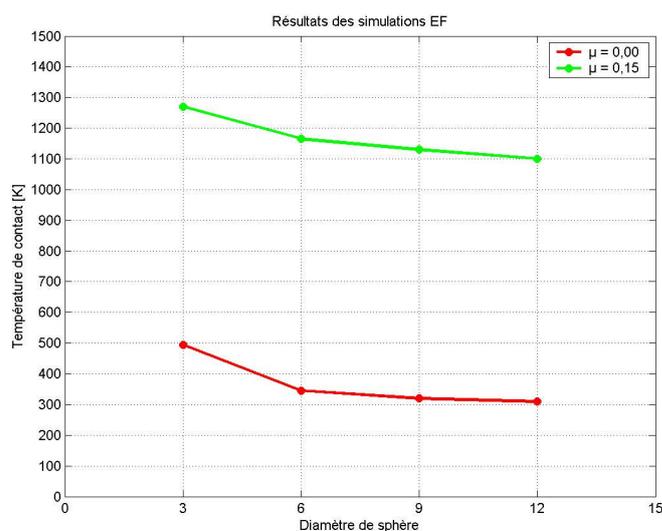


Figure 3-24 Influence du diamètre de sphère de l'indenteur sur les températures maximales, $V = 190\text{m/min}$, $F_N = 1000\text{N}$

Les températures maximales simulées ne dépendent que très peu du diamètre de sphère de l'indenteur, surtout pour les diamètres les plus importants.

En conclusion, s'il fallait changer le diamètre de sphère des pions de frottement utilisés lors des essais de frottement il faudrait prendre un diamètre supérieur à 15mm pour pouvoir négliger la part de déformation du coefficient de frottement apparent. Par contre l'utilisation de pions de diamètres différents ne présente à priori aucun intérêt pour simuler des conditions de pression différentes.

3.2.3 Le couplage fort thermique mécanique

3.2.3.1 Le modèle numérique développé

Pour obtenir des résultats plus physiques, j'ai développé un modèle formulé comme un couplage fort thermique mécanique. Le pion est défini comme un corps 'réel' en carbure avec les propriétés mentionnées dans le premier paragraphe. Pour pouvoir piloter les déplacements de l'indenteur et observer les efforts macroscopiques permettant de calculer le coefficient de frottement apparent, j'ai créé une partition infiniment rigide au dessus de celle en carbure.

Les paramètres d'entrée du modèle sont les suivants :

- μ_{adh} : le coefficient de frottement interfacial
- V_G : la vitesse de glissement
- U_{ind} : la profondeur d'indentation
- T_{ini} : la température initiale de l'interface

Ce modèle permet d'obtenir les paramètres thermiques dans la pièce et dans le pion que sont la température T et le flux de chaleur ϕ . Les variables d'ajustement de ce modèle sont celles mesurées expérimentalement :

- $(F_N)_{re}$: l'effort normal appliqué. Tant que l'effort normal simulé $(F_N)_{sim}$ n'est pas égale à $(F_N)_{re}$, on modifie U_{ind} et on recommence le calcul.
- $(\mu_{app})_{re}$: le coefficient de frottement apparent mesuré. Tant que le coefficient de frottement apparent simulé $(\mu_{app})_{sim}$ n'est pas égale à $(\mu_{app})_{re}$, on modifie μ_{adh} et on recommence le calcul.
- ϕ_p : le flux de chaleur transmis dans le pion. Tant que le flux de chaleur simulé ϕ n'est pas égale à ϕ_p , on modifie la proportion d'énergie mécanique de déformation dissipée, initialement fixée à 0,9 et on recommence le calcul.

Comme pour le modèle avec un pion rigide, j'ai utilisé une formulation ALE pour palier aux problèmes de distorsions de maillage. Cependant, ce modèle présente d'important problèmes de stabilité s'il est non pénalisé numériquement. Le principe de pénalisation consiste à ajouter virtuellement de la masse à l'indenteur de telle sorte que la fréquence de propagation de l'onde élastique dans ce dernier soit plus faible. Cette fonction numérique est implémentée sur le code de calcul ABAQUS/explicit mais la gestion de ses paramètres est assez difficile et demande beaucoup de temps pour sa prise en main. Pour obtenir les résultats les plus vraisemblables possibles j'ai donc recherché dans un premier temps la plus faible pénalisation possible permettant d'obtenir des résultats stables.

Pour pallier à certains problèmes numériques liés à la trop forte concentration d'éléments dans le plan de symétrie du modèle, j'ai développé un modèle 3D non symétrique. Son principal inconvénient se situe au niveau du temps de calcul deux fois plus long parce qu'ayant deux fois plus d'éléments. Par contre la gestion du contact s'est avérée de bien meilleure qualité avec exactement les mêmes paramètres de calcul.

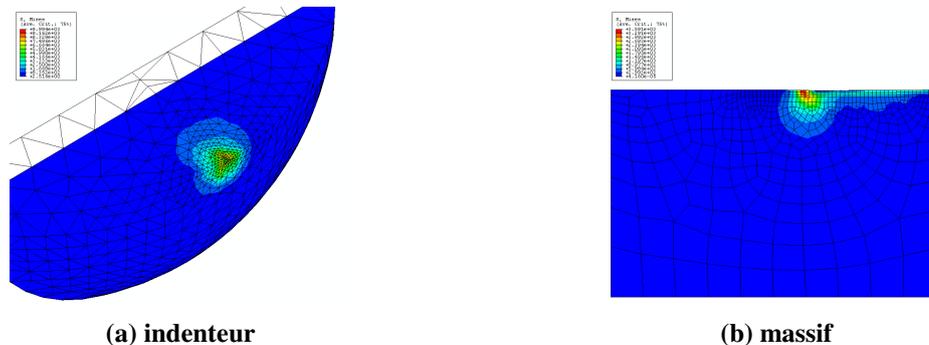


Figure 3-25 Illustration du phénomène de concentration de contraintes dans le pion,
 $V_G=190m/min, F_N=1000N, \mu_{app} = 0,3$

Ce modèle est certes beaucoup plus complet que celui défini avec un pion rigide mais il est aussi beaucoup plus long en temps de calcul : il faut compter plus de 10 jours de calcul pour pouvoir simuler 1,2ms de rayage avec un coefficient de frottement interfacial de 0,3. La durée d'un tel calcul limite le nombre d'itérations possibles, d'autant que le nombre important de variables d'ajustement le rend certes plus robuste, mais surtout beaucoup plus difficile à mettre en œuvre pour simuler les conditions expérimentales : le premier modèle reprend alors tout son sens.

Remarque : La durée très importante des calculs et la fréquence des incidents techniques rencontrés (coupures de réseau informatique donc de licence de calcul ou coupures électriques dans le bureau parce que dépendant de l'atelier) ne m'a permis d'obtenir que très peu de résultats. Le développement du modèle m'a pris beaucoup de temps et le fait de n'avoir quasiment pas de résultats à présenter pour des raisons techniques dont je ne suis responsable constitue pour moi une grande frustration.

3.2.3.2 Les résultats numériques

L'analyse des résultats obtenus conduit rapidement à faire une analogie avec le modèle précédent en terme de champ de contraintes et de distribution de température. Le développement de ce modèle a été effectué en utilisant une loi de Johnson-Cook du 35NiCrMo16 : il ne faut donc pas tenir compte des valeurs obtenues mais simplement considérer leurs distributions.

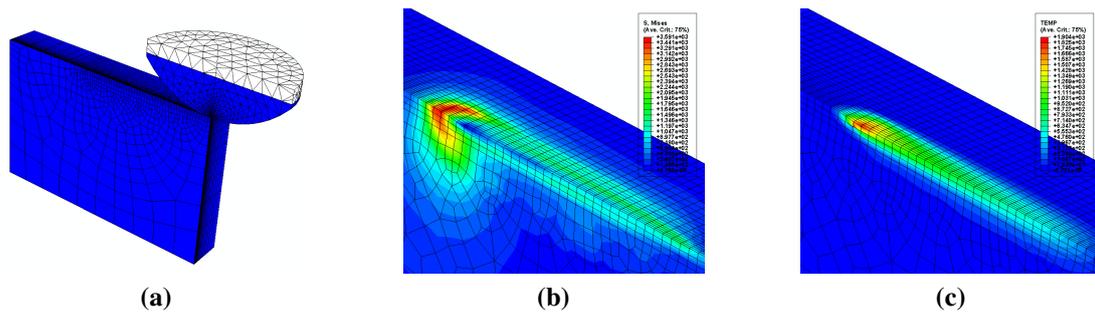


Figure 3-26 Modèle avec deux corps déformables (a), champs des contraintes équivalentes de Von Mises (b) et champ de température (c) / $V_G=190\text{m/min}$, $F_N=1000\text{N}$, $\mu_{app} = 0,3$

Le principal objectif de ce modèle est la résolution du problème thermomécanique à l'interface pour caractériser les phénomènes de frottement. Les variables observées sont la pression de contact, le flux de chaleur à l'interface et la densité de flux de chaleur. Toutes ces variables étaient non observables avec le modèle 'pion rigide'.

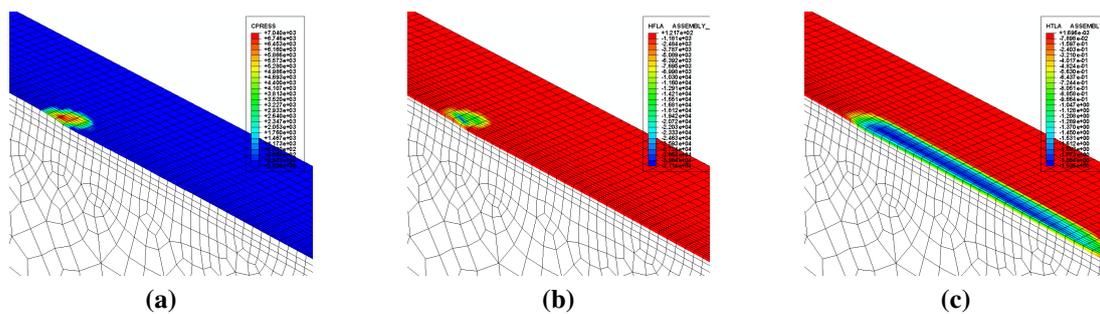


Figure 3-27 Résultats obtenus à l'interface pion-pièce : champ de pression (a), flux de chaleur (b) et densité de flux de chaleur (c) / $V_G=190\text{m/min}$, $F_N=1000\text{N}$, $\mu_{app} = 0,3$

Bien que ce modèle soit d'un intérêt certain pour cette étude, je ne présenterai pas plus de résultats parce que ceux obtenus concernent plus le développement que l'analyse complète des essais expérimentaux. Il est simplement important de noter que ce modèle numérique existe et qu'il a été suffisamment développé pour permettre l'analyse des essais expérimentaux, moyennant patience et moyens techniques appropriés...

3.2.4 Les perspectives

Les modèles créés possèdent une suffisamment bonne ergonomie pour être utilisés facilement et avec peu de formation. La stratégie de contact a été développée de façon fiable et relativement efficace. Il restera toutefois à faire la corrélation des champs de température et de flux de chaleur simulés avec les essais expérimentaux. Ce point semble être déterminant pour obtenir des résultats cohérents avec la réalité des phénomènes de frottement.

3.3 Modélisation du frottement à l'interface pièce-outil-copeau

3.3.1 Introduction

L'ensemble des simulations numériques effectuées permettent de mieux comprendre les mécanismes de contact et d'effectuer une première modélisation du frottement à l'interface pièce-outil-copeau. Les simulations effectuées ont montré les différentes influences des variables locales que sont la vitesse de rayage, la pression appliquée et la température de contact. J'ai décidé de ne pas intégrer l'influence des efforts normaux appliqués car ils sont difficilement calculables pour chaque élément d'un modèle par éléments finis. Comme le but de cette modélisation est justement de réaliser une loi de frottement pouvant être intégrée dans un code de calcul, je me tiendrai donc à la conception d'un modèle utilisable et pouvant contribuer au développement de la simulation par éléments finis de l'usinage.

3.3.2 Synthèse et modélisation distincte des influences

3.3.2.1 Le choix des variables

Comme je l'ai rapidement présenté dans l'introduction, le principal objectif de cette loi de frottement concernera l'implémentation numérique pour pouvoir simuler la coupe des métaux. De nombreux travaux menés jusqu'alors n'ont considéré le frottement comme un coefficient fixe ou comme une fonction linéaire d'une ou deux variables. Il me semble que la stratégie de simulation expérimentale et numérique qui a été développée lors de cette étude permet d'établir un modèle un peu plus fin.

Pour constituer une première approche de modélisation du frottement à l'interface, j'ai décidé d'établir un modèle de type multiplicatif, c'est à dire défini comme le produit de fonctions dont je postule (à tort) l'indépendance. Les variables d'entrée de ce modèle sont :

- La vitesse de frottement
- La pression locale
- La température de contact

Avant de continuer, je tiens à préciser que les températures utilisées sont celles déterminées avec le modèle numérique où le pion est défini comme un corps rigide. Ces valeurs de température représentent plus l'énergie totale échangée à l'interface pion-pièce et sont donc fausses. Toutefois, leur utilisation permet de considérer une situation 'au pire'

qui ne peut être que défavorable en terme de résultats. Ces valeurs seront à vérifier avec celles obtenues avec le second modèle numérique considérant deux corps réels.

3.3.2.2 L'influence de la vitesse

Pour caractériser l'influence de la vitesse, j'ai décidé d'utiliser une loi de type puissance décroissante, définie comme :

$$(\mu_{adh})_V (V) = a.(V)^{-b} + c \quad (3.17)$$

Les paramètres ont été déterminés avec l'application Matlab cftool et sont résumés dans le tableau ci-dessous.

Tableau 3-9 Paramètres du modèle définissant l'influence de la vitesse de frottement

	U – pion NR	U – pion TiN	V3000 – pion NR	V3000 – pion TiN
<i>a</i>	2,3530	180,3000	179,3000	110,8000
<i>b</i>	0,2313	1,6200	1,5920	1,4790
<i>c</i>	-0,4847	0,1350	0,1978	0,1286

Pour appréhender la géométrie des courbes correspondant à ces coefficients, le graphe ci-dessous synthétise l'ensemble des conditions.

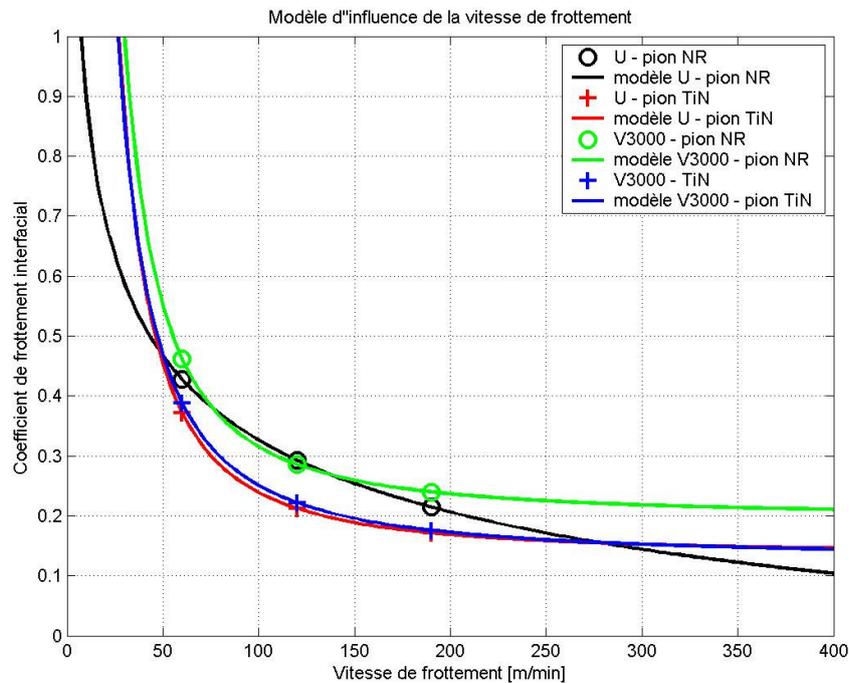


Figure 3-28 Modélisation de l'influence de la vitesse de frottement

Cette modélisation est certes bien loin d’être idéale, mais essayer de modéliser une influence en ayant seulement trois points oblige à se limiter à la recherche de trois coefficients ; si toutefois on parvient à faire converger le schéma d’optimisation de Gauss-Newton utilisé dans ce cas. La modélisation des influences est donc bien imparfaite mais permet tout de même d’obtenir une approximation des valeurs de coefficient de frottement interfacial correspondant à des conditions de frottement non simulées expérimentalement.

3.3.2.3 L’influence de la pression locale

Pour caractériser l’influence de la pression locale, j’ai décidé d’utiliser une loi de type puissance mais cette fois ci croissante, définie comme :

$$(\mu_{adh})_p (P) = d.(P)^e + f \quad (3.18)$$

Tableau 3-10 Paramètres du modèle définissant l’influence de la pression locale

	U – pion NR	U – pion TiN	V3000 – pion NR	V3000 – pion TiN
<i>d</i>	1,083e+009	1,314e+006	2,679e+013	9,741e+005
<i>e</i>	-2,859	-1,943	-4,208	-1,905
<i>f</i>	0,1185	0,0004363	0,1879	0,0006373

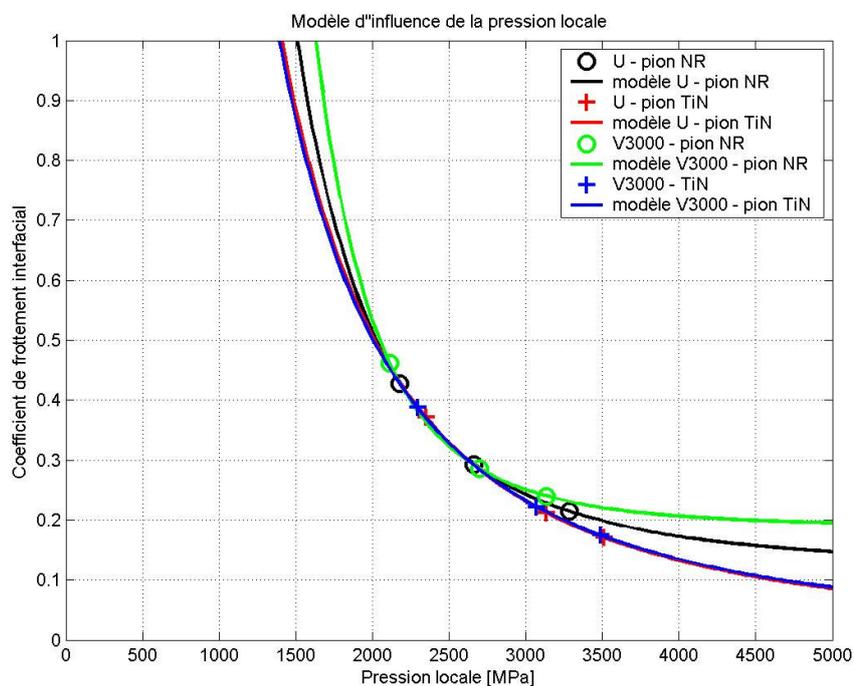


Figure 3-29 Modélisation de l’influence de la pression locale

La modélisation fait apparaître dans ce cas un minimum de pression locale sous forme d’une asymptote verticale se situant au voisinage de 1200MPa.

3.3.2.4 L'influence de la température de contact

Pour caractériser l'influence de la pression locale, j'ai décidé d'utiliser une loi de type exponentielle, définie comme :

$$(\mu_{adh})_T(T) = g \cdot \exp(h.T) \quad (3.19)$$

Tableau 3-11 Paramètres du modèle définissant l'influence de la température de contact

	U – pion NR	U – pion TiN	V3000 – pion NR	V3000 – pion TiN
g	0,002472	0,004536	0,0001793	0,005143
h	0,003894	0,003577	0,00593	0,003444

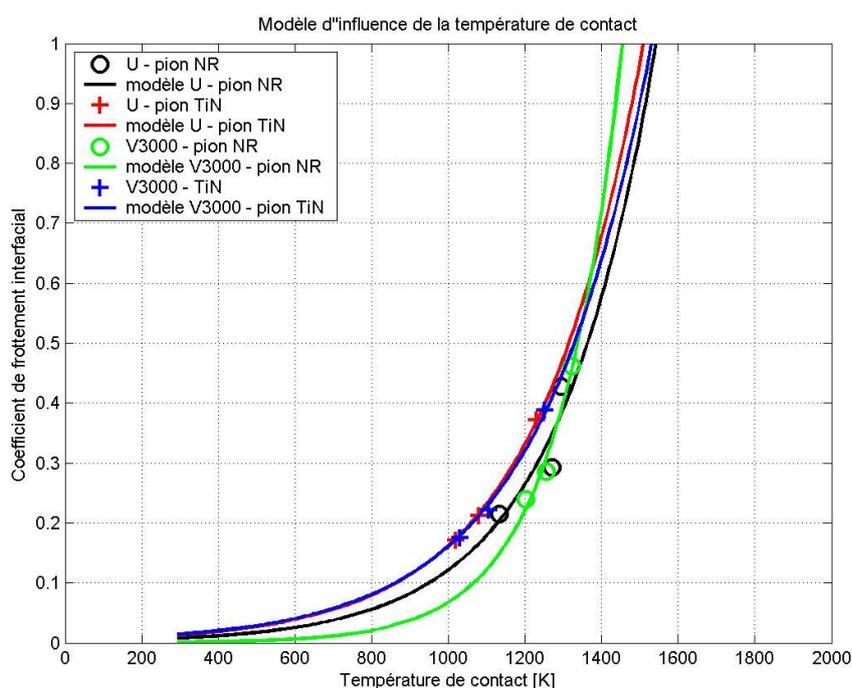


Figure 3-30 Modélisation de l'influence de la température de contact

La modélisation fait apparaître dans ce cas un maximum de température sous forme d'une asymptote verticale se situant au voisinage de 1800K, soit à peine plus que la température de fusion du 27MnCr5.

3.3.3 Assemblage du modèle

Le modèle a été conçu sur le principe de la multiplication des influences de chacune des variables. Il en ressort le modèle suivant :

$$\mu_{adh}(V, P, T) = \left((\mu_{adh})_V \cdot (\mu_{adh})_P \cdot (\mu_{adh})_T \right)^{1/3} \quad (3.20)$$

Ou sous sa forme plus détaillée :

$$\mu_{adh}(V, P, T) = \left(\left(a \cdot (V)^{-b} + c \right) \cdot \left(d \cdot (P)^{-e} + f \right) \cdot \left(g \cdot \exp(h \cdot T) \right) \right)^{1/3} \quad (3.21)$$

Ce modèle est certes fonction de huit paramètres, mais à mon sens ils restent assez simples à identifier et permettent d'établir un premier modèle intéressant. Pour se rendre compte de l'allure de ce modèle, il apparaît approprié d'utiliser une représentation quadridimensionnelle où chaque axe représente une des variables et le gradient de couleur le coefficient de frottement interfacial.

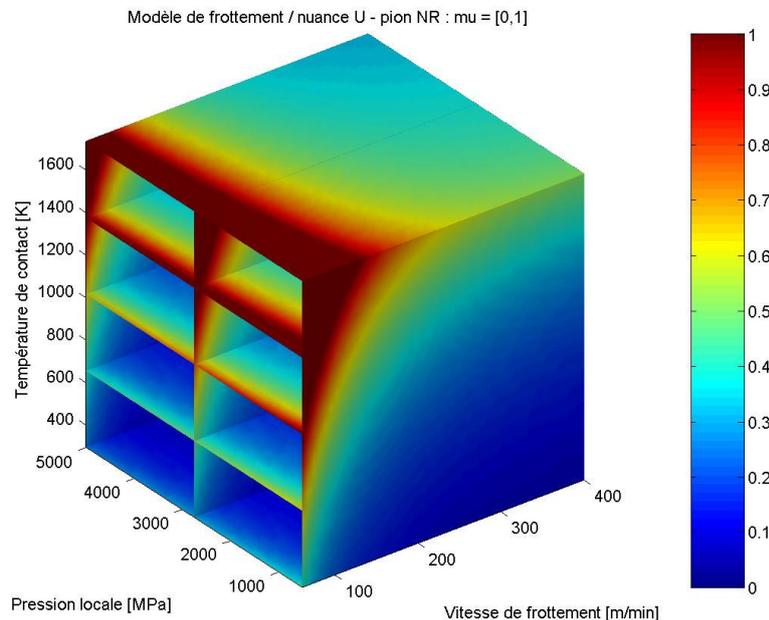


Figure 3-31 *Modèle de frottement pour le 27MnCr5-U / outil NR*

Sur cette représentation, il est aisé de visualiser les conditions les plus favorables pour le coefficient de frottement interfacial. Celui-ci est le plus grand pour les pressions locales et les vitesses les plus faibles et pour les températures les plus élevées.

L'ensemble des modèles conçus est présenté ci-dessous.

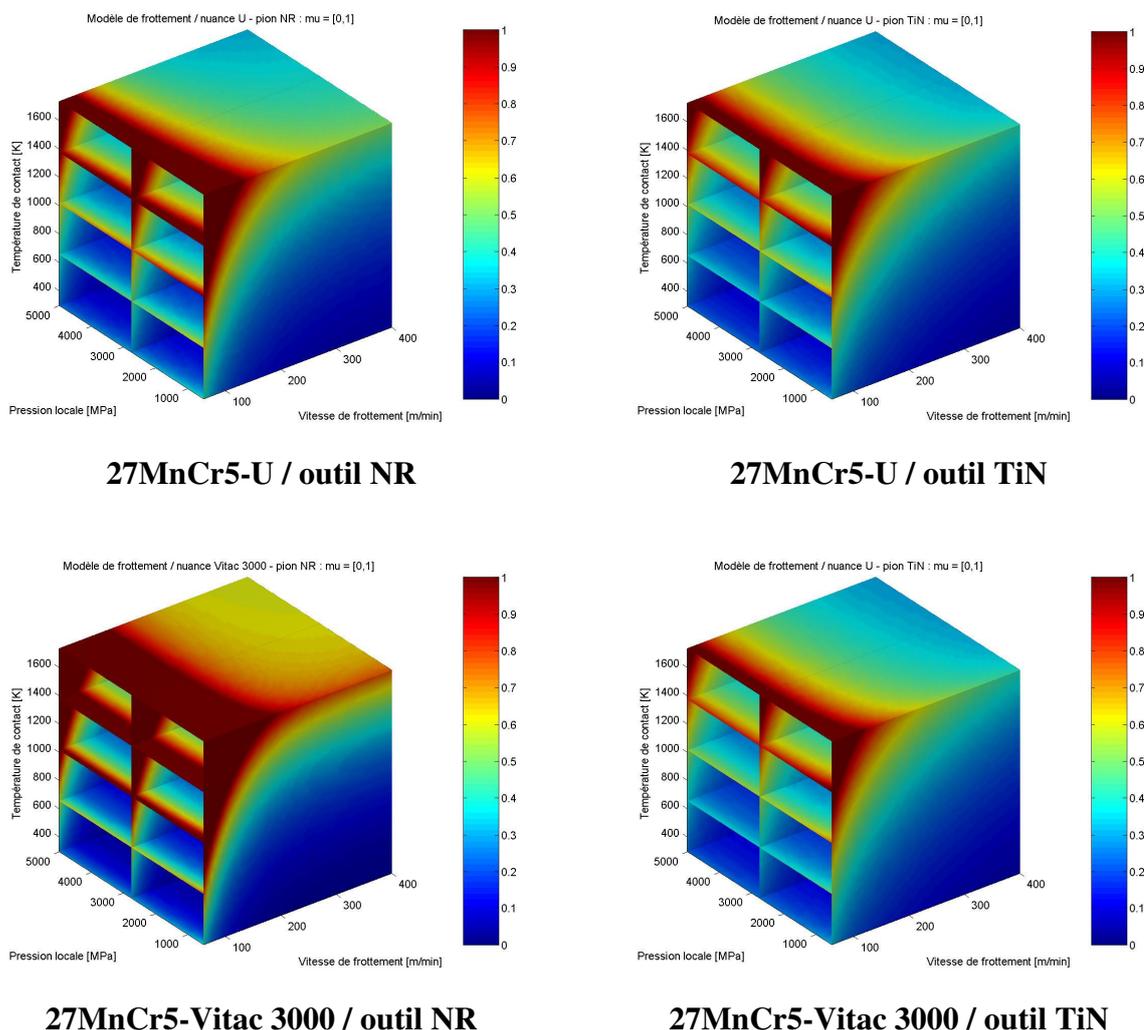


Figure 3-32 Représentation quadridimensionnelle des modèles de frottement conçus

Je n'ai pas eu le temps de tester ce modèle en effectuant des simulations numériques des essais expérimentaux, mais la représentation quadridimensionnelle ci-dessus semble assez cohérente en présentant un coefficient de frottement interfacial obtenu sans revêtement bien supérieur avec la nuance Vitac 3000 qu'avec la nuance standard : l'adhésion supérieure est respectée. Avec le revêtement TiN, les différences entre les nuances sont plus faibles.

En analysant les isosurfaces correspondant aux coefficients de frottement interfaciaux déterminés avec ce modèle, les résultats semblent cohérents avec l'ensemble des travaux effectués lors de ce stage. La taille es isosurfaces révèle bien les différences entre les revêtements et plus finement celle entre les nuances.

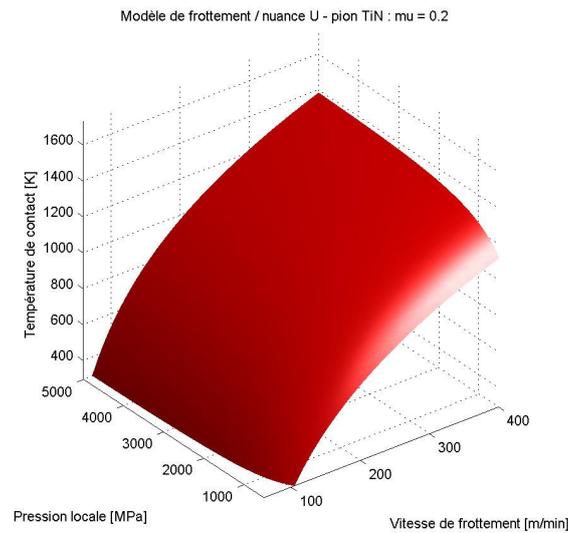


Figure 3-33 Isoefficient de frottement interfacial $\mu_{adh}=0,2$ en fonction des variables du modèle de frottement, 27MnCr5 – U / outil TiN

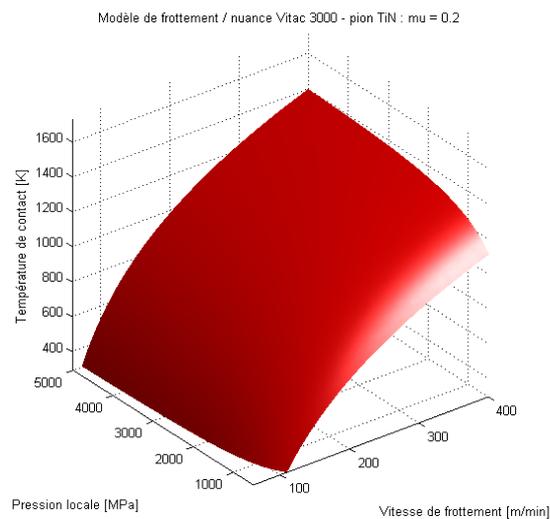


Figure 3-34 Isoefficient de frottement interfacial $\mu_{adh}=0,2$ en fonction des variables du modèle de frottement, 27MnCr5 – Vitac 3000 / outil TiN

Ce modèle constitue à lui seul une synthèse de l'ensemble des travaux effectués, qu'ils soient expérimentaux ou numériques. L'objectif était de pouvoir extrapoler des valeurs de coefficients de frottement et notamment leurs parts adhésives pour pouvoir enrichir les modèles de simulations numériques par éléments finis de la coupe. Il me semble que ce modèle permettra de faire un premier pas vers une représentation plus fine des phénomènes complexes que l'on regroupe sous le terme générique 'frottement'.

Conclusions

Les aciers traités au calcium comme la nuance Vitac 3000 améliore la durée de vie des outils coupant lors d'une opération de coupe continue. Depuis les années 70 du siècle dernier, de nombreuses études portant sur le traitement au calcium des aciers montrent l'intérêt de ces inclusions dans la matrice métallique, mais d'aucun s'accorde pour reconnaître que si les mécanismes de transformation sont connus, les modes d'action le sont moins. La problématique industrielle actuelle impose l'optimisation sans cesse des procédés de fabrication et ce particulièrement dans le secteur automobile. C'est dans ce contexte que s'inscrivent les aciers à usinabilité développé par Ascométal.

Le projet qui m'a été confié consiste en la compréhension et la caractérisation des interactions tribologiques entre les outils coupants, revêtus ou non, et les inclusions des aciers. Le premier chapitre met fortement en avant le caractère pluridisciplinaire de cette étude en présentant des notions plus ou moins connues de tous concernant les mécanismes de coupe, les outils coupants et leurs revêtements et les aciers traités au calcium, avant d'aborder la description tribologique du problème et les dispositifs de caractérisation du frottement existant.

Dans le second chapitre, après avoir synthétisé les études précédentes, je présente le dispositif expérimental qui a été développé au laboratoire et les résultats des essais de frottement. La première conclusion concerne la non différenciation des nuances standard et Vitac 3000, alors que les essais de frottement ont permis de différencier le comportement des revêtements d'outils. Que ce soit les mesures des coefficients de frottement apparent ou de flux de chaleur, le comportement tribologique des deux nuances est identique. Les deux nuances ont, et quel que soient les conditions de contact, toujours un coefficient de frottement apparent inférieur avec les outils revêtus TiN que ceux non-revêtus. Cela confirme une fois de plus les études précédentes réalisées sur le sujet. Il semblerait par contre que la différenciation des nuances se face dans le temps, c'est à dire avec l'apparition des phénomènes d'usure en fonctionnement continu. Cette hypothèse est revenue de façon constante au cours de l'analyse expérimentale, mais la disponibilité de matière ne m'ont permis de réaliser ces essais. Toutefois ils sont à mon avis la voie de caractérisation des deux nuances.

L'analyse numérique effectuée en parallèle propose quelques résultats intéressants permettant de concevoir un premier modèle de frottement, fonction de trois variables, facilement utilisable pour les simulations numériques de la coupe. Ce modèle constitue une synthèse des travaux effectués et permet de valider l'approche fortement couplée entre expériences et simulations numériques adoptée au cours de cette étude. L'ensemble des

modèles numériques et des méthodes de traitement de résultats mis en place permettront probablement d'obtenir à relativement courts termes des résultats plus réalistes et surtout plus fins de telle sorte que le modèle de frottement conçu soit enrichi, avec notamment l'utilisation des flux de chaleur mesurés et une estimation précise des champs de température au point de frottement du pion. En ce qui concerne ce dernier point, il reste à étalonner l'émissivité des matériaux étudiés avec le montage conçu pour en extraire les valeurs de température.

Les perspectives de cette étude concernent donc le traitement numérique complet des données thermiques déterminées expérimentalement afin d'améliorer la justesse du modèle de frottement conçu. Le développement d'un nouveau tribomètre basé sur le même principe de régénération de surface, mais permettant d'observer la surface rayée et d'effectuer des essais de durée plus importante est en cours. Il est important de noter que le thermo-tribomètre développé pour simuler expérimentalement le contact en usinage constitue en réalité le premier scléromètre à très grande vitesse à surface régénérée.

Pour conclure ce mémoire, je constaterai simplement que la compréhension des phénomènes physiques complexes comme ceux de frottement sous sollicitations extrêmes nécessite un couplage fort entre les approches expérimentales et numériques.

Bibliographie

- [ABAQ.2004] : ABAQUS (2004), Analysis user's manual – Version 6.5, *Abaqus Inc.*
- [ANTO.1997] : A. Antoni-Zdziobek et al. (1997), A radiative thermal analysis method for phase change determination of strictly controlled alloy, *High temperature and materials science* 37, pp 97-114.
- [BARB.2004] : J.A.P. Barbosa (2004), Traitement du contact entre corps déformables et calcul parallèle pour la simulation 3D du forgeage multicorps, *PhD thesis*, 118 pages.
- [BARG.2005] : M. Barge (2005), Etude expérimentale et numérique des mécanismes de coupe par abrasion, *PhD thesis*, 108 pages.
- [BARR.2004] : O. Barrau, (2004), Etude du frottement et de l'usure d'aciers à outils de travail à chaud, *PhD thesis*, 177 pages.
- [BERG.2004] : J.M. Bergheau et al. (2004), La méthode des éléments finis en mécanique, *Cours de l'ENISE*, 159 pages.
- [BLAI.1997] : C. Blais et al. (1997), Development of an integrated method for fully characterizing multiphase inclusions and its application to calcium-treated steels, *Materials Characterization vol. 38*, pp 25-37.
- [BUCA.2001] : J.L. Bucaille (2001), Simulation numérique de l'indentation et de la rayure de verres organiques, *PhD thesis*, 239 pages.
- [CAMP.2003] : L. Campagne (2003), Modélisation et simulation de la viscoplasticité et de l'endommagement en grandes vitesses de déformation, *PhD thesis*, 182 pages.
- [CARR.2002] : M.S. Carrilero et al. (2002), A SEM and EDS insight into the BUL and BUE differences in the turning process of AA2024 Al-Cu Alloy, *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 42, pp 215-220.
- [CHAI.2006] : F. Chaize (2006), Etude des interactions tribologiques lors de l'usinage des aciers à usinabilité améliorée de type 27MnCr5 Vitac 3000, *rapport de stage ENISE*, 49 pages.
- [COHE.2005] : S. Cohen-Assouline (2005), Simulation numérique de l'usinage à l'échelle macroscopique. Prise en compte d'une pièce déformable, *PhD thesis*, 138 pages.
- [DANT.2004] : P. Dantas (2004), Influence des revêtements sur l'action des populations inclusionnaires des aciers à usinabilité améliorée lors d'une opération de tournage à sec, *rapport de PFE ENISE*, 55 pages.

- [DEMI.2004] : I. Demirci (2004), Mécanique de l'endommagement par rayure de polymères, *PhD Thesis*, 181 pages.
- [DESS.2004] : V. Dessoly (2004), Modeling and verification of cutting tool temperatures in rotary tool turning of hardened steel, *PhD thesis*, 127 pages.
- [FORT.2005] : R. Fortunier (2005), Comportement mécanique des matériaux, *Cours de l'ENSM-SE*, 80 pages.
- [GALO.2006] : G.d.S. Galoppi et al. (2006), Hard turning of tempered DIN 100Cr6 steel with coated and no coated CBN inserts, *Journal of materials processing technology*, 8 pages.
- [GAVR.2004] : A. Gavrus et al. (2003), Analysis of the dynamic SHPB test using the finite element simulation, *Journal de physique IV 110*, pp 353-358.
- [GHOR.2001] : E. Ghorbel (2001), Approche expérimentale pour la modélisation du comportement mécanique des matériaux métalliques et organiques, *Thèse d'habilitation à diriger des recherches*, 94 pages.
- [HAMD.2005] : H. Hamdi (2005), Tribologie et mise en forme, *Cours de l'ENISE*, 17 pages.
- [HEDE.1997] : P. Hedenqvist et al. (1997), Tribological laboratory evaluation of thin hard coatings, *Surface and Coatings Technology 97*, pp 656-660.
- [JASP.2001.1] : S.P.F.C. Jaspersa et al. (2001), Material behaviour in conditions similar to metal cutting : flow stress in the primary shear zone, *Journal of materials processing technology*, 9 pages.
- [JASP.2001.2] : S.P.F.C. Jaspersa et al. (2001), Material behaviour in metal cutting : strains, strain rates and temperatures in chip formation, *Journal of materials processing technology*, 9 pages.
- [KARP.2005] : Y. Karpat et al. (2005), Workpiece material model based predictions for machining processes, *Rutgers Department of Industrial and Systems Engineering report*, 8 pages.
- [KERM.2005.1] : G. Kermouche et al. (2005), Simulation numérique de l'indentation-rayure des matériaux dépendant du temps, *17^{ème} Congrès français de mécanique*, 6 pages.
- [KERM.2005.2] : G. Kermouche et al. (2005), Simulation numérique de la rayure des matériaux, *7^{ème} colloque national en calcul des structures*, 6 pages.
- [KERM.2005.3] : G. Kermouche (2005), Contribution à la modélisation théorique et numérique de l'essai des essais d'indentation et de rayure, *PhD thesis*, 171 pages.
- [KUSI.2005] : A. Kusiak et al. (2005), Tool coatings influence on the heat transfer in the tool during machining, *Surface & Coatings Technology Vol.195*, pp 29– 40.

- [LAFA.2002] : S. Lafaye (2002), Propriétés mécaniques de friction et de déformation des surfaces polymères solides, *PhD thesis*, 172 pages.
- [LAFA.2003] : S. Lafaye et al. (2003), Estimation du frottement vrai local à partir du frottement apparent dans un essai de rayure, *16^{ème} Congrès Français de Mécanique*, 6 pages.
- [LAHE.2004] : R. Laheurte (2004), Application de la théorie du second gradient à la coupe des métaux, *PhD thesis*, 148 pages.
- [LARS.2001] : A. Larsson et al. (2001), Structure and composition of built-up layers on coated tools during turning of Ca-treated steel, *Materials Science and Engineering A313*, pp160–169.
- [LIST.2004] : G. List (2004), Etude des mécanismes d'endommagement des outils carbure WC-CO par la caractérisation de l'interface outil-copeau. Application à l'usinage à sec de l'alliage d'aluminium aéronautique AA2024 T351, *PhD thesis*, 156 pages.
- [MACK.1997] : J. Mackerle (1997), Finite-element analysis and simulation of machining: a bibliography (1976–1996), *Journal of Materials Processing Technology* 86 (1999) 17–44, 28 pages.
- [MEIL.2002] M. Meiller (2002), Etude expérimentale du frottement outil-pièce en coupe orthogonale, *PhD thesis*.
- [MILL.1996] : B. Mills et al (1996), On the formation mechanism of adherent layers on a cutting tool, *Wear* 198, pp 192-196.
- [MILL.1997] : B. Mills et al (1997), Formation of an adherent layer on a cutting tool studied by micro-machining and finite element analysis, *Wear* 208, pp 61-66.
- [MUJI.2005] : B. Mujika (2005), Développement d'un thermo-tribomètre dédié à la caractérisation de l'usinage, *rapport de PFE ENISE*, 63 pages.
- [OLSS.1989] : M. Olsson et al. (1989), *International Journal of Machine Tools & Manufacture* 29(3), pp 370-390.
- [OZEL.2000] : T. Özel et al. (2000), Determination of workpiece flow stress and friction at the chip–tool contact for high-speed cutting, *International Journal of Machine Tools & Manufacture* 40, pp 133–152.
- [OZEL.2005.1] : T. Özel et al. (2005), Estimation of work material flow stress and tool-chip interfacial friction by inverse computation of modified Oxley' model of machining, *Rutgers's Department of Industrial and Systems Engineering report*, 36 pages.
- [OZEL.2005.2] : T. Özel et al. (2005), Finite element method simulation of machining of AISI 1045 steel with a round edge cutting tool, *Rutgers's Department of Industrial and Systems Engineering report*, 8 pages.

- [POLL.2000] P. Pollet (2000), Usinabilité en fraisage d'un acier 42CrMo4 traité calcium, *mémoire de PFE*, ENSAM de Metz.
- [QUEM.2003] : O. Quemener et al. (2003), Résolution d'un problème inverse par utilisation d'un modèle réduit modal : application au frottement d'un pion sur un disque en rotation, *Congrès Société Française des Thermiciens*, 64 pages.
- [RANC.2004] : N. Ranc (2004), Etude des champs de température et de déformation dans les matériaux métalliques sollicités à grande vitesse de déformation, *PhD thesis*, 173 pages.
- [RECH.2002] : J. Rech (2002), Contribution à la compréhension des modes d'actions tribologiques et thermiques des revêtements en usinage. Application au cas du taillage de dentures à la fraise-mère à grande vitesse, *PhD thesis*, 290 pages.
- [RECH.2004] : J. Rech et al. (2004), Tribological and thermal functions of cutting tool coatings, *Surface & Coatings Technology vol. 186*, pp 364– 371.
- [RECH.2005] : J. Rech (2005), Tribologie et mise en forme, *Cours de l'ENISE*, 26 pages.
- [ROCH.2005] : C. Rochas (2005), Caractérisation des phénomènes tribologiques entre les populations inclusionnaires des aciers à usinabilité améliorée et les revêtements pour outils coupant, *mémoire de master*, ENISE, 77 pages.
- [RUPP.1998] : S. Rупpi et al. (1998), Wear characteristics of TiC, Ti(C,N), TiN and Al₂O₃ coatings in the turning of conventional and Ca-treated steels, *International Journal of Refractory Metals & Hard Materials 16*, pp 353-368.
- [SAND.2001] : SANDVIK (2001), H10F Extra-fine grain Cemented Carbide Grade for Rotary Tools, *documentation SANDVIK*, 1 page.
- [SCHM.2003] : C. Schmidt et al. (2003), Tool Wear prediction and verification in orthogonal cutting, *engineer presentation*, 22 pages.
- [SOFO.2003] : M. Sofonea (2003), Analyse d'un problème quasistatique de contact pour des matériaux élasto-visco-plastiques écrouissables, *16^{ème} Congrès Français de Mécanique*, 6 pages.
- [THOM.2004] : G. Thomas (2004), Méthode de caractérisation par thermographie infrarouge des champs thermiques dans une pièce en cours de rectification, *mémoire d'ingénieur CNAM*, 126 pages.
- [TONS.1997] H.K. Tonshoff et al. (1997), Influence of surface integrity on performance of coated cutting tools, *Thin Solid Film 308-309*, pp. 345-350.
- [TREN.1991] : E.M.Trent (1991), Metal Cutting, *Butterworth Heinemann*, ISBN 0-7506-1068-9.
- [YENE.2003] : E. Y.-C. Yen (2003), Computer simulation of orthogonal cutting using a tool with multiple coatings, *PhD presentation*, 19 pages.

[ZAHO.2005] : H. Zahouani (2005), Mécanique des contacts entre solides rugueux, *Cours de l'ENISE*.

[ZAMB.1998] : G. Zambelli et al. (1998), Matériaux et Contact – Une approche tribologique, *Editions Presses Polytechniques et Universitaires Romandes, ISBN 9-782880-743383*.

Annexe A

LTDS et Ascométal Creas

A.1 Présentation du LTDS

Laboratoire de Tribologie et de Dynamique des Systèmes

A.1.1 Historique

1970 : Création du département de technologie des surfaces de l'Ecole Centrale de Lyon (ECL) par J.M. Georges.

1974 : Ce département s'associe au Centre National de Recherche Scientifique (CNRS) en tant qu'Unité de Recherche Associée (URA 855) et devient le Laboratoire de Technologie des Surfaces.

Le laboratoire s'élargit au département de Mécanique des Solides de l'ECL et au Département de Physique des Interfaces de l'ENISE.

1992 : Il devient le LTDS.

1995 : Le LTDS devient une Unité Mixte de Recherche (UMR 5513) du CNRS-MESR (Ministère de l'Enseignement Supérieur et de la Recherche) qui dépend de la direction scientifique Ingénierie.

A.1.2 Les activités du LTDS

Le LTDS est installé sur deux sites : l'ECL, l'établissement principal, et l'ENISE. Les activités de recherche du LTDS couvrent de nombreux domaines. Pour développer les différents thèmes proposés au laboratoire, le LTDS est structuré en trois équipes :

- Equipe Tribologie, physico-chimie et dynamique des interfaces : cette équipe étudie les phénomènes des contacts entre solides, de frottement, d'adhérence, d'usure et de lubrification. Les principaux thèmes d'études sont la tribochimie, les nanolubrifiants, la tribologie et la nanotribologie, l'usure à macro et nanoéchelle, les interactions locales, les surfaces biologiques, etc....

- Equipe Mécanique des milieux hétérogènes, géomatériaux et procédés de transformation : cette équipe aborde la mécanique en général et ses applications industrielles (calcul des structures, coupe, assemblage...) en utilisant la mécanique des solides, les géomatériaux, la mécanique des matériaux et la mécanique numérique. Les secteurs d'activités touchés sont principalement l'automobile, l'aéronautique, l'énergie, le génie civile, la santé, etc....
- Equipe Dynamique, durabilité, fiabilité : l'objectif de cette équipe est, à l'échelle de la structure, d'estimer le comportement des structures et définir des lois qui caractérisent leurs interactions. Sont étudiés ici l'endommagement des interfaces, la dynamique des structures et des systèmes (contrôle des vibrations et de la stabilité des systèmes et des organes mécaniques) ainsi que la fiabilité et la maintenance.

Pour répondre aux besoins et mener à bien ses différentes études, le LTDS dispose d'un équipement très varié. En effet, le laboratoire possède divers tribomètres, des microscopes, des dispositifs de mesure de forces de surface (indentation), des banc de mesures des vibrations, de logiciels de simulation etc....

A.1.3 Les chiffres clés

75 employés permanents dont 27 maîtres de conférence, 16 professeurs et 32 ingénieurs, techniciens et administratifs.

1.75 M€ (hors salaires) de budget en 2004.

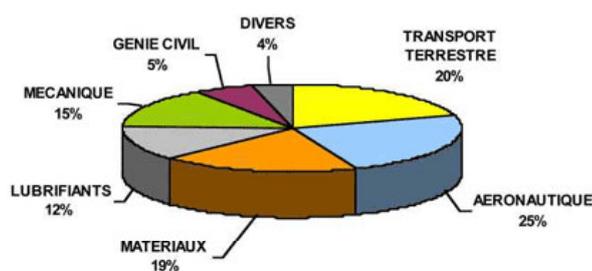


Figure 3-35 Répartition des secteurs d'activités du LTDS

A.2 Présentation d'Ascométal Creas

Centre de Recherche Européenne sur les Aciers Spéciaux

A.2.1 Historique

1994 : Création du CREAS de la fusion entre les deux centres de recherche des sociétés de produits longs non-inoxydables du groupe Usinor Sacilor, Ascométal et Unimétal.

1999 : Lorsque Usinor cède Unimétal au groupe ISPAT, le CREAS devient le centre de recherches propre d'Ascométal et développe la technologie de fabrication et d'utilisation dans le secteur des aciers spéciaux.

2001 : Déménagement sur le site Ascométal d'Hagondange, site stratégique puisque situé au cœur de l'Europe.

A.2.2 Organisation et activités du CREAS

Le CREAS emploie 50 personnes dont 20 ingénieurs, 26 techniciens d'études et d'essais et 4 techniciens administratifs. Il est divisé en 5 départements :

- Propriétés d'emploi : fatigue de contact, tribologie, fatigue mécanique et contraintes résiduelles, fatigue corrosion et micro structure.
- Métallurgie : fatigue de contact, tribologie, fatigue mécanique et contraintes résiduelles, fatigue corrosion et micro structure.
- Simulation et calculs : modélisation de la mise en forme, solidification, optimisation, rhéologie, traitements thermiques et métallurgie.
- Mise en œuvre : procédé de forge, usinabilité.
- Méthodes d'investigation : méthodes physiques d'investigation, statistiques, contrôles non destructifs.

Les activités peuvent être divisées en trois domaines et se répartissent comme tel :

- 50% pour des projets de recherches avec le développement de nouveaux produits afin de satisfaire les besoins de leurs clients.
- 35% pour des activités consacrées à des appuis techniques à leurs clients pour un usage optimum de leurs produits, l'assistance à leurs usines de production pour améliorer la qualité des produits et la productivité des équipements.
- 15% pour des travaux méthodologiques et exploratoires avec des études menées concernant l'élaboration des aciers spéciaux, leurs propriétés de mise en forme (procédé de forge, usinabilité...) et leurs propriétés d'emploi.

A.2.3 Les domaines d'expertise

Aciers à usinabilité améliorée : le CREAS possède des compétences et des méthodologies d'essai uniques, grâce à des machines-outils qui sont à même de reproduire toutes les conditions de travail. Cette caractéristique a permis la mise au point de la famille d'aciers VITAC, amplement utilisés dans le secteur des composants automobiles. Les caractéristiques uniques de cet acier sont obtenues à travers l'introduction dans la matrice métallique d'inclusions particulières à base de Calcium.

Aciers pour forgeage : la possibilité de simuler et de mesurer en laboratoire tous les phénomènes liés au processus de forge est particulièrement intéressante. Nombreux sont les aciers dédiés à ce type de fabrication : en particulier la ligne SPLITASCO, qui permet de fabriquer en une seule pièce des bielles destinées au secteur automobile. La pièce est ensuite ouverte par simple fracture à froid et la bielle peut être utilisée sans que d'autres travaux mécaniques coûteux soient nécessaires.

Aciers pour roulements : tout tourne grâce aux roulements à billes. Ces composants essentiels, qui doivent durer aussi longtemps que possible sans jamais s'endommager, sont réalisés dans un acier très particulier et très difficile à fabriquer. Grâce aux recherches du CREAS, les aciers de la meilleure qualité et les plus durables sont produits pour réaliser des roulements utilisés et appréciés dans le monde entier.

Conception de composants : donner une forme et des dimensions correctes aux composants mécaniques est aussi une affaire de spécialistes : il faut connaître précisément les caractéristiques des aciers utilisés, mais aussi avoir à disposition des méthodes sophistiquées de simulation numérique des processus de formage et des systèmes d'essai réalistes. Le CREAS dispose de ces moyens, grâce auxquels il a pu concevoir des composants pour le compte des clients les plus exigeants du secteur automobile.

Il existe deux principaux types de clients pour les produits du CREAS :

- Ascométal sidérurgie : les chefs des divers marchés et les sites industriels
- Les entreprises du groupe : Ascoforge SAFE, Nitruvid, le groupe Lucchini
- et les autres sites industriels.

Le réseau de relations internationales est composé de :

- différentes sociétés sidérurgiques
- leurs nombreux clients
- des universités
- d'autres centres de recherche

Annexe B

Caractéristiques du 27MnCr5

B.1 Données mécaniques à froid

27MnCr5 trempé Revenu à 450 °C, Ø70 mm :

Re [Mpa]	Rm [Mpa]	A%	Z%
1108	1216	11.5	53

27MnCr5 ayant subi le cycle thermique d'une cémentation, Ø15 mm :

Re [Mpa]	Rm [Mpa]	A%	Z%
982	1427	?	36.1

27MnCr5 ayant subi le cycle thermique d'une cémentation, Ø35 mm :

Re [Mpa]	Rm [Mpa]	A%	Z%
709	1112	14.3	42.3

B.2 Données rhéologiques à chaud

Les lois de comportement fournies par Ascométal sont déterminées par torsion à chaud et dépouillée par méthode inverse.

$$\bar{\sigma} = \left((1-W) \cdot K_{ecr} + W \cdot K_{sat} \right) \bar{\epsilon}^m \text{ avec } \begin{cases} K_{ecr} = K_0 (\bar{\epsilon} + \bar{\epsilon}_0)^n \exp\left(\frac{\beta}{T}\right) \\ K_{sat} = K_{st} \exp\left(\frac{\beta_{st}}{T}\right) \\ W = 1 - \exp(-r\bar{\epsilon}) \\ m = m_0 + m_1 T \\ r = r_0 + r_1 T \end{cases}$$

Annexe B

Paramètres de la loi de Norton de type C

K_0	$\overline{\varepsilon}_0$	n	β	β_{st}	K_{st}
3,728952	0,0001	0,1941855	4006,233	7007,833	0,3086416

m_0	m_1	r_0	r_1
0,2875941	0	1,713616	0

Paramètres de la loi de Norton de type D

K_0	$\overline{\varepsilon}_0$	n	β	β_{st}	K_{st}
1,679277	0,0001	0,1942059	4974,162	8051,933	0,1305478

m_0	m_1	r_0	r_1
-0,1520809	0,0003622493	1,359255	0,000244664

B.3 Données thermiques

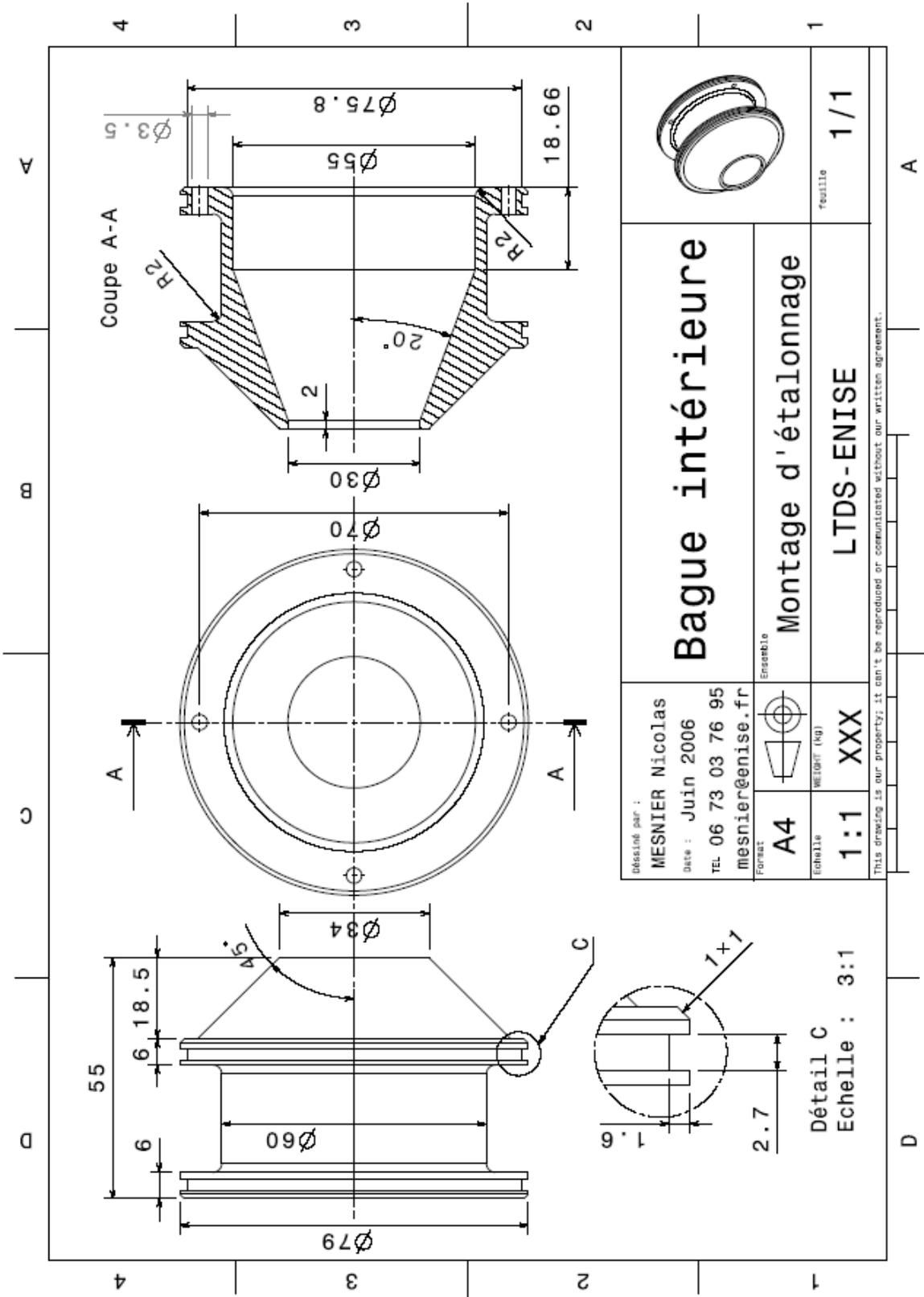
Le CREAS ne fait pas de caractérisation de données thermiques.

Annexe C

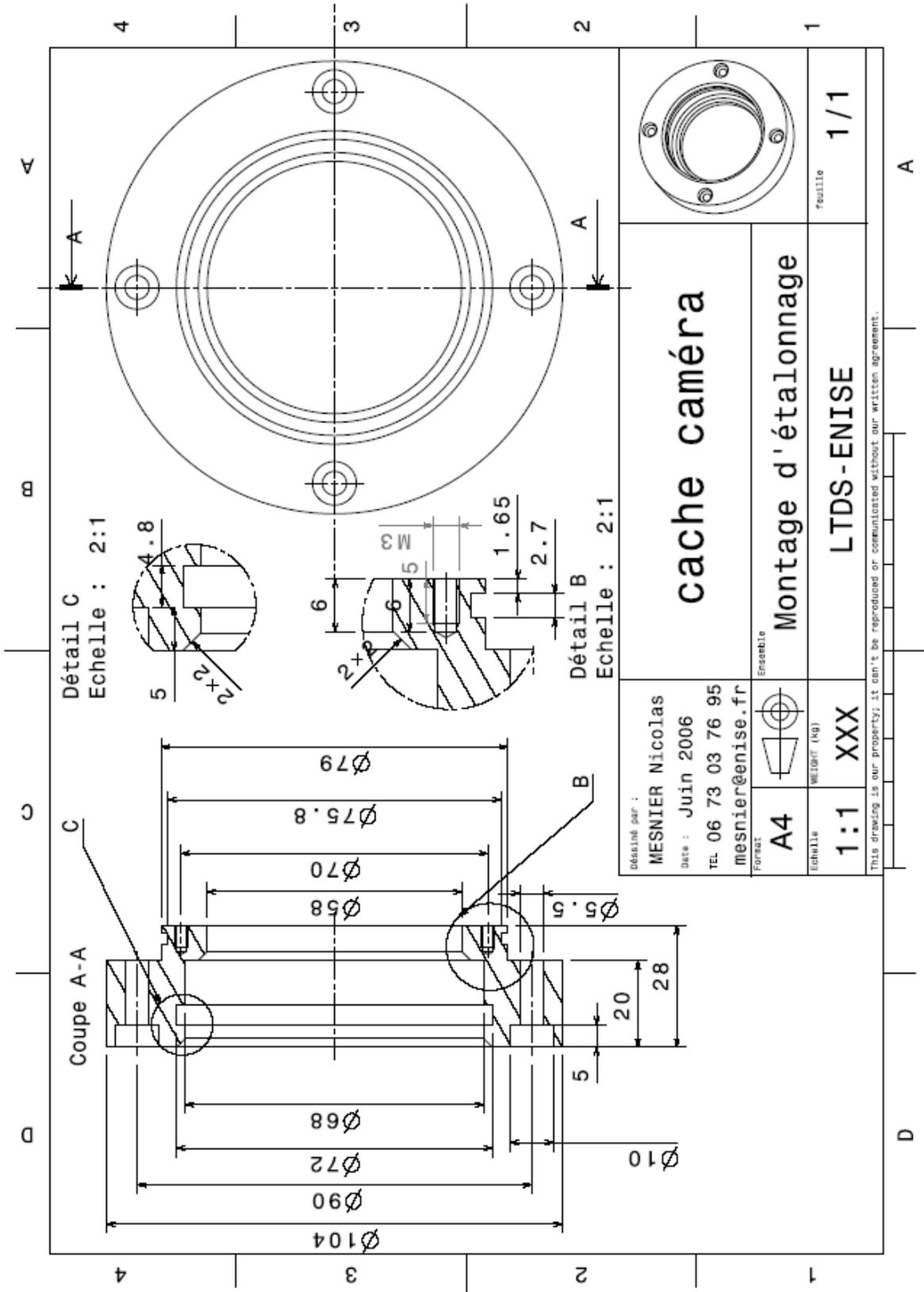
Montage d'étalonnage

Dans cette annexe sont présentés les plans de détails des pièces de la zone de mesure du montage d'étalonnage conçu.

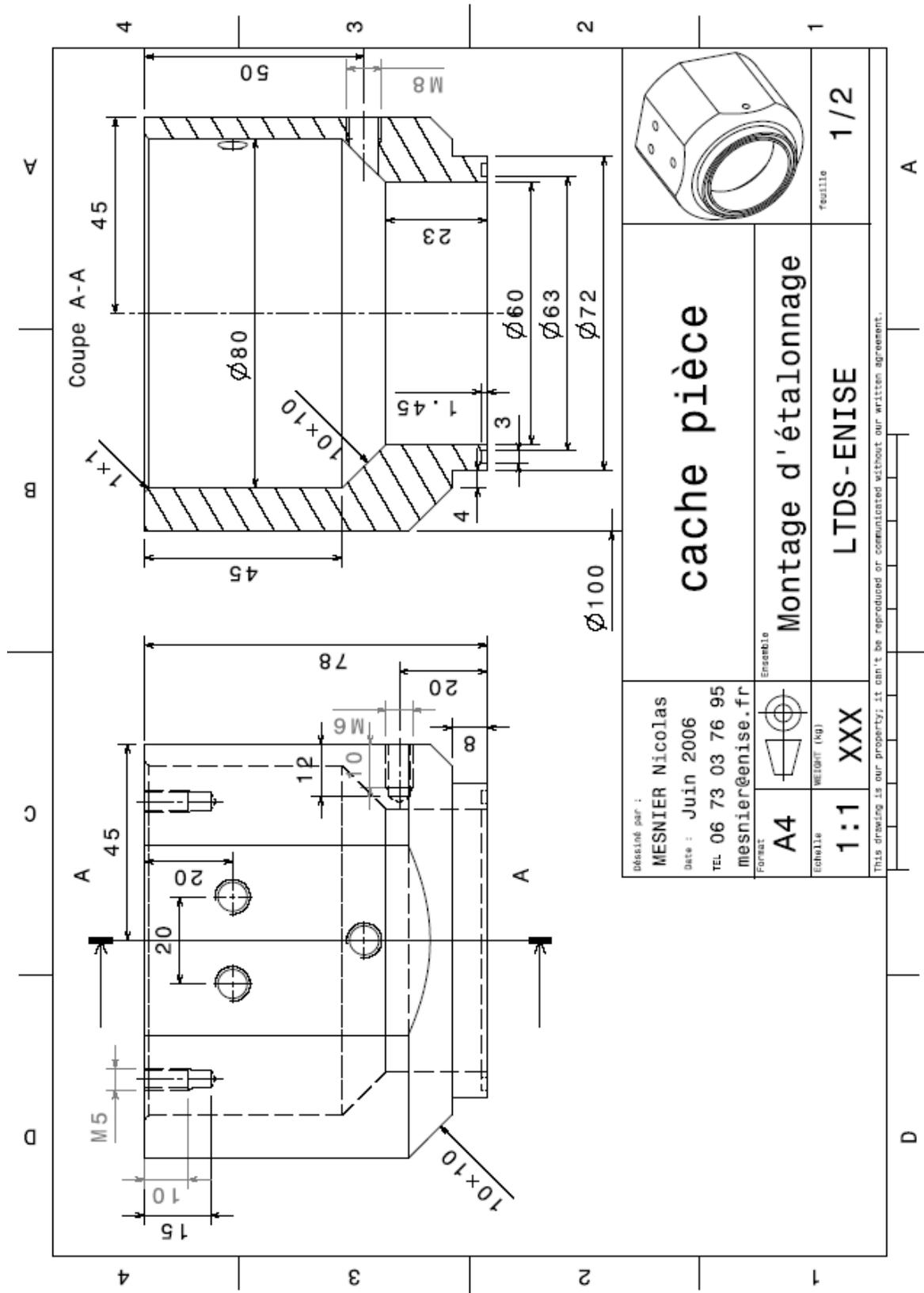
C.1 Bague intérieure

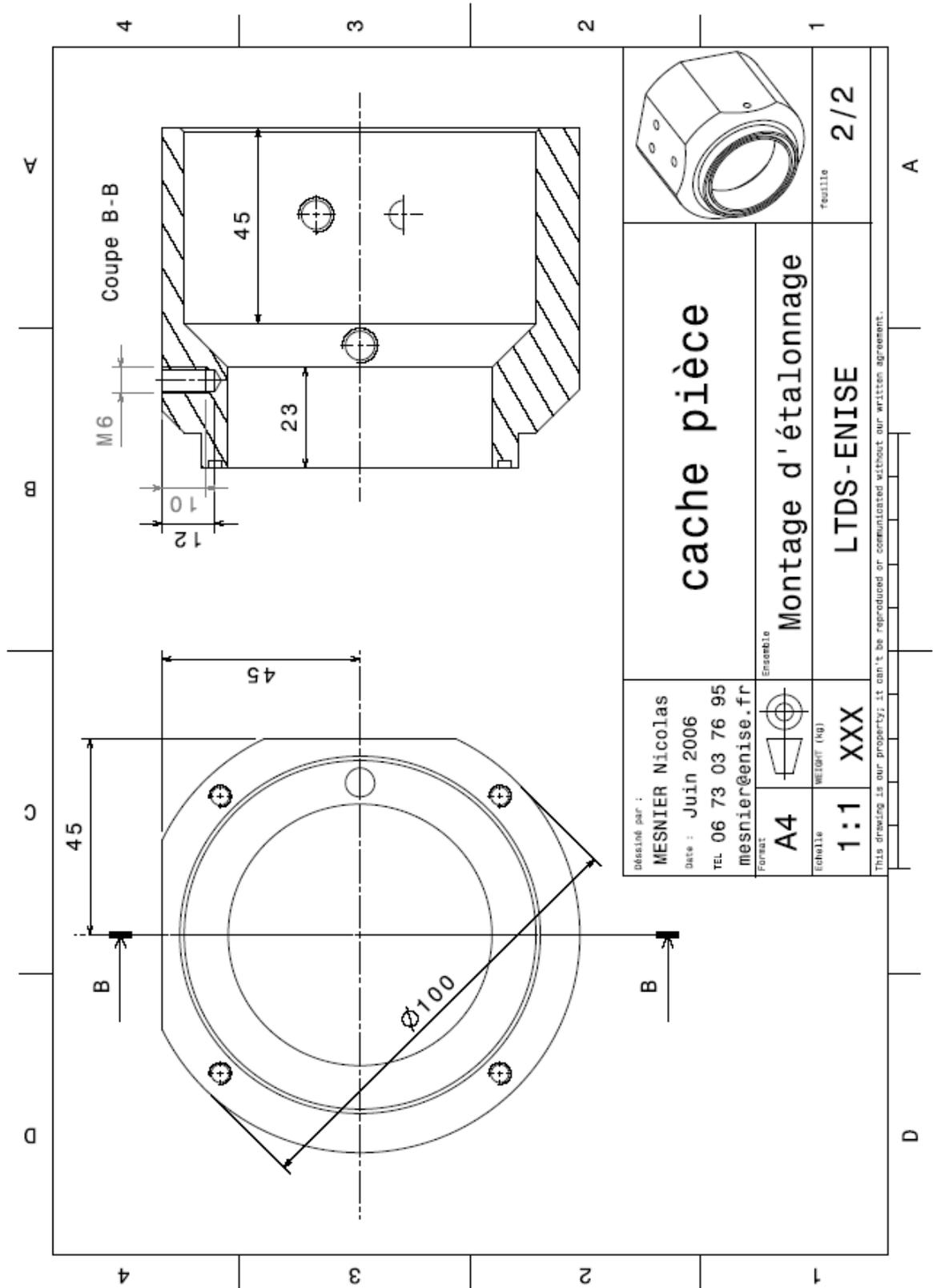


C.2 Cache Caméra



C.3 Cache pièce





Annexe D

Fichiers de simulation numérique

D.1 Modèle avec un pion rigide

Dans ce modèle numérique, le pion de frottement est défini comme un corps rigide. Dans la présentation de ce fichier de définition du calcul ont été ôtées toutes les coordonnées des points et des éléments pour en simplifier la lecture.

Définition des coordonnées des noeuds et des éléments de la pièce rayée (données non mentionnées)

```
** PARTS
*Part, name=Piece
*Part, name=Pion
```

Définition de l'assemblage de la pièce et du pion (données non mentionnées)

```
** ASSEMBLY
*Assembly, name=Assembly
*Instance, name=piece-1, part=Piece
*Instance, name=Pion-1, part=Pion
```

Assimilation du pion comme un corps rigide

```
** Constraint: Constraint-1
*Rigid Body, ref node=_PickedSet55, elset=_PickedSet56, isothermal=YES
```

Définition des paramètres du maillage de la pièce

```
** ELEMENT CONTROLS
*Section Controls, name=EC-1, hourglass=COMBINED, second order accuracy=YES
1., 1., 1.
```

Définition des propriétés des matériaux

```
** MATERIALS
*Material, name=A-27MC5
*Conductivity Données de conductivité
0.0477,
*Density Données de densité
0.0078,
*Elastic Propriétés élastiques : module de Young et coefficient de poisson
200000., 0.3
```

*Inelastic Heat Fraction *Définition de la proportion d'énergie dissipée sous forme de chaleur*
0.9,
*Plastic, hardening=JOHNSON COOK *Paramètres de la loi de Johnson-Cook utilisée*
1100, 250, 1.0, 0.8, 1733, 293
**ordre des paramètres : A, B, n, m, Tf, To
*Rate Dependent, type=JOHNSON COOK *Paramètres liés à la vitesse de déformation*
0.050, 1e-06
**ordre des paramètres : C, epsilon 0
*Specific Heat *Données de chaleur spécifique*
432.6,

Définition des propriétés du contact

** INTERACTION PROPERTIES
*Surface Interaction, name=IntProp-1
*Friction *Coefficient de frottement interfacial*
0.3,

Définition des propriétés thermiques du contact

*Gap Conductance
0.046, 0.
0., 0.001

Définition des conditions aux limites

** BOUNDARY CONDITIONS
** Name: X-symetry Type: Symmetry/Antisymmetry/Encastre
Symétrie longitudinale de la pièce (sens de rayage)
*Boundary
_PickedSet39, XSYMM
** Name: Z-symetry Type: Symmetry/Antisymmetry/Encastre
Symétrie transversale de la pièce au point d'origine du rayage
*Boundary
_PickedSet41, ZSYMM
** Name: encastre Type: Symmetry/Antisymmetry/Encastre
Encastrement de la partie inférieure de la pièce
*Boundary
_PickedSet8, ENCASTRE

Définition des champs de températures initiaux de la pièce et du pion

** FIELDS
** Name: Field-piece Type: Temperature
*Initial Conditions, type=TEMPERATURE
_PickedSet50, 293.
** Name: Field-pion Type: Temperature
*Initial Conditions, type=TEMPERATURE
_PickedSet60, 293.

Définition de la phase d'indentation - rayage

** STEP: Step-1
*Step, name=Step-1
indentation - rayage

*Dynamic Temperature-displacement, Explicit
 , 0.25 *Durée de cette phase transitoire en ms*

Paramètres initiaux de stabilité automatiquement générés par le code

*Bulk Viscosity
 0.06, 1.2

Conditions de vitesse en mm/ms

** BOUNDARY CONDITIONS
 ** Name: velocity Type: Velocity/Angular velocity
 *Boundary, type=VELOCITY
 _PickedSet59, 1, 1, 3.167
 _PickedSet59, 2, 2, -0.1
 _PickedSet59, 3, 3
 _PickedSet59, 4, 4
 _PickedSet59, 5, 5
 _PickedSet59, 6, 6

Définition de la formulation ALE du maillage de la pièce

*Adaptive Mesh Controls, name=Ada-1, meshing predictor=PREVIOUS
 1., 0., 0.
 *Adaptive Mesh, elset=_PickedSet48,
 controls=Ada-1, frequency=1, initial mesh sweeps=1, op=NEW

Définition du contact entre la pièce et le pion

** INTERACTIONS
 ** Interaction: Int-1
 *Contact Pair, interaction=IntProp-1, mechanical constraint=KINEMATIC, cpset=Int-1
 _PickedSurf54, _PickedSurf42

Définition des variables à calculer et de leur mise en fichier

** OUTPUT REQUESTS
 *Restart, write, number interval=1, time marks=NO
 ** FIELD OUTPUT: F-Output-1
 *Output, field, variable=PRESELECT, number intervals=50
 ** HISTORY OUTPUT: H-Output-1
 *Output, history
 *Energy Output
 ALLAE, ...
 *End Step

Définition de la phase de rayage

** STEP: Step-2
 *Step, name=Step-2
 rayage seul

*Dynamic Temperature-displacement, Explicit
 , 1. *Durée de cette phase en ms*

Note : La suite du fichier est identique à la première étape.

D.2 Modèle avec un pion en carbure

La structure du fichier est identique et seuls quelques points sont différents.

Début du fichier identique...

Propriétés du carbure

```
*Material, name=Carbure
**
*Conductivity Données de conductivité
**
*Density Données de densité
**
*Elastic Propriétés élastiques : module de Young et coefficient de poisson
**
*Inelastic Heat Fraction Définition de la proportion d'énergie dissipée sous forme de chaleur
**
*Plastic Définition des propriétés d'écrouissage
**
*Specific Heat
**
```

...suite du fichier...

Définition de la phase d'indentation - rayage

```
...

Définition des paramètres de pénalisation numérique
** MASS SCALING
**
**
**Mass Scaling: Semi-Automatic
** Whole Model
**
*Fixed Mass Scaling, dt=1e-07, type=below min
**
```

...suite et fin du fichier.

Annexe E

Outils développés pour la modélisation

E.1 Synthèse des données simulées

L'ensemble des données ci-dessous représentent celles utilisées pour la modélisation du frottement à l'interface pièce-outil-copeau. Ces données sont issues des simulations numériques et sont synthétisées sous forme vectorielle.

```
% Coefficient de frottement interfacial :  $\mu(\text{int}) \rightarrow \mu_i$ 
mu_i = [0.00 0.15 0.30 0.50 0.70 0.90];

% Coefficient de frottement apparent :  $\mu(\text{app})$ 
mu_app_V060_F1000 = ...
    [0.025361    0.173343    0.350468    0.578532    0.731739    0.800489]';
mu_app_V120_F0400 = ...
    [0.005931    0.155609    0.312679    0.547152    0.771961    0.995823]';
mu_app_V120_F1000 = ...
    [0.025295    0.174904    0.358678    0.573372    0.674689    0.736889]';
mu_app_V190_F1000 = ...
    [0.018449    0.175413    0.347673    0.550352    0.621801    0.655704]';

% Contrainte maximale de Von Mises :  $\sigma(\text{VM}) \rightarrow \text{vm}$ 
vm_V060_F1000 = [ 1775  1765  1780  1740  1745  1745 ]';
vm_V120_F0400 = [ 1750  1715  1825  1820  1835  1810 ]';
vm_V120_F1000 = [ 1780  1810  1795  1755  1750  1765 ]';
vm_V190_F1000 = [ 1820  1835  1830  1765  1775  1765 ]';

% Pression maximale :  $P_m \rightarrow \text{pm}$ 
pm_V060_F1000 = [ 3850  3380  2700  2030  2250  2430 ]';
pm_V120_F0400 = [ 2735  2745  2620  2330  2220  2550 ]';
pm_V120_F1000 = [ 3735  3505  2660  2325  2505  2460 ]';
pm_V190_F1000 = [ 4095  3600  2790  2470  2680  3295 ]';

% Température maximale :  $T_m \rightarrow \text{tm}$ 
tm_V060_F1000 = [ 325  745  1140  1340  1410  1390 ]';
tm_V120_F0400 = [ 301  685  1045  1410  1510  1525 ]';
tm_V120_F1000 = [ 331  975  1520  1635  1605  1615 ]';
tm_V190_F1000 = [ 320  1130  1645  1745  1745  1870 ]';
```

E.2 Exemple de dépouillement numérique

L'exemple présenté concerne le dépouillement des essais de rayage expérimentaux réalisé avec une vitesse de 60m/min et un effort normal appliqué de 1000N.

```
% Ordre des coefficients : [ U-NR U-TiN V3000-NR V3000-TiN ]
```

```
x=[0.505 0.440 0.542 0.459]
```

```
% -----
```

```
% Extraction du coefficient de frottement interfacial :
```

```
% -----
```

```
% Modèle linéaire
```

```
  a1 = 1.14 ;
```

```
  a2 = 0.008372 ;
```

```
Modèle linéaire (de Tabor) inversé :
```

```
  invflin = (x-a2)/a1
```

```
% Modèle hyperbolique
```

```
  a = 0.4845 ;
```

```
  b = 0.7681 ;
```

```
  c = 2.538 ;
```

```
  d = 0.9057 ;
```

```
  e = 0.8956 ;
```

```
Modèle hyperbolique inversé :
```

```
  invfhyp = exp(1/d*log(1/c*(atanh(x/a-b)+e)))
```

```
% Résultats :
```

```
  % invflin = 0.4356 0.3786 0.4681 0.3953
```

```
  % invfhyp = 0.4281 0.3721 0.4622 0.3880
```

```
% -----
```

```
% Extraction des valeurs des valeurs de pression et de température correspondantes :
```

```
% -----
```

```
% Pression
```

```
  p1 = -4555;
```

```
  p2 = 1.807e+004;
```

```
  p3 = -1.232e+004;
```

```
  p4 = -1172;
```

```
  p5 = 3882;
```

```
Modèle polynomial d'ordre 5, développé en fonction du coefficient de frottement apparent :
```

```
  P = p1*exp(4*log(x)) + p2*exp(3*log(x)) + p3*exp(2*log(x)) + p4*x + p5
```

```
% Température
```

```
  t1 = 2302;
```

```
  t2 = -3212;
```

```
  t3 = -856;
```

```
  t4 = 2980;
```

```
  t5 = 271.5;
```

```
Modèle polynomial d'ordre 5, développé en fonction du coefficient de frottement apparent :
```

```
  T = t1*exp(4*log(x)) + t2*exp(3*log(x)) + t3*exp(2*log(x)) + t4*x + t5
```

```
% Résultats :
```

```
  % P = 2179.2 2349.7 2111.6 2293.7
```

```
  % T = 1294.1 1229.6 1322.4 1250.5
```

E.3 Fichier Matlab de calcul des valeurs du modèle de frottement

% Définition des limites *Définition du domaine d'étude de la loi de frottement*

Vmin = 60; Vmax = 400;
Pmin = 500; Pmax = 5000;
Tmin = 293; Tmax = 1733;

% Nombre d'éléments N^3 éléments pour représenter le domaine d'étude

N = 50;

for i = 1 : N; *Variable permettant le calcul de l'influence de la vitesse*

for j = 1 : N; *Variable permettant le calcul de l'influence de la pression*

for k = 1 : N; *Variable permettant le calcul de l'influence de la température*

% Discretisation

V = Vmin + (Vmax - Vmin) / (N-1) * (i-1); *Calcul de l'incrément de vitesse*

v(i) = V; *Association dans le vecteurs directeur*

P = Pmin + (Pmax - Pmin) / (N-1) * (j-1); *Calcul de l'incrément de pression*

p(j) = P; *Association dans le vecteurs directeur*

T = Tmin + (Tmax - Tmin) / (N-1) * (k-1); *Calcul de l'incrément de température*

t(k) = T; *Association dans le vecteurs directeur*

Calcul de l'influence de la vitesse $(\mu_{app})_V(i)$

% Modèles de vitesse

% U_NR_1

a1 = 2.353; b1 = -0.4847; c1 = 0.2313;

Vm1 = a1*(exp(-c1*log(V))+b1;

% U_TiN_1

a2 = 180.3; b2 = 0.135; c2 = 1.62;

Vm2 = a2*(exp(-c2*log(V))+b2;

% V_NR_1

a3 = 179.3; b3 = 0.1978; c3 = 1.592;

Vm3 = a3*(exp(-c3*log(V))+b3;

% V_TiN_1

a4 = 110.8; b4 = 0.1286; c4 = 1.479;

Vm4 = a4*(exp(-c4*log(V))+b4;

Calcul de l'influence de la pression $(\mu_{app})_P(j)$

% Modèles de pression

% U_NR_1

a5 = 1.083e+009; b5 = -2.859; c5 = 0.1185;

Pm1 = a5*(exp(b5*log(P))+c5;

% U_TiN_1

a6 = 1.314e+006; b6 = -1.943; c6 = 0.0004363;

Pm2 = a6*(exp(b6*log(P))+c6;

% V_NR_1

a7 = 2.679e+013; b7 = -4.208; c7 = 0.1879;

Pm3 = a7*(exp(b7*log(P))+c7;

% V_TiN_1

a8 = 9.741e+005; b8 = -1.905; c8 = 0.0006373;

Pm4 = a8*(exp(b8*log(P))+c8;

Calcul de l'influence de la température $(\mu_{app})_T(k)$

% Modèles de température

```
% U_NR_1
  a9 = 0.002472 ;    b9 = 0.003894;
  Tm1 = a9*(exp(b9*T));
% U_TiN_1
  a10 = 0.004536;    b10 = 0.003577;
  Tm2 = a10*(exp(b10*T));
% V_NR_1
  a11 = 0.0001793;    b11 = 0.00593;
  Tm3 = a11*(exp(b11*T));
% V_TiN_1
  a12 = 0.005143;    b12 = 0.003444;
  Tm4 = a12*(exp(b12*T));
```

Calcul du coefficient de frottement apparent $(\mu_{app})_{V,P,T}(i,j,k)$

% Modèle de frottement

```
mu1(i,j,k) = (Vm1 * Pm1 * Tm1)^(1/3);
mu2(i,j,k) = (Vm2 * Pm2 * Tm2)^(1/3);
mu3(i,j,k) = (Vm3 * Pm3 * Tm3)^(1/3);
mu4(i,j,k) = (Vm4 * Pm4 * Tm4)^(1/3);
```

```
end;
end;
end;
```

Remplissage de la matrice $N*N*N$ des coefficients de frottement apparents définis à partir des influences calculées et synthétisées sous forme de vecteurs directeurs.

```
mu1;
mu2;
mu3;
mu4;
```


Caractérisation tribologique des aciers à usinabilité améliorée

Résumé

Les mécanismes de la coupe en usinage et notamment ceux attenants à la formation du copeau sont difficiles à analyser. L'interface outil-copeau est le siège d'interactions complexes et multi-physiques, responsables de l'usure des outils, mais aussi de la qualité des surfaces usinée et de l'état de contraintes résiduel des pièces fabriquées.

Dans ce mémoire sont successivement présentées une approche expérimentale, numérique et de modélisation. Pour caractériser l'interface outil-copeau et notamment pour en identifier et modéliser le frottement, des essais de frottement ont été développés. Des mesures des températures d'interface par thermographie infrarouge au dépouillement numérique des essais, cette étude présente une méthode de caractérisation de loi de frottement complexe. Cette étude est appliquée à la caractérisation d'une nuance d'acier à usinabilité améliorée (la nuance Vitac 3000 d'Ascométal) d'un matériau dédié au marché de l'automobile (le 27MnCr5 – 170HB).

Mots clés : *Tribologie, coupe orthogonale, revêtements, inclusions de calcium, thermo-tribomètre, thermographie IR, frottement local, identification inverse, simulation numérique, EF*

Tribological characterization of Ca-treated steels

Abstract

The analyze of cutting mechanisms in machining and specially about chip formation is difficult. The tool-chip interface is submitted to complexes and multi-physical interactions, responsible of tools wear, but also the machined surfaces quality and residuals stresses in the workpiece.

In this report are successively presented an experimental, numerical and modeling approach. To characterize the tool-chip contact, notably to identify and model friction, friction tests had been developed. From interfacial temperature measures by IR-thermography to numerical analysis, this study present a complex friction law characterization method. This study is applied to the characterization of a Ca-treated gear steel. (27MnCr5 – 170HB)

Keywords : *Tribology, orthogonal cutting, coatings, Ca-inclusions, thermo-tribometer, IR-thermography, local friction, inverse identification, numerical simulation, FE*