الجمهورية الجزائرية الديمقراطية الشعبية

République Algérienne Démocratique et Populaire

وزارة التعليم العالي والبحث العلمي

Ministère de l'Enseignement Supérieur et de la Recherche Scientifique

جامعة فرحات عباس- سطيف

Université Ferhat Abbès – Sétif

THESE

Présentée à l'Institut d'Optique et Mécanique de Précision
Pour l'obtention du diplôme de

Doctorat en science

Option: Optique et Mécanique de Précision
Présenté par :

Mr Sebhi Amar

Thème:

Etude tribologique des outils de coupe et aciers

Soutenue le : _____ Devant le jury composé de:

M.Loucif Kamel	**Prof.**	**U. Ferhat Abbès Sétif**	**Président**
M. Osmani Hocine	**Prof**	**U. Ferhat Abbès Sétif**	**Rapporteur**
M.Benarioua Younes	**Prof**	**U. Med Boudiaf M'Sila**	**Examinateur**
M. Rahmani Mohamed	**Prof**	**U. Laghouat**	**Examinateur**
M. Allaoui Omar	**MCA**	**U. Laghouat**	**Examinateur**

Remerciements

Ce travail a été réalisé d'un coté au Laboratoire de Génie Mécanique de M'Sila en collaboration avec d'autres entreprises avoisinantes comme le MEI Sonalgaz de M'Sila Entreprise ALGAL (Ex Métanof) ; et de l'autre coté au Laboratoire de Tribologie et dynamique des systèmes (LTDS) à l'Ecole Nationale d'Ingénieur de Saint Etienne France (ENISE) sous la direction de Mr J. Rech. Je les remercie pour m'avoir guidé efficacement pendant ces années et de m'avoir permis de mener à terme cette thèse. Que soit également associé à ces remerciements monsieur H. Osmani directeur de thèse, Professeur à l'Institut d'Optique et Mécanique de Précision IOMP université Ferhat Abbès de Setif, , pour sa disponibilité et sa participation active à ce projet .

Je remercie également, J. Rech maitre de conférences à l'ENSE et professeur responsable de cette étude ; d'avoir bien voulu m'accueillir dans son laboratoire LTDS et d'avoir veillé sur le déroulement des séries des essais de frottement. Monsieur Guillaume Kermouche, maitre de conférences à l'ENSE, pour son apport et ses précieux conseils concernant l'approche de simulation numérique.

Je remercie vivement Monsieur Loucif Kamel, qui m'a fait le plaisir et l'honneur de présider le jury de thèse. Comme je remercie les membres de jury composé de Benarioua Younes, Rahmani Mouhamed, Allaoui Omar d'avoir examiné mon travail et participé au jury.

Je remercie vivement Monsieur M. Hammimid pour son aide précieux et le suivi durant la publication de l'article.

Mes remerciements vont également aux amis, Douib Nadir, Kessal Abdelhalim, Loucif Kamel pour l'intérêt qu'ils ont porté à mon travail.

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

Dédicaces

A ma famille et mes amis.

Sommaire……..……..……..……..……...1
Remerciements…..…….……..……..……....4
Dédicaces……..……..…..….....5
Introduction Générale……..…….……..…….....6

Chapitre I Etude bibliographique sur l'usinage

I.1 Généralités sur les aciers et usinabilité…….....…….9
I.1.1 Acier étudié et ses nuances……..…….……....10
I.1.2 Aciers à usinabilité améliorée……..……..….....10
I.1.3 Formation d'une couche de transfert sélective…....…….…….....11
I.1.4 Définitions de l'aptitude à la coupe…….....12
I.2 Généralité sur la tribologie en usinage…….....12
I.3 Définition du frottement et système tribologique…….....13
I.3.1 Surfaces……...…….....14
I.3.2 Définition du cœfficient du frottement…….……..…….....15
I.4 Facteurs influents système tribologique…….....19
I.4.1 Flux de chaleur et température..…….……..….....19
I.4.2 Mesure de la température…….....20
I.4.3 Contraintes et sollicitations mécaniques…..…….....21
I.4.3.1 Contraintes résiduelles…….....21
I.4.3.2 Zones de sollicitations…….....22
I.4.4 Nuances des outils de coupe…….…….....23
I.4.4.1 Carbures métalliques…….....24
I.4.4.2 Carbure métalliques revêtus……...…….....25
I.4.4.3 Céramiques…….....26
I.4.4.3 Cermets…….....27
I.4.5 Revêtements……..…….....28

Chapitre II Tribologie en usinage

II.1 Généralité sur la formation de copeau……..….....29
II.1.1 Principales zones de sollicitations…….……..….....30
II.1.2 Phénomènes tribologiques engendrés…….....31
II.2 Tribo- systèmes…….....33
II.2.1 Tribo- système fermé ……..……...……...…….....33
II.2.2 Tribo- système ouvert…..……....…….....33
II.3 Tribomètres…….…….....33
II.3.1 Principe du tribomètre d'Hedenquist…….....34
II.3.2 Principe du tribomètre d'Olsson…….....34
II.3.3 Principe du tribomètre d'Grzesik…….…….....35
II.4 Lois et théorie de frottement…….…….....36
II.4.1 Historique du frottement…….....37
II.4.2 Théorie du frottement……37
II.5 Contact à l'interface outil-copeau……..38
II.5.1. Température à l'interface outil-copeau …….....38
II.5.2. Distributions des contraintes à l'interface outil-copeau……...39

Chapitre III Analyse des puissances de coupe

III.1 Définition de l'efforts de coupe……..……..……..41
III.2 Estimation de la température de contact…….…….....42
III. 3 Définition des composantes de l'effort de coupe ……...45
III.4 Modèle de la formation de copeau…….....46
III.4.1 Modèle de Merchant……47
III.4.2 Modèle d'Albrecht…….....47
III.5 Décomposition du frottement……...……..….....48
III.5.1 Coefficient de frottement en cas de rayage……...…….....48
III.5.2 Approche phénoménologique du rayage……...…….....50
III.6 Modèle mathématique du Coefficient de frottement ……..……...……50
III. 7 Différentes formes d'usure ……...……...52

Chapitre IV Présentation des équipements de recherche

IV.1 Rappel……...54
IV.2 Description des essais…….....55
IV.2.1 Matériels utilisés……...……...……55
IV.2.1.1 Principe de mesure..…….....55
IV.2.1.2 Equipement de recherche…….....56
IV.2.2 Conditions de coupe……...……..56
IV.3 Présentation du contexte de travail……...……57
IV.3.1Tribomètre radial de l'ENISE…..……...……...……57
IV.3.2 Fidélité du tribomètre utilisé …….....57
IV.4 Approche expérimentale de l'essai……..…….....62
IV.4.1 Détermination de la pression de contact……..…….....63
IV.4.2 Estimation de la pression de contact……63
IV.5 Mesure du flux de chaleur……...……..……...….....64
IV.5.1 Principe d'évaluation du flux de chaleur…..…….....64
IV.5.2 Procédure des essais de la deuxième partie……..……...……65
IV.6 L'observation des surfaces en contact……..…….....66
IV.6.1 Présentation des moyens d'observation…….....…….....66
IV.6.1.1 Loupe binoculaire…...……..……66
IV.6.1.2 Profilomètre Maher.……..……..….....67
IV.7 Mesure de largeur des sillons……..…...……..……...……..……68
IV.8 Observation des pions de frottement……...…….....68
IV.9 Critère d'usure et durée de vie d'outil…….……68
IV.9.1 Définition de l'usure……...……...69
IV.9.2Théorie de durée de vie de l'outil……...69

Chapitre V L'usure et le frottement en expérimentale

V.1 Première partie expérimentale……...…….……72
V.1.1 Résultats des essais et interprétation…….....72
V.1.2 Conclusion……..……...76

V.2 Deuxième partie expérimentale…….....77
V.2.1. Résultats et discussion…….....77
V.2.1.1 L'essai de frottement.……...…….....77
V.2.1.2 L'effet de l'effort normal sur le flux de chaleur transmis au pion....… ……78
V.2.2 L'usure en fonction du temps……..……...……...79

V.2.3 Evolution de la rugosité en fonction de l'usure…….....80
V.2.4 Observation des pions usés…….....81
V.2.5 Observation des sillons……..…..82
V.3 Conclusion…….….83
V.4 Essais tribologiques complémentaire……..…….....84
V.4.1 Les essais de frottement sur acier non allié…….…...……...85
V.4.2 Essais à 75 m/min……..85
V.4.2.1 Evolution des coefficients de frottement…….….....85
V.4.2.2 Observations des sillons…….…….....86
V.4.3 Essais à 150 m/min…….....87
V.4.3.1 Evolution du cœfficient de frottement..…….…..….....87
V.4.3.2 Observation des sillons……...…….....88
V.4.3.3 Observation des pions…….……...….....89
V.5 Influence de la vitesse de frottement sur coefficient de frottement apparent…….....90
V.6 Influence de la pression de contact sur coefficient de frottement……..91
V.7 Conclusion..……91
V.8 Discussion……..92

Conclusion générale……..…….....93
Bibliographie……..……..96
Table des figures……101
Liste des tableaux…….....106
Annexes…….....107

Introduction Générale :

La recherche d'une productivité toujours meilleure de la coupe des métaux est donc une préoccupation majeure dans le développement de l'industrie. Chercher en permanence une amélioration, une valeur ajoutée, une astuce liée directement à l'étude approfondie des mécanismes physique et des lois régissant ce procédé. Celle ci reste donc un objectif essentiel. Son intérêt ne peut être éclipsé par le développement de nouveaux moyens d'usinage ou de nouvelle technique de commande et de programmation même si ces derniers points participent aussi au développement de la fabrication à grande vitesse.
La mise en œuvre rationnelle de ces techniques passe en effet par une connaissance approfondie du processus de coupe et une maîtrise des paramètres qui le gouverne.

L'usinage des aciers est un des procédés de mise en forme de pièces les plus utilisés dans l'industrie mécanique. L'étude tribologique est nécessaire pour rassembler les notions indispensable à la coupe et la mise en œuvre du produit avec l'optimisation maximale de l'énergie, des moyens, du temps, et par la suite la productivité. La tribologie est le domaine qui cerne cette étude.

Elle permet de bien définir la gamme de fabrication des pièces mécaniques, et de prévoir le comportement de l'outil lors de l'usinage, ce qui facilite par la suite la compréhension et la maîtrise des phénomènes mis en jeu dans un temps très réduit.
Pour cette raison, l'industrie mécanique demande depuis de nombreuses années des outils de prédétermination des opérations d'usinage afin de dimensionner correctement leurs installations de production.
Les différents paramètres de la coupe, à savoir le matériau, la forme, la géométrie et le revêtement de l'outil et les conditions de coupe influent sur l'usinabilité de la matière à usiner. Lorsqu'une contrainte s'ajoute, le problème de coupe se complique. C'est le cas de l'élimination du lubrifiant au futur, suite aux exigences environnement et santé.

Les phénomènes tribologiques à l'interface Outil/Surface usinée/Copeau sont très complexes à modéliser et pourtant ce sont la clef du comportement de l'outil, et notamment de sa résistance à l'usure.
En effet, tous les codes de calcul traitent ce problème comme un frottement de Coulomb constant, alors que d'intenses phénomènes d'adhésion s'y produisent ainsi que des réactions chimiques et des phénomènes de diffusion.

Dans la mise en forme des métaux par la coupe, le procédé de tournage, objet de notre étude, représente à lui seul 33% du domaine d'usinage par enlèvement de copeau. De nouveaux matériaux mise en forme par les sidérurgistes pour répondre aux exigences particulières de quelques domaines comme l'aéronautique, doivent être caractérisé

L'étude se propose de fournir les éléments nécessaires à la compréhension des mécanismes d'endommagement et se présente comme un travail préparatoire aux méthodes d'optimisation. Dans cette optique, ce rapport de thèse à été subdivisé en trois parties :

- **Première partie :** Dans le premier chapitre, nous aborderons, le problème de l'usinabilité des aciers. Un aperçu général, sur les principales propriétés mécaniques et structurales de quelques aciers à usinabilité améliorer, sera présenté à la fin, afin de répondre à la question : Pourquoi l'acier à usinabilité améliorer ?

Le deuxième chapitre traitera des phénomènes tribologiques rencontrés au cours d'usinage. Nous aborderons le phénomène de la formation de copeau au cours d'une opération d'usinage et les phénomènes physiques associés. Une revue bibliographique sur les différents systèmes tribologique et les tribomètres conçuent pour répondre aux exigences tribologiques et phénomène de frottement.

-Deuxième partie : Le troisième chapitre, qui représente la partie essentielle de ce travail, permettra de caractériser et de quantifier le coefficient de frottement apparent dans les mêmes conditions de contact que celles produites aux interfaces Outil/Pièce/Copeau durant une opération d'usinage.
Du moment que le dispositif expérimental développé est capable, également, de fournir des informations précises sur le flux de chaleur transmis vers le pion au cours d'essai. Cette information sera utile, d'une part, pour différencier le comportement des différents revêtements utilisés, et d'autre part, pour établir un bilan thermique de la chaleur générée lors d'un essai de frottement.

-Troisième partie : Enfin, la présentation des équipements de recherche utilisé dans les essais et les moyens d'évaluation, d'observation et de mesure du rayage dans le chapitre quatre.
Le chapitre cinq, partie expérimentale ou nous présenterons le travail réalisé que ce soit en Algérie avec les moyens disponibles qui ont aboutis à une première publication ; suivi par les résultats des essais réalisé au Laboratoire de Tribologie et Dynamique des Système (LTDS) à l'ENISE en France, sous la direction du professeur Joel Rech. qui a permet la deuxième publication.

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

Chapitre I: Etude bibliographique sur l'usinage

I.1 Généralités sur les aciers:

I.1.1 Acier et usinabilité :

Les sidérurgistes travaillent depuis plusieurs années sur le développement d'aciers à usinabilité améliorée. Deux types de nuances sont commercialisés.

- Des aciers standards, pour des vitesses de coupe classiques;
- Des aciers à usinabilité amélioré, pour des vitesses élevées.

L'acier C45 (XC 48 selon la NF A 35-552) ; de type non allié pour traitement thermique, est produit et commercialisé principalement sous forme de barres laminées rondes. Une partie de cette étude s'inscrivant dans le cadre de l'Usinage à Grande Vitesse (l'UGV). La nuance Vitac 3000 sera étudiée car elle est dédiée aux vitesses de coupe élevées. Le référentiel de cette étude sera la nuance standard (Usuel)nommée C45 U. Pour la suite de l'étude, on fera l'hypothèse de matériaux mécaniquement identiques dont seul le comportement tribologique varie selon la nuance.

Des études sur le comportement des aciers inoxydables 27MnCr5 et 42CrMo4 austénitique difficile à travailler sont à caractériser.

I.1.2 Aciers à usinabilité améliorée :

Ces nuances d'aciers sont développées afin de diminuer les phénomènes d'usure et d'améliorer la durée de vie des outils coupants lors des opérations d'usinage. Les inclusions non métalliques contenues dans les aciers sont introduits pour l'amélioration de l'usinabilité. Depuis les années 70, il a été observé en particulier que l'introduction de calcium dans la matrice métallique améliore l'usinabilité. De ce constat, la nuance Vitac 3000 a ainsi été développée.[1].On parle ici des aciers « calmés » au calcium. Le principe d'action de ces inclusions consiste à la création des « pièges à oxydes ». L'enrobage des inclusions conduit à la neutralisation de leurs effets abrasifs (Figure I.1). Les inclusions de sulfure de manganèse (MnS) et de l'alumine (Al_2O_3) se transforment en particules moins abrasives, respectivement des sulfites contenant des oxydes de calcium et d'alumine et des oxydes enrobés de sulfites. [1, 2]

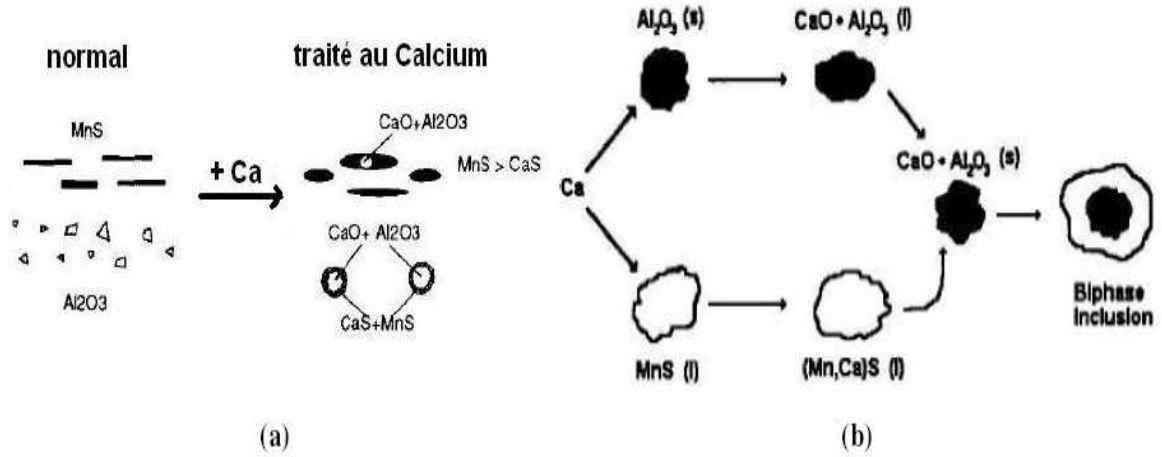


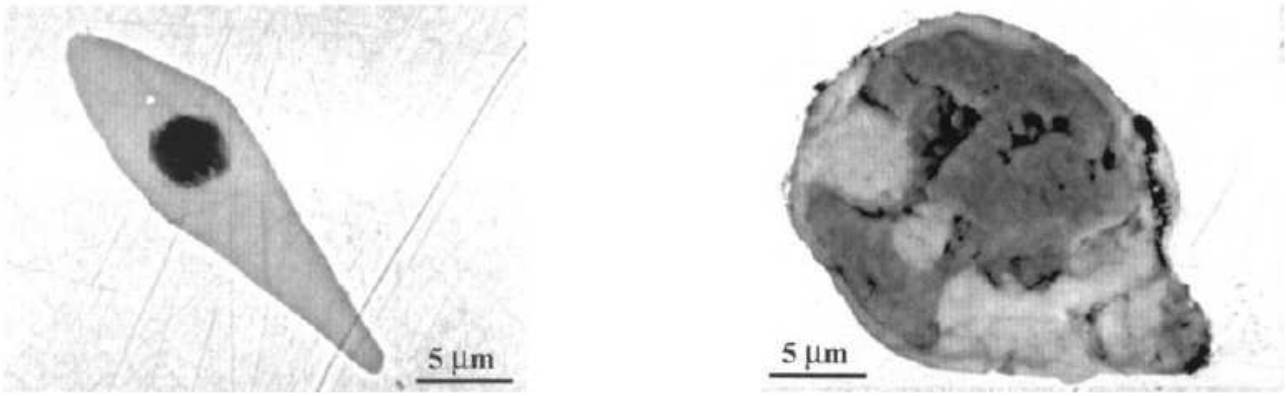
Figure I.1 : a) Inclusions dans les aciers, b) modèle empirique de transformation des inclusions de sulfure de manganèse dans les aciers par apport de calcium.

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, les propriétés mécaniques de l'acier seront dégradées, (Figure I.2).



(a) (b)

Figure I.2 : Inclusions du 42CrMo4 après laminage pour deux nuances :
a) standard, b) à usinabilité améliorée par traitement calcium V2000 [3]



(a) (b)

Figure I.3 : Comparaison des inclusions dans
a) acier faiblement traité au calcium, b) acier fortement traité au calcium [2]

Les inclusions de calcium confèrent au matériau de meilleures propriétés d'usinabilité en coupe continue. Une couche de transfert se crée à la surface du copeau en contact avec l'outil coupant [1, 2].

I.1.3 Formation d'une couche de transfert sélectif :

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

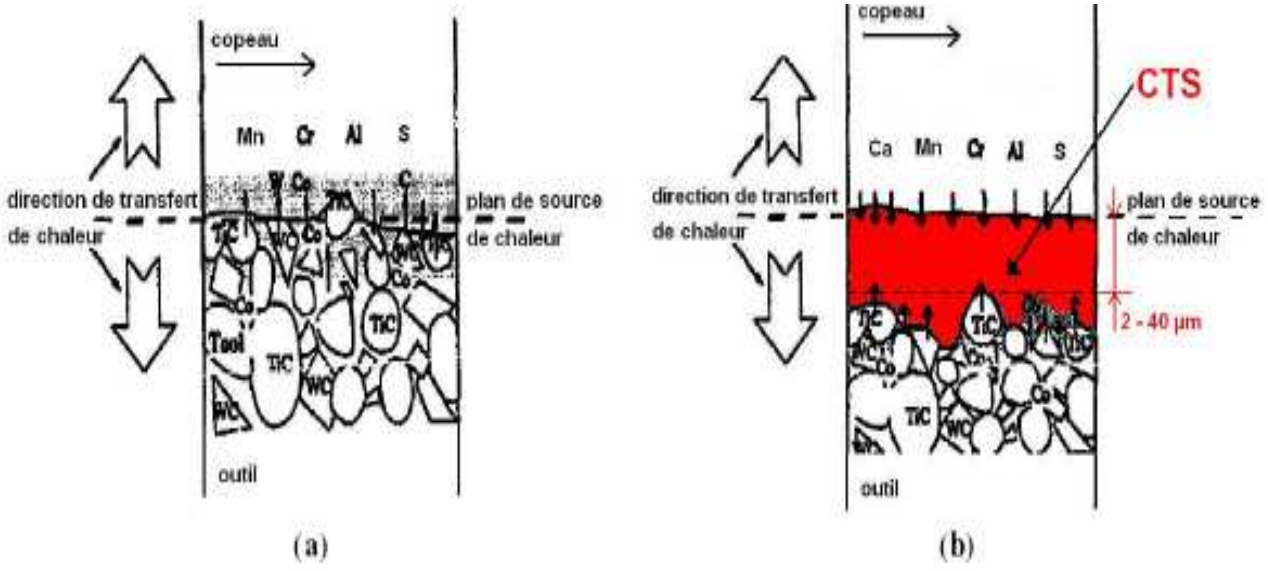


Figure I.4 : Modèles de diffusion à l'interface outil/copeau : a) classique, b) formation d'une couche de transfert sélective [2].

Selon Larsson et al. [2], la formation de la couche de transfert est principalement due aux déformations des particules à l'interface outil/copeau (Figure I.4). La CTS joue le rôle de lubrifiant. Cette dernière limite les phénomènes d'usure abrasive de la face de coupe. Les études menées sur les aciers traités au calcium conduisent aux conclusions suivantes :

- L'usure en cratère sur la face de coupe de l'outil est plus lente avec les aciers traités, donc la présence d'une 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 les particules d'alumine, les carbonitrures et les sulfures durs demeurent. 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 différences minimes entre les efforts de coupe mesurés et les longueurs de contact des copeaux sur la face de coupe ne peuvent expliquer les phénomènes divers.

Malgré le nombre d'études menées sur 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 **[3].**

I.14 Usinabilité des aciers inoxydables austénitiques :

Parmi les aciers inoxydables, ce sont les nuances à 17% de chrome et bas carbone qui présentent la meilleure usinabilité. Les aciers austénitiques sont caractérisés par un taux d'écrouissage élevé et une faible conductivité thermique. D'une manière générale, ils sont plus difficiles à usiner que les autres aciers alliés. Ils ont tendance à adhérer à l'arête de coupe, entraînant un collage et un écaillage de l'outil. L'écrouissage dépend essentiellement de la transformation d'une partie de l'austénite en martensite lorsque le métal est soumis à une forte déformation.

I.1.5 Définition de l’aptitude à la coupe:

L’usinage est exclusivement une opération de mise en forme par outil coupant avec formation de copeaux. Il a pour but de fabriquer des pièces avec une précision macro géométrique et micro géométrique imposée. Toute précision n’est accrue qu’avec une augmentation du prix de revient. En dehors des progrès techniques, l'adoption d'une solution est un compromis. Deux premiers critères caractérisant l’aptitude à l’usinage sont retenus:

*La précision de cotes macro et micro géométrique ;
*Le prix de revient.

D’autres facteurs peuvent être introduits pour la définition de l’aptitude à l’usinage :

*L’état de surface ;
*Les efforts de coupe ;
*La durée de coupe de l’outil ;
*La morphologie du copeau.

Les mesures des cotes macro et micro géométriques et des efforts de coupe sont des mesures instantanées. Elles demandent un matériel adapté et très rarement mise en œuvre en permanence. Cependant, les mesures relatives à la durée de vie des outils, sont longues et délicates et demandent un temps considérable et particulièrement lorsqu’elles sont faites au cours de la production.
En pratique, les variations d’usinabilité, malgré l’utilisation de notions telles que celles de vitesses de coupe minimales ou d’avances minimales, il arrive d’obtenir des temps de tenues d’outils pratiquement nuls ou même des casses d’outils, ce qui est particulièrement couteux. Les avantages industriels des maintiens dans les limites aussi étroites que possible de l’usinabilité sont donc certains. Ceci est valable quelle que soit le facteur d’aptitude à l’usinage considéré. Cependant la tenue des outils a une importance majeure lors du processus d’usinage.
D’autres parts, la maîtrise scientifique de la coupe pour obtenir des surfaces par outil coupant est à rechercher aussi bien en tournage à grande vitesse (UGV) que pour le tournage dur (TD). On note que le tournage à grande vitesse(UGV) permet, avec de faible effort de coupe, d’enlever une grande quantité de copeau, mais nécessite des machines outils sophistiqués.
Quant an tournage dur (TD), il donne une meilleure qualité de surface et de précision (ordre 0.01mm). Ce dernier présente un meilleur rendement et engendre 5 fois moins d’énergie qu’en rectification.

I.2 Généralités sur la tribologie en usinage :

La tribologie étudie les phénomènes susceptibles de se produire lorsque deux corps en contact sont animés de mouvements relatifs. Elle recouvre, entre autres, tous les domaines du frottement, de l'usure et de la lubrification. Cette science est reconnue par son caractère pluridisciplinaire. En effet, la tribologie est une science interdisciplinaire couplant la mécanique, la science des matériaux et la physico-chimie des surfaces
La prise en compte des phénomènes tribologiques devient un passage obligé dans de nombreux secteurs industriels (automobile, aéronautique, micro technologie, …). Ces phénomènes sont prépondérants pour répondre aux enjeux technologiques et économiques (production et maîtrise de l’énergie, modernisation et automatisation des technologies de fabrication, fiabilisation des produits).

La tribologie s’intéresse à l’étude et à l’interprétation des faits expérimentaux attenants aux surfaces. Son objectif principal est le développement technique des contacts mécaniques.

En effet, les propriétés dégradées des solides sont bien plus souvent causées par celles des surfaces en contact.

Les enjeux de la tribologie sont de plusieurs natures :

- Assurer le bon fonctionnement et la fiabilité des machines.
- 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. Cette dernière englobe la science des matériaux, la physico-chimie des surfaces, la mécanique des solides et des surfaces, la thermique et la thermodynamique, la thermochimie et la thermo-métallurgie, etc. [3].

I.3 Définition du frottement et système tribologique :

Un système tribologique est un système mécanique constitué de deux solides en contact animés d'un mouvement relatif. Ces deux solides en contact 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). L'interface d'un système tribologique est le siège de phénomènes dissipatifs, regroupés sous le terme générique de frottement. Le Tableau I.1 fait l'objet de citation des modes de dissipation de quelques énergies.

Energie dissipée	Mode de dissipation
Energie de déformation	Déformation plastique et élastique
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 électrochimiques
Energie lumineuse	Etincelles, rayonnement, photoémission

Tableau I.1 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 les écoulements des surfaces en contact. Dans le cadre de nos travaux, seules les dissipations thermiques et de déformation peuvent être évaluées, nous ne tiendrons donc pas compte des autres formes d'énergie

L'usure et le frottement ne sont pas des propriétés des matériaux mais des propriétés d'un système tribologique. Par ailleurs, l'usinage par enlèvement de matière est une technique classique de génération de surface grâce à la combinaison de mouvements relatifs de l'outil coupant par rapport à la pièce usinée.

Les interactions entre le couple outil/matière et les phénomènes physiques associés sont très complexes. C'est un processus thermomécanique fortement couplé dans lequel les déformations plastiques, la chaleur et les phénomènes de frottement jouent un rôle critique en termes d'usure [4]. Quand un outil pénètre dans une pièce métallique pour former un copeau, la matière située près de la surface est fortement cisaillée. La déformation s'effectue à très grandes vitesses de déformation. Elle peut atteindre 200 % avec des vitesses de déformation

allant de 10^3 à $10^5 s^{-1}$ [5,6]. Le copeau se trouve en contact intime avec la face de coupe de l'outil dans un environnement très hostile. Outre les phénomènes d'ordre mécanique et thermique, les interfaces Outil/Copeau/Pièce sont également le siège de réactions chimiques avec l'atmosphère environnante. Etant donné que ces derniers auront lieu dans une région très petite autour de la pointe de l'outil, ils sont très difficiles à étudier et à modéliser.

I.3.1 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 mécaniques de cette zone sont souvent différentes de celles du cœur du matériau. En effet la surface est l'endroit le plus perturbé d'une pièce (Figure I.5).

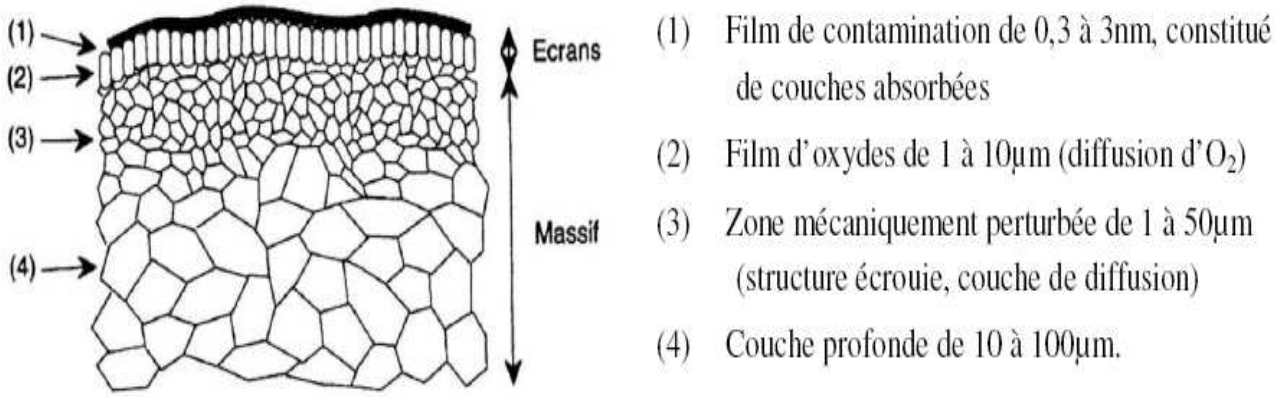


Figure I.5 Coupe théorique d'une surface [36]

Lorsque l'usure se limite 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 l'usure s'étend au massif, elle est qualifiée d'usure « destructrice » ou « sévère ».

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

I.3.2 Définition du coefficient du frottement :

On considère un corps solide de forme parallélépipédique sur un plan horizontal. L'application d'une force F fait passer progressivement sa vitesse (v) de la valeur 0 à la valeur V (Figure 1.6).

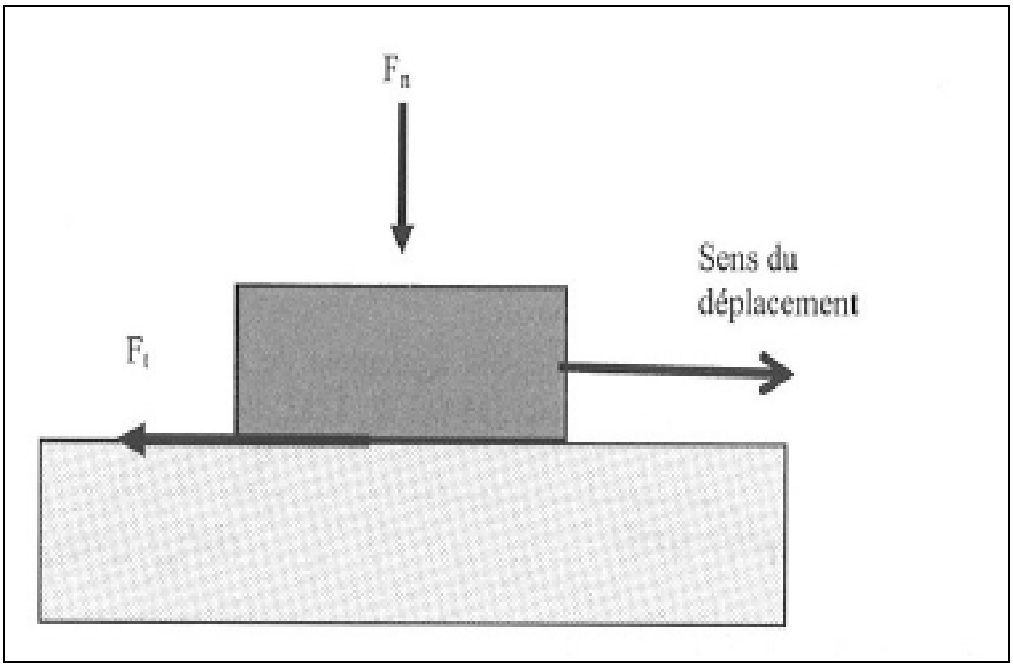


Figure I.6 Définition de la force tangentielle Ft
Le frottement à l'interface est à l'origine de la résistance au déplacement du solide.

Une force de frottement **Ft** s'oppose à la force appliquée. Le coefficient de frottement **μ** est exprimé par :

$$\mu = Ft / Fn \qquad \text{(I.1)}$$

Où **Fn** est la force normale et **Ft** est la force tangentielle.
En statique, le coefficient de frottement $\mu = \mu s$ lorsque ($Ft = Ft_{(s)}$). Par contre lorsque la force est fonction du paramètre temps ($Ft = Ft_{(d)}$), le coefficient de frottement dynamique est μ_d (Figure I.7)

- $Ft_{(s)}$ est la force maximale qu'il faut exercer pour mettre en mouvement le solide ;
- $Ft_{(d)}$ est la force appliquée pour entretenir le mouvement.

On observe souvent une évolution de la force de frottement en dents de scie (Figure I.7). Cette évolution correspond au phénomène stick-slip qui résulte d'une succession d'adhésion et de ruptures aux points de contact entre les surfaces antagonistes [3].

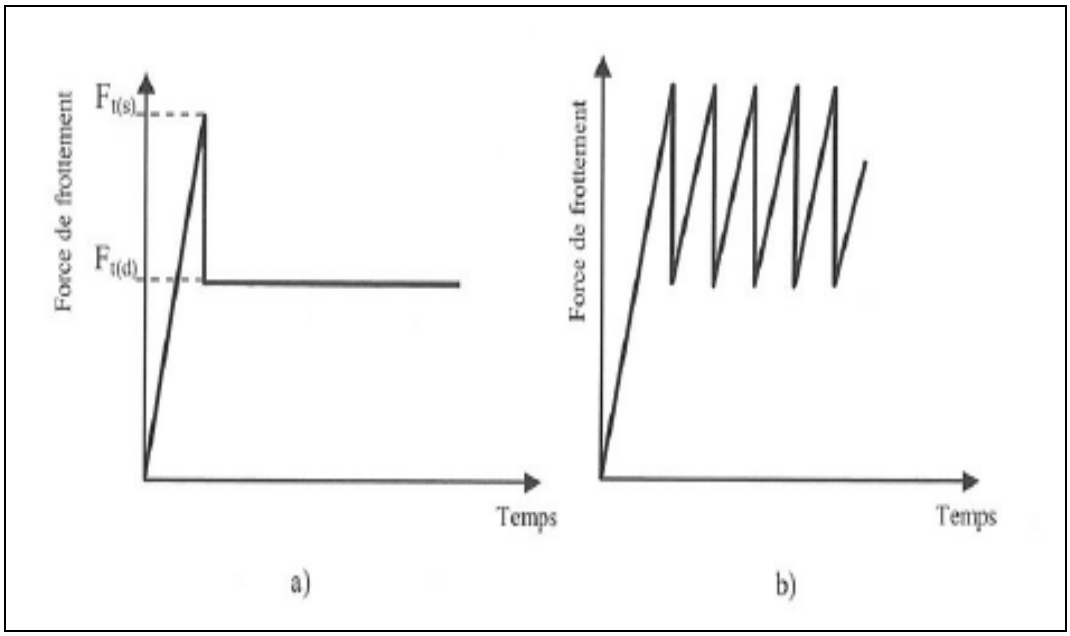


Figure I.7 Evolution de la force de frottement en fonction du temps : a) Glissement sans stick slip; b) Glissement avec stick slip

Suivant la nature des matériaux et les conditions de sollicitations, de divers comportements peuvent être observés (Figure I.8). Ils résultent des transformations chimiques, topographiques ou structurales des surfaces frottantes (oxydation, transformation allotropique, transformation de phases, amorphisation, cristallisation, diffusion, fusion polissage, arrachement de matière). [3]

Rappelons que le frottement est extrêmement sensible à la propreté des surfaces et à l'environnement dans lequel les matériaux sont plongés. Sous ultra vide, les surfaces ne comportent aucune espèce adsorbée et sont très réactives. Il en résulte alors un fort contact adhésif et par conséquent, un coefficient de frottement élevé. A l'inverse, à l'air ou sous une atmosphère réactive, la surface se couvre d'une couche composée de produits de réaction avec l'atmosphère plus des espèces adsorbées (contaminants). Cette couche joue le rôle de lubrifiant et réduit considérablement le coefficient de frottement.

Des expériences réalisées dans une enceinte sous vide (moins de 10^{-7} Pa) ont permis de mesurer des coefficients de frottements supérieurs à 10 pour de nombreux couples métaux (12 pour le couple Fe/Fe, 40 pour Zr/Zr, et 60 pour Ti/Ti). L'introduction de quantités croissantes d'oxygène (ou un gaz réactif) dans l'enceinte expérimentale conduit systématiquement à la réduction du coefficient de frottement, et ce de manière d'autant plus importante que le métal présente une forte affinité vis-à-vis du gaz introduit.[8]

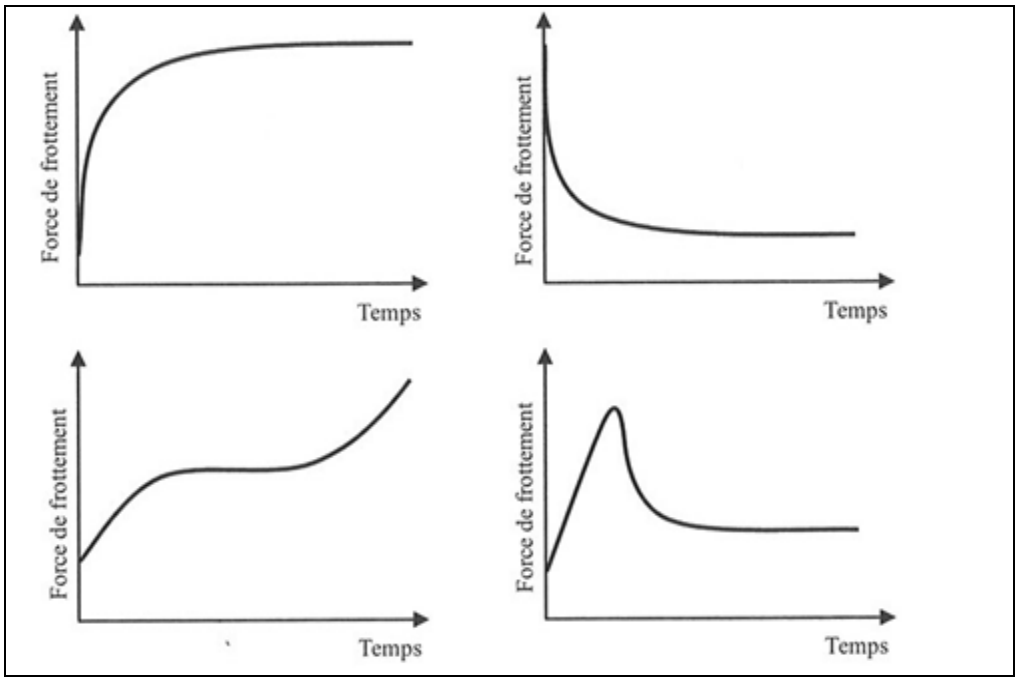


Figure I.8 Quelques exemples de l'évolution de la force de frottement en fonction du temps

Dans le cas de deux surfaces métalliques en contact glissant, la formation et la jonction d'aire avec transfert de matière du métal le plus mou B vers le métal le plus dur A (Figure I.9).

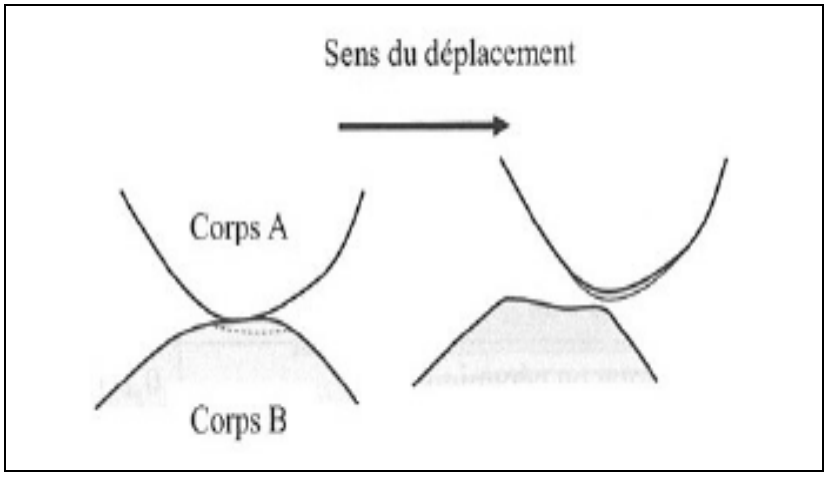


Figure I.9 Adhésion avec transfert de matière.

L'équation (I.2) s'ecrit:en

$$\mu = \frac{A\tau}{APm} = \frac{\tau}{Pm} \qquad \textbf{(I.2)}$$

:

τ et $\mathbf{P_m}$ sont respectivement la contrainte de cisaillement et la pression moyenne de contact.
Selon le critère d'écoulement de Von Mises, comme il y a eu plastification, on peut donc écrire :
Avec $\mathbf{F_t}$ = le produit **A.ι** et $\mathbf{F_n}$ par le produit $\mathbf{AP_m}$, il vient :

$$P_m = 3Y \qquad \text{(I.3)}$$

$$\tau = \tau_c = Y / \sqrt{3} \qquad \text{(I.4)}$$

Où Y et τ_c désignent respectivement la contrainte d'écoulement du matériau le plus mou et la scission maximale.
En tenant compte des équations (I.3) et (I.4), l'équation (I.2) donne un coefficient de frottement $\mu \approx 0.2$.

Malgré la simplicité du modèle, la valeur de μ est acceptable. Le tableau I.2 rassemble quelques valeurs de coefficients de frottement. On note que le coefficient de frottement est relativement un peu faible par rapport aux valeurs moyennes obtenues pour les couples métal/métal.

Matériaux	Coefficient de frottement
Métal / métal dans le vide ($<10^{-7}$ Pa)	>3
Métal / métal à l'air	0.2 à 1.5
Polymère / polymère à l'air	0.05 à 1
Métal / polymère à l'air	0.05 à 0.5
Métal / céramique ou céramique / céramique à l'air	0.2 à 0.5
Métal / métal en présence d'un lubrifiant solide (PTFE, MoS2, graphite)	0.05 à 1
Métal / métal en présence d'une huile de lubrification (en dehors du régime hydrodynamique)	0.1 à 0.2
Lubrification en régime hydrodynamique	0.001 à 0.005

Tableau(I.2) : Quelques valeurs de coefficients de frottement [10].

Le coefficient de frottement entre des surfaces croit (normalement) avec l'accroissement de la température et la diminution de la charge. La perte d'énergie au cours du frottement peut entraîner une élévation de la température et l'émission de bruit et/ou la déformation de la zone de contact. Dans la plupart des cas, un faible coefficient de frottement se traduit par un taux d'usure moindre.
Selon l'application envisagée, les essais peuvent être conduits à l'aide de différentes géométries de contact (Figure. I.10).

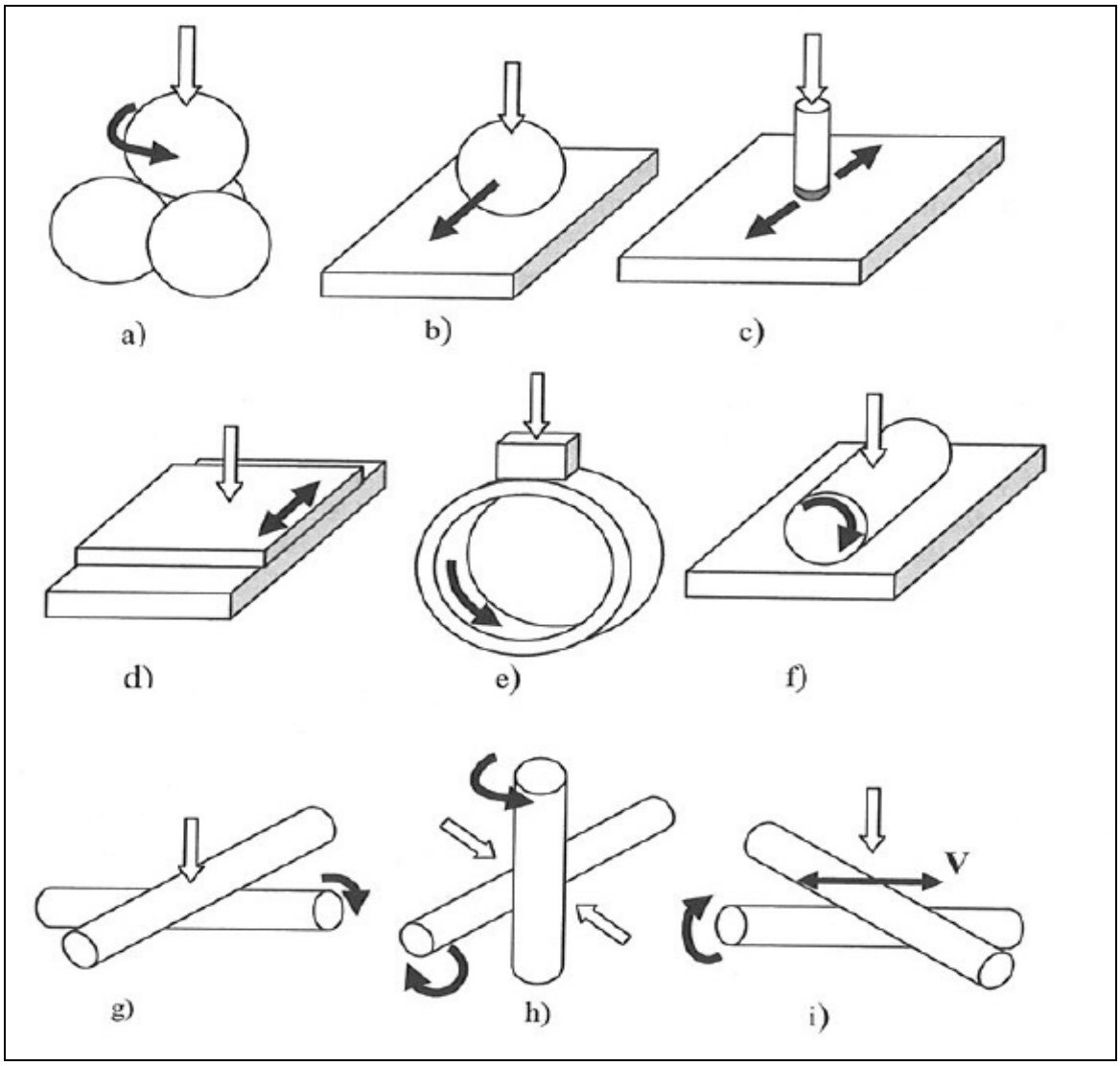


Figure I.10: Différentes géométries de contact en tribométrie a)bille sur bille, b) bille sur plat, c) pion sur plat, d) plat sur plat, e) plat sur cylindre, f) cylindre sur plat, g,h,i) cylindre sur cylindre**.**

I.4 Facteurs influents le système tribologique :

I.4.1 Le flux de chaleur :

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

- des déformations plastiques des zones de cisaillement primaire et secondaire,

- de la dissipation du frottement générée à l'interface outil-copeau et entre la face de dépouille de l'outil et la surface usinée de la pièce.

La chaleur induite va se répartir dans les différentes parties de l'outil, de la pièce et du copeau (Figure I-11). Le transfert de chaleur dans le copeau et dans la pièce s'effectue majoritairement par conduction alors que dans l'outil, le transfert s'effectue principalement par diffusion. La répartition des flux dépend des conditions de coupe et des propriétés thermiques des matériaux. Seul un faible pourcentage de la chaleur générée est transmis à l'outil et la pièce, la majorité s'évacue par le copeau, [7, 46].

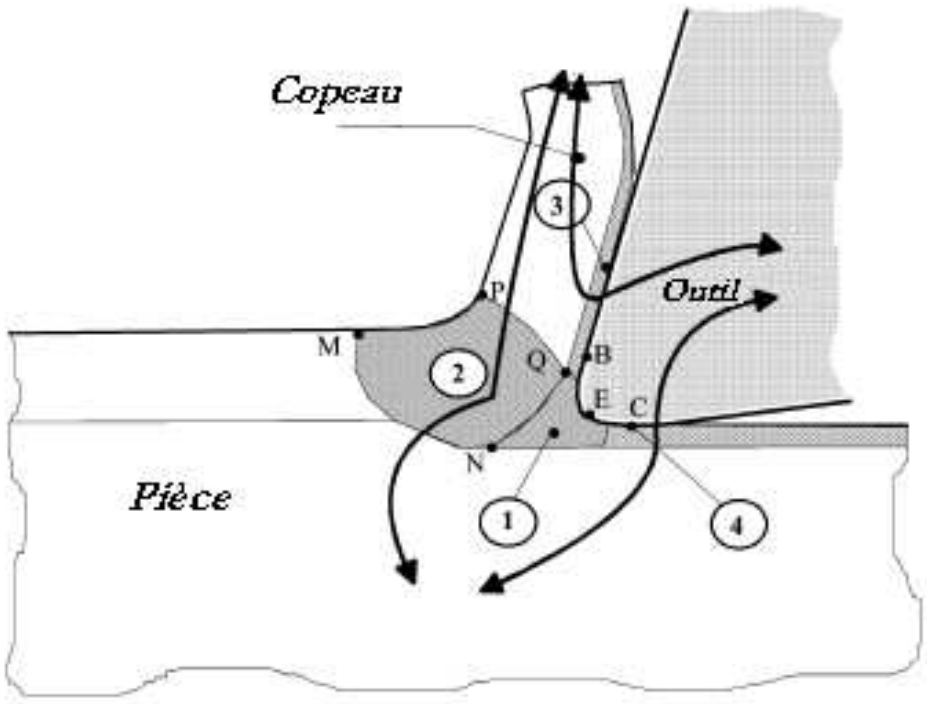


Figure I.11 Représentation des différents flux thermiques et source d'énergie [62]

1.4.2 Mesure de la température

Il existe de nombreuses méthodes pour mesurer la température au cours de l'usinage [63]. A titre d'exemple on cite: L'utilisation de thermocouples, la thermographie infrarouge, l'analyse métallographique, l'utilisation de poudres fines à température de fusion constante et l'emploi de peintures thermosensibles.
Les thermocouples s'utilisent de deux façons :

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

Les thermocouples sont les plus utilisés mais ils restent imprécises et ne permettent d'obtenir qu'une température moyenne à l'interface outil-copeau. Pour avoir une information complète sur la distribution de la température, d'autres techniques doivent être envisagées. Il est possible de remonter à la distribution de température dans l'outil à partir d'analyses métallographiques effectuées sur l'outil après usinage (Figure I-12). La méthode s'appuie sur la relation qui existe entre la dureté, la microstructure et la température atteinte dans les différents endroits de l'outil. Cette méthode permet de mesurer des températures avec une

précision de ± 25 °C. La mise en œuvre de cette technique est longue et délicate. Cette dernière n'est employée que pour des outils de coupe en acier rapide.

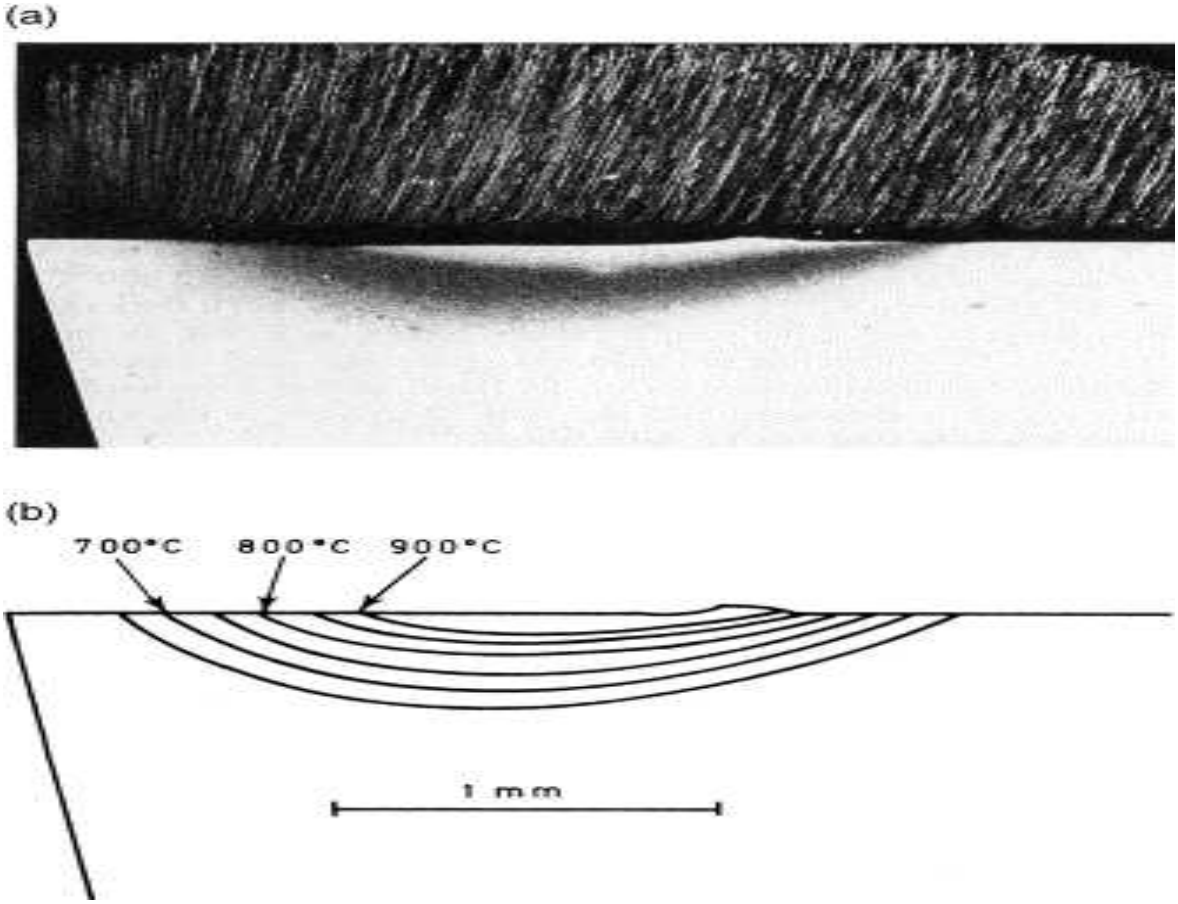


Figure I-12. Détermination du champ de température par la méthode métallographique et la distribution de température dans l'outil [8].

La technique de thermographie infrarouge est également utilisée pour mesurer les champs de température dans les zones de coupe. Dès 1961, le dispositif photographique proposé par Boothroyd a permis d'obtenir le champ complet de température sur l'outil, le copeau et la pièce (Figure 1-8). Les caméras infrarouges sont de plus en plus employées pour mesurer la température et sa distribution, [9, 10, 11, 12]. Néanmoins, ces techniques nécessitent un appareillage sophistiqué et doit être rigoureusement calibré. Les méthodes employées ne sont encore capables d'assurer des résolutions spatiales et temporelles acceptables ce qui rend l'exploitation des mesures difficile.
En plus des techniques expérimentales, des méthodes analytiques et numériques ont été élaborées [13]. Parmi ces dernières, les méthodes des différences finies et des éléments finis sont les plus répandues. L'estimation du flux de chaleur et de la température en usinage peut être également abordée par la résolution de problème inverse de conduction de chaleur dans l'outil. Cette approche consiste à identifier les paramètres d'une loi liant le flux appliqué à l'outil et la température mesurée par des capteurs placés en un ou plusieurs points proches de l'arête de coupe [14].

I.4.3 Contraintes et sollicitations mécaniques

I.4.3.1 Contraintes résiduelles:

Les contraintes résiduelles dans une structure sont les contraintes qui existent en l'absence de toute sollicitation extérieure. D'après la définition d'Osgood, ces contraintes sont classées en fonction de leur génération. Les contraintes résiduelles mécaniques sont dues aux plastifications locales engendrées par les charges mécaniques extérieures, à des gradients de température dans la matière, à des effets d'orientation et à des dislocations. Les contraintes résiduelles d'origine chimique ou structurelle sont dues à des précipitations, des transformations de phases.
Les processus de fabrication sont souvent à l'origine de contraintes résiduelles. Les effets de ces contraintes peuvent s'additionner ou se retrancher. Elles constituent un facteur d'endommagement et de mauvaise tenue en fatigue des pièces. C'est pourquoi leur quantification avec ce nouveau procédé de fabrication présente de l'intérêt. Dans le cas du tournage, les effets mécaniques sont générés par les fortes pressions locales mises en jeu autour du rayon d'arête de l'outil, au niveau de la zone de cisaillement primaire et tertiaire. Pendant une opération d'usinage, la couche supérieure de la pièce se déforme plastiquement en compression en amont de l'arête de coupe, puis subit une deuxième sollicitation en traction, cette fois en aval de la zone de coupe.
Une augmentation de vitesse peut conduire à la génération de contraintes résiduelles importante en liaison avec les contraintes mécaniques élevées générés sur la surface lors de l'usinage. De plus, les forces transversales croient avec l'usure des outils. Les températures associées au frottement s'élèvent en provoquant une contrainte de traction résiduelle au voisinage de la surface de la pièce usinée et des contraintes de compression dans la zone la plus profonde de la surface.

I.4.3.2 Zone de sollicitations:

Les phénomènes de coupe sont complexes et au sein de la région où se forme le copeau, quatre zones en évidence sont mis à jour (
Figure 3) :

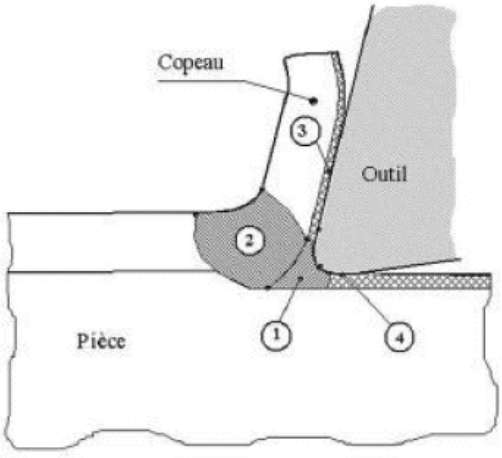


Figure 1.13 Zones de sollicitations en coupe orthogonale.

(1) **Zone morte :** C'est la zone de séparation en deux parties de la matière engendrée par l'arête de l'outil.

(2) **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}.

(3) **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, fortement sollicitée en température.

(4) **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. Elles 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.

I.4.4 Nuances des outils de coupe:

L'usinage des aciers durci par trempe nécessite l'utilisation de matériaux coupants ayant d'excellentes propriétés de dureté à hautes températures, de résistance à l'usure et de stabilité chimique. C'est l'avènement des outils comme les carbures micro-grains revêtus, les céramiques, les CBN et le diamant qui à rendu possible l'exploitation industrielles de cette technologie. Les conditions optimales d'usinage pour un couple outil-matière donné ne sont pas faciles à déterminer. Elles doivent être établies par une série de tests rigoureux. La Figure I. 14 présente les matériaux des outils pour une exploitation dans le tournage des matériaux durs.
En outre, les matériaux sont également caractérisés par leurs géométries.

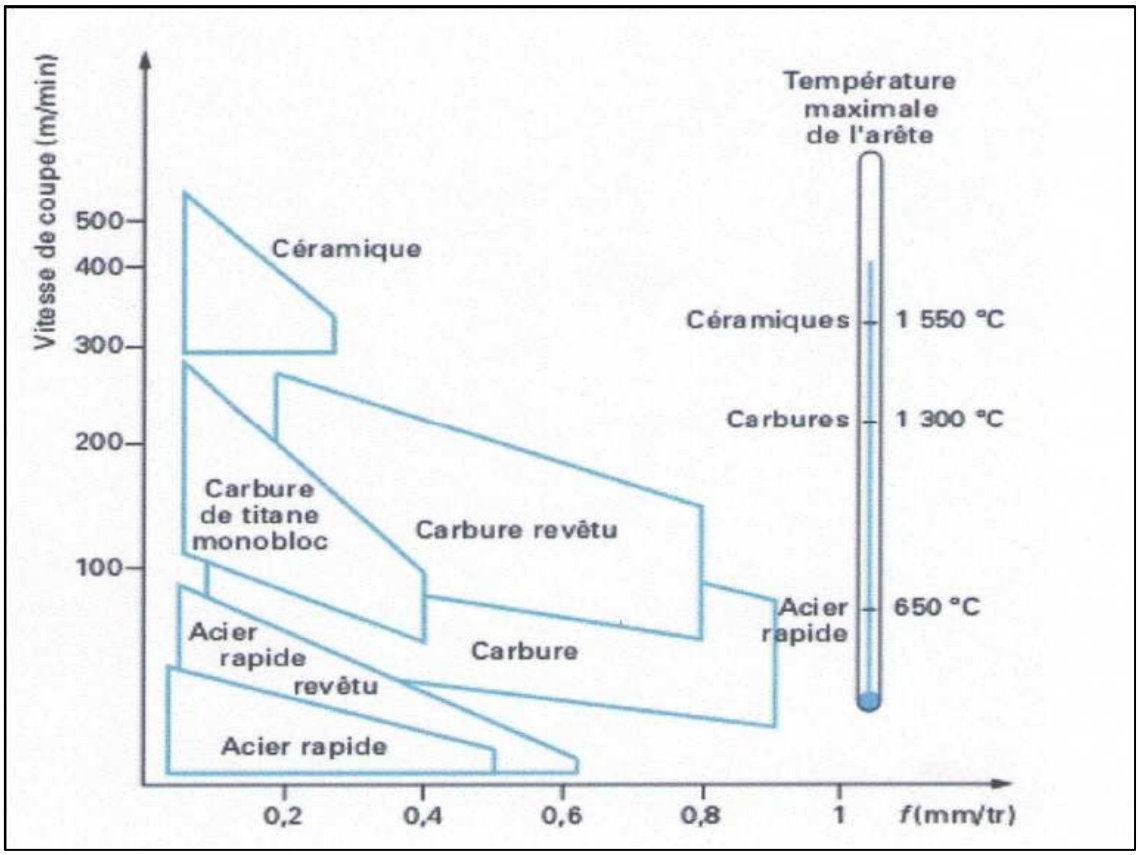


Figure 1.14 Comparaison des matériaux de coupe d'après.[65]

I.4.4.1 Carbures métalliques:

Les outils carbures sont aujourd'hui très utilisés. Ils sont constitués essentiellement de carbure de tungstène (phase α), et de carbure de titane, de tantale ou de niobium (phase γ) et d'un liant généralement le cobalt (phase β). Le rôle de l'addition du carbure de titane de tantale ou de niobium est d'augmenter les propriétés à haut température (vitesse de coupe élevée) par la réduction des frottements. C'est aussi de diminuer l'usure de la face de coupe en réduisant la diffusion du carbure de tungstène entre l'outil et copeau. Notant que l'accroissement de la proportion de carbure de titane entraîne une augmentation du coefficient de dilatation ce qui peut conduire à des variations dimensionnelles néfaste dans le cas de l'usinage de précision.

Le carbure de tungstène, élément dur, conserve une résistance à l'usure à température élevé correspondant à des vitesses de coupe élevées. Le cobalt constitue le liant entre les grains de carbure. Il confère au corps fritté une bonne ténacité. Les principales évolutions des outils de coupe à base de carbures sont rapportées [15]:

- les nuances à micro grains,
- l'évolution des géométries,
- La généralisation des plaquettes indexables.

Certains carbures à base de grains ultrafins sont appelés ''micro-grain''. Ils sont caractérisés par une structure granulométrique très fine de carbure de tungstène d'une taille de 0.2 à 1µm liée par une quantité de cobalt allant de 8 à 20%. Les nuances à micro grain permettent un bon compromis dureté/ténacité. Ils permettent aussi d'utiliser des angles de coupe positifs. La faible dimension des grains permet une grande finesse d'arête et l'obtention des états de surfaces soignés. Ils sont utilisés pour des conditions de coupe sévères et pour des matériaux difficiles à usiner.

Depuis le début de leurs utilisation dans l'industrie et la mise au point de géométries d'outils adaptés à chaque usinage spécifique, le passage de la coupe négative à la coupe positive diminue les efforts de coupe et les usures des outils. La création de divers brise-copeaux augmente le fractionnement de celui-ci et la durée de vie de l'outil. Ces derniers ont permis d'améliorer les conditions d'usinage des aciers. La commercialisation des plaquettes indexables affutées de grande précision à conduit à des meilleurs états de surfaces et à une généralisation de l'utilisation des carbures métalliques frittés.

I.4.4.2 Carbures revêtus:

Les propriétés de nuances des carbures non revêtues constituent un compromis entre la résistance à l'usure et la ténacité. Ces qualités varient en sens inverse selon le pourcentage des constituants. Les carbures revêtus sont mis au point dans le but d'associer une résistance élevée à l'usure de la surface des plaquettes et une haute ténacité du substrat. Les matériaux déposés en revêtement sont très nombreux. Les plus courants sont :

- Nitrure de titane TiN
- Oxyde d'aluminium $Al_2 O_3$
- Carbure de titane TiC
- Carbonitrure de titane TiCN
- Alumino-nitrate de titane TiAlN.
-

Chacune de ces couches apporte à l'outil une amélioration dans un domaine particulier. Les dépôts multicouches sont réalisés afin de combiner les différents avantages (Figure I.15). Ces couches sont obtenues généralement par CVD (Chimical Vapor Diposition) ou par PVD (Physical Vapor Diposition) [3].

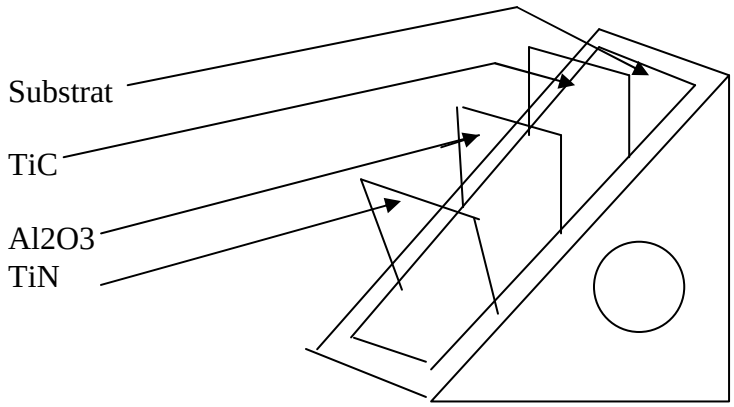


Figure I.15 : Plaquette carbure (revêtement multicouche).

A titre de comparaison :
- le nitrure de titane (TiN) est réputé par sa bonne résistance à l'abrasion. Pour cette raison, il est souvent utilisé en couche externe. De plus, il tolère des dépôts plus épais sans nuire à sa tenue en service. Le TiN est inerte vis-à-vis des aciers et le coefficient de frottement du métal sur le revêtement TiN est plus faible, ce qui minimise le risque de formation d'arête rapportée.

- le carbure de titane (TiC) adhère mieux au substrat, constituant ainsi une excellente base d'application de couche de revêtements supplémentaires. Par contre, il est fragile et pour cela est déposé en couche n'excédent pas 5µm.

- l'oxyde d'aluminium (Al_2O_3) est déposé en couche intermédiaire. Il constitue une barrière de diffusion à la chaleur. Il conserve sa dureté à hautes températures, offrant ainsi une excellente résistance à l'usure et une excellente protection contre la diffusion et l'oxydation à des vitesses et températures de coupe plus élevées. L'inconvénient majeur est la perte d'acuité d'arête dans le cas de revêtements multicouches des plaquettes de finition. Pour cette raison les métallurgistes ont mis au point des revêtements en couche minces de 1 à 2 µm. Les gains obtenus dans la coupe des métaux à l'aide de ces revêtements sont importants. Ces gains dépendent essentiellement du couple outil/matière. La caractérisation de l'usure des outils sera abordée ultérieurement. Cependant, pour caractériser l'influence du revêtement, nous précision dès maintenant que trois détériorations peuvent intervenir :

- abrasion : Plus le revêtement est dur est moins ce mode d'endommagement peut intervenir. Le revêtement TiC et Al_2O_3 sont performant de point de vue abrasion,
- diffusion (outil/copeau) : ce mode d'endommagement est dans ce cas nettement plus important pour TiC, soluble dans l'austénite à partir de 1100-1150°C que pour TiN et Al_2O_3 tous deux insolubles dans les aciers même liquide,
- fissuration et écaillage : la détérioration s'effectue par fissuration de revêtement soumis à de fortes contraintes d'origine thermique entraînant des micro-écaillages (sur l'arête ou sur les flancs) puis une usure contrôlée par diffusion et abrasion.

Ainsi, une couche extérieure de TiN semble aujourd'hui conduire aux meilleurs résultats lors du tournage des aciers inoxydables.

I.4.4.3 Céramiques:

Les céramiques présentent de bonnes caractéristiques thermomécaniques. Ces dernières leurs permet d'êtres utilisées en coupe continue. Par contre, dans le cas de coupe intermittente, ces caractéristiques favorisent les ébréchures du bord des plaquettes et du craquage thermique.
Les outils de coupe en céramiques sont divisés en deux catégories :

- les céramiques à base d'oxyde d'aluminium Al_2O_3. Les céramiques pures sont à base d'$A1_2O_3$ mais contiennent un peu de zirconium (ZrO_2) qui permet d'augmenter la ténacité, tandis que les céramiques mixtes contiennent jusqu'à 30 à 40% de TiC ou TiB_2.

- les céramiques à base nitrure de silicium Si_3N_4 (Sialon). possèdent de très bonnes propriétés thermiques. Leur haute ténacité et leur faible coefficient de dilatation font des Sialons des outils très résistants aux chocs thermiques. En contrepartie, ce sont les outils les plus fragiles.

I.4.4.4 Cermets:

Ils sont constitués principalement de TiC ou de TiC/N. ils ont rapport aux métaux durs conventionnels une densité beaucoup plus faible avec une dureté et une résistance à l'usure plus élevées. Les forts coefficients de dilatation thermique des cermets (7 à 9 10^{-6} /k) du au TiC et TiN par rapport aux outils carbures (WC) sont coresponsables de la faible résistance des cermets aux chocs thermiques. C'est également ce qui explique leurs faiblesses lors de l'usinage à coupe interrompue. Le remplacement de TiC par le TiN qui possède la plus grande conductivité thermique, a permis d'améliorer la résistance des cermets aux chocs thermiques.
Les cermets sont utilisés pour la finition et l'usinage de précision demandant de grandes vitesses de coupe et de faibles avances. Ils se rapprochent ainsi des domaines d'utilisation des céramiques en étant toutefois résistants. Leur emploi diminue ou supprime le collage de copeaux, évitant ainsi les arrachements sur les matériaux malléables (inox, acier doux) et conduit à une durée de vie accrue (Figure I.16).

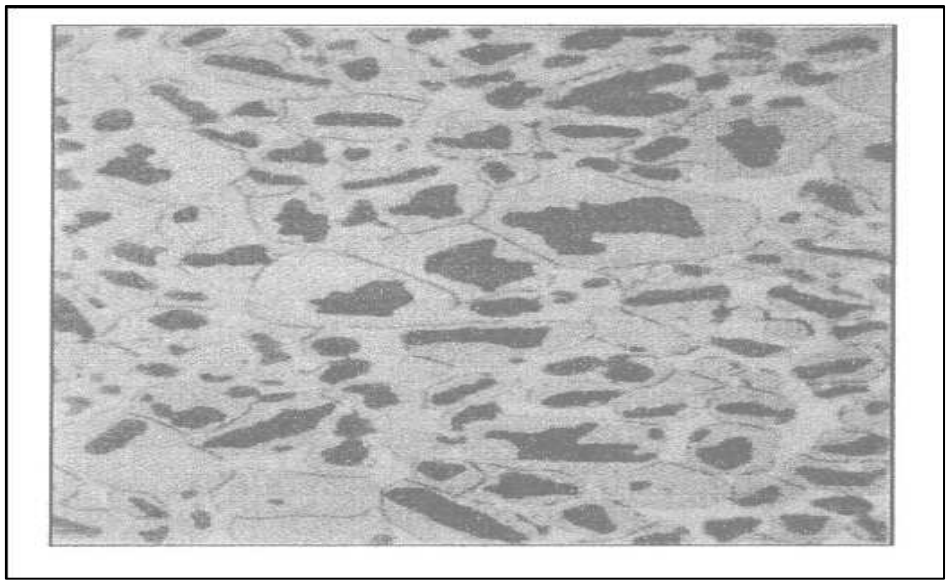


Figure I .16 : Structure du Cermet**.**

On obtient avec ces matériaux des outils pouvant avoir des duretés de l'ordre de 1500 à 2000 HV. Leur dureté à chaud permet de faire des usinages dans des conditions extrêmes : 1000°C.

I.4.5 Revêtements :

Afin d'améliorer les performances des outils, l'emploi de revêtements est devenu très fréquent. Les matériaux utilisés pour ces derniers peuvent être classés en quatre groupes : [28] :

- 1 Revêtements à base de titane (TiC, TiN, TiB2, TiCN) souvent complétés par de l'aluminium (TiAlN, TiAlON),
- 2 Revêtements céramiques ;
- 3 Revêtements ultra-durs (diamant, PCBN) (Figure I.17);
- 4 Revêtements autolubrifiants avec MoS2 ou WC en couche externe.

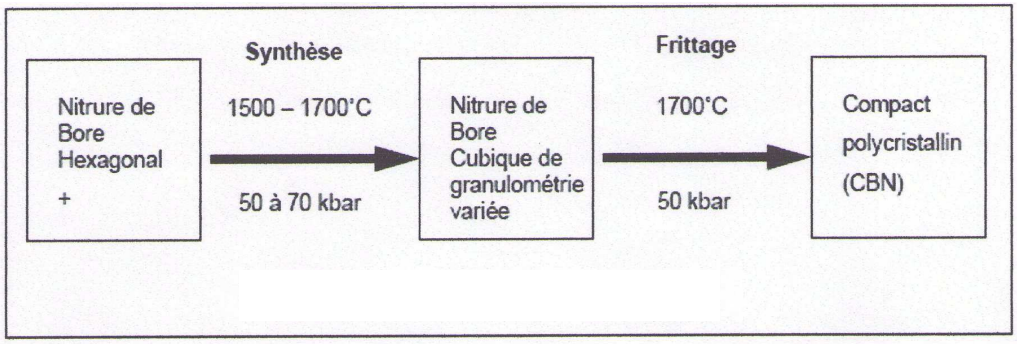


Figure I.17 : Obtention de PCB**N (PolyCristalin de Nitrure de Bore)[65].**

Les revêtements sont constitués d'une couche unique ou d'une superposition de plusieurs couches de matériaux différents dont l'épaisseur totale n'excède généralement pas 5 µm (Figure I.18). Qu'il soit de type CVD ou de type PVD, le procédé de déposition consiste à créer un lien étroit entre le substrat et son revêtement.

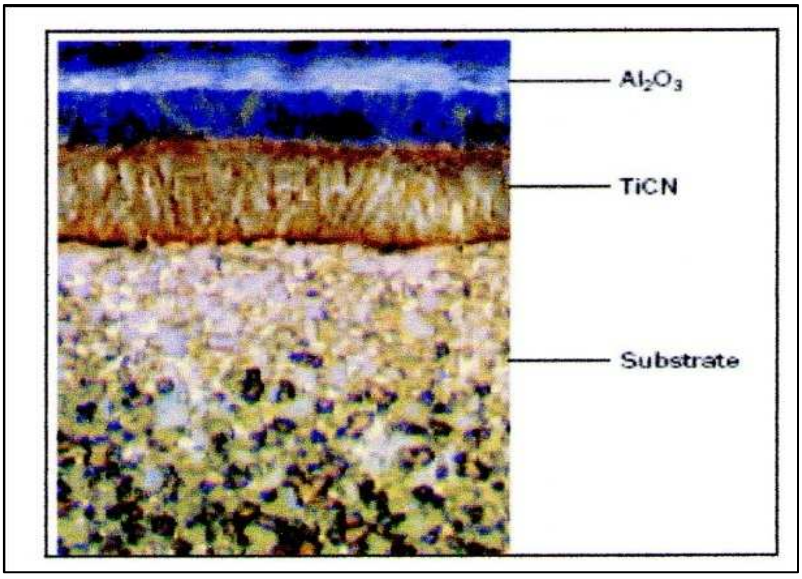


Figure I.18 : Structure d'un revêtement bicouche.[65]

La performance d'adhésion au substrat est donc un critère essentiel pour le choix du revêtement. Ceux-ci seront également sélectionnés pour leurs propriétés à haute température (dureté, ténacité, conductivité thermique). Par exemple, l'emploi de l'alumine Al_2O_3 dans les

revêtements multicouches aura une fonction d'isolant thermique afin de conserver les propriétés mécaniques du substrat.

La Figure I.19, donne un aperçu sur l'évolution de la conductivité thermique en Watt par mètre Kelvin, en fonction de la température en Kelvin des différents constituants des outils de coupe et des revêtements. [17]

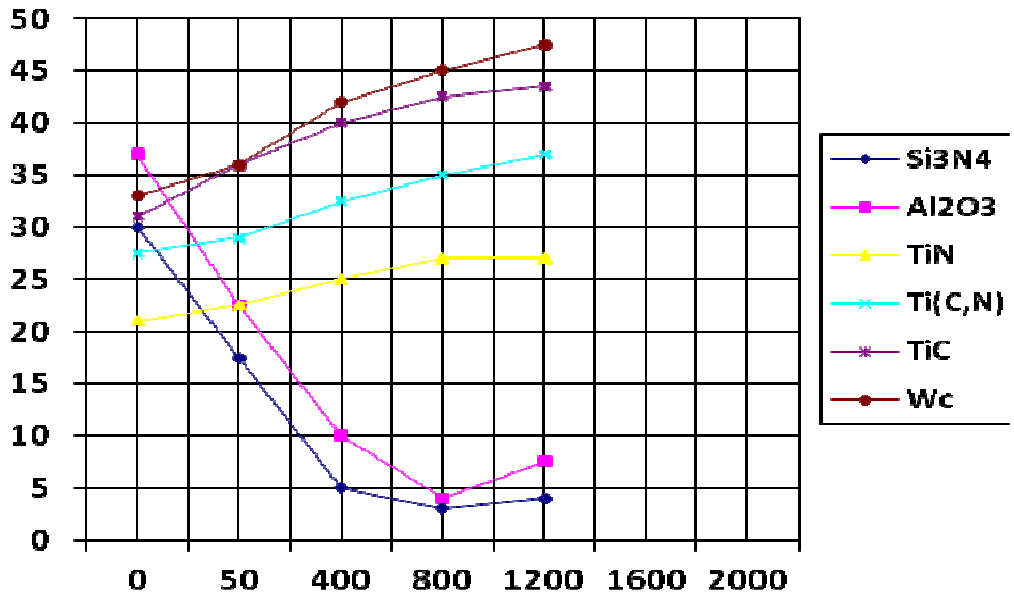


Figure I.19. Evolution de la conductivité thermique [W/m.K], en fonction de la température [K], des constituants des outils et des revêtements [17].

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

Chapitre II : Tribologie en usinage

II.1 Généralités sur la formation du copeau :

L'enlèvement de matière se fait par action mécanique d'un outil coupant. Dans le cas de la coupe orthogonale en régime stationnaire, la force exercée par l'outil lors de son engagement dans la matière provoque, à l'échelle mésoscopique, une forte compression de la matière (une déformation plastique et un échauffement considérable). Elle engendre des zones de cisaillement entre les faces de l'outil et la matière.
La compréhension de ces phénomènes n'est pas aisée. Il s'agit d'un problème faisant intervenir de nombreuses disciplines telles que [18] :

- La métallurgie (transformations structurales, dislocations, fissuration) ;
- La thermodynamique (l'échauffement, écoulement) ;
- La tribologie (frottement, contact, usure) ;
- La métrologie (dimensionnelle, macro et micro géométrique, intégrité des surfaces)
- La mécanique des matériaux (loi de comportements de type viscoplastique à des températures et des vitesses de déformation importantes) ;
- La mécanique des milieux continus (contraintes résiduelles, déformations, vitesse de déformation.) ;
- La mécanique des solides (efforts, dynamique, vibrations. . .).

La Figure II.1 illustre les différents phénomènes relatifs à la coupe des matériaux à l'échelle mésoscopique.

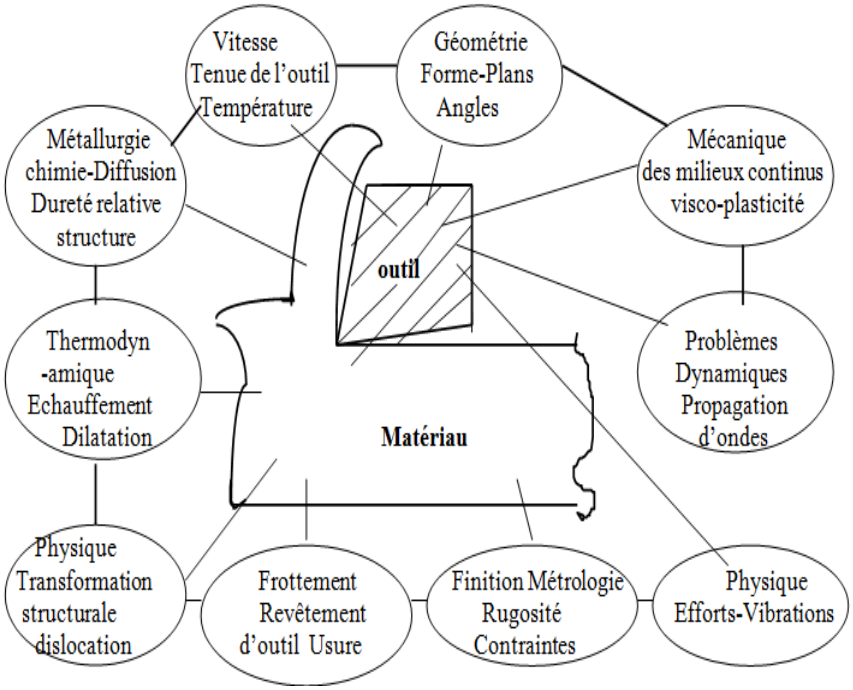


Figure II.1 Phénomènes relatifs à la coupe des matériaux à l'échelle mésoscopique (arête/matière).

II.1.1 Les principales zones de sollicitations:

De nombreuses études numériques et expérimentales ont montré que la formation de copeaux se caractérise par l'apparition des quatre zones de sollicitation de l'outil [17]; (Figure II.2).

Zone 1 : 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 une arête rapportée si la vitesse de coupe est insuffisante. Cette zone est appelée zone morte.

Zone 2 : Elle est dite 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. Elle 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.

Zone 3 : D'un point de vue macroscopique, la vitesse de frottement du copeau sur la face de coupe est différente à celle de la coupe. En effet, le copeau possède une section **h** différente de l'épaisseur initiale **f**. Le rapport (h/f) correspond à celui d'une compression.(voir annexe) Concrètement ce rapport est généralement compris entre 2 et 3. Ceci donne une vitesse Vcopeau : Vc/3 et Vc/2. A l'échelle microscopique, les phénomènes d'adhésion ralentissent d'avantage l'écoulement de la matière donnant lieu à un cisaillement plastique de la matière appellée zone de cisaillement secondaire. Dans cette dernière, la matière est soumise à de forts taux de cisaillement donc elle subit une forte élévation de température en plus de celle de la zone de cisaillement primaire. Cette zone donne lieu à divers phénomènes d'usure :

Usure par abrasion, causée par la présence des particules dures à l'interface outil copeau

Usure par diffusion des composés de l'outil vers le copeau sous l'activation thermique. Ces deux usures sont responsables de l'apparition des cratères sur la face de coupe de l'outil.

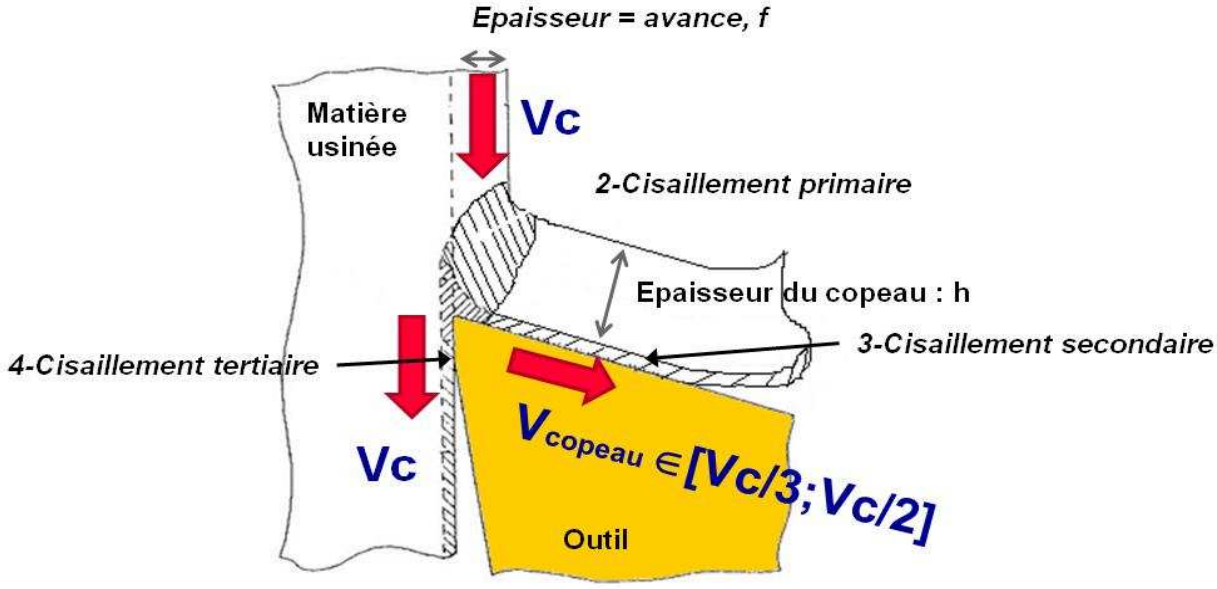


Figure II.2: Les Zones de sollicitations en coupe orthogonale

Zone 4 : Au niveau du rayon d'arête et la face de dépouille de l'outil, il se produit les phénomènes de frottement. Dans ce cas, la vitesse de frottement macroscopique est égale à la vitesse de coupe. A l'échelle microscopique, les phénomènes d'adhésion conduisent à un cisaillement plastique important (cisaillement tertiaire). Ces derniers sont moins intenses par rapport à la zone 3. Ils sont responsables de la qualité de la surface usinée, de sa rugosité et des contraintes résiduelles.

Les contraintes mécaniques couplées avec l'élévation de la température sont des sources de plusieurs phénomènes physiques et chimiques. Ces derniers conduisent à des modifications de structures.. Ces transformations dans les couches limites et les points de contact provoquent la dégradation rapide de l'outil. On note que ces phénomènes dépendent des conditions de coupe [19]. La température est gouvernée par les phénomènes tribologiques produits. L'évolution de l'usure d'un outil de coupe est liée étroitement à la distribution de la température le long de l'interface outil/copeau [20, 21, 22].

II.1.2 Phénomènes tribologiques engendrés:

Les grandeurs thermomécaniques au niveau des interfaces Outil/Pièce/Copeau ont un rôle primordial vis à vis du comportement de l'outil lors d'une opération d'usinage (température, pression de contact, vitesse de glissement). La détermination de la température et des efforts de contact dans ces zones ont fait l'objet de plusieurs études bibliographiques [23- 30].

Dans ce qui suit, On s'intéresse aux méthodes et techniques expérimentales utilisées pour analyser la coupe des métaux, dans le but de caractériser les frottements aux interfaces outil/pièce/copeau lors de l'opération d'usinage [2].

Certains de ces techniques sont utilisés pour simuler les procédés de mise en forme tel que le forgeage [31] et l'usinage [16, 32, 33]. Afin de mesurer la résistance à l'usure des revêtements pour des outils de coupe, Grzesik et all. [16] ont développé un dispositif dérivé des cas classiques, permettant une longue distance de frottement. Ce dernier utilise un contact cylindre (pion)-plan (pièce). Les forces de frottement et de l'usure linéaire du couple pion-pièce en fonction de la distance de glissement sont acquiert en temps réel. Ce dispositif permet de réaliser des essais de frottement avec des vitesses de glissement relativement élevées (jusqu'à 180 m/min). Par contre, les pressions sont relativement insuffisantes pour simuler celles obtenues dans le cas de la coupe (≈ 10MPa). La Figure II.3 illustre le principe de ce tribomètre.

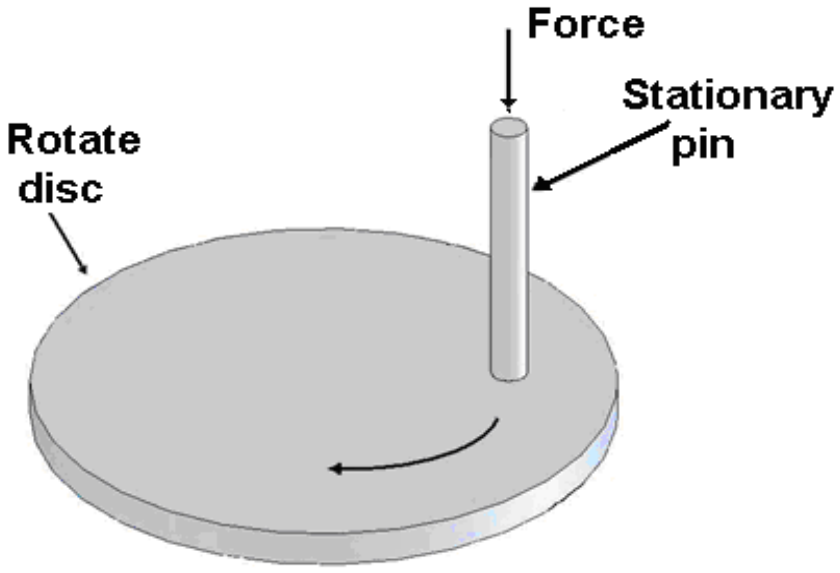


Figure II.3 Principe du tribo-système ouvert (pion stationnaire disque rotatif).

Dans le but de se rapprocher au mieux des mécanismes intervenant entre l'outil et le copeau et de permettre l'étude du comportement du frottement entre ces deux corps Habak [33] a conçue une nouvelle configuration. Il s'agit d'un contact cylindre-plan pour la simulation du

contact copeau/outil. Le cylindre représente le copeau, et l'outil représente le plan (Figure II.4). D'où l'idée de faire frotter un disque (le copeau) sur une plaquette d'usinage (l'outil).

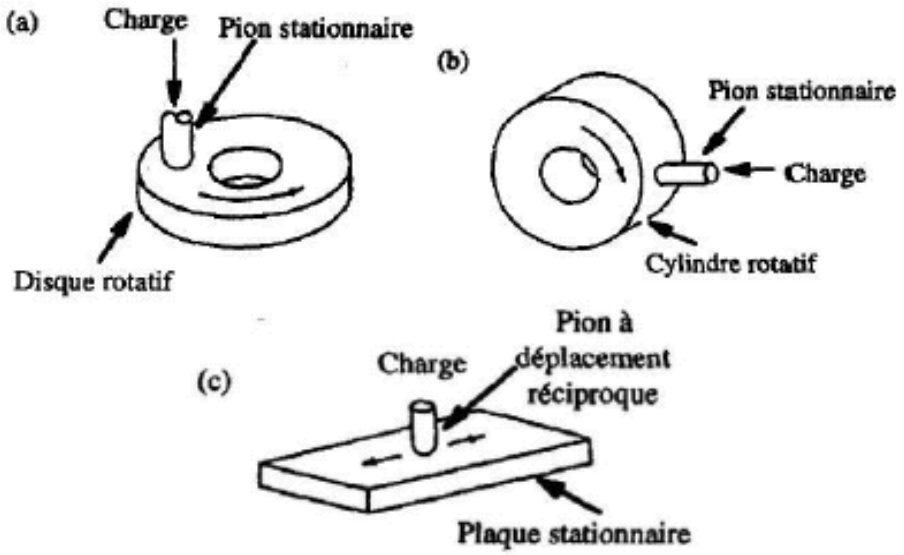


Figure II.4: Les essais tribologiques classiques a) Pion stationnaire/disque rotatif, b) Pion Stationnaire/cylindre rotatif, c) Pion à déplacement réciproque/stationnaire.

Le dispositif est placé sur un tour. Ce dernier est instrumenté pour pouvoir reproduire les conditions de l'interaction outil-copeau en coupe et de récolter le maximum d'informations :

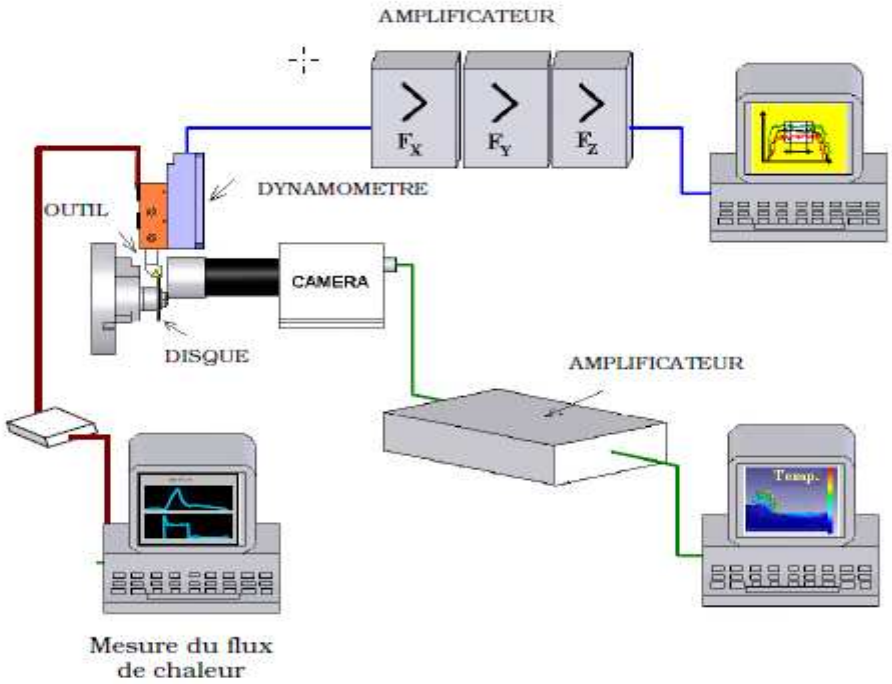


Figure II.5 Instrumentation d'un dispositif de coupe orthogonale.

L'ensemble est constitué de :
- Une platine dynamométrique, solidaire de la plaquette permet de mesurer les trois composantes de l'effort dus au frottement (Fr, Fa, Ft).

- Une résistance de chauffage de la plaquette.
- Un système un bras de levier, permet la mise en charge par l'accrochage de masses.
- Un vérin pneumatique permet une application progressive de la charge.
- Une caméra infrarouge pour qualifier les champs de température produite par frottement.

II.2 Tribo-systèmes:

Généralement, les dispositifs tribologiques peuvent être classés en deux familles : les tribo-systèmes fermés et les tribo-systèmes ouverts. Ils sont tous basés sur le même principe. Il s'agit de l'application d'une charge à l'aide d'un pion sur le matériau à tester.

II.2.1 Tribo-systèmes fermés:

Dans ce type de tribomètre, le pion frotte sur la même piste pour tester sa résistance à l'usure. En effet, ces dispositifs recyclent la surface de contact. Des débris issus de l'usure entraînent la formation d'un troisième corps. Donc, 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. Autrement dit, les mesures ne sont valables qu'avant la dégradation de la surface.

Les dispositifs d'essai les plus répandus, dans le domaine de la tribologie, sont les essais de type " pion-disque ", qui consiste en un frottement d'un pion de surface plane ou sphérique (contact plan/plan ou plan/sphère) sur un disque cylindrique, plan ou annulaire composé du matériau usiné (acier) comme l'illustre la Figure II.4.

Cette configuration est loin d'être similaire à une opération d'usinage du fait du renouvellement du contact outil/piste. On note aussi que les pressions atteintes restent très inférieures à celles rencontrées en usinage (<10MPa). Ce n'est pas une simulation raisonnable du contact entre l'outil et les débris. On note que dans ce cas, l'usinage est un tribo-système ouvert. Ce dispositif permet de réaliser des essais de frottement à des vitesses de l'ordre de 180 m/min avec des efforts de contact relativement élevés (10 KN). Contrairement à ce dispositif, dans ce cas l'outil est en contact permanent avec une nouvelle surface "fraîche. Vu les différents inconvénients cités ci-dessus, d'autres tribo-systèmes ouvert sont développés [37]

II.2.2 Tribo-systèmes ouverts:

Ces types de dispositifs recyclent la surface de contact. En effet, le pion frotte sur la même piste pour tester en générale sa résistance à l'usure. Des débris issus de l'usure entraînent la formation d'un troisième corps. Donc, 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.

Ce type de dispositif, oblige le pion à frotter toujours sur une surface neuve pour surmonter les problèmes des systèmes présentés précédemment.[6, 37

II.3 Tribomètres:

Les tests tribologiques sont conduits à l'aide de tribomètres qui peuvent travailler à l'air ou sous atmosphère contrôlée, avec ou sans lubrifiant. La Figure II.6 montre un exemple de tribomètre de laboratoire de type pion-plan à mouvement linéaire alternatif. Les paramètres imposées sont généralement la charge appliqué, la vitesse de glissement et les conditions environnementales (taux d'humidité, atmosphère contrôlée : nature et pression des gaz introduits, etc.). Les grandeurs mesurées sont généralement la force de frottement, la température des surfaces, la résistance de contact et l'usure. [3].

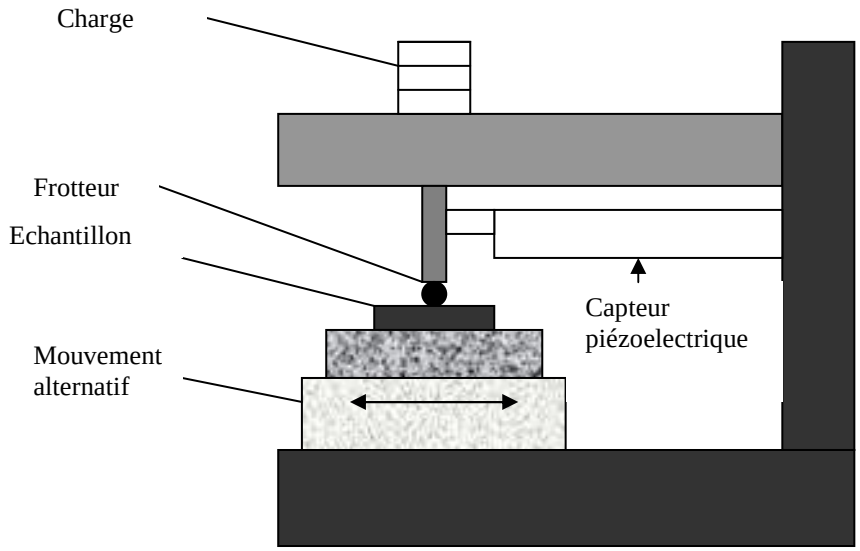


Figure II.6 Principe du tribomètre de Laboratoire

II.3.1Tribomètre d'Hedenquist:

La solution proposée, par Hedenquist et al. [34], consiste à donner un mouvement d'avance à un pion cylindrique (revêtu) qui frotte sur un cylindre rotatif en acier (Figure II.7). Dans cette configuration, le pion est continuellement en contact avec une surface nouvelle. Cependant, plusieurs améliorations peuvent être introduites à ce système pour se rapprocher des conditions de contact produites lors de l'usinage. Dans la configuration telle qu'il est conçu, le système ne permet pas une régénération de la surface de frottement comme dans le cas de l'usinage. De plus, la pression maximale autorisée ne dépasse pas 15 MPa. En terme de facilité d'expérimentation, ce dispositif nécessite de régénérer la surface après chaque essai dans des conditions très fines afin d'obtenir un état de surface négligeable devant les sillons générés par frottement. Ceci rend le temps de manipulation assez long. Enfin, la longueur des barres utilisables étant limitée et le pas de l'hélice étant grand, le temps d'essai est très limité.

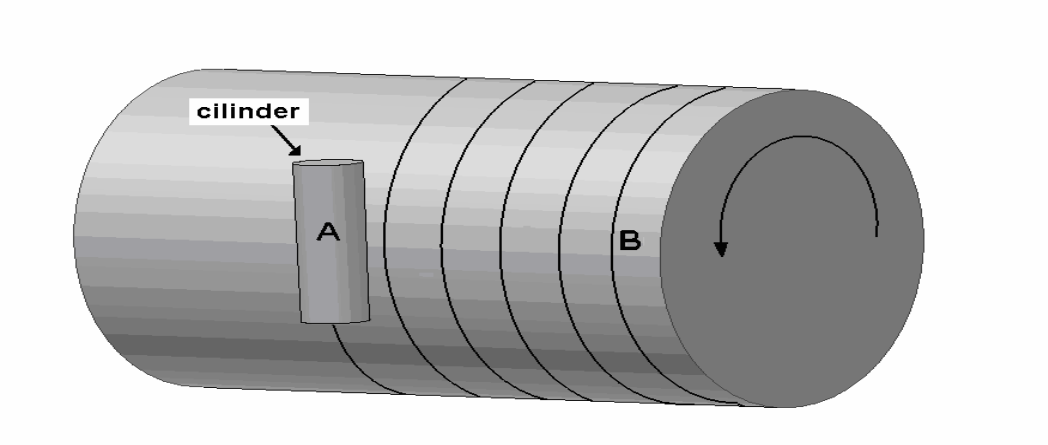


Figure II.7 Principe du tribomètre d'Hedenquist.

II.3.2 Tribomètre d'Olsson:

Olsson [35] a proposé une solution très intéressante pour caractériser les phénomènes tribologiques aux interfaces Outil/Pièce/Copeau lors d'une opération d'usinage (Figure II.8).

En effet, un pion instrumenté (A) en effort est placé juste après un outil de coupe(C) qui va régénérer la surface de frottement(D). Ce dernier frotte sur une surface chimiquement activée. Les pressions locales sont de l'ordre 15 MPa ce qui reste faible par rapport aux pressions en usinage (> 1000N/mm^2).
Le tribomètre d'Olsson présente également un inconvénient du à l'outil de coupe qui régénère la surface. En effet, l'outil introduit un flux de chaleur lié à l'action de coupe. Par conséquent, le pion frotte sur une surface possédant une température initiale différente de la température ambiante. De plus cette température initiale dépend de la vitesse de coupe (= vitesse de frottement). La caractérisation du frottement par ce dispositif impose donc un dispositif complémentaire permettant de connaître la température initiale. A titre de comparaison, le dispositif de Hedenquist ne possède pas de tel problème.

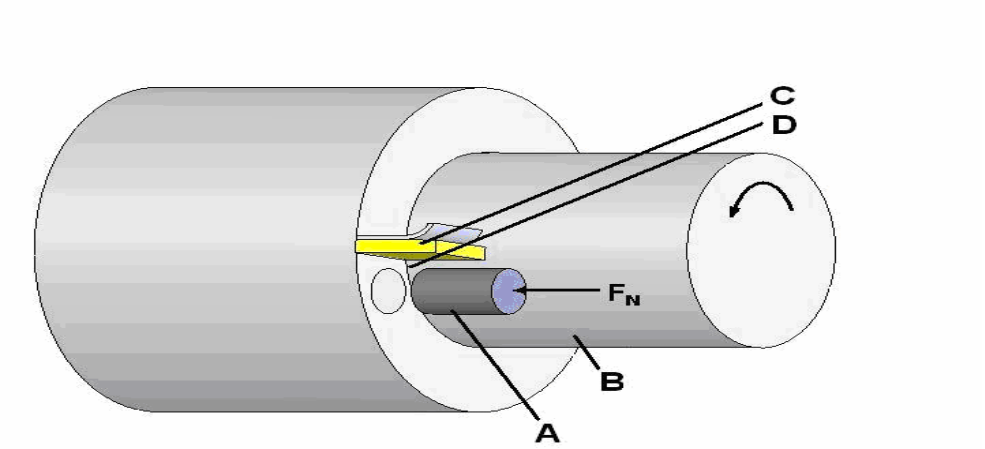


Figure II.8 Principe du tribomètre d'Olsson (A : pion, B :cylindre, C : outil de régénération, D : surface régénérée)

II.3.3 Tribomètre Grzesik:

Grzesik et Zalisz [16], ont développé un dispositif dérivé des cas classiques, permettant une longue distance de frottement afin de mesurer la résistance à l'usure des revêtements pour des outils de coupe. Ce dispositif utilise un contact cylindre (pion)-plan (pièce). Il donne en temps réel, les forces de frottement et l'usure linéaire du couple pion-pièce en fonction de la distance de glissement.
Ce dispositif permet de réaliser des essais de frottement avec des vitesses de glissement relativement élevées allant jusqu'à 180 m/min. Par contre les pressions sont insuffisantes pour simuler celles obtenues dans le cas de la coupe (~= 10MPa). La Figure II.9 illustre le principe de ce tribomètre.

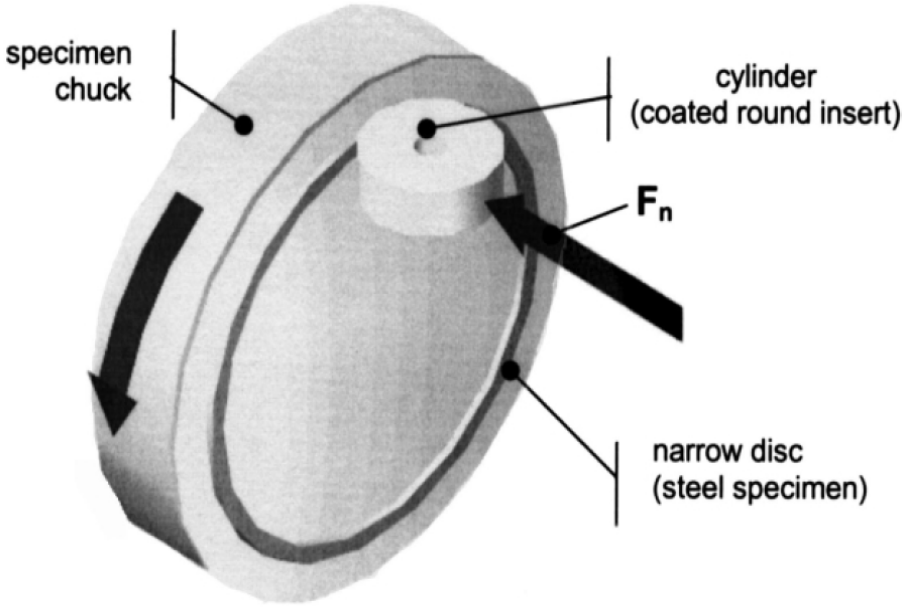


Figure II.9 Principe du tribomètre Grzesik

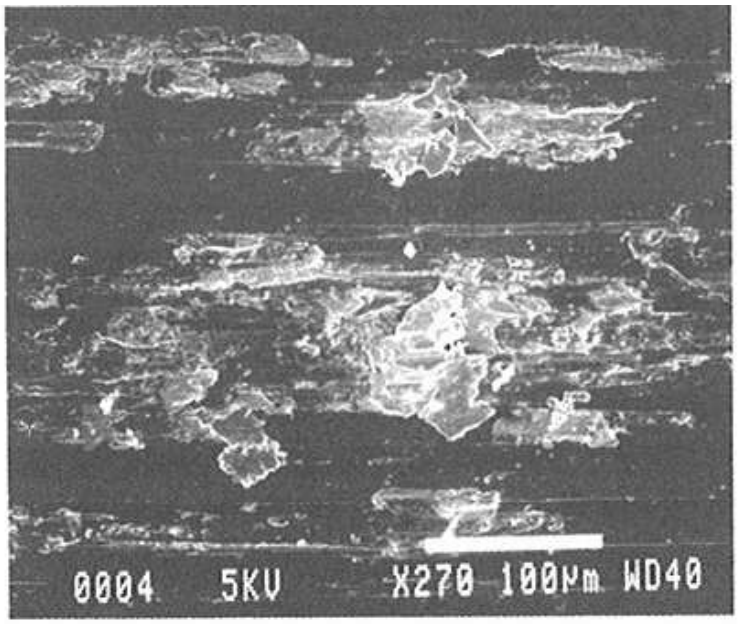
II.4 Lois et théorie de frottement:

II.4.1 Historique du frottement:

Historiquement, c'est à Léonard de Vinci vers (1500) que l'on doit la première approche scientifique du frottement et l'introduction à la notion du cœfficient de frottement. Vers 1700, Guillome Amontons annonça les deux premières lois qui portent son nom :

- la force de frottement est proportionnelle à la charge appliquée ;
- La force de frottement est indépendante de la surface apparente de contact.

Ces lois ont principalement été vérifiées pour les métaux, alors que, dans le cas des matériaux très durs ou présentant un large domaine d'élasticité, comme le caoutchouc, les résultats expérimentaux ne coïncident pas avec les prévisions théoriques. Ajoutons que, même pour les métaux, lorsque la pression de contact est inférieure au seuil d'écoulement (déformation élastique), on obtient un comportement inverse de celui annoncée par la première loi. Charles Augustin Coulomb introduisit la distinction entre le cœfficient de frottement statique et coefficient de frottement dynamique et annonça en 1780 la troisième loi de frottement : le coefficient de frottement est indépendant de la vitesse de glissement.
Bien que ces trois lois de frottement aient pu être vérifiées dans de nombreux cas, elles doivent toutefois être utilisées avec prudence dans la mesure où elles ne sont plus valables pour tous les métaux, quel que soit l'environnement et sous tout type de sollicitations. Ceci est particulièrement vrai lorsque les vitesses de glissement sont trop élevées ou lorsqu'une gamme de charge trop étendue est utilisée.
C'est dans les années 1950, qu'une approche microscopique, basé sur la formation et rupture des jonctions aux points de contacts entre les surfaces antagoniste, à été introduite. Sous l'effet combiné de la charge appliquée et la vitesse de glissement, l'élévation de la température à l'interface peut conduire l'apparition et la croissance de nombreux points de jonctions entre les solides. Lorsque ces jonctions sont faibles, le cisaillement s'opère en leur sein (avec peu ou pas de transfert de matière). A l'inverse, lorsque ces jonctions sont fortes, le cisaillement se produit dans le matériau le plus mou qui est transférés sur le matériau plus dur. C'est ce que l'on obtient par exemple lorsque l'on fait frotte une sphère en cuivre ou un alliage en cuivre (métal mou) contre un acier (Figure II.10).



.

Figure II.10 Des particules de bronze (en clair) transférées sur la surface de l'acier après frottement.

II.4.2 Théorie de frottement :

Pour expliquer le frottement, une théorie basée sur l'imbrication des aspérités de surface avait également été avancée, mais fut abandonnée lorsque l'on remarqua que les surfaces bien polies pouvaient présenter des coefficients de frottement élevés.

On sait aujourd'hui que, suivant la nature des matériaux et les conditions de fonctionnement du couple frottant, il existe une rugosité optimale qui permet de minimiser le frottement. Plus la surface est lisse et les rugosités sont faibles, plus grande sera la surface réelle de contact et,

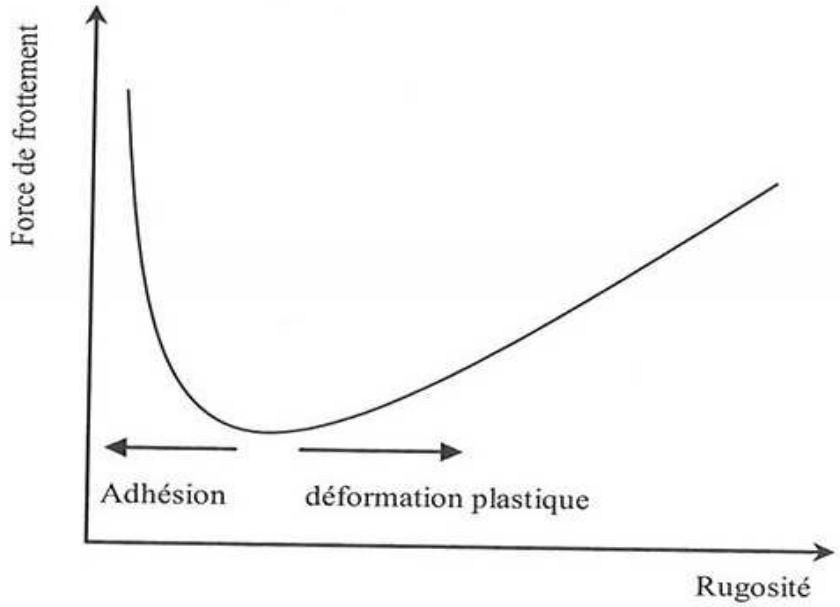


Figure II.11 Influence de la rugosité sur le frottement. Existence d'une rugosité optimale. Une couche de forme similaire décrit l'évolution du frottement en fonction de la charge appliquée.

par conséquent, la composante adhésive du frottement (voir équation II.1). A l'inverse, plus la surface est rugueuse et les aspérités nombreuses et fines, plus la composante déformation

plastique sera importante. Entre ces deux situations extrêmes, il existe une rugosité optimale, associée à un faible coefficient de frottement.
A noter que pour un état de surface donné, l'évolution du coefficient en fonction de la charge normale appliquée présente une allure similaire à celle donnée sur la Figure II.11. Il existe une charge optimale correspondant à un coefficient de frottement minimal.

On admet que la force de frottement est composée de deux thermes et s'exprime à l'aide de l'équation :

$$\mathbf{F_t = F_d + F_a} \qquad (II.1).$$

Le terme $\mathbf{F_d}$ est dû à la déformation des aspérités au labourage de la surface la plus molle par la surface la plus dure (composante déformation plastique), alors que le terme $\mathbf{F_a}$ représente la force nécessaire pour cisailler la jonction adhésive entre les matériaux antagonistes (composante adhésive). Dans le cas des polymères, le frottement fait intervenir également les pertes viscoélastique qui, dans la plus part des situations, représentent le facteur qui prédomine.
Lors du processus de frottement, une partie seulement de l'énergie dissipé est du à l'usure des matériaux antagonistes. En effet, l'énergie mécanique est convertie sous diverse forme :

- énergie thermique ;
- énergie acoustique avec émission d'ondes sonores (dues aux vibrations du réseau atomique) ;
- énergie électrique sous forme d'électricité statique (triboélectricité);
- énergie lumineuse (tribochromie) ;
- énergie de déformation élastique, d'écrouissage et de création de désordre structural, ainsi que la création de nombreux défauts dans les couches superficielles des matériaux antagonistes.

Le poids de chacune de ces formes de dissipation de l'énergie mécanique sera différent selon la nature des matériaux antagoniste, l'environnement et les conditions de sollicitations.
Il n'y a donc pas de corrélation entre usure et frottement, et on peut très bien mesurer un frottement sans usure de la surface. L'usure ne peut donc être corrélée qu'à la fraction de l'énergie consommée dans le processus de l'usure lui-même. [3]

II.5 Contact à l'interface outil-copeau

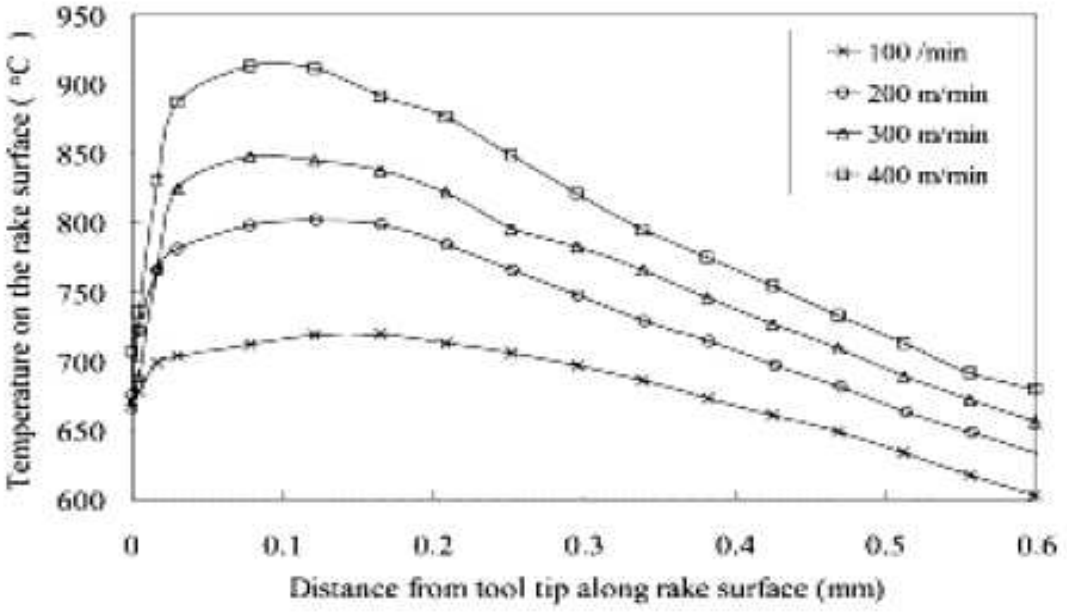
L'interface outil-copeau représente un système tribologique unique caractérisé par le frottement d'une surface fraîchement générée (copeau) sur la face de coupe d'un outil dans des conditions de très grande pression de contact et de température élevée.

II.5.1. Température à l'interface outil-copeau

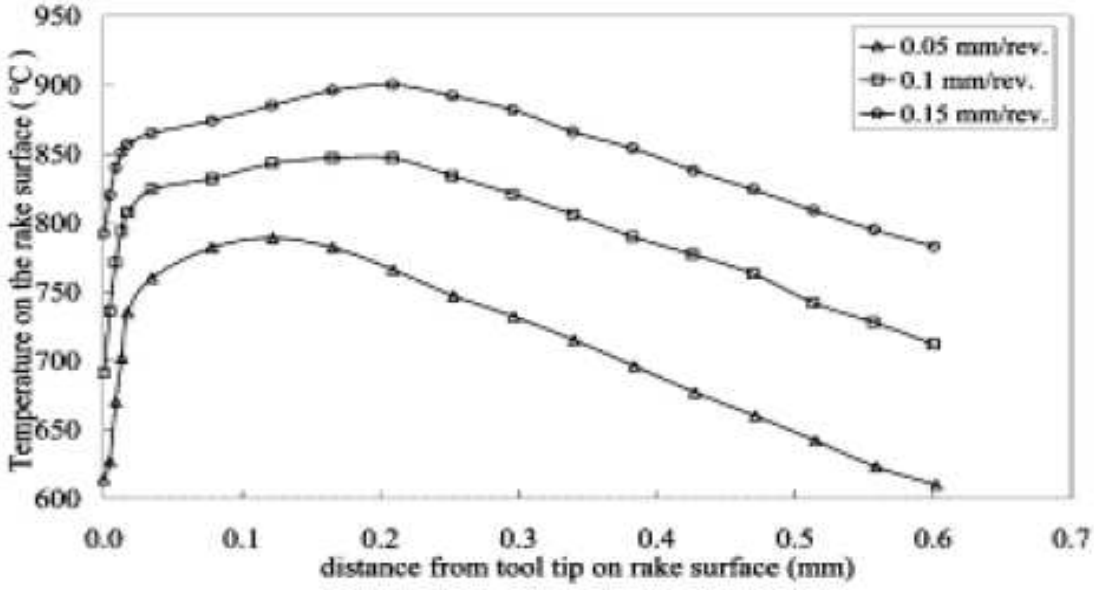
La température sur la face de coupe est le principal paramètre qui influence l'usure de l'outil à travers des phénomènes tels que l'abrasion, l'adhésion et la diffusion. Elle joue un rôle déterminant sur la nature du frottement à l'interface et change de manière significative les propriétés physiques et mécaniques des matériaux constituants l'outil. Les principales méthodes de détermination de la température dans les zones de coupe ont été discutées dans la section I.4.2. La principale difficulté provient de la petite dimension de la zone de contact qui abrite de forts gradients thermiques. La forme du profil peut être différente selon les conditions de coupe et la nature des matériaux considérés, mais les différentes méthodes de

mesure s'accordent sur le fait que le maximum de la température n'est atteint qu'à une certaine distance de la pointe de l'outil.[38]

Récemment M'Saoubi et Chandrasekaran ont étudié le profil de la température à l'interface outil-copeau à l'aide d'une caméra infrarouge, [12]. Des exemples de profils sont présentés sur la Figure 1-16. Ils montrent logiquement que la température augmente avec la vitesse de coupe et l'avance et que ces paramètres ont un effet opposé sur la position de la température maximale. Cette dernière se rapproche de la pointe de l'outil quand la vitesse de coupe augmente (Figure 1-16(a)) et s'éloigne quand l'avance augmente (Figure 1-16(b)).



(a)



(b)

Figure II.12 Profils de la température à l'interface outil-copeau pendant l'usinage d'un acier trempé α=0°, a) effet de la vitesse de coupe ; b) effet de l'avance**.** [12].

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

Les techniques expérimentales qui permettent de mesurer les contraintes à l'interface outil-copeau sont principalement la photoélasticimétrie et l'utilisation « d'outils coupés » (« Split Tool »), [38]. Dans la première méthode, les distributions des contraintes sont déterminées par analyse des lignes iso chromes et isoclines créées sur un outil photo élastique. La deuxième méthode consiste à utiliser un outil composé de deux parties distinctes (Figure II-13). On calcule les contraintes normales et tangentielles à partir des efforts normaux et tangentiels mesurés séparément sur les deux parties et en faisant varier la longueur L_1 de la partie frontale de l'outil.

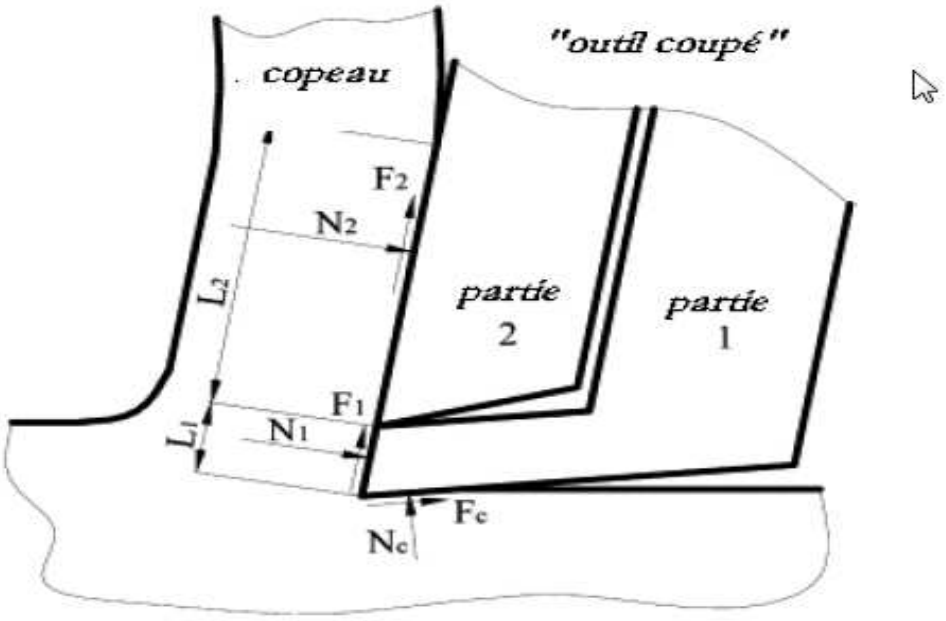


Figure II-13. Schéma d'un «outil coupé» permettant la mesure des distributions des contraintes à l'interface outil-copeau. [38].

Les auteurs généralisent leurs résultats en suggérant de représenter les profils des contraintes à l'interface outil-copeau comme sur la Figure II.14:

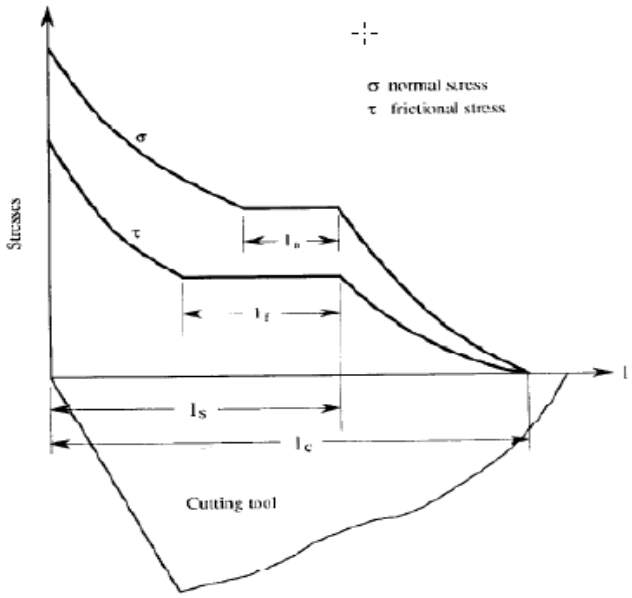


Figure II.14. Modèle de distribution de la contrainte normale et de cisaillement le long de l'interface outil-copeau.[38].

Chapitre III: Analyse des puissances en coupe

III.1 Définition des efforts de coupe :

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

- à la vitesse de coupe avec F_c l'effort de coupe et F_f l'effort d'avance,
- à la face de coupe de l'outil avec F_N l'effort normal à la face de coupe et F_T l'effort tangentiel ou effort de frottement,
- au plan de cisaillement avec F_s l'effort de cisaillement (parallèle au plan de cisaillement) et F_{ns} l'effort normal au plan de cisaillement [5].

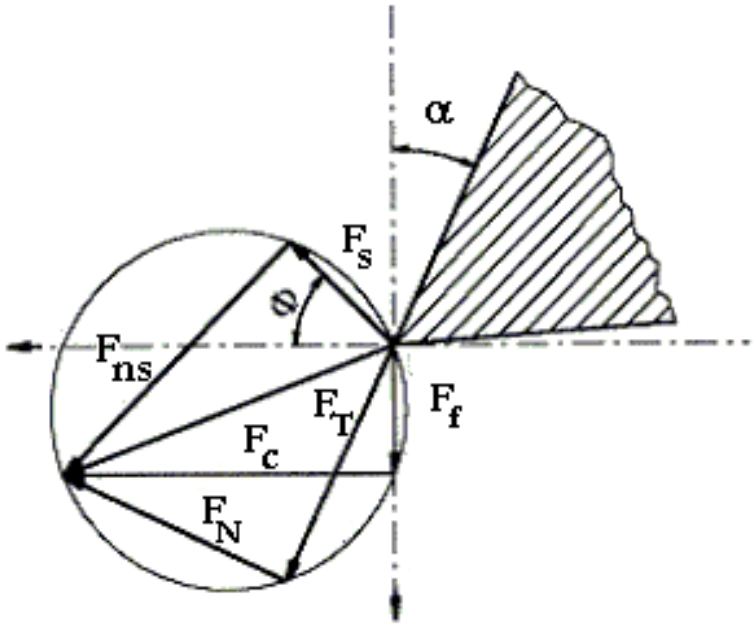


Figure III.1. Diagramme des efforts de coupe orthogonale.

Concrètement, ce sont l'effort de coupe $\boldsymbol{F_c}$ et celui de l'avance $\boldsymbol{F_f}$ que l'on mesure expérimentalement à l'aide de tables dynamométriques. On utilise alors les relations de passage suivantes :

$$\mathbf{F_T = F_C \sin \alpha + F_f \cos \alpha} \qquad \text{III.1}$$

$$\mathbf{F_N = F_C \cos \alpha - F_f \sin \alpha} \qquad \text{III.2}$$

$$\mathbf{F_S = F_C \cos \Phi - F_f \sin \Phi} \qquad \text{III.3}$$

$$\mathbf{Fn_S = F_C \sin \Phi + F_f \cos \Phi} \qquad \text{III.4}$$

A partir des efforts, on définit l'angle de frottement **β** et le coefficient de frottement apparent **μ** :

$$\mathbf{\mu = \tan\beta = F_T / F_N = F_f + F_c \tan\alpha / F_c - F_f \tan\alpha} \qquad \text{III.5}$$

Au cours de l'usinage, l'outil de coupe pénètre dans la pièce avec un effort. Ce dernier est quantifiable empiriquement. Par conséquent, on calcule les puissances mises en jeu. La puissance de coupe P_c, est une grandeur mécanique calculable et mesurable à la fois au cours de l'opération d'usinage. C'est la puissance consommée par le mandrin en coupe avec la soustraction des pertes à vide liées aux frottements et aux pertes électriques $\mathbf{P_{àvide}}$.

$$\mathbf{P_c = P_m - P_{àvide}.} \qquad \text{III.6}$$

La force de coupe (force tangentielle) peut être aussi quantifiée par l'utilisation des jauges de déformation pour mesurer cette force. L'évolution de l'effort de coupe peut également être suivie, pour caractériser le coefficient de frottement.

III.2 Estimation de la température de contact

La mesure de la température de la surface de contact, par une caméra infrarouge pose un certain nombre de difficultés pratiques. Donc la mesure de la température de contact est estimée à l'aide d'un modèle numérique. En réalité, au cours du frottement, une partie de l'énergie mécanique totale **Pm = F.V** (V : la vitesse de frottement macroscopique); se dissipe par frottement (P_f).

L'énergie dissipée par frottement est donnée par :

$\mathbf{P_f = \mu_{adh}.F.Vg}$

Où Vg est la vitesse locale d'écoulement de la matière autour du pion.

Une partie de l'énergie sert à déformation plastique de la surface de contact (Pp). Sous l'hypothèse où 100% de Pf et 90% de Pp se transforment en chaleur (Figure III.2), une relation entre la température de contact et la puissance mécanique imposée (Pm) par l'utilisation du modèle numérique de rayage [41].

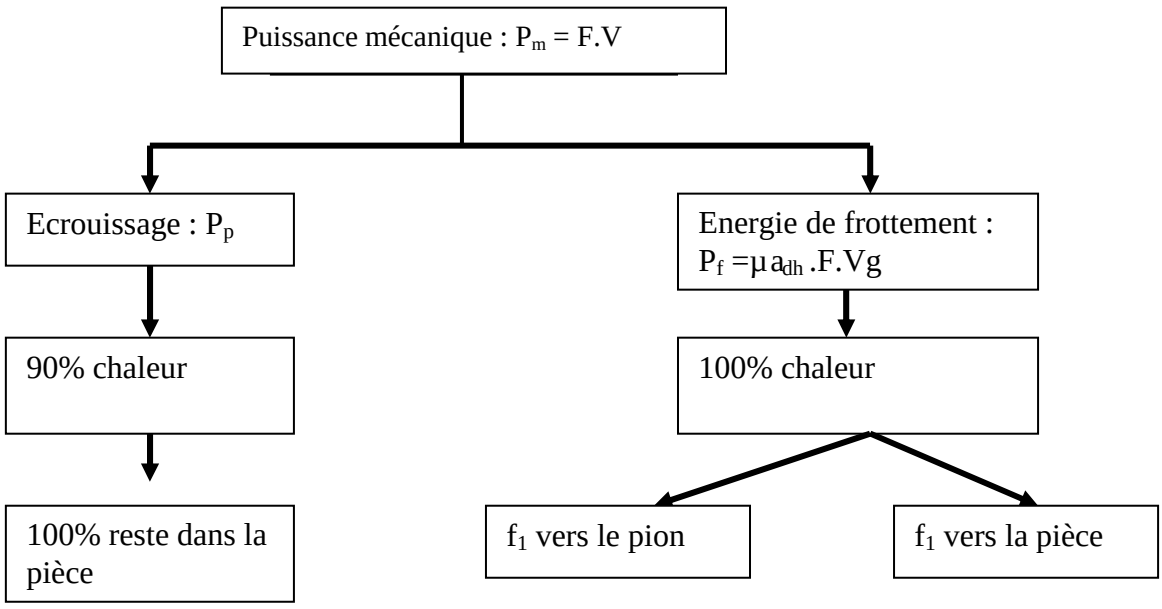


Figure III.2 Bilan énergétique

On note que le modèle de la simulation numérique montre l'existence d'une différence entre la température de la surface du pion et celle de la surface de la pièce. La Figure III.3 illustre la distribution de la température à l'interface pion/pièce par le modèle numérique.

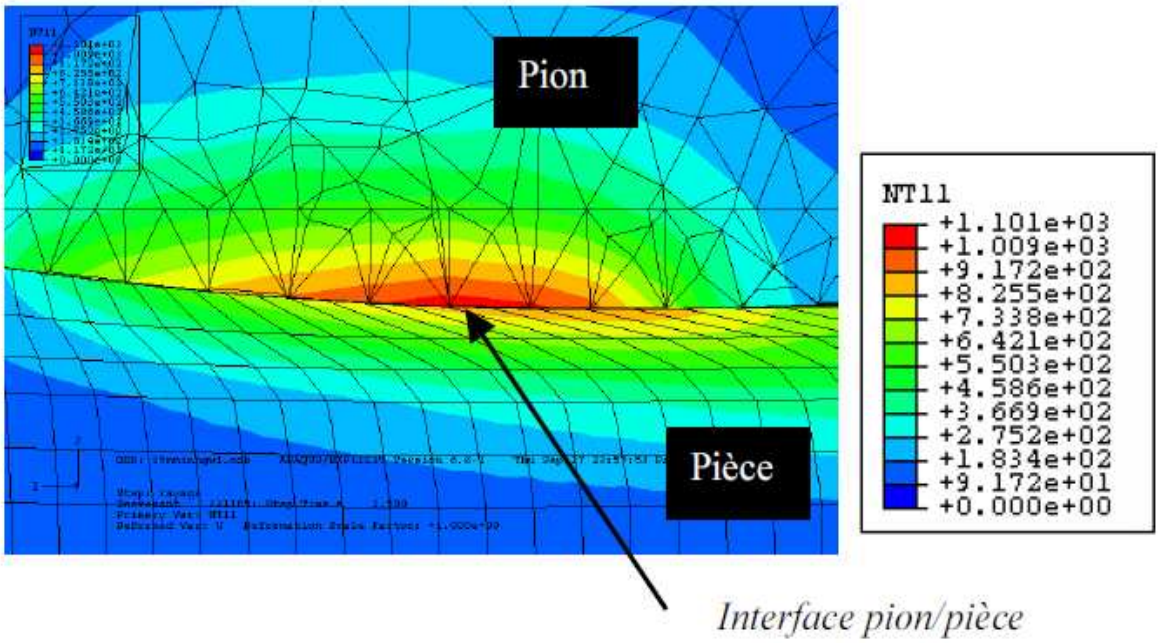


Figure III.3 – Iso valeurs de la température à l'interface- Coupe longitudinale [35]

Ceci impose la question suivante : quelle température faut-il prendre? Physiquement, il n'y a pas de définition exacte de la température à l'interface. En revanche, du point de vue numérique, les valeurs de la température présentées dans cette partie sont celles de la pièce.

La détermination du coefficient de frottement à l'interface relatif à chaque condition et les propriétés thermiques du contact, permettent l'estimation des températures moyennes de la surface du contact pour chaque condition. Le tableau III.1 présente les résultats du modèle numérique pour quelques conditions de frottement. De la Figure III.4 [35], la température moyenne de la surface de la pièce peut être estimée par la fonction exponentielle suivante:

$$T = 191\,(P.V)^{0.1457} \qquad \text{(III.7)}$$

Avec : T : La température moyenne de contact de la pièce (°C)
P : La pression moyenne de contact mesurée sur la pièce (MPa)
V : La vitesse de glissement (m/s).

	V (m/min)	P (MPa)	m_{app}	m_{adh} (Abaqus)	P.V (w/mm^2)	T °C (Abaqus)
Pion 17 mm	95	1600	0.320	0.286	2560	593
	120	1600	0.276	0.243	3200	625
	200	1600	0.225	0.193	5280	677
Pion 13 mm	60	1875	0.415	0.373	1875	580
	95	1875	0.299	0.260	3000	608
	120	1875	0.264	0.225	3750	630
Pion 9 mm	60	2340	0.401	0.349	2340	580
	95	2340	0.306	0.256	3744	630
	120	2340	0.255	0.206	4680	650

Tableau III.1 Détermination de la température de contact par la méthode numérique [35]

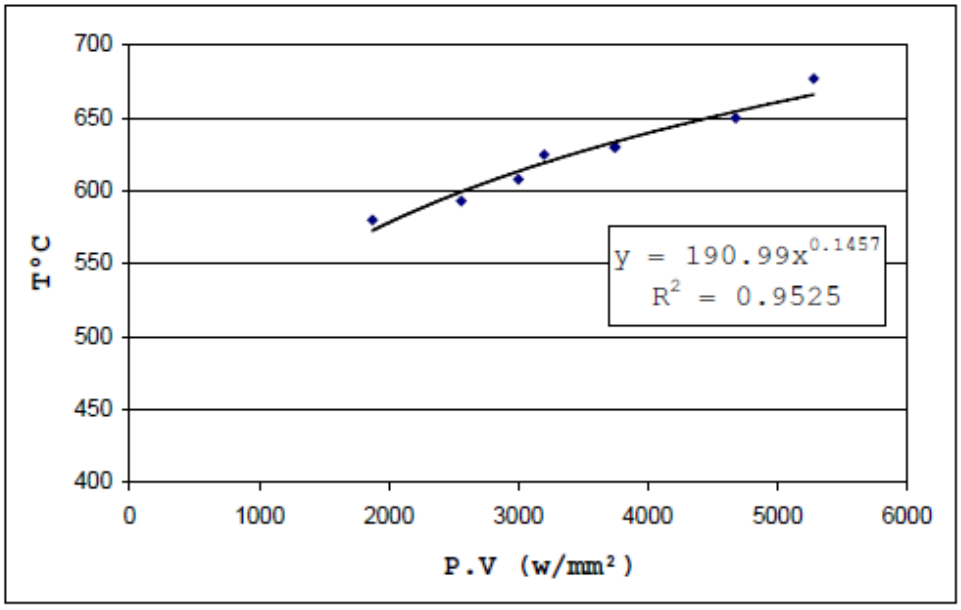


Figure III.4. Evolution de la température en fonction de la puissance mécanique.

L'application de la relation (III. 7) dans base de données expérimentale, permet l'estimation des températures moyennes de contact pour tous les essais de frottement.
La Figure III.5 présente l'évolution du coefficient de frottement adhésif en fonction de la température dans le cas de l'acier 42CrMo4 avec des pions en carbure de tungstène revêtus TiN. Ces résultats montrent que la température de contact est le facteur le plus influent sur le coefficient de frottement. Moufki et al. [36] et Meiller [37] ont attribué la chute du coefficient de frottement à l'adoucissement thermique de la pièce provoqué par l'augmentation de la vitesse de glissement.

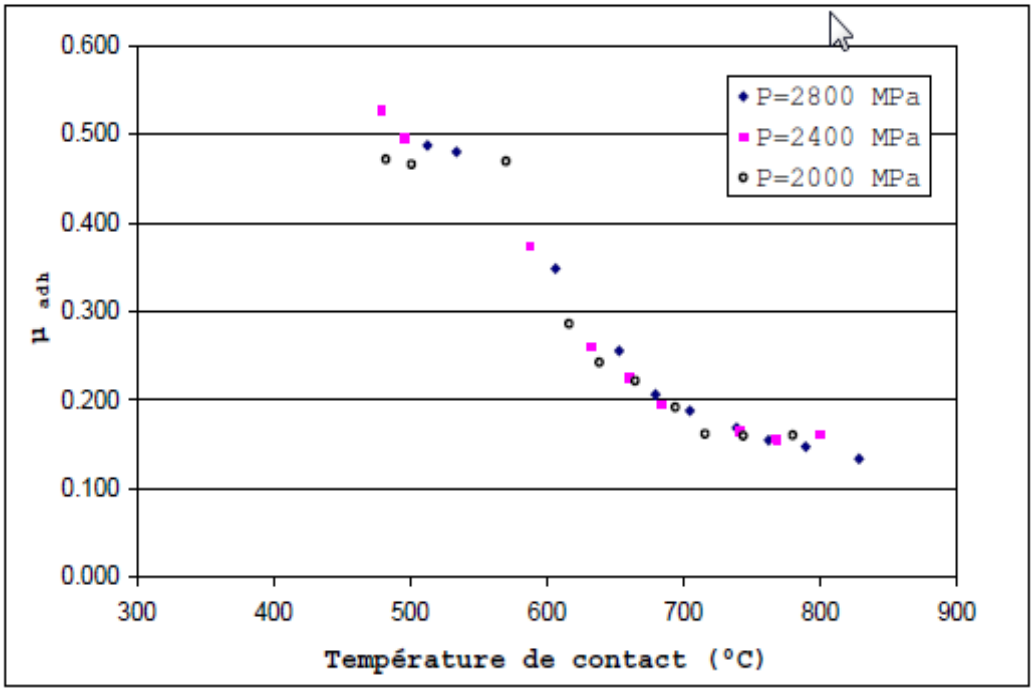


Figure III.5 – Evolution du coefficient d'adhésion en fonction de la température de contact.

L'évolution du coefficient de frottement d'adhésion en fonction de la puissance mécanique P.V (Figure III.6), montre qu'au-delà d'une certaine valeur de la puissance mécanique (700-800 W/mm^2), le coefficient de frottement est quasiment constant. D'après les travaux de Meiller [37] et l'étude numérique présentée dans le paragraphe précédent, ce phénomène est dû à la saturation de la température moyenne de contact lorsque la puissance mécanique augmente. Cependant, Moufki et al. [36] ont proposé une loi de frottement qui caractérise le frottement à l'interface outil-copeau. Cette dernière ne dépend que de la température. Dans ce modèle, l'évolution de μ_{adh} ne dépend que des températures T_0 et T_f. On note que pour des températures supérieures à T_f, le coefficient de frottement demeure constant (0.16). Par contre le coefficient de frottement est de l'ordre de 0.48pour des températures inférieures à T_0,

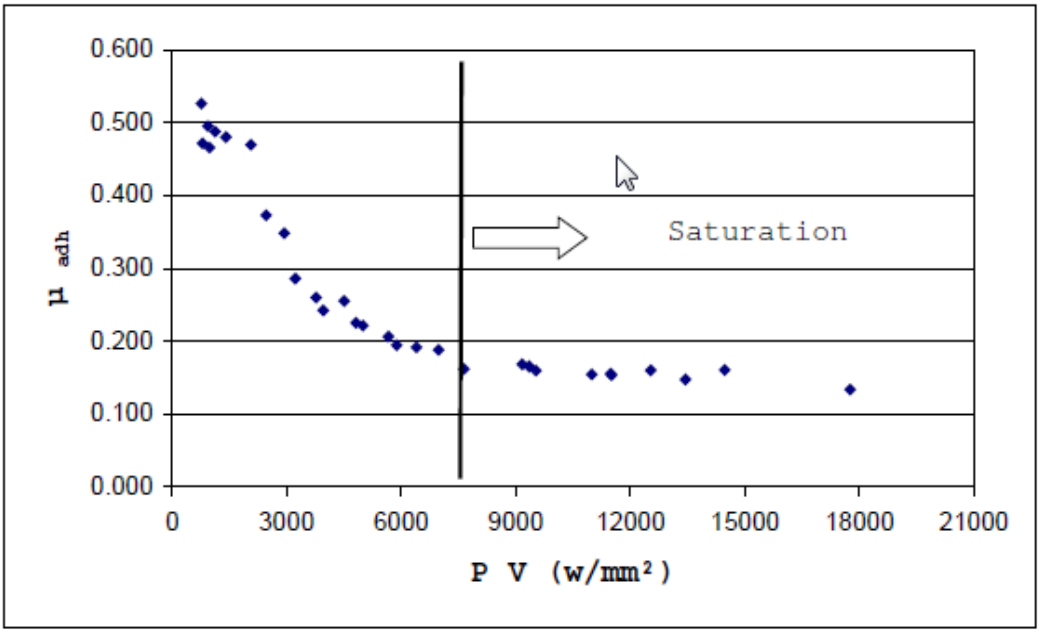


Figure III.6 Évolution de coefficient de frottement en fonction de la puissance mécanique [35]

III. 3 Définition des composantes de l'effort de coupe:

L'utilisation d'une platine de mesure des efforts (kystler), permet la mesure simultanée et en temps réel les forces suivant les directions X, Y, Z en fonction du temps (Figure III.7) :

Fx : force de refoulement ou force radiale
Fy : force d'avance ou force axiale ;
Fz : force de coupe ou effort tangentiel.

$$\mathbf{F = F_{coupe} + F_{radial} + F_{axial}} \quad \text{avec} \quad \mathbf{F_{rep} = F_{radial} + F_{axial}} \qquad \text{III.8}$$

$$\mathbf{F = (F^2_{coupe} + F^2_{radial} + F^2_{axial})^{1/2}} \quad \text{et} \quad \mathbf{F_{rep} = (F^2_{rad} + F^2_{axial})^{1/2}} \qquad \text{III.9}$$

$$\boldsymbol{\beta = arc\ tg\ (F_{rep} / F_{coupe})} \qquad \text{III.10}$$

$$\boldsymbol{\alpha = arctg\ F_{rad} / F_{axial}} \qquad \text{III.11}$$

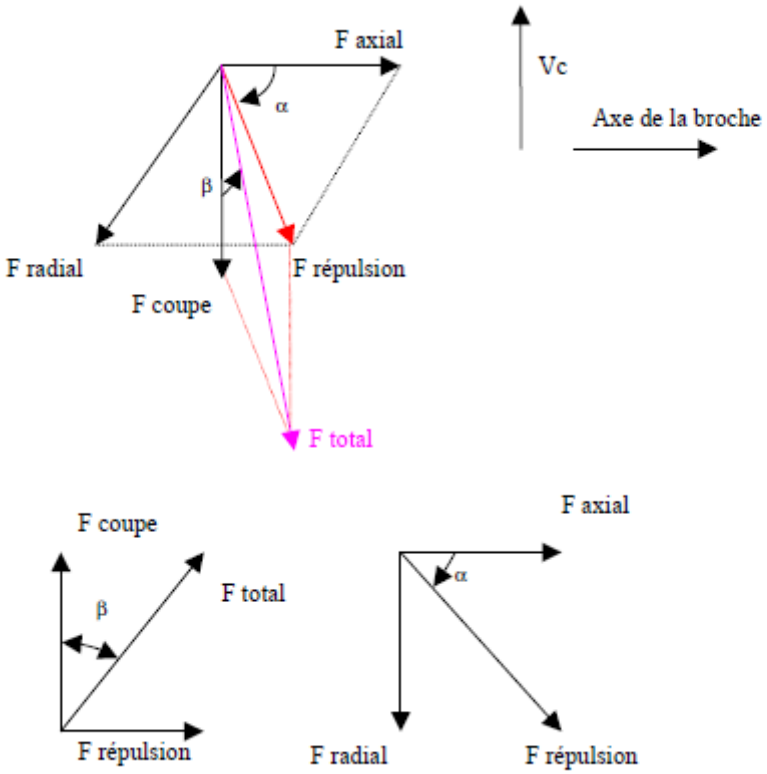


Figure III.7 Composants des efforts générés par la coupe.[38]

La Figure III.8 illustre les différentes composantes des efforts appliqués à l'outil de coupe durant l'usinage.

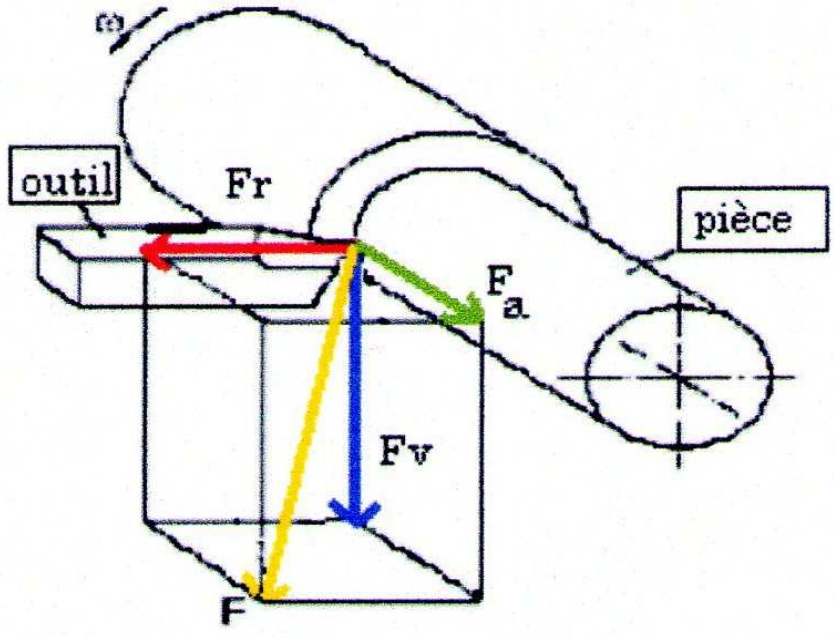


Figure III.8 Composantes d'effort total généré par la coupe

III.4 Modèles de la formation de copeau :

III.4.1 Modèle de Merchant :

Dans le cas de la coupe orthogonale, la formation de copeau est représenté schématiquement sur la Figure III.9 (modèle de Merchant).[70]

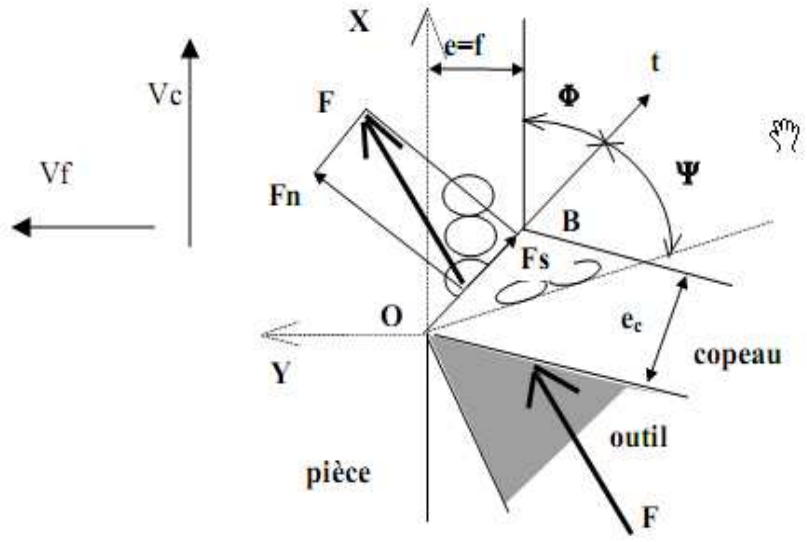


Figure III.9 Modèle d'Ernst et Merchant

Imaginons que l'ont ait, avant l'usinage, tracé sur la surface de la pièce une trame formée d'un empilement de cercles jointifs. On voit ainsi :
Que la matière subit un cisaillement, lorsqu'elle traverse la zone OB appelée « zone de cisaillement ». Cette zone est généralement très étroite (quelques 0.1mm) et son profil est approximativement plan.
L'orientation de ce plan de cisaillement par rapport à la direction de coupe de l'outil (axe OX) est caractérisé par l'angle Φ appelé « angle de cisaillement ». Ce dernier un paramètre caractéristique de la formation du copeau. Les motifs (cercles tracés) subissent chacun un étirement suivant la direction de l'élongation maximale, caractérisé par l'angle**Ψ**.

Les valeurs des angles Φ et Ψ correspondent à celles qui conduisent à une énergie de déformation minimale.

L'effort résultant 'F' se transmet à travers la matière usinée, en créant des contraintes mécaniques. Ainsi au niveau de la zone de cisaillement, 'F' équivaut à la résultante de deux composantes :
Effort de compression '$\mathbf{F_n}$' qui est perpendiculaire à 't',
Effort de cisaillement **F** dans la direction de glissement des couches métalliques **ι**.

Les aires '**S**' du métal découpé, '**As**' de la section cisaillée, '**Ac**' de la section de copeau sont respectivement:

$$\mathbf{S = f.\ a}$$
$$\mathbf{As = f.\ a\ /\sin\Phi}$$
$$\mathbf{Ac = e_c.\ a\ (a = pénétration)} \qquad \text{III.12}$$

Dans l'hypothèse d'une répartition uniforme des contraintes dans la section cisaillée, la contrainte de cisaillement $\boldsymbol{\tau = F_s / A_s}$ doit atteindre la limite élastique du matériau usiné, pour permettre la formation de copeau.

Ainsi, en conçoit aisément que l'effort de cisaillement, et par conséquent l'effort de coupe résultant, seront d'autant plus important que la limite élastique du matériau et l'aire de la section cisaillée seront élevées (pour Φ faible).

III.4.2 Modèle d'Albrecht :

En 1960, Albrecht a tenté de tenir compte des effets secondaires liés à l'existence de l'arrondi de l'arête (dans le plan perpendiculaire à celle-ci). Il est pratiquement impossible de réaliser un tranchant d'acuité parfait. A cette fin, il décompose le système des forces exercées par l'outil sur le copeau en deux composantes F_1, F_2 (Figure III.10) :

- F_1, s'exerce sur la partie plane de la face d'attaque de l'outil ; et se décompose elle-même en deux composante F_{1n} et F_{1t} respectivement normale et tangentielle à la face de coupe,
-F_2 s'exerce le long de l'arrondi de rayon de bec. Cette dernière se décompose aussi en deux composantes F_{2n} F_{2t}

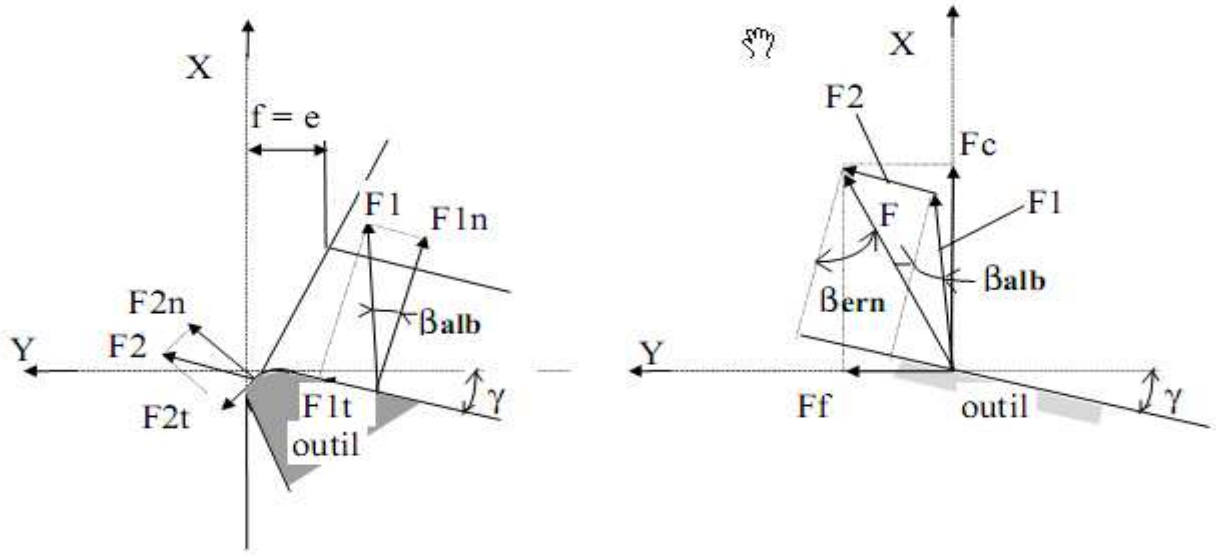


Figure III.10 Diagramme des forces de coupe suivant Albrecht

On note que l'angle de frottement **'β_{Alb}'** (modèle d'Albrecht) est différent à '**β_{Ern}**'(modèle d'Ernest et Merchant).
La résultante **$F = F_1 + F_2$** est la seule donnée directement accessible par l'expérience. elle est calculée par la mesure de ses composantes **F_c, F_f** . L'importance relative de **F_2** dépend de la grandeur relative du rayon de bec vis-à-vis des dimensions du copeau, et particulièrement de l'avance **f**

III.5 Décomposition du frottement :

III.5.1 Coefficient de frottement en cas de rayage :

Rappelons que le coefficient de frottement macroscopique est obtenu selon le modèle de Coulomb par le rapport de l'effort tangentiel sur l'effort normal :

$$\mu_{macro} = \frac{F_t}{F_n} \qquad \text{III.13}$$

L'effort tangentiel mesuré comporte deux composantes : une partie sert à vaincre la friction à l'interface et l'autre à déplacer le bourrelet de matière en amont du contact (Figure

III.11). En effet, les pressions de contact nécessaires afin de s'approcher au mieux des conditions de frottement en usinage imposent une part de labourage inévitable.

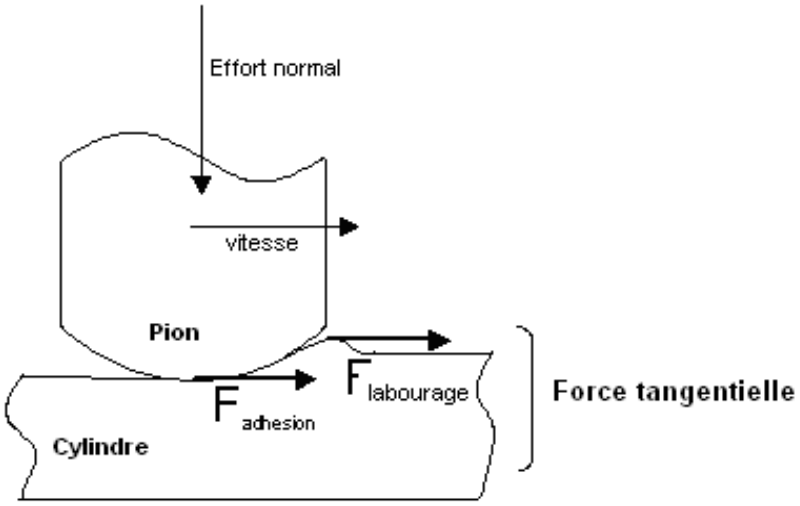


Figure III.11 Décomposition de l'effort tangentiel dans le cas du rayage

Bowden et Tabor [72] ont proposé une décomposition simple du frottement macroscopique (apparent), en trois composantes : une première adhésive (ou interfaciale), une seconde de déformation et une troisième abrasive :

$$\mu_{macro} = \mu_{adh} + \mu_{def} + \mu_{abr} \qquad \text{III.14}$$

Certains auteurs [6, 39] ne prennent en compte que les premières composantes (l'adhésion et la déformation). Ces travaux ont montré l'existence d'une linéarité du modèle de Tabor jusqu'à un seuil voisin de $\mu_{adh} = 0{,}5$ (Figure III.12). Au delà de cette limite, le coefficient de frottement macroscopique atteint un palier de saturation. Dans l'objectif

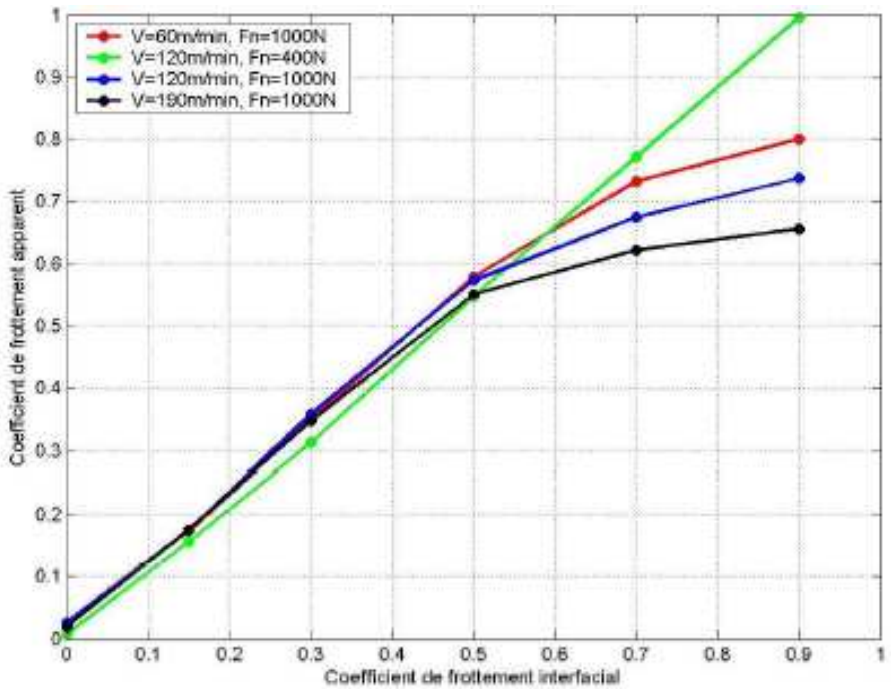


Figure III.12 Contribution de l'adhésion (frottement interfacial) dans le coefficient macroscopique [39, 40]

d'isoler la contribution du frottement adhésive de celle du frottement apparent, une corrélation entre les résultats expérimentaux et ceux de la simulation est faite. Cette dernière a montré que celle-ci représente entre 75% et 90% du coefficient de frottement macroscopique selon les matériaux.

Un algorithme simple (Figure III.13), est proposé pour l'extraction de la contribution de l'adhésion par simulation numérique du procédé de rayage, [36-38]. Cet algorithme est basé sur une démarche itérative. Cette corrélation entre l'expérimental et la simulation est faite en modifiant le paramètre d'entrée « coefficient de frottement interfacial », sous ABAQUS/Explicit®.

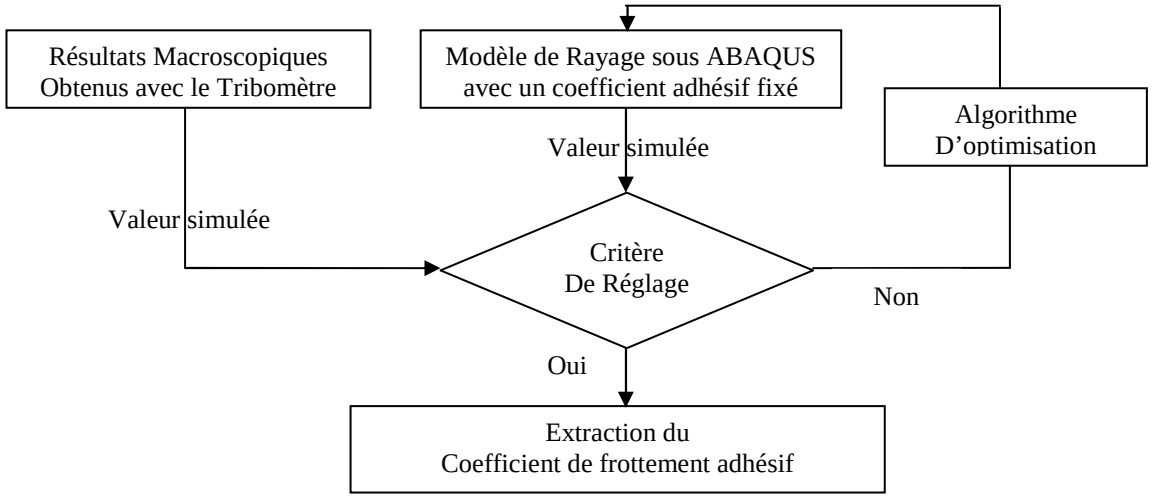


Figure III.13 Algorithme de détermination du coefficient de frottement adhésif

III.5.2 Approche phénoménologique du rayage :

Pour la compréhension des phénomènes mis en jeu lors du rayage, on peut utiliser l'approche suivante (

Figure III.14). Il s'agit d'une première source de chaleur due à la déformation, et la seconde est générée par la friction à l'interface.

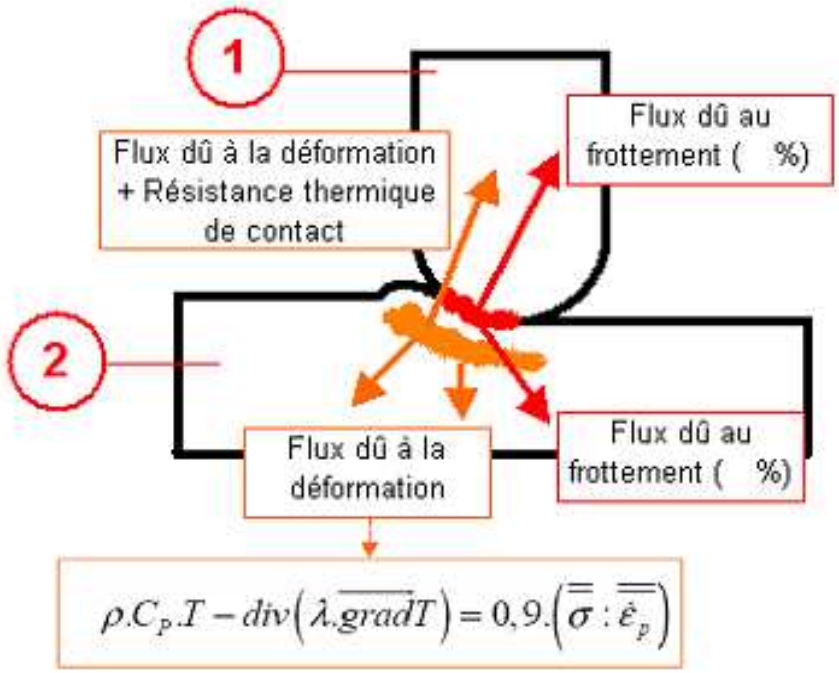


Figure III.14 Approche phénoménologique du rayage

Les sources de chaleurs sont définies, il reste la détermination de leurs répartitions. La répartition du flux généré par la déformation mécanique ne peut-être traitée par méthode analytique. Il est déterminé expérimentalement ou simulation numérique. , afin de déterminer la part de puissance thermique générée par la déformation ou labourage, qui partira dans le pion via la résistance thermique de contact.

III.6 Modèle mathématique du Coefficient de frottement :

Les conditions de contact et de frottement sont généralement modélisées à l'aide d'un coefficient de frottement. En usinage, le contact est d'abord regardé à travers le coefficient de frottement apparent (ou moyen) μ (cf. équation III.1). L'expérience montre que μ dépend à la fois de la vitesse de coupe, de l'avance et de la géométrie de l'outil. Moufki *et al* [36] proposent que le coefficient de frottement apparent évolue en fonction de la température moyenne à l'interface outil copeau T_{int} (Figure III.15) :

$$\mu = \mu \left\lceil 1 - (T_{int} - T_o)/(T_f - T_o) \right\rfloor^{\alpha} \qquad \text{III.15}$$

Où T_f est la température de fusion, T_0 et μ_0 sont les valeurs de référence.
Le modèle présente une chute du coefficient du frottement avec la vitesse de coupe, donc l'augmentation de la température. Ceci a permit à ces auteurs de conclure que les grandes vitesses de coupe sont accompagnées d'une forte baisse des efforts de coupe.

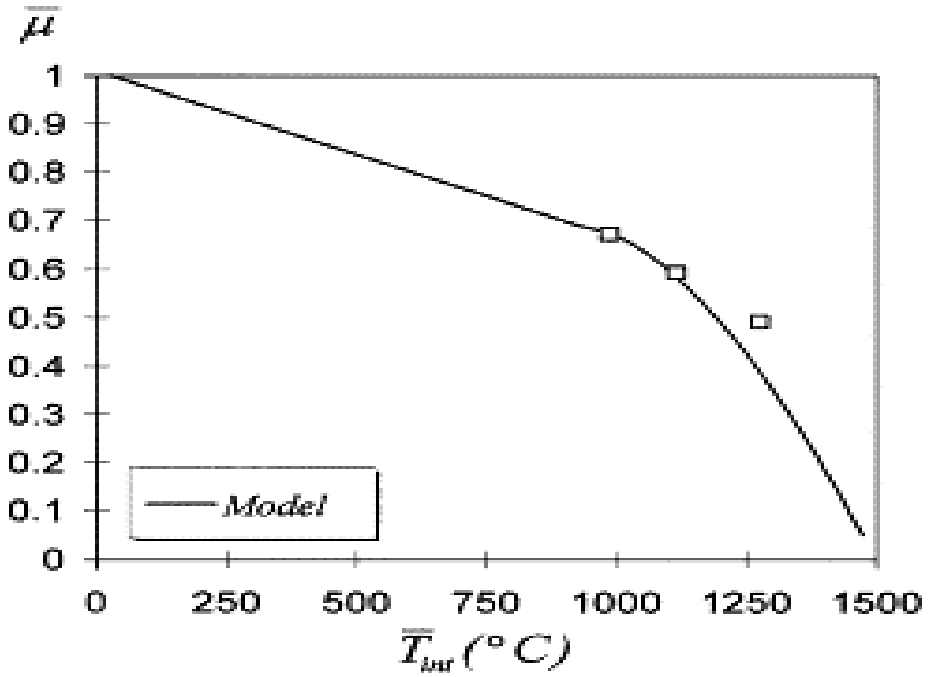


Figure III.15 Evolution du coefficient de frottement apparent μ en fonction de la température moyenne à l'interface outil/copeau [36].

Le coefficient de frottement apparent est défini à partir des efforts qui résultent non seulement des interactions à l'interface outil-copeau mais également des actions sur l'arrondi d'outil et des phénomènes de frottement entre la face de dépouille et la surface de la pièce, [39].
Donc, une approche locale du coefficient de frottement est plus adéquate pour une analyse plus fine des phénomènes à l'interface outil-copeau. Certaines approches tentent alors à

travers le coefficient de frottement μ ($\mu \neq \bar{\mu}$) d'exprimer la contrainte de cisaillement τ en fonction de la contrainte normale à l'interface outil-copeau σ_n. Parmi ces expressions, on trouve la relation de type Coulomb :

$$\tau = \mu \cdot \sigma_n \qquad \text{(III-16).}$$

Pour se rapprocher d'avantage des profils expérimentaux, certaines relations plus récentes sont proposées, [24]. Il s'agit d'équations semi empiriques (III-17 et 18). ces équations sont utilisées dans certains modèles numériques de la coupe :

$$\tau = k\,(1 - \exp[-\mu \cdot \sigma_n / k]) \qquad \text{(III-17)}$$

$$\tau = (m.k)\,(1 - \exp[-\mu \cdot \sigma_n / m.k]) \qquad \text{(III-18)}$$

Où *k* est la contrainte d'écoulement en cisaillement.
m et *n* sont des paramètres d'ajustement.
Au voisinage de la pointe de l'outil, autrement dit σ_n tend vers l'infini et $\tau = k$, (cas du modèle de Zorev).[25]

III. 7 Différentes formes d'usure :

Lors de l'usinage à sec, plusieurs formes d'usure peuvent apparaitre. Zhang *et al* [43] ont établit la carte d'usure en fonction de la vitesse de coupe et de l'avance. Les auteurs ont mis en évidence cinq régions différentes. Ces dernières correspondent aux mécanismes d'usure suivants: usure par adhésion, usure par adhésion et abrasion, usure par abrasion, déformation plastique sévère et usure thermique (Figure III.16).

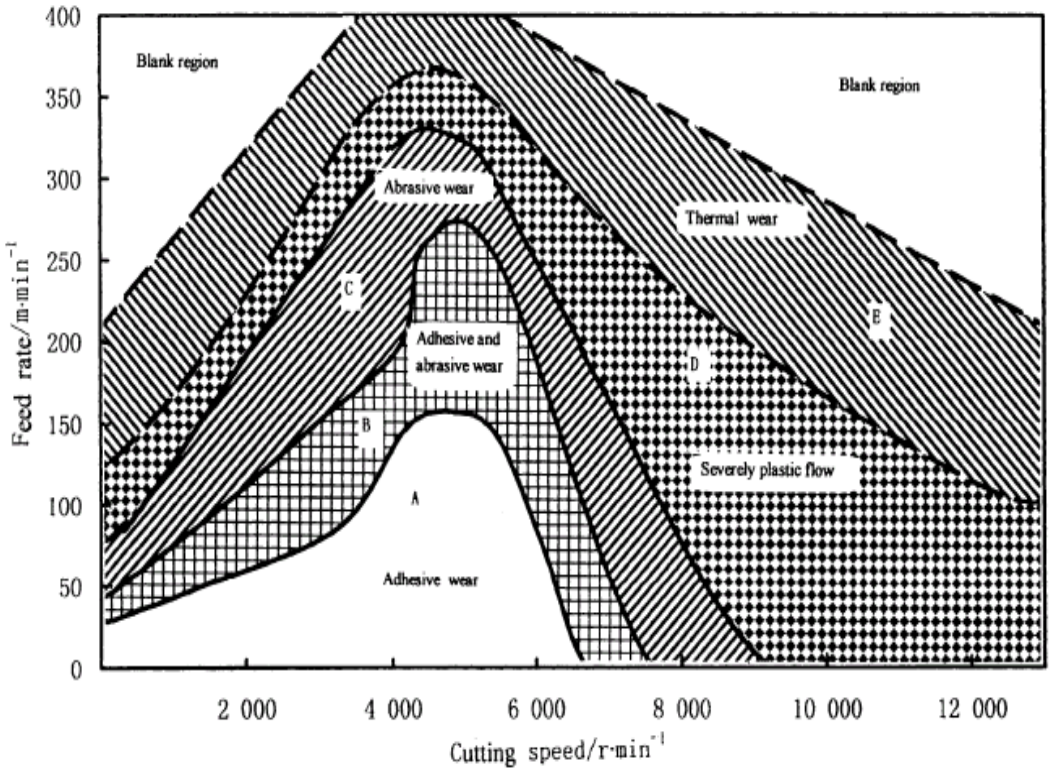


Figure III.16. Carte de l'usure d'un outil en acier rapide dans le cas du perçage à sec d'un alliage d'aluminium $AlSi_9Cu_3$, [43, 44].

Dans la bibliographie, la nature de l'endommagement dépend de la composition de l'alliage, du procédé d'usinage et des conditions de coupe (Tableau III.2). On cite que l'usure par abrasion domine lorsque l'alliage contient des éléments durs tels que le silicium, les carbures de silicium ou les oxydes d'aluminium. Par contre, la formation de cratère par diffusion est rarement évoquée. En général, l'endommagement des outils est causé par les phénomènes d'adhésion au niveau de la face de coupe. Le dépôt peut prendre la forme d'une arête rapportée (BUE), d'une couche adhérente (« Buil-Up Layer » ou BUL) ou de copeaux adhérents. Le phénomène d'arête rapportée apparaît principalement dans le domaine des faibles vitesses de coupe. Ce dernier est favorisé par la présence de certains éléments comme le silicium au sein de la matrice d'aluminium, [44]. A plus grandes vitesses de coupe, les phénomènes de collage subsistent encore, mais prennent d'abord la forme d'une fine couche adhérente et à plus long terme, peut favoriser un dépôt d'aluminium plus important.

L'emploi d'angles de coupe élevés est particulièrement recommandé pour faciliter l'évacuation des copeaux. Pour des raisons de respect de l'environnement, l'emploi de fluide de coupe dans sa forme classique (arrosage) est entrain d'être remplacé par la micro-lubrification (MQL). L'absence de lubrification peut également être compensée par l'utilisation de géométries d'outils et de conditions de coupe optimisées. On note également que les revêtements peuvent aussi présenter une solution au remplacement des lubrifiants.

Le tableau III.2 rassemble les informations sur les formes d'usure rencontrée entre les couples matériaux : outil de coupe. Il donne les formes d'endommagement des outils.

Matériau usiné	**Outil**	**Procédé d'usinage**	**Endommagement, usure**	**Références**
Aluminium pur	Carbure	Coupe orthogonale	Couche adhérente	64
AA2024 (Al-Cu)	Carbure (revêtu)	Tournage	Arête rapportée, couche adhérente	65
AA2024 (Al-Cu)	Carbure	Perçage	Arête rapportée, couche adhérente	28
Al2024 (Al-Cu)	Carbure	Fraisage	Arête rapportée	66
ASTM 2014 (Al-Cu)	Carbure	Perçage	Collage	67
Al-Mg	Carbure	Tournage	Collage	68
ACP 5080 (Al-Mg)	Acier rapide	Perçage	Copeau adhérent	69
Al-Si	Carbure	Coupe orthogonale	Arête rapportée	70
SAE 327 (Al-Si)	Carbure	Perçage	Copeau adhérent	71
A356 (Al-Si)	Acier rapide	Perçage	Usure en dépouille	72
Al-Si-Cu	Acier rapide	Perçage	Abrasion, Adhésion, diffusion	40
Al-SiC	Carbure	Perçage	Abrasion	70
Duralcan (A380+SiC)	Diamant	tournage	Abrasion	72 suivat leurs nuances.

Tableau III.2. Endommagements rencontrés lors de l'usinage à sec des alliages d'aluminium [38].

On note que la formation de cratère par diffusion n'est jamais évoquée et que l'usure par abrasion est prédominante lorsque le matériau à usiner contient des éléments durs tels que le silicium ou les oxydes d'aluminium.

Chapitre IV Présentation des équipements de recherche

IV.1 Rappel:

Avant de réaliser les essais au laboratoire LTDS (Laboratoire de Tribologie et Dynamique des Système) à L'ENISE (Ecole Nationale d'Ingénieure de Saint Etienne), des essais préliminaires en Algérie au Laboratoire de Mécanique à l'université de M'Sila ont été réalisés. Le matériel n'est pas le même, mais le principe des essais est similaire. Du fait que nous ne disposons pas de lieu la table dynamométrique (Table Kisler), nous avons plaqué sur l'outil un capteur (jauge de déformation ou grille) pour mesurer les efforts de coupe (Figure IV.1). Comme on a utilisé une machine à commande numérique CNC compact pour les essais au lieu du tour traditionnel (tour Gazeneuve HB300) utilisé au LTDS en France. Les cartes d'acquisitions sont presque les mêmes et repose sur le principe similaire.

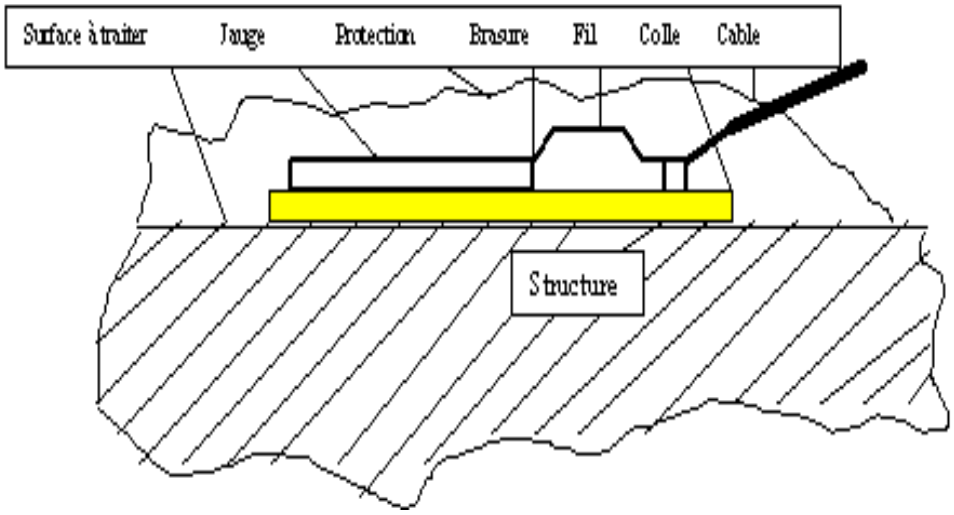


Figure IV.1 Implantation de la jauge de déformation sur l'outil de coupe

Lorsque l'usure devient anormale, elle se manifeste par une variation de frottement, ce qui conduit à un excès d'effort qui se traduit à l'aide de la jauge de contrainte en tension détecté par un voltmètre. Nous avons procédé à l'étalonnage du système comme l'indique la Figure IV.2, afin de convertir la valeur de la tension à la sortie en unité de force. Un schéma d'installation ou chaîne de mesure, partant de l'outil jusqu'à la carte d'acquisition.
Pour le bon déroulement des essais, une vérification le système s'impose. On doit déterminer pratiquement les paramètres k, α, β issu de la formule IV.1, pour éviter d'enfoncer notre machine:

$$\mathbf{Ft = K * f^{\alpha} * a^{\beta}} \qquad \text{IV.1}$$

Applicable pour les outils de coupe en acier.

Avec **Ft**: effort tangentiel; **K**: effort spécifique de coupe; **f** avance;
a: profondeur de passe; **α, β** des exposants.

Afin de pouvoir calculer l'effort tangentiel de coupe dans les conditions de travail bien défini et comparer les résultats pratiques à la théorie. Pour cela, on effectue des essais sur deux

matériaux différents qu'on connaît leurs efforts spécifiques de coupe au préalable. On déduit les trois paramètres **k, α, β**. Les résultats sont satisfaisants [51, 52].

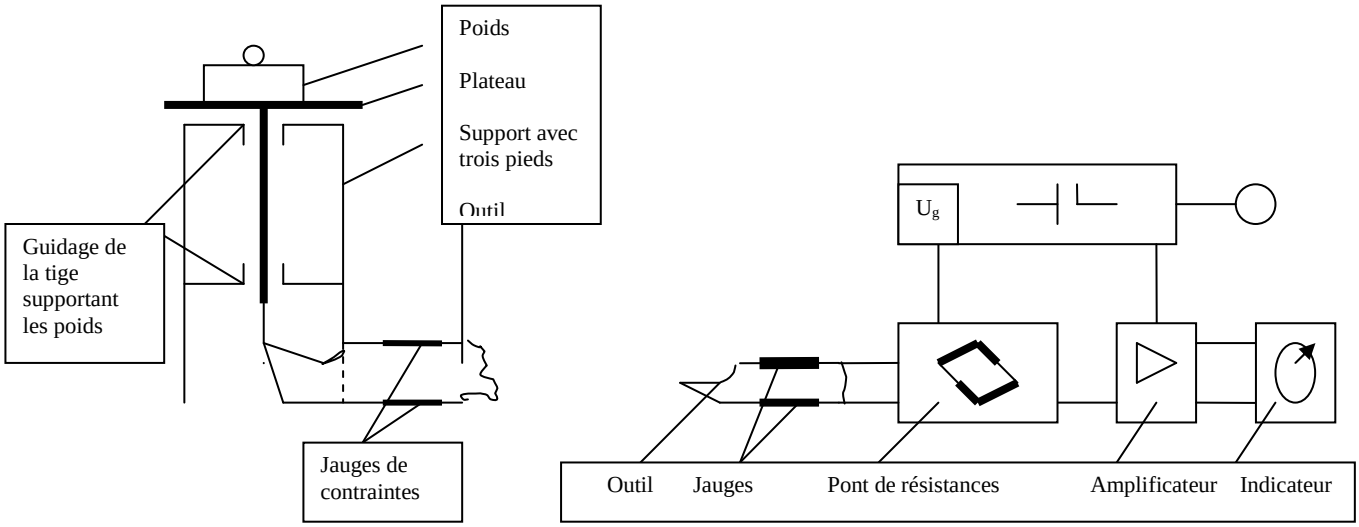


Figure IV.2 Système de calibrage et d'acquisition de l'effort

IV.2. Description des essais de la première partie:

IV.2.1 Matériels utilisés:

IV.2.1.1 Principe de mesure :

Les premiers essais ont été réalisés dans le Laboratoire de la commande numérique du département de Génie Mécanique de l'université de M'Sila en collaboration avec d'autres Laboratoires des entreprises avoisinantes (Algal, Sonalgaz, Inditex) et qui ont été publié récemment.

On pratique des essais de longues durée, répétés plusieurs fois afin d'écarter tout soupçon et d'obtenir de bon résultats.

Au début le relevé de l'usure V_B a été effectué avec un rugosimètre équipé d'un palpeur sans patin, puis un projecteur de profil d'objectif 20x. Comme c'est très délicat, nous avons pensés à l'incrémentation de la machine (MOCN).

Les valeurs obtenues ont été comparé à celles relevé sur la machine à commande numérique dont le principe d'évaluation de l'usure est présenté par la Figure IV.3. Un programme machine à été établis pour ce cas. Les résultats obtenus par cette méthode sont très proches.

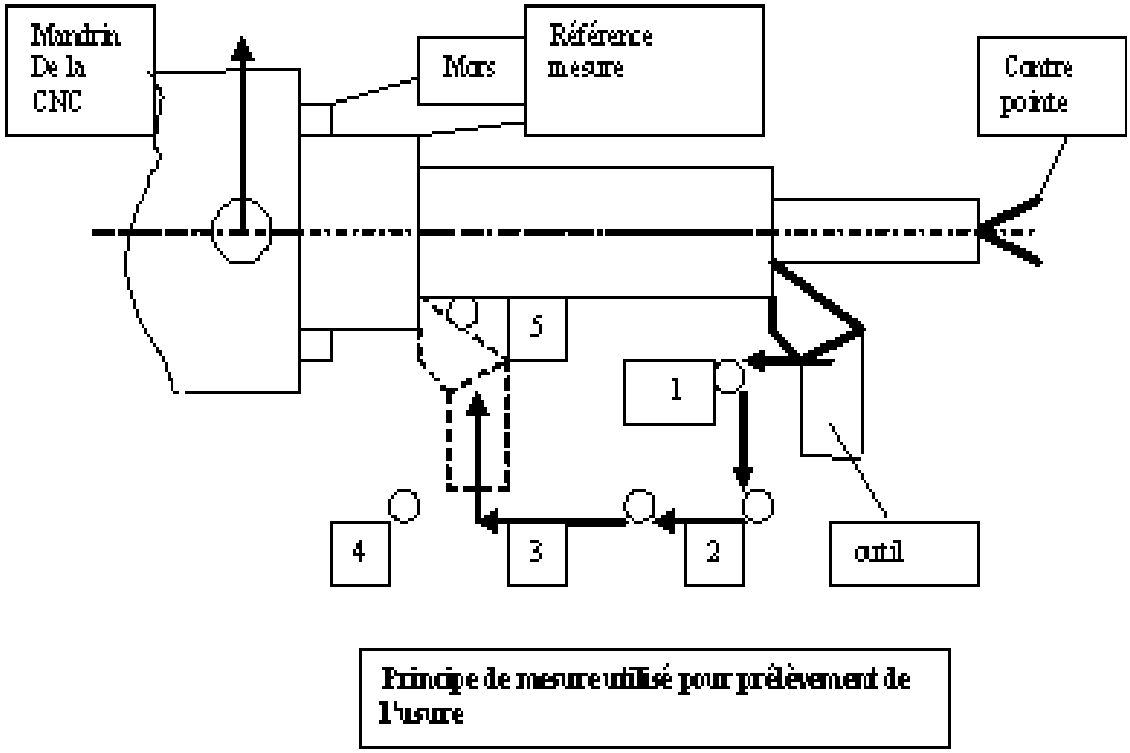


Figure IV.3 Principe d'évaluation de l'usure en dépouille

IV.2.1.2 Equipement de recherche:

a) Machine outil : C'est un tour à commande numérique avec calculateur CNC type EMCO compact de faible puissance à la broche.
b) Outil de coupe : C'est un outil droit à charioter en acier rapide supérieur A.R.S de nuance 444 S de géométrie α=8°; χ=90°; λ=0° de dureté HRC=64. Symbole conventionnel (Z85DCWV09-04-02-01).

c) Matière d'essais: C'est la fonte grise Ft20 et le bronze CuSn8 étiré (U-E9P) ayant la composition chimique et les caractéristiques mécaniques suivantes : 8.5%Sn, 0.15%P, reste Cu de Rm=45daN/mm^2 ; R_e=30daN/mm^2, HB120.

d) Appareillage de mesure : Pour la mesure de l'effort, des jauges de déformations montées directement sur l'outil de coupe suivant la contrainte de traction et de compression.
La mesure de l'usure est effectué au début par un projecteur de profil d'objectif 20x équipé d'une table à deux déplacement X, Y de précision 1/100mm. Après comparaison des résultats avec celles obtenus par la mesure sur l'axe transversale du tour lui-même (axe X) de précision 1/100mm, et en prenant une référence de mesure sur la partie de la pièce montée dans le mandrin de la machine. Les résultats semblent similaires.

IV.2.2 Conditions de coupe:

Après les calculs préalables des conditions de résistance à la coupe de l'outil (à la rupture et la déformation) et par suite, calcul approximatif de l'effort de coupe. On détermine la puissance absorbée durant la coupe pour ne pas enfoncer notre machine. De cette manière, on peut modifier les paramètres de coupe sans dépasser la puissance disponible à la broche.

Les essais ont été réalisés à sec. Le critère d'usure retenu est V_B =0.3mm pour la finition et 0.6mm pour ébauche selon la norme ISO 3685-1977 (F) [53]. Cinq résultats des tests sont obtenus. Les paramètres de coupe sont affichés pour chaque courbe.

IV.3 Présentation du contexte de travail

Ce travail entre dans le cadre d'une collaboration entre le CREAS, le laboratoire de recherche du sidérurgiste Ascométal, et l'équipe tribologie appliquée à l'usinage du LTDS. Les moyens matériels on été mis à disposition par le LTDS. Les moyens expérimentaux sont installés au pôle productique de la ville de Saint-Étienne, la matière étant fournie par Ascométal.

IV.3.1 Tribomètre utilisé:

Le tribomètre utilisé au cours de cette étude, est un tribo-système-ouvert. Il est conçu sur la base du principe d'Olsson [36] et ensuite, développé par Meiller [42]. La figure IV.4 présente une vue générale de ce dispositif. Ce tribomètre est monté sur un tour traditionnel de marque Gazeneuve Figure IV.5. Ce dernier est équipé d'une table dynamométrique Kistler. Elle est placée sous le porte pion. Cet équipement permet l'acquisition des efforts de coupe. Un système de mesure du flux de chaleur est mis au point. Il s'agit d'un porte pion instrumenté sur la figure. Ceci permet de mesurer le flux de chaleur traversant le pion. [35, 39, 42].

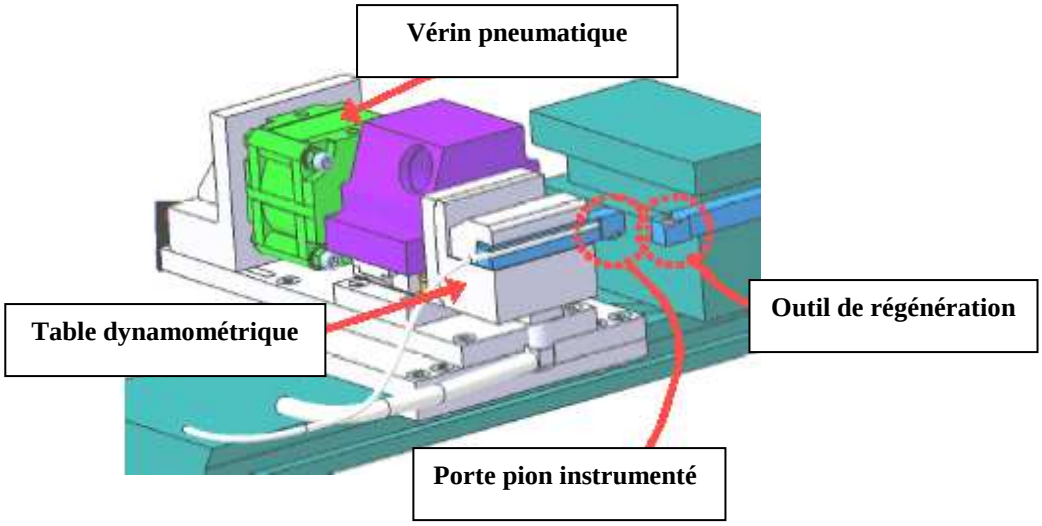


Figure IV.4 Ensemble tribomètre radial

Un vérin pneumatique permet le plaquage du pion contre la pièce ; avec une pression de contact réglable.
L'ensemble du système a fait l'objet de nombreuses améliorations [45, 46, 47]. Elle reprend en grande partie des éléments du tribomètre radial, à savoir une table d'acquisition Kistler de type tournage et une instrumentation en flux de chaleur dans le porte pion. La différence technologique réside tout d'abord dans la géométrie du brut. Il s'agit d'une barre pleine montée dans les mors d'un tour traditionnel (Figure IV.7).

On note que le tour utilisé, est équipé d'un moteur à variateur de vitesse électronique. Cette caractéristique permet d'atteindre des hautes vitesses de rotation (pour permettre des usinages à grande vitesse UGV). On s'est servi d'un tachymètre manuel pour le réglage précis de la vitesse de rotation.

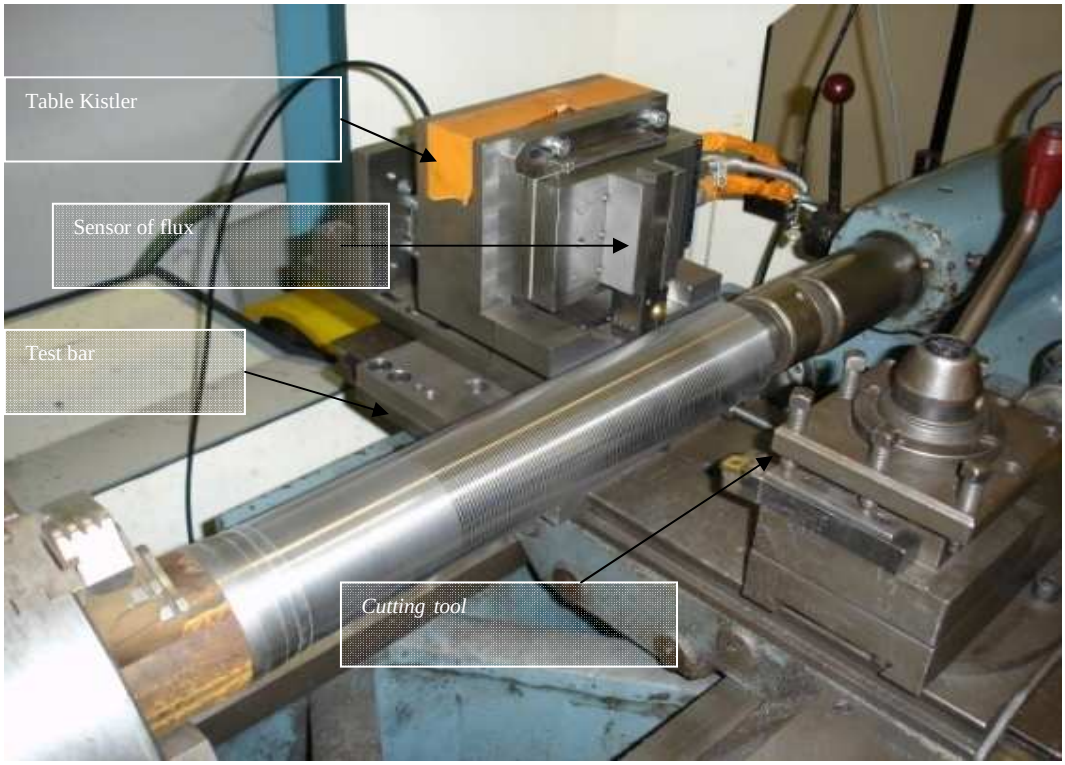
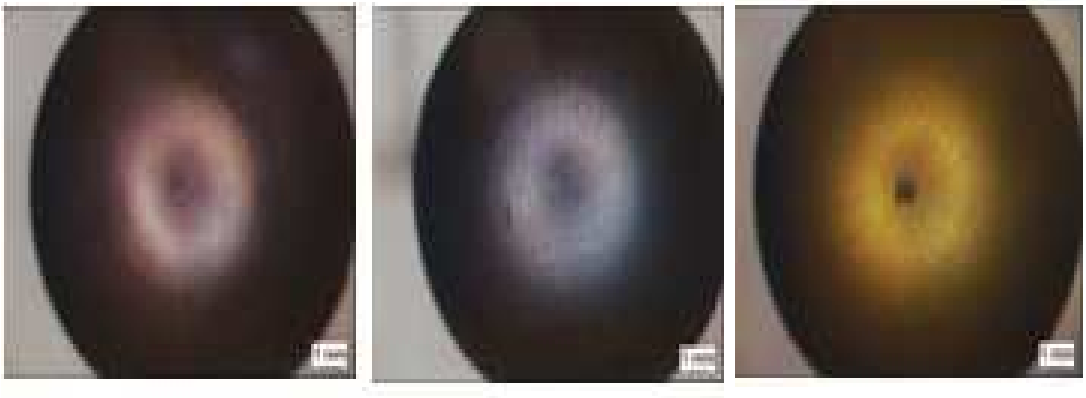


Figure IV.5: Tour Gazeneuve HB300 et ses équipements.

Des pions en carbure revêtus différemment (Figure IV.6) sont utilisés comme outil pour créer des sillons sur cette barre d'acier Inoxydable de deux nuances 42CrMo4 et 27MnCr5.

Nous avons retenus pour cette étude 2 revêtements de la société ThermiPlatin, partenaire du projet. On retrouve ainsi le TiN, AlTiN. Le troisième pion AlTiCN est programmé dans l'étude mais orienté sur un autre axe de recherche. Les caractéristiques de ces revêtements sont regroupées dans le tableauV.2: (données ThermiPlatin, Tableau IV.1) :
Ces pions à têtes sphériques de différents diamètre 9, 13, 17 mm, utilisés pour le rayage sont fini par polissage sur un centre d'usinage 5 axes ; pour avoir la meilleur qualité de surface possible. L'outil de chariotage de régénération, à pastille amovible en carbure revêtus, est aussi un élément d'essai pour définir l'usure.



AlTiCN AlTiN TiN



AlTiN TiN AlTiCN

Figure IV.6 Les pions revêtus selon couleurs et diamètres 9; 13; 17mm.

	TiN	AlTiN	AlTiCN
Nom commercial	Béta	Nanostructuré	Variantic
Apparence	Doré	Bleu nuit	Vieux rose
Dureté HV 0.01	2500	3500	3800
μ théorique	0.55	0.7	0.2
Tenue à chaud	600	900	800

Tableau IV.1 Caractéristique des revêtements des pions ‘données ThermiPlatin’

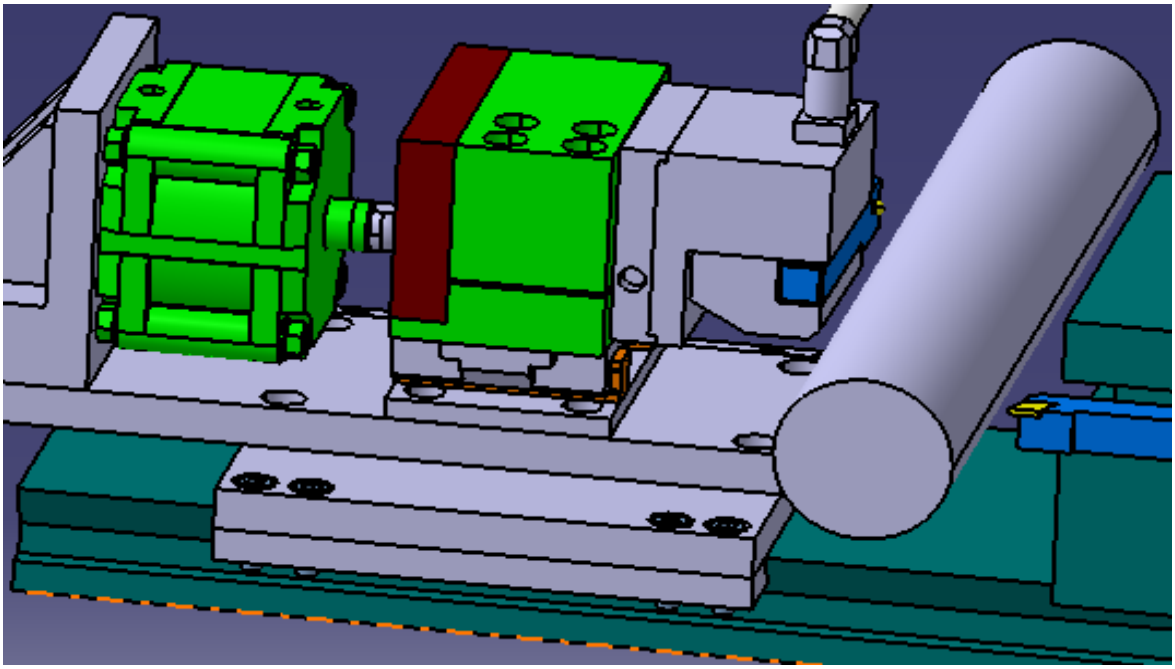
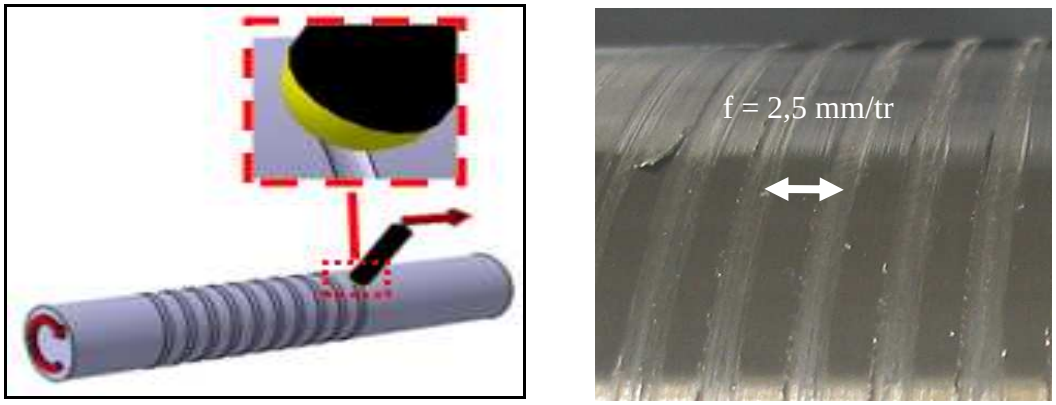


Figure IV.7 Photo tribomètre radial et ses équipements en vue transversale.

Le déplacement du pion à tête sphérique sur la barre d'essai est schématisé par la Figure IV. 8. C'est une opération de chariotage extérieur avec une vitesse d'avance importante, réalisé par la vis mer. Il s'agit de réaliser des sillons sans recouvrement.



a) Déplacement du pion **b)** Sillons réalisés

Figure IV.8 Présentation du rayage sur la barre d'essai**.**

La figure IV.8 b) présente un échantillon réel des sillons réalisés avec une vitesse d'avance f = 2.5 mm/tr. Ceci ressemble à des filets d'un outil de filetage de forme (tête sphérique).

Le tribomètre utilisé est capable :

- de réaliser des essais de frottement à des vitesses et des pressions très élevées simulant l'interface outil/pièce/copeau lors d'une opération d'usinage.
- de frotter sur une surface régénérée et chimiquement activée.
- de quantifier l'échange thermique entre les deux solides.

La figure IV.9 illustre tous les accessoires nécessaires à la compréhension de différentes acquisitions et du déroulement des essais.

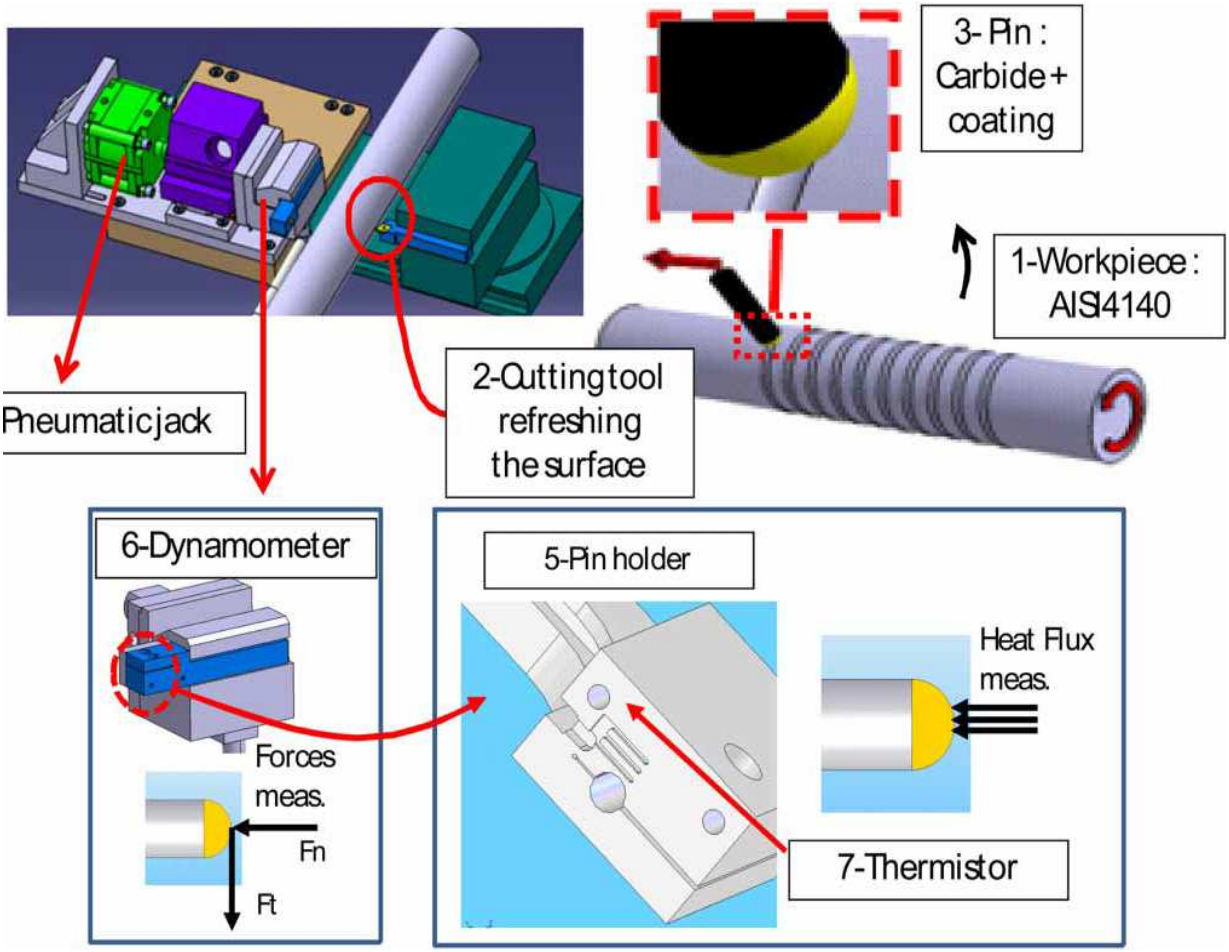


Figure IV.9 Configuration complète du tribomètre utilisé.

IV.3.2 Fidélité du tribomètre utilisé:

Pour s'assurer de la performance et la fidélité du tribomètre utilisé, des essais sur différents couples de matériaux pièces-outils ont été réalisés, dans les mêmes conditions.

La Figure IV.10, présente les évolutions transitoire du coefficient de frottement apparent pour cinq essais. Ces derniers sont réalisés sur l'acier 42CrMo4 de dureté 290 HB avec un pion en carbure revêtus TiN dans les mêmes conditions de vitesse et de pression (V= 120 m/min et P_{moy}=2800 MPa).

Le coefficient de frottement apparent µ représente la valeur moyenne où les efforts sont stables. Le tableau IV.2 regroupe les résultats du coefficient de frottement apparent pour un intervalle de confiance de 95%.

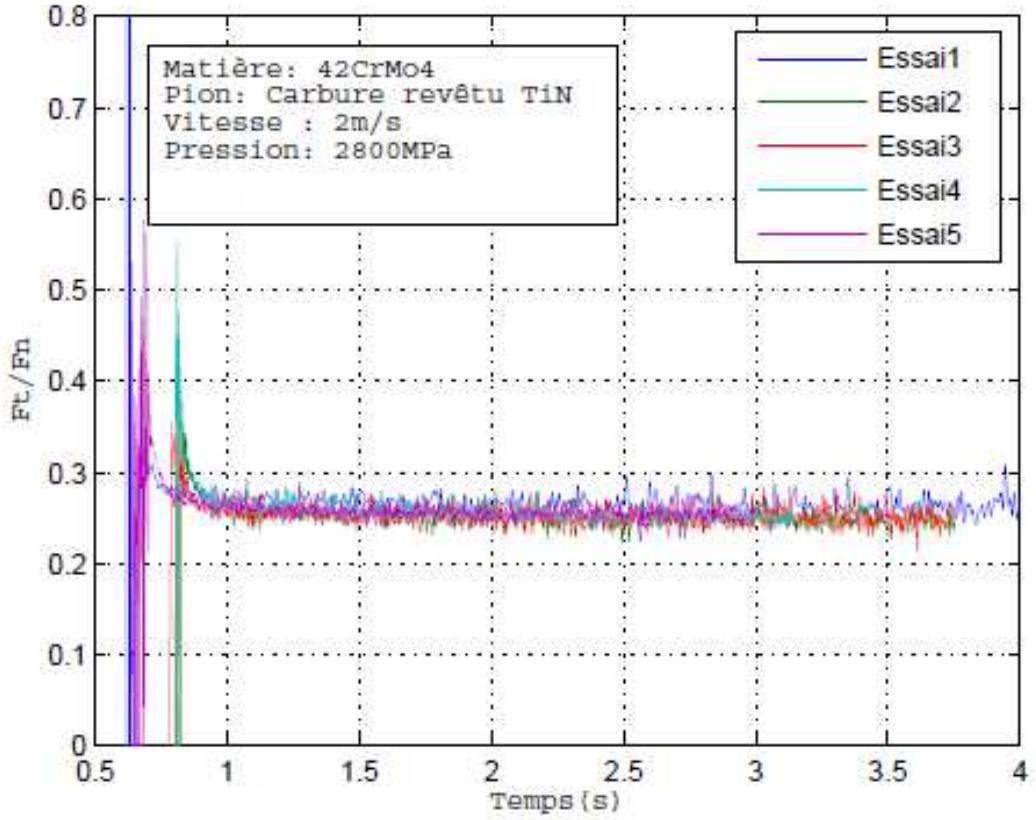


Fig IV.10 Fidélité du tribomètre**.[35]**

Essai	Coefficient de frottement
Essai 1	0.260
Essai 2	0.252
Essai 3	0.251
Essai 4	0.258
Essai 5	0.257
moyenne	0.256
Ecart type (σ)	0.004
Erreur % (Δx 100 /2)	0.503

Tableau IV.2 Résultats des tests de la reproductibilité du système : $\Delta x = t_{95\,\%}\ \sigma$, avec $t_{95\,\%}$ est une constante qui correspond à un intervalle de confiance 95 % selon le test de Student [35]

IV.4 Approche de l'essai expérimental:

La pression de contact est appliquée à l'aide d'un vérin pneumatique de faible portée, sur le pion instrumenté. Ce dernier est fixé à un dynamomètre. Il permet la mesure en temps réel, des deux composantes de l'effort de frottement en temps réel. Des thermistances sont incorporées dans le pion, permettent par un calcul thermique, d'estimer le flux de chaleur transmet vers le pion à travers la surface de contact (l'interface pion-copeau-pièce). Un outil de chariotage à plaquette amovible placé au verso de la barre permet de régénérer la surface de contact dans les mêmes configurations qu'une configuration de coupe orthogonale (Figure IV.7). En effet, la profondeur de passe (a_p), est égale à 0.4 mm sur le rayon (0.8mm sur le

diamètre mm). L'avance f, est choisie de façon à obtenir un bon état de surface et à enlever la couche affectée par le pion (thermiquement et mécaniquement). Elle est fixée à 0.3 mm/tr pour tous les essais.
Afin de mesurer les efforts de frottement, l'ensemble (pion / porte-pion) (5) est fixé à une table Kistler (6) de type 9121, équipée de quatre capteurs piézo-électriques (Figure IV.9). Ce dynamomètre est utilisé généralement pour mesurer les efforts de coupe allant jusqu'à 6 KN lors des procédés de tournage. Il est caractérisé par une haute sensibilité. Deux câbles de connexion sont utilisés pour transmettre les signaux vers un conditionneur constitué d'un amplificateur et d'un filtre passe-bas. Un progiciel développé sous Labview, sert à acquérir et enregistrer les efforts de frottement.

IV.4.1 Détermination de la pression de contact:

La surface de travail du pion est sphérique, comme le montre la figure IV.11. Dans notre cas, on considère que la force appliquée sur le pion est celle du vérin pneumatique. La pression de contact moyenne est exprimée par la formule suivante:

$$\mathbf{P = 8\ F_{n.} / \pi\ .W^2}$$

Avec : $\mathbf{F_n}$ la force normale et **W** la largeur du sillon.

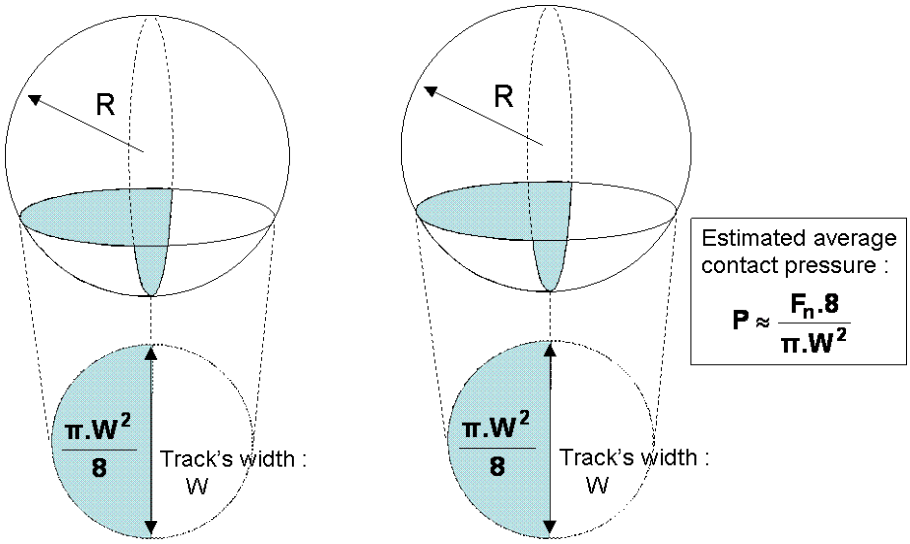


Figure IV.11 Aire de contact pion plan

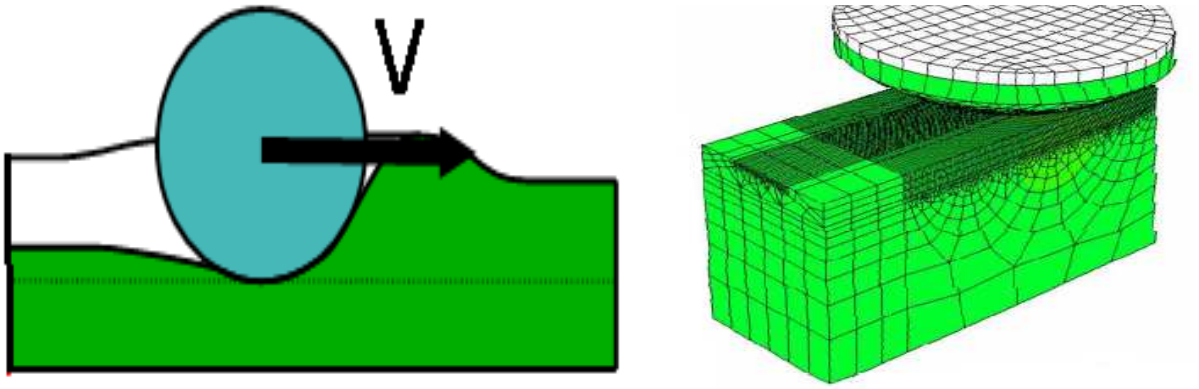
IV.4.2 Estimation de la pression de contact:

La simulation numérique de l'essai de frottement a permis de donner les valeurs de la pression de contact en tout point de l'interface. Les valeurs maximales se trouvent en amont de la surface du contact. La Figure IV.12 présente un exemple de répartition de la pression sous le pion donné par ce modèle numérique.[41]

Les résultats numériques ont montré que la pression de contact n'est pas homogène sur toute la surface de contact. L'évaluation ainsi et pour chaque essai, une valeur moyenne. On considère aussi que la vitesse de frottement n'influe pas sur la pression bien que le modèle numérique ait montré un léger écart entre chacune des vitesses.

En revanche les valeurs de la pression moyenne de contact données par le modèle numérique sont légèrement inférieures à celles estimées expérimentalement. Ceci parce qu'on néglige le retour élastique lors de la mesure de la trace du pion sur la pièce (sillon) de frottement.

.



Dessin rayage **Rayage numérique**

Figure IV.12 Distribution de la pression de contact sous le pion dans le cas du frottement 42CrMo4 (V=95 m/min Fn ≈ 1000 N).[41]

IV.5 Mesure du flux de chaleur:

Pour la détermination du flux de chaleur transmis vers le pion, trois thermistances sont logées sous le pion. L'emplacement des thermistances est défini à partir d'une simulation numérique de transfert de chaleur effectuée par F. Zemzemi [48].

La figure IV.13, montre l'emplacement et la disposition pions (fixation par vis), les thermistances et câblage nécessaire pour l'interface d'acquisition.

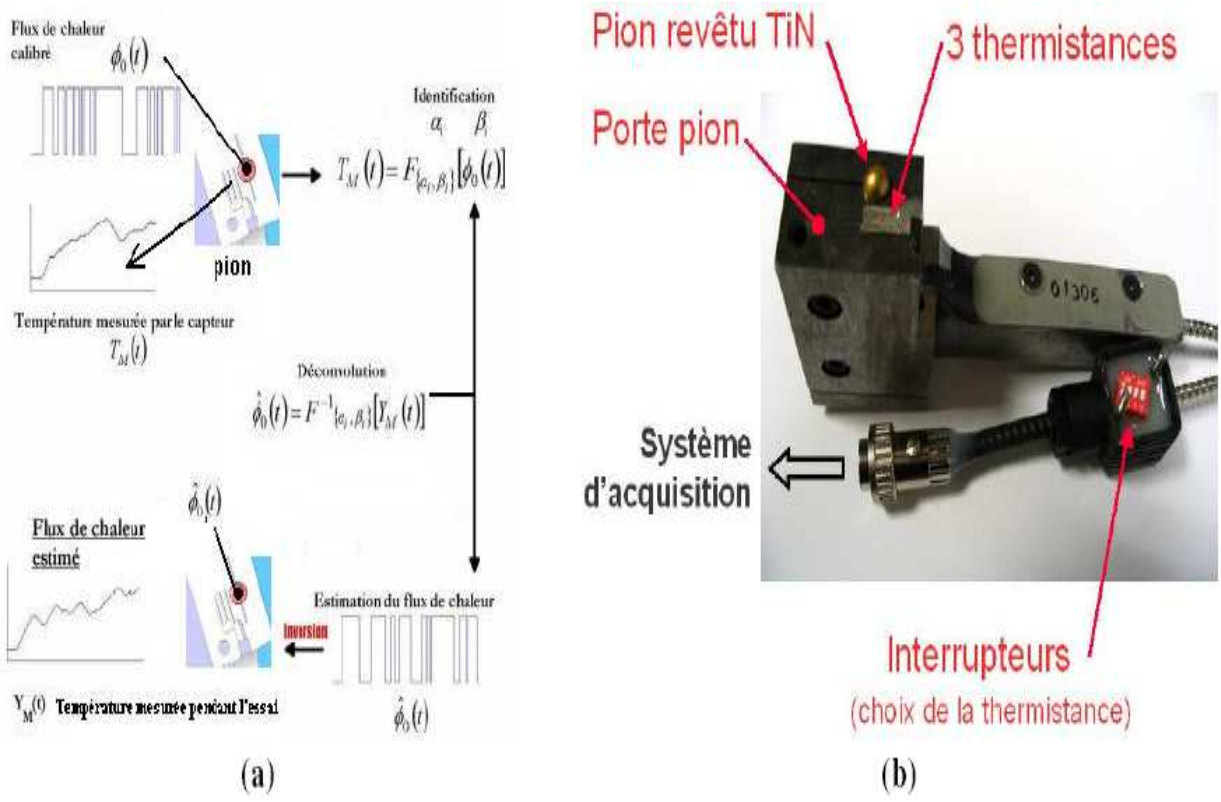


Figure IV.13 Principe de l'estimation du flux de chaleur transmis dans le pion (a) et porte pion instrumenté en flux de chaleur (b)

IV.5.1 Principe d'évaluation du flux:

Le flux de chaleur transmis vers 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 (figure IV.14).[49]

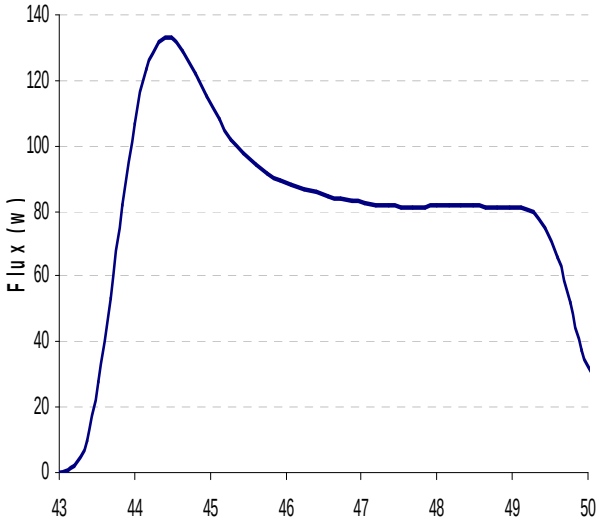


Figure IV.14 Exemple de flux de chaleur mesuré lors de l'essai de frottement sur l'acier C45 Vitac 3000, V=120m/min, Fn=1000N [50]

On ne peut considérer que les valeurs de flux de chaleur estimées lors des phases stables. Les mesures sont prises dans le domaine stationnaire. Il faut noter que ce principe d'estimation par inversion est relativement sensible aux variations de température. Ce dernier ne débute qu'à partir de deux secondes. A chaque essai, il faut enregistrer le flux de chaleur, les efforts mesurés, analyser les sillons créer sur la barre d'essai et récupéré pour analyse.

IV.5.2 Procédure des essais de la deuxième partie:

Après analyse des sillons, on remet la barre d'essais dans le mandrin pour l'essai suivant. On régénère la surface de frottement à l'aide de l'outil à charioter, puis en effectue un toilage parfait pour obtenir le meilleur état de surface possible (Figure IV.15) pour le rayage suivant.
Généralement la vérification de la qualité de toilage se fait par toucher à la main. On mesure le diamètre de la pièce, pour déterminer le nombre de tour du mandrin pour une vitesse définie en m/min. On met le mandrin en marche et à l'aide d'un tachymètre, on règle le potentiomètre au nombre de tour correspondant. On démarre l'interface de flux de chaleur et celui de l'acquisition des efforts. Entre temps un opérateur actionne instantanément un électrovanne de pression d'air pour presser le pion contre la barre d'essaie. Instantanément en enclenche le levier de démarrage de la vis mer. Arrivé à l'extrémité de la barre d'essaie, en déclenche instantanément l'électrovanne de pression et le levier du tour ; fin d'essai.
On vérifie les valeurs enregistré par les deux acquisitions : flux de chaleur et effort de coupe.
On enlève le pion d'essai et la barre pour l'exploration sous microscope pour évaluer l'essai.



Figure IV.15 Toilage de surface après chariotage

IV.6 L'observation des surfaces en contact

La barre d'essai est souvent enlevée du mandrin du tour pour exploration. Suivant les moyens d'observation (loupe binoculaire, microscope à balayage ou autres), des supports de table sont destinés pour chaque cas (Figure IV.16).

IV.6.1 Présentation des moyens d'observation:

On effectue pour cela trois différents types d'observations: à la loupe binoculaire, au Microscope Electronique à Balayage (MEB), et nous procéderons enfin à une analyse chimique EDS des éléments présents à la surface des pions.
La technique de microscopie employée par le MEB est fondée sur le principe des interactions électrons-matière. Il suffit donc de balayer le faisceau d'électrons sur l'ensemble de sa surface. De plus, Le MEB utilisé au laboratoire 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). L'analyse de structure et de composition sont donc réalisées en une seule étape, ce qui présente l'avantage d'une acquisition rapide des données.
Au cours de cette étude, on s'est basé beaucoup plus sur les moyens simple et rapide. L'utilisation de microscopie MEB n'est utilisé qu'une fois à titre comparatif.

IV.6.1.1 Loupe binoculaire:

L'observation à l'aide d'une loupe binoculaire (1x et 10x) nous renseigne à propos des caractéristiques d'écoulement de la matière sur les surfaces frottantes. Elle dispose également d'un logiciel de traitement des images avec notamment des outils de mesures géométriques.

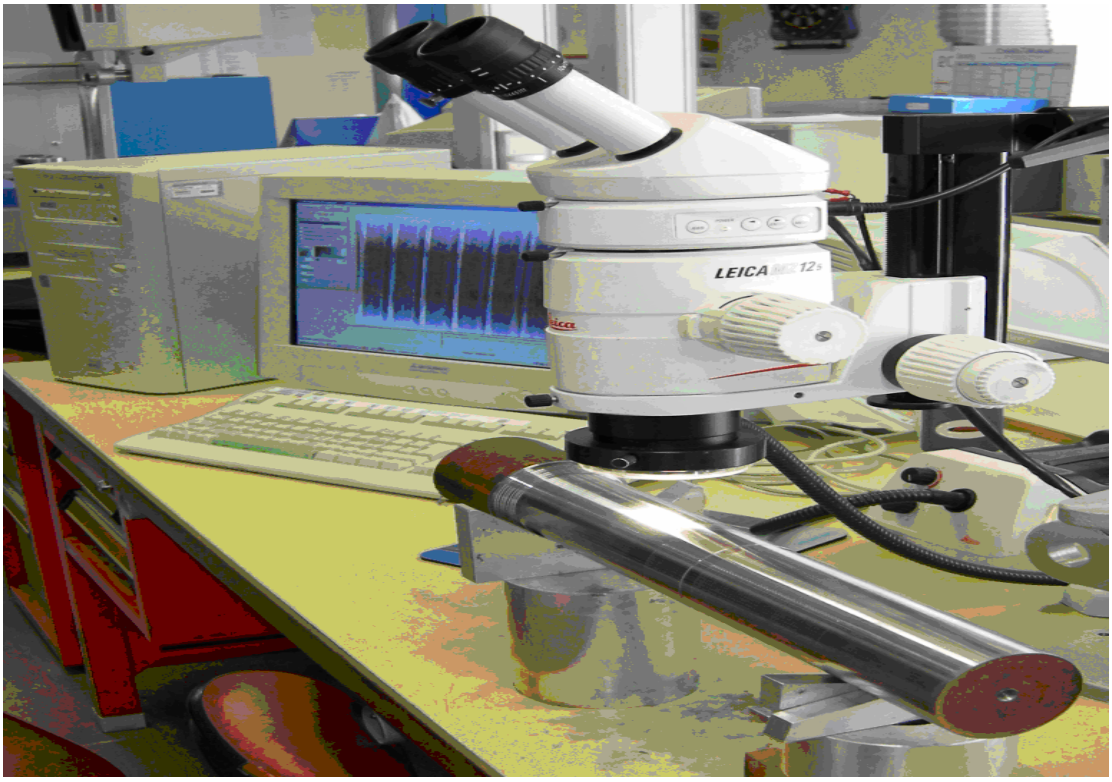


Figure IV.16 Analyse des sillons sur tribomètre radial

IV.6.1.2 Profilomètre Maher:

Le Profilomètre utilisé est de marque Mahr™(Figure IV.17). Il permet de mesurer le profil de surface sur une longueur allant de 1,75 mm à 17,5 mm. Il dispose d'une étendue de mesure allant jusqu'à 150 µm.

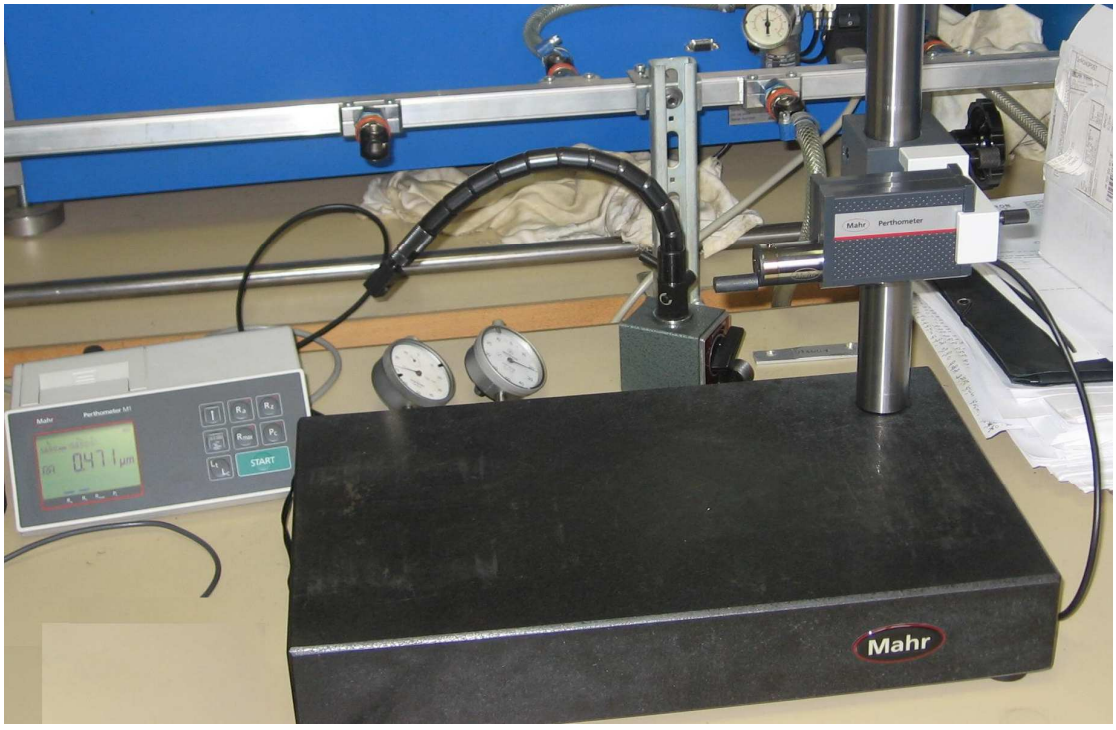
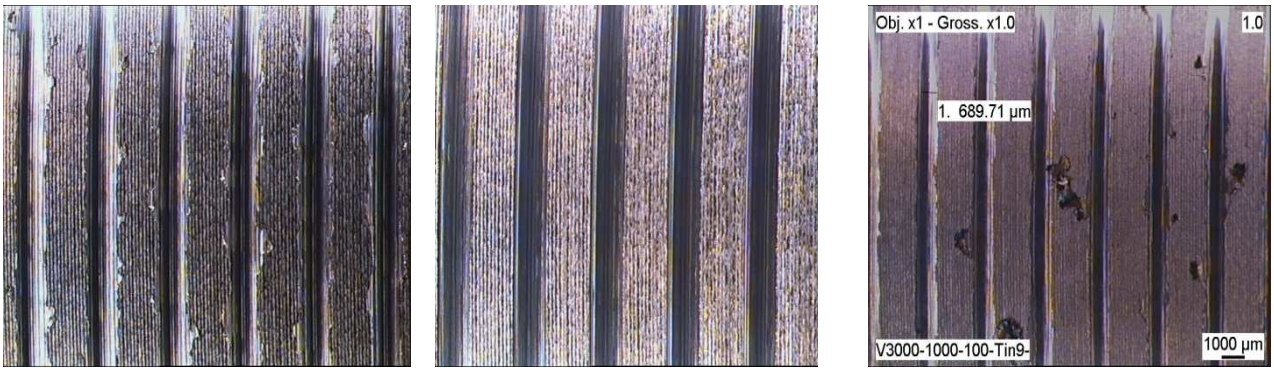


Figure IV.17 Profilomètre Mahr™

IV.7 Mesures de largeurs de sillons:

Après chaque essai de frottement, la pièce utilisée est démontée du tour afin de procéder aux mesures de largeurs des sillons laissés par le pion. Les mesures sont effectuées au milieu de la pièce. Autrement dit, mesurer dans les zones de stabilités des mesures des efforts. Ces données permettent l'évaluation de la pression locale au contact et d'exprimer des densités de flux, et d'évaluer l'impact de la vitesse sur les conditions de glissement du pion (figure IV.18).



Ø13 mm Pion Ø 17 mm Pion Ø 9 mm

Figure IV.18 Comparaison des sillons obtenus après rayage à l'aide des pions de diamètres différents. C45 V3000 - grossissement x1 - Vc = 100 m/min

IV.8 Observation des pions de frottement:

L'observation des pions de frottement nous permet de conforter les hypothèses émises lors de l'interprétation des mesures de frottement. Elle traduit notamment le comportement respectif des matériaux vis-à-vis de l'adhésion, de la diffusion ou tout autre phénomènes tribologiques du couple matériaux en contact (pièce-pion). La Figure IV.19 montre l'adhésion des particules de la pièce sur le pion de frottement.

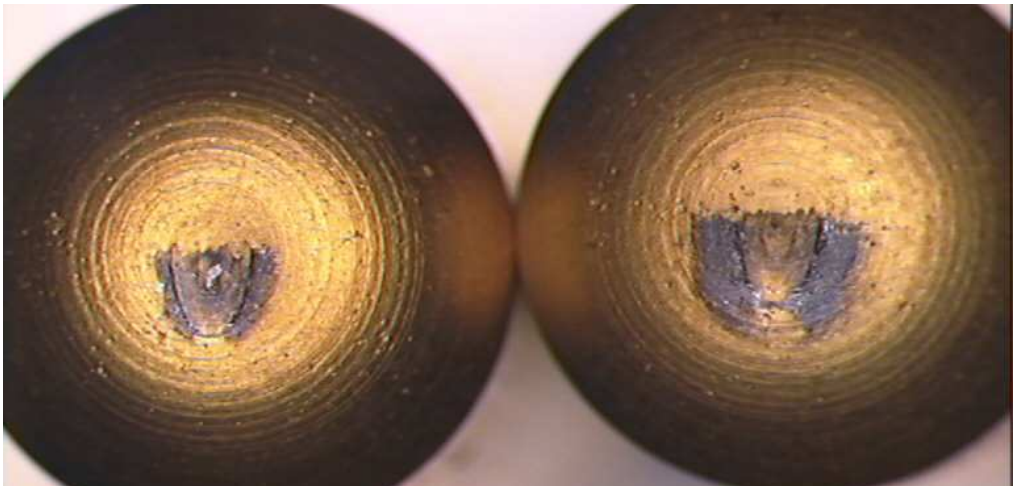


Figure IV.19 Comparaison de l'adhésion laissée par la nuance U à gauche et V3000 à droite. Vc = 100 m/min – pions Ø 9mm [50]

IV.9 Critères d'usure et durée de vie des outils:

IV.9.1 Définition de l'usure:

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

Sur la face de coupe, deux mesures sont habituellement faites pour évaluer le niveau de l'usure en cratère. La première est la profondeur du cratère notée $\boldsymbol{K_T}$ et la deuxième est la distance du centre du cratère à partir de l'arête de l'outil notée $\boldsymbol{K_M}$ (Figure IV.20).

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

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

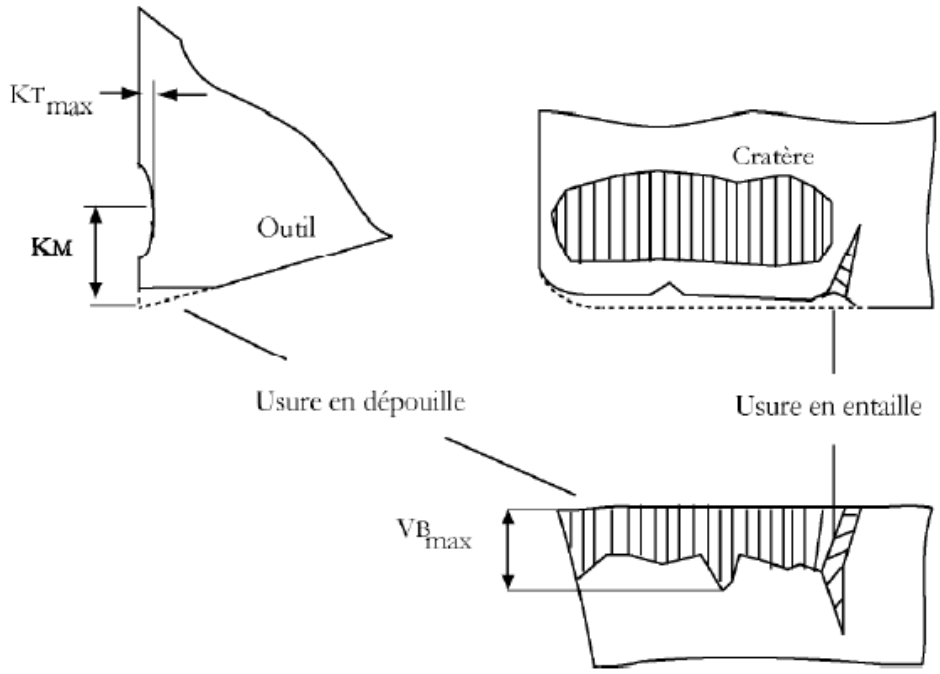


Figure IV.20. Manifestation et mesures des usures.

IV.9.2 Théorie de durée de vie de l'outil:

La durée de coupe d'un outil est définie comme étant la capacité de produire des surfaces de mêmes dimensions et qualité en cours du temps limité malgré sa dégradation résultante. Selon l'ISO 3685: c'est le temps nécessaire pour atteindre un critère de durée de vie spécifique.

On fixe à priori la durée d'utilisation de chacun des outils soit en calculant la durée de vie théorique, à l'aide de modèle mathématique (Taylor, Gilbert…) [57].

$$\mathbf{T = C_V\ V^n\ f^x\ a^y} \qquad \text{(V.4)}$$

Modèle de Taylor généralisé, avec:

T: Durée de vie de coupe ; **V** : vitesse de coupe;
f: vitesse d'avance; **a** : profondeur de passe; **n, x, y** des exposants.
Cv: constante lié à la vitesse

En fixant l'avance **f** et les profondeurs de passe **a** avec des essais déterminés, la loi devient simple:

$\mathbf{T = C_v\ V^n}$ Modèle de Taylor applicable soit en Log

$\mathbf{Log\ T = n\ Log\ V + Log\ C_v}$ équation d'une droite $\mathbf{y = ax + b}$.

On peut déterminer pour chaque vitesse de coupe, une durée de vie correspondante. Mais le problème n'est pas résolu, il faut prévoir les autres incidents d'usinage; tel que défaillance brutale de l'arête de coupe, l'usure anormale, le couple matériaux outil matière à usiner, la qualité de surface produit par cet outil…etc.
Contrairement aux modèles de durée de vie, les modèles d'usure décrivent le volume de matière perdu dans les zones de contact de l'outil en les reliant à des paramètres physiques comme la température ou les contraintes appliquées sur l'outil. Par exemple, le modèle de Takeyama et Murata décrit la formation du cratère par l'action combinée de l'abrasion et de la diffusion :

$$\mathbf{dW/dt = G\ (V_c, f) + Dexp\ (-E/RT)} \qquad (V.5)$$

Où: **dW/dt** est le volume de matière perdu par unité de surface de contact et unité de temps,
G une fonction de la vitesse de coupe et de l'avance,
D une constante,
E est l'énergie d'activation du processus, ***R*** la constante des gaz parfaits et ***T*** la température à l'interface [5].

La mesure en permanence de l'usure de l'outil que l'on ne change que lorsque cette dernière atteint une valeur critique estimée généralement V_{Bmax} = 0.6mm pour ébauche et 0.3mm pour finition (selon Norme ISO 3685) ; reste toujours un problème particulier à détecter par les méthodes direct vu l'environnement de la coupe qui est hostile.

IV.10 Les essais d'usinabilité:

Pour mettre en évidence l'influence de la nuance Vitac3000 sur la durée de vie des outils en tournage, C. Roch [63] a réalisé des essais d'usinabilité avec une opération de chariotage sans lubrification de barres en 27MnCr5 de nuance U et Vitac3000 et de diamètre 80mm. Les outils coupants utilisés sont des plaquettes de type 120308 S4 P30 constitué de WC/Co non-revêtus, TiAlN, TiN. revêtus Ces essais ont été réalisés sur le tour TRANS 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 30 secondes, alors que les outils TiAlN et TiN ont des durées de vie comprises entre 8 et 10 minutes. Pour tous les outils, la durée de vie est plus importante avec la nuance Vitac 3000 : l'usinabilité est donc bien améliorée (Figure IV.21).

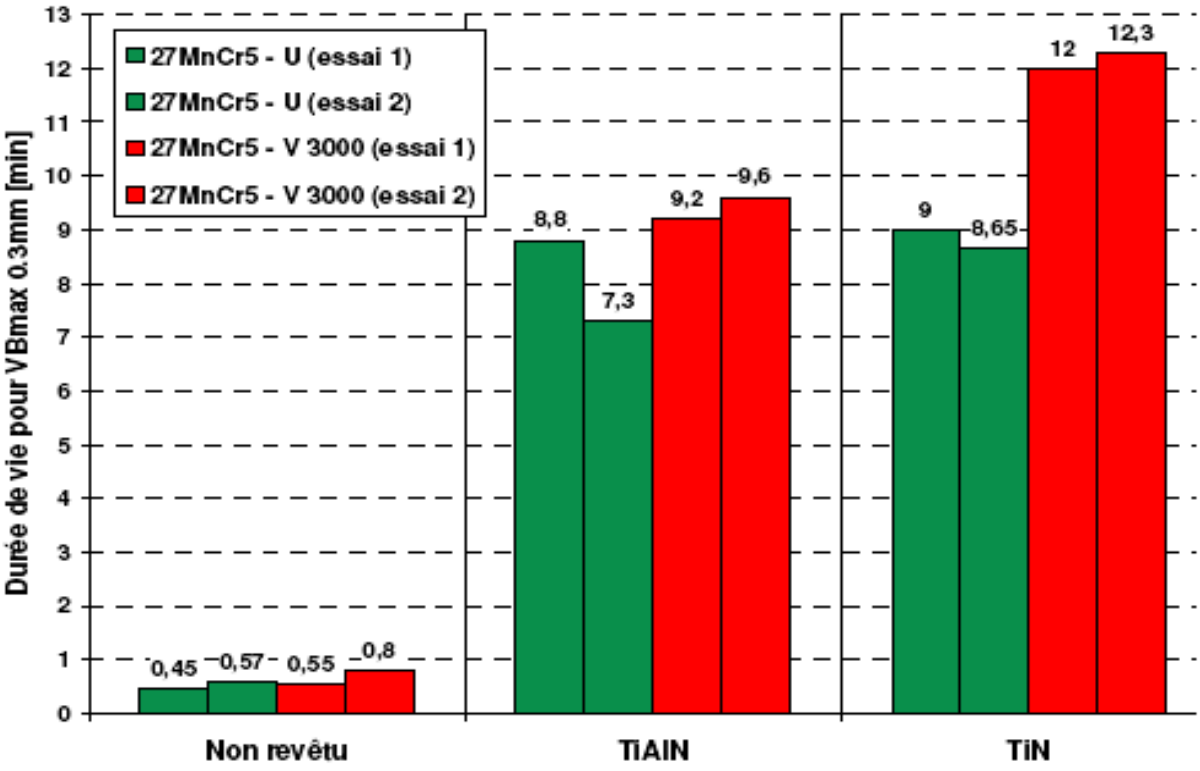


Figure IV.21 Durée de vie d'outils revêtus ou non en fonction de la nuance de 27MnCr5 et du Revêtement : V_c=35m/mn, f=0.4mm/tr, a_p= 2mm, critère de réforme des outils : V_B>0.3mm [63]

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

IV.11 Les essais de frottement et d'usure:

Les essais ont été réalisés au Laboratoire de tribologie et Dynamique des Système (LTDS) de Saint Etienne France, sur des barres rondes de diamètre 80mm et de longueur 600mm en acier à usinabilité améliorer 42CrMo4 et 27MnCr5. Les opérations de rayage et chariotage (en coupe orthogonale), ont été effectué sur tour classique (Gazeneuve). La matière d'essai est donnée par le pourcentage massique du Tableau IV.3.

Tableau IV.3. Pourcentage massique des composants chimique de l'acier 42CrMo4 et 27MnCr5.

Material designation	*Fe*	*C*	*Si*	*Mn*	*Cr*	*Mo*	*P*	*S*
42CrMo4	*96.7*	*0.39*	0.28	0.89	1.08	0.27	0.01	0.018
27MnCr5	*96.5*	*0.26*	0.23	1.2	1.1	0.05	0.01	0.03

La machine utilisée est un tour Gazeneuve HB300 (Figure IV.5), équipé d'une table dynamométrique Kystler pour mesurer en temps réel les trois composantes de forces suivant

X,Y,Z. Une interface pour acquisition du flux de chaleur est reliée directement au porte pion dont le principe repose sur les capteurs de thermistances (Figure IV.14).

Les essais ont été réalisés à sec sans lubrification. A chaque fin d'essais, on démonte la pièce pour l'exploration des sillons et les différentes mesures, puis on remonte la barre pour le prochain essai après avoir charioter avec un outil carbure puis poli à l'aide d'un papier abrasif très fin pour obtenir meilleur état de surface possible pour le prochain essai.
Les paramètres d'usinage sont indiqués pour chaque résultat.

Chapitre V L'usure et le frottement en expérimentale

V.1 Première partie expérimentale:

V.1.1 Résultats des essais et interprétation :

Des essais d'usure ont été effectués sur deux matériaux différents. Il s »agit de la fonte Ft20 et le bronze U-E9P.

La force tangentielle **Ft** est donnée par la formule suivante:

$Ft = K * f^{\alpha} * a^{\beta}$.

La Figure V.1, montre l'évolution de la force en fonction de la vitesse d'avance f pour les deux matériaux. On constate que la force croit progressivement avec l'augmentation de l'avance f. Pour la fonte, la force de coupe est légèrement supérieure à celle du bronze. La linéarisation de la courbe Ft, pour une profondeur de passe constante, permet de déterminer les exposants de l'équation V.1. Pour les deux matériaux testés, les exposants sont :

Pour la fonte Ft20: **α=0.6**;

Pour le bronzeU-E9P : **α=1**.

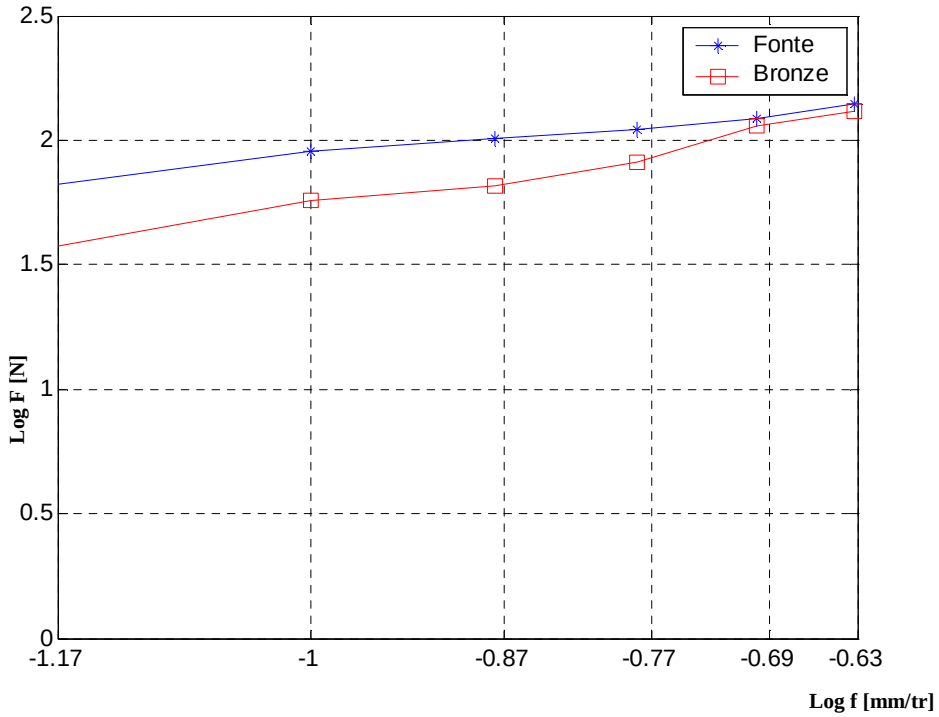


Figure V.1 Influence de la vitesse d'avance f sur l'effort F, (a = 0,5 mm, Vc = 20m/mn, T = 4min, f: variable).

Pour la détermination du second exposant **β** de l'équation V.1, nous avons tracé la courbe de Ft en fonction de la profondeur de passe a pour une vitesse d'avance constante. La FigureV.2, montrent que l'effort croit relativement en dépendance de la profondeur de passe a. De même, la linéarité permet de déterminer l'exposant **β** des deux matériaux :

Pour la fonte Ft20 : **β=0.9** ;

Pour le bronze U-E9P **β=0.87**.

On note qu'on raisonne sur les premiers et derniers essais dans ces calculs.

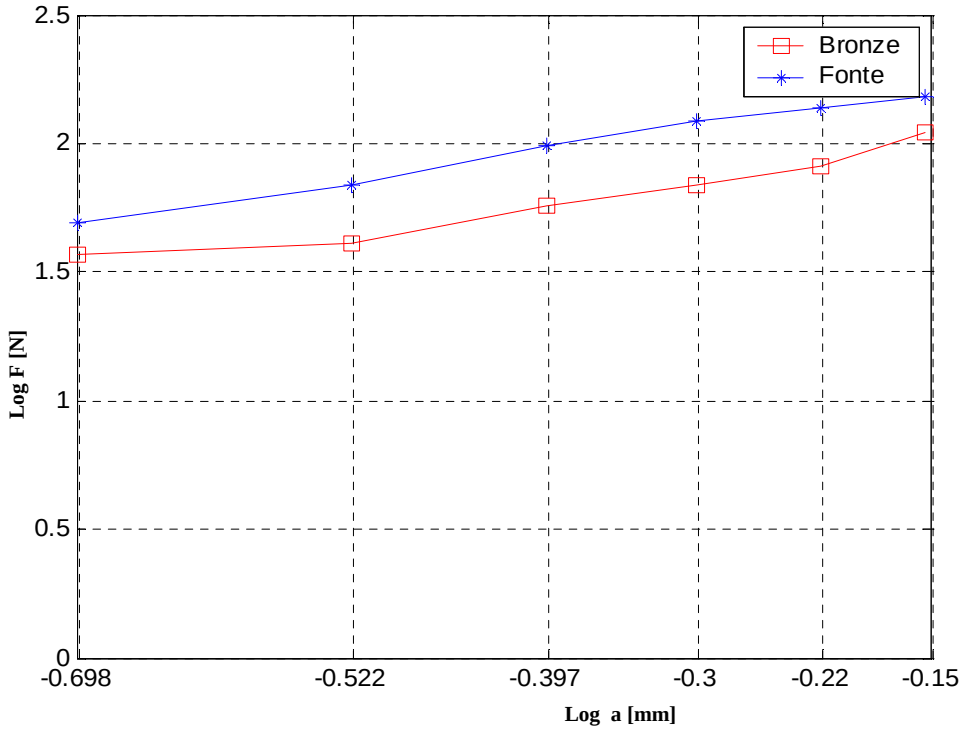


Figure V.2 Influence de la profondeur de passe **a** sur l'effort de coupe **f** = 0.166mm/tr, **Vc** = 20m/mn, **T** = 4mm, **a**: variable.

La Figure V.3 montre l'accroissement de l'usure en fonction de la croissance de l'effort pour une vitesse d'avance constante et profondeur de passe variable.
L'usure en dépouille survient sur le flanc d'outil et il est généralement attribué au frottement

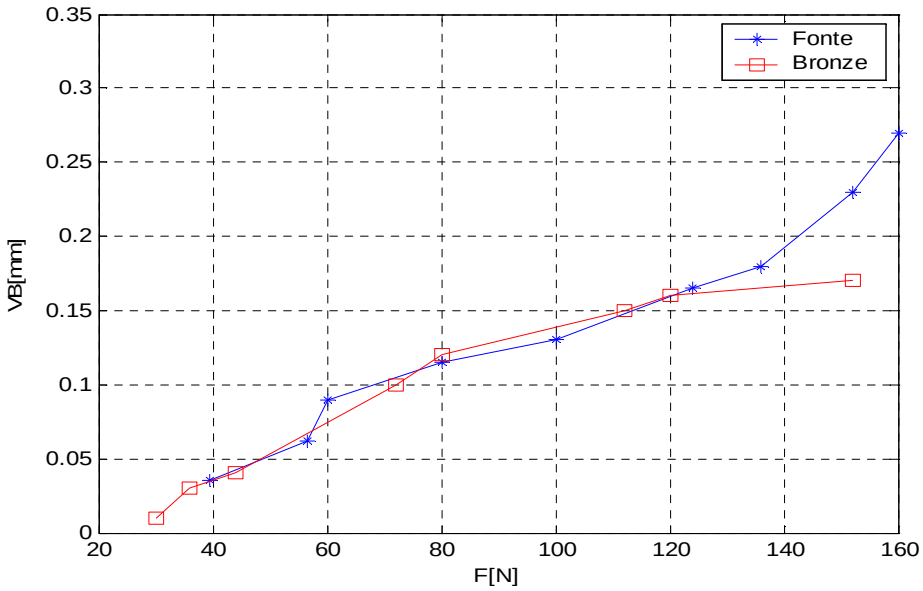


Figure V.3. Influence de l'effort de coupe sur l'usure = 50mm/mn,: a: variable, Vc = 20m/min

Dans le but d'étudier l'effet de l'effort normal sur l'usure, nous avons tracé l'évolution de V_B en fonction de l'effort normale pour la fonte et le bronze (Figure V.3). Les deux courbes sont

pratiquement similaires. On constate que l'usure croit linéairement avec l'accroissement de l'effort. Au delà de 120N, il y a une bifurcation des deux courbes. Ceci est probablement dû à l'usinabilité des deux matériaux (Copeaux fins forme de grains)
L'usure de l'outil survient sur le flanc de dépouille et il est attribué au frottement de l'outil contre la pièce. Ceci provoque l'usure abrasive et adhésive à des températures élevées, infectant les propriétés des matériaux usinés et l'outil coupant.[52, 54, 55]On note que l'abrasion est le mécanisme le prédominant de l'usure des flancs.]

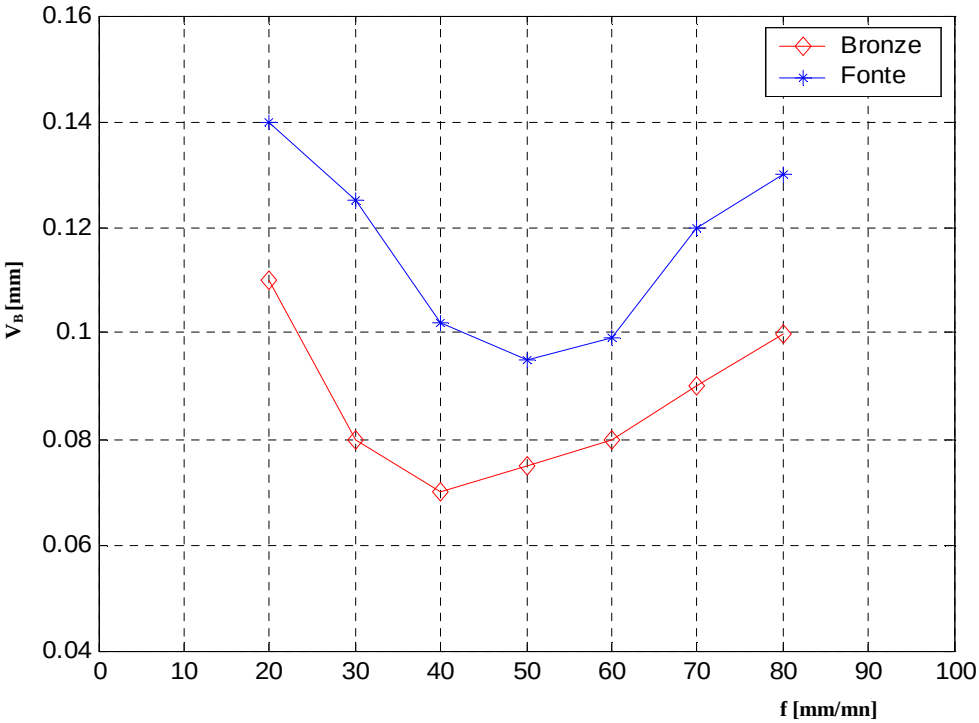


Figure V.4. Influence de la vitesse d'avance sur l'usure a = 0.5mm, Vc = 24m/mn, T = 4mn.

Pour l'optimisation de la vitesse d'avance, nous avons tracé l'évolution de l'usure en fonction de la vitesse d'avance (Figure V.4). On remarque une légère différence entre les niveaux d'usure pour les deux matériaux. On constate que, l'usure diminue pour les faibles vitesses d'avance. Puis elle devient légèrement stable, avant de croitre de nouveau pour les vitesses importantes. Ce résultat permet l'optimisation et le choix d'une vitesse d'avance appropriée. Ces résultats sont en bonne concordance avec ceux de la bibliographie [52, 57, 58].
L'usure dépend de la profondeur de passe. Pour une vitesse de coupe constante (Vc=24m/min). La Figure V.5, illustre la variation de l'usure en fonction de la profondeur de passe. Pour de grande profondeur, l'usure augmente d'une manière importante. Les résultats

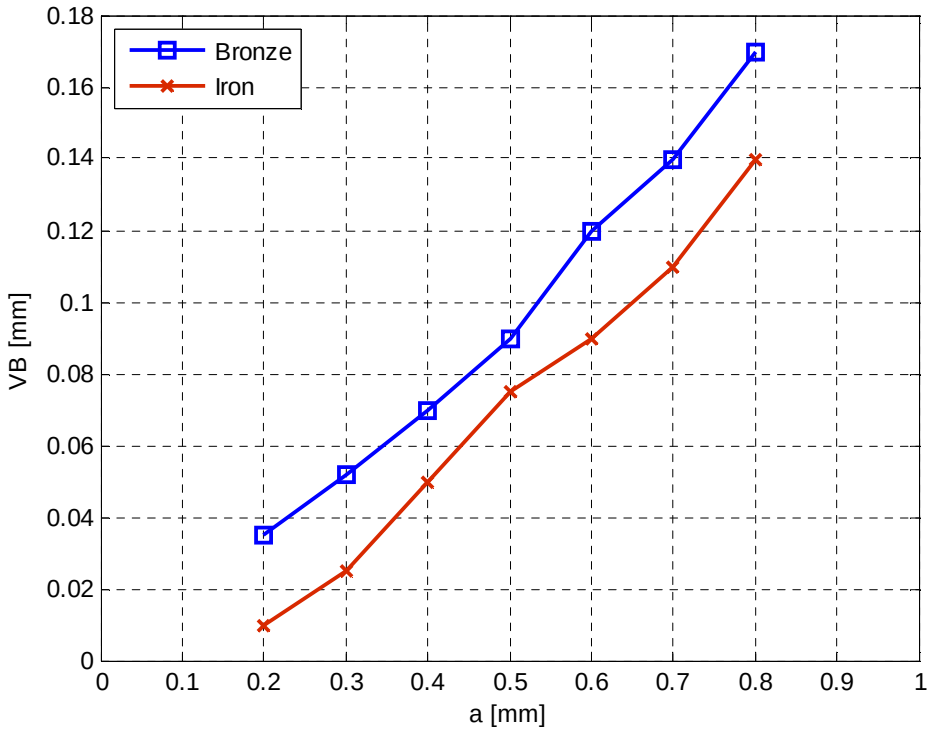


Figure V.5 Influence de la profondeur de passe sur l'usure f=50 mm/mn; Vc = 24m/mn; T=4mn;

obtenus sont similaires à ceux des références [57, 59, 60]. Contrairement au cas précédents, l'usure dans le cas de la fonte est plus importante que celle du bronze. On l'explique par les particules dures que renferme ce dernier.

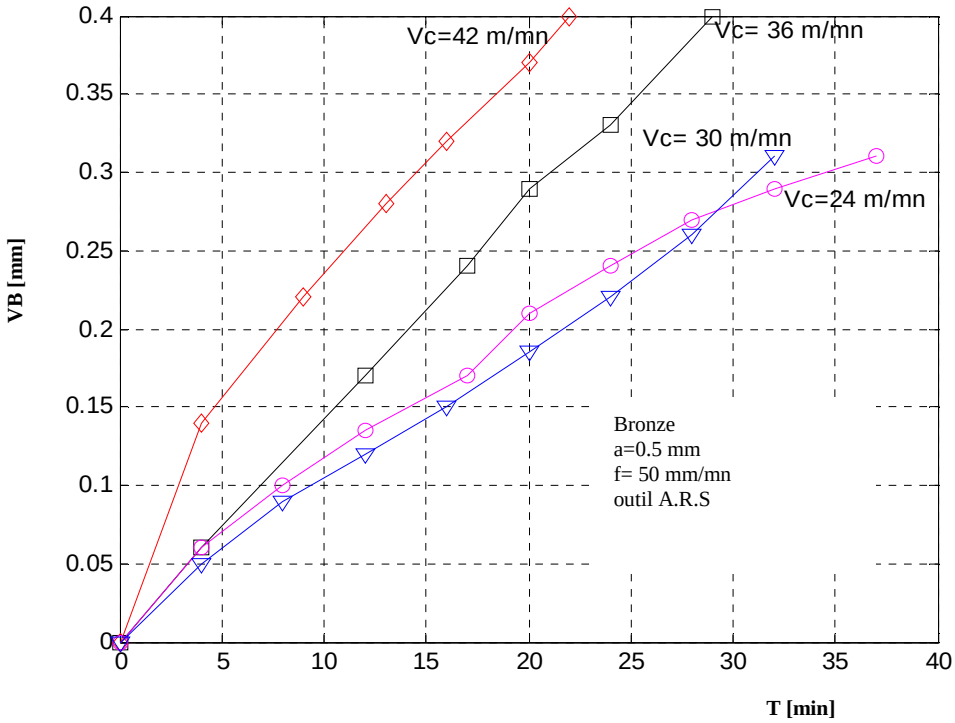


Figure V.6. Evolution de l'usure dans le temps pour a =0.5 mm; f= 50mm/min, V: variable

Pour les faibles vitesses de coupe, le seuil d'usure est V_B=0.3mm pour la finition. Dans ce cas la durée de vie de l'outil est longue pour atteindre ce critère (Vc=24m/min, T=32min). Les Figures V.6 et V.7, illustre l'évolution de l'usure en fonction du temps, pour différentes vitesses de coupe des deux matériaux testés. On constate que l'usure augmente avec la vitesse de coupe quelque soit le temps d'usinage. Par conséquent, la durée de vie de l'outil est plus courte pour les deux matériaux à des vitesses élevées (Vc=42m/min, T=13min). Les résultats obtenus vérifient la droite de Taylor [57, 59, 61, 62]. Pour les deux matériaux, le choix de vitesse de coupe, peut être fait en relation avec la durée de vie définie par la formule de Taylor :

$$T = Cv \times V^{k} \qquad \text{(V.3)}$$

Pour les deux matériaux, vous pouvez choisir la vitesse de coupe correspondant à la durée de vie définie.

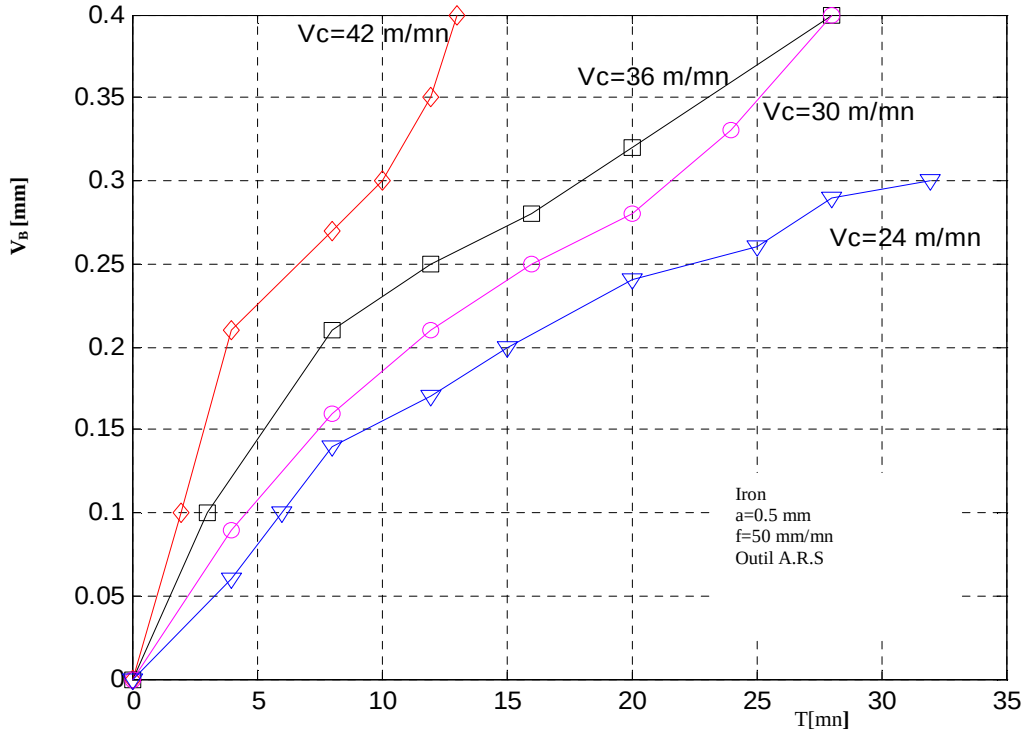


Figure V.7. Evolution de l'usure en dépendance du temps a=0.5mm ; f=50mm/mn ; V: variable

V.1.2 Conclusion:

La mesure de l'évolution de l'usure demeure un problème bien particulier dans la recherche scientifique, car il faut bien reconnaître qu'une mesure intermédiaire risque de ralentir l'effet de l'usure, suite à la chute de température de l'outil malgré sa courte durée.
L'usure est l'un des principaux facteurs à considérer, car il a un grand effet néfaste sur la qualité de surface des pièces de travail. Cependant, même lorsque le V_B atteint 0,3 mm, la majorité des valeurs enregistrées ou Ra (rugosité) ne dépasse pas 1 µm.

Le processus d'usure générés est très complexe car elle est suivie par des phénomènes physico-chimiques qui apparaissent sur les surfaces de contact entre la partie active de l'outil, la pièce et le copeau. Il est donc une usure tribochimiques comme un résultat de l'affinité chimique entre les matières à usiner et les matériaux d'outils de coupe.
Dans des contextes tels, nous n'avons pas séparé clairement les différents phénomènes d'usure (la diffusion, l'abrasion, l'oxydation, l'adhésion) et le flux de chaleur généré par la coupe par manque de moyens, mais nous contribuons à l'étude de l'usure en dépouille de l'outil le plus important en tribologie.

L'effet de l'usure sur la durée de vie de l'outil est analysé. Usure en dépouille affecte la vie de l'outil à grande vitesse, cependant, la vie de l'outil dure à la vitesse inférieure lorsque la pièce est moins dur (T = 32mn, V_B = 0,3 mm, Vc = 24m/mn). Les résultats pour le changement de l'usure en termes de paramètres de coupe sont proches les uns des autres, en tenant compte des facteurs qui influencent les mesures tels que:
L'affûtage Incorrecte de l'outil, inhomogénéité de la matière à usiner, le changement de température de l'outil de coupe pendant les étapes intermédiaire et les éléments de la machine utilisée).
Ce travail est incomplet vu le manque de moyens. On n'a pas pu étudier l'effet de température, les pressions de contact, la dureté du matériau et les interactions entres ces paramètres.

Le travail suivant complètera ce dernier, on s'orientant beaucoup plus au phénomène de frottement, à la température généré par la coupe, aux grande vitesses et aux grandes pressions de contact; avec des moyens d'acquisition plus adéquats et plus appropriés.

V.2 Deuxième partie expérimentale :

Cette étude, réalisée en partenariat avec l'entreprise Ascométal CREAS, pour caractérisation des aciers à usinabilité améliorée est maintenant menée depuis prés 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. [48, 63, 66].
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.

V.2.1. Résultats et discussion

V.2.1.1 L'essai de frottement

Les essais de rayage sont effectués sur l'acier 42CrMo4 de dureté (290 HB), avec des pions TiN et AlTiN de diamètre 13 obtenus par PVD pour différentes vitesses. Les conditions de coupe sont identiques pour tous les essais (a = 0.5 mm et f = 0.125mm/tr). La Figure V.8 représente l'évolution du coefficient de frottement apparent en fonction de la vitesse de coupe.
Pour le cas du pion TiN, le coefficient de frottement apparent est relativement important. Il est de l'ordre de 0.62 pour une vitesse de 20 m/mn puis décroit rapidement avec l'augmentation de la vitesse de coupe. Par contre, pour le pion en AlTiN, la courbe décroit d'une manière plus lente. Le coefficient de frottement apparent passe de 0.42 (Vc=60m/min) à une valeur largement plus faible (0.22) à la vitesse de180 m/mn. A titre de comparaison, les deux pions se comportent de deux manières différentes. On note que malgré les améliorations apportées au tribomètre radial, elles n'ont pas permis d'améliorer suffisamment sa rigidité pour les vitesses de 30 et 60 m/min. On observe de grandes dispersions à ces vitesses, car c'est une

plage de forte adhésion entre le TiN et l'acier 42CrMo et en particulier le pion en AlTiN. Il y a apparition du phénomène de stick slip (broutage). (F_N =1000N)

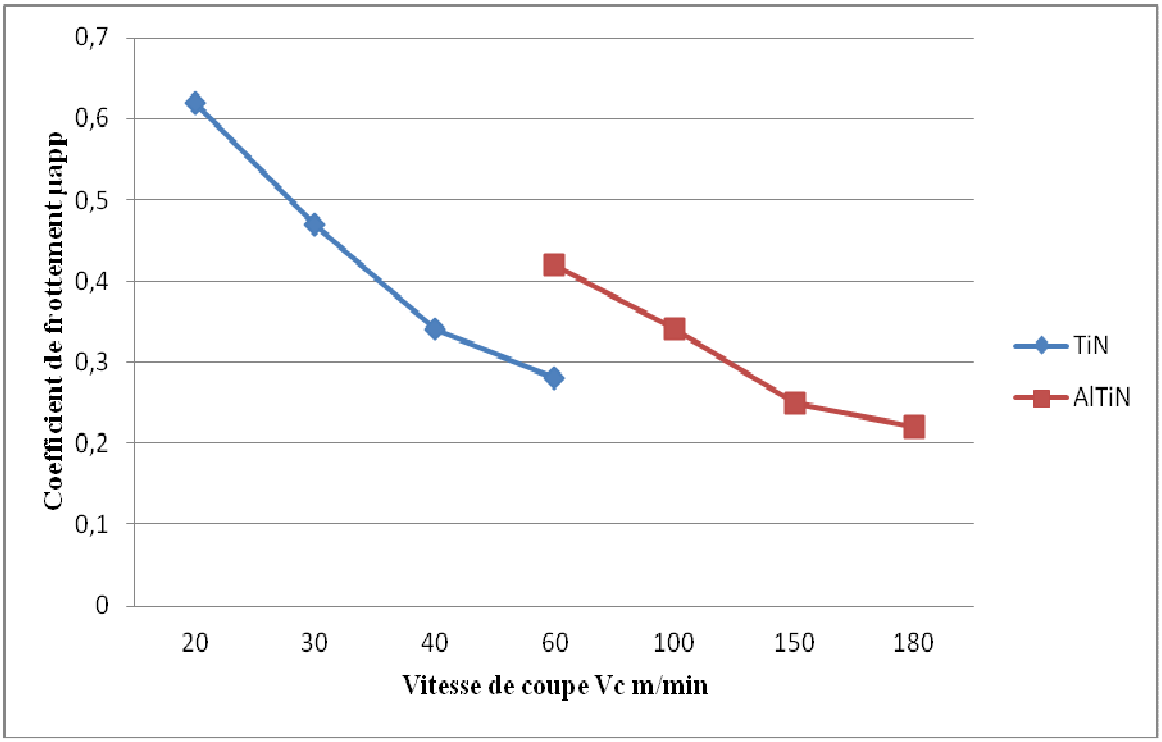


Figure V.8. Effet de la vitesse de coupe sur le coefficient du frottement (Acier 42CrMo4, a = 0.5mm; f =0.125mm/tr, diamètre du pion 13mm.

V.2.1.2 L'effet de l'effort normal sur le flux de chaleur transmis au pion

La Figure V.9 montre la variation du flux de chaleur transmise au pion en fonction de la force normale appliquée pour les pions AlTiN et TiN. Les essais sont effectués à une vitesse de coupe 120 m/min. On constate que le flux de chaleur est relativement faible pour un effort de 200 N. Il croit rapidement jusqu'à 100W pour un effort de 400N. Au-delà de cette force la progression du flux de chaleur ralentit. Ce ralentissement est caractérisé par une faible pente jusqu'à la force de 1000 N. Ce constat, est valable pour les deux pions utilisés. On note l'existence d'un léger décalage entre l'évolution des courbes des deux pions. Les deux courbes présentent deux pentes dont leurs intersections se situent à la force de 400 N. Cette rupture de pente peut être attribuée à l'effet de la diffusion de la chaleur à travers le pion. Au-delà d'une force normale de 400 N, il semble qu'il y a une saturation thermique. A la vitesse de coupe de 120m/min, on pense que les pions ne peuvent évacuer le supplément de flux de chaleur. On note que la surface de contact pion/pièce demeure constante.

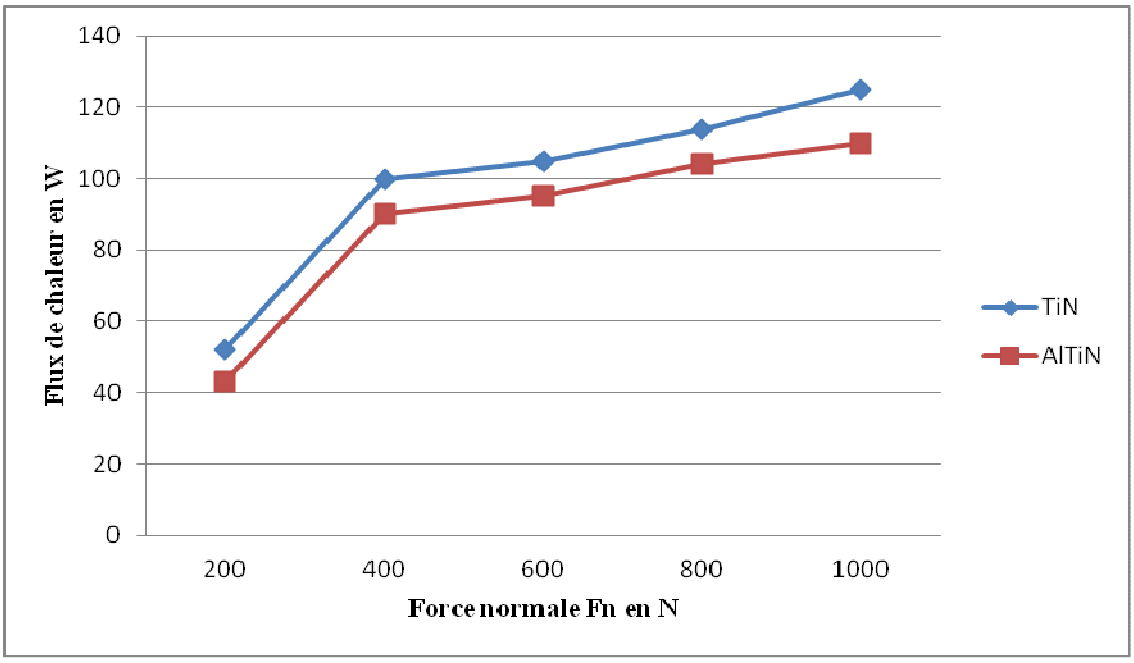


Figure V.9 Evolution du flux de chaleur transmis au pion en fonction de l'effort normal (V coupe = 120 m/mn)

V.2.2 L'usure en fonction du temps

Lors de l'opération de régénération de la surface de la barre d'essai (42CrMo4), nous avons mesuré entre temps l'usure des inserts en carbure revêtus (TiN) et d'étudier les des deux formes d'usures (et en cratère K_T) en relation avec le temps de coupe.

Les variations de l'usure en dépouille V_B et en cratère K_T sont représentés par la Figure V.10. Dans un premier temps, on constate un accroissement des courbes en fonction du temps de coupe pour atteindre des paliers à des niveaux différents. Au début de l'essai, on constate une usure relativement rapide et l'allure de V_B est presque linéaire. Au delà de 12 min, l'évolution de l'usure K_T atteint un niveau plus élevé que celui de V_B. Selon la norme ISO3685 (0.3mm finition et 0.6 mm pour ébauche), l'usure en dépouille V_B est la plus représentative. Au-delà d'un temps de 12 min, l'usure de l'insert devient excessive. Elle dépasse la valeur indiquée par le critère d'usure.

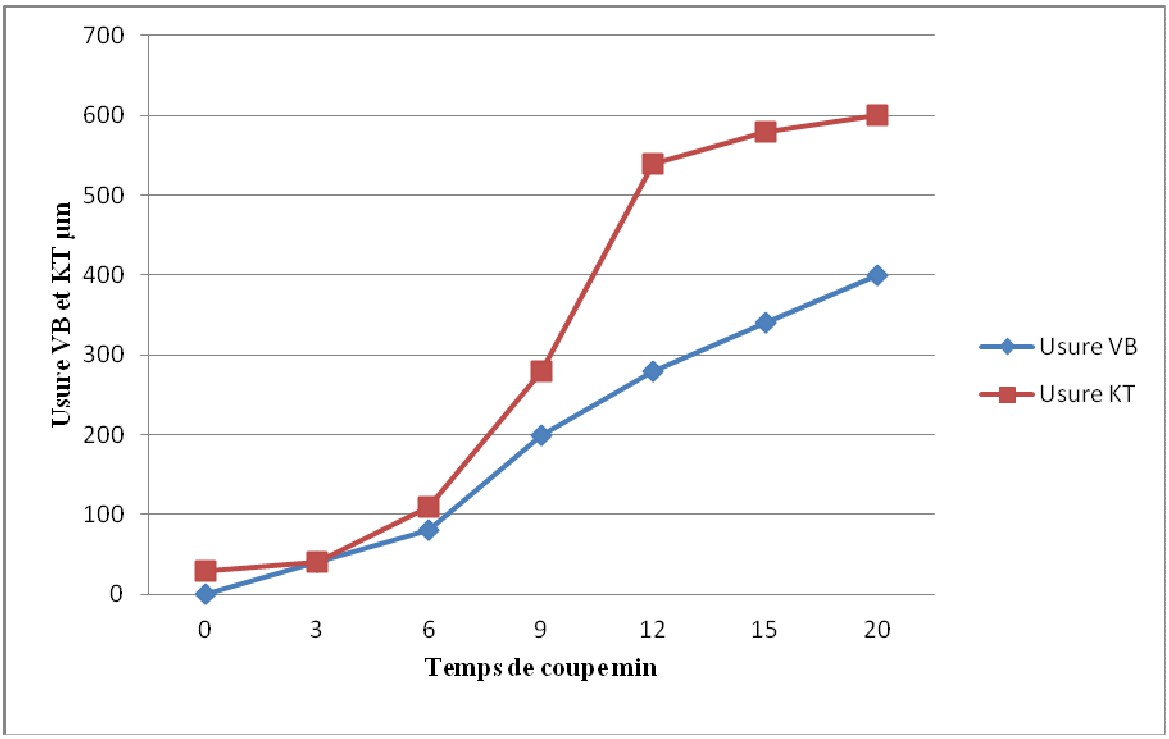


Figure V.10 Evolution de l'usure V_B et K_T au cours du temps ; Vc=150m/min, a=0.5mm, f=0.125mm/tr

V.2.3 Evolution de la rugosité en fonction de l'usure

La variation de la rugosité Ra de la barre en fonction de l'usure est représentée par la Figure. V.11. Pour les différentes vitesses de coupe, la rugosité est relativement faible et demeure constante jusqu'à une usure de 180µm. Au-delà de cette dernière et pour une vitesse de coupe de 180 m/min, l'usure de l'outil provoque une nette augmentation de la rugosité de la pièce. Par contre, pour la vitesse de coupe de 150 m/min, la rugosité de la pièce est dans les normes. Elle est de l'ordre de 0.4µm. On signale que l'état de surface obtenu avec les outils non usés est pratiquement régulier. On note que l'augmentation de l'usure conduit à la dégradation progressive de l'état de surface de la pièce.

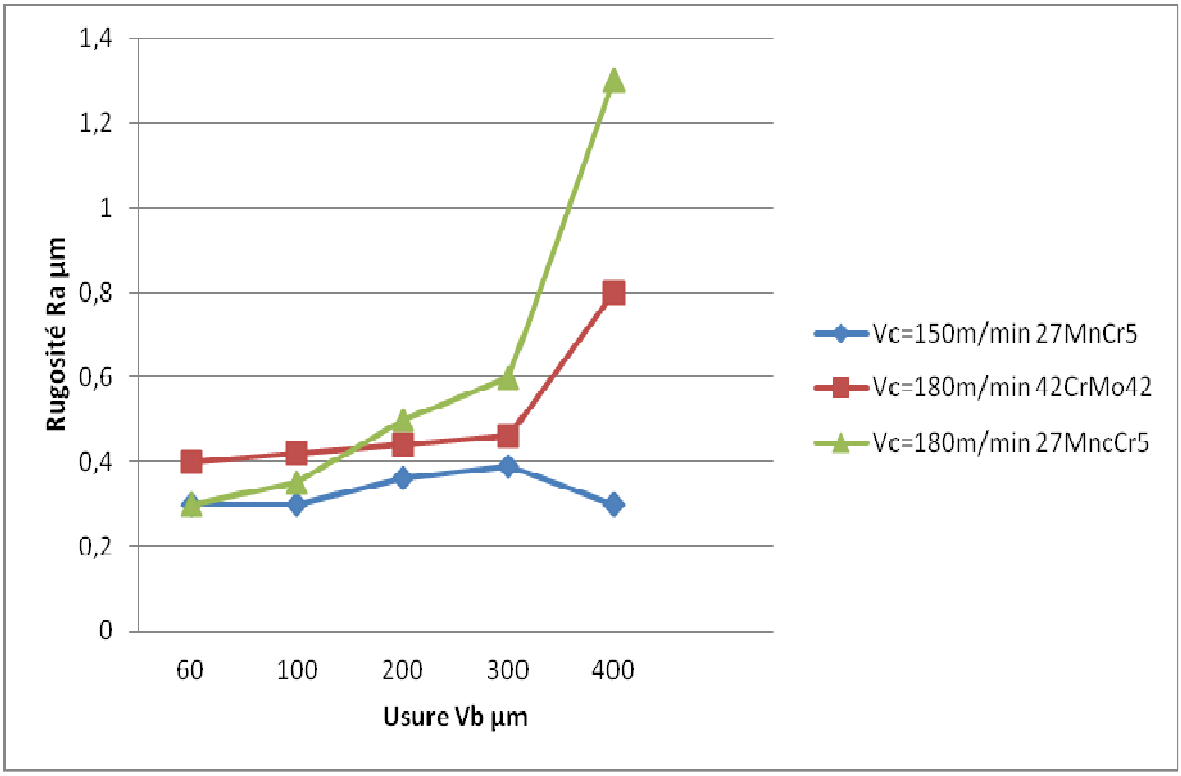
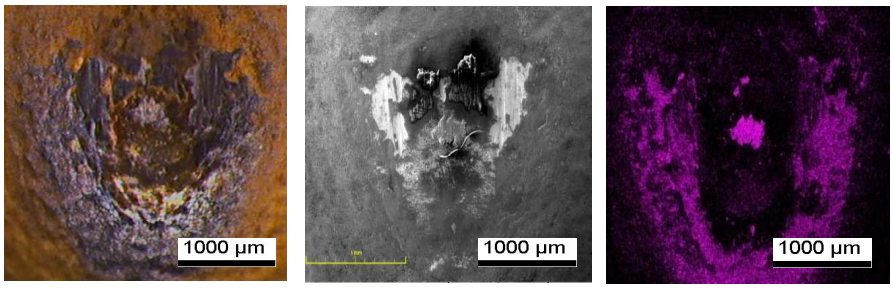


Figure V.11 Rugosité Ra en fonction de l'usure V_B Pion AlTiN

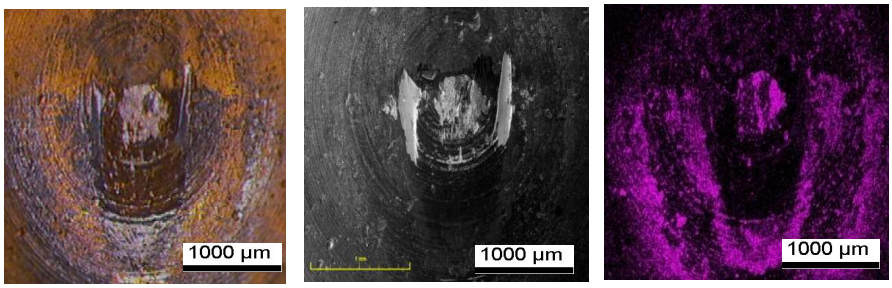
V.2. 4 Observation des pions usés:

L'observation des pions de frottement nous permet de mieux interpréter les mesures de frottement. Elle met en évidence, les phénomènes tribologiques notamment l'adhésion, la diffusion ou tous autre mécanisme lié au couple pièce-pion et notamment les coupeaux.
On effectue pour cela trois différents types d'observations : à la loupe binoculaire, au Microscope Electronique à Balayage (MEB), et nous procéderons enfin à une analyse chimique EDS des éléments présents à la surface des pions (Figure V.12).
La technique de microscopie employée par le MEB est fondée sur le principe des interactions électrons-matière. Il suffit donc de balayer le faisceau d'électrons sur l'ensemble de sa surface. De plus, Le MEB utilisé au laboratoire 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). L'analyse de structure et de composition sont donc réalisées en une seule étape, ce qui présente l'avantage d'une acquisition rapide des données.

27MnCr5



42CrMO4



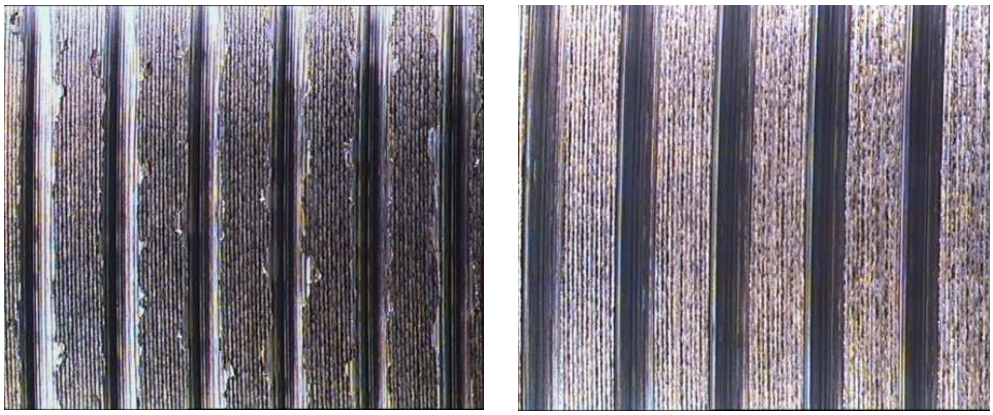
Loupe Binoculaire MEB Analyse EDS Elément fer t Fer

Figure V.12 Observation et analyse de l'usure des pions à l'issue des 30 minutes de frottement par différents types d'observation Vc =80 m/min, a=0.5mm ; f =2 mm /tr

L'observation des pions à la loupe binoculaire n'apporte que peu d'informations concernant leur usure. Il est en effet assez difficile de distinguer les zones où le revêtement s'est détérioré, des zones qui on été recouvertes par l'adhésion du 27MnCr5.
Les observations au MEB sont réalisées après avoir nettoyé les pions par ultrasons puis à l'acétone. Ceci réduit en partie les dépôts d'acier de surface, permettant ainsi une plus grande précision d'analyse. Les images obtenues témoignent de l'existence de deux types d'altérations du revêtement selon la nuance du matériau employée. Le pion ayant frotté contre les barres de 27MnCr5 présente une usure de type adhésive, avec l'arrachement de deux plaques situées aux extrémités de la zone de contact. Le centre de cette même zone est lui protégé par des dépôts d'adhésion qui ressortent en noir. Pour le pion utilisé avec la nuance 42CrMo4, on constate la présence très nette de deux tranchées laissées par les rebords des sillons. On parlera donc ici d'usure de type abrasive, dans la mesure où ces marques sont parallèles au sens de déplacement. L'existence de ces deux types d'usure spécifiques à chaque nuance est fréquente dans le comportement tribologique du couple matériau. Le régime d'adhésion conduit fréquemment à de brusques changements de régime d'usure qui peuvent résulter de simples modifications des paramètres de frottement.
Les analyses EDS n'apportent pas d'informations complémentaires. Seuls les dépôts de l'élément Fer dans le cas du 42CrMo4 confirment par leur densité la nette propension de cette nuance à adhérer plus fermement à la surface des pions de frottement que la nuance 27MnCr5.

V.2.5 Observation des sillons:

Les largeurs de sillons observées sur les barres de 27MnCr5 restent relativement constantes, (Figure V.13), au fil des essais. Seuls ceux laissés par les pions dans les barres de nuance standard augmentent furtivement passé les vingt premières minutes de frottement. Ce constat semble confirmer la déstabilisation obtenue sur les coefficients de frottement relevés. Il existe donc une légère différence de comportement concernant le frottement au cours du temps entre nos deux nuances. Les sillons laissés dans la nuance 27 MnCr5 sont en effet bien plus larges que ceux du 42CrMo4 (environ 1.8mm) attestant ainsi d'une usure plus prononcée du pion associé à la nuance 27MnCr5 (environ 1.25mm).



Pion Ø13 mm Pion Ø17 mm

Figure V.13 Comparaison des sillons obtenus après rayage à l'aide des pions de diamètres Ø13 mm ; Ø17 mm sur acier 42CrMo4 - grossissement x1 - Vc = 80 m/min.

Après chaque essai de frottement, la pièce utilisée est démontée du tour afin de procéder aux mesures de largeurs des sillons laissés par le pion sur celle-ci. Les mesures sont effectuées au milieu de la pièce (milieu de l'essai par conséquent) ou dans les zones de stabilités des mesures d'efforts en cas de bruitage de ces derniers. Ces données permettent d'évaluer la pression locale au contact, d'exprimer des densités de flux, et d'évaluer l'impact de la vitesse sur les conditions de glissement du pion.

V.3 Conclusion

Le système a montré dans ce travail les points suivants :

1. Le coefficient de frottement apparent entre TiN et l'acier 42CrMo est meilleur qu'entre TiAlN et l'acier 27MnCr5 à la vitesse 60 m/min ;
2. Le flux de chaleur transmis vers le pion TiN à haute pression de contact (pour l'effort supérieur à 400 N) est plus important pour pion TiN que pour pion TiAlN ;
3. Durant les tests, il faut noter que l'usure frontale V_B et l'usure en cratère K_T devient plus important, spécialement au delà de la vitesse de coupe 150m /:min ;
4. La qualité de surface obtenue est meilleur pour faible usure V_B (inferieur à 200µm quelque soit la vitesse de coupe). Au delà de cette valeur la rugosité croit considérablement en particulier à grande vitesse ; cela est valable toujours pour l'usinage à sec.
5. Le système utilisé (Banc d'essai) a montré que le coefficient de frottement apparent est principalement déterminé par le phénomène adhésif 90%, considérant que la déformation plastique est uniquement responsable pour 10% du coefficient apparent. Ceci est déduit à

travers la combinaison des deux procédures d'essais (Analytique et numérique par modélisation).

Le principe de la méthode de dépouillement consiste à simuler l'essai de frottement, pour chaque condition d'essai, en faisant varier seulement le coefficient de frottement adhésif. Nous traçons par la suite l'évolution de coefficient de frottement apparent $\boldsymbol{\mu_{app}}$ obtenu numériquement en fonction de $\boldsymbol{\mu_{adh}}$
Considérons un exemple de simulation d'un essai avec un pion 9 mm (P ≈ 2800 MPa) et une vitesse de glissement de 2.5 m/s. L'évolution du coefficient de frottement apparent en fonction du coefficient d'adhésion, obtenu par la méthode numérique, est présentée dans la Figure V.14).
Le résultat expérimental montre que $\boldsymbol{\mu_{app}}$, dans ces conditions, est de l'ordre de 0.28 qui correspond à $\boldsymbol{\mu_{adh}}$ égal à 0.254. Donc la part de labourage ne représente que 10 % de $\boldsymbol{\mu_{app}}$, ce qui est logique pour le frottement dans le cas des aciers au vu des résultats ébauchés par le modèle analytique présenté précédemment.
Les résultats obtenus par cette méthode montrent que pour toutes les conditions testées, les coefficients de frottement de labourage ne dépassent pas le 12% de $\boldsymbol{\mu_{app}}$. Il ne représente, dans le cas des pions de diamètre 17 mm que 8% du coefficient de frottement apparent. En moyenne nous pouvons estimer la part du coefficient de frottement adhésive à partir du coefficient de frottement apparent par la relation suivante.

$$\boldsymbol{\mu}_{adh} \approx 0.9\boldsymbol{\mu}_{app} \qquad (V.6)$$

Il faut signaler toujours que le coefficient de frottement apparent diminue considérablement en augmentant la vitesse de coupe.
Ce modèle a montré aussi la plus grande influence de la température Vis-à-vis de la pression de contact.

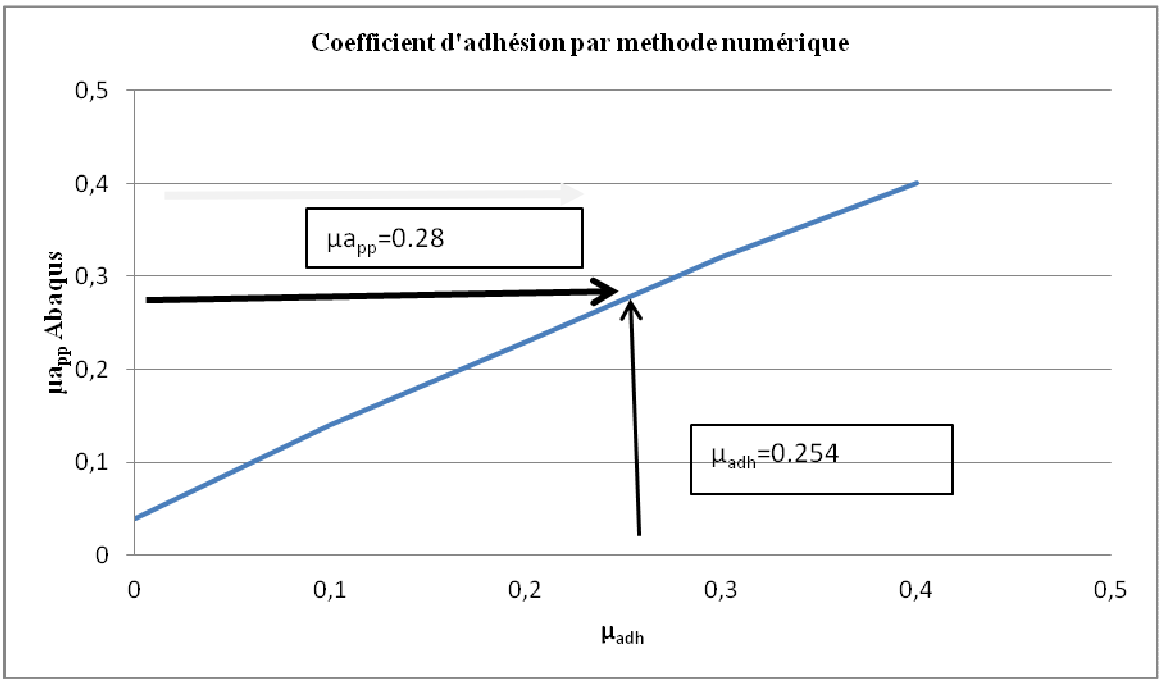


Figure V.14 Détermination du coefficient d'adhésion par la méthode numérique pour un essai de frottement à 2.5m/min et P=2800MPa.[35]

V.4 Essais tribologiques complémentaires:

V.4.1 Essais de frottement sur acier non allié:

Il s'agit d'un acier Vitac 3000. Celui ci est destiné aux pièces soumises aux chocs et nécessitent une bonne résistance à l'usure (engrenages, vis sans fin, axes, paliers, pignons, boulonneries, forge leviers, arbre…)

C'est un acier inoxydable à usinabilité améliorée (améliore les conditions de coupe, augmente la durée de vie des outils de coupe avec meilleure fragmentation des copeaux).

Le tableau V.1 donne la composition chimique en poids de l'acier non allié fin et ses caractéristiques mécaniques sont données par le tableau V.2. C'est un acier au carbone, à teneur plus élevée que les aciers C35 et C40 utilisé en mécanique générale de part sa bonne usinabilité et ses caractéristiques mécaniques.

Tableau V.1 Composition chimique l'acier C45: (analyse de coulé suivant la NE 10277-2) en poids % :

	C	Si	Mn	P	S	Cr	Ni	Mo	Cr+MO+Ni
De	0.42	-	0.50	-	-	-	-	-	-
A	0.50	0.40	0.80	0.045	0.045	0.40	0.40	0.10	0.63

Tableau V.2 Caractéristique mécanique de l'acier C45 selon la norme NE 10277-2

Epaisseur en mm	Laminé + écrouté galeté (+ SH)		Etiré à Froid (+C)		
	Dureté HB	Rm (MPa)	$R_{p0.2}$Valeur minimale(MPa)	Rm (MPa)	A5%Valeur minimale
≥5 ≤10			565	750-1050	5
>10≤16			500	710-1030	6
>16≤40	172-242	580-820	410	650-1000	7
>40≤63	172-242	580-820	360	630-900	8
>63≤100	172-242	580-820	310	580-850	8

L'objectif de cette partie de l'étude consiste maintenant à traduire les conséquences de l'adhésion sur l'usure des pions revêtus TiN à basse vitesse de glissement. Pour cela les essais seront réalisés consécutivement en conservant le même pion afin d'étudier l'usure de sa surface de frottement au cours du temps. Deux vitesses de déplacement du pion sur la surface des barres de C 45 seront employées: 75 m/min et 150 m/min.

V.4.2 Essais à 75 m/min

V.4.2.1 Evolution du coefficient de frottement

Les essais de frottement réalisés auparavant ; ont mis en avant l'apparition d'un phénomène d'adhésion, et plus particulièrement la disposition de l'acier Vitac 3000 à adhérer plus facilement à la surface des pions. L'objectif de cette partie de l'étude consiste maintenant à traduire les conséquences de cette adhésion sur l'usure des pions revêtus TiN à basse vitesse de glissement. Pour cela les essais seront réalisés consécutivement en conservant le même pion afin d'étudier l'usure de sa surface de frottement au cours du temps. Deux vitesses de déplacement du pion sur la surface des barres de C 45 U seront employées: 75 m/min et 150 m/min.

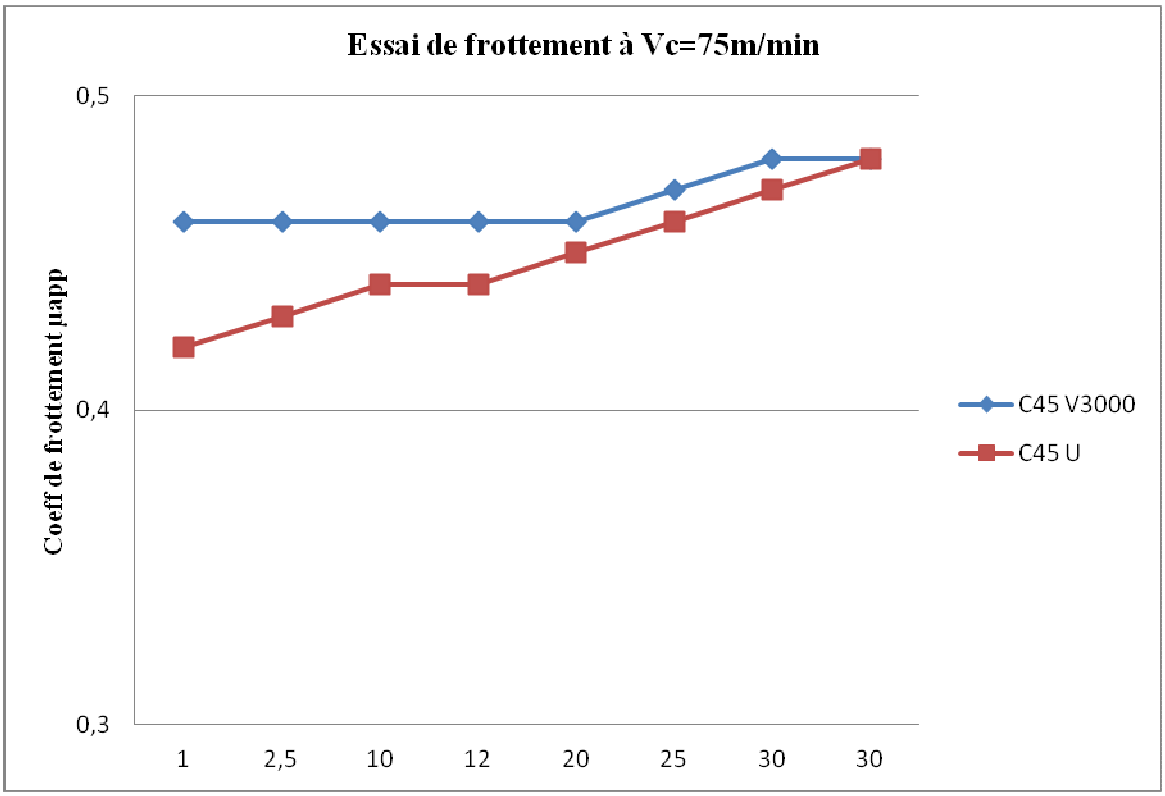


Figure V.15 Coefficients de frottement en fonction de la durée de frottement imposée Vc =75 m/min, a=0.5mm, f =2 mm /tr

Une soixantaine d'essais ont été réalisés lors de cette phase de l'étude, ce qui représente un temps final de frottement de trente minutes pour chaque pion (Figure V.15). L'analyse des coefficients de frottement ne fournit pas d'informations concernant l'usure des pions, ceux-ci restant relativement constants au cours du temps. Nous pouvons seulement noter une plus grande instabilité sur les essais réalisés avec la version standard du C45, notamment après vingt minutes de frottement.

De plus, les relevés de flux de chaleurs de nos deux nuances restent également stables, ce qui semble indiquer une absence d'usure de nos pions et ce en raison d'une vitesse de frottement vraisemblablement trop faible.

V.4.2.2 Observations des sillons:

Les largeurs de sillons observées sur les barres de C45 restent relativement constantes au fil des essais. Seuls ceux laissés par les pions dans les barres de nuance standard augmentent furtivement passé les vingt premières minutes de frottement. Ce constat semble confirmer la déstabilisation obtenue sur les coefficients de frottement relevés. Il existe donc une légère différence de comportement concernant le frottement au cours du temps entre nos deux nuances (Figure V.16).

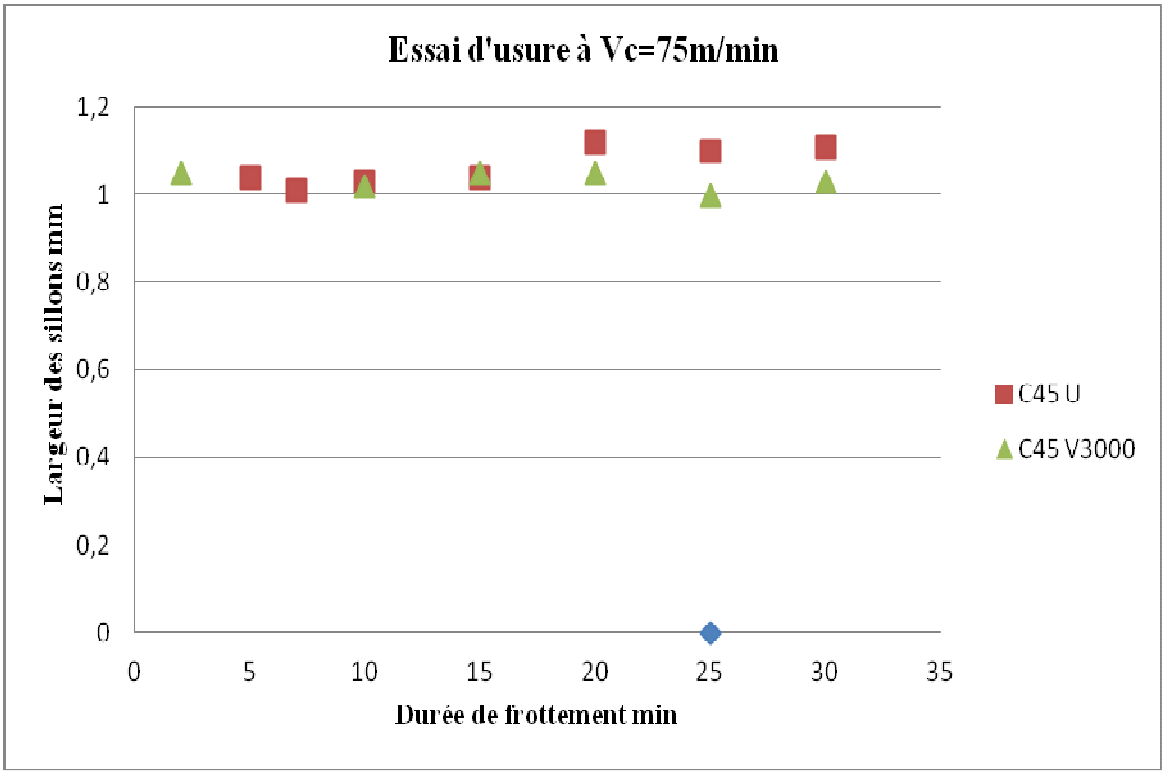


Figure V.16 Largeurs de sillons observées en fonction de la durée de frottement imposée Vc =75 m/min, a=0.5mm, f =2 mm /tr

Il est cependant possible de tirer différents enseignements de cette série de mesures. Tout d'abord, les largeurs de sillons laissées dans les deux nuances de pièces ont tendance à diminuer jusqu'à 150 m/min, vitesse à partir de laquelle elles restent relativement stables aux valeurs proches de 0,9 mm. Cette diminution s'explique par une adhésion plus grande du matériau sur le pion aux basses vitesses de glissement. Cette adhésion joue le rôle d'une étrave en refoulant le matériau sur les bords des sillons en les écartant. Lorsque l'on fait glisser le pion à une vitesse supérieure à 100 m/min, on bascule alors en régime de coupe, avec la formation de petits copeaux qui se détachent de la pièce et laissent des sillons nets et réguliers. De plus, nous avons constaté visuellement lors des essais, une propension du V3000 à créer plus d'adhésion que la nuance standard à basse vitesse. On retrouve cette tendance sur la mesure des largeurs de sillons du V3000 qui sont un peu supérieures à celles de la version standard pour des vitesses de glissement de 50 m/min et 100 m/min.

V.4.3 Essais à 150 m/min:

Devant le peu d'informations offertes par les essais accomplis à la vitesse de 75 m/min, il a été décidé en accord avec les ingénieurs du CREAS de procéder à une nouvelle gamme d'essais d'usure avec une vitesse de déplacement du pion supérieure. Le but de cette série étant alors de se placer dans un cas disposant d'une vitesse suffisante pour nous confronter à des phénomènes d'usure, si possible de type abrasive, prononcée des pions tout en restant réalisable du point de vue du planning des machines du laboratoire. La vitesse de 150 m/min fut donc choisie afin d'encadrer le plus possible la plage de vitesses d'écoulement du copeau énoncée auparavant.

V.4.3.1 Evolution du coefficient de frottement

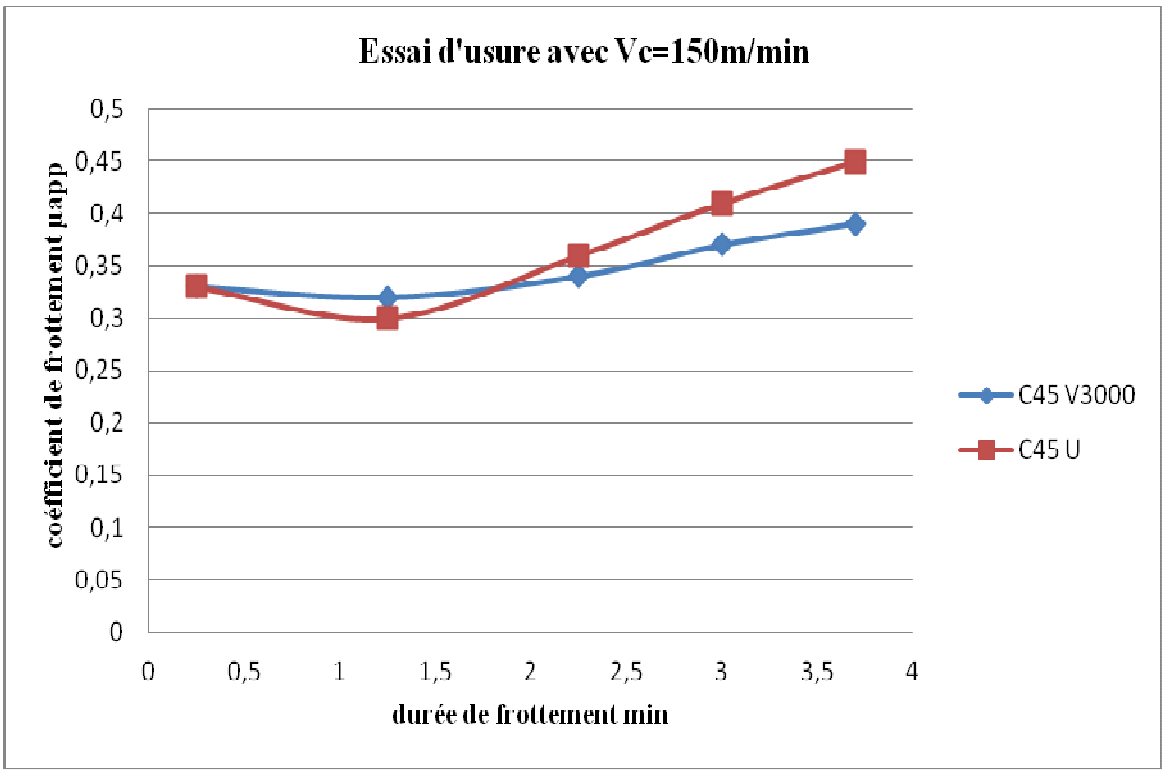


Figure V.17 Coefficients de frottement en fonction de la durée de frottement imposée Vc =150 m/min, a.=0.5mm, f =1,5 mm /tr.

Nous avons procédé à des séries de 20 essais par nuance de C 45 dans le cas des essais réalisés avec une vitesse de déplacement du pion à 150 m/min et une avance de 1.5mm/tr au lieu de 2 mm/tr, car Vc est importante ; ce qui représente une durée de frottement équivalente de 3 minutes et 48 secondes. Les coefficients mesurés pour les deux nuances s'accroissent régulièrement tout en restant faiblement bruités au cours des essais (Figure V.17), témoignant ainsi d'une usure progressive des pions de frottement. La valeur relevée au dernier essai pour la nuance standard est nettement plus forte que celle du V3000, alors que les coefficients des essais précédents restaient très proches. Cette dernière donnée confirme donc l'intérêt des dépôts d'adhésion plus importants proposés par le Vitac 3000. Leur rôle de protection des surfaces frottantes agit alors comme un troisième corps venant limiter l'usure.

V.4.3.2 Observations des sillons

L'analyse de ces courbes nous permet de déduire un schéma en deux parties : une première avec un temps de frottement inférieur à trois minutes, au cours de laquelle les deux nuances se comportent de manière identique avec une usure régulière de leur surface créant progressivement un méplat sur la tête des pions. L'apparition et l'évolution de ce plat

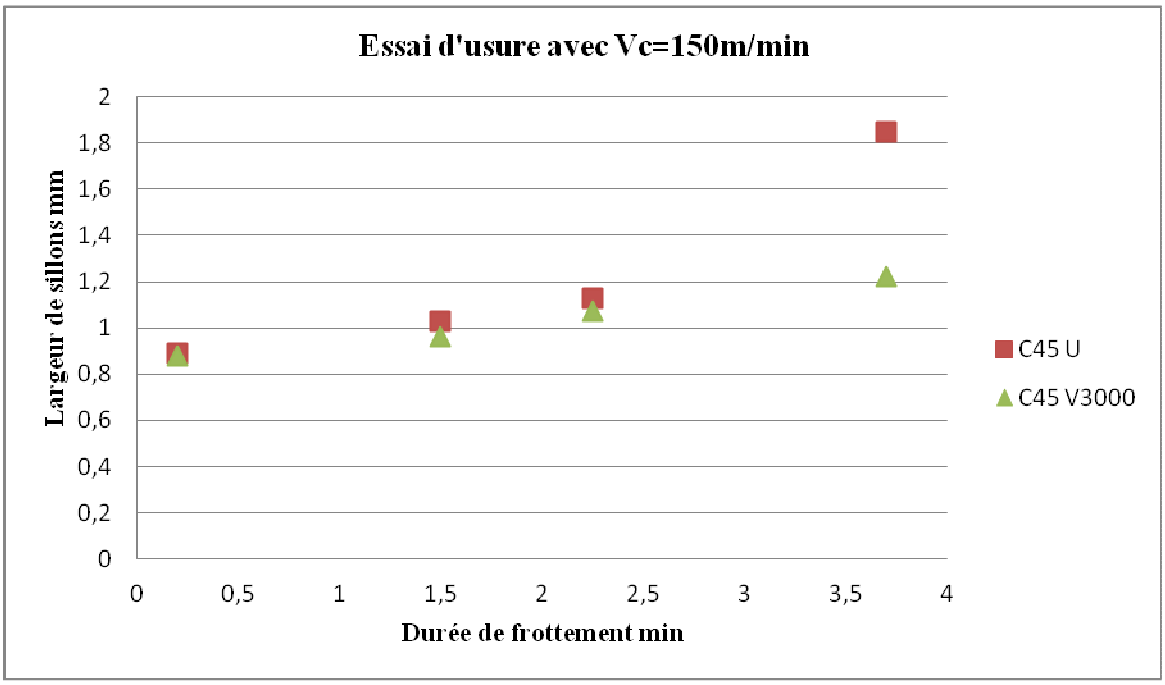


Figure V.18 Largeurs de sillons observées en fonction de la durée de frottement imposée Vc =150 m/min, a=0.5mm, f =1,5 mm /tr

engendrent alors la création de sillons de plus en plus large comme le témoigne la pente de nos deux courbes (Figure V.18). Et une deuxième partie postérieure aux trois minutes de frottement, qui marque une différence flagrante entre nos deux nuances. Les sillons laissés dans la nuance standard y sont en effet bien plus larges que ceux du V3000 attestant ainsi d'une usure plus prononcée du pion associé à la nuance standard.

V.4.3.3 Observations des pions

Devant le niveau d'usure avancée obtenu sur nos pions, seule une observation macroscopique à l'aide de la loupe binoculaire du laboratoire sera réalisée. Celle-ci permet en effet immédiatement d'évaluer la nette différence existant entre nos deux matériaux. La version standard a conduit à la formation d'un méplat de forme circulaire prononcée en surface du pion, entouré par de nombreux débris de matières oxydés (Figure V.19). Lorsque l'on observe le pion associé à la nuance V3000, celui-ci est nettement moins endommagé, il garde même la forme parabolique caractéristique de l'écoulement de matière ayant eu lieu à sa surface. L'observation des pions confirme donc l'hypothèse selon laquelle le pion ayant frotté contre la nuance standard s'est usé de manière plus prononcée que le pion utilisé avec le V3000 ; et selon un mode d'usure abrasive étant donné les vitesses des surfaces en déplacement.

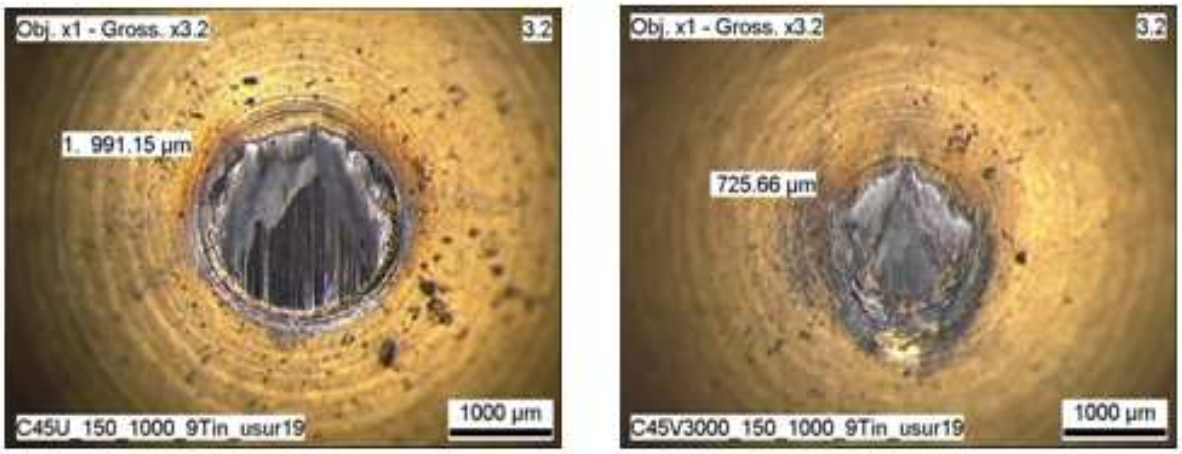


Figure V.19 Observation de l'usure des pions à l'issue des 20 essais de frottement Vc =150 m/min, a=0.5mm, f =1,5 mm /tr.

V.5 Influence de la vitesse de frottement sur le coefficient de frottement apparent:

Les essais faites sur des pions revêtus TiN ont montré que l'augmentation de la vitesse de frottement provoque une chute du coefficient de frottement apparent. La Figure V.20, présente l'évolution de ce dernier en fonction de la vitesse macroscopique de frottement pour les 6 niveaux de pression.

Nous remarquons que le coefficient de frottement converge vers une valeur constante (0.2), quand la vitesse de glissement augmente. Nous pouvons distinguer deux zones différentes caractérisant le comportement tribologique de ce contact.

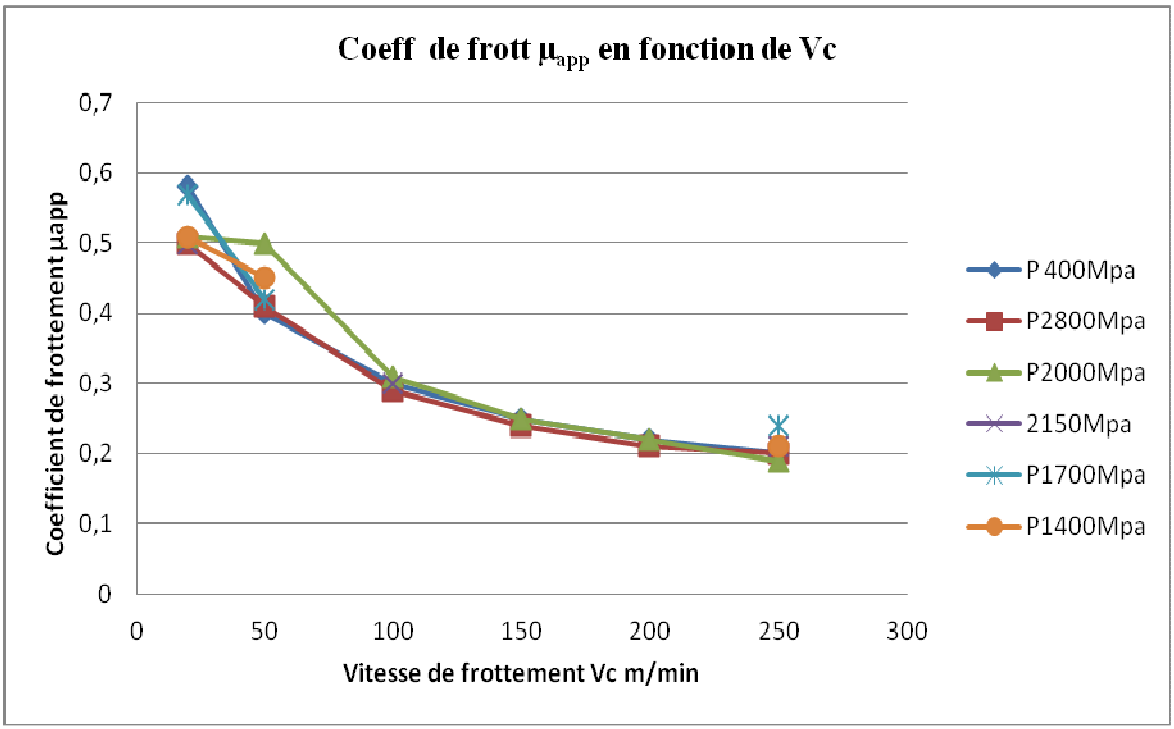


Figure V.20 Influence de la vitesse de frottement sur le coefficient de frottement apparent dans le cas des pions revêtus TiN. (a=0.5mm, f= 1.5mm/tr)

– V ≤ 235 m/min : le coefficient de frottement est très sensible à la variation de la vitesse de glissement.

_ V ≥ 235 m/min le coefficient de frottement apparent converge vers 0.2

En réalité, dans un essai de rayage, la force de frottement d'un outil contre un matériau est décomposée, d'après le modèle développé par Bowden et Tabor depuis les années 50 en deux contributions indépendantes représentant respectivement les phénomènes d'adhésion au niveau du contact réel et de déformation volumique par labourage. Donc le coeffcient de frottement apparent donné par la formule (V.1) peut être donc décomposé en deux parties dont l'importance relative varie selon le couple considéré et les conditions de contact :

$$F = F_{adhésion} + F_{déformation} \qquad (V.1)$$

$$\mu_{App} = \mu_{adh} + \mu_{def} \qquad (V.2)$$

Ainsi, il est nécessaire de se méfier d'une interprétation trop rapide des résultats expérimentaux macroscopiques. En effet une augmentation de la vitesse de frottement engendre potentiellement une variation de l'énergie liée au frottement interfacial et à la déformation plastique du matériau.
Il s'en suit une augmentation locale de la température interfaciale ayant pour conséquence une baisse de la composante tangentielle de rayage. Par contre, la valeur du coefficient de frottement interfacial est également affectée par cette modification de la température mais dans une direction

V.6 Influence de la pression de contact :

La Figure V.20 montre clairement que la pression de contact n'a pas d'influence significative sur le coefficient de frottement apparent. En réalité, la pression est un paramètre influent sur le frottement M. Meill [37]. En effet plus la pression de contact est grande plus le contact sera parfait.
Par conséquent, au lieu d'avoir le frottement entre les aspérités dans le cas des faibles pressions, il devient un frottement parfait dans le cas des grandes pressions. De plus, les phénomènes liés à la déformation plastique augmentent avec la pression de contact. Par contre, dans notre cas, en passant d'une pression de 1400 MPa à 2800 MPa, nous n'avons pas remarqué une variation importante de coefficient de frottement. Nous expliquons cela par le fait que le niveau de pression est tellement élevé que son influence sur le frottement reste très faible.

V.7 Conclusion:

Le développement du tribomètre en version radiale V3 de part la plus grande rigidité et le régime de frottement constant qu'il apporte désormais, permet de caractériser le comportement tribologique des aciers avec une grande répétitivité dans les résultats obtenus. Les différences entre les essais réalisés sous les mêmes conditions de frottement ne dépassent pas les valeurs de bruit affectant les mesures.

Le bilan de cette étude expérimentale ne permet pas de différencier les deux nuances du C45 à l'aide des valeurs de coefficients de frottement macroscopiques enregistrés.

Cependant, une différence de comportement tribologique est observée, et se traduit par une propension de l'acier C45 Vitac 3000® à produire plus d'adhésion sur le pion de frottement. Cette distinction opère lors de l'application de faibles vitesses de rayage (inférieures à 150 m/min) et donc des valeurs de températures d'interfaces limitées. Ceci

semble confirmer ainsi les limites d'action des couches de transfert sélectives propres aux aciers traités au calcium comme le Vitac 3000®. Ces vitesses correspondent néanmoins aux vitesses d'écoulement des copeaux sur la face de coupe des outils coupant, dont le frottement constitue l'objet de cette étude. L'effet des aciers à usinabilité améliorée tels que le Vitac 3000® semble donc trouver son origine dans l'adhésion supérieure que ceux-ci proposent au cœur de la zone de contact.

Malgré le meilleur comportement tribologique général du Vitac 3000®, les résultats de la campagne d'essais d'usure n'ont pas permis de confirmer de manière avérée ses apports vis-à-vis de la dégradation des pions de frottement. Les données relevées montrent qu'il propose une meilleure protection de la surface des pions de frottement que la nuance standard, mais le caractère subjectif de ce type de mesure nous empêche de procéder à des conclusions plus affirmées.[35]

V.8 Discussion:

Les valeurs des coefficients de frottement extraits 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 pions (donc les outils de coupe) en deux familles bien distinctes : les revêtus et les non revêtus. Le comportement macroscopique des pions et donc fortement dépendant de son revêtement. Cette conclusion confirme les études sur les revêtements de J. Rech [67] et valide le dispositif expérimental mis en place quant à sa capacité à caractériser et à différencier des comportements macroscopiques en frottement différents.

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

Conclusion Générale

Les différentes formes d'usure des outils de coupe dépendent de la géométrie de la partie active de l'outil, du matériau usiné et des conditions de coupe. Donc ces derniers sont liés au Couple Matériau Outil matière MOC.
Nous avons étudié l'interaction tribologique entre les outils de coupe les plus utilisés en productique et les matériaux tenaces à usinabilité améliorée. L'évaluation des performances des plaquettes et le rôle de revêtement pour l'usinage de tel acier de résistance mécanique élevé est loin d'être gagnée. Cette étude nous a permis de dégager les conclusions suivantes :

- L'état d'usure de la partie active de l'outil a une grande influence sur les efforts spécifiques de coupe.
- L'influence du revêtement sur la résistance à l'usure est sensible et variable suivant l'origine de celui-ci.
- La durée de vie de plaquettes revêtues est supérieure à celle des non revêtus. Pour les plaquettes amovibles, elle diminue avec l'augmentation de la vitesse de coupe, de la section du copeau et de la vitesse d'avance
- Enfin la nuance des plaquettes peut avoir une influence plus importante que le revêtement.

Pour des raisons environnementales et sanitaires, l'utilisation des fluides de coupe est indésirable. Cette restriction est néfaste sur la durée de vie des outils de coupe. Pour remédier à cela, l'optimisation des paramètres de coupe, de la géométrie des outils et/ou l'utilisation de revêtements est indispensable. Afin de proposer une démarche scientifique rigoureuse d'optimisation, la maîtrise des relations qui existent entre les conditions de coupe, les paramètres de contact et les mécanismes d'endommagement est primordiale.

Le processus de coupe provoque des déformations très intenses. Ces dernières se produisent dans des volumes de très petites dimensions avec des vitesses de déformation de l'ordre de 10^6 s^{-1}. Il en résulte des sollicitations thermomécaniques extrêmes à l'interface outil-copeau. que l'on peut caractériser grâce aux paramètres de contact suivants : température à l'interface outil-copeau, pression de contact, vitesse de glissement du copeau et en particulier le coefficient de frottement.
Plusieurs travaux ont été présentés en bibliographie, ont pour but la caractérisation et la modélisation du frottement ainsi que les phénomènes associés produits aux interfaces outil/pièce/copeau.

Un dispositif d'étude en coupe orthogonale basée à la fois sur la modélisation numérique et sur l'expérimentation est mis en œuvre. Ce dernier a permis de déterminer la température et la pression de contact. La méthode de détermination est appliquée au couple outil-matière WC-Co/AA2024 T351. Le dispositif est monté sur une raboteuse. Il est équipé d'une caméra rapide et d'une table dynamométrique. Il a permet de déterminer complètement la géométrie du copeau et la mesure des composantes de l'effort. Les résultats expérimentaux et les simulations numériques (méthode des éléments finis) sont à la base du calcul des distributions de la température et de la pression à l'interface outil-copeau. L'aspect thermique est également abordé par la mesure du flux de chaleur transmis dans l'outil déterminé à l'aide d'une méthode inverse.
Pour les grandes vitesses de coupe, le glissement du copeau est facilité et la température est plus élevée. Les pressions de contact sont aussi moins importantes. Nous avons mis en évidence l'existence d'une plage de vitesse où le coefficient de frottement chute rapidement

lorsque la vitesse de frottement augmente. Cependant ce coefficient demeure constant à partir d'une valeur critique de vitesse. Ce phénomène est expliqué par l'adoucissement thermique de la pièce.
Les revêtements testés jouent un rôle majeur dans le cas de l'usinage des aciers. L'arête rapportée apparaît de façon importante quand les conditions de contact sont caractérisées par des températures relativement faibles et des pressions de contact élevées. Elles correspondent aux conditions de coupe (faibles vitesses/faibles avances). L'arête rapportée peut néanmoins être atténuée par l'utilisation des angles de coupe très élevés ayant pour conséquence la baisse de la pression de contact.
L'optimisation de l'opération de coupe donc l'augmentation de la durée de vie des outils nécessite la maîtrise des phénomènes interactions outil-pièce. Deux options se présentent :

(1) Contrôler l'interaction entre le copeau et la face de coupe ;
(2) Supprimer tout mécanisme d'adhésion.

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

Le banc expérimental est complété par un dispositif d'étude de la coupe orthogonale. Ce dernier permet l'observation de l'outil et la pièce dans des conditions idéales (caméra rapide, grille de déformation, mesure de la température par caméra CCD…)
Ces équipements permettent de mieux simuler l'opération de coupe. D'ailleurs des travaux de détermination des champs de la température et de la distribution des contraintes de contact sur la face de coupe de l'outil se sont entamés.
Nous avons exposé les interactions entre la vitesse de coupe, la pression de contact et le revêtement sur le comportement tribologique de deux types de matériaux : l'acier 27MnCr5 (180 HB), l'acier 42CrMo4 (290 HB).
L'effet de la vitesse de coupe sur le coefficient de frottement a montré que ce dernier diminue en augmentant la vitesse. Il converge vers 0.2 au-delà de 235m/min. Le revêtement influx aussi sur le coefficient de frottement
Pour la pression de contact, le coefficient de frottement ne varie pas d'une façon importante. Il devient un coefficient parfait pour les grandes pressions. Le flux de chaleur varie en augmentant la pression de contact jusqu'à une valeur de saturation.

A partir de ces conclusion, on affirme que la loi de Coulomb classique (μ constant quelque soit les conditions de coupe de pression et température) n'est pas valide.

L'adaptation du dispositif utilisé sur un centre d'usinage 5 axes à commande numérique est en cours de réalisation. Cette adaptation offre la possibilité de réaliser des essais plus poussé en terme de vitesse (>300m/min) et de pression de contact (l'ordre des GPa) et d'une manière automatique. Elle permet aussi d'effectuer des essais de longues durées pour suivre :

L'usure des pions en fonction de temps,
L'évolution du coefficient de frottement entre des matériaux encore plus durcie.

Références Bibliographie

[1] **:** S. Ruppi et al. Wear characteristics of TiC, Ti(C,N), TiN and A1203 coatings in the turning of conventional and Ca-treated steels, International Journal of Refractory Metals & Hard Materials, (1998), 16, pp 353-368.

[2] **:** A. Larsson et al. Structure and composition of built-up layers on coated tools during turning of Ca-treated steel, Materials Science and Engineering A313, (2000),, pp160–169.

[3] P. Pollet Usinabilité en fraisage d'un acier 42CrMo4 traité calcium, *mémoire de PFE*, (2000), ENSAM de Metz.

[4] G. Liste. Etude des mécanismes d'endommagement des outils carbure wc-co par la caractérisation de l'interface outil-copeau application a l'usinage a sec de l'alliage d'aluminium aéronautique AA2024 T351. PhD thesis, ENSAM-Bordeaux, 2004. N° d'ordre : 2004-41**.**

[5] E.M. Trent. Metal Cutting. ISBN 0-7506-1068-9. 1991.

[6] N. Mesnier Caractérisation tribologique des aciers 27MnCr5 à usinabilité améliorée, rapport de master, (2006), 132 pages.

[**7**]] H. Ay, Heat transfer and life of metal cutting tools in turning, International Journal of Heat and Mass Transfer Vol. 41 (1998), 613-623.

[8] J. Rech, A. Kusiak, J.L. Battaglia, and A. Moisan. Tribological and thermal functions of cutting tool coatings. Surface and Coatings Technology, 186 :364–371, 2004.

[9] E.M. Trent, P.K. Wright**,** Metal Cutting, Butterworth-Heinemann, 4th Edition, 2000.

[10] K.M. Vernaza-Peña, J.J. Mason, M. Li**,** Experimental Study of the Temperature Field Generated During Orthogonal Machining of an Aluminum Alloy, Experimental Mechanics Vol. 42 (2004), 221-229.

[11] G. Sutter, L. Faure, A. Molinari, N. Ranc, V. Pina**,** An experimental technique for the measurement of temperature fields for the orthogonal cutting in high speed machining, International Journal of Machine Tools & Manufacture Vol. 43 (2003), 671-678.

[12] Y.K. Potdar, A.T. Zehnder, Temperature and Deformation Measurements in Transient Metal Cutting, Experimental Mechanics Vol. 44 (2004), 1-9.

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

[14] **]** M.B. da Silva, J. Wallbank**,** Cutting temperature: prediction and measurement methods - a review, Journal of Materials methods - a review, Journal of Materials Processing Technology Vol. 88 (1999), 195-202.

[15] J.-L. Battaglia, H. Elmoussami, L. Puigsegur, Modélisation du comportement thermique d'un outil de fraisage : approche par identification de système non entier, C. R. Mecanique Vol. 330 (2002), 857-864.

[16] Christian Pages; Comportement de revêtements céramique sur outil en tournage à sec de finition ; Thèse N° d'ordre 2003-37 Année 2003.

[17] G. Poulachon. Aspects phénoménologiques, mécaniques et métallurgiques en tournage CBN des aciers durcis. Application :usinabilité de l'acier 100Cr6. PhD thesis, ENSAM de Cluny, 1999

[18] W. Grzesik, Z. Zalisz, and P. Nieslony. Friction and wear testing of multilayer coatings on carbide substrates for dry machining applications. Surface and Coatings Technology, 155 :37–45, 2002.

[19] Jawahir I.S. and Van luttervell A.C. Recent developments in chip control research and application,. In Annals of CIRP, volume 42, pages 659–693, 1993.

[20] J. P. Cordebois and coll. Fabrication par usinage. ISBN 2 10 005586 0. Dunod, Paris, 2003.

[21] F.W Taylor. On the art of cutting metals. In Trans ASME, volume 28, pages 31–248, 1907.

[22] B.T. Trigger, .K.J and. Chao, J. Dupond, and A.M. Le Duc. The mechanism of crater wear of cemented carbide tools», ,. In Trans. ASME, volume 78, pages 326–346, 1956.

[23] H.T Young. Cutting temperature responses to flank wear. Wear, 201 :117– 120, 1996.

[24] J. Rech. Influence of cutting tool coatings on the tribological phenomena at the tool-chip interface in orthogonal dry cutting. Surface and Coatings Technology, 200/16-17 :5132–5139, 2006.

[25] .N. Zorev and H.S.H. Massey. Metal Cutting Mechanics. Pergamon Press, 1966.

[26] Y. Karpat and T. Özel. A methodology to determine work material flow stress and tool-chip interfacial friction properties by using analysis of machining. Journal of Manufacturing Science and Engineering, 128 :119–129, 2006.

[27] C. Vergne. Analyse de l'influence des oxydes dans le frottement d'une fonte pour outil de travail à chaud. PhD thesis, Ecole des Mines de Paris, 2001.

[28] W. Grzesik**,** Friction behaviour of heat isolating coatings in machining: mechanical, thermal and energy-based considerations, International Journal of Machine Tools & Manufacture Vol. 43 (2003), 145-150.

[29] L. Settineri. Surface properties and performance of multilayer coated tools in turning inconel. In 55th General Assembly of CIRP, volume 54 (1) of ISSN 0007-8506, pages 515–518, Antalya, Turkey, 21-27 août 2005.

[30] M. Habak. Etude de l'influence de la microstructure et des paramètres de coupe sur le comportement en tournage dur de l'acier a roulement 100cr6. PhD thesis, ENSAM Anger, 2006.

[31] P. Hedenquist and M. Olsson. Sliding wear testing of coated cutting tool materials. Tribology International, 23 (3) :143–150, 1991.

[32] M. Olsson, S. Soderberg, S. Jacobson, and S. Hogmark. International Journal of Machine Tools and Manufacture, 29 (3) :370–390, 1989.

[33] J.A. Arsecularatne, On Tool-Chip Interface Stress Distributions, Ploughing Force and Size Effect in Machining, International Journal of Machine Tools and Manufacture Vol. 37 (1997), 885-899**.**

[34] L.C. Lee, X. D. Liu, K.Y. Lam, Determination of Stress Distribution on the Tool Rake Face using a Composite Tool, International Journal of Machine Tools and Manufacture Vol. 35 (1995), 373-382.

[35] F. Zemzemi et al. New tribometer designed for the characterization of the friction properties at the tool/chip/workpiece interfaces in machining, (2007), *Tribotest*.

[36] A. Moufki, A. Molinari, and D. Dudzinski. Modelling of orthogonal cutting with a temperature dependent friction law. Journal of Mechanical Physics of Solids, 46 :2103–2138, 1998.

[37] M. Meiller Etude expérimentale du frottement outil-pièce en coupe orthogonale, (2002), *PhD thesis*.

[38] Gauthier List; Etude des mécanismes d'endommagement des outils carbures WC-CO par la caractérisation outil-copeau ; Thèse doctorat N° d'ordre 2004-41 ; Ecole National Supérieur d'Arts et Métiers ; Centre Bordeaux.

[39] F. Valiorgue Simulation numérique de la génération des contraintes résiduelles : application au tournage du 316 L, , *PhD thesis*, à paraître en décembre 2008.

[40] M. Laadaim (2006), caractérisation du frottement tribologique aux interfaces outil-pièce-copeau en usinage des aciers inoxydables austénitiques, mémoire ingénieur CNAM, (2006), 85 pages.

[41] Cédric Bonnet ; Modélisation numérique de la coupe du 316L ; Mémoire Master Recherche ENISE ; (2005) 93 pages ;

[42] Z. Y. Wang, K. P. Rajurkar, J. Fan, S. Lei, Y. C. Shin, and G. Petrescu. Hybrid machining of inconel 718. International Journal of Machine Tools and Manufacture, 43 :1391–1396, 2003.

[43] M.Z. Zhang, Y.B. Liu, H. Zhou**,** Wear mechanism maps of uncoated HSS tools drilling die-cast aluminum alloy, Tribology International Vol. 34 (2001), 727-731.

[44] J.Kopac; M.Sokovic; S.Dolinsek; Tribology of coated tools in conventional and HSC machining; Journal of Materials processing Technology; 118 (2001); 377-384.

[45] S. Raman, A. Longstreet, D. Guha, A Fractal View of Tool–Chip Interfacial Friction in Machining, Wear (2002), Vol. 253 1111-1120.

[46] MATW. : site web américain sur les matériaux, 2007 : www.matweb.com.

[47] G.d.S. Galoppi et al. Hard turning of tempered DIN 100Cr6 steelwith coated and no coated CBN inserts, Journal of materials processing technology, (2006), 8 pages.

[48] F. Chaize Etude des interactions tribologiques lors de l'usinage des aciers à usinabilité améliorée de type 27MnCr5 Vitac 3000, *rapport de stage ENISE*, (2006), 49 pages.

[49] G. Kermouch et al ; Contribution à la modélisation théorique et numérique de l'essai des essais d'indentation et de rayure ; Phd Thesis ; 171 pages ; 2005.

[50] Thibaut Mathevet ; Caractérisationtribologique des aciers C45 standart et Vitac3000 en usinage à sec ; Mémoire master recherche ; mécanique et ingénierie LTDS-Enise ; 2007.

[51] Michel Gondran. L'informatique, la productique et la flexibilté Edition Casteilla Paris 1989.

[52] J.M. Cumingham, I.J. Ford, J. Aogilvy, E. W. Robets « Interpretation of friction and wear properties of MOS2 coated steel substrates » Elsevier Wear 177, 1994, 93-101.

[53] ISO 3685-; Specification for tool life testing with single pointe turning tool, 1977

[54] Wang, J., Huang1, C.Z., Song, W.G. The effect of tool flank wears on the orthogonal cutting process and its practical implications.- J. of Materials Processing Technology, 2003,

[55] J. Briki, S. Ben Slima Heat Treatment, Wear Behaviour and Manufacturing Mode of AISI M4 High Speed Tool Steel January 2010 Vol. 4. n. 1 pp. 7-11 IREME journal.

[56] Sudheer Reddy, P. G. Mukunda, H. Suresh Hebbar Wear and Machinability Study of SiCP Reinforced and Al2O3P Reinforced Al-Si Alloy Composites January 2010 Vol. 4. n. 1 pp. 28-34 IREME journal.

[57] J. kopac, M. sokovic, S. dolinsek; Tribology of coated tools in conventional and HSC machining. J. of Materials Processing Technology, 118 (2001) 377-384.

[58**]** S. Sghaier, M. Ben Tkaya, S. Mezlini, H. Zanhouani, Ph. Kapsa Effect of Burnishing Treatment on Abrasive Wear Resistance September 2008 Vol. 2 n. 5 pp. 746 – 750 International Review of Mechanical Engineering (IREME).

[59] H. Bouchelaghem*, M. A. Yallese**, A. Amirat***, S. Belhadi**** Wear behaviour of CBN tool when turning hardened AISI D3 steel. MECHANIKA. 2007. Nr.3.

[60] A. Dalia, A. Hafsaoui Effect of Abrasive Wear on Drilling Tools July 2008 Vol. 2 n. 4 pp. 649 – 652 IREME journal.

[61] A. Senthil Kumara, A. Raja Durai, T. Sornakumar The effect of tool wear on tool life of alumina- based ceramic cutting tools while machining hardened martensitic stainless steel Journal of Materials Processing Technology 173 (2006) 151–156.

[62] A. Hebbar, D. Kaïdameur, D. Ouinas Modelling of the Wear of Some Tooling Materials International Review of Mechanical Engineering (IREME),.Vol .1 n. 1 . January 2007, pp 86 – 91

[63] C. Rochas Caractérisation des phénomènes tribologiques entre les populations inclusionnaires des aciers à usinabilité améliorée et les revêtements pour outils coupant, mémoire de master, ENISE, (2005), 77 pages.

[64] T. Özel. The influence of friction models on finite element simulations of machining. International Journal of Machine Tools and Manufacture, 46:518–530, 2006.

[65] A. Moufki, A. Devillez, D. Dudzinski, and A. Molinari. Thermomecaical modeling of cutting and experimental validation. In Kluwer Academic Publishers, editor, Metal Cutting and High Speed Machining, pages pp. 51–67, 2002.

[66] B. Mujika (2005), Développement d'un thermo-tribomètre dédié à la caractérisation de l'usinage, rapport de PFE ENISE, 63 pages.

[67] J. Rech Contribution à la compréhension des modes d'actions tribologique et thermiques des revêtements en usinage. Application au cas du taillage de dentures à la fraise-mère à grande vitesse, PhD thesis, (2002), 290 pages.

[68] J.-L. Battaglia, H. Elmoussami, L. Puigsegur, Modélisation du comportement thermique d'un outil de fraisage : approche par identification de système non entier, C. R. Mecanique Vol. 330 (2002), 857-864.

[69] R. Komanduri, Z.B. Hou, A review of the experimental techniques for measurement of heat and temperarures generated in some manufacturing processes and tribology, Tribology International Vol. 34 (2001), 653-682.

[70]M.E Merchant ; mechanics of metal cutting process; J.App.phys; 16 (1945); 267-318.

[71] Yalles M A; Etude du comportement à l'usure des matériaux de coupe modernes en tournage dur ; Thèse de doctorat ; Université Badji Mokhtar Annaba ; 2005.

[72] F.P.Bowden and D.Tabor, Friction, lubrification and Wear : a survey of work during the last decade. Br. J. Appl. Phys; 17: p.1521-1544.. 1966.

Tables des figures

Figure I.1: a) Inclusions dans les aciers, b) modèle empirique de transformation des inclusions de sulfure de manganèse dans les aciers par apport de calcium…. 9

Figure I.2 : Inclusions du 42CrMo4 après laminage pour deux nuances : a) standard, b) à usinabilité améliorée par traitement calcium V2000…… 10

Figure I.3 : Comparaison des inclusions dans a)acier faiblement traité au calcium, b) acier plus fortement traité au calcium……..…….. 10

Figure I.4 : Modèles de diffusion à l'interface outil/copeau : a) classique, b) formation d'une couche de transfert sélective…… 11

Figure I.5 Coupe théorique d'une surface……. 14

Figure I.6 Définition de la force tangentielle Ft …… 15

Figure I.7 Evolution de la force de frottement en fonction du temps: a) Glissement sans stick stip; b) Glissement avec stick slip…… 16

Figure I.8 Quelques exemples de l'évolution de la force de frottement en fonction du temps ……. 17

Figure I.9 Adhésion avec transfert de matière…… 17

Figure I.10: Différentes géométries de contact en tribométrie a)bille sur bille, b) bille sur plat, c) pion sur plat, d) plat sur plat, e) plat sur cylindre, f) cylindre sur plat, g,h,i) cylindre sur cylindre…… 19

Figure I.11 Représentation des différents flux thermiques et source d'énergie……. 20

Figure I-12. Détermination du champ de température par la méthode métallographique et la distribution de température dans l'outil……. 21

Figure I.13 Zones de sollicitations en coupe orthogonale……. 22

Figure 1.14 Comparaison des matériaux de coupe d'après…… 23

Figure 1.15 : Plaquette carbure (revêtement multicouche)……..…… 25

Figure I .16 : Structure du Cermet…… 26

Figure I.17 : Obtention de PCBN (PolyCristalin de Nitrure de Bore)…… 27

Figure I.18 : Structure d'un revêtement bicouche…… 27

Figure 1.19. Evolution de la conductivité thermique [W/mK], en fonction de la température [K], des constituants des outils et des revêtements…… 28

Figure II.1 Phénomènes relatifs à la coupe des matériaux à l'échelle mésoscopique (arête/matière)……...…… 29

Figure II.2: Les Zones de sollicitations en coupe orthogonale……..... 20

Figure II.3 Principe du tribo-système ouvert (pion stationnaire disque rotatif)…. 31

Figure II.4 : Les essais tribologiques classiques a) Pion stationnaire/disque rotatif, b) Pion Stationnaire/cylindre rotatif, c) Pion à déplacement réciproque/stationnaire …… 32

Figure II.5 Instrumentation d'un dispositif de coupe orthogonale……..... 32

Figure II.6 Principe du tribomètre de Laboratoire……..... 34

Figure II.7 Principe du tribomètre d'Hedenquist……..... 34

Figure II.8 Principe du tribomètre d'Olsson……..... 35

Figure II.9 Principe du tribomètre Grzesik……... 36

Figure II.10 Des particules de bronze (en clair) transférées sur la surface de l'acier après frottement……..... 37

Figure II.11 Influence de la rugosité sur le frottement. Existence d'une rugosité optimale. Une couche de forme similaire décrit l'évolution du frottement en fonction de la charge appliquée…….. 37

Figure II.12 Profils de la température à l'interface outil-copeau pendant l'usinage d'un acier trempé α=0°, a) effet de la vitesse de coupe ; b) effet de l'avance. [12].. 39

Figure II-13. Schéma d'un « outil coupé » permettant la mesure des distributions des contraintes à l'interface outil-copeau. [38]…….. 40

Figure II.14. Modèle de distribution de la contrainte normale et de cisaillement le long de l'interface outil-copeau.[38]…… 40

Figure III.1. Diagramme des efforts de coupe orthogonale…….……..... 41

Figure III.2 Bilan énergétique et forme de dissipation de chaleur……..... 42

Figure III.3 – Iso valeurs de la température à l'interface- Coupe longitudinale [35] 43

Figure III.4. Evolution de la température en fonction de la puissance mécanique 44

Figure III.5 – Evolution du coefficient d'adhésion en fonction de la température de contact 44

Figure III.6 Évolution de coefficient de frottement en fonction de la puissance mécanique [35]…….. 45

Figure III.7 Composants des efforts générés par la coupe.[38]…….. 46

Figure III.8 Composantes d'effort total généré par la coupe…….. 46

Figure III.9 Modèle d'Ernst et Merchant [70]……..... 47

Figure III.10 Diagramme des forces de coupe suivant Albrecht……..... 48

Figure III.11 Décomposition de l'effort tangentiel dans le cas du rayage 49

Figure III.12 Contribution de l'adhésion (frottement interfacial) dans le coefficient macroscopique **[**39, 40]…….. 49

Figure III.13 Algorithme de détermination du coefficient de frottement adhésif 50

Figure III.14 Approche phénoménologique du rayage……..... 50

Figure II1.15 Evolution du coefficient de frottement apparent μ en fonction de la température moyenne à l'interface outil/copeau [36]……..... 51

Figure III.16. Carte de l'usure d'un outil en acier rapide dans le cas du perçage à sec d'un alliage d'aluminium AlSi9Cu3, [43, 44]……... 52

Figure IV.1 Implantation de la jauge de déformation sur l'outil de coupe…..... 54

Figure IV.2 Système de calibrage et d'acquisition de l'effort…… 55

Figure IV.3 Principe d'évaluation de l'usure en dépouille……..... 56

Figure IV.4 Ensemble tribomètre radial…… 57

Figure IV.5: Tour Gazeneuve HB300 et ses équipements…….…… 58

Figure IV.6 Les pions revêtus selon couleurs et diamètres 9; 13; 17mm…..... 59

Figure IV.7 Photo tribomètre radial et ses équipements en vue transversale…. 60

Figure IV.8 Présentation du rayage sur la barre d'essai…….. 60

Figure IV.9 Configuration complète du tribomètre utilisé……..... 61

Fig IV.10 Fidélité du tribomètre.[35]……..... 62

Figure IV.11 Aire de contact pion plan……..... 63

Figure IV.12 Distribution de la pression de contact sous le pion dans le cas du frottement 42CrMo4 (V=95 m/min Fn ≈ 1000 N).[41] …….. 64

Figure IV.13 Principe de l'estimation du flux de chaleur transmis dans le pion (a) et porte pion instrumenté en flux de chaleur (b)…… 64

Figure IV.14 Exemple de flux de chaleur mesuré lors de l'essai de frottement sur l'acier C45 Vitac 3000, V=120m/min, Fn=1000N …….. 65

Figure IV.15 Toilage de surface après chariotage…… 66

Figure IV.16 Analyse des sillons sur tribomètre radial……... 67

Figure IV.17 Profilomètre Mahr…… 67

Figure IV.18 Comparaison des sillons obtenus après rayage à l'aide des pions de diamètres différents. C45 V3000 - grossissement x1 - Vc = 100 m/min….. 68

Figure IV.19 Comparaison de l'adhésion laissée par la nuance U à gauche et V3000 à droite. Vc = 100 m/min – pions Ø 9mm [50]……..…….. 68

Figure IV.20. Manifestation et mesures des usures……..... 69

Figure IV.21 Durée de vie d'outils revêtus ou non en fonction de la nuance de 27MnCr5 et du Revêtement : Vc=35m/mn, f=0.4mm/tr, ap= 2mm, critère de réforme des outils : VB>0.3mm [63]…….. 71

Figure V.1 Evolution de l'effort f en fonction de la vitesse d'avance, (a = 0,5 mm, Vc = 20m/mn, T = 4min, f: variable)……. . 72

Figure V.2 Influence de la profondeur de passe a sur l'effort de coupe (f = 0.166mm/tr, Vc = 20m/mn, T = 4mm)……. 73

Figure V.3. Influence de l'effort de coupe sur l'usure (f = 50mm/mn, Vc = 20m/min) 73

Figure V. 4. Influence de la vitesse d'avance sur l'usure a = 0.5mm, Vc = 24m/mn, T = 4min…… 74

Figure V.5 Evolution de l'usure en fonction de la profondeur de passe (f=50 mm/mn ; Vc = 24m/mn; T=4mn)…….. 75

Figure V.6. Evolution de l'usure dans le temps pour a =0.5 mm; f= 50mm/min, V: variable 75

Figure V.7. Evolution de l'usure en dépendance du temps a=0.5mm ; f=50mm/min ; V: variable…… 76

Figure V.8. Effet de la vitesse de coupe sur le coefficient du frottement (Acier 42CrMo4, a = 0.5mm; f =0.125mm/tr, diamètre du pion 13 mm et Fn=1000N). 78

Figure V.9 Evolution du flux de chaleur transmis au pion en fonction de l'effort normal (Vc = 120 m/mn, a=0.5mm, f=0.125mm/tr)…… 79

Figure V.10 Evolution de l'usure VB et KT au cours du temps. (Vc=150m/min, a=0.5mm, f=0.125mm/tr)…… 80

Figure V.11 Rugosité Ra en fonction de l'usure V_B Pion AlTiN……. 81

Figure V. 12 Observation et analyse de l'usure des pions à l'issue des 30 minutes de frottement par différents types d'observation Vc =80 m/min, a=0.5mm ; f =2 mm /tr……. 82

Figure.V.13 Comparaison des sillons obtenus après rayage à l'aide des pions de diamètres Ø13 mm ; Ø17 mm sur acier 42CrMo4 - grossissement x1 - Vc = 80 m/min……. 83

Figure V.14 Détermination du coefficient d'adhésion par la méthode numérique pour un essai de frottement à 2.5m/min et P=2800MPa.[35]…….. 84

Figure V.15 Coefficients de frottement en fonction de la durée de frottement imposée Vc =75 m/min, a=0.5mm f =2 mm /tr…… 86

Figure V.16 Largeurs de sillons observées en fonction de la durée de frottement imposée Vc =75 m/min, f =2 mm /tr……. 87

Figure V.17 Coefficients de frottement en fonction de la durée de frottement Imposée Vc =150 m/min, f =1,5 mm /tr…… 88

Figure V.18 Largeurs de sillons observées en fonction de la durée de frottement imposée Vc =150 m/min, f =1,5 mm /tr…… 89

Figure V.19 Observation de l'usure des pions à l'issue des 20 essais de frottement Vc =150 m/min, f =1,5 mm /tr…… 90

Figure V.20 Influence de la vitesse de frottement sur le coefficient de frottement apparent dans le cas des pions revêtus TiN…….. 90

Liste des tableaux

Tableau I.1 Les différents modes de dissipation d'énergie en frottement…… 13

Tableau I.2: Quelques valeurs de coefficients de frottement…….. 18

Tableau III.1 Détermination de la température de contact par la méthode numérique [35] 43

Tableau III.2. Endommagements rencontrés lors de l'usinage à sec des alliages d'aluminium [38]……... 53

Tableau IV.1 Caractéristique des revêtements des pions 'données ThermiPlatin'……. 54

Tableau IV.2 Résultats des tests de la reproductibilité du système : □x = t 95 % □□, avec t 95 % est une constante qui correspond à un intervalle de confiance 95 % selon le test de Student [35] ……. 62

Tableau IV.3. Pourcentage massique des composants chimique de l'acier 42CrMo4 et 27MnCr5…… 71

Tableau V.1 Composition chimique : (analyse de coulé suivant la NE 10277-2) en poids % ……. 85

Tableau V 2 Caractéristique mécanique de l'acier C45 selon la norme NE 10277-2 ….. 85

Annexes

Annexe A

Estimation des pressions locales au contact

Les pressions locales de contact sont calculées à l'aide des mesures de largeurs de sillons effectuées sur les pièces. On utilise pour cela un modèle de demi-calotte sphérique qui correspond à la surface de contact sur la partie frontale vis-à-vis du déplacement des pions de frottement :

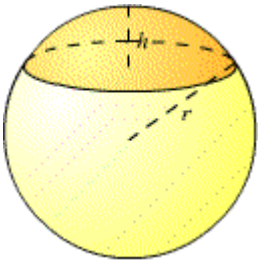


Figure A-1 *modèle de calotte sphérique*

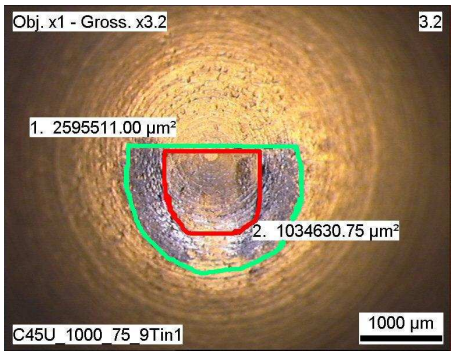


Figure A-2 *Surface de contact sur le pion*

La pression locale au contact est calculée comme le rapport entre l'effort normal appliqué et la surface de contact estimée :

$$P = \frac{F_n}{S_c}$$

Or, l'aire d'une calotte sphérique se calcule comme : $S_c = 2 \bullet \pi \bullet r \bullet h$ donc la surface de notre contact selon une demi-calotte sphérique vaut : $S_c = \pi \bullet r \bullet h$

Or, on peut estimer la valeur de la hauteur de la demie calotte sphérique « h », en utilisant le modèle ci-contre où « r » représente le rayon de la tête du pion, et « H » la demie largeur de sillon mesurée sur la pièce :

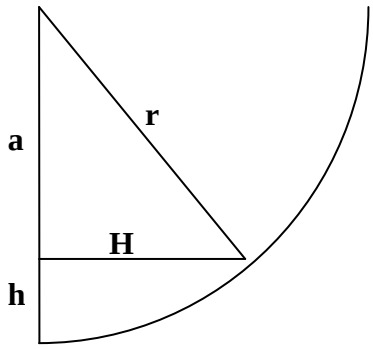


Figure A-3 *Modèle de calcul de hauteur de la ½ calotte sphérique*

Et en appliquant le théorème de Pythagore au triangle ainsi formé : $r^2 = a^2 + H^2$

Qui peut encore s'écrire : $a^2 = r^2 - H^2$

De plus on a : $r = a + h$, donc finalement : $h = r - \sqrt{r^2 - H^2}$

La pression locale au contact s'écrira donc :

$$P = \frac{F_n}{\pi \bullet r \bullet (r - \sqrt{r^2 - H^2})}$$

	Vitesse de glissement (m/min)	50	100	150	200	250
Pion Ø 9mm	largeur sillons (mm)	1,14	0,99	0,862	0,861	0,852
	demie largeur de sillons (mm)	0,57	0,495	0,431	0,4305	0,426
	hauteur reste de la sphere (mm)	4,463754	4,4726921	4,4793123	4,4793604	4,4797906
	hauteur calotte sphérique (mm)	0,036246	0,0273079	0,0206877	0,0206396	0,0202094
	aire de contact (mm²)	0,5124154	0,3860557	0,292465	0,2917852	0,2857034

aire moyenne sans le 50 m/min	pression associée (enMpa)
0,314	3184,690

	Vitesse de glissement (m/min)	50	100	150	200	250
Pion Ø 13mm	largeur sillons (mm)	1,3	1,006	0,935	0,949	0,976
	demie largeur de sillons (mm)	0,65	0,503	0,4675	0,4745	0,488
	hauteur reste de la sphere (mm)	4,4528081	4,4717995	4,4756501	4,4749134	4,4734613
	hauteur calotte sphérique (mm)	0,0471919	0,0282005	0,0243499	0,0250866	0,0265387
	aire de contact (mm²)	0,6671597	0,3986748	0,3442387	0,3546537	0,375182

aire moyenne sans le 50 m/min	pression associée (enMpa)
0,368	2716,009

	Vitesse de glissement (m/min)	50	100	150	200	250
Pion Ø 17mm	largeur sillons (mm)	1,094	1,069	1,039	1,087	1,076
	demie largeur de sillons (mm)	0,547	0,5345	0,5195	0,5435	0,538
	hauteur reste de la sphere (mm)	4,4666308	4,4681439	4,4699127	4,4670581	4,4677238
	hauteur calotte sphérique (mm)	0,0333692	0,0318561	0,0300873	0,0329419	0,0322762
	aire de contact (mm²)	0,4717455	0,4503553	0,4253489	0,4657056	0,456294

aire moyenne sans le 50 m/min	pression associée (enMpa)
0,449	2225,061

Tableau A-1 *Feuille de calcul des pressions locales de contact.*

Les valeurs de largeurs de sillons employées pour l'estimation des pressions locales correspondent aux moyennes effectués sur chaque catégorie d'essais (pions Ø 9mm, Ø 13mm, Ø 17mm), sans tenir compte des valeurs pour la vitesse de 50m/min, celle-ci présentant trop de dispersion en raison des phénomènes de collage.

Annexe B

Tableau récapitulatif – Etude de frottement

		Vitesses (m/min)					
		30	60	90	120	150	180
Partie expérimentale	Effort Normal (Fn)		1050 N	1050 N	1050 N	1050 N	1050 N
	Effort Tangent (Ft)		420 N	341 N	294 N	273 N	252 N
	µ macro		0.4 +/- 0.02	0.325 +/-0.025	0,28	0,26	0.25
	Flux pion	37 W +/- 3	55 +/- 12	64 +/- 12	63 +/- 4	68 +/- 2	
	pression	Non quantifiable expérimentalement					
	Température interf.	Non quantifiable expérimentalement					
	Puissance totale		420 W +/- 21	512 W +/- 39.5	588 W	683 W	756 W
	Puissance friction	Non quantifiable expérimentalement					
	Puissance déform.	Non quantifiable expérimentalement					
Partie simulation	Effort Normal (Fn)		1034 N	1040 N	1018 N		
	Effort Tangent (Ft)		395 N	322 N	283 N		
	µ macro		0.38	0.31	0,28		
	µ adhésif		0.32	0.26	0.22		
	Flux pion		52 W	54 W	58 W		
	pression		1.8 GPa	1.9 GPa	1.8 GPa		
	Température interf.		560°C	570°C	610°C		
	Puissance totale		395 W	483 W	567 W		
	Puissance friction		255 W	349 W	427 W		
	Puissance déform.		140 W	134 W	140 W		
	Vitesse glissement		36 m/min	66 m/min	90 m/min		

Annexe C

Acier **42CrMo4**

CARACTÉRISTIQUES MÉCANIQUES

• Etat recuit : chauffage à 825 °C suivi d'un refroidissement lent.
- Dureté Brinell : 217
• Trempe à l'huile à 840 °C. Revenu à 200 °C.
- Résistance : 1900 N/mm2
- Limite d'élasticité à 0,2 % : 1500 N/mm2
- Allongement sur 5d : 7 %
- Résilience KCU : 30 J/cm2
• Trempe à l'huile à 840 °C. Revenu à 675 °C.
- Résistance : 1000 N/mm2
- Limite d'élasticité à 0,2 % : 800 N/mm2
- Allongement sur 5d : 18 %
- Résilience KCU : 95 J/cm2

COMPOSITION

Carbone 0,42
Chrome.....1,00
Molybdène 0,20

APPLICATIONS

• Arbres, engrenages et pièces mécaniques travaillant à l'usure.

PROPRIÉTÉS D'EMPLOI

• Bonne résistance à l'usure.
• Intensité de trempe élevée.

Annexe D

Paramètres thermo- dépendants

WC			
température (°C)	conductivité thermique (W.K-1.m-1)	masse volumique (Kg.m-3)	chaleur massique (J.Kg-1.K-1)
20	44,6	14450	226
100			
200			
300		14450	296
400			
500		14450	326
600	59	14450	
700			
800	51,2	14450	342
900			
1000			
1100			
1200			

Figure D-1 Propriétés thermiques du Carbure de Tungstène (WC) -[ZEMZ.2007]

AISI 1045 Steel, cold drawn, 19-32 mm (0.75-1.25 in) round

KeyWords:
AFNOR NF A35-553 XC45, AFNOR NF A35-554 XC48, DIN 1654 1.1192,
SubCat: Carbon Steel, AISI 1000 Series Steel, Medium Carbon Steel,

Component	**Value**	**Min**	**Max**
Carbon, C		0.42	0.5
Iron, Fe		98.51	98.98
Manganese, Mn		0.6	0.9
Phosphorous, P			0.04
Sulfur, S			0.05

Properties	**Value**	**Min**	**Max**	**Comment**
Physical				
Density, g/cc	7.85	--	--	
Mechanical				
Hardness, Brinell	179	--	--	
Hardness, Knoop	200	--	--	Converted from Brinell hardness.
Hardness, Rockwell B	88	--	--	Converted from Brinell hardness.
Hardness, Vickers	188	--	--	Converted from Brinell hardness.
Tensile Strength, Ultimate, MPa	625	--	--	
Tensile Strength, Yield, MPa	530	--	--	
Elongation at Break, %	12	--	--	In 50 mm
Reduction of Area, %	35	--	--	
Modulus of Elasticity, GPa	205	--	--	Typical for steel
Bulk Modulus, GPa	140	--	--	Typical for steel
Poissons Ratio	0.29	--	--	Typical For Steel
Machinability, %	55	--	--	
Shear Modulus, GPa	80	--	--	Typical for steel
Electrical				
Electrical Resistivity, ohm-cm	1.62e-005	--	--	annealed specimen
Electrical Resistivity at Elevated Temperature, ohm-cm	2.23e-005	--	--	annealed specimen
Thermal				
CTE, linear 20℃, µm/m-℃	11.5	--	--	Coefficient of Thermal Expansion
CTE, linear 250℃, µm/m-℃	13	--	--	
CTE, linear 500℃, µm/m-℃	14	--	--	
Specific Heat Capacity, J/g-℃	0.486	--	--	entre 50/ 100 ℃
Specific Heat Capacity at Elevated Temperature, J/g-℃	0.519	--	--	150 / 200℃
Specific Heat Capacity at Elevated Temperature, J/g-℃	0.586	--	--	350 / 400℃
Thermal Conductivity, W/m-K	49.8	--	--	

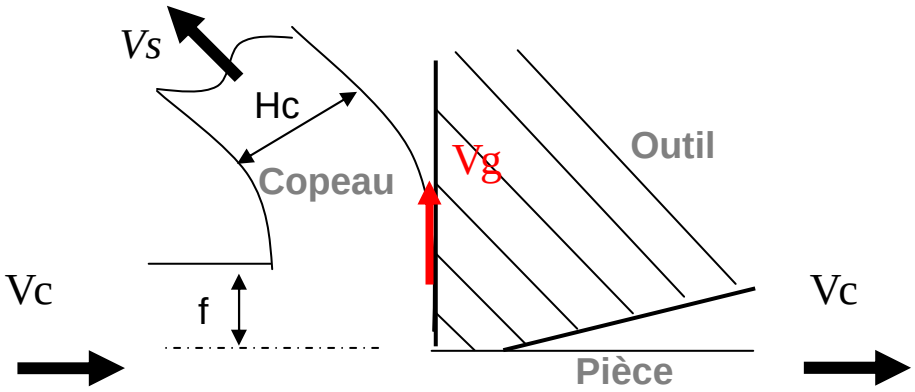
Figure D-2 Propriétés du C45 – AISI 1045 – Matweb –[MATW.2007]

Annexe E

Vitesses d'écoulement du coupeau :
Description

L'objectif principal de notre étude réside dans l'étude du frottement entre le copeau et la face de coupe de l'outil lors d'une opération de tournage à sec. La vitesse d'écoulement du copeau contre l'arête de l'outil constitue un paramètre important qui conditionne ce frottement ainsi que ses effets parmi lesquels on trouve l'usure de l'outil.

L'observation de la zone principale de sollicitation située à l'interface copeau / arête de coupe de l'outil nous offre les interactions suivantes :



Avec : Vc, la vitesse de coupe employée lors de l'opération d'usinage.
Vg, la vitesse de glissement du copeau à l'interface.
β, le rapport de compression.
Vs, la vitesse du copeau en sortie et :

$$Vs = \frac{Vc}{\beta}$$

On défini le rapport de compression par la relation $\beta = \frac{Hc}{f}$

avec : Hc = ép de copeau
f = avance

La vitesse de glissement du copeau Vg se détermine par le rapport :

$$Vg = \frac{Vs}{\alpha} = \frac{Vc}{\alpha \times \beta}$$

Où α est un coefficient de glissement déterminé dans le chapitre 4.
La détermination du rapport de compression se fait au moyen de mesures effectuées sur des copeaux récupérés lors d'une opération de coupe orthogonale

Annexe F
Différentes forme d'usure en fonction de la température

.

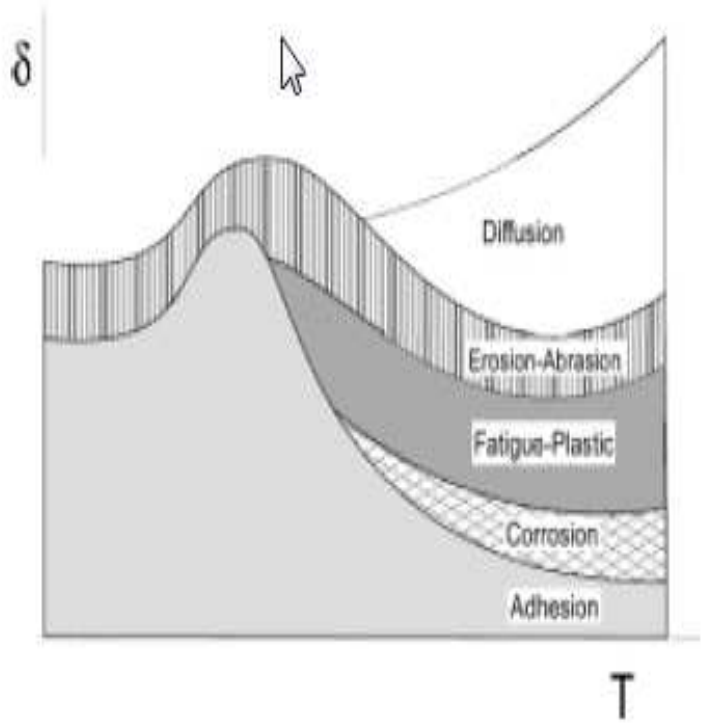


Figure 2-1. Usure présentée comme une fonction de la température, [Carr_02].