

Caractérisation et modélisation des mécanismes tribologiques aux interfaces outils-pièces-copeaux en usinage à sec de l'acier C45

Hamdi Ben Abdelali

► To cite this version:

Hamdi Ben Abdelali. Caractérisation et modélisation des mécanismes tribologiques aux interfaces outils-pièces-copeaux en usinage à sec de l'acier C45. Autre. Ecole Centrale de Lyon; Ecole Nationale d'Ingénieurs de Monastir, 2013. Français. NNT : 2013ECDL0002 . tel-00805316

HAL Id: tel-00805316

<https://tel.archives-ouvertes.fr/tel-00805316>

Submitted on 27 Mar 2013

HAL is a multi-disciplinary open access archive for the deposit and dissemination of scientific research documents, whether they are published or not. The documents may come from teaching and research institutions in France or abroad, or from public or private research centers.

L'archive ouverte pluridisciplinaire **HAL**, est destinée au dépôt et à la diffusion de documents scientifiques de niveau recherche, publiés ou non, émanant des établissements d'enseignement et de recherche français ou étrangers, des laboratoires publics ou privés.

Thèse de l'Université de Lyon

Délivrée par l'École Centrale de Lyon

En co-tutelle avec

L'Université de Monastir, l'École Nationale d'Ingénieurs de Monastir

*Spécialité : **Matériaux***

*Soutenue publiquement le : **19 Janvier 2013***

Par

M. Hamdi BEN ABDELALI

Préparée au

Laboratoire de Tribologie et Dynamique des Systèmes (LTDS)

Laboratoire de Génie Mécanique (LGM)

Titre :

**CARACTERISATION ET MODELISATION DES MECANISMES
TRIBOLOGIQUES AUX INTERFACES OUTILS-PIECES-COPEAUX EN
USINAGE A SEC DE L'ACIER C45**

*Ecole Doctorale de **Matériaux de Lyon***

Composition de jury :

<i>M. Abdelmajid BENAMARA</i>	<i>: Professeur à l'ENIM, Tunisie</i>	<i>Président</i>
<i>M. Nabil BEN FREDJ</i>	<i>: Professeur à l'ESSTT, Tunisie</i>	<i>Rapporteur</i>
<i>M. Hassan ZAHOUANI</i>	<i>: Professeur à l'ENISE, France</i>	<i>Rapporteur</i>
<i>M. Patrick CHABRAND</i>	<i>: Professeur à l'ISM, France</i>	<i>Examineur</i>
<i>M. Abdelwaheb DOGUI</i>	<i>: Professeur à l'ENIM, Tunisie</i>	<i>Directeur de thèse</i>
<i>M. Philippe KAPSA</i>	<i>: Professeur à l'ECL, France</i>	<i>Directeur de thèse</i>

Dédicaces

*Je dédie avec joie et fierté le fruit de ce modeste travail à
La femme la plus affectueuse et la plus douce au monde, l'ange le plus tendre
qui a été toujours pour moi une source d'amour, de pitié et d'espoir, ma très
chère mère.*

*L'être le plus cher au monde en témoignage de mon respect, à mon très cher
père.*

A ma sœur Olfa

A mes frères Rochdi et Abdelhamid

A Sondes

A Adem et Rahma

A qui je dois tout,

*Qu'ils veuillent trouver dans ce modeste travail, résultat des encouragements
incessants et des sacrifices qu'ils ont consentis pour mes études, l'expression de
ma très grande affection et de mes infinies reconnaissances. Je leur souhaite
tout le succès et le bonheur du monde.*

*Ces êtres chers méritent bien de moissonner la récolte qu'ils ont semée. A tous
je dis merci et je dédie le fruit de toutes ces années d'études.*

A mes très chers amis

A tous ceux qui me sont chers

A tous les membres du laboratoire de Génie Mécanique,

A tous les membres du laboratoire de Tribologie et Dynamique des Systèmes,

J'admire toujours votre gentillesse et votre humour.

J'espère que notre amitié sera éternelle.

Aimablement Hamdi

Remerciements

Je voudrais ici témoigner toute ma gratitude à Monsieur Abdelwaheb DOGUI, Professeur à l'ENI Monastir, et à Monsieur Philippe KAPSA, Professeur à l'EC de Lyon, mes directeurs de thèse, pour leur confiance, leur disponibilité et le grand intérêt qu'ils ont toujours manifesté pour ce travail. Leur rigueur scientifique, ses encouragements et leur soutien m'ont permis de mener à bien ce travail.

Que soit également associé à ces remerciements, Monsieur Joël RECH, Maître de conférences à l'ENI Saint Etienne et Monsieur Wacef BEN SALEM, Maître assistant à l'IPEI de Monastir, mes co-directeurs de thèse, pour m'avoir fait partager leur expérience sur la tribologie en usinage et pour leur disponibilité et leur participation active à ce travail. Qu'ils trouvent ici, l'expression de ma profonde reconnaissance et mon amitié sincère.

Mes plus vifs remerciements s'adressent à Monsieur Abdelmajid BENAMARA, Professeur à l'ENI Monastir, pour m'avoir fait l'honneur d'accepter de présider ce jury.

Mes plus profonds remerciements vont à Monsieur Nabil BEN FREDJ, Professeur à l'ESST de Tunis, et Monsieur Hassan ZAHOUANI, Professeur à l'ENI de Saint-Etienne d'avoir bien voulu accepter d'être rapporteurs de cette thèse et membres du jury.

Egalement, j'exprime ma gratitude à Monsieur Patrick CHABRAND, Professeur à l'ISM Etienne-Jules Marey, pour l'intérêt qu'il a porté à ce travail en acceptant d'en être examinateur et membre du jury.

Je ne sais comment exprimer ma reconnaissance à Monsieur Hamdi AGUIR, Maître Assistant à l'ISMAI de Kairouan, et Monsieur Cédric COURBON, Doctorant à l'ENISE, pour leur aide, leur disponibilité, ses encouragements et leur soutien avec bienveillance tout au long de ce travail. Un merci particulier à Messieurs Patrick POLLY et Florian DUMONT, Techniciens du Pôle Productique, qui ont grandement contribué à la mise en place de la partie expérimentale de ce travail. Merci également à Isabelle PLETTTO, secrétaire de la recherche à l'ENISE, qui nous donne tous les jours bien plus que son travail ne l'exige et qui a fait de ces années un agréable moment.

Je me permets d'adresser mes remerciements et mes reconnaissances à tous ceux qui ont contribué de façon directe ou indirecte à la réalisation de ce travail.

J'adresse mes remerciements à tous les membres du Laboratoire du Génie Mécanique et du Laboratoire de Tribologie et Dynamique de Système pour leur sympathie et amitié qu'ils ont exprimé à mon égard.

A vous tous, du fond du cœur : Merci

Table des matières

Table des matières	1
Dédicaces	1
Remerciements	2
Introduction générale.....	7
<u>Chapitre 1</u>	
Etat de l’art	9
1. Introduction	10
2. Modélisation d’usinage	10
2.1. Les échelles de la modélisation de la coupe	11
2.2. Modélisation de la coupe orthogonale	13
2.3. Formation du copeau.....	14
3. L’usure de l’outil en usinage.....	16
3.1. Les différents mécanismes d’usure	16
3.2. Les différentes formes d’usure.....	17
4. Caractérisation des mécanismes tribologiques aux interfaces outil-pièce-copeau.....	21
4.1. Caractérisation de l’usure en usinage.....	21
4.1.1. Caractérisation d’un test d’usinage.....	21
4.1.2. Modèles d’usure et de la durée de vie de l’outil.....	23
4.2. Caractérisation de l’usure en frottement	25
4.2.1. Caractérisation d’un test de frottement.....	25
4.2.2. L’usure des pions en tribologie	28
5. Modélisation du contact aux interfaces outil-pièce-copeau	29
5.1. Modélisation du coefficient de frottement	29
5.2. Paramètres thermique du contact	32
5.2.1. Température de contact	32
5.2.2. Paramètres thermique de contact	34
6. Conclusions	41
<u>Chapitre 2</u>	
Caractérisation expérimentale des phénomènes tribologiques aux interfaces pièce-outil - copeau	43
1. Introduction	44
2. Description du dispositif expérimental	44
2.1. Nouvelle configuration de tribomètre	44
2.2. Instrumentations de tribomètre	46

2.3.	Conditions d'essais de frottement.....	47
2.3.1.	Caractérisation de la pièce et des pions	47
2.3.2.	Choix des conditions de frottement	49
2.4.	Fidélité du dispositif expérimental.....	50
3.	Etude de l'influence de la vitesse de frottement sur les paramètres mesurables.....	50
3.1.	Influence de la vitesse de frottement sur le coefficient de frottement apparent	50
3.2.	Influence de la vitesse de frottement sur le flux de chaleur transmis	52
3.3.	Influence de la vitesse de frottement sur la répartition du flux de chaleur	53
3.4.	Influence de la vitesse de frottement sur les phénomènes tribologiques observés	57
3.4.1.	Observations microscopiques des pions et des sillons	57
3.4.2.	Observations des pions au MEB couplé à un EDS.....	60
3.5.	Etude métallographique	63
3.5.1.	Transformations métallographiques	63
3.5.2.	Essais de micro dureté sur les zones affectées.....	68
3.6.	Conclusions partielles	70
4.	La pression de contact	71
4.1.	Estimation de la pression de contact	71
4.2.	Etude de l'influence de la pression de contact sur les paramètres mesurables	74
4.2.1.	Influence de la pression de contact sur le coefficient de frottement apparent	74
4.2.2.	Influence de la pression de contact sur le flux de chaleur transmis vers le pion	75
4.2.3.	Influence de la pression de contact sur les phénomènes tribologiques observés	77
5.	Etude de l'influence de l'effort normal sur les paramètres mesurables	79
5.1.	Influence de l'effort normal sur le coefficient de frottement apparent	79
5.2.	Influence de l'effort normal sur le flux de chaleur transmis vers le pion	80
5.3.	Influence de l'effort normal sur les phénomènes tribologiques observés.....	82
6.	Etude de la rugosité de pion sur les paramètres mesurables	84
7.	Influence du revêtement TiN.....	86
7.1.	Essais de frottement avec des pions non revêtus	86
7.2.	Comparaison des résultats avec et sans revêtement.....	89
8.	Conclusions	90
<u>Chapitre 3</u>		
Dépouillement numérique : Identification des modèles de frottement		94
1.	Introduction	95
2.	Présentation du modèle	95
2.1.	Description géométrique du modèle	95

2.2.	Modélisation du pion	97
2.3.	Modélisation de la pièce	98
2.4.	Modélisation du contact	100
2.4.1.	Propriétés mécaniques de contact	100
2.4.2.	Propriétés thermiques de contact	100
2.5.	Conditions aux limites	101
2.5.1.	Conditions aux limites mécaniques	101
2.5.2.	Conditions aux limites thermiques	103
3.	Résultats obtenus	104
3.1.	Procédure de recalage du modèle	104
3.2.	Résultats locaux :	109
3.2.1.	Pression moyenne de contact	110
3.2.2.	Température moyenne de contact	112
3.2.3.	Vitesse locale moyenne de glissement	113
3.3.	Modèles de frottement	115
3.3.1.	Coefficient de frottement adhésif	115
3.3.2.	Coefficient de partage de chaleur	115
4.	Evolution de la température et de la déformation plastique PEEQ en profondeur	116
4.1.	Température	117
4.2.	Déformation plastique PEEQ	118
4.3.	Confrontation avec les résultats expérimentaux	121
5.	Etude de sensibilité de paramètres tribologiques	122
5.1.	Etude de l'influence de la conductivité thermique de contact	122
5.2.	Etude de l'influence du diamètre de pion	124
5.3.	Influence de l'effort normal appliqué	125
5.4.	Influence du revêtement	126
6.	Conclusions	127

Chapitre 4

Corrélation des mécanismes d'usure en tribologie et en usinage de l'acier AISI 1045 . 129

1.	Introduction	130
2.	Essai d'usure en frottement	130
2.1.	Déroulement des essais de frottement	130
2.2.	Evolution du coefficient de frottement	131
2.3.	Analyses microscopiques de l'usure des pions	132
3.	Essais de tournage	137
3.1.	Essais d'usinage avec des plaquettes revêtues TiN	140
3.2.	Essais d'usinage avec des plaquettes non revêtues	142

3.3. Comparaison et corrélation entre un essai de frottement et un essai d'usinage...	145
4. Essai d'usure des outils de coupe	147
4.1. Analyses microscopiques des plaquettes et des copeaux.....	148
4.2. Corrélation entre les essais d'usure en usinage et les essais d'usure en frottement	156
5. Conclusion.....	156
Conclusion générale	159
Références	162
Annexe 1	177

Introduction générale

L'impact économique des coûts de fabrication et des exigences techniques sur la géométrie ainsi que sur les dimensions du produit final impose la maîtrise globale et l'optimisation des procédés de fabrication. De plus, l'industrie a adopté des conditions de coupe très sévères (vitesse et avance de coupe très élevées). Ainsi, les efforts, les contraintes et la température autour de l'arête de coupe peuvent être extrêmes ce qui entraîne une usure rapide de l'outil pouvant mener à sa rupture brutale. Pour cette raison, l'industrie mécanique demande depuis de nombreuses années des outils de simulation des opérations d'usinage afin de dimensionner correctement leurs installations de production. La complexité expérimentale, en terme de coût et délais, rend difficile la détermination d'une combinaison optimale des différents paramètres assurant une bonne productivité. Ainsi, il est nécessaire de s'orienter vers des modèles de simulation numérique de la coupe afin de soutenir un processus d'amélioration de la productivité des opérations d'usinage. Néanmoins, il y a actuellement un manque important d'informations à propos de la physique de coupe des métaux, surtout en ce qui concerne les comportements aux interfaces outil-pièce-copeau. Dans ce contexte, les outils commerciaux de simulation disponibles prennent mal en compte la physique du frottement aux interfaces outil-pièce-copeau ainsi que les phénomènes thermiques aux interfaces et par conséquent les phénomènes d'usure qui en découlent. Plus globalement, on peut regretter l'absence de modélisation face des phénomènes tribologiques.

Ainsi, pour étudier et comprendre les phénomènes tribologiques régissant une opération de coupe, les chercheurs se sont orientés vers deux voies, la première consiste à réaliser des essais de coupe, alors que la deuxième se base sur des essais tribologiques. Cette partie présente l'objectif du premier chapitre. Dans ce chapitre, une étude bibliographique sur la modélisation de la coupe a été présentée en décrivant la formation des copeaux, et les modes d'endommagement de l'outil. La deuxième partie bibliographique a été consacrée à la présentation et à la description des méthodes de caractérisation des phénomènes tribologiques aux interfaces outil-pièce-copeau. Cette étude bibliographique a permis de positionner nos travaux des recherches par rapport aux travaux antérieurs traitant de la modélisation et de la caractérisation des phénomènes tribologiques aux interfaces outil-pièce-copeau.

Pour répondre aux verrous scientifiques, une nouvelle conception de tribomètre est mise en œuvre pour réaliser les essais de frottement. Ce tribomètre est caractérisé par l'utilisation d'un vérin hydraulique afin d'avoir plus de rigidité au niveau de l'effort normal. En plus, ce à nouveau tribomètre est placé sur un tour à commande numérique afin d'automatiser sa mise en œuvre. Ces améliorations ont permis également d'accroître la plage de variation de la vitesse de glissement (de 5 m/min à 480 m/min) et de la pression de contact (de 1 GPa à 3 GPa).

Pour comprendre les phénomènes tribologiques aux interfaces outil-pièce-copeau, plusieurs tests de frottement ont été effectués et présentés dans le deuxième chapitre. En effet, un plan d'essai de frottement a permis d'analyser l'influence de la vitesse de frottement, de l'effort normal appliqué, de la pression de contact, de la présence de revêtement et de la rugosité des pions sur le comportement tribologique via l'étude du coefficient de frottement apparent et du flux de chaleur transmis au pion.... Des observations microscopiques et MEB des traces du frottement sur les surfaces des pièces et des pions ont permis d'analyser, en fonction des mêmes paramètres les mécanismes engendrés par le frottement (déformation, adhésion et arrachement, coupe). Ainsi qu'une étude métallographique a été faite pour mieux comprendre les phénomènes tribologiques. Cette étude a mené à déterminer les microstructures de la pièce avant et après des tests de frottement.

Les résultats obtenus dans la partie expérimentale se situent au niveau macroscopique. Afin de mieux comprendre les mécanismes tribologiques à l'interface outil-pièce-copeau, il est également nécessaire de comprendre les phénomènes locaux (la température de contact, la vitesse locale de glissement, la pression de contact). Pour cela une modélisation numérique de l'essai de frottement a été développée. Ceci est l'objectif de troisième chapitre. Dans ce contexte, un modèle numérique de simulation d'un essai de frottement se basant sur la formulation Arbitraire Lagrangienne Eulérienne (ALE) a été développé. Il a permis d'aboutir à un modèle de frottement et un modèle thermique de coefficient de partage de chaleur exploitables dans un logiciel éléments finis.

Enfin, le coefficient de frottement et le coefficient thermique de partage de chaleur aux interfaces outil-pièce-copeau ne constituent qu'une partie des paramètres permettant de prédire l'usure des outils. Afin de corréler les mécanismes d'usure observés sur les pions et ceux observés sur les outils, il est nécessaire de mener des essais d'usure en frottement et d'usinage. Cette partie est présentée dans le dernier chapitre.

Chapitre 1

Etat de l'art

1. Introduction

La maîtrise et l'optimisation des procédés de fabrication (et en particulier la fabrication par enlèvement la matière) est un enjeu de grande importance permettant de minimiser les coûts et les délais de fabrication et de satisfaire les exigences techniques et dimensionnelles de la pièce finie. Dans ce contexte, plusieurs études ont été menées sur l'usinage. Ces études consistent généralement à rechercher une relation entre les caractéristiques du matériau usiné, celles de l'outil, ainsi que les propriétés du système machine et les paramètres de coupe (vitesse de coupe, vitesse d'avance, profondeur de passe). L'existence de cet ensemble de conditions et de données influe d'une manière interdépendante sur les résultats obtenus pendant une opération d'usinage. Différents modèles ont été développés pour comprendre les phénomènes régissant une opération d'usinage.

Dans ce premier chapitre, une généralité sur la modélisation d'usinage est présentée en décrivant, en premier lieu, la coupe orthogonale, les différentes échelles et domaines de la modélisation et en second lieu la formation des copeaux et les modes d'endommagement de l'outil. En troisième lieu, les méthodes de caractérisation des phénomènes tribologiques aux interfaces outil-pièce-copeau sont décrites.

2. Modélisation de l'usinage

L'enlèvement de matière se fait par une action mécanique d'un outil coupant bien défini (matériau, dimensions, revêtement...) sur une pièce bien déterminée (matériau, dimensions...), ce qui engendre des zones de cisaillements qui mettent en jeu des phénomènes telles que :

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

Durant une opération d'usinage, ces phénomènes sont fortement couplés. En effet, une opération de coupe fait intervenir un ensemble de phénomènes physiques complexes en présence de grandes déformations, de températures élevées, de sollicitations thermomécaniques, de l'usure par adhésion, de l'usure par abrasion, de l'usure par diffusion et de transformations métallurgiques. Des orientations privilégiées dans les milieux industriel et académique résident dans la modélisation d'une opération d'usinage afin de comprendre les évolutions de ces phénomènes. Etablir un modèle qui reproduit fidèlement l'opération d'usinage est toujours inaccessible, néanmoins plusieurs approches permettant plus au moins de décrire la physique d'enlèvement de matière ont été adoptées. Elles s'articulent autour de trois volets : le premier volet consiste à définir l'échelle de la modélisation, le deuxième volet consiste au choix du domaine de modélisation, alors que le troisième consiste à choisir la méthode de modélisation. En effet dans la littérature trois échelles (macroscopique, mésoscopique et microscopique), trois domaines (statique, dynamique et quasi-statique) et trois méthodes de la modélisation (analytique, expérimentale et numérique) ont été étudiés.

2.1. Les échelles de la modélisation de la coupe

Afin de caractériser une opération de coupe, le choix de l'échelle varie d'un travail à un autre selon les objectifs à atteindre.

Le triplet pièce-outil-machine est considéré dans l'échelle macroscopique. Cette approche est utilisée essentiellement pour étudier le comportement dynamique d'une opération d'usinage. Elle comprend, généralement, l'étude du comportement de la machine utilisée et l'étude des aspects de la surveillance vibratoire.

L'échelle microscopique est utilisée essentiellement pour étudier les phénomènes métallurgiques de l'interaction entre l'outil de coupe (la partie active de l'arête) et la pièce usinée (les couches superficielles). Elle porte principalement sur l'étude microstructurale et mécanique des différentes zones du copeau et de la surface usinée.

L'échelle mésoscopique est l'échelle la plus utilisée dans la modélisation de la coupe, elle tient compte du triplet pièce-outil-copeau. Cette échelle ne s'intéresse pas aux phénomènes métallurgiques de l'outil et de la pièce. Par contre, elle englobe les aspects thermiques (température, flux de chaleur), thermomécaniques et tribologiques (frottement, usure de l'outil...) d'une opération de coupe.

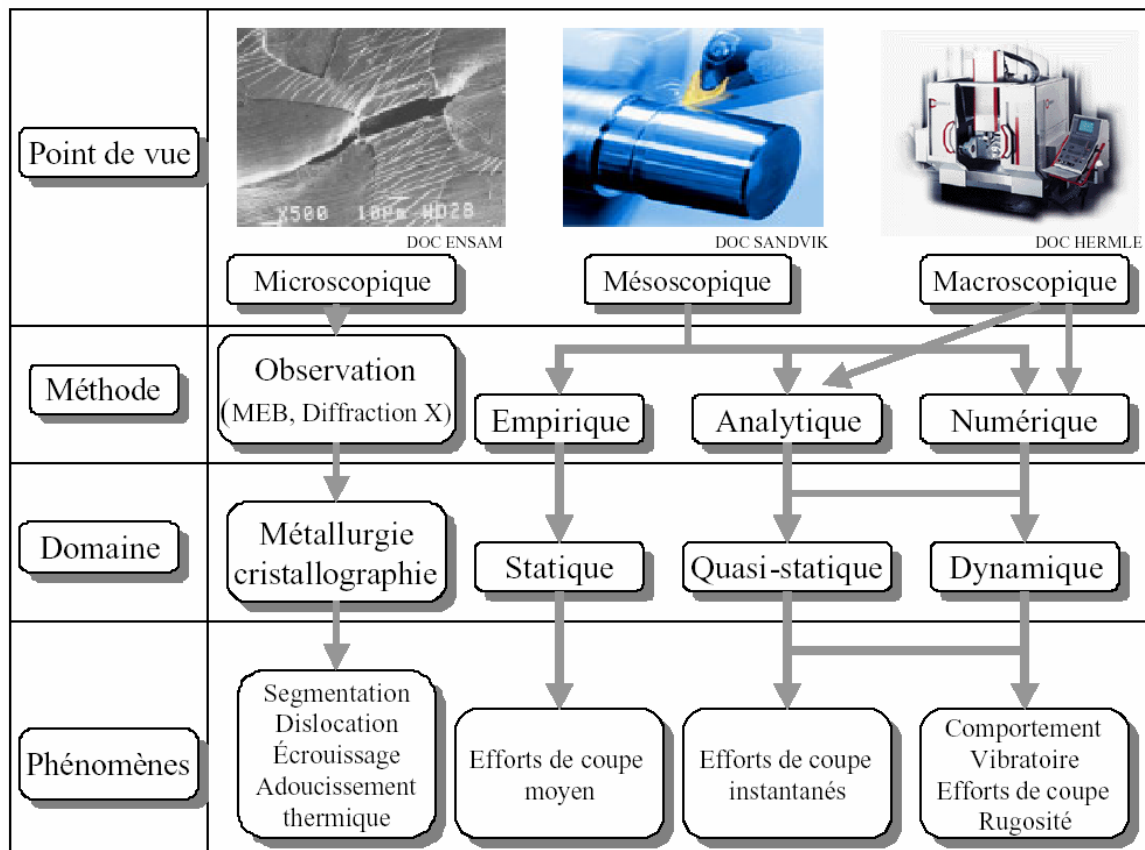


Figure 1.1 : Les différentes approches de la modélisation des efforts de coupe [Biss-2005]

Il y a plusieurs domaines de modélisation de la coupe selon le besoin de l'étude. Dans le domaine statique, la modélisation ne tient pas compte du paramètre temporel, ni de l'accélération du système ou de la position angulaire de l'outil. Alors que, les modélisations réalisées dans le domaine quasi-statique tiennent compte des paramètres temporels, les efforts de coupe, sous l'hypothèse de prendre en compte la rigidité des systèmes, machine, outil et la pièce à usiner. Pour englober les phénomènes des vibrations, accélérations, amortissement de système pièce-outil-machine, nous devons être dans le domaine dynamique.

Une opération de coupe peut être modélisée selon trois méthodes de modélisation: la modélisation analytique [Merc-1945] [Lee-1951] [Moli-1992], la modélisation empirique [Orab-1991] [Kim-2003] [Lami-2004] et enfin la modélisation numérique. Cette dernière est divisée en trois approches : l'approche Lagrangienne [Kuma-2003] [Barg-2005] [Ozel-2006a], l'approche Eulérienne et l'approche Arbitraire Lagrangienne Eulérienne qui combine les deux approches [Ozel-2000] [Pant-2004] [Arra-2005] [Nasr-2007] [Olze-2007].

2.2. Modélisation de la coupe orthogonale

Bien que les opérations de fabrication dans l'industrie se fassent en trois dimensions (**Figure 1.1**), les modélisations de coupe orthogonale 2D [Merc-1945] [Moli_1992] [Dudz-1997] [Mouf-1998] et la coupe oblique [Mouf-2000] [Font-2006] sont les plus utilisées pour comprendre ces phénomènes complexes.

L'hypothèse de la coupe orthogonale ramène à une étude en déformation plane. En effet, le problème passe d'un problème 3D (**Figure 1.2**) à un problème plan (2D) (**Figure 1.3**). Cette modélisation est largement utilisée par les scientifiques afin de simplifier les modèles analytiques et numériques de la coupe, et ainsi de faciliter la compréhension des phénomènes physiques aux interfaces outil-pièce-copeau.

La coupe orthogonale nécessite que l'arête de coupe (l'arête tranchante) soit perpendiculaire à la vitesse de coupe (V_c) et la vitesse d'avance (V_a). Pendant les opérations de tournage, deux procédés classiques permettent d'obtenir ces conditions: l'usinage de tube en bout et l'usinage de palier.

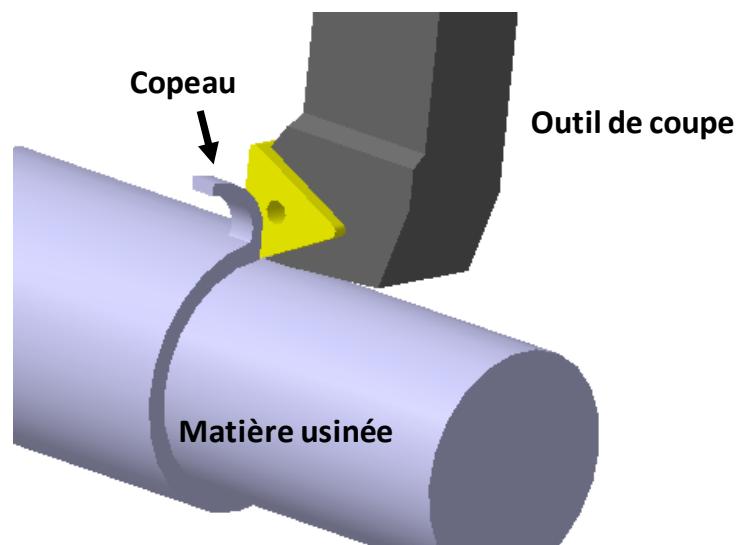


Figure 1.2 : Configuration de la coupe en trois dimensions

Dans ce contexte, la coupe orthogonale est schématisée par la **figure 1.3**. Avec :

- f = l'épaisseur du copeau non déformé, pour les opérations du tournage, cette grandeur représente l'avance par tour,
- h = l'épaisseur du copeau déformé,

- r_ϵ = le rayon de bec de l'outil,
- L_c = la longueur de contact,
- α = l'angle de dépouille,
- γ = l'angle de coupe,
- φ = l'angle de cisaillement.

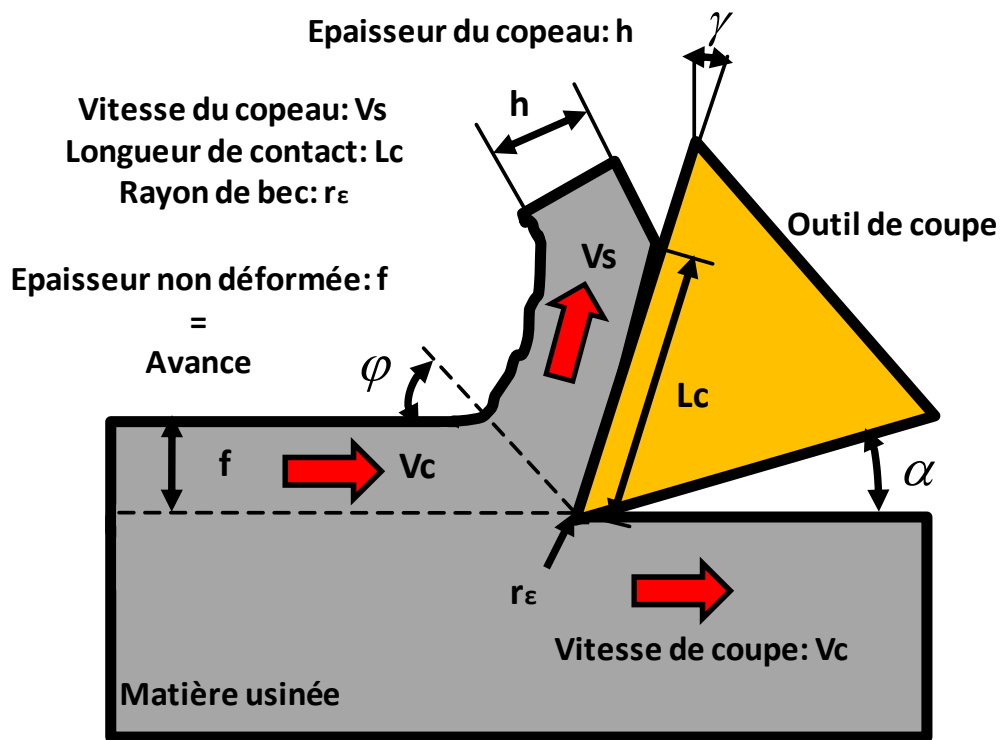


Figure 1.3 : Configuration de la coupe orthogonale

2.3. Formation du copeau

Dans l'usinage des métaux, l'outil exerce des forces mécaniques sur la pièce, ce qui entraîne la formation de copeau qui est caractérisé par l'apparition des quatre zones (**Figure 1.4**):

Zone 1 : C'est la zone de la séparation de la pièce à usiner en deux sous l'action de l'outil de coupe (arête de coupe). Elle est caractérisée par une déformation intense de la matière. Ces déformations sont parmi les causes de la genèse des contraintes résiduelles en surface. Une arête rapportée se forme par soudure de la matière de la pièce sur l'outil dans cette zone. En effet le copeau atteint une température permettant de le rendre "collant" mais, à ce stade, il refroidit suffisamment vite pour s'adhérer à la plaquette.

Zone 2 : Cette zone est dénommée zone de cisaillement primaire (ZCP). Cette zone est le siège de sollicitations importantes.

Zone 3 : Le copeau s'écoule avec une vitesse qui vaut entre 1/3 et 1/2 de la vitesse de coupe. Cette diminution de la vitesse est expliquée par le fait que l'épaisseur du copeau déformé est différente de celle non déformé, en plus les phénomènes d'adhésion ralentissent d'avantage l'écoulement de la matière ce qui donne lieu à un cisaillement plastique de la matière. Cette zone de cisaillement présente les déformations supplémentaires de la matière usinée au delà de la zone de cisaillement primaire. Dans ce contexte, cette zone est dénommée zone de cisaillement secondaire (ZCS). Elle est caractérisée par des frottements de glissement intenses, qui entraîne une augmentation de la température. Cette température élevée active le phénomène d'usure par diffusion des atomes du copeau vers l'outil. L'existence des particules dures à l'interface outil copeau dans cette zone déclenche aussi l'usure par abrasion ce qui se traduit par une usure en cratère.

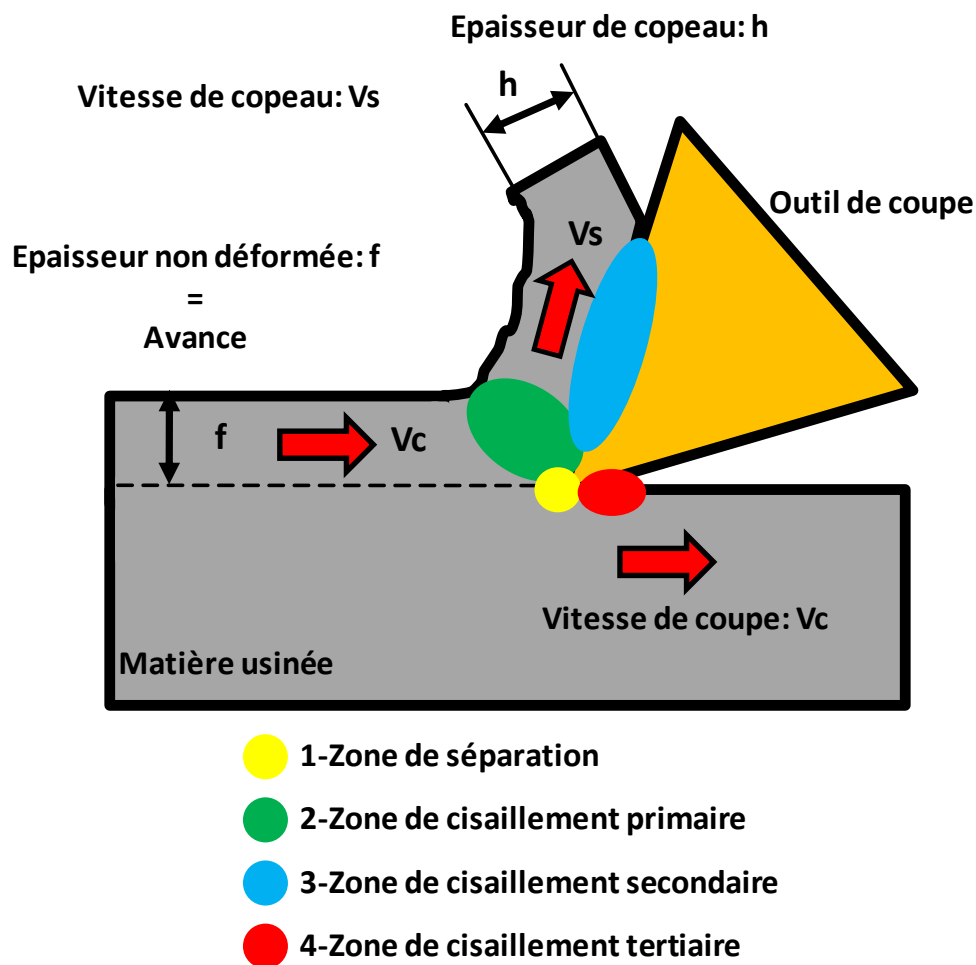


Figure 1.4 : Les zones des cisaillements

Zone 4 : Il est également nécessaire de présenter la zone limitée par le rayon de l'arête de l'outil et la face de dépouille de l'outil, où les frottements de glissement se produisent. Les phénomènes produits dans cette zone 'zone de cisaillement tertiaire' sont responsables de l'obtention de l'état de la surface usinée et ont pour conséquence l'usure en dépouille.

3. L'usure de l'outil en usinage

Dans l'usinage des métaux, on constate que la forme géométrique et l'état physique de l'outil sont modifiés. Ces modifications qui augmentent progressivement avec la durée de vie de l'outil, sont regroupées sous le terme usure de l'outil.

L'usure est un mode de défaillance de l'outil, elle se manifeste sous plusieurs formes, sous l'effet de différents mécanismes.

3.1. Les différents mécanismes d'usure

Tous les outils tendent à être mis hors d'usage selon un certain nombre de mécanismes fondamentalement différents comme l'abrasion, la diffusion, l'oxydation, la fatigue et l'adhésion.

Usure par abrasion : L'usure abrasive des outils de coupe résulte de l'arrachement sur leurs surfaces de micro copeaux produits par des particules souvent anguleuses et de grandes duretés qui peuvent être contenues dans le matériau usiné [Poul-2001a] [Poul-2003]. L'existence des impuretés et des inclusions dans le matériau à usiner lors de son élaboration, introduit une augmentation locale des contraintes mécaniques sur l'outil, ce qui entraîne une usure par abrasion.

Usure par adhésion : L'usure adhésive est liée à l'arrachement mécanique de particules après le développement de micro-soudures. Ces micro-soudures sont assistées par des forces locales entre les surfaces rugueuses du copeau et de l'outil. M'Saoubi et Chandrasekaran [M'Sa-2005] ont étudié l'usure par adhésion de l'acier austénitique 316L avec des outils en carbures revêtus avec trois couches de revêtement (TiN, Al₂O₃ et Ti(C,N)).

Usure par diffusion : Pour des grandes vitesses, la température à l'interface copeau/outil est très importante. Elle peut atteindre des valeurs suffisamment importantes pour déclencher les phénomènes de diffusion [Atta-2008] [Geko-2002]. Toutefois, la présence de revêtement réduit ce type d'usure [Poul-2001a].

Usure par fluage et oxydation : Pour des vitesses qui dépassent les limites d'emploi de l'outil, sa géométrie peut s'endommager par fluage et oxydation. Concernant le fluage, la face d'attaque de l'outil est soumise à des contraintes normales de compression qui sont maximale sur l'arête de coupe. Alors que, l'outil peut s'oxyder à l'air ambiant au voisinage de la zone de coupe.

Usure par fatigue : Deux types d'usure par fatigue peuvent être rencontrés pendant une opération d'usinage à coupe interrompue (fraisage). L'usure par fatigue mécanique est liée à l'apparition de phénomènes vibratoires de natures diverses : élimination partielle d'arête rapportée sur l'outil, apparition d'instabilités dans la formation du copeau en passant du copeau continu au copeau segmenté. L'usure par fatigue thermique dans le cas d'outils de très faibles conductivités thermiques (notamment les céramiques) avec de très grandes vitesses de coupe (UGV par exemple) aura lieu.

Au cours d'une opération d'usinage, l'ensemble de tous ces mécanismes se produit, **Figure 1.5**. Les mécanismes d'usure des outils sont contrôlés par les propriétés mécaniques et physico-chimiques des matériaux coupé et coupant et des conditions de coupe (la vitesse de coupe, vitesse d'avance, etc.). En fonction des conditions d'usinage, plusieurs causes fondamentales de l'usure des outils ont été étudiées [Take-1963] [Arse-2006]; l'abrasion, l'adhésion, la diffusion. Ainsi, l'usure par abrasion est la plus forte à basse vitesse, alors que, l'usure adhésive devient de plus en plus dominante à haute vitesse. Pour des paramètres de coupe très élevés, qui provoquent une élévation de température entre l'outil et copeau, l'usure par diffusion s'accélère.

3.2.Les différentes formes d'usure

L'ensemble des mécanismes indiqués dans le paragraphe précédent conduit à une détérioration des plaquettes de coupe par usure. Dans ce paragraphe, nous décrivons les conséquences de ces divers mécanismes d'usure qui se manifestent sous plusieurs formes présentées dans la **figure 1.6**.

Ces formes d'usure, **Figure 1.7**, dépendent essentiellement de la nature de l'outil, de la nature du matériau usiné, des conditions de coupe et des stratégies d'usinage.

Usure en dépouille : Appelé aussi usure frontale, elle se manifeste par l'apparition d'une bande striée et brillante parallèle à l'arête, et elle est caractérisée par la largeur moyenne de

cette bande V_B . De point de vue pratique, l'usure en dépouille est la plus importante à considérer, puisqu'elle détermine la précision dimensionnelle et l'état de surface usinée. C'est un critère général pour la durée de vie de l'outil, caractérisée par une valeur d'usure admissible V_B . V_B critique = 0.6 mm en ébauche et 0.3 mm en finition.

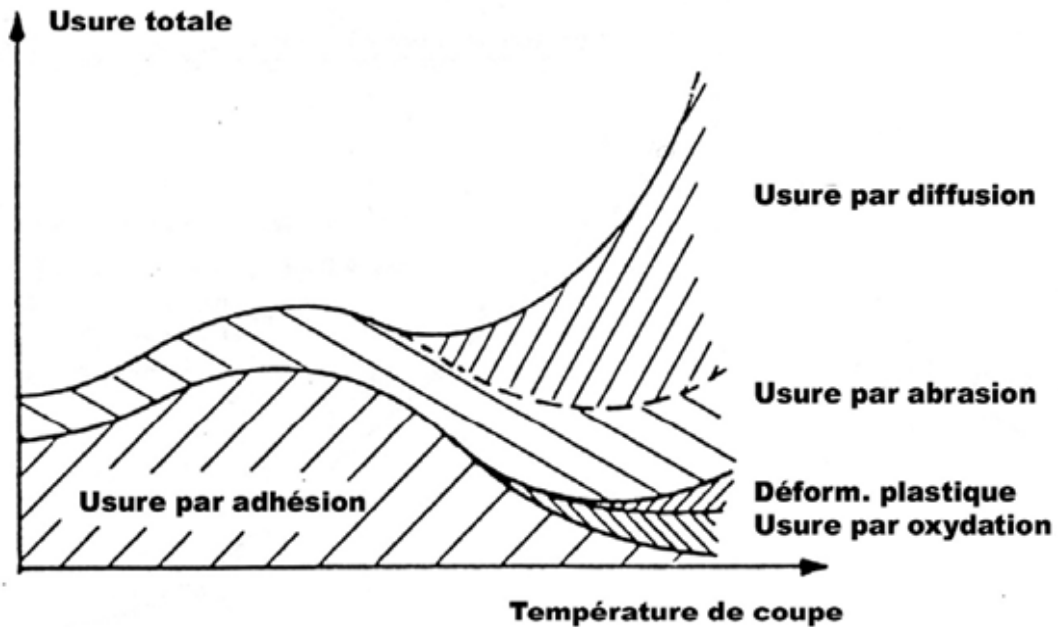


Figure 1.5 : Diagramme de combinaison des différents processus d'usure en fonction de la température [Pagè-2003].

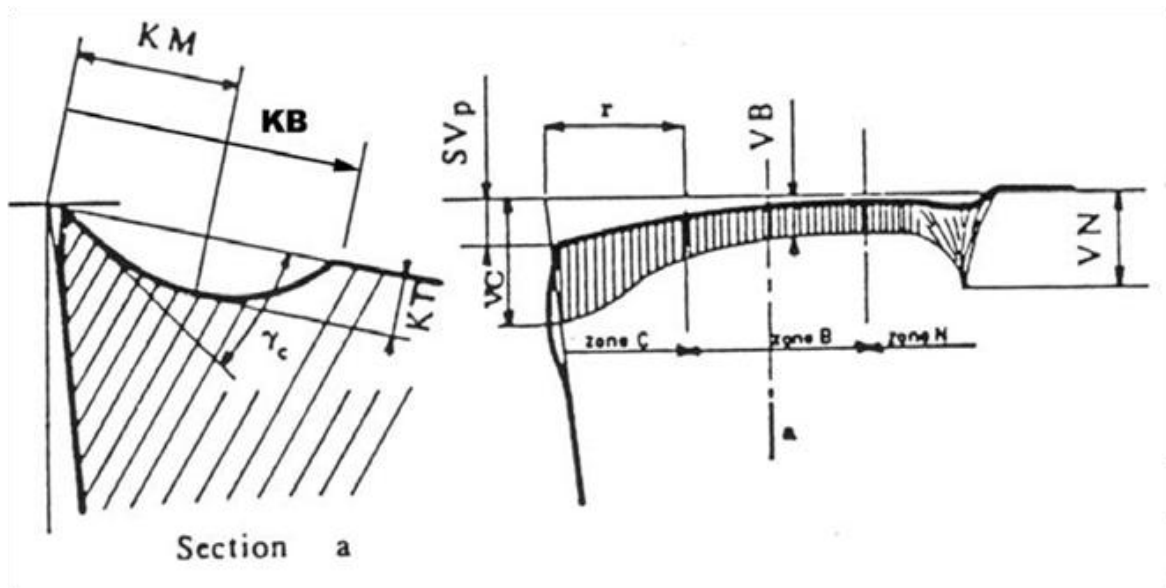


Figure 1.6 : Schéma de la caractérisation de l'usure d'un outil d'après la norme NFE 66

Avec :

- K_M = Distance du centre du cratère/pointe initiale de l'outil,
- K_T = Profondeur d'un cratère,
- K_B = Largeur du cratère,
- γ_c = Angle de cratérisation
- VB = Hauteur de l'usure en dépouille
- VN = Profondeur d'entaille par rapport à l'arête de coupe initiale
- VBC = Profondeur entre l'arête initiale et la zone usée
- S_V = Profondeur entre l'arête initiale et la pointe de l'outil usée

La cratérisation : La cratérisation implique une réaction chimique entre la pièce et l'outil de coupe. Donc, elle est caractérisée par une cuvette formée sur la face d'attaque de l'outil. Elle se manifeste en particulier avec des outils carbures et céramiques. La forme de cratère peut être définie par la profondeur maximale K_T et par la distance du centre du cratère par rapport à la pointe initiale de l'outil K_M .

Déformation plastique : La pointe de l'outil peut subir une déformation plastique. On rencontre ce type d'usure, en particulier, avec des outils carbures lors de l'usinage des matériaux à hautes résistances mécaniques. Cette déformation se traduit par un abaissement plastique de la pointe de l'outil. Cette forme de l'usure est caractérisée par la valeur de la flèche S_V .

Entaille : Une usure en entaille est un phénomène faisant que la ligne d'arête se brise au lieu de s'user. L'usure en entaille survient par le fait que quelque chose concernant la surface de la pièce provoque une condition de coupe plus exigeante que ce que le reste de l'outil subit à profondeur de passe totale.

Fissuration thermique : Lorsque le liquide recouvre l'arête de coupe de manière non homogène, la température de cette arête peut fluctuer, ce qui provoque des dilatations et des contractions alternées aboutissant à sa rupture. La fissuration thermique peut aussi avoir lieu sans arrosage. Par exemple, le fraisage à sec peut générer des fluctuations de température suffisantes pour provoquer des fissurations par fatigue sous l'effet d'un mouvement de va-et-vient de la matière.

Ecaillage et fracturation : Cette forme d'usure se traduit par la rupture de morceaux de l'arête de coupe, qui est trop fragile pour supporter le choc auquel elle est soumise

Formation d'arête rapportée : Une arête rapportée se forme par soudure de la matière de la pièce sur l'outil. Le copeau atteint une température permettant de le rendre "collant" mais, à ce stade, il se refroidit suffisamment vite pour s'adhérer à la plaquette.



Usure en dépouille



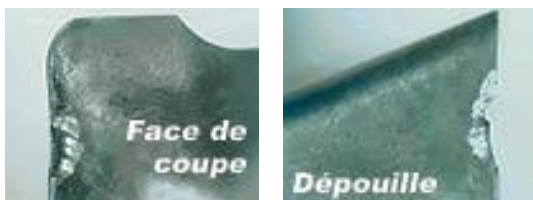
Fissuration thermique



La cratérisation



Déformation plastique



Entaille



Ecaillage et fracturation



Formation d'arête rapportée

Figure 1.7 : Les différentes formes d'usure [Site-Web].

4. Caractérisation des mécanismes tribologiques aux interfaces outil-pièce-copeau

Afin d'étudier les phénomènes tribologiques à ces interfaces outil-pièce-copeau, les chercheurs considèrent deux approches. La première approche consiste à employer le processus de coupe lui-même. Le second consiste à employer des essais de frottement.

4.1. Caractérisation de l'usure en usinage

4.1.1. Caractérisation d'un test d'usinage

Afin de mieux comprendre les phénomènes tribologiques, et pour faciliter les dépouillements numériques ou les dépouillements analytiques, plusieurs dispositifs expérimentaux ont été mis en œuvre pour caractériser une opération d'usinage. Ainsi le dispositif développé au Laboratoire de Tribologie et Dynamiques des Systèmes (LTDS) donne des mesures de l'effort de coupe, de la température de contact, du flux de chaleur transmis vers l'outil (**Figure 1.8**).

Ce genre d'essais est la meilleure manière de fournir les conditions appropriées de frottement aux interfaces outil-pièce-copeau. Cependant, il est impossible d'avoir directement les informations détaillées à propos de l'évolution de la pression de contact ou de la température locale de contact ou concernant la vitesse locale de glissement. Afin de surmonter cette situation, les chercheurs emploient des modèles analytiques permettant de faire des relations entre certaines mesures expérimentales, résistance au cisaillement locale, température, vitesse locale de glissement, etc. Le problème de cette approche vient, d'une part, de la grande incertitude pendant les mesures expérimentales de quelques paramètres et, d'autre part, de la limitation des modèles analytiques. En effet, les domaines de validité de ces modèles sont difficilement établis vu les extrapolations employées pour passer d'une configuration testée à une autre non testée, et notamment en termes de quantité d'essais à mener pour identifier les coefficients des lois de coupe.

M'Saoubi et Chandrasekaran. [M'Sa-2005] ont proposé de mesurer la distribution de la température pendant des opérations de coupe orthogonales et d'extrapoler la contrainte de cisaillement locale basée sur un modèle analytique disponible dans la littérature. Malheureusement, l'incertitude de la mesure de la température avec un appareil-photo infrarouge est très grande à cause de sa définition spatiale ($> 10\mu\text{m}$) comparée au grand gradient dans la zone de cisaillement secondaire ($\sim 100\text{ }^\circ\text{C}/\mu\text{m}$), qui rend la quantification très critique.

Dans un travail complémentaire, Kilic et Raman [Kili-2007] ont proposé d'analyser la zone de contact outil-copeau afin de distinguer les régions de glissement et les régions de collage. En se basant sur ces observations, un modèle analytique a mené à une évaluation de la contrainte de cisaillement le long du contact. Toutefois l'incertitude, pour qualifier les régions collantes ou glissantes qui se produisent est très grande, ce qui mène seulement aux résultats qualitatifs permettant la comparaison entre deux applications.

Arrazola et al. [Arra-2008b] ont proposé une autre approche basée sur la corrélation entre les différents efforts (l'effort de coupe et l'effort d'avance), le coefficient de frottement, l'épaisseur de copeaux et la longueur de contact outil-copeau, durant des essais de la coupe orthogonale de l'acier AISI 4140 avec des outils en carbure non revêtus de grade P10. Pendant chaque essai, le rapport entre l'effort d'avance et l'effort de coupe permet d'estimer une variable locale de coefficient de frottement le long de la zone de contact d'outil-copeau. Cette approche propose des résultats intéressants et rapides utilisables dans un code d'éléments finis

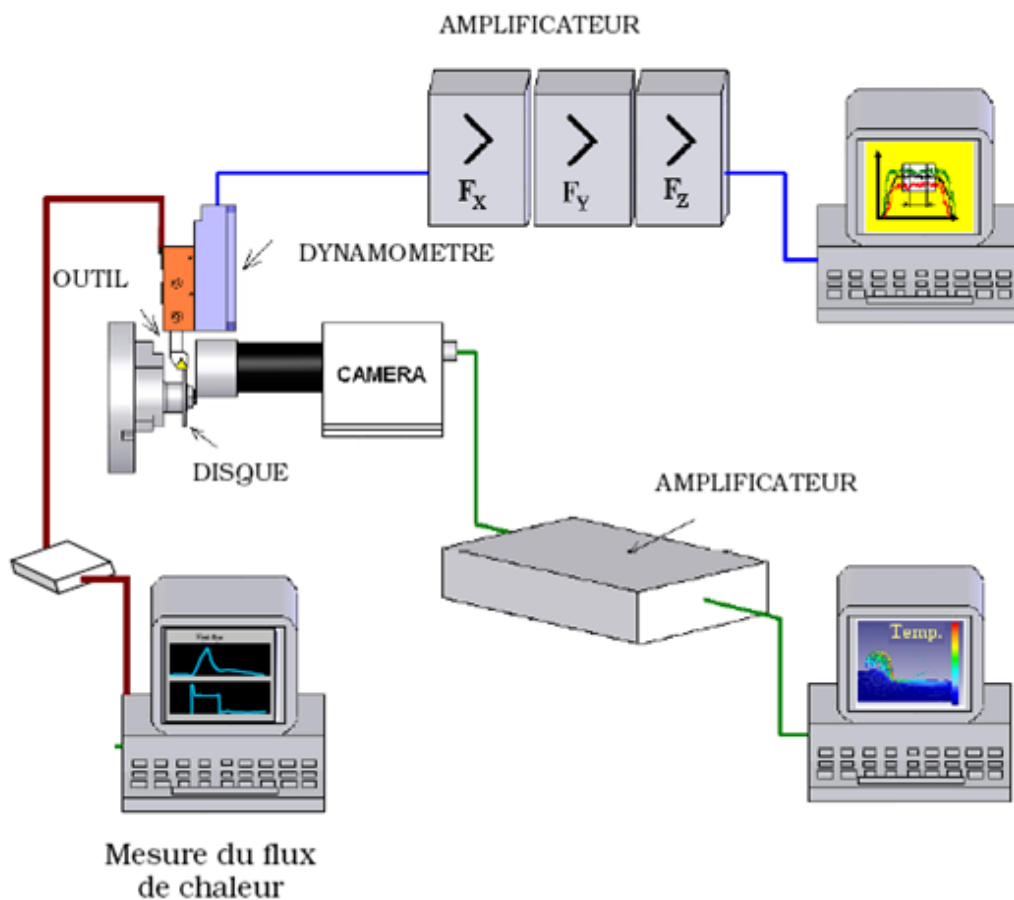


Figure 1.8 : Dispositif de coupe orthogonale du LTDS [Zemz-2007a]

Cette première méthode d'étude a été développée par plusieurs chercheurs, elle est basée sur l'hypothèse de la coupe orthogonale. Pendant ces essais, les efforts de coupe, le flux de chaleur et la température de contact sont mesurés. Des analyses sur l'obtention de copeaux sont effectuées. Ceci semble être des méthodes prometteuses, mais, ces méthodes peuvent seulement fournir une tendance de l'évolution des paramètres désirés, mais elles ne peuvent pas fournir des résultats quantitatifs utilisables dans un modèle d'éléments finis de la coupe. Cependant, au cours de ces essais, les informations locales de l'interface outil-pièce-copeau, tels que la température, la pression de contact, sont indéterminées. Ceci est à cause de changements de comportement durant la durée d'usinage. Par conséquent, les paramètres macroscopiques obtenus sont insuffisants pour fournir des informations locales quantitatives au sujet des coefficients de frottement.

Donc, il est nécessaire d'employer des essais de frottement, indépendants des essais de coupe, afin de distinguer l'influence du frottement sur les zones de contact outil-copeau indépendamment de l'influence de l'interface d'interaction pièce-outil et de la modification de la formation de copeau dans la zone de cisaillement primaire, qui peut toucher à l'exactitude de cette identification pour application systématique à n'importe quel contexte. Pour surmonter ces problèmes, et étudier avec plus de précision le frottement et les phénomènes aux interfaces outil-pièce-copeaux, les chercheurs s'orientent vers des nouvelles méthodes en se basant sur des essais tribologiques.

4.1.2. Modèles d'usure et de la durée de vie de l'outil

L'usure a une influence directe sur la qualité et la précision dimensionnelle de la surface obtenue, la tenue de l'outil au cours du temps, et la puissance nécessaire de coupe. Dans ce contexte, plusieurs chercheurs ont étudié l'évolution de l'usure de l'outil ainsi que sa durée de vie. Pour cela on distingue deux familles de critère pour suivre l'évolution de la dégradation de l'outil. En effet, la première famille présente les critères directs qui sont basés sur l'évolution de l'usure, tels que le critère d'usure frontale, le critère de cratérisation, la perte en masse de l'outil et les variations des cotes de surface usinée. Alors que la deuxième famille présente les critères indirects qui sont basés sur des variations des certaines grandeurs physiques tels que la rugosité des surfaces usinées, les efforts de coupe et la température de la pointe de l'outil.

Taylor est l'un des premiers chercheurs à avoir modélisé l'usure de l'outil. Ce modèle a relié la durée de vie de l'outil et la vitesse de coupe pour des opérations de tournage. Ce modèle est exprimé sous la forme suivante (**Eq.1.1**):

$$VT^n = C \quad \text{Eq. 1.1}$$

Avec : T = Durée de vie,
 V = Vitesse de coupe,
 n, C = Constantes.

Ce modèle a été généralisé sous le nom « Loi de Taylor généralisé ». Dans ce modèle, la durée de vie de l'outil a été exprimée en fonction des paramètres de coupe (**Eq.1.2**) :

$$T = \frac{C}{V^p f^q a_p^r} \quad \text{Eq.1.2}$$

Avec : V = Vitesse de coupe,
 f = Vitesse d'avance,
 a_p = profondeur de passe,
 p, q, r : et C = Constantes déterminées expérimentalement.

La majorité des modèles présentés dans la littérature ne tiennent pas compte des phénomènes tribologiques produits aux interfaces outil-pièce-copeau. Dans ce contexte, il a été démontré que, pour un couple outil matière, l'équation de Taylor n'est pas en accord avec les résultats expérimentaux sur des larges gammes de conditions de coupe [Chil-2000]. Ceci a été attribué à des changements du mécanisme d'usure dominant des outils avec des changements des conditions de coupe. Il a également été démontré que la température de l'outil a une grande influence sur le taux d'usure des outils et de la vie de l'outil [Take-1963] [Arse-2006]. Ces mêmes résultats ont été trouvés par Arsecularatne et al. [Take-1963] pour des couples des outils en carbure de tungstène et des aciers. En se basant sur le modèle développé par Takeyama et Murata (l'équation **Eq.1.3**) qui tient compte de l'usure par diffusion, Attanasio et al. [Atta-2008] ont développé un modèle numérique 3D pour prédire l'évolution de l'usure par diffusion de l'outil en carbure de tungstène pendant des opérations d'usinage de l'acier AISI 1045.

$$\frac{\partial W}{\partial t} = D. \exp\left(-\frac{E}{RT}\right) \quad \text{Eq.1.3}$$

Avec : W = Usure par diffusion,
 E = Energie d'activation (75.35 kJ/mol),
 R = Constante universelle des gaz (8.314 kJ/mol K),
 T = Température Locale (K).

Usui's et al. [Usui-1978] ont déterminé un autre modèle de l'évolution de l'usure par adhésion. Ce modèle est présenté par l'équation **Eq. 1.4** :

$$\frac{\partial W}{\partial t} = A. \sigma_n V_s. \exp\left(-\frac{B}{T}\right) \quad \text{Eq.1.4}$$

Avec : W = Usure par adhésion,
 A, B = Constantes,
 V_s = Vitesse de glissement,
 σ_n = Contrainte normale.

D'autres chercheurs ont étudié l'usure par des modélisations numériques d'une opération d'usinage afin d'étudier l'influence de l'usure sur les résultats obtenus [Li-2002] ou d'estimer la quantité de l'usure en dépouille et en cratère [Yen-2004b] [Xie-2005] en se basant sur le modèle d'usure par adhésion de Usui présentée par l'équation **Eq.1.4**. Ces travaux ont été effectués à l'aide d'une modélisation de la coupe orthogonale de l'acier AISI 1045 avec des outils en carbure de tungstène.

4.2.Caractérisation de l'usure en frottement

Dans le but de comprendre les phénomènes d'usure et d'analyser les mécanismes d'endommagement des outils régissant une opération d'usinage, les chercheurs se sont orientés vers des approches tribologiques en utilisant des tribomètres. Ces approches se caractérisent par l'utilisation des pions au lieu d'outils de coupe. Ces pions, en substrats identiques à celui des outils de coupe utilisés, frottent sur les pièces étudiés.

4.2.1. Caractérisation d'un test de frottement

Plusieurs configurations de frottement existent (**Figure 1.9**). La configuration la plus connue est le système de pion-disque, qui ne peut pas simuler malheureusement les conditions de contact dans une opération d'usinage, car, les conditions (la température de contact, la pression de contact) ne sont pas appropriées à ceux observés en réalité comme il est montré par Grzesik et al. [Grze-2002]. Les pressions de contact en employant ces systèmes ne

dépassent pas le 1 GPa. De plus, pendant une opération de coupe, le copeau circule sur la face d'attaque de l'outil et il ne revient jamais. En parallèle, la surface usinée frotte la face de dépouille de l'outil et elle ne sera plus en contact avec l'outil. Alors que, en utilisant de système pion-disque, le pion frotte toujours sur la même voie. Cette configuration est appelée souvent le système « tribo-système fermé ». Pour cette raison, les scientifiques utilisent des autres configurations nommées les systèmes « tribo-système ouvert ». Les deux configurations mènent à des résultats tribologiques entièrement différents. Ainsi il ne semble pas raisonnable d'employer le tribo-système fermé afin d'étudier les phénomènes tribologiques aux interfaces d'outil-pièce-copeau.

Basé sur ce contexte, Olsson et al. [Olss-1989] ont proposé une autre configuration (**Figure 1.9a**), dans lequel un pion est placé juste après un outil de coupe pendant l'usinage d'une surface plate d'un tube. Dans ce cas-ci, le pion frotte sur une surface régénérée, ce qui peut être considérée comme un système de frottement « tribo-système ouvert », les vitesses de frottement et les températures de contact sont semblables à ceux qui se produisent dans l'usinage à sec, mais les pressions de contact demeurent basses (autour de 15MPa contre plus de 1000 MPa dans la coupe) dues au comportement du contact, et à un manque de rigidité du système et d'un risque de formation de copeau devant le pion (concentration de contrainte dans la frontière des pions plats dans le contact). Plusieurs dispositifs basés sur cette solution, tels que le système de Meiller et al. [Meil-2000], ont été développés avec diverses améliorations comparées au système original afin de surmonter la pression insuffisante de contact, cette pression de contact peut atteindre le 750 MPa.

Récemment un dispositif de frottement a été conçu par Zemzemi et al. [Zemz-2007b]. Il peut créer des pressions de contact plus élevées (jusqu'à 3000 MPa) sous des vitesses de frottement élevées (jusqu'à 400 m/min). Cette configuration (**Figure 1.9b**) a montré son efficacité pour fournir des coefficients de frottement. Cependant les expériences sont très difficiles à exécuter en raison de la fabrication des tubes qui est très longue et chère. D'ailleurs, la durée de frottement est très limitée (environ 10 s), ce qui ne permet pas d'effectuer des essais d'usure. Par conséquent, une autre configuration de frottement a été conçue par Hedenquist et Olsson [Hede-1991] (**Figure 1.9c**). Un pion, ayant une géométrie cylindrique, frotte sur une surface régénérée en faisant une hélice. La régénération de la surface est discontinue dans ce système. D'abord, il est nécessaire d'usiner la surface, et ensuite l'essai de frottement peut être réalisé. Le pion est fabriqué avec le substrat et le revêtement identique à celui de l'outil de coupe. La barre est faite du matériau à usiner avec l'état microstructural approprié. Une grande vitesse

d'avance est appliquée au pion ce qui lui permet un mouvement hélicoïdal afin d'éviter le chevauchement des sillons sur la barre. Par conséquent, la surface de matériau qui entre en contact est toujours différente et elle ne revient jamais dans le contact (comme un copeau ou une surface usinée pendant une opération d'usinage), tandis que la surface de pion en contact demeure la même (comme les surfaces de l'outil de coupe). Cette installation expérimentale, installée sur un tour, peut mener à des vitesses de frottement suffisantes (plusieurs centaines de m/min). L'application des barres cylindriques conventionnelles facilite la préparation d'essais puisqu'un tel genre de barres peut être fourni facilement par l'industrie. Ensuite après avoir fait un essai de frottement à partir d'un côté de la barre à l'autre côté, la surface doit être régénérée avant de faire un nouvel essai de frottement. Cependant la conception du système par Hedenqvist ne pouvait pas fournir des pressions locales suffisantes (environ 15 MPa) comparées à 1 à 3 GPa dans la coupe pour simuler les phénomènes tribologiques présentés pendant le processus d'usinage.

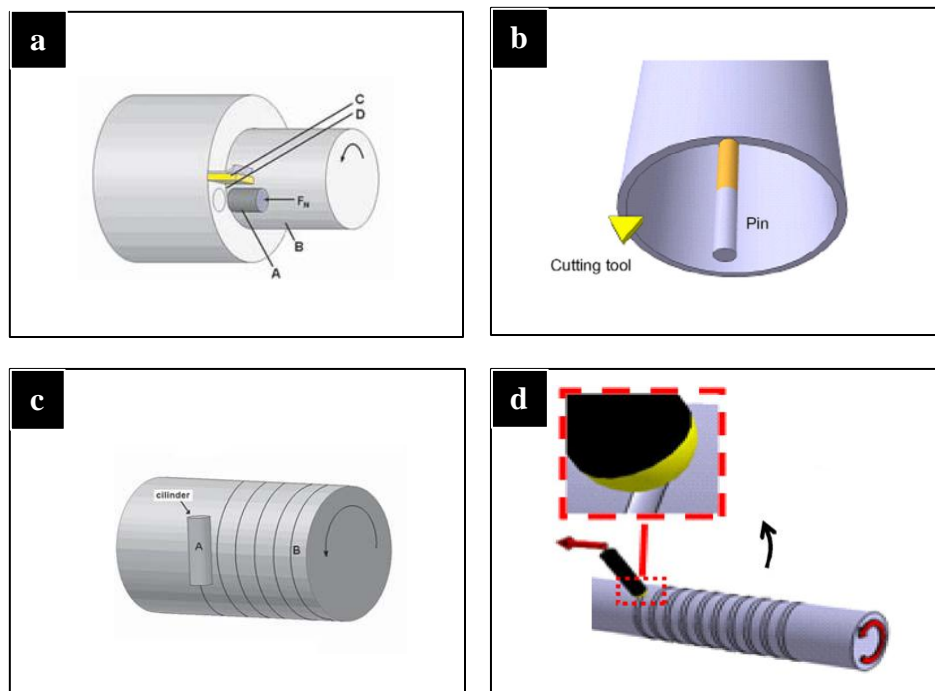


Figure 1.9: Exemples des tribomètres. a) Tribomètre d'Olsson, b) Tribomètre axial de Zemzemi [Zemz-2007b], c) Tribomètre de Hedenqvist [Hede-1991], d) Tribomètre radial de Zemzemi [Zemz-2009]

Plus récemment, un autre dispositif expérimental a été conçu par Bonnet et al. [Bonn-2008b] (**Figure 1.9d**). Il est utilisé successivement par Zemzemi et al. [Zemz-2009] et Rech et al. [Rech-2009] permettant de quantifier le coefficient de frottement produit le long de l'interface

outil-copeau pièce. Son principe est basé sur le système Hedenquist et Olsson [Hede-1991]. Un pion, fait, à partir des mêmes matériaux que l'outil de coupe, frotte contre une barre cylindrique de la pièce. Ce système a été appliqué par Rech et al. [Rech-2009] pour caractériser le comportement de frottement du même système dans la présente étude: l'acier AISI 1045 est usiné par un outil en carbure de tungstène revêtu de TiN. Toutefois, le tribomètre a été limité à des vitesses de frottement dans la gamme de 50 à 250 m/min, ce qui ne lui permet pas de quantifier le coefficient de frottement à faible vitesse de frottement qui peut simuler le contact de la pointe de l'outil.

4.2.2. L'usure des pions en tribologie

La **figure 1.10** présente des dispositifs expérimentaux pour étudier l'usure avec des tests tribologiques. Dans son travail, Yang [Yang-1999] a fait une étude de l'évolution de l'usure des pions en deux cas : le premier cas consiste en des essais d'usure avec des pions mobiles alors que le deuxième cas consiste à des essais d'usure avec des pions fixes. Les tests ont été effectués avec des pions en carbure de tungstène qui frottent sur trois types des disques en acier (faiblement, moyennement et fortement allié en carbone) sous un effort normal de 500N. Dans ce travail, Yang a montré que le taux d'usure augmente dans le cas du frottement avec des pions qui sont en mouvement.

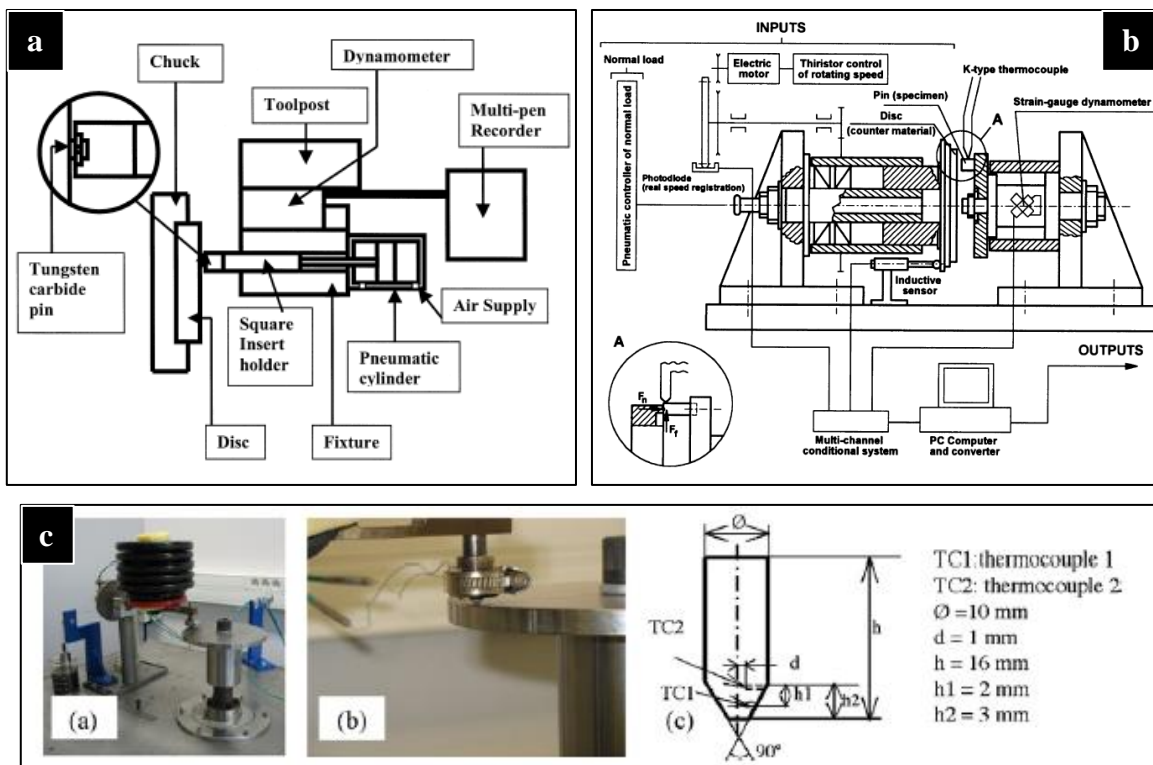


Figure 1.10 : Exemples des dispositifs expérimentaux pour des tests d'usure en frottement, a) Dispositif de Yang [Yang-1999], b) Dispositif de Grzesik [Grze-2002], c) Dispositif de Kagnaya [Kagn-2009a]

Grzesik et al. [Grze-2002] ont développé un dispositif expérimental en se basant sur le principe de frottement pion-disque. L'importance de cette méthodologie proposée consiste en la quantification de l'usure qui réside dans l'utilisation des nouvelles connaissances sur l'influence des structures de revêtements multicouches sur la résistance à l'usure de l'outil de coupe. En outre, cette méthode peut aider à la sélection optimale des outils revêtus pour la coupe à sec des aciers. Durant ces essais de frottement, Grzesik et al. ont utilisé des pions en carbure revêtus (deux couches : TiC/TiN, trois couches : TiC/Al₂O₃/TiN et quatre couches TiC/Ti(C,N)/Al₂O₃/TiN) qui frottent sur des disques en acier AISI 1045 sous la pression d'un effort normal de l'ordre de 50 N.

Plus récemment, Kagnaya et al. [Kagn-2009a] ont développé un nouveau tribomètre à très grandes vitesses de glissement [0.5 à 30 m/s], mais avec des efforts normaux qui ne peuvent pas dépasser les 100 N. Des pions en carbure de tungstène non revêtus frottent sur des disques en acier AISI 1045. Suite aux essais faits, ils ont constaté que la quantité de l'usure du pion est proportionnelle à l'énergie mécanique fournie aux interfaces pion-disque et à celle transmis vers le pion. Et ils ont montré qu'il existe différents modes d'endommagement des pions tels que des sites d'arrachement de fragments, des décohésions entre les grains ou fragments et des microfissurations intragranulaires de carbure de tungstène.

5. Modélisation du contact aux interfaces outil-pièce-copeau

Lors de l'usinage des métaux, aux interfaces outil-pièce-outil, l'énergie dissipée vient de deux sources : énergie due à la déformation plastique et énergie due au frottement à l'interface outil-copeau et à l'interface outil-pièce. La majorité de cette énergie se transforme en chaleur. Et par conséquent, la température peut atteindre des valeurs très élevées et sévères aux interfaces outil-pièce-copeau, ce qui participe d'une manière significative à l'usure rapide de l'outil, même à sa rupture. Pour optimiser une opération d'usinage, il est nécessaire de connaître les propriétés thermique et mécanique aux interfaces outil-pièce-copeau. En effet, dans la littérature, notamment le coefficient de frottement, le coefficient de partage de chaleur et la résistance de contact.

5.1. Modélisation du coefficient de frottement

Dans la modélisation numérique d'un essai de coupe orthogonale, la détermination du coefficient de frottement joue un rôle primordial vue l'importance et l'influence de ce coefficient sur l'évolution des paramètres et des grandeurs désirés à déterminer [Shi-2002] [Ozel-2006a] [Fili-2007] [Hagl-2008]. Le modèle de coulomb avec un coefficient de frottement constant qui relie la contrainte tangentielle et la contrainte normale, indépendant de la température, la pression et de la vitesse de glissement, est le plus souvent employé. Cependant, les travaux de Moufki et al [Mouf-1998] et Ozel [Ozel-2006a] ont montré la pertinence de ces paramètres. En effet, Moufki et al. ont montré la grande liaison entre le coefficient de frottement et la température de contact, ainsi que Ozel a montré que le coefficient de frottement est une fonction non linéaire qui dépend de la pression de contact.

Dans le travail de Moufki et al [Mouf-1998], le contact outil-copeau est supposé être glissant. Le coefficient de frottement apparent est lié à la température moyenne (T) de la face de coupe de l'outil en utilisant la relation empirique suivante:

$$\mu_{app} = \mu_0 \cdot (1 - (T/T_f)^q) \quad \text{Eq. 1.5}$$

Avec: μ_{app} = Coefficient de frottement apparent,
 μ_0, q = Constantes déterminées expérimentalement,
 T_f = Température de fusion.

Dans ce travail, la détermination de la température est faite à l'aide d'une résolution analytique du problème thermomécanique de la coupe orthogonale en se basant sur un certains nombres d'hypothèses tels que : la zone tertiaire est négligée, il n'y a pas de cisaillement dans la zone secondaire, ainsi que la température générée par déformation plastique dans la second zone de cisaillement...

En se basant sur les travaux de Moufki, Slim Bahi [Bahi-2010] a pu développer un modèle de l'interface outil-copeau qui tient compte de la zone de cisaillement secondaire. Ce modèle tient compte aussi de ratio de la zone collant à l'interface outil-copeau (R). Ce modèle est exprimé aussi en fonction des contraintes normales τ_a et τ_{st} et par le coefficient de leur distribution γ . En effet, ce modèle est exprimé par l'équation **Eq. 1.6**.

$$\mu = \frac{\tan(\lambda)}{(1-R)^\gamma [(1+\gamma)R \frac{\tau_{st}}{\tau_a} + (1-R)]} \quad \text{Eq. 1.6}$$

Avec $R = a/L_c$

a = Distance de contact collant,

L_c = Longueur de contact.

$\tan(\lambda) = \frac{F_t}{F_n}$, F_t et F_n sont respectivement l'effort tangentiel et l'effort normal.

Des modèles et des lois non linéaires de frottement ont été développés afin de modéliser le contact aux interfaces outil-pièce-copeau pendant une opération d'usinage. Ces modèles sont présentés dans le **tableau 1.1**.

Model de	Modèle/loi de frottement
Shirakashi et Usui [Shir-1973]	$\tau = \tau_e \left(1 - \exp\left(-\mu \frac{\sigma_n}{\tau_e}\right) \right)$
Iwata et al. [Iwat-1984]	$\tau = \frac{H_v}{0.07} \tanh\left(\frac{0.07\mu\sigma_n}{H_v}\right)$
Eldridg et al. [Eldr-1991]	$\tau = \tau_0 \exp\left(\frac{A}{T}\right)$
Sekhon et Chenot [Sekh-1993]	$\tau = -\alpha K \ V_f\ ^{p-1} V_f$
Wu et al. [Wu-1996]	$\tau = -\Omega \sigma_{eq}$
Childs [Chil-2006]	$\tau = m \frac{\sigma_{eq}}{\sqrt{3}} \left(1 - \exp\left(-\frac{\sqrt{3}\mu\sigma_n}{m\sigma_n}\right) \right)$

Tableau 1.1 : Modèles de frottement

Avec :

- τ_e = Contrainte limite de cisaillement,
- σ_n = Contrainte normale,
- H_v = Dureté de la pièce,
- V_f = Vitesse de glissement.

Plus récemment de nouveaux modèles ont été développés en fonction de la température de contact, la pression de contact et la vitesse locale de glissement [Zemz-2007b] [Bonn-2008b] [Zemz-2009] [Rech-2009]. Le modèle développé par Zemzemi et al. [Zemz-2007b], qui relie le coefficient de frottement adhésif en fonction de la température de contact et la pression de contact (**Eq.1.7**), est obtenu à partir des résultats expérimentaux et numériques lors des essais de frottement de l'acier AISI 4142 avec des pions en carbure de tungstène revêtus en TiN. En se basant sur ce travail, Bonnet et al. [Bonn-2008b], Zemzemi et al. [Zemz-2009] et [Rech-

2009] ont développé des modèles de frottement qui relient le coefficient de frottement adhésif et la vitesse locale de glissement **Eq.1.8**, **Eq.1.9** et **Eq.1.10**.

$$\left. \begin{aligned} \mu_{adh} &= 0.16 \text{ si } T > 746^{\circ}\text{C} \\ \mu_{adh} &= 5.56 \times 10^7 T^{-3.3008} P^{0.285} - 0.018 \text{ si } 545 < T < 746^{\circ}\text{C} \\ \mu_{adh} &= 0.5 \text{ si } T < 545^{\circ}\text{C} \end{aligned} \right\} \quad \mathbf{Eq.1.7}$$

$$\mu_{adh} = 2 \times 10^3 V_{ls} + 0.39 \quad \mathbf{Eq.1.8}$$

$$\mu_{adh} = -0.07 \ln(V_{ls}) + 0.57 \quad \mathbf{Eq.1.9}$$

$$\mu_{adh} = -0.002 V_{ls} + 0.498 \quad \mathbf{Eq.1.10}$$

Ces modèles de frottement ont été développés pour une plage de vitesses de glissement qui ne peuvent pas simuler tous les zones de contact aux interfaces outil-pièce-copeau comme il est montré dans [Bonn-2008b] [Zemz-2009]. Le modèle développé par Rech et al [Rech-2009] est fait pour le couple acier AISI 1045 et des outils en carbure de tungstène revêtus en TiN (le même couple étudié dans ce travail), dans une plage de vitesse locale de frottement entre 75 et 150 m/min. Donc, il sera intéressant d'élargir cette gamme de vitesse afin d'aboutir à un modèle de frottement qui peut simuler toutes les zones de contact aux interfaces outil-pièce-copeau.

5.2. Paramètres thermique du contact

5.2.1. Température de contact

Des travaux ont étudié l'évolution de la température aux interfaces outil-pièce-copeau avec des analyses basées sur des essais expérimentaux. La détermination de la distribution de la température est faite à l'aide des thermocouples injectés dans l'outil [Kagn-2009b] [Grze-2004], ou avec l'émission spontanée d'un rayonnement par les corps chauds en contact en utilisant des caméras infrarouges [Youn-1996] [Rech-2006b]. **La figure 1.11a** présente un exemple de la distribution de la température aux interfaces outil-pièce coupeau déterminée à l'aide d'une camera infrarouge. La difficulté expérimentale, en termes de coût, délais et précision, rend difficile de trouver une combinaison entre les différents paramètres assurant une bonne productivité. Et par conséquent, les scientifiques se sont orientés vers la

modélisation analytique et numérique pour prédire la distribution de la température afin de garantir les meilleures performances pour une bonne durée de vie de l'outil.

Des modèles de prédiction analytique de la température aux interfaces outil-pièce-copeau ont été développés à l'aide de la modélisation de la coupe. **La figure 1.11b** présente un exemple de la distribution de la température aux interfaces outil-pièce-copeau déterminée à l'aide d'un modèle analytique développé par Komanduri et Hou [Koma-2001b]. Afin de faciliter la résolution, ces modélisations se basent sur des hypothèses simplificatrices [Mouf-1998] [koma-2000] [Grze-2004] [Sold-2007]. En effet, Moufki et al. [Mouf-1998] [Mouf-2000] ont développé un modèle analytique de l'évolution de la température dans le copeau, en se basant sur l'hypothèse que la zone de cisaillement secondaire n'est pas prise en compte, et que toute l'énergie thermique aux interfaces outil-copeau est évacuée par le copeau. Komanduri et Hou ont étudié l'évolution de la température dans l'outil, la pièce et le copeau. En premier lieu, ils ont considéré que la source de chaleur est due seulement à la zone de cisaillement primaire [Koma-2000]. En deuxième lieu, ils ont mis l'hypothèse que la source de la chaleur est due au frottement aux interfaces outil-pièce-copeau [Koma-2001a]. Enfin, ils ont montré la grande différence entre la température en considérant seulement la source de chaleur due au frottement et celle obtenue en combinant les deux sources de chaleur (zone de cisaillement primaire et le frottement) [Koma-2001b].

La modélisation analytique fine du problème de frottement aux interfaces outil-pièce-copeau est délicate en raison des conditions de contact. Cette difficulté est essentiellement liée à l'estimation de la conductivité thermique de contact (inverse résistance thermique de contact) et le coefficient de partage de chaleur entre les différents solides en contact. Par contre, la modélisation numérique de la coupe prend mieux en compte ces paramètres de contact. Et par conséquent, et afin de mieux comprendre la distribution de la température, une troisième alternative a été développée. Cette alternative fait l'objet d'une modélisation numérique de la coupe **La figure 1.11c** présente un exemple de la distribution de la température aux interfaces outil-pièce-copeau déterminée à l'aide d'une modélisation numérique de la coupe orthogonale [Arra-2005] [Davi-2003] [Hagl-2008].

Même si la modélisation numérique de la coupe est bien avancée pour déterminer l'évolution de la température aux interfaces outil-pièce-copeau, la distribution de la température reste fortement influencée par la détermination de paramètres thermique de contact. En effet, la conductivité thermique de contact et le coefficient de partage de chaleur caractérisent la

modélisation thermique de contact et influent d'une manière significative sur la distribution de la température tout le long de contact outil-pièce-copeau.

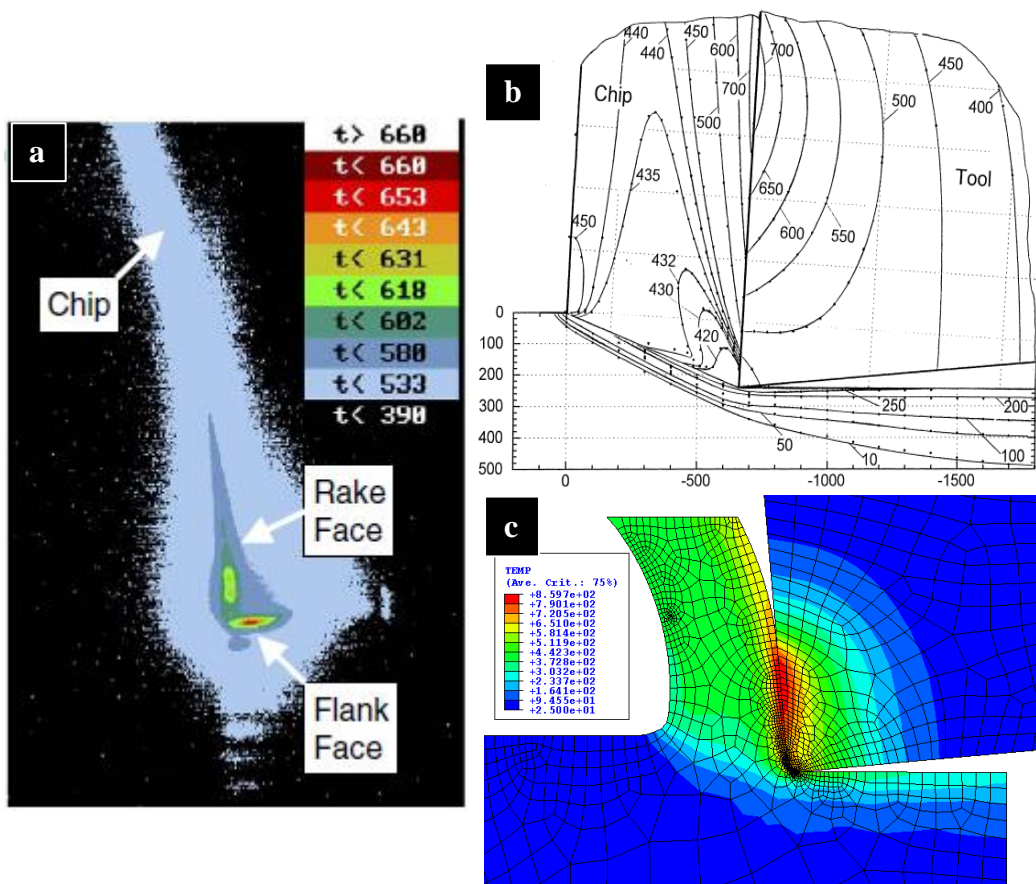


Figure 1.11 : Distribution de la température aux interfaces outil-pièce-copeau ; a) Température mesurée expérimentalement pendant l'usinage de l'acier 42CrMo4 [Rech-2006b], b) Température calculée analytiquement pendant l'usinage de l'aluminium [Koma-2001b], c) Température calculée numériquement pendant l'usinage l'acier AISI 1045 [Ozel-2005]

5.2.2. Paramètres thermique de contact

Lorsque deux solides sont en frottement, le couplage thermique à l'interface de ces deux solides est présenté selon Bardou [Bard-1994] par le modèle présenté dans la **figure 1.12**. Ce modèle fait intervenir la résistance thermique de contact (Inverse de la conductivité thermique de contact) et le coefficient de partage de chaleur qui définit la partie de flux de chaleur transmise vers le solide 1 et la partie transmise vers le solide 2. Ce modèle est défini par les équations **Eq.1.11** et **Eq.1.12**.

Il est donc nécessaire d'identifier ces deux paramètres qui définissent le comportement thermique de contact aux interfaces outil-pièce-copeau.

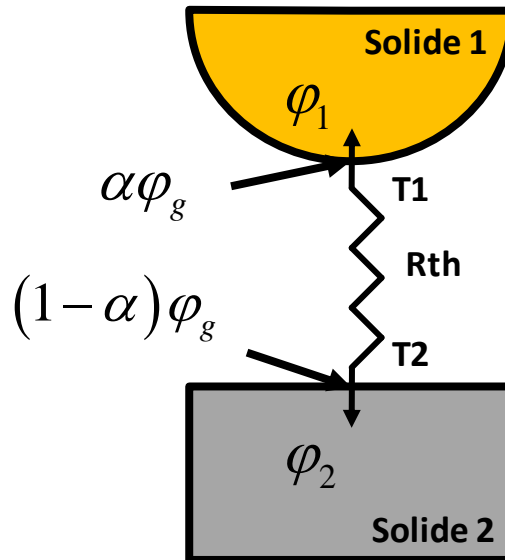


Figure 1.12 : Modèle thermique de deux solides en frottement en impliquant le coefficient de partage de chaleur α et la résistance thermique de contact R_{th}

$$\varphi_g = \varphi_1 + \varphi_2 \quad \text{Eq.1.11}$$

$$\varphi_1 = \alpha\varphi_g + \frac{1}{R_{th}}(T_{c2} - T_{c1}) \quad \text{Eq.1.12}$$

Avec :

- φ_g = Flux de chaleur due au frottement [W],
- φ_1, φ_2 = Flux de chaleur due au frottement transmis vers le solide 1 et vers le solide 2 [W],
- α = Coefficient de partage de flux
- R_{th} = Résistance thermique de contact [$m^2.K.W^{-1}$],
- T_{c1}, T_{c2} = Température de contact de solide 1 et de solide 2.

Coefficient de partage de chaleur

Le coefficient de partage de flux de chaleur définit la portion de la quantité de flux de chaleur, générée dans la zone de frottement, transmise vers l'un de deux solides en frottement. En usinage, deux zones de contact en frottement apparaissent, interface outil-copeau dans laquelle le copeau frotte sur la face d'attaque de l'outil, et interface outil-pièce dans laquelle

la surface usinée frotte sur la face de dépouille de l'outil. La détermination de ce coefficient est primordiale car il gère la distribution de la température aux interfaces de frottement, et par conséquent il influe sur la distribution de la contrainte résiduelle dans la pièce usinée. Dans ce contexte, plusieurs travaux dans la littérature traitent l'aspect thermique de contact afin d'avoir des estimations sur les coefficients de partage de flux de chaleur. Pour cela, la partition de la chaleur transmise vers l'outil peut être directement calculée, **Figure 1.13**, comme il est indiqué dans le **tableau 1.2**. Ces modèles sont évalués pour la partition de la chaleur dans la coupe orthogonale avec des outils revêtus.

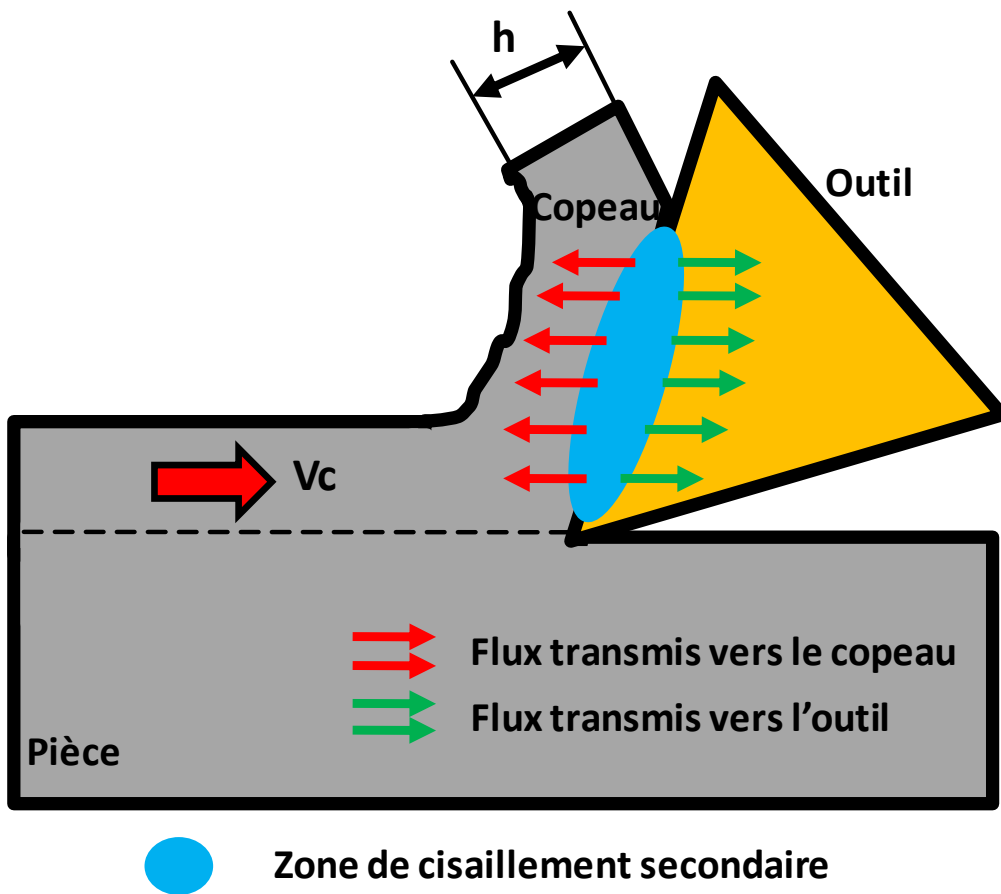


Figure 1.13 : Répartition de chaleur entre le copeau et l'outil

Model de	Coefficient de partage de chaleur (→Outil)
Loewen et Shaw [Loew-1954]	$\alpha = \frac{(0.377ql_{ch}/\lambda_w\sqrt{Pe}) + \Delta\theta_s - \theta_0}{(ql_{ch}A_a/\lambda_T) + (0.377ql_{ch}/\lambda_w\sqrt{Pe})}$
Reznikov [Rezn-1981]	$\alpha = \frac{(3\lambda_T/2\lambda_W)\sqrt{(\xi_w/\xi_T)}}{1 + (3\lambda_T/2\lambda_W)\sqrt{(\xi_w/\xi_T)}}$

Shaw [Shaw-1989]	$\alpha = \frac{0.754(\lambda_T/\lambda_W)/A_a\sqrt{Pe}}{1 + 0.754(\lambda_T/\lambda_W)/A_a\sqrt{Pe}}$
Kato et Fujii [Kato-1999]	$\alpha = \frac{\sqrt{(c_p\rho\lambda)_T/(c_p\rho\lambda)_W}}{1 + \sqrt{(c_p\rho\lambda)_T/(c_p\rho\lambda)_W}}$

Tableau 1.2 : Coefficient de partage de flux de chaleur transmis vers l'outil au contact outil-copeau [Akba-2007]

- Avec :
- λ = Conductivité thermique du matériau [$\text{W}\cdot\text{m}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$]
 - ρ = Masse volumique du matériau [$\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$]
 - C_p = Capacité thermique massique du matériau [$\text{J}\cdot\text{kg}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$]
 - ξ = Diffusivité thermique [m^2/s]
 - Indice T et W = Correspond, respectivement, l'outil et la pièce.
 - Pe = Nombre de Peclet.

Akbar et al. [Akba-2007] ont montré une grande différence entre le coefficient de partage en appliquant les modèles présentés dans le tableau pendant l'usinage de l'acier AISI 4140 avec un outil en carbure de tungstène revêtu en TiN. En effet, ils ont montré que le coefficient de partage de chaleur selon les modèles de Kato et Fujii R_{KF} et de Reznikov R_R augmente avec la vitesse de coupe avec un maximum de portion de chaleur transmis vers l'outil est de 45% et 55,1% respectivement. D'autre part, ce coefficient de partage diminue avec l'augmentation de la vitesse de coupe, en utilisant les modèles de Loewen R_L et de Shaw R_S , et il atteint une valeur maximale de 25.8% et de 7.3% respectivement.

Grzesik et Nieslony [Grze-2003b] ont appliqué le modèle de Reznikov qui définit la quantité de chaleur transmise vers le copeau pour l'usinage de l'acier AISI 1045 et l'acier AISI 304 avec des outils en carbure revêtus et non revêtus. Dans cette étude, ils ont montré qu'il y a une influence relativement forte des caractéristiques de contact, y compris la température de l'interface, la longueur de contact, le nombre de Péclet et l'énergie de frottement, sur la partition de la chaleur. Et ils ont constaté que l'utilisation d'outils revêtus multicouche donne une augmentation d'environ de 30% de chaleur, générée par frottement, transférée dans le copeau. En effet, le coefficient de partage de la chaleur varie de manière significative de 0,65 à 0,8 lors de l'utilisation des outils revêtus multicouche, et de 0,5 à 0,6 pour les outils en carbure non revêtus.

Durant ces travaux, la partition de la quantité de chaleur est déterminée dans le contact outil-copeau. Alors que dans l'usinage, la pièce entre, aussi, en contact avec l'outil et le copeau. Pour cela, d'autres études ont déterminé le coefficient de partage de chaleur dans un contact outil-pièce transmis vers la pièce, **Figure 1.14**. Le **tableau 1.3** présente quelques exemples des modèles de ce coefficient de partage.

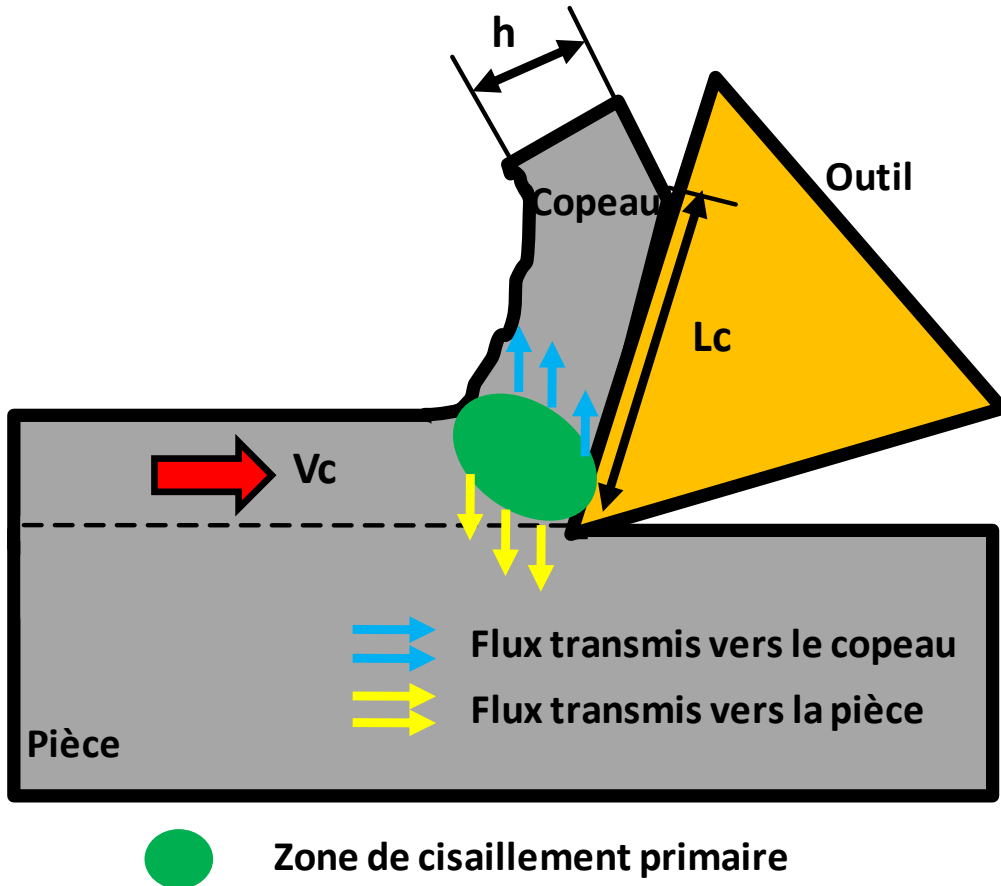


Figure 1.14 : Répartition de chaleur entre le copeau et la pièce

Model de	Coefficient de partage de chaleur (→pièce)
Trigger et Chao	$\beta = 0.1$
Loewen et Shaw	$(1 - \beta) = 1 / \left(1 + 1.328 \sqrt{\xi \gamma / V_c h} \right)$
Leone	$\beta = 1 / \left(1 + 1.13 r \sqrt{L_c V_c / a} \right)$
Boothroyd	$\beta = f(N_{th} \tan \phi)$

Tableau 1.3 : Coefficient de partage de flux de chaleur transmis vers la pièce au contact pièce-copeau [Koma-2000]

Avec :	L_c	= Largeur de contact [cm]
	h	= Epaisseur de copeau non déformé [cm]
	V_c	= Vitesse de coupe [cm/s^{-1}]
	ξ	= Diffusivité thermique [cm^2/s]

Vue l'existence de deux zones de contact pendant une opération d'usinage (contact outil-pièce et contact outil-copeau), et la difficulté de déterminer quelle est la portion de chaleur transmise vers la pièce, celle transmise vers l'outil et celle transmise vers le copeau au même temps, les scientifiques ont orienté leurs travaux vers des essais en tribologie en utilisant des tribomètres qui permettent de décrire et de valider les mécanismes de transferts thermiques et par conséquent d'interpréter plus précisément les phénomènes tribologiques qui créent durant le contact de deux corps. Le but de ce type d'essais est d'avoir une seule zone de contact entre le pion et la pièce. Et par conséquent, cela facilite la détermination de coefficient de partage de chaleur qui définit la portion de chaleur transmise vers le pion et celle transmise vers la pièce. Dans ce contexte, plusieurs modèles ont été développés afin de déterminer ce coefficient, **Tableau 1.4**.

Généralement, ce coefficient dépend de différents paramètres, les conditions de frottement et les propriétés physiques et mécaniques des matériaux en contact.

Model de	Coefficient de partage de chaleur (\rightarrow pion)
Abdel Aal [Abde-1999]	$\alpha = \frac{\sqrt{\lambda_2 \rho_2 C_2}}{\sqrt{\lambda_1 \rho_1 C_1} + \sqrt{\lambda_2 \rho_2 C_2}}$
Denape et Laraqi [Dena-2000]	$\alpha = \frac{\lambda_1}{\lambda_1 + \lambda_2}$ $\alpha = \frac{\lambda_1}{\lambda_1 + 0.62 \lambda_2 \sqrt{Pe}}$
Vergne [Verg-2001]	$\alpha = \frac{\lambda_1}{\lambda_1 + 0.5 \lambda_2 \sqrt{\pi Pe}}$
Liou et al. [Liou-2004] Yuan et al. [Yuan-2009]	$(1 - \alpha) = \frac{\lambda_2 \sqrt{\xi_1}}{\lambda_1 \sqrt{\xi_2} + \lambda_2 \sqrt{\xi_1}}$

Tableau 1.4 : Coefficient de partage de chaleur transmis vers le pion

Avec :	λ	= Conductivité thermique du matériau [$\text{W.m}^{-1}.\text{K}^{-1}$]
	ρ	= Masse volumique du matériau [kg.m^{-3}]

C = Capacité thermique massique du matériau [$J.kg^{-1}.K^{-1}$]

ξ = Diffusivité thermique [m^2/s]

Indice 1 et 2 = Correspond, respectivement, au pion et à la pièce.

Pe = Nombre de peplet : Il représente le rapport entre le temps caractéristique de la diffusion de la chaleur dans le corps et celui du séjour d'un point dans le contact.

Résistance thermique de contact/Conductivité thermique de contact

Les aspérités des surfaces de deux solides en contact forment généralement une barrière thermique et perturbent les mécanismes d'échange des chaleurs à l'interface de ces solides. Cette barrière est caractérisée par la résistance thermique de contact (R_{th}). Généralement, dans la modélisation numérique thermique de contact, la notion de la conductivité thermique de contact (K) est introduite. La conductivité thermique de contact est l'inverse de la résistance thermique de contact ($K = 1 / R_{th}$).

Dans la plupart des publiés dans la littérature [Xie-2005] [Grze-2005] [Davi-2005], la valeur de la conductivité thermique de contact n'a pas été mentionnée durant les modélisations numériques de la coupe orthogonale. Yen et al. [Yen-2004a] [Yen-2004b] ont utilisé une valeur très élevée de coefficient de conductivité thermique de contact (les valeurs ne sont pas mentionnées), en supposant que le contact entre l'outil et la pièce est parfait.

Durant les simulations de la formation des copeaux, des valeurs très élevées de coefficient de la conductivité thermique de contact ont été aussi utilisées en se basant sur l'hypothèse d'un contact parfait. Dans ce contexte, Ozel [Ozel-2006a] a utilisé une valeur de $10^5 W/m^2.K$ pour le coefficient de la conductivité thermique de contact pour étudier l'effet des modèles de frottement différents sur les sorties du processus d'usinage de la coupe orthogonale. Coelho et al. [Coel-2007] ont modélisé l'opération de tournage par la modélisation de la coupe orthogonale en utilisant l'approche Arbitraire Lagrangienne Eulérienne pour usiner l'acier AISI 4340 avec des outils PCBN. Durant ces simulations, le coefficient de la conductivité de contact est de l'ordre de $5.10^5 W/m^2.K$. De même Arrazola et al. [Arra-2003] a utilisé l'approche Arbitraire Lagrangienne Eulérienne pendant la modélisation de la coupe orthogonale de l'acier AISI 4140 avec des outils en carbure non revêtu de grade P10. Une valeur de conductance thermique de $10^8 W/m^2.K$ a été utilisée pour définir le transfert thermique de chaleur aux interfaces outil pièce copeau.

Ceretti et al. [Cere-2007] ont aussi utilisé l'approche Arbitraire Lagrangienne Eulerienne. Mais, cette fois, pour déterminer l'évolution de la conductivité thermique de contact en fonction des conditions de coupe (Vitesse de coupe, vitesse d'avance) pendant l'usinage de l'acier AISI 1045 avec des outils en carbure de tungstène revêtu en TiN et avec des outils non revêtus. Puis, des fonctions de la conductivité thermique de contact ont été déterminées en fonction de la pression et de la température locale de contact aux interfaces outil-copeau, déterminées à l'aide d'une modélisation numérique. L'équation **Eq.1.13** présente le coefficient de la conductivité thermique de contact pour le couple acier AISI 1045 et outil en carbure de tungstène non revêtu, alors que l'équation **Eq.1.14** présente ce coefficient pour le couple acier AISI 1045 et outil en carbure en tungstène revêtu en TiN.

$$K = 17528 - 34.752P - 1.019T + 0.01756P^2 + 0.000783T^2 \quad \text{Eq.1.13}$$

$$K = -6324.5 + 9.6248P - 7.353T - 0.0038694P^2 + 0.023639T^2 \quad \text{Eq.1.14}$$

Avec : K = La conductivité thermique de contact [KW/m²°C]
 P = Pression de contact [MPa],
 T = Température de contact [°C].

6. Conclusions

La formation de copeau, l'usure de l'outil et le fort couplage entre les phénomènes tribologiques pendant une opération d'usinage obligent, en générale, les scientifiques à simplifier une opération d'usinage vers une modélisation de la coupe orthogonale. Dans ce contexte, plusieurs travaux expérimentaux, analytiques et numériques ont été développés afin de mieux comprendre les phénomènes régissant aux interfaces outil-pièce-copeau, soit par une étude directe en usinage soit par une étude indirecte en tribologie à l'aide des essais de frottement.

Afin d'étudier l'évolution des contraintes et la distribution de température autour des outils de coupe ainsi que l'évolution de l'usure de l'outil, plusieurs dispositifs instrumentés ont été mis en œuvre pour décrire une opération d'usinage. De plus, plusieurs dispositifs tribologiques (tribomètres) ont été développés pour reproduire un contact similaire à celui aux interfaces outils-pièce-copeau et afin de mieux analyser et étudier les phénomènes tribologiques au contact. Toutefois, pour la plupart des dispositifs, les conditions de sollicitations obtenues sont non similaires. En effet, la pression de contact en frottement peut atteindre quelques MPa

alors que la pression de contact en usinage peut dépasser le 1000 MPa, ainsi que les vitesses de frottement sont limités.

Dans ce chapitre bibliographique, les paramètres mécaniques et thermiques du contact aux interfaces outil-pièce-copeau ont été rappelés. Le coefficient de frottement, le coefficient de partage de flux de chaleur et la conductivité thermique de contact jouent un rôle très primordial pour la distribution de la température aux interfaces de contact. Donc il est également intéressant d'identifier des modèles de frottement et de coefficient de partage à l'aide d'une modélisation.

Dans ce contexte, et dans ce travail, une nouvelle configuration de tribomètre a été utilisée. Plus des détails de ce tribomètre seront présentées dans le deuxième chapitre ainsi que les résultats expérimentaux obtenus.

Il sera intéressant de réaliser une campagne d'essais d'usure des pions, et de réaliser une deuxième campagne d'essais d'usure des plaquettes dans les mêmes conditions (même pression de contact, même nuance des pions que celle des plaquettes, et avec des vitesses proches), afin d'aboutir à une corrélation entre les mécanismes d'usure entre les pions de tribologie et les plaquettes de tournage.

Chapitre 2

***Caractérisation expérimentale des
phénomènes tribologiques aux
interfaces pièce-outil -copeau***

1. Introduction

Dans ce chapitre, une étude expérimentale de frottement a été effectuée et analysée. Pour palier les différents verrous concernant les essais de frottement à faible pression de contact ainsi que les problèmes rencontrés dans les versions antérieures de thermo-tribomètre en terme de rigidité et de vibration du système, une nouvelle génération du tribomètre a été conçue et réalisée pour effectuer les essais de frottement.

Cette partie expérimentale consiste à effectuer une étude de sensibilités des paramètres in-situ d'un test de frottement dans des conditions extrêmes. En effet, plusieurs essais de frottement ont été réalisés dans le but d'étudier l'influence de la vitesse de frottement, de la pression de contact, de l'effort normal, de la rugosité des pions frottant et du revêtement, sur les phénomènes tribologiques aux interfaces outil-pièce-copeau.

2. Description du dispositif expérimental

Afin de mieux modéliser les phénomènes de frottement existant entre l'interface outil-copeau et l'interface outil-pièce lors d'une opération d'usinage, de nouvelles configurations de tribomètres ont été développées au sein du Laboratoire de Tribologie et Dynamique des Systèmes (LTDS). Ces dispositifs permettent de reproduire expérimentalement des conditions tribologiques observées pendant un essai de frottement proche que celles observées lors d'une opération de coupe des métaux.

A ce titre, des travaux antérieurs [Zemz-2007] [Zemz-2009] ont abouti à diverses configurations de tribo-système ouvert. Il est basé sur le principe de Hedenquist et Olsson [Hede-1991] et est fixé sur un tour conventionnel. Cependant, des problèmes de rigidité, ainsi que des problèmes pour faire des essais de frottement à basses vitesses ont été remarqués.

2.1. Nouvelle configuration de tribomètre

Afin de remédier à ces problèmes, un nouveau dispositif a été développé par Claudin et al. [Clau-2010]. (**Figure 2.1**). Cette nouvelle configuration de tribomètre est placée sur un tour à commande numérique avec une vitesse de rotation maximale de 3500 tr/min au lieu d'un tour conventionnel avec une vitesse maximale de 2000 tr/min. De plus, le réglage de l'effort normal se fait à l'aide d'un vérin hydraulique au lieu d'un vérin pneumatique (**Figure 2.2**). Avec cette nouvelle configuration, la vitesse de frottement peut atteindre les 5 m/min dans le but de simuler le contact entre la pointe de l'outil et la pièce.

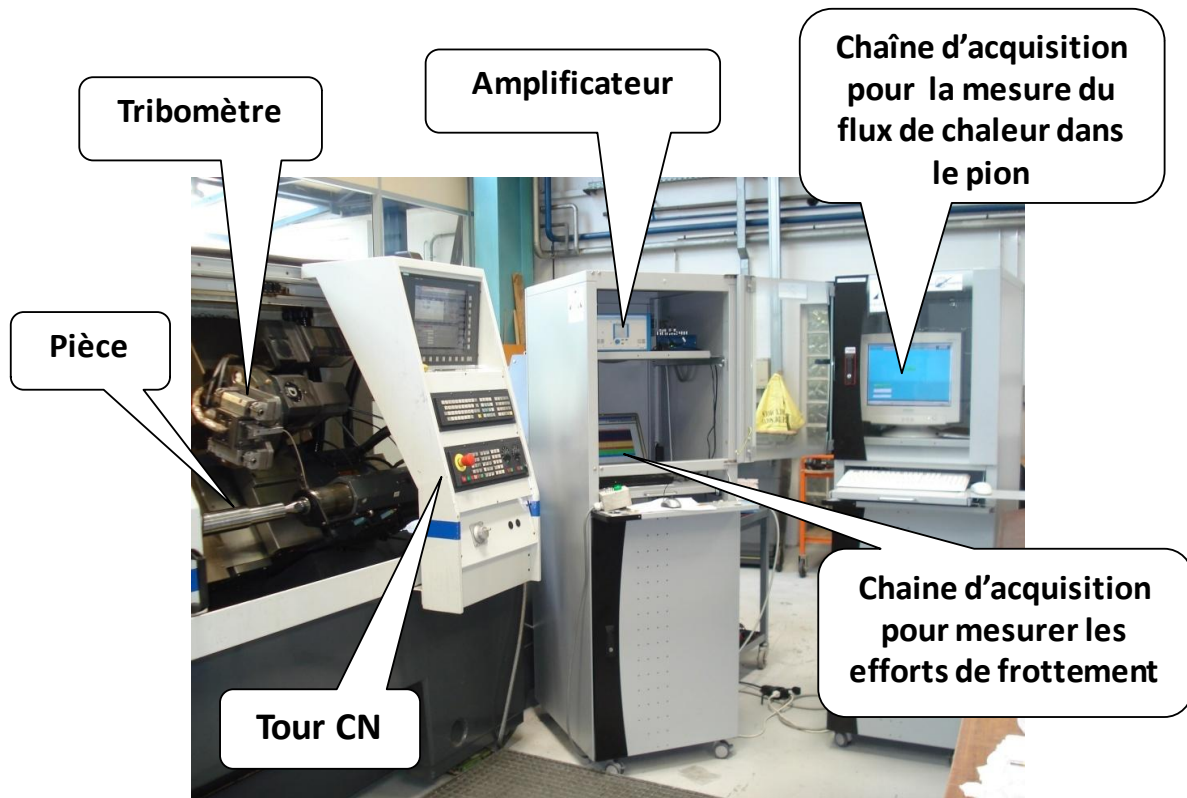


Figure 2.1 : Dispositif expérimental pour les essais de frottement

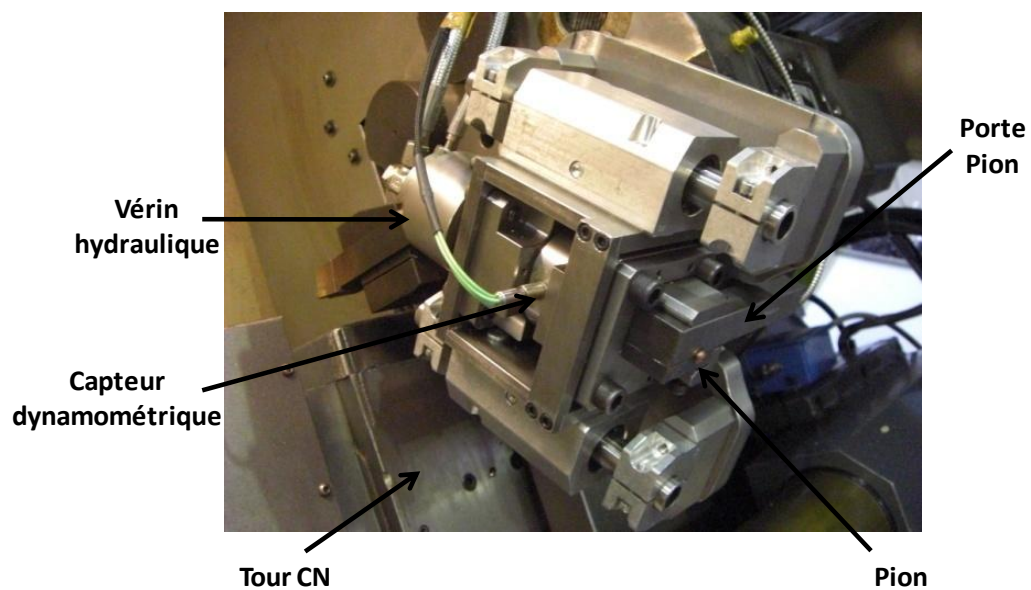


Figure 2.2 : Descriptif du tribomètre.

Ce nouveau tribomètre est classé parmi les systèmes de tribo-systèmes ouverts. En effet, un pion instrumenté, ayant la même nuance qu'un outil de coupe, frotte sur une surface régénérée.

Afin d'obtenir un bon état de surface des pièces frottées, les conditions de coupe de régénération ont été choisies dans le domaine de fonctionnement du couple outil-matière. A cet effet, la vitesse de coupe a été fixée à 200 m/min, l'avance de coupe étant égale à 0.1 mm/tr et la profondeur de passe est fixée à 1 mm. L'outil utilisé est de type TCMW 16-T3-08. Cette étape de chariotage sert à homogénéiser la surface de la pièce frottée (**Figure 2.3**) Ainsi, elle permet d'obtenir un état de surface (rugosité R_a de l'ordre de $0.7 \mu m$) identique sur toute la longueur de la barre en éliminant les profondeurs affectées par le passage du pion (opération précédente). Enfin, la barre subit un double toilage manuel avec deux différents types de toile abrasive : mesh 240 puis mesh 320 (**Figure 2.3**) dont l'état de surface finie de la pièce peut atteindre une valeur de rugosité $R_a \approx 0.2 \mu m$.

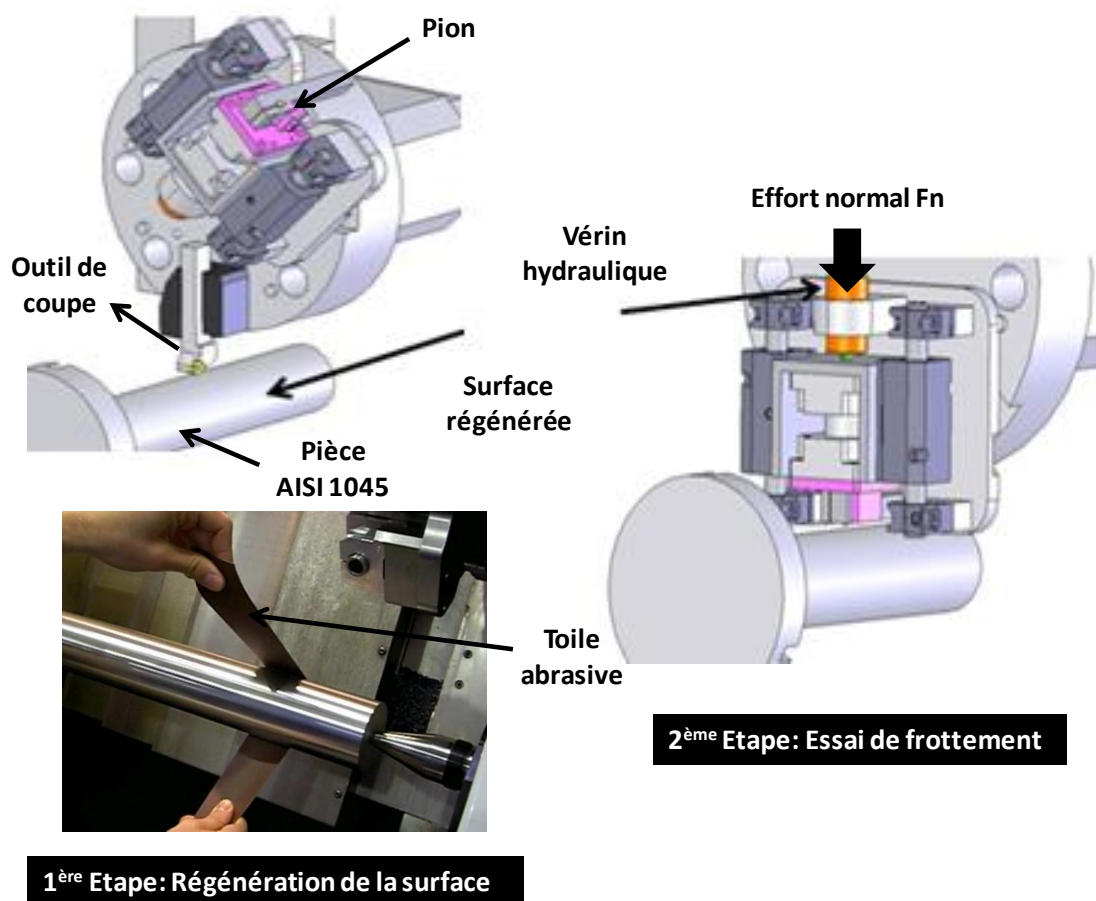


Figure 2.3 : Principe de tribomètre

2.2. Instrumentations de tribomètre

Les efforts de frottement sont mesurés à l'aide d'un capteur dynamométrique de type Kistler sur laquelle le porte pion est fixée, **Figure 2.4a**. Le traitement des signaux enregistrés des deux composantes d'efforts est fait à l'aide du logiciel de type DASYlab. Ce logiciel permet

de récupérer les signaux à la sortie de l'amplificateur, les représenter et les enregistrer. Il permet aussi de visualiser directement le coefficient de frottement apparent qui égale au rapport de l'effort tangentiel (F_t) et l'effort normal (F_n).

Le porte-pion utilisé est instrumenté par des thermistances qui permettent d'enregistrer le flux de chaleur généré entre le pion et la pièce durant un test de frottement, **Figure 2.4b** via un calcul thermique basé sur la méthode inverse développée par la société THERMICAR. La fonction de transfert entre le flux de chaleur transmis vers le pion dans la zone de contact et la température mesurée par la thermistance a été identifiée en amont par THERMICAR. Une valeur de référence du flux de chaleur $\Phi_0(t)$ est appliquée sur la zone de contact au moyen d'un micro-four en utilisant la même technologie que celle de recherche de Battaglia et al [Batt-2001]. La température de la thermistance $T_M(t)$ est enregistrée comme le montre la **figure 2.4b**. Basé sur les travaux de Kusiak et al. [Kusi-2005], la fonction de transfert de chaleur (F) entre $\Phi_0(t)$ et $T_M(t)$ est identifiée. Au cours d'un essai de frottement, l'évolution de la température $Y_M(t)$ est introduite dans la fonction inverse de transfert de chaleur (F^{-1}) afin d'obtenir l'évolution du flux de chaleur transmis vers le pion $\Phi_0(t)$.

2.3. Conditions d'essais de frottement

2.3.1. Caractérisation de la pièce et des pions

L'acier utilisé est l'acier de nuance C45 selon la norme AFNOR et est nommé AISI 1045 selon la norme AISI. Il est destiné à la fabrication de pièces mécaniques, de semelles de matrices et de chemins de roulements...Cet alliage est d'une dureté de 180 HB dans son état ferrito-perlitique. La composition chimique et les propriétés mécaniques de cet acier sont présentées dans le **tableau 2.1**.

Elément	C	Si	Mn	S	P	Ni	Cr	Mo	Cu	Al
Masse %	0,493	0,218	0,728	0,028	0,008	0,141	0,19	0,044	0,143	0,02

Tableau 2.1 : Composition chimique et propriétés mécaniques de l'acier AISI 1045

Les éprouvettes utilisées sont des cylindres pleins de longueur 500 mm et de diamètre 80 mm maintenues sur la machine en montage mixte (barre fixée sur le tour par un mandrin à trois mors concentriques d'un côté, et de l'autre côté par une contre-pointe).

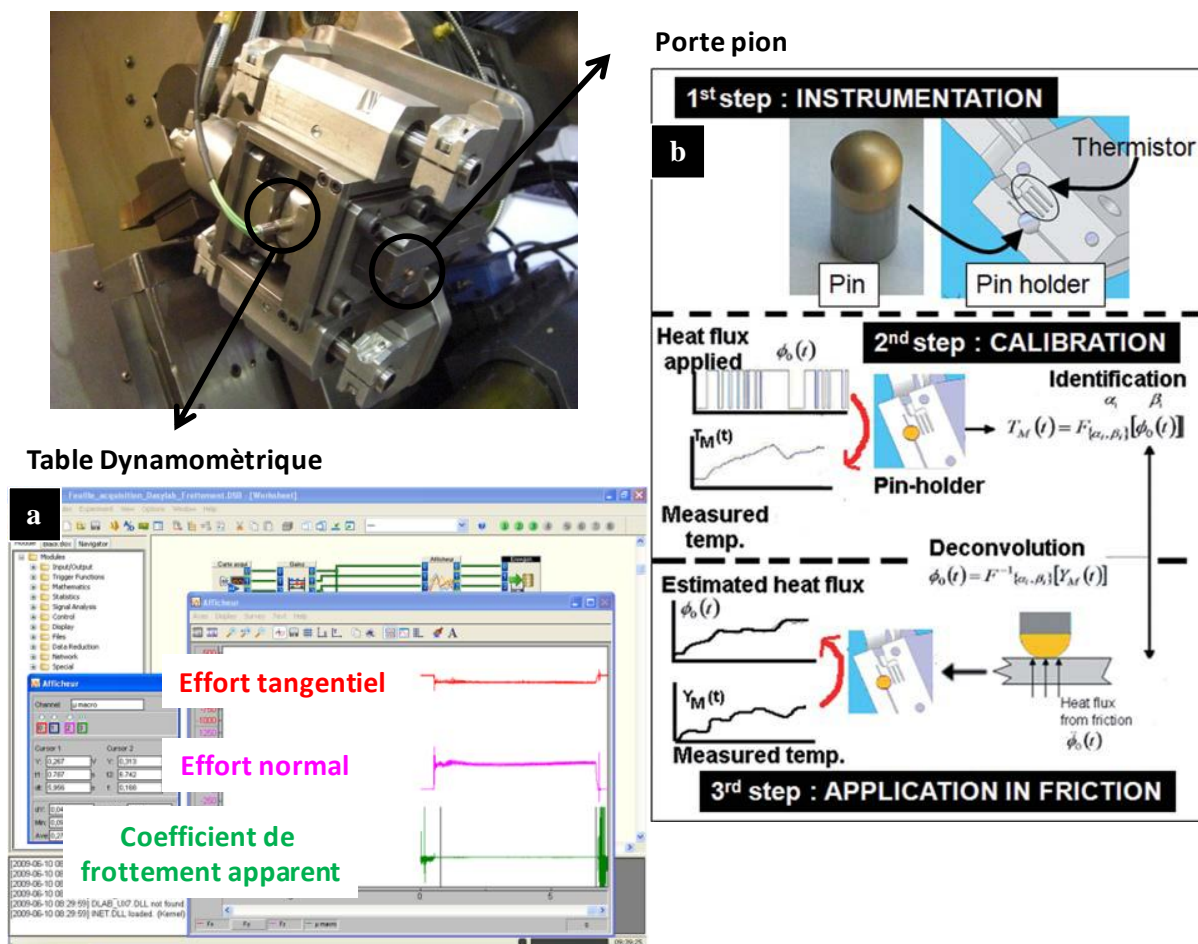


Figure 2.4 : Instrumentation du tribomètre.

Dans cette partie expérimentale, une nouvelle génération de pions a été utilisée par rapport à l'ancienne génération de pions utilisés dans les travaux précédents [Bonn-2008] [Zemz-2009] [Rech-2009]. Le diamètre de la partie cylindrique est fixé 8 mm. Le diamètre de la sphère peut varier de 9, 13 et 17 mm (**Figure 2.5**). Cette nouvelle conception des pions nous a permis d'utiliser un seul porte pion.

Durant tous les essais expérimentaux, ces nouveaux pions ont été choisis avec substrat en carbure de tungstène de grade H10F (Sandvik) (10 % de cobalt (Co) et 90 % de carbure de tungstène (WC)) et présentant un revêtement de type TiN déposé par voie physique : PVD (Physical Vapor Deposition) sur les têtes sphériques des pions.

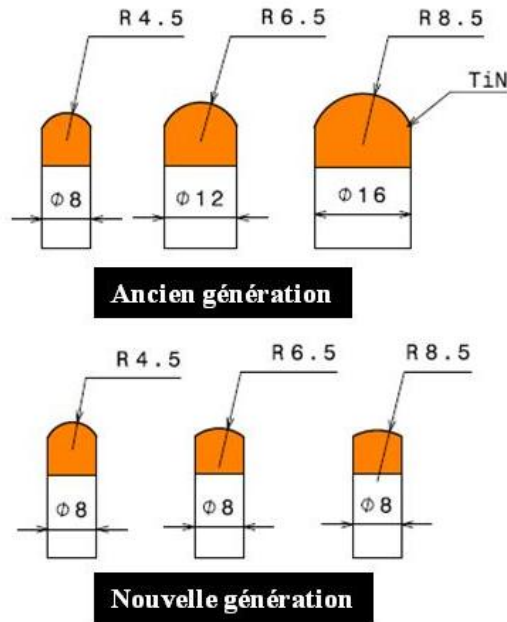


Figure 2.5. Conception des pions.

2.3.2. Choix des conditions de frottement

Compte tenu de l'amélioration apportée sur la nouvelle conception du tribomètre, ce dernier nous a permis de réaliser des essais de frottement à basse vitesse de frottement. En effet, on rappelle que la vitesse de frottement est variable le long du contact outil-pièce-copeau (Figure 2.6).

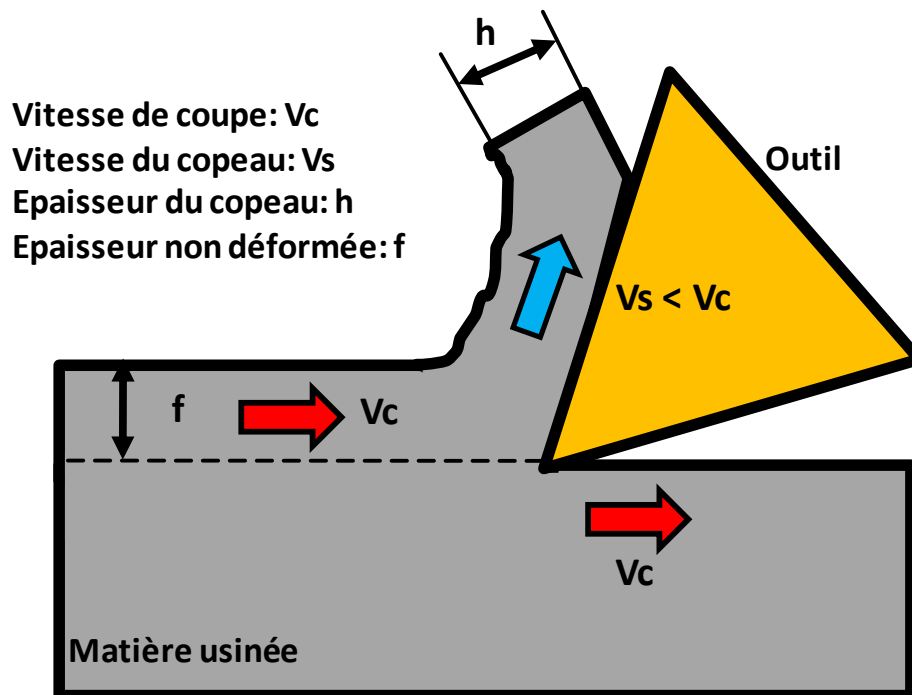


Figure 2.6. Vitesses de frottement aux interfaces pièce-outil-copeau.

Ainsi dans notre travail, la plage des vitesses choisie durant cette étude varie entre 5 et 300 m/min permettant ainsi de couvrir une large gamme de vitesse de frottement dans le but de comprendre le comportement tribologique aux différentes interfaces outil-pièce-copeau (Zone de Cisaillement Secondaire, Zone de Cisaillement Tertiaire et Zone de Dépouille).

Concernant la pression de contact, les travaux de thèse de Zemzemi [Zemz-2007] ont estimé la pression de contact aux interfaces outil-pièce-copeau entre des petites valeurs et 3 GPa. Des pions de diamètre 9, 13 et 17 mm (**Figure 2.5**) ont été utilisés pour avoir une variation de la pression de contact. L'estimation de la pression sera présentée dans le paragraphe 4.1.

2.4.Fidélité du dispositif expérimental

La fidélité du dispositif expérimental est une étape importante dans chaque travail expérimental. Durant les essais de frottement, chaque essai a été dupliqué trois fois dans les mêmes conditions. La **figure 2.7** montre un exemple des résultats de l'évolution temporelle du coefficient de frottement dans les conditions de frottement suivantes : vitesse de frottement de 10 m/min, effort normal de 1000 N et diamètre de pion de 9 mm. La **figure 2.7** montre aussi les résultats de flux de chaleur transmis vers le pion dans les mêmes conditions de frottement.

3. Etude de l'influence de la vitesse de frottement sur les paramètres mesurables

3.1. Influence de la vitesse de frottement sur le coefficient de frottement apparent

La première grandeur fournie par notre dispositif est le coefficient de frottement apparent (macroscopique). Le coefficient est défini comme étant le rapport entre l'effort tangentiel et l'effort normal.

$$\mu_{app-exp} = \frac{F_t}{F_n} \quad \text{Eq.2.1}$$

La **figure 2.8** montre que le frottement est fortement influencé par la vitesse de glissement. Ceci confirme qu'il n'est pas approprié de considérer que le coefficient de frottement est indépendant de la vitesse de frottement. Cependant, trois régimes de frottement peuvent être définis :

1. Régime 1 : $V_s \leq 60$ m/min, le coefficient de frottement apparent est constant. La valeur moyenne dans ce régime est $\mu_{app-exp} \approx 0.53$,

2. Régime 2 : $60 \leq V_s \leq 180$ m/min, l'influence de la vitesse de glissement est plus significative sur le coefficient de frottement apparent. En effet, ce coefficient de frottement passe de 0.53 à 0.24 dans cette plage de vitesses,
3. Régime 3 : $V_s \geq 180$ m/min, le coefficient de frottement apparent n'est pas affecté par la variation de la vitesse de frottement, $\mu_{app-exp} \approx 0.23$.

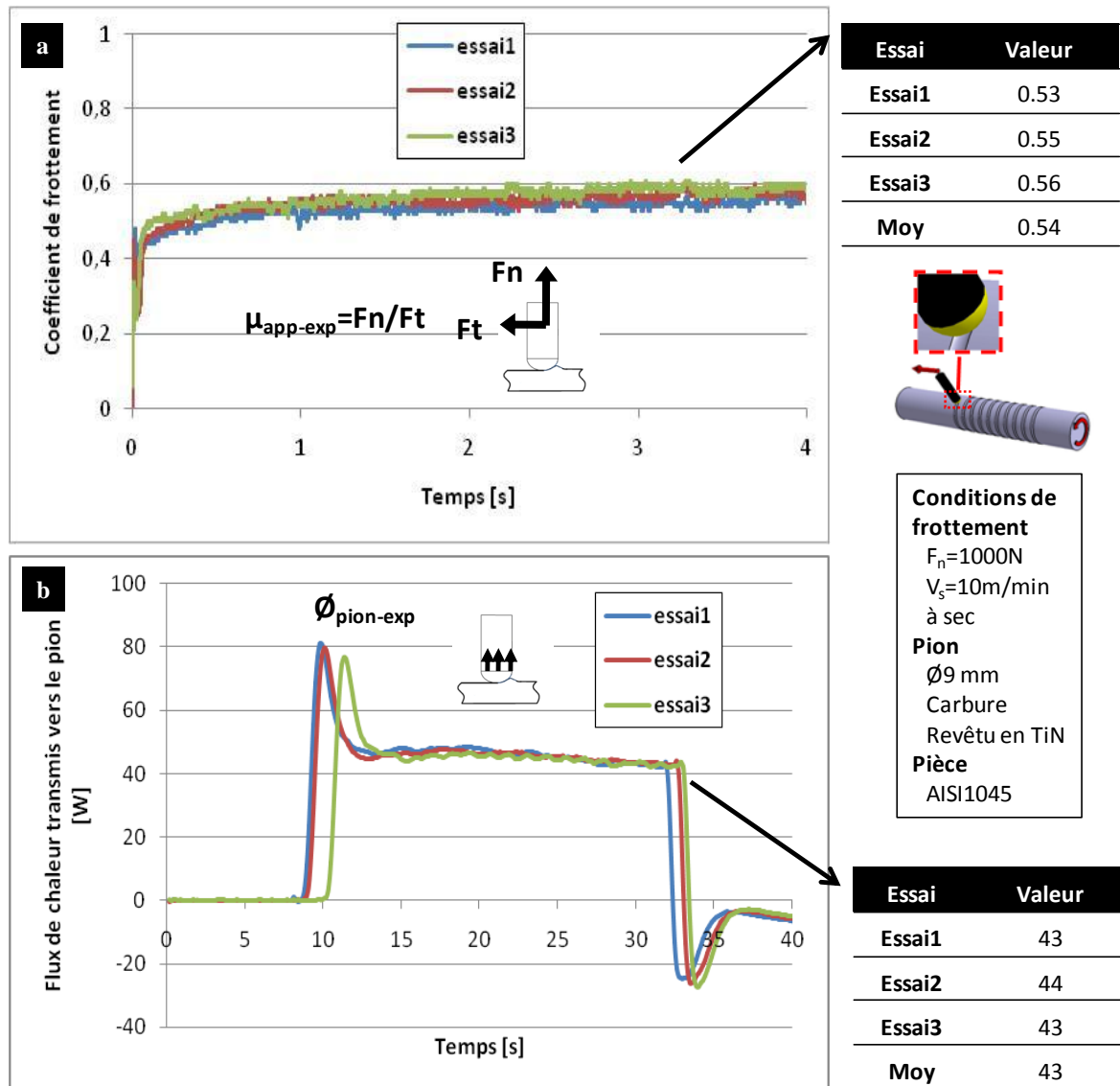


Figure 2.7 : Exemple des résultats de coefficient de frottement apparent (a) et de flux de chaleur transmis vers le pion (b)

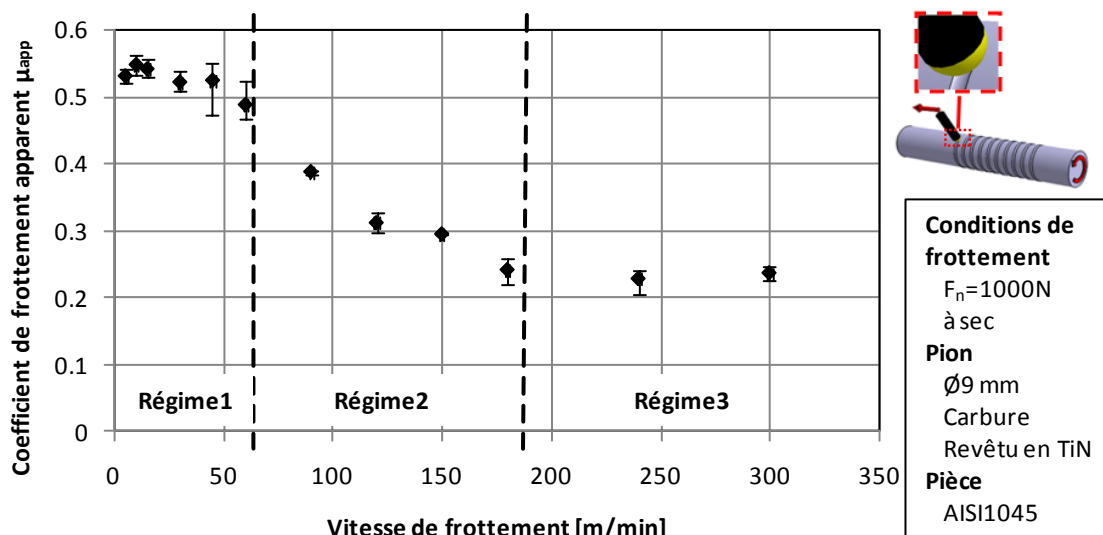


Figure 2.8 : Influence de la vitesse de frottement sur le coefficient de frottement apparent

La tendance de l'évolution du coefficient de frottement apparent peut être expliquée par un adoucissement thermique dû à une élévation de la température dans le changement brutale ($60 \rightarrow 180$ m/min) (régime 2), suivi par un frottement de type fluide (acier à l'état pâteux) (régime 3). Dans le présent travail, l'originalité de ce tribomètre consiste en la caractérisation des comportements en frottement dans le premier régime ($V_s \leq 60$ m/min) (régime 1).

3.2. Influence de la vitesse de frottement sur le flux de chaleur transmis

La deuxième grandeur mesurée pendant ces essais de frottement est le flux de chaleur transmis vers le pion. L'évolution du flux de chaleur en fonction de la vitesse de frottement est représentée sur la **Figure 2.9**. Il s'avère que le flux de chaleur augmente avec la vitesse de frottement. Cela semble logique car il y a plus d'énergie qui est dissipée et qui doit être transmise.

Il est également clair dans le **Figure 2.9** que les trois régimes observés précédemment sont encore observables :

1. Dans le premier régime ($V_s \leq 60$ m/min), le flux de chaleur transmis vers le pion augmente d'une manière significative en fonction de la vitesse de frottement. ($\Phi_{pion-exp} \approx 25 \rightarrow 95$ W).
2. Dans le deuxième régime ($60 \leq V_s \leq 180$ m/min), ce flux de chaleur demeure constant. La valeur moyenne dans ce régime est $\Phi_{pion-exp} \approx 95$ W.

3. Dans le troisième régime ($V_s > 180$ m/min), le flux de chaleur transmis vers le pion au cours d'un essai de frottement augmente de nouveau pour atteindre une valeur de $\Phi_{pion} \approx 122$ W pour une vitesse de frottement $V_s = 300$ m/min.

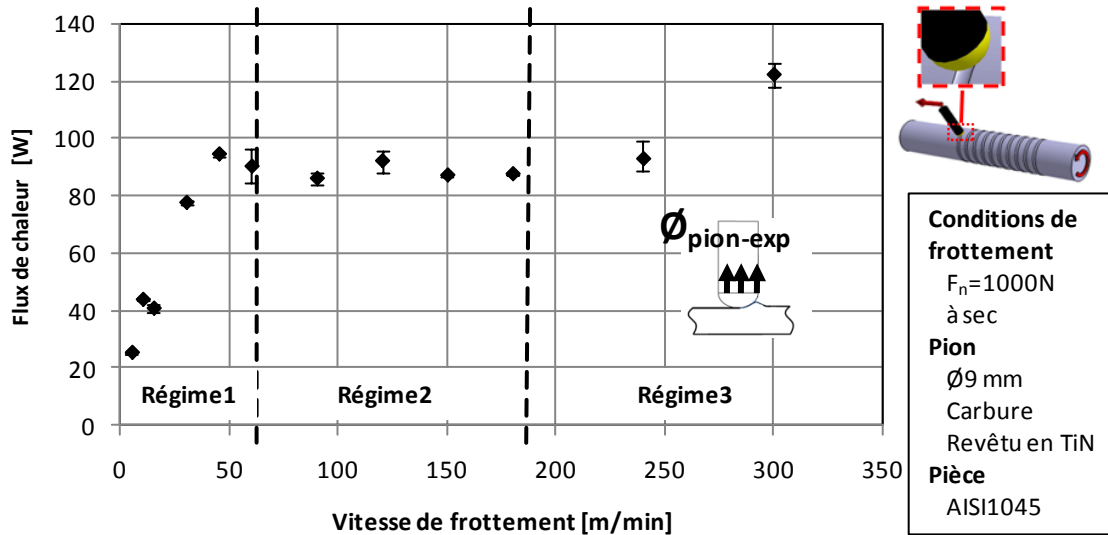


Figure 2.9 : Influence de la vitesse de frottement sur le flux de chaleur transmis vers le pion

3.3. Influence de la vitesse de frottement sur la répartition du flux de chaleur

Quand le pion frotte sur la pièce, l'énergie dissipée provient de deux sources: l'énergie de frottement et l'énergie créée par la déformation plastique de la pièce. Cette dernière est négligée d'après Challen [chal-1979]. Donc, l'intégralité de l'énergie dissipée par frottement est convertie en chaleur et que la vitesse locale de glissement est homogène sur toute la zone de contact. Celle-ci est d'ailleurs considérée égale à la vitesse de frottement. Par conséquent, la quantité de la chaleur, dissipée aux interfaces pion-pièce pendant l'essai de frottement, peut être estimée par l'énergie de frottement qui est déterminée par l'équation qui suit.

$$\Phi_{tot} = \tau_{app-exp} \times F_n \times V_s \quad \text{Eq.2.2}$$

Cette quantité de chaleur va diffuser vers la pièce $\Phi_{pièce-exp}$ et vers le pion $\Phi_{pion-exp}$, en négligeant la quantité de chaleur dissipée dans à l'extérieur.

La **figure 2.10** montre la quantité de flux de chaleur transmis vers le pion et celle transmis vers la pièce. La quantité de chaleur transmise vers la pièce augmente avec l'augmentation de la vitesse de frottement.

Dans ce contexte, un coefficient de partage de chaleur peut être déterminé par l'équation **Eq.2.3**:

$$\alpha_{exp} = \frac{\phi_{pion-exp}}{\phi_{tot}} \quad \text{Eq.2.3}$$

α_{exp} % est la part de la chaleur qui va diffuser vers le pion, alors que la pièce va absorber $(1-\alpha_{exp}=\beta)$ % de cette chaleur.

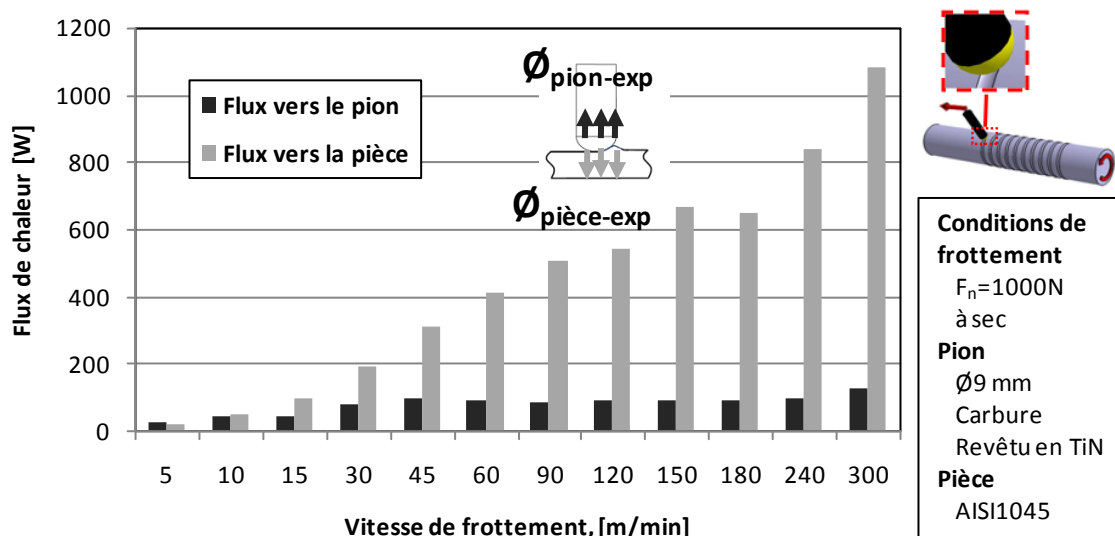


Figure 2.10 : Quantités des flux de chaleur transmises vers le pion et vers la pièce

Théoriquement, ce coefficient de partage de chaleur α dépend de l'effusivité des matériaux en contact [Bonn-2008a] [Abde-1999] [Broc-209], qui représente sa capacité à échanger de l'énergie thermique avec son environnement, sous de très faibles vitesses de frottement (quelques mm/s). L'évolution du coefficient de partage en fonction de la vitesse de frottement est présentée dans la **figure 2.11**. Cette figure montre que ce coefficient de partage est fortement influencé par la vitesse de frottement

Deux régimes peuvent être ainsi distingués :

- Pour des vitesses de frottement inférieures à 1m/s : Le coefficient de partage peut dépasser les 50%. Ainsi, la quantité de chaleur transmise vers le pion est de même ordre que celle transmise vers la pièce en régime quasi-statique. Le coefficient de partage de chaleur subit un décrochement et diminue d'une manière significative.

Pour les faibles vitesses, dans le régime statique, le coefficient de partage de chaleur est de l'ordre de 50%. Ces résultats sont en accord avec des différents modèles définissant ce coefficient dans le régime statique comme étant le rapport entre l'effusivité (ϵ) des matériaux en contact [Bonn-2008a] [Abde-1999], équation **Eq.2.4**, et le modèle développé par Denape et Laraqi [Dena-2000], équation **Eq.2.5**.

$$\bullet \alpha = \frac{\epsilon_{pion}}{\epsilon_{pièce} + \epsilon_{pion}} = \frac{\sqrt{\lambda_{pion} \rho_{pion} C_{pion}}}{\sqrt{\lambda_{pièce} \rho_{pièce} C_{pièce}} + \sqrt{\lambda_{pion} \rho_{pion} C_{pion}}} = 47.7\% \quad \text{Eq.2.4}$$

$$\bullet \alpha = \left(1 + \frac{\lambda_{pièce}}{\lambda_{pion}}\right)^{-1} = 48.6\% \quad \text{Eq.2.5}$$

Avec: $\lambda_{pion} = 44.6 \text{ (W.}^\circ\text{C}^{-1}.\text{m}^{-1})$ Conductivité thermique du pion à température ambiante,
 $\rho_{pion} = 12800 \text{ (Kg.m}^{-3})$ Masse volumique du pion à température ambiante,
 $C_{pion} = 226 \text{ (J.Kg}^{-1}.\text{}^\circ\text{C}^{-1})$ Chaleur spécifique du pion à température ambiante,
 $\lambda_{pièce} = 47 \text{ (W.}^\circ\text{C}^{-1}.\text{m}^{-1})$ Conductivité thermique de la pièce à température ambiante,

$\rho_{pièce} = 7800 \text{ (Kg.m}^{-3})$ Masse volumique de la pièce température ambiante,
 $C_{pièce} = 423 \text{ (J.Kg}^{-1}.\text{}^\circ\text{C}^{-1})$ Chaleur spécifique de la pièce à température ambiante,

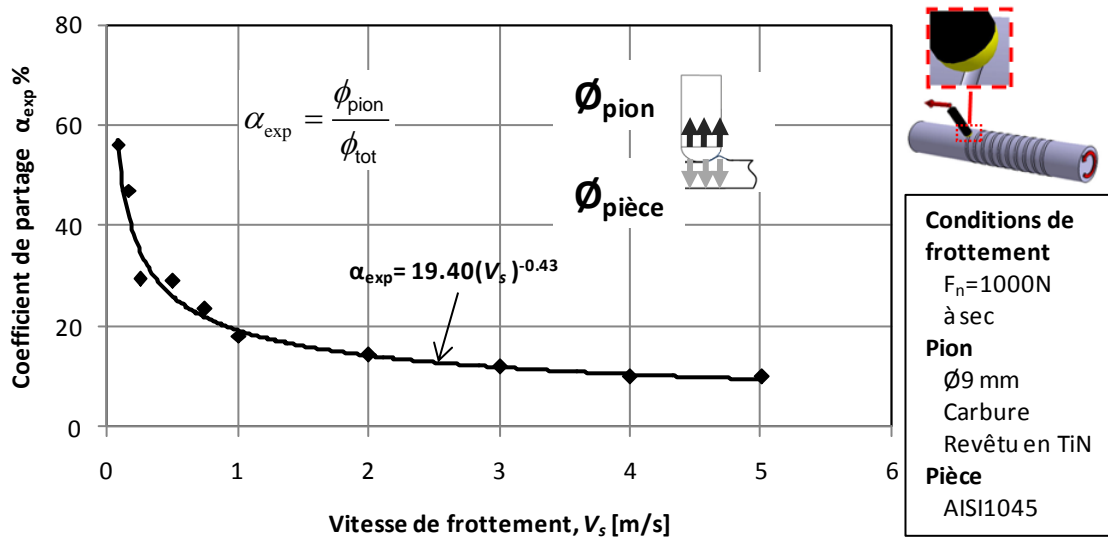


Figure 2.12 : Evolution du coefficient de partage du flux de chaleur en fonction de la vitesse de frottement.

- Pour des vitesses de frottement supérieures à 60 m/min : le coefficient de partage de chaleur diminue lentement en fonction de la vitesse de frottement. Il passe de 20%

pour une vitesse de 1 m/s à 10% pour une vitesse de 5 m/s. Ce pourcentage est cohérent avec de le pourcentage de la quantité de chaleur de frottement transmise (généralement $\approx 15\%$) vers l'outil pendant une opération d'usinage [Grze-2008].

Suite à ces résultats expérimentaux (**Figure 2.11**), un coefficient de partage de chaleur expérimental α_{exp} peut être estimé via l'équation **Eq.2.6**.

$$\alpha_{exp} \% = 19.40 (V_s)^{-0.43} \quad \text{Eq.2.6}$$

Avec V_s vitesse de frottement exprimée en mètre par seconde [m/s].

En augmentant la vitesse de frottement correspondant au régime dynamique, le coefficient de frottement diminue avec la vitesse de frottement. Ce résultat est en accord avec des coefficients dynamiques de partage de chaleur déterminés dans la bibliographie (**Figure 2.12**), tels que le modèle développé par Denape et Laraqi [Dena-2000] (équation **Eq.2.7**) et le modèle développé par Vergne [Verg-2001] (équation **Eq.2.8**).

$$\alpha = \frac{\lambda_{pion}}{\lambda_{pion} + 0.5\lambda_{pi\grave{e}ce} \sqrt{\pi Pe}} \quad \text{Eq.2.7}$$

$$\alpha = \left(1 + \left(\frac{\lambda_{pi\grave{e}ce}}{\lambda_{pion}}\right) (0.62\sqrt{Pe})\right)^{-1} \quad \text{Eq.2.8}$$

$$\text{Avec } Pe = \frac{l \cdot \rho_{pion} \cdot C_{pion} \cdot V_s}{4\lambda_{pion}} \quad \text{Eq.2.9}$$

Avec: Pe : Nombre de Peclet,

l : Largeur des sillons [m],

V_s : Vitesse de frottement [m/s].

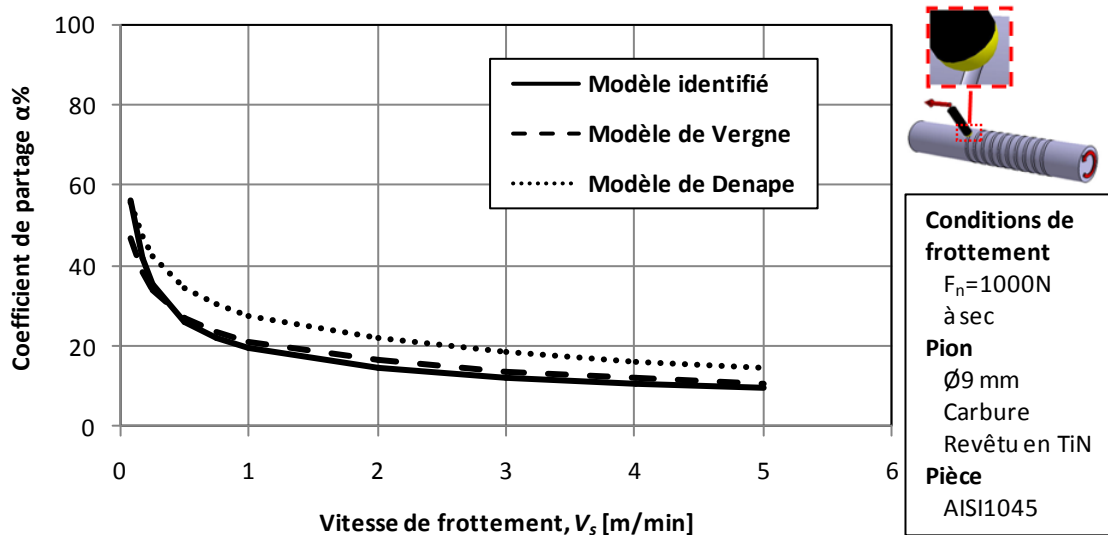


Figure 2.12: Evolution de coefficient de partage de chaleur

3.4. Influence de la vitesse de frottement sur les phénomènes tribologiques observés

3.4.1. Observations microscopiques des pions et des sillons

La troisième grandeur fournie à travers ces essais de frottement concerne les observations microscopiques des pions et de la pièce. Plusieurs observations sur les pions ainsi que les sillons après passage du pion sur la pièce ont été effectuées en utilisant une loupe binoculaire, **Figure 2.13**.

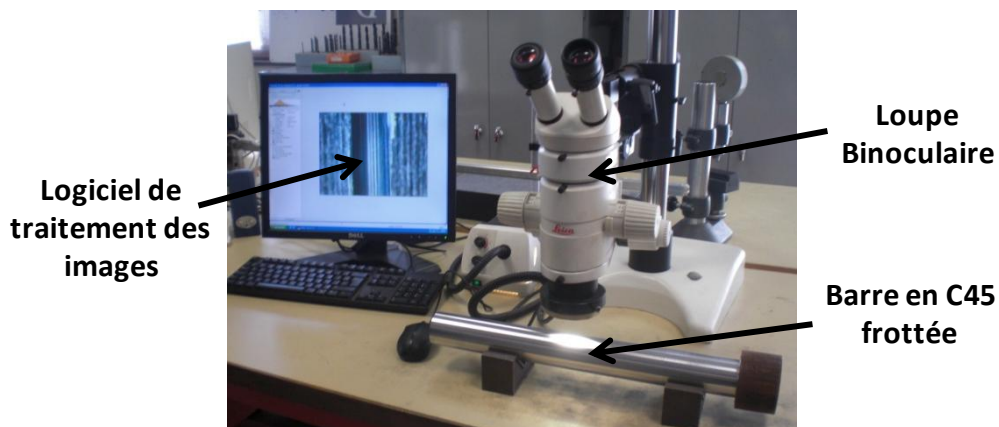


Figure 2.13 : Microscope optique-Loupe Binoculaire

Le but de ces observations est de mieux comprendre les phénomènes tribologiques aux interfaces pion-pièce. Ces observations (**Figure 2.14**) montrent que les comportements tribologiques subissent des changements en fonction de la vitesse de frottement.

Il est remarqué que pour les faibles vitesses de frottement ($5 \leq V_s \leq 30$ m/min), les pions présentent une couche adhésive dans la zone de contact. Il est noté aussi que les sillons laissés après le passage du pion sur la pièce sont nets (sans des bourrelets latéraux), **Figure 2.14**.

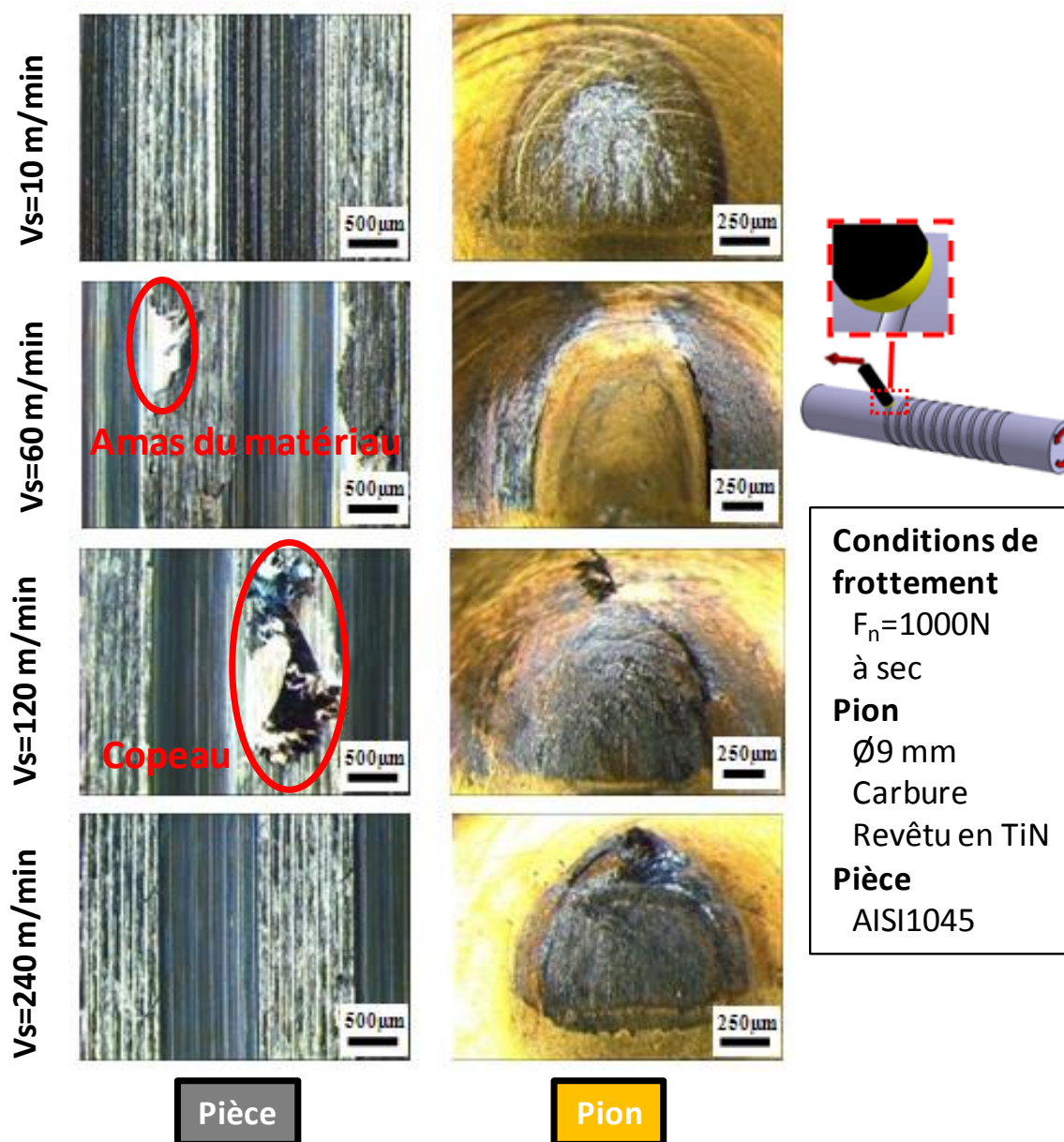


Figure 2.14 : Observations microscopiques des pions et des sillons laissés sur la pièce pour différentes vitesses de frottement

Pour des vitesses moyennes ($45 \leq V_s \leq 90$ m/min), cette couche adhésive sur les pions a disparu. Alors qu'une couche adhésive est apparue aux bords de la zone de contact sur le pion. Et il est aussi remarqué que les sillons sont entourés par de petits amas du matériau. Ces amas sont formés sous l'action du phénomène d'adhésion de la matière sur le pion puis ils

sont détachés des pions à cause de l'écoulement de la matière. Ces amas du matériau tendent à disparaître en augmentant la vitesse de frottement. A partir d'une vitesse de 120 m/min, des micro-copeaux ont été observés sur la pièce, **Figure 2.14**.

En frottant avec une vitesse plus élevée, le phénomène d'amas latéraux a disparu ce qui explique le déplacement facile des pions dans cette gamme des vitesses de frottement. Une couche adhésive apparaît de nouveau dans la zone de contact sur les pions **Figure 2.14**.

Les résultats présentés dans le paragraphe précédent ont été confirmés par des analyses des profils des sillons après le passage des pions. En effet, les profils des sillons ont été mesurés sur un profilomètre à contact avec un stylet de rayon 2 μm et d'angle 60°. Ces profils montrent bien, à très basses et grandes vitesses, que les sillons sont nets. Il est également clair que, pour des vitesses moyennes, des amas latéraux de matériau existent aux bords des sillons (**Figure 2.15 et 2.16**).

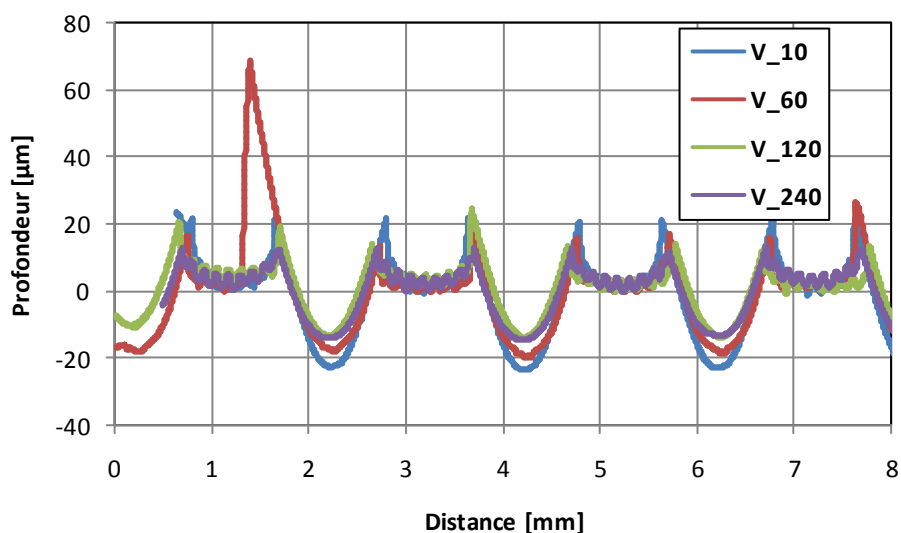


Figure 2.15 : Profils bidimensionnels de la pièce après le passage des pions

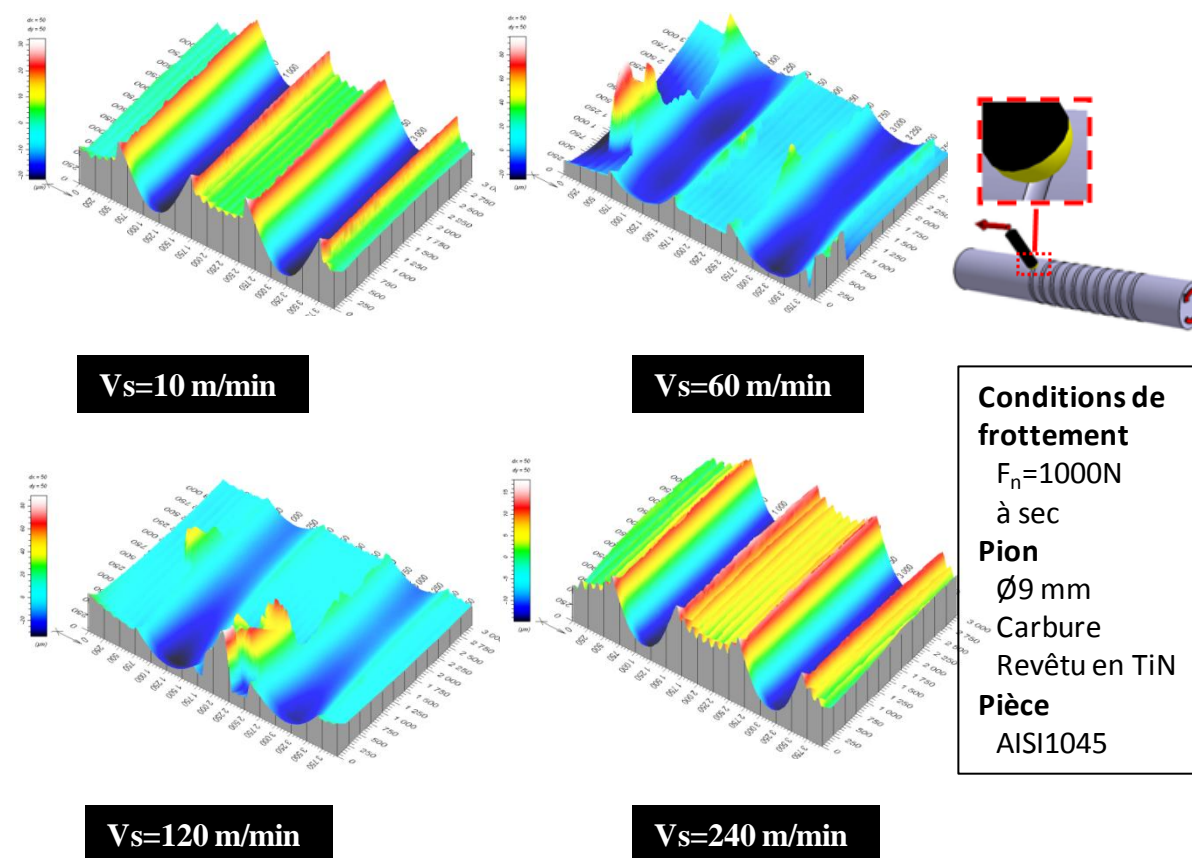


Figure 2.16 : Topographie de la pièce après le passage des pions

3.4.2. Observations des pions au MEB couplé à un EDS

Pour mieux comprendre les phénomènes tribologiques aux interfaces pion-pièce, des analyses au Microscope Electronique à Balayage (MEB), **Figure 2.17**, et analyse EDX ont été faites sur des pions avec différentes vitesses de frottement.

La **figure 2.18** montre des observations des pions (surface de contact pion-pièce). Elle présente l'état initial du pion avant un test de frottement et trois pions qui ont été utilisés pour différentes vitesses de frottement. Ces pions ont été pris après leurs passages sur la pièce dans les mêmes conditions de frottement (effort normal, vitesse d'avance, ...), seulement la vitesse de frottement a été changée. Ces observations montrent l'apparition des amas latéraux qui adhèrent sur la zone de contact de pion. Pour connaître la composition de ces amas, il est nécessaire de procéder à une analyse chimique sous MEB. En effet, les analyses chimiques permettant de mettre en évidence l'existence de fer sur le pion en utilisant la sonde EDX confirment les résultats précédents, **Figure 2.19**. Une couche adhésive de fer existe sur la zone de contact des pions pour les faibles et les grandes vitesses de frottement.

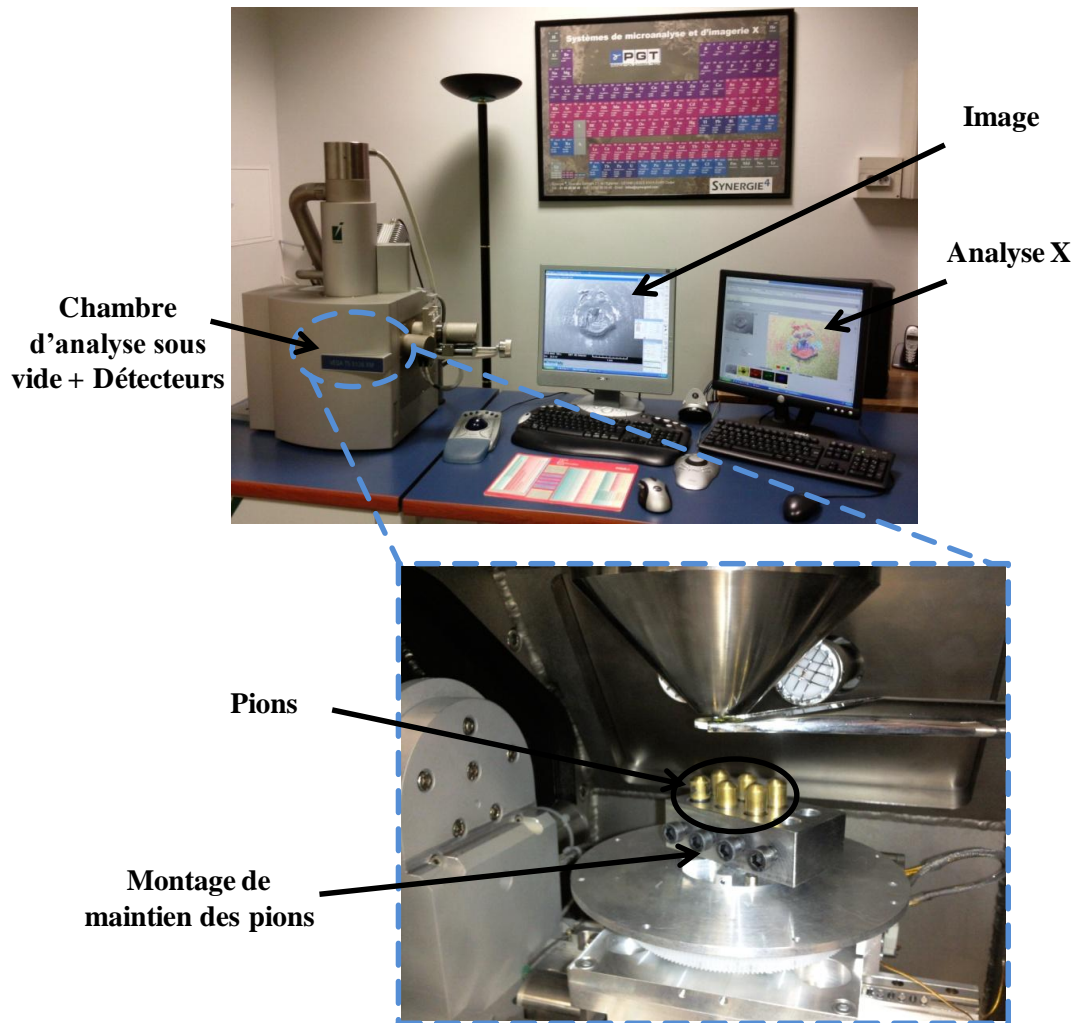


Figure 2.17 : Microscope Electronique à Balayage-MEB

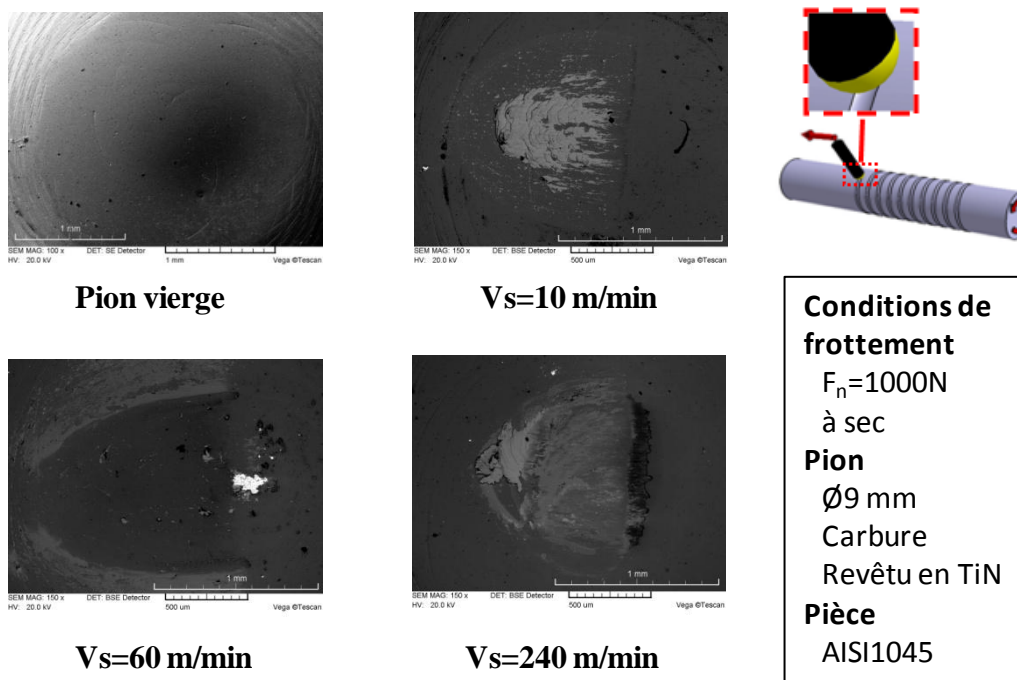


Figure 2.18 : Observations des pions obtenus au MEB

Alors que, pour les vitesses moyennes, le fer adhère sur les bords de la zone de contact pion-pièce. A partir des observations microscopiques (**Figure 2.19**), la couche adhésive observée pour les grandes vitesses de frottement a une couleur différente de celle observée à basse vitesse. Ceci peut être expliqué par la présence d'oxyde de fer pour les vitesses élevées.

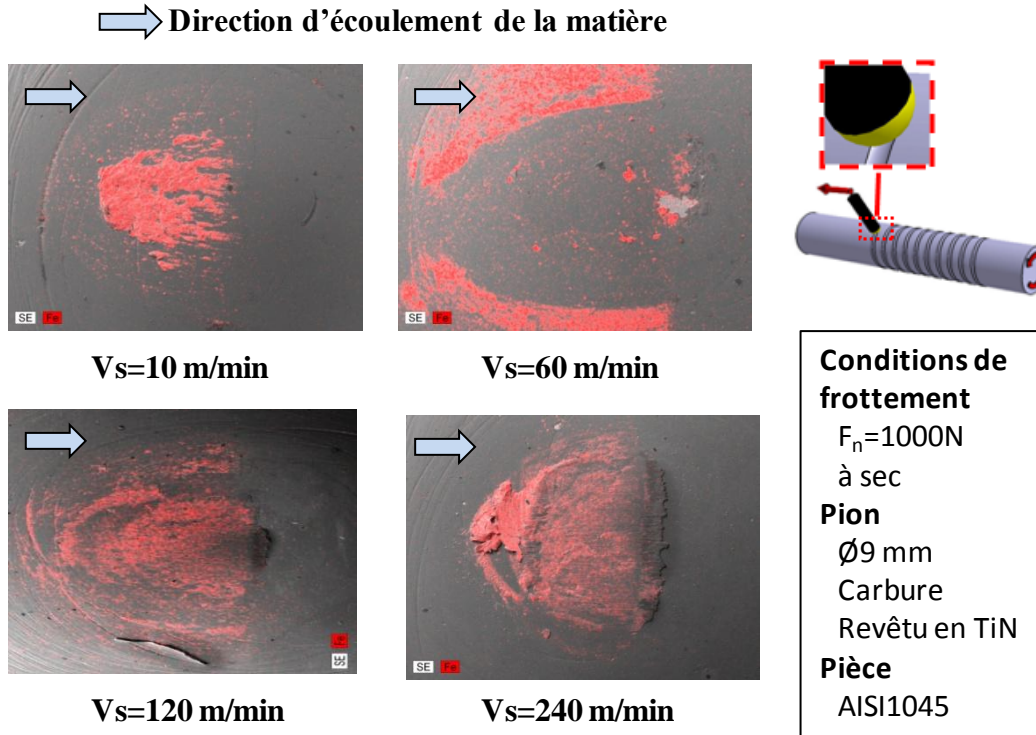


Figure 2.19 : Analyse chimique de fer sur les pions

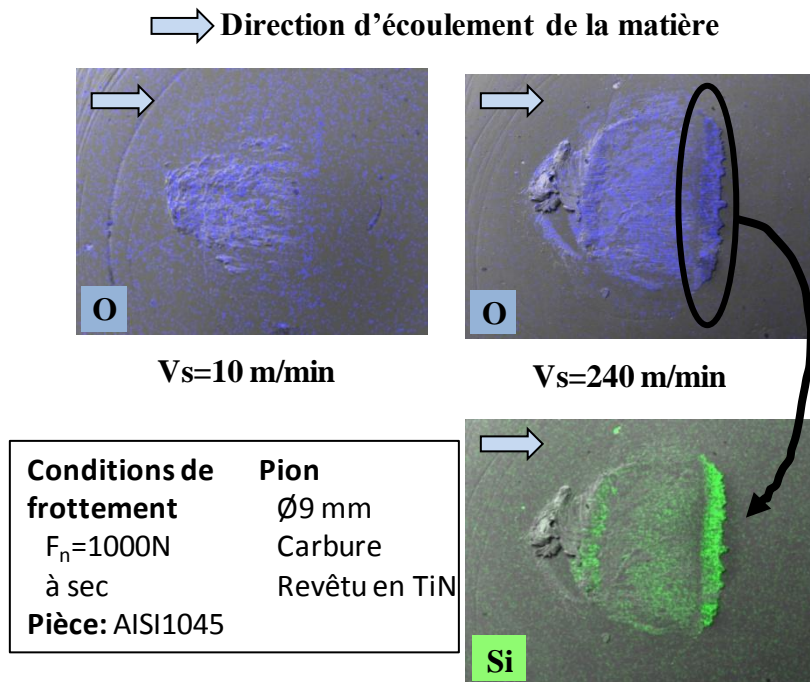


Figure 2.20 : Analyse chimique d'Oxygène et de Silicium sur les pions

Dans ce contexte, des analyses chimiques en oxygène ont été faites, **Figure 2.21**. Ces observations montrent que la présence d'oxygène pour les grandes vitesses (240 m/min) est plus dense que celle observée à basses vitesses (10 m/min). La répartition d'oxygène montre qu'il existe des zones, à la fin de la surface du contact pion-pièce qui présentent du Silicium (en vert dans la **figure 2.20**). Le Silicium est un élément chimique dans la composition chimique de l'acier C45.

3.5. Etude métallographique

Les résultats obtenus précédemment nous permettent de comprendre les phénomènes tribologiques aux interfaces pion-pièce tels que la diminution et l'augmentation du coefficient de frottement apparent ainsi que l'apparition et la disparition de phénomène d'adhésion du fer sur les pions, et par conséquent, les phénomènes tribologiques aux interfaces outil copeau et aux interfaces outil-pièce. Mais malheureusement ces résultats n'ont pas pu expliquer la tendance de l'évolution du coefficient de frottement apparent présenté dans la **figure 2.9**. Dans ce contexte une étude à l'échelle microscopique a été menée afin de mieux analyser et comprendre ce phénomène. Cette partie consiste en une étude métallographique. Des échantillons de la pièce ont été pris après le passage des pions avec différentes vitesses de frottement.

La préparation des échantillons consiste essentiellement en quatre étapes : Tronçonnage, enrobage, polissage et attaque chimique, **Figure 2.21**.

Une fois ces étapes effectuées, des observations ont été faites sur des échantillons pris de la pièce après des essais de frottement avec des vitesses de frottement de 10, 60, 120 et 240 m/min. De plus, des observations ont été faites sur un échantillon vierge qui présente la référence dans cette partie d'étude (état initial de l'acier C45).

3.5.1. Transformations métallographiques

La **figure 2.22** présente aussi l'état initial de l'acier C45 dont la microstructure est ferrito-perlitique.

La **figure 2.23** présente des observations microscopiques des sillons sur la pièce après le passage des pions avec les vitesses de frottement étudiées dans cette partie. Cette figure montre que l'état initial de la pièce a changé. L'analyse de ces micrographies nous a permis d'étudier, en premier lieu, l'évolution des bourrelets en fonction de la vitesse de frottement. Et

en deuxième lieu, ces micrographies nous ont permis d'étudier le changement de structure de la pièce frottée.

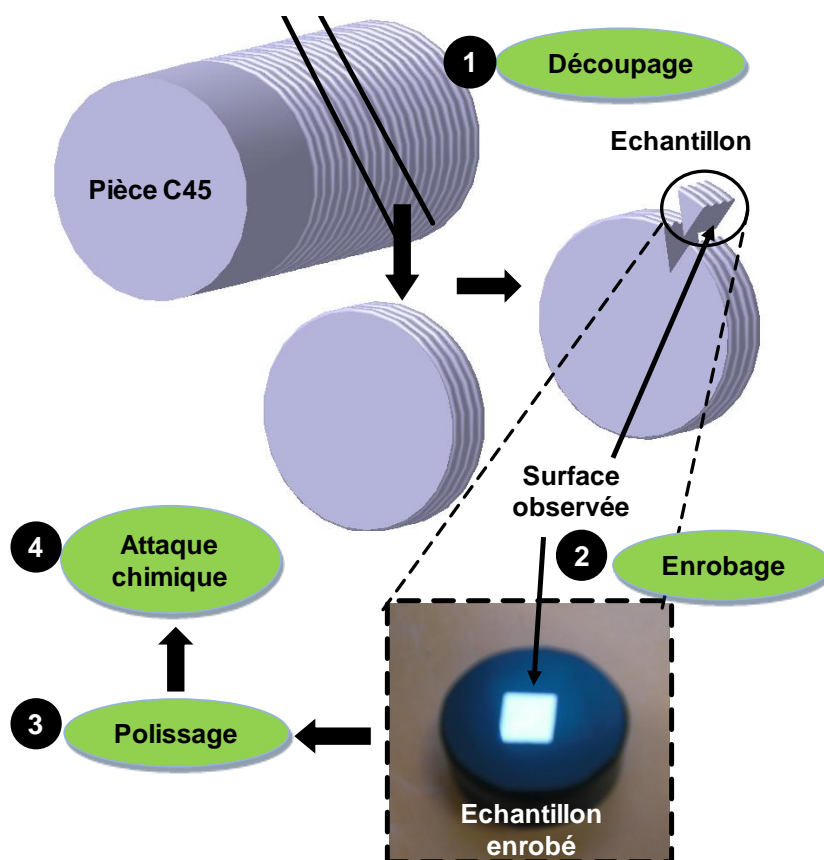


Figure 2.21 : Etape de coupe métallographique

Les premières observations ont été faites sur l'évolution des bourrelets en fonction de la vitesse de frottement. Les micrographies présentées dans la **figure 2.23** confirment les résultats obtenus soit par le microscope (Loupe Binoculaire) soit par le profilomètre. Il est clair que les sillons, observés après le passage du pion avec une vitesse de frottement de 10 et 240 m/min, sont nets. Pour une vitesse de frottement de 60 m/min ; les analyses ont confirmé l'existence des amas de matière qui sont totalement attachés et que ces amas commencent à se détacher en augmentant la vitesse de frottement (120 m/min).

Après le passage du pion, les analyses ont montré un changement de la microstructure. La **figure 2.23** présente des zooms au milieu des sillons. En effet, deux phénomènes ont été rencontrés.

Le premier est pour les basses vitesses de frottement, le processus de recristallisation s'est enclenché, menant à un raffinement de la microstructure. La taille de grain a été changée par

rapport de la taille de grain initial de l'acier C45 (plus petite) présentée dans la **figure 2.22**. Ceci est la conséquence de grandes déformations.

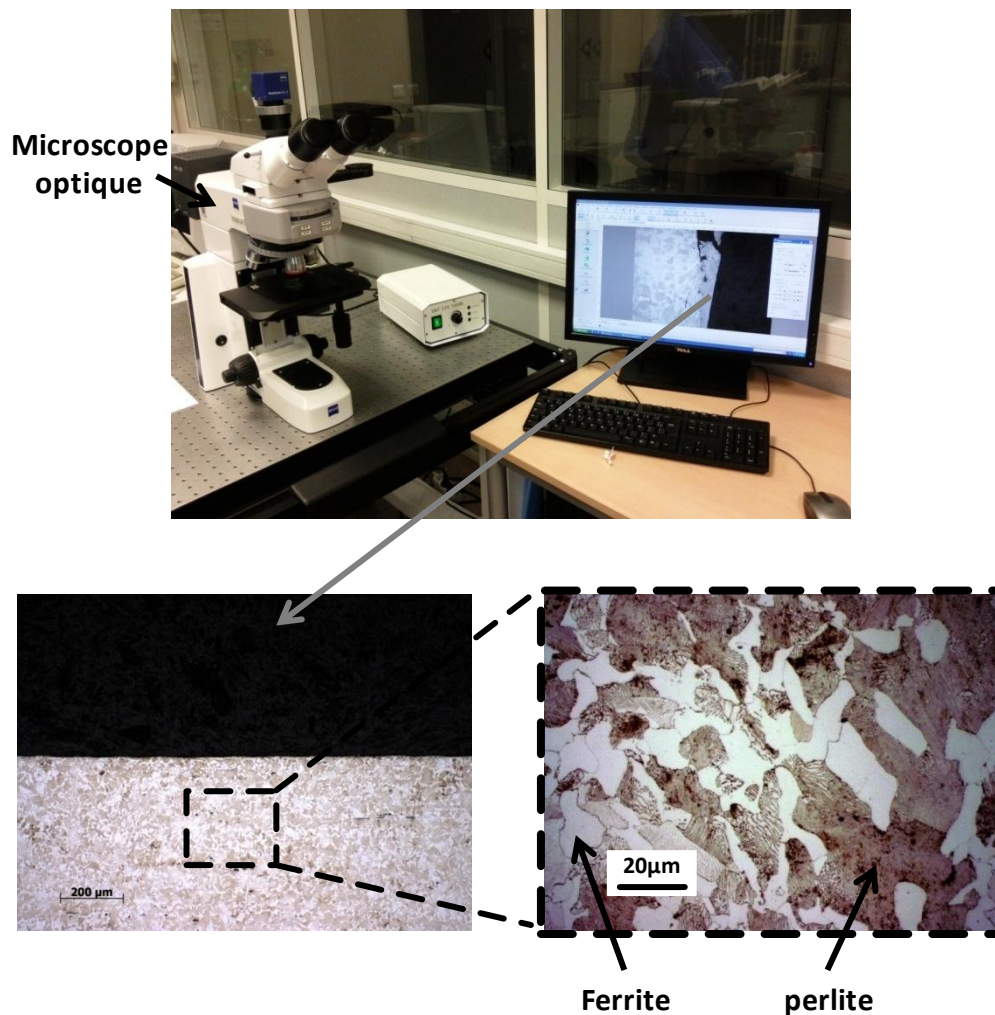


Figure 2.22: L'acier C45 à l'état initial

Le deuxième phénomène est observé en augmentant la vitesse de frottement. Des bandes blanches, qui ont une couleur et une structure différentes de l'état initial de l'acier, sont observées au niveau de la couche superficielle de la pièce frottée. Dans l'usinage des métaux, ces bandes sont dénommées « Couche Blanche ». Plusieurs travaux [Poul-2005] [Bosh-2006], [Han-2008] ont étudié l'apparition de cette couche blanche sur la pièce en C45 et ont montré l'influence de la vitesse de coupe et de l'usure en dépouille sur l'évolution de la couche blanche.

La microstructure de la pièce frottée par les pions et la présence de la couche blanche (**figure 2.23**) sont similaires à celle observée dans le cas de l'usinage à l'outil coupant de l'acier C45

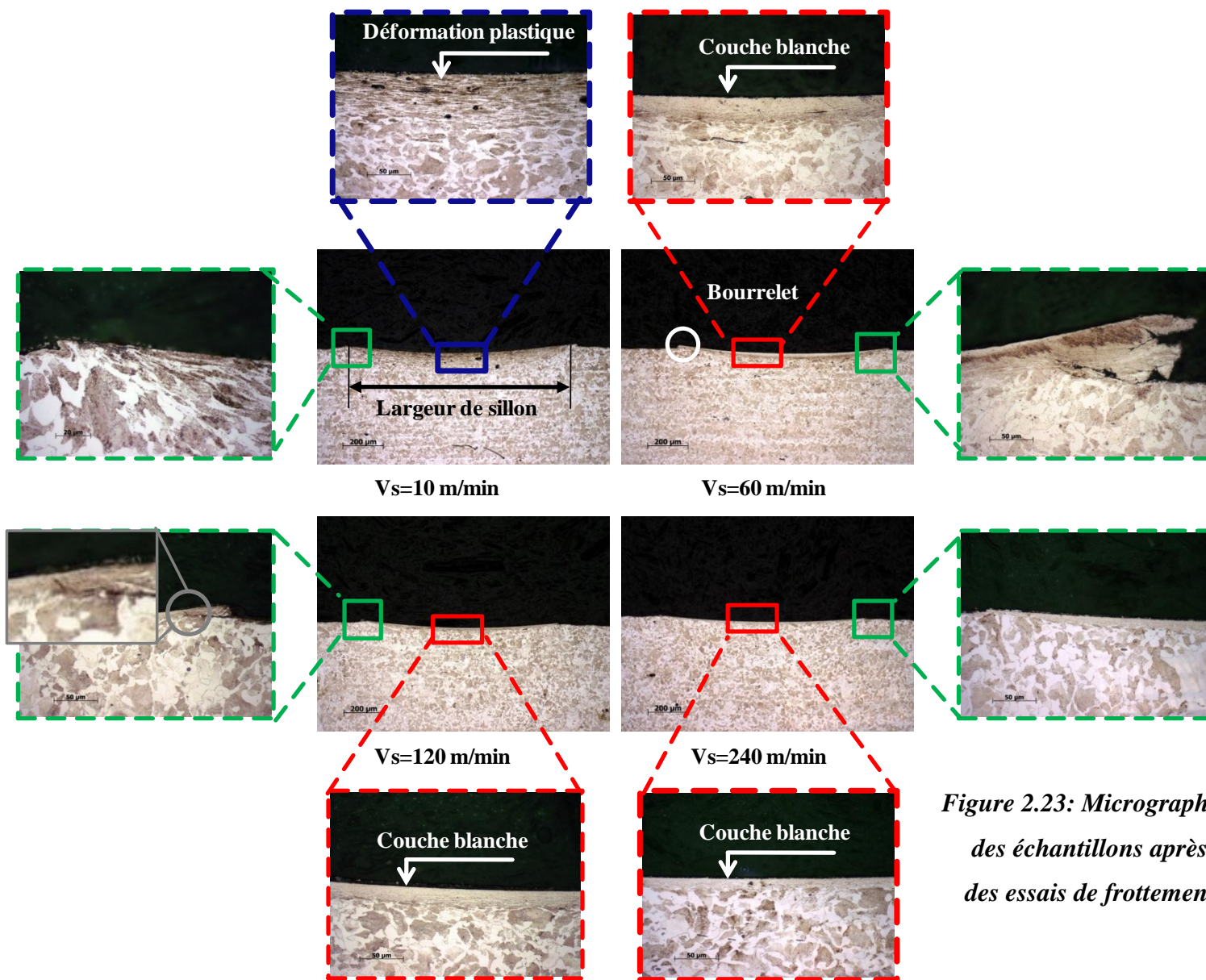


Figure 2.23: Micrographies des échantillons après des essais de frottement

[Han-2008]. La **figure 2.24** illustre des observations microscopiques de la pièce en acier C45 après une opération de coupe orthogonale à différentes vitesses de coupe V_c et différentes usures de dépouille VB .

Plusieurs raisons donnent la formation de cette couche blanche. Parmi ces raisons, on cite l'augmentation de la température dans la surface superficielle de la pièce en augmentant la vitesse de frottement. La température obtenue est supérieure à la température de transformation de phase : Ferrite (α) \rightarrow Austénite (A), et par conséquent, la formation de l'austénite, selon le diagramme d'équilibre Fe-C. Cette constatation est confirmée par le fait que de Ferrite et de Perlite ont été obtenus sur la surface superficielle de la pièce frottée avec des basses vitesses de frottement, où la température est insuffisante pour déclencher la transformation de phase (Ferrite (α) \rightarrow Austénite (A)).

L'augmentation de la température est suivie par un refroidissement rapide avec l'environnement et avec le reste de la pièce (partie de la pièce non chauffée). Ce refroidissement conduit à des transformations produites à la surface superficielle qui sont connues telle que la transformation martensitique, Austénite (A) \rightarrow Martensite (M), selon le diagramme TTT. De plus l'augmentation de la température accroît aussi la possibilité d'avoir des réactions chimiques qui se produisent avec l'environnement.

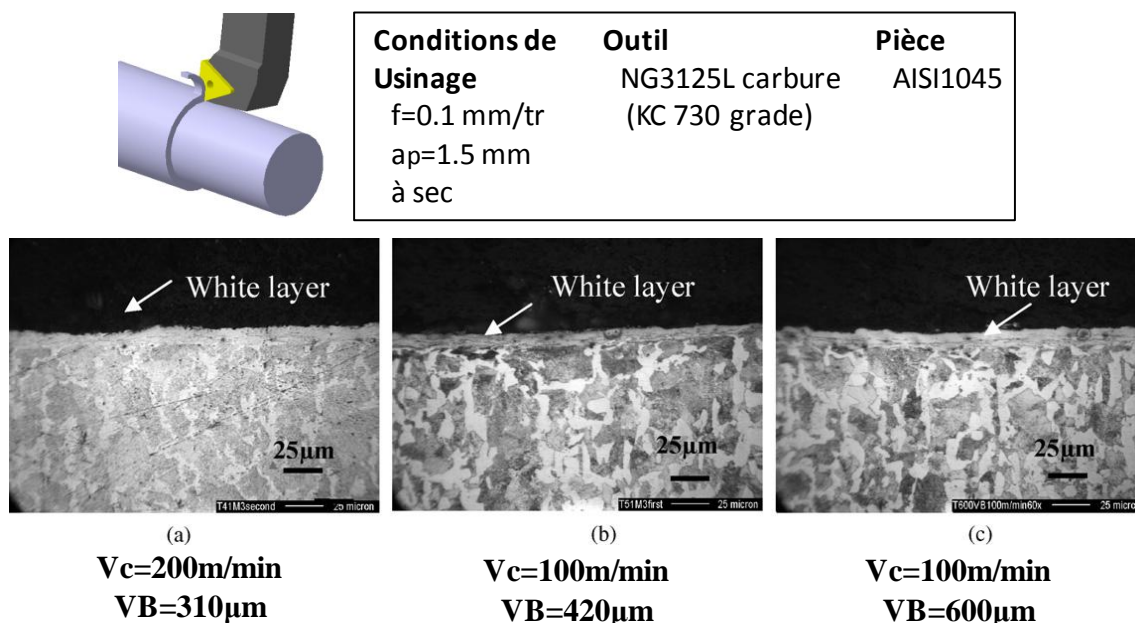


Figure 2.24: Micrographies des couches blanches lors de l'usinage [Han-2008]

Lors de l'analyse de ces observations microscopiques, l'épaisseur de la couche blanche varie d'une vitesse à une autre. La **figure 2.25** présente l'épaisseur de la couche affectée (la couche déformée plastiquement pour la vitesse de frottement de 10 m/min et la couche blanche pour les autres vitesses).

Les résultats obtenus montrent que l'épaisseur de la couche blanche diminue en augmentant la vitesse de frottement. Des résultats similaires sont obtenus lors de l'usinage d'un acier trempé à 54-56 HRC [Bosh-2006]. Parmi les raisons de la diminution de l'épaisseur de la couche blanche, l'augmentation de la température en augmentant la vitesse de coupe, et la diminution de la déformation plastique en raison de l'augmentation des vitesses de frottement et donc la réduction des efforts de frottement (la pièce est soumise à des contraintes plus faibles) [Bosh-2006].

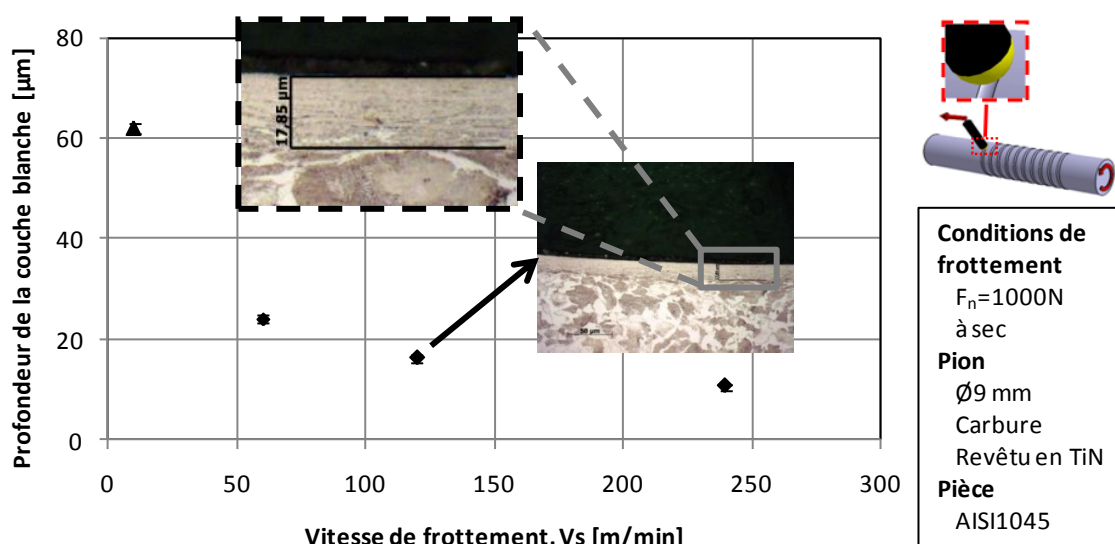


Figure 2.25: Epaisseur de la couche affectée en fonction de la vitesse de frottement

La connaissance de l'évolution de la température de la surface superficielle et l'évolution de la déformation plastique nous aident à comprendre l'évolution de ces couches blanches, ces points seront présentés avec plus des détails dans le troisième chapitre.

3.5.2. Essais de micro dreté sur les zones affectées

Des essais de micro-dreté en profondeur ont été faits sur les échantillons, **Figure 2.26**. L'objectif de cette partie est de mieux caractériser les zones affectées après le passage du pion.

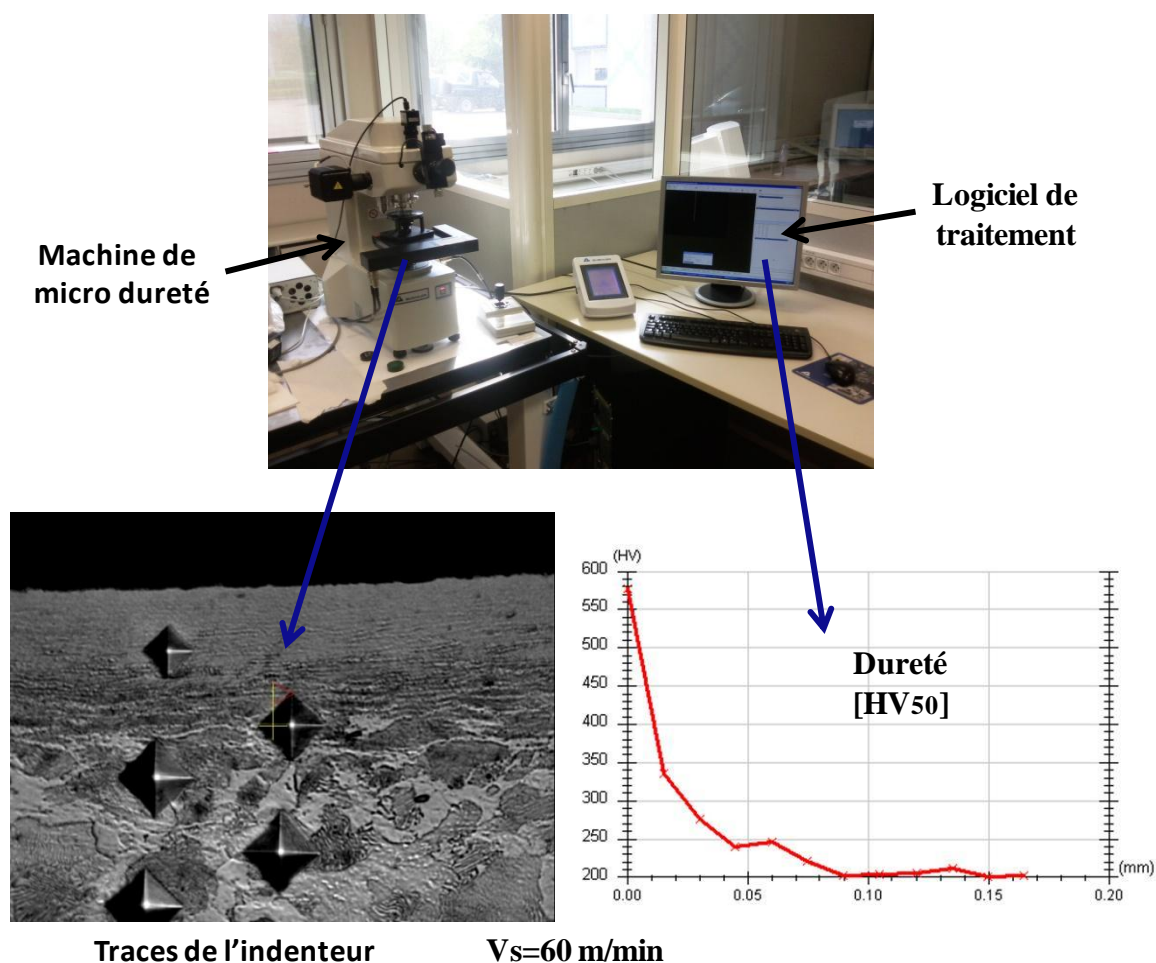


Figure 2.26: Exemple d'un essai de micro dureté

La **figure 2.27** présente l'évolution de la dureté en fonction de la profondeur pour les quatre vitesses de frottement étudiées 10, 60, 120 et 240 m/min. Cette figure montre que la dureté diminue en s'éloignant de la surface superficielle de la pièce, cette dureté tend vers la dureté de la pièce référence (Ref) (sans frottement).

La dureté de la surface superficielle de la pièce est très grande par rapport à celle de la pièce initiale. Ces résultats confirment que la pièce, après un test de frottement, subit à une transformation austénitique (Ferrite (α) \rightarrow Austénite (A)) par l'augmentation de la température, ainsi que, une transformation martensitique (Austénite (A) \rightarrow Martensite (M)) par un refroidissement avec le reste de la pièce et l'environnement, cette phase martensitique donne une dureté importante à la surface superficielle.

A partir des résultats présentés dans la **figure 2.25** et la **figure 2.27**, la zone totale affectée (Couche blanche + déformation plastique) sera déterminée. La **figure 2.28** présente

l'épaisseur de la zone totale affectée. L'analyse de cette **figure 2.28** sera présentée avec plus de détails dans le troisième chapitre avec le dépouillement numérique.

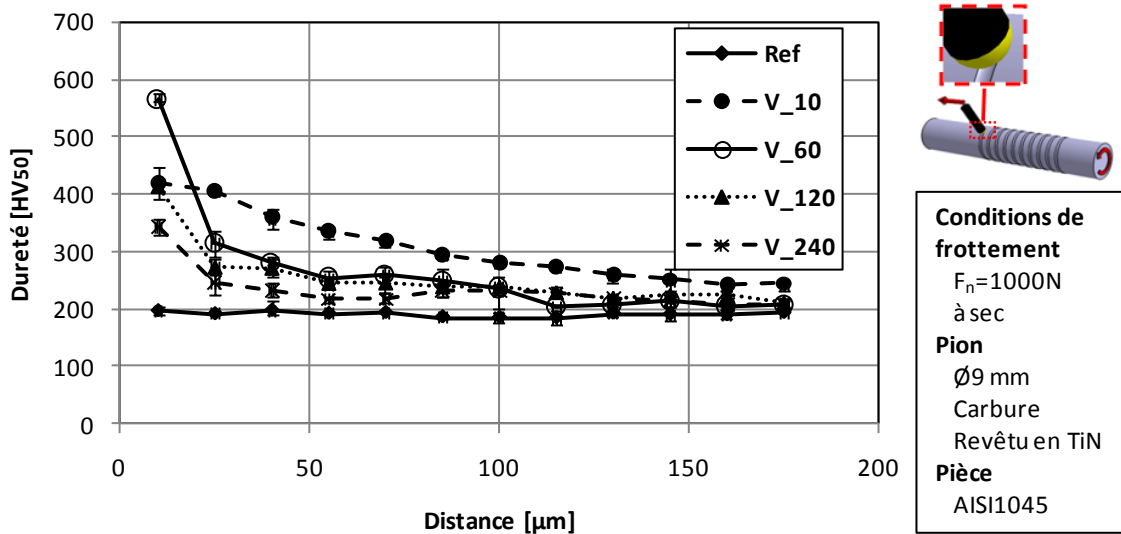


Figure 2.27: Dureté superficielle en fonction de la vitesse de frottement

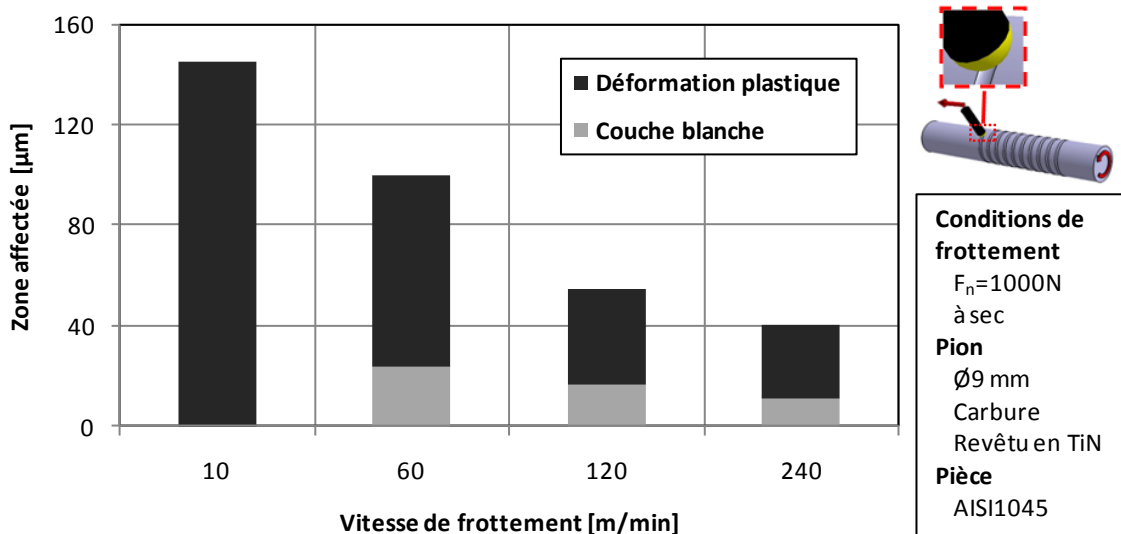


Figure 2.28: Profondeur totale de la zone affectée en fonction de la vitesse de frottement

3.6. Conclusions partielles

Ces investigations nous ont permis de mettre en exergue que l'effet thermique a joué un grand rôle sur l'évolution du coefficient de frottement apparent (**Figure 2.8**). Il est également noté que la déformation plastique a joué un rôle important dans l'évolution du coefficient de frottement apparent à savoir:

- A basse vitesse de frottement, des couches avec des fortes déformations plastiques ont été observées, ainsi que l'absence de couches blanches. Dans ce cadre la température aux interfaces pion pièce est faible (faibles vitesses de frottement). Ce qui donne à des coefficients de frottement apparent élevés de l'ordre de 0.54. Dans cette plage des vitesses, le coefficient de partage de chaleur est de l'ordre de 50%.
- Et à partir d'une vitesse de frottement de 60 m/min, la température à la surface superficielle augmente (grandes vitesses de frottement). Ce qui conduit à un phénomène d'adoucissement thermique. En parallèle, le coefficient de frottement apparent diminue fortement et le coefficient de partage de chaleur transmise vers le pion diminue d'une manière significative jusqu'à 20%.

La formation de la couche blanche a commencé à apparaître dans cette gamme des vitesses. Cette couche est obtenue suite aux transformations de phase produites à la surface superficielle de la pièce : transformation austénitique (Ferrite (α) \rightarrow Austénite (A)) avec l'augmentation de la température, suivie par une transformation martensitique (Austénite (A) \rightarrow Martensite (M)) avec un refroidissement rapide avec le reste de la pièce (partie de la pièce non chauffée) et avec l'environnement (l'atmosphère).

- A vitesses élevées, la température est maximale, ce qui induit à des faibles coefficients de frottement apparents. La couche blanche reste limitée en proportion en surface ou la température est maximale et diminue en augmentant la vitesse avec la diminution de la déformation plastique. Il est probable que le matériau soit dans un état semi-solide à l'interface. De plus, le coefficient de partage de chaleur transmise vers le pion diminue lentement jusqu'à 10%.

Ces résultats obtenus ne permettent pas de distinguer l'effet mécanique (déformation plastique) de l'effet thermique (adoucissement thermique due à une élévation de la température) ainsi l'effet microstructural (la recristallisation) sur l'évolution du coefficient de frottement apparent. Cette problématique sera l'objectif parmi les points traités pendant les dépouillements numériques dans le quatrième chapitre.

4. La pression de contact

4.1. Estimation de la pression de contact

Dans le but d'étudier l'influence de l'effet de la pression de contact sur le comportement tribologique aux interfaces, nous avons supposé que la pression, dans un premier temps, est uniforme sur toute la surface de contact, et dans un deuxième temps, que la pression P est égale au rapport de l'effort normal appliqué et de la surface projetée de contact (S_c) selon la direction de l'effort normal (**Figure 2.29**). La pression moyenne de contact est, donc, définie par l'équation **Eq.2.10**.

$$P = \frac{F_n}{S_c} \quad \text{Eq.2.10}$$

Pour un premier calcul de l'estimation de la surface de contact, la mesure de la largeur du sillon laissé sur la pièce après le passage du pion nous permet de déterminer la surface projetée sachant que l'on a pris l'hypothèse de négliger l'effet du retour élastique du matériau (**figure 2.30**). Nous supposons que cette surface est un demi disque de diamètre la largeur de sillon mesurée (d). Elle est définie par l'expression présentée par l'équation **Eq.2.11**. Les largeurs des sillons ont été prélevées à l'aide d'une loupe Binoculaire présentée dans la **figure 2.13**. Les observations ont été prises au milieu de la distance parcourue par le pion après chaque essai de frottement.

$$S_c = \frac{\pi d^2}{8} \quad \text{Eq.2.11}$$

Pour couvrir une large gamme de valeurs de la pression moyenne de contact, trois pions, dont le diamètre de la sphère est de 9, 13 et 17 mm, ont été utilisés dans cette campagne d'essais. La **figure 2.30** présente l'évolution de la largeur de sillon en fonction de la vitesse de frottement pour les trois diamètres des pions. Il apparaît que les largeurs de sillons laissées sur la pièce diminuent en fonction de la vitesse de frottement, pour des pions aux différents diamètres 9, 13 et 17mm. A partir de cette figure, il est remarqué que pour des basses vitesses, la largeur de sillons est fortement influencée par la vitesse de frottement. De plus, on a pu constater qu'à partir de la vitesse 45 m/min, la largeur de sillons demeure constante.

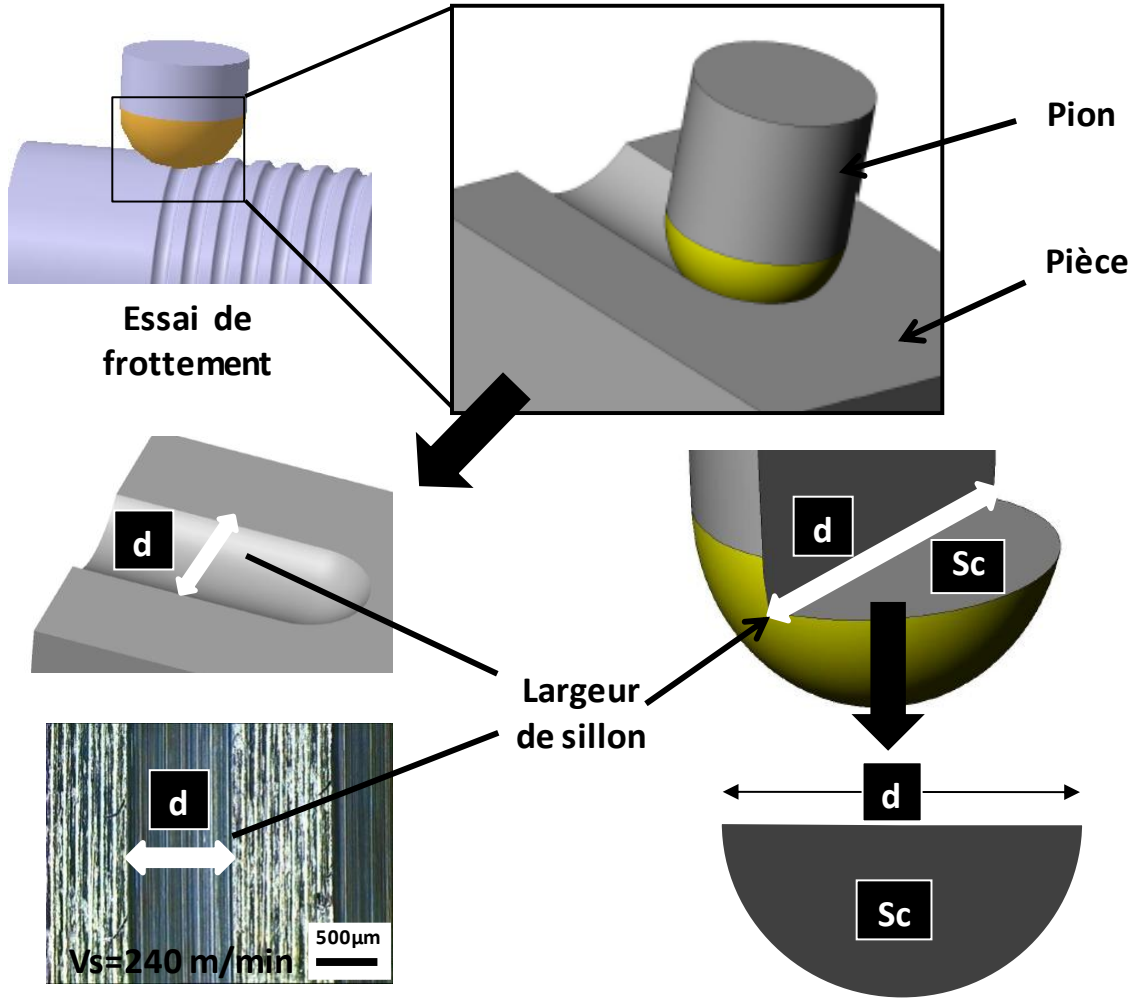


Figure 2.29 : Estimation de la surface de contact

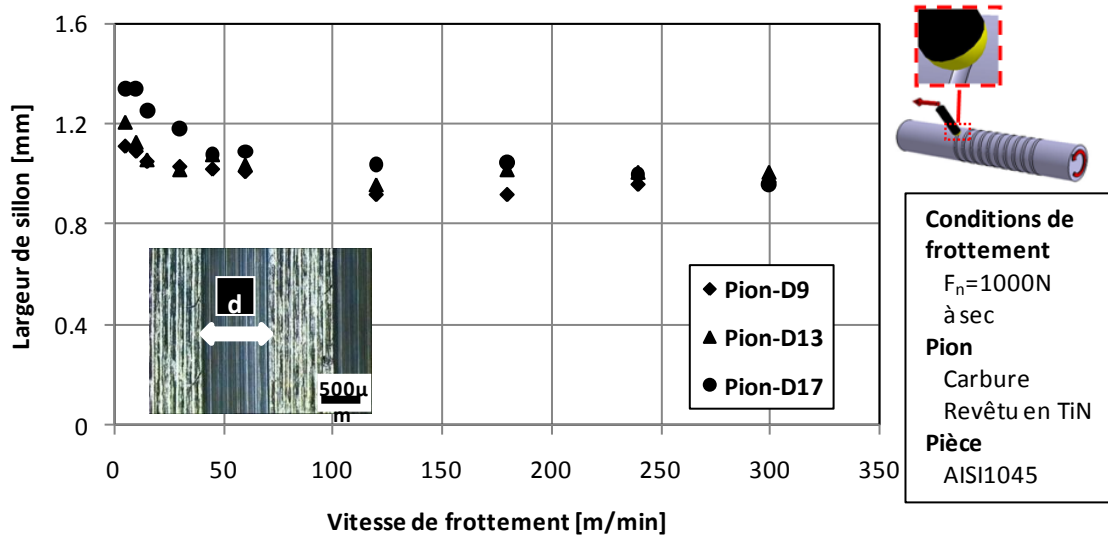


Figure 2.30 : Evolution de la largeur de sillons en fonction de la vitesse de frottement

Une fois qu'on a pu évaluer la surface de contact, la pression moyenne de contact aux interfaces pion-pièce peut être estimée via l'équation **Eq.2.10**. La **figure 2.31** présente l'évolution de la pression moyenne de contact en fonction de la vitesse de frottement pour les différents pions utilisés.

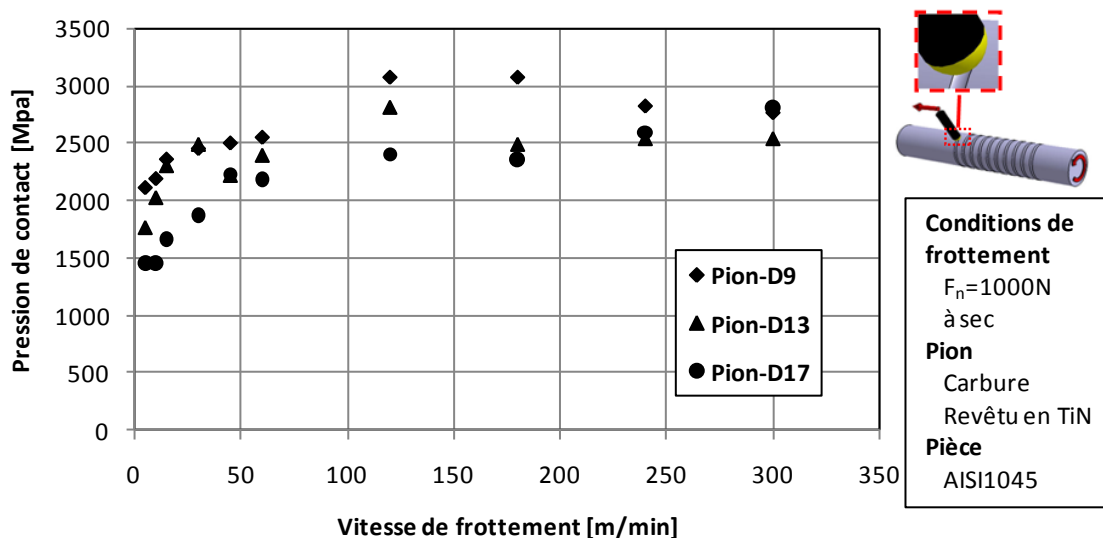


Figure 2.31 : Evolution de la pression estimée expérimentalement en fonction de la vitesse de frottement

En effet, pour un effort normal constant de 1000 N appliqué sur les pions et, on a pu avoir une variation de pression en faisant varier la valeur du diamètre de la sphère du pion. Il apparaît que la pression augmente en fonction de la vitesse de frottement.

Cette méthode d'estimation de la pression n'est qu'une estimation grossière qui devra être complétée par une modélisation numérique de l'essai de frottement dans la suite de la mémoire.

4.2. Etude de l'influence de la pression de contact sur les paramètres mesurables

4.2.1. Influence de la pression de contact sur le coefficient de frottement apparent

La **figure 2.32** présente l'évolution du coefficient de frottement apparent en fonction de la vitesse de frottement en utilisant des pions des diamètres 9, 13 et 17 mm. Il est constaté que le coefficient de frottement est fortement influencé par la vitesse de frottement. De plus, il est remarqué que la pression de contact dans cette marge utilisée n'a pas d'influence significative sur l'évolution du coefficient de frottement apparent. Ces résultats peuvent être expliqués par

le fait que la différence entre les pressions de contact obtenues en utilisant les trois pions n'est pas assez grande pour avoir une variation du coefficient de frottement apparent.

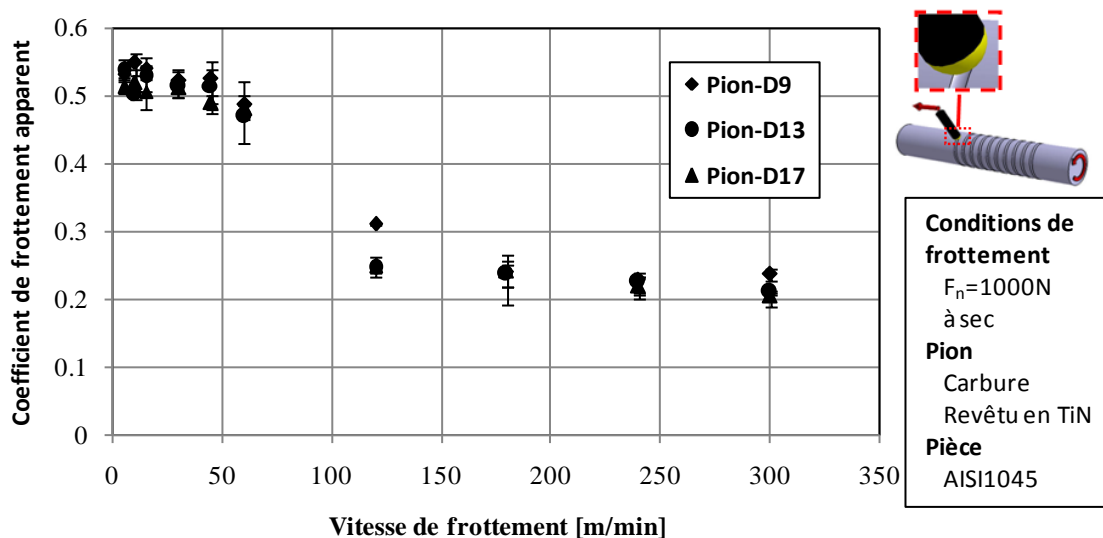


Figure 2.32 : Evolution du coefficient de frottement apparent en fonction de la vitesse de frottement pour différents pions.

4.2.2. Influence de la pression de contact sur le flux de chaleur transmis vers le pion

La deuxième grandeur fournie par notre dispositif est le flux de chaleur transmis vers le pion. L'évolution du flux de chaleur transmis vers le pion est présentée dans la **figure 2.33**, pour les trois diamètres de la sphère des pions utilisés.

A partir de ces figures, l'influence de la vitesse de frottement est plus significative sur l'évolution de ce flux de chaleur transmis vers le pion. En effet, en faisant varier la vitesse de frottement de 5 à 300 m/min, le flux de chaleur augmente de 20 à 125 W. Il s'avère que le flux de chaleur augmente logiquement avec la vitesse de frottement, car l'énergie dissipée à l'interface augmente avec la vitesse de frottement.

Ainsi, il est remarquable que le flux de chaleur augmente avec le rayon de courbure de l'extrémité du pion. Ceci est expliqué par l'augmentation de la surface de contact et par conséquent plus d'énergie sera absorbée.

Concernant l'influence de la pression de contact sur la densité de flux, la **figure 2.34** présente l'évolution de la densité du flux en fonction de la vitesse de frottement pour les trois pressions de contact correspondant aux différents diamètres. Il est rappelé que la densité de flux de

chaleur transmis vers le pion est égale au rapport du flux de chaleur transmis vers le pion sur la surface de contact déterminée expérimentalement. Donc la densité de flux de chaleur n'est pas influencée par la pression (dans la gamme de pression étudiée).

La **figure 3.35** présente l'évolution du coefficient de partage qui présente la portion du flux transmis vers le pion pour différents diamètres des pions utilisés.

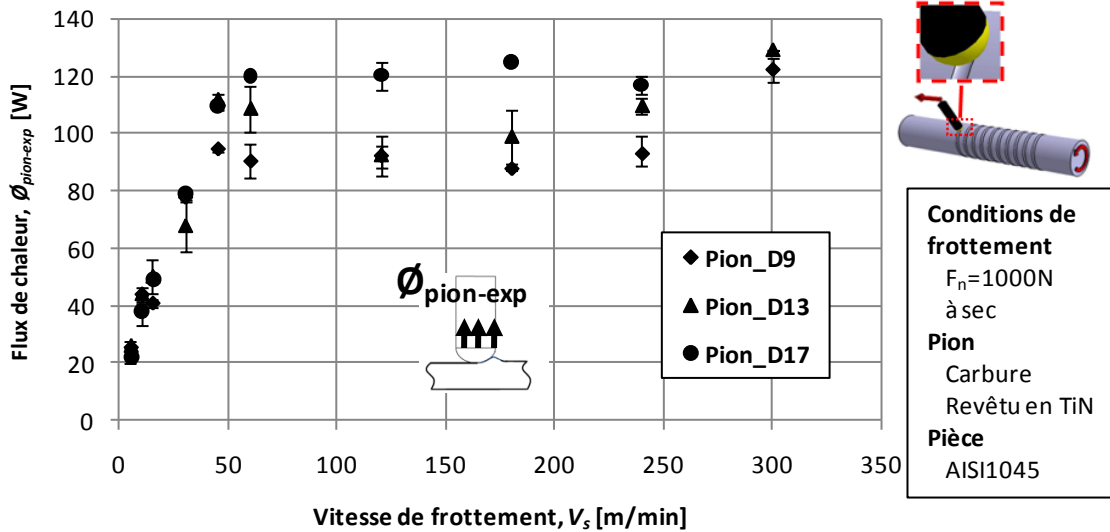


Figure 2.33 : Evolution du flux de chaleur transmis vers le pion en fonction de la vitesse de frottement pour différents pions.

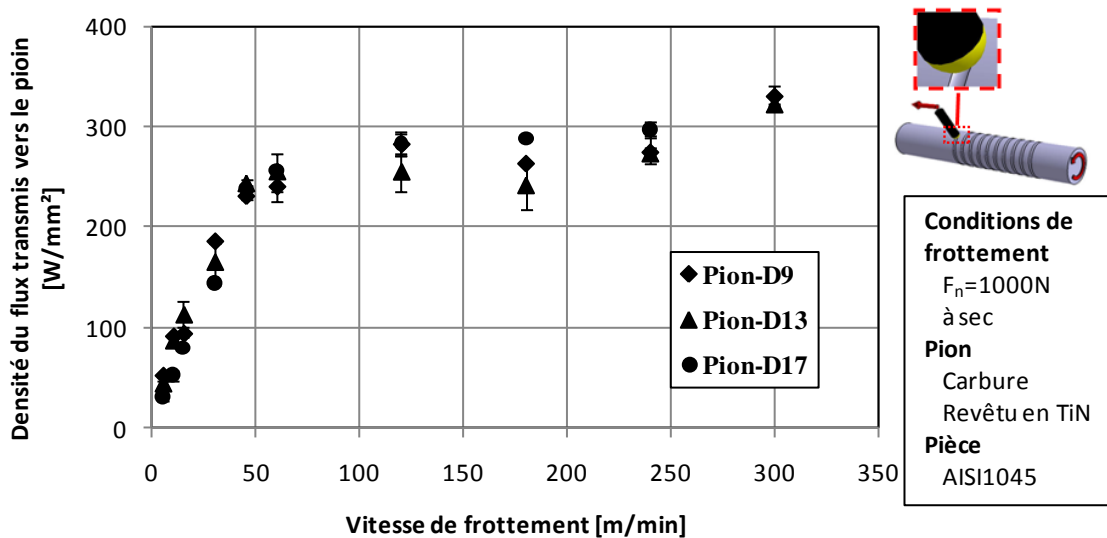


Figure 2.34 : Evolution de la densité du flux en fonction de la vitesse de frottement pour différents pions.

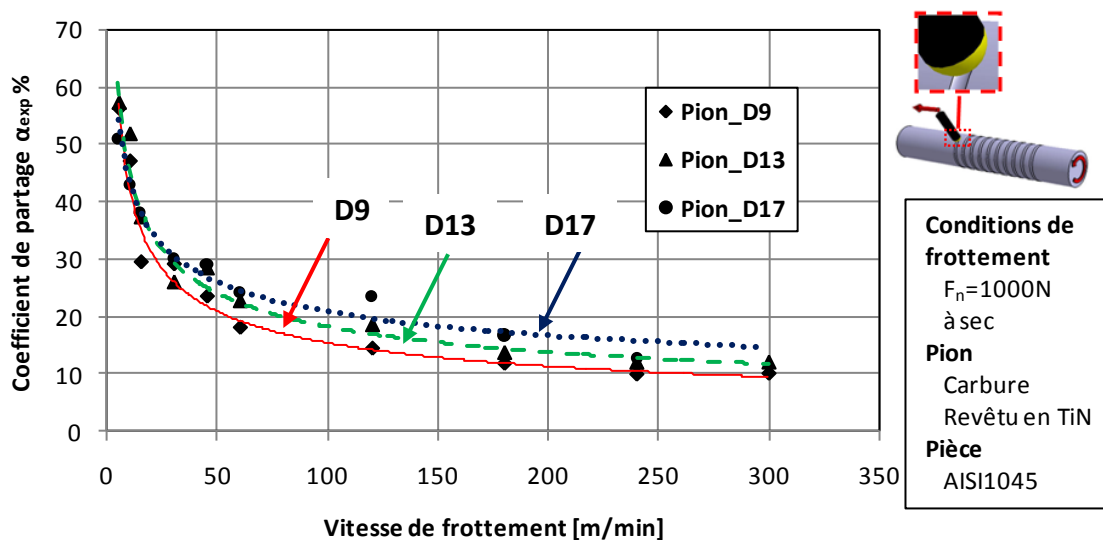


Figure 3.35 : Evolution du coefficient de partage du flux de chaleur en fonction de la vitesse de frottement pour différents pions.

4.2.3. Influence de la pression de contact sur les phénomènes tribologiques observés

Pour mieux comprendre (i) les phénomènes tribologiques aux interfaces pion pièce, et (ii) l'influence de la pression de contact et la vitesse de frottement sur le comportement tribologique, des observations microscopiques des pions et des sillons sur la pièce après chaque test de frottement ont été prises (**Figure 2.36** et **figure 2.37**)

Pour les trois diamètres des pions fixés, les **figures 2.36** et **2.37** présentent, respectivement, des observations des sillons laissés par les pions et les surfaces de contact sur les pions après des essais de frottement pour différentes vitesses de frottement.

La **figure 2.36** et la **figure 2.37** montrent que la pression de contact utilisée dans cette partie n'a pas d'influence significative sur le comportement tribologique aux interfaces pion-pièce.

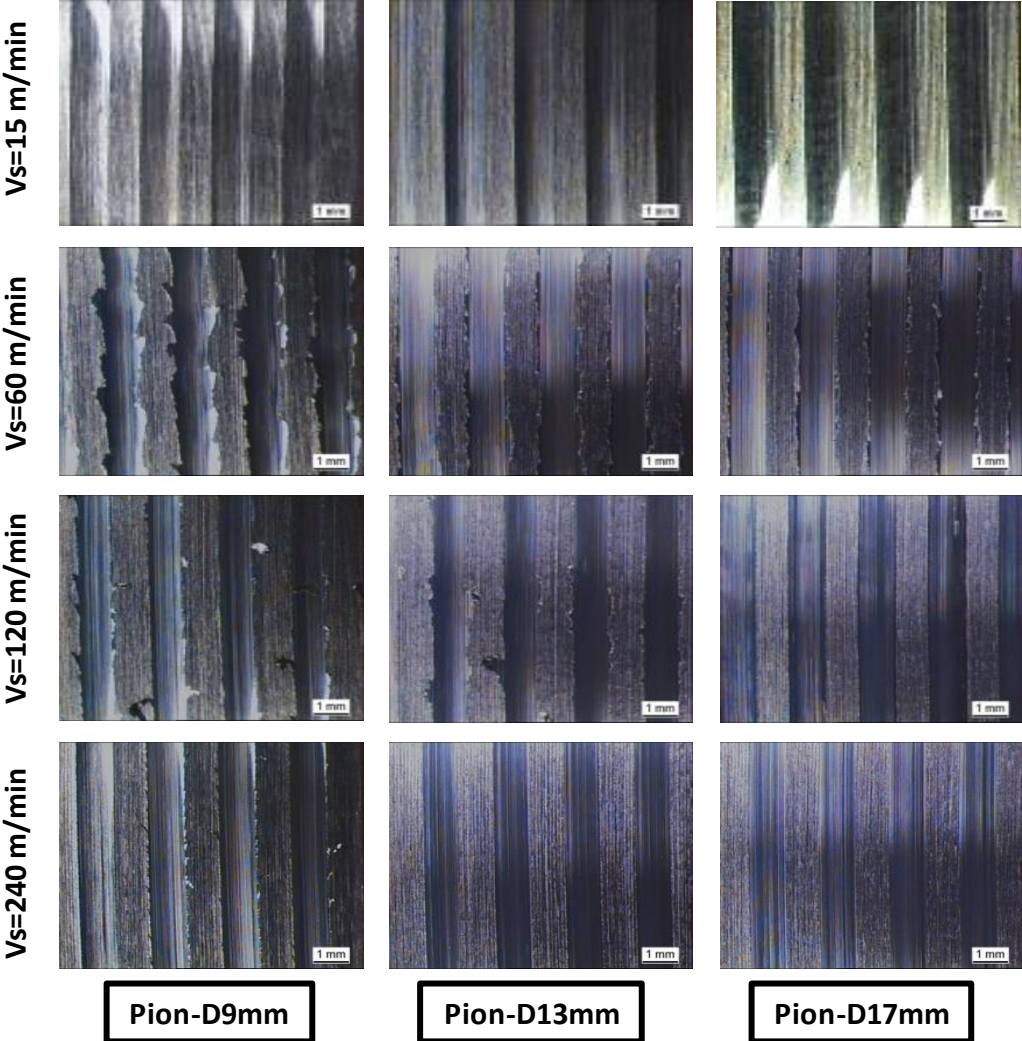


Figure 2.36 : Observations des sillons après les tests de frottement.

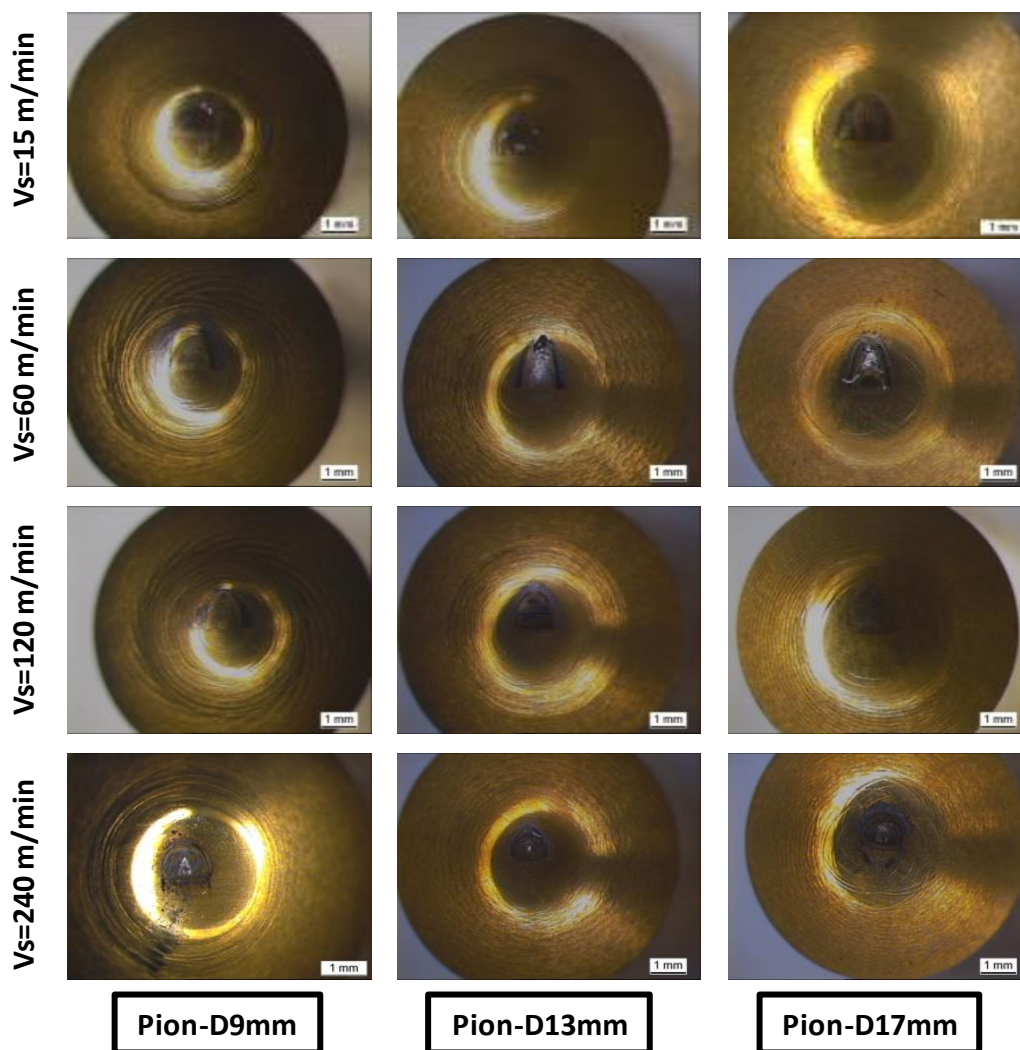


Figure 2.37 : Observations de la surface de contact sur les pions après des tests de frottement

5. Etude de l'influence de l'effort normal sur les paramètres mesurables

Dans la partie précédente, un effort normal de 1000N a été utilisé. Un autre effort normal de 550N a été utilisé dans cette campagne d'essais permettant ainsi d'étudier l'influence de l'effort normal sur les phénomènes tribologiques aux interfaces pion pièce.

5.1. Influence de l'effort normal sur le coefficient de frottement apparent

La **figure 2.38** présente l'évolution du coefficient de frottement apparent pour trois valeurs d'efforts choisis 100, 550 et 1000 N. Les résultats relèvent les constatations suivantes :

- La même tendance de coefficient de frottement apparent est obtenue,

- Une augmentation de coefficient pour des vitesses moyennes et élevées en diminuant la valeur de l'effort normal, et une augmentation peu significative pour les faibles vitesses.

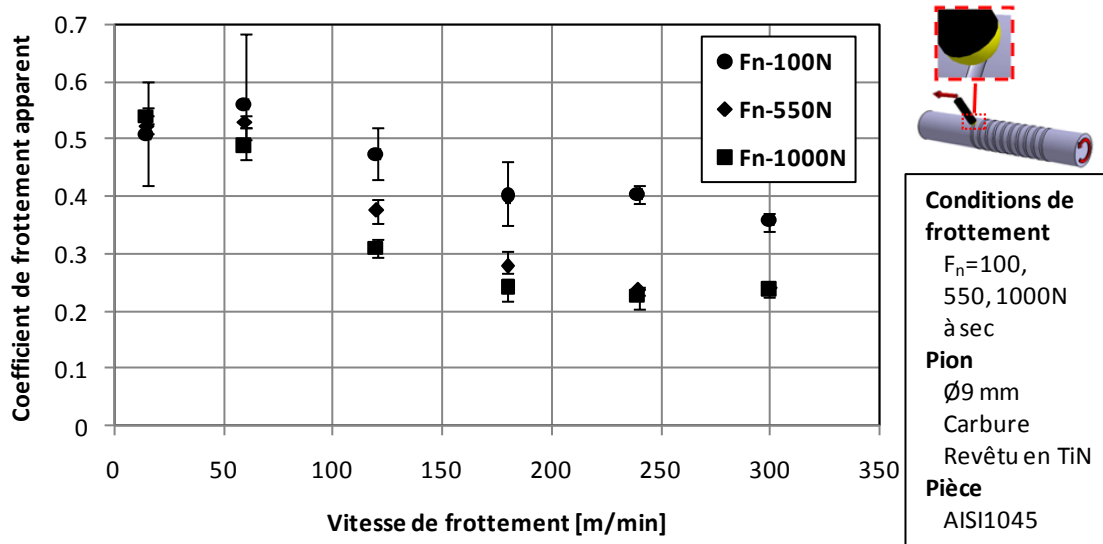


Figure 2.38 : Evolution du coefficient de frottement en fonction de l'effort normal

5.2. Influence de l'effort normal sur le flux de chaleur transmis vers le pion

La **figure 2.39** présente l'évolution du flux de chaleur transmis vers les pions pour des efforts normaux de 100, 550 et 1000N. Cette figure nous a permis de constater que l'évolution du flux de chaleur transmis vers le pion présente la même tendance que pour un effort normal de 1000N. De plus, avec cette valeur d'effort, le flux de chaleur est plus important et est expliqué par le fait que la surface de contact pour cet effort normal est plus grande.

La **figure 2.40** nous a permis de constater que la densité de flux de chaleur transmis vers le pion est plus importante pour un effort normal de 550 N que celle pour un effort normal de 1000 N.

La **figure 3.41** présente l'évolution du coefficient de partage en fonction de la vitesse de frottement. Il présente la portion du flux de chaleur transmis vers le pion pour différents efforts normaux.

La **figure 2.42** montre qu'il n'y a pas de différence significative entre les valeurs de la pression de contact en fonction de l'effort normal pour des conditions de frottement identiques. L'augmentation de l'effort normal n'influe pas sur l'évolution de la pression de

contact estimée. En effet, en augmentant l'effort normal, la surface de contact augmente aussi. Et par suite, la variation de rapport entre l'effort normal et la surface de contact estimée, pour la même vitesse de frottement, n'est pas significative

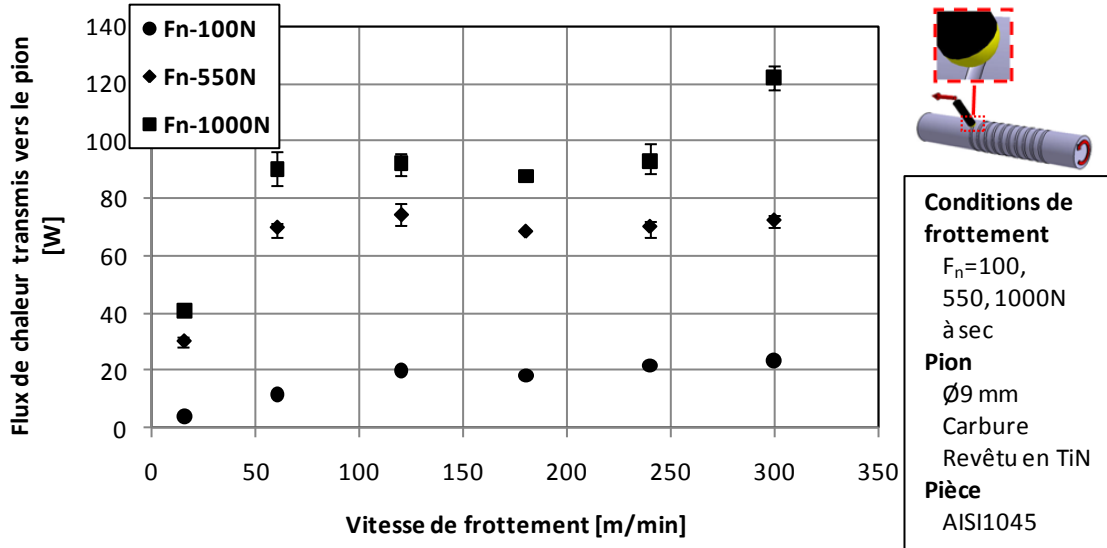


Figure 2.39 : Evolution du flux de chaleur transmis vers le pion en fonction de l'effort normal

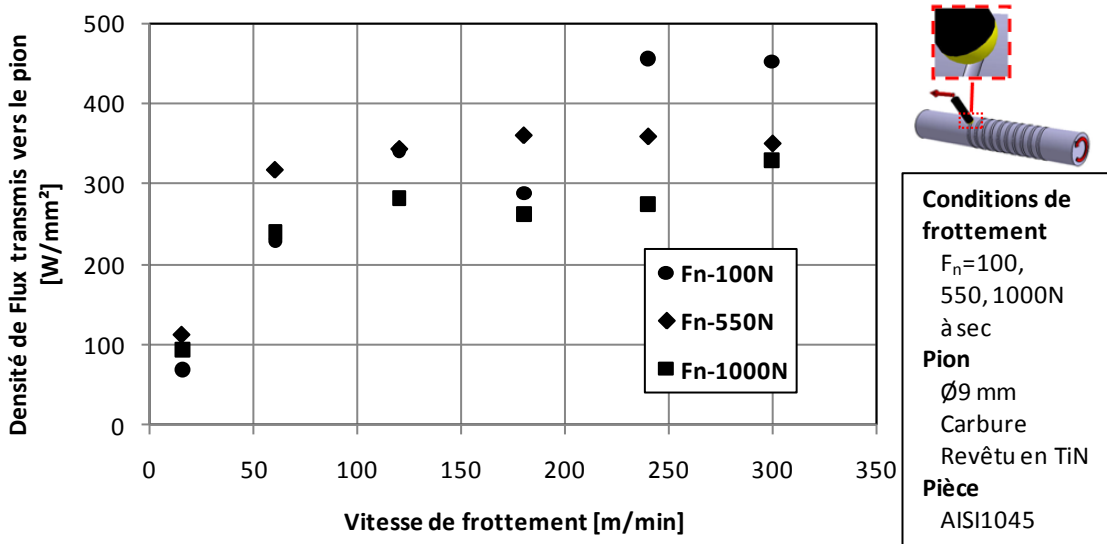


Figure 2.40 : Evolution de la densité du flux de chaleur transmis vers le pion en fonction de l'effort normal

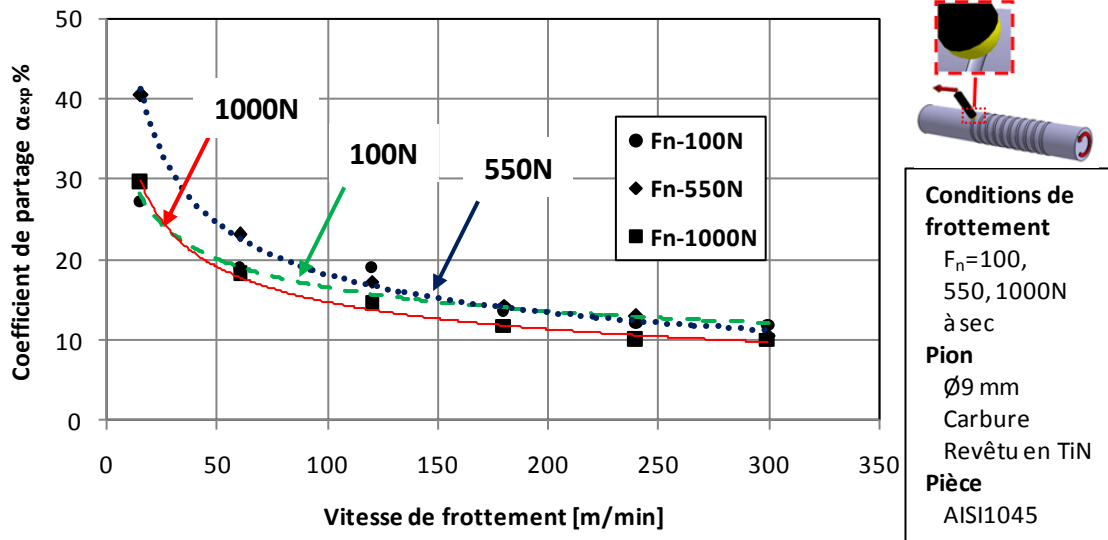


Figure 2.41 : Evolution du coefficient de partage du flux de chaleur en fonction de l'effort normal

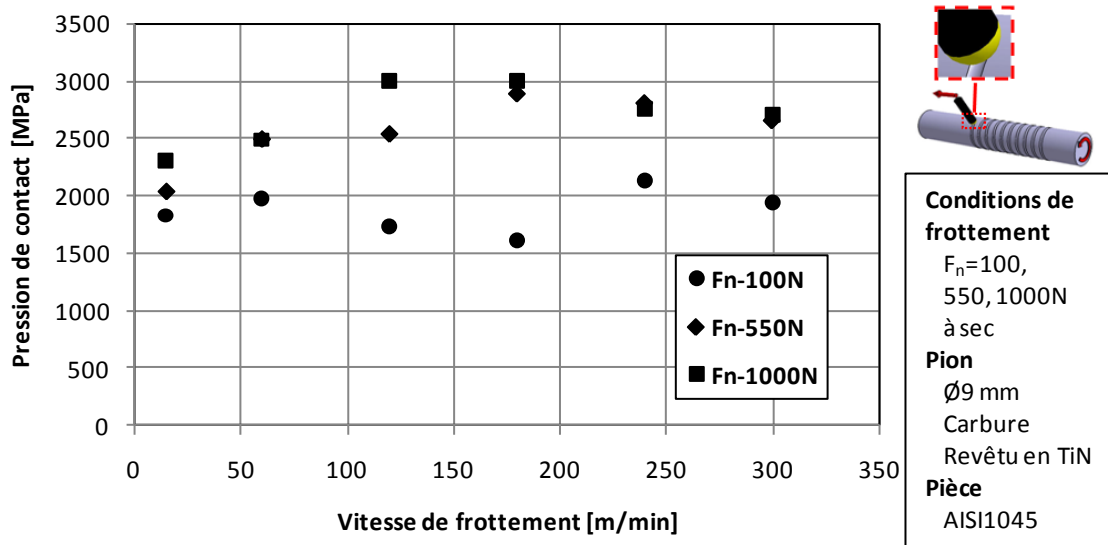


Figure 2.42 : Evolution de la pression de contact en fonction de l'effort normal

5.3. Influence de l'effort normal sur les phénomènes tribologiques observés

La figure 2.43 présente une comparaison entre les observations microscopiques des sillons (Figure 2.43a) et des pions (Figure 2.43b) après des essais de frottement avec des efforts normaux de 100, 550 et 1000N. A partir de ces observations (photos des pions et des sillons) les mêmes phénomènes observés sont rencontrés pendant les essais de frottement avec les deux efforts normaux. En effet, des sillons nets à basses et grandes vitesses, des amas sur la

pièce avec des matériaux adhérents sur les pions pour des vitesses moyennes, ainsi que des copeaux laissés sur la pièce sont obtenus durant les tests de frottement en fonction de la vitesse de frottement pour les deux efforts.

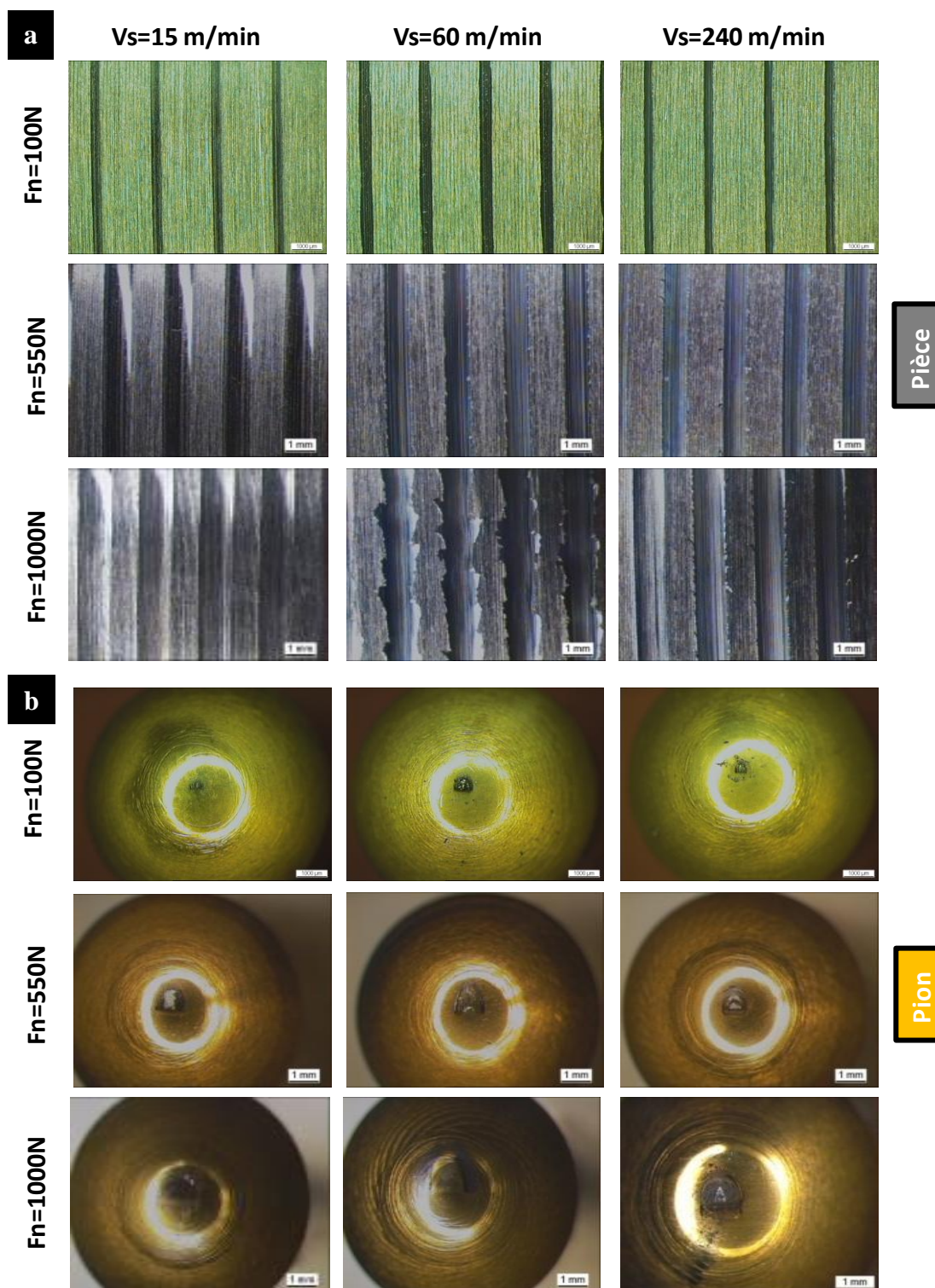


Figure 2.43 : Des observations microscopiques de (a) la surface de contact sur les pions et (b) des pions après des tests de frottement en fonction de l'effort normal

6. Etude de la rugosité de pion sur les paramètres mesurables

L'objectif de cette partie est d'étudier l'influence de la rugosité du pion sur les phénomènes tribologiques. Dans ce contexte, des essais de frottement ont été effectués en faisant varier la rugosité des pions. Le choix de la rugosité est présenté dans l'annexe 1. Les résultats obtenus en modifiant la rugosité des pions ont été présentés dans les **Figures 2.44, 2.45 et 2.46**.

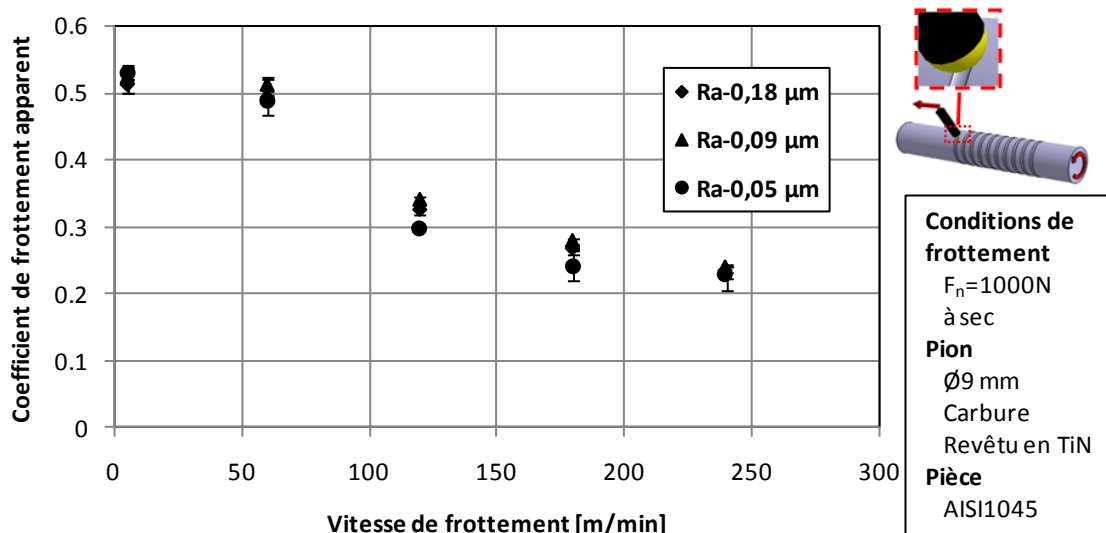


Figure 2.44 : Evolution du coefficient de frottement apparent en fonction de la rugosité des pions

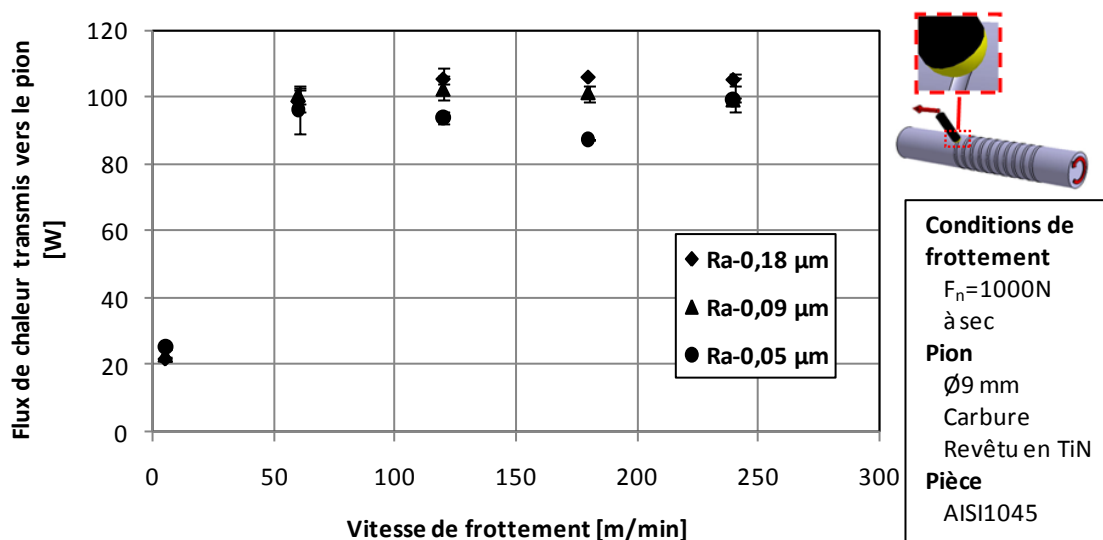


Figure 2.45 : Evolution du flux de chaleur en fonction de la rugosité des pions

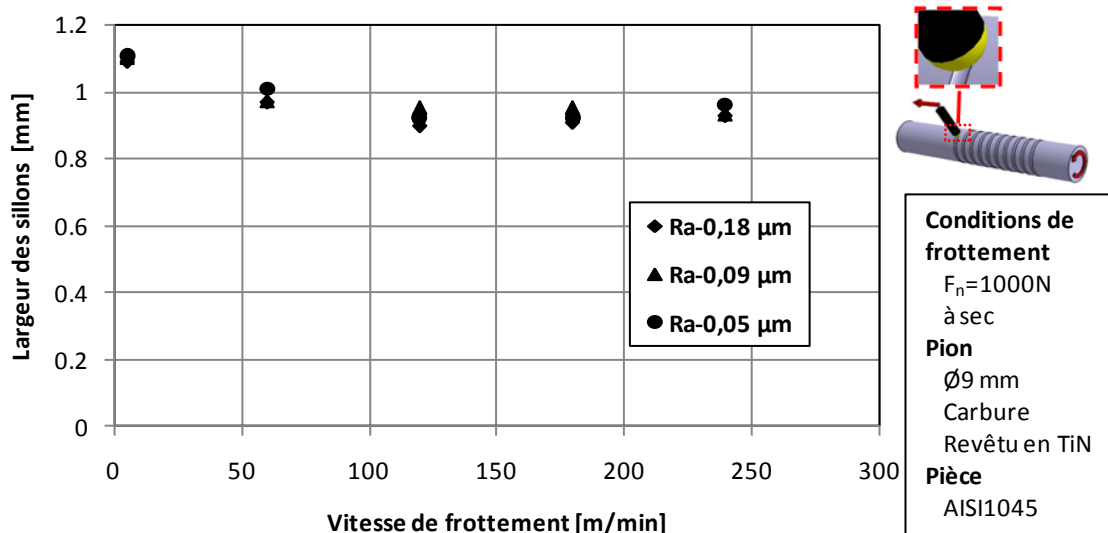


Figure 2.46 : Evolution de la largeur des sillons en fonction de la rugosité des pions

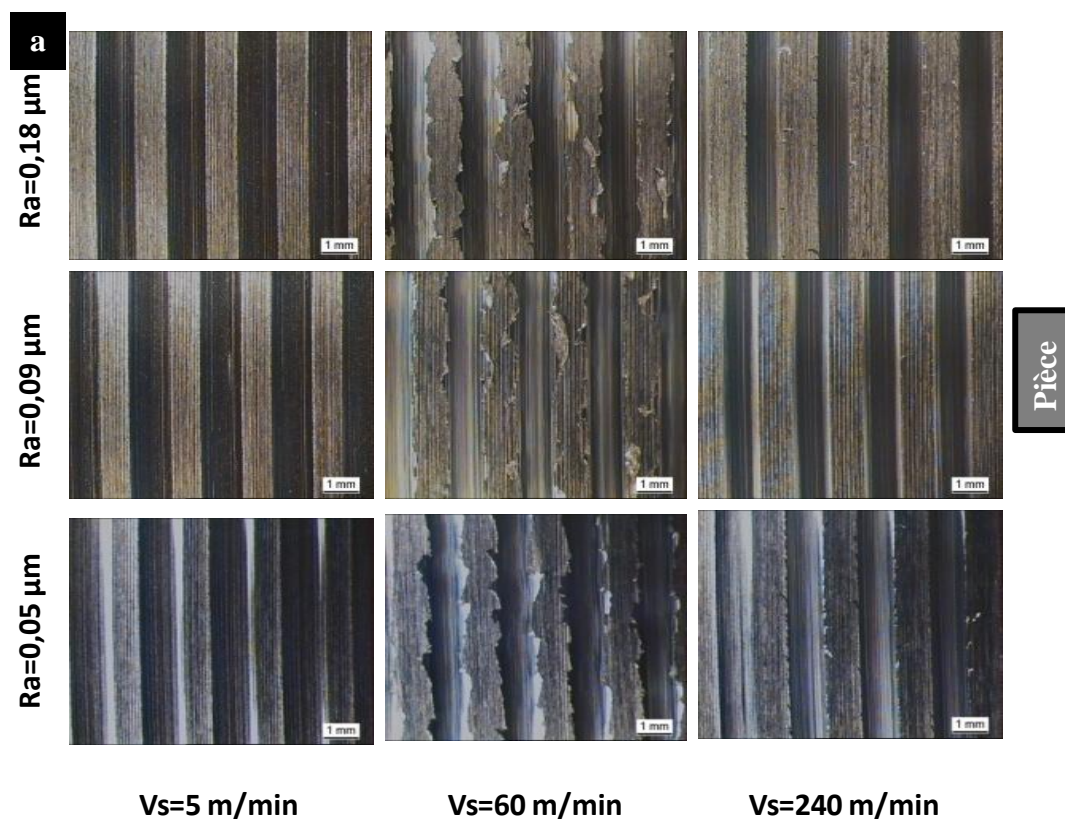


Figure 2.47a : Observations microscopiques des sillons en fonction de la rugosité des pions

Ces figures montrent que la rugosité des pions n'a pas d'influence significative sur l'évolution ni sur le coefficient de frottement apparent (Figure 2.44), ni sur le flux de chaleur transmis vers le pion (Figure 2.45). De plus, il a été remarqué que la valeur de la rugosité des pions n'a pas d'influence significative sur les traces laissées sur la pièce définies par les largeurs des

sillons (**Figure 2.46**). Enfin, ces essais ont montré que la rugosité des pions n'a pas d'influence ni sur la pression de contact estimée ni sur la densité de flux de chaleur transmis vers le pion. De même, la variation de la rugosité des pions de 0.05 à 0.18 μm ont pu montrer que ces valeurs n'ont pas d'influence sur les caractéristiques géométriques des sillons laissés sur la pièce après le passage des pions, **Figure 2.47**.

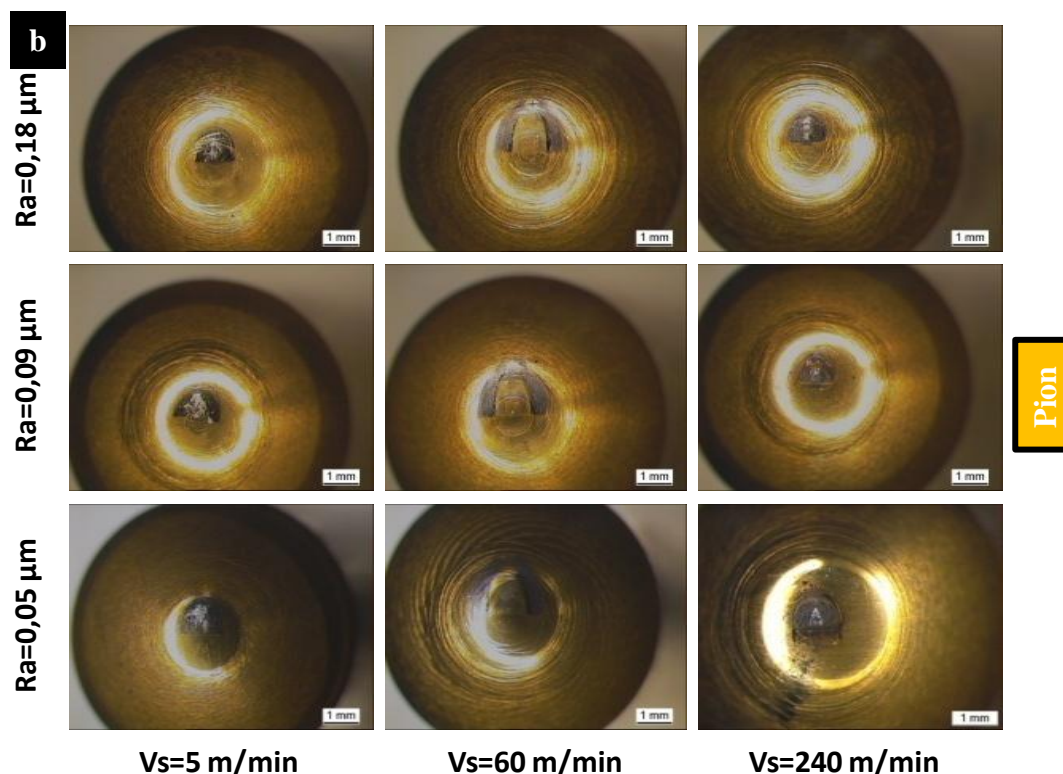


Figure 2.47b : Observations microscopiques des pions en fonction de la rugosité des pions

7. Influence du revêtement TiN

Un effort normal fixe ($F_n = 1000\text{N}$) a été retenu durant ces essais pour l'étude de l'influence du revêtement. Des pions dont le diamètre de sphère est égal à 9 mm ont été utilisés. Ces conditions nous permettent de reproduire les conditions de contact aux interfaces outil-pièce copeau.

7.1. Essais de frottement avec des pions non revêtus

Dans cette série d'essais, les tests sont réalisés avec des pions non revêtus. L'évolution de ce coefficient en fonction de vitesse de frottement est présentée dans la **figure 2.48**. Cette figure montre que le coefficient de frottement est fortement influencé par la vitesse de frottement. A partir de ces essais, le coefficient de frottement apparent augmente en fonction du temps pour

les vitesses de frottement à partir de 120 m/min. Cette augmentation du coefficient de frottement pendant une petite période de frottement de l'ordre de 10 s est la conséquence de l'usure rapide des pions.

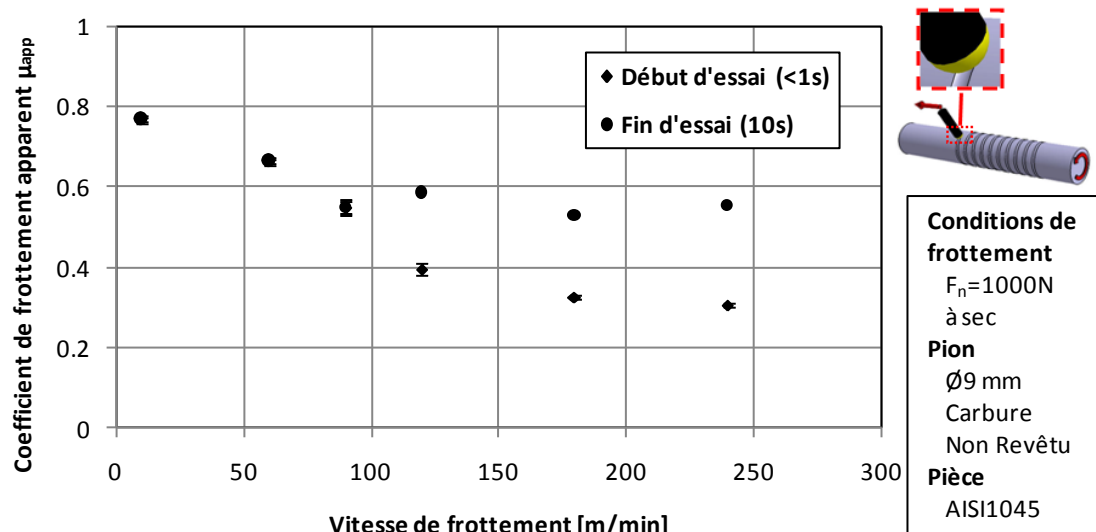


Figure 2.48 : Evolution du coefficient de frottement apparent en fonction de la vitesse de frottement-Cas du pion non revêtu

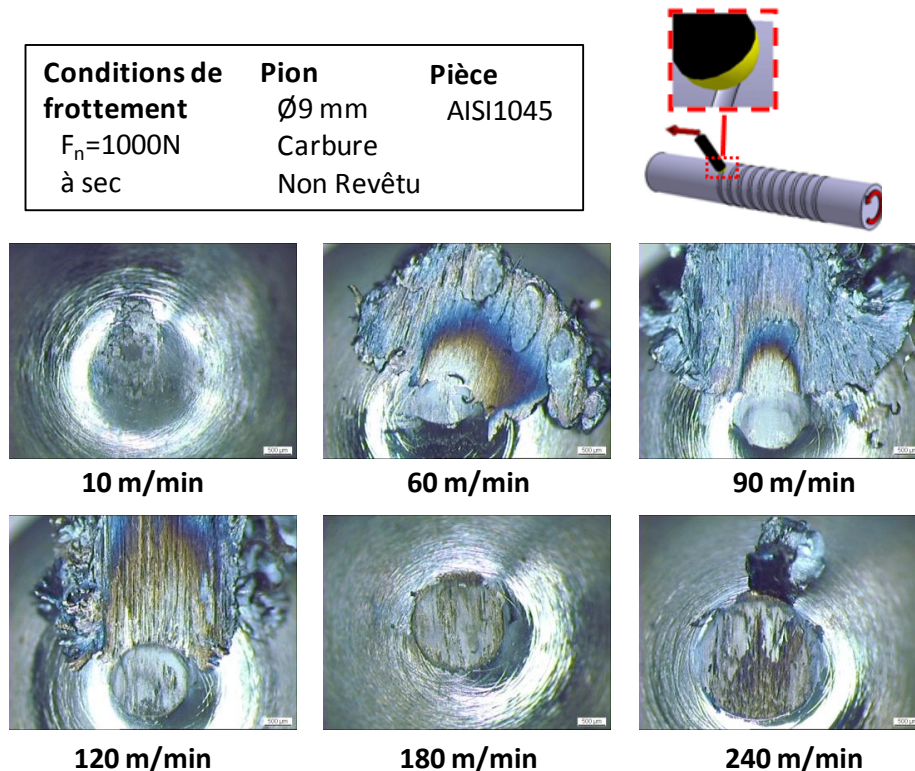


Figure 2.49 : Observations microscopiques des pions non revêtus après une durée de frottement de 10 s

Pour mieux comprendre le phénomène tribologique, des observations microscopiques des pions et des sillons laissés après le passage de pion sur la pièce ont été analysées, **Figure 2.49** et **Figure 2.50**.

Les observations microscopiques des sillons montrent que la largeur de sillon varie au cours de l'essai, **Figure 2.51**. En effet, à partir de la vitesse de frottement de 120 m/min, la largeur de sillon à la fin de l'essai est différente de celle du début, **Figure 2.51**. A ce titre, la largeur de sillon passe de 1000 μm au début de l'essai avec une vitesse de frottement de 240 m/min à 2000 μm à la fin de l'essai de frottement dont sa durée moyenne est de 10 s, **Figure 2.51**.

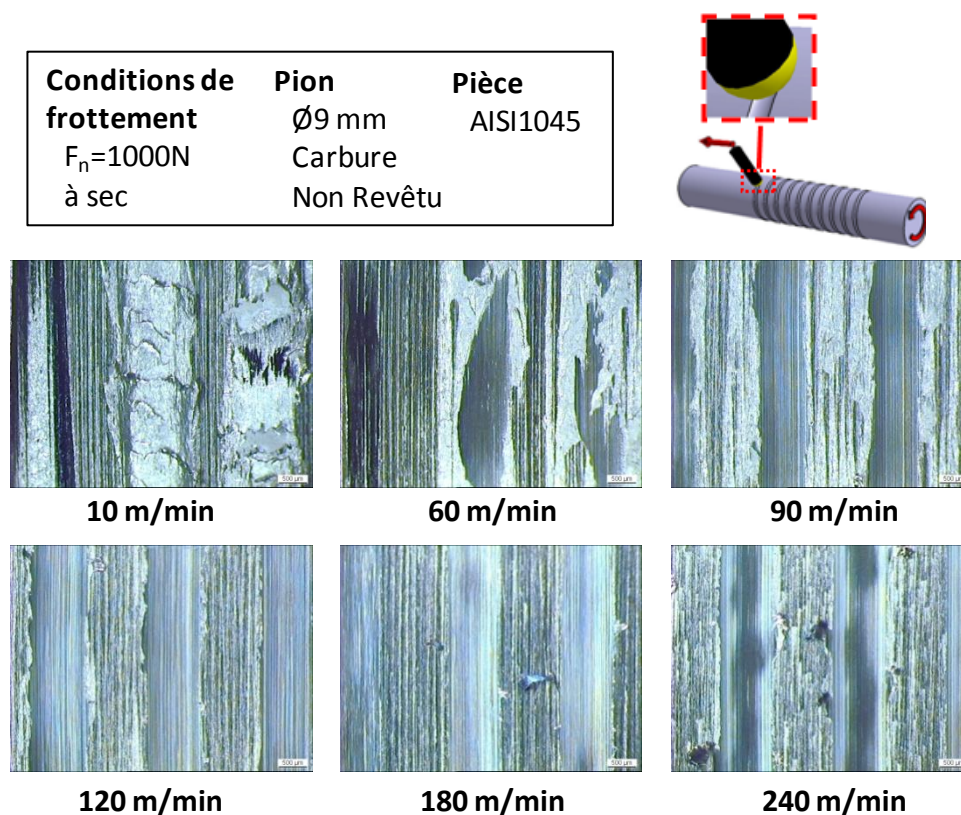


Figure 2.50 : Observations microscopiques des sillons après 1 seconde

A une échelle locale, ces résultats ont montré que les revêtements présentent un comportement tribologique sensible à la valeur de la vitesse de frottement. Ainsi, Il a été remarqué que les pions présentent une couche adhésive pour les valeurs des vitesses n'atteignant pas les 120 m/min, **Figure 2.49**. De plus, les sillons laissés par le pion sur la pièce sont entourés par de petits amas du matériel qui sont formés sous l'action du phénomène d'adhésion de la matière sur le pion, puis ils sont détachés des pions à cause de l'écoulement de la matière. Cette couche tend à disparaître en augmentant la vitesse de frottement. Ainsi, à des vitesses plus élevées, les phénomènes d'adhésion disparaissent, **Figure 2.50**.

Ces résultats confirment l'usure rapide des pions pour des vitesses de frottement à partir de 120 m/min. Plus la vitesse de frottement est grande, plus la largeur de sillon est plus grande, et par conséquent, l'usure des pions est plus rapide. Ces résultats ont été confirmés par les observations microscopiques des pions, **Figure 2.49**. En effet, à partir de ces observations, il apparaît une usure rapide sur des pions. Le pion à bout sphérique devient un pion à bout plat.

A titre d'exemple, la **Figure 2.51** nous a montré que la largeur de trace sur le pion pour une vitesse de frottement de 240 m/min est égale à 2278 μm .

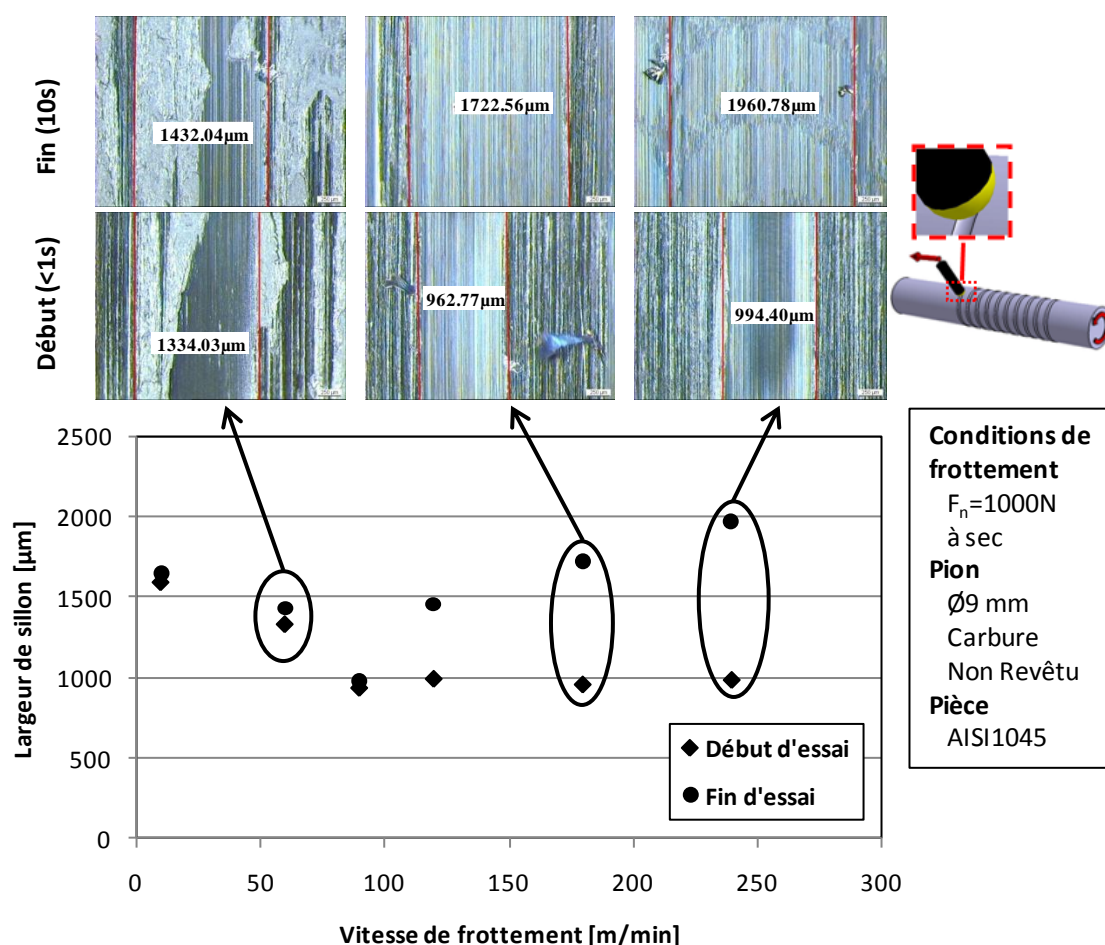


Figure 2.51 : Largeur des sillons laissés sur la pièce

7.2. Comparaison des résultats avec et sans revêtement

Des essais comparatifs ont été menés sur des pions revêtus et non revêtus. Les résultats d'essais de frottement avec des pions de type TiN et des pions non revêtus montrent, à l'échelle macro, une augmentation du coefficient de frottement apparent, **Figure 2.52**. Ceci est expliqué par l'augmentation de la quantité de la matière adhérente qui vient freiner le glissement des pions, **Figure 2.53**. De plus, le flux de chaleur transmis vers le pion est estimé

durant les essais via la deuxième chaîne d'acquisition de flux de chaleur par des thermistances placés au niveau du pion. Ainsi, l'évolution du flux de chaleur en fonction de la vitesse de frottement est tracée dans la **Figure 2.54**. Il s'avère que le flux de chaleur augmente avec la vitesse de frottement, car l'énergie produite augmente avec la vitesse de glissement.

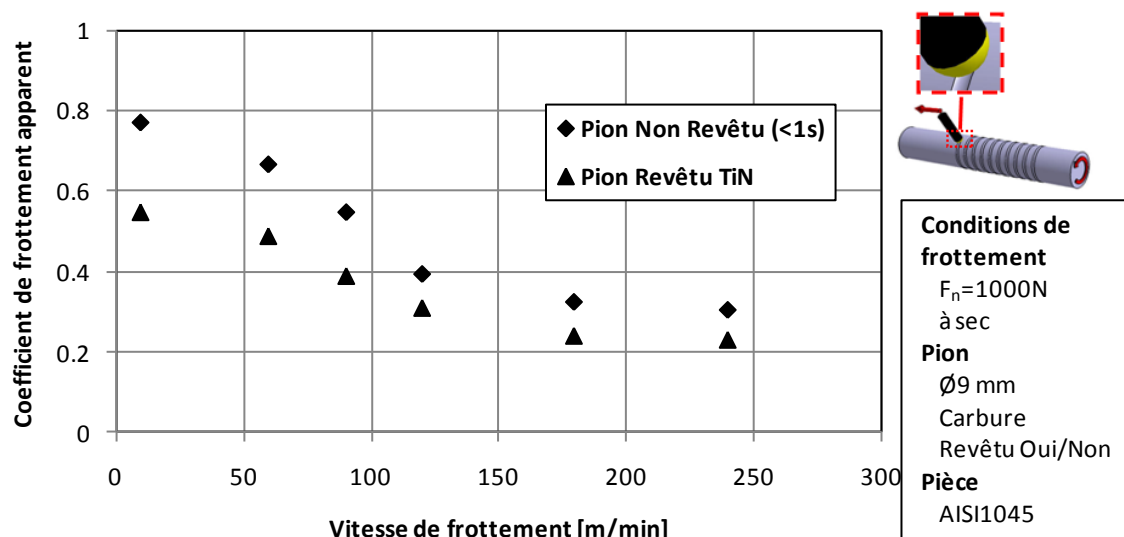


Figure 2.52 : Influence du revêtement sur l'évolution du coefficient de frottement en fonction de la vitesse de frottement

Enfin, le flux de chaleur transmis vers des pions non revêtus est plus important que celui transmis vers des pions revêtus, **Figure 2.54**. Ce résultat permet de déduire que la présence de revêtement peut réduire le flux de chaleur transmis vers le pion et ce d'une valeur atteignant dans certain condition d'essai de frottement les 50%. Ces résultats permettent, ainsi, de comprendre que le revêtement joue un rôle important sur le transfert de chaleur, et par conséquent sur l'usure rapide des pions.

8. Conclusions

Dans ce chapitre, une campagne d'essais de frottement a été faite avec des pions en carbure de tungstène revêtus en TiN, qui viennent frotter sur une pièce cylindrique en acier AISI 1045.

Trois régimes peuvent être distingués pour les différents paramètres d'un test de frottement :

Pour des vitesses de frottement inférieures de 60 m/min, le coefficient de frottement apparent est constant alors que le flux de chaleur transmis vers le pion et le coefficient de partage varient d'une manière significative en fonction de la vitesse de frottement.

En effet, le flux de chaleur augmente de 25 W pour une vitesse de 5 m/min jusqu'à 95 W pour une vitesse de 60 m/min, et le coefficient de partage est de l'ordre de 50%. D'autre part, la coupe métallographique a montré, pour cette plage de vitesse, que la surface plastique subit un durcissement due aux grandes déformations plastiques.

- Pour des vitesses de frottement entre 60 à 180 m/min, le coefficient de frottement apparent et le coefficient de partage de chaleur diminuent d'une manière significative en fonction de la vitesse de frottement (respectivement $0.53 \rightarrow 0.24$ et $50\% \rightarrow 20\%$). Alors que, le flux de chaleur demeure constant. Dans ce régime, des couches blanches dans la surface superficielle de la pièce ont été observées, elles ont une structure différente de celle de l'état initial de la pièce. Ces couches sont la conséquence d'une augmentation de la température suivie par un refroidissement rapide.

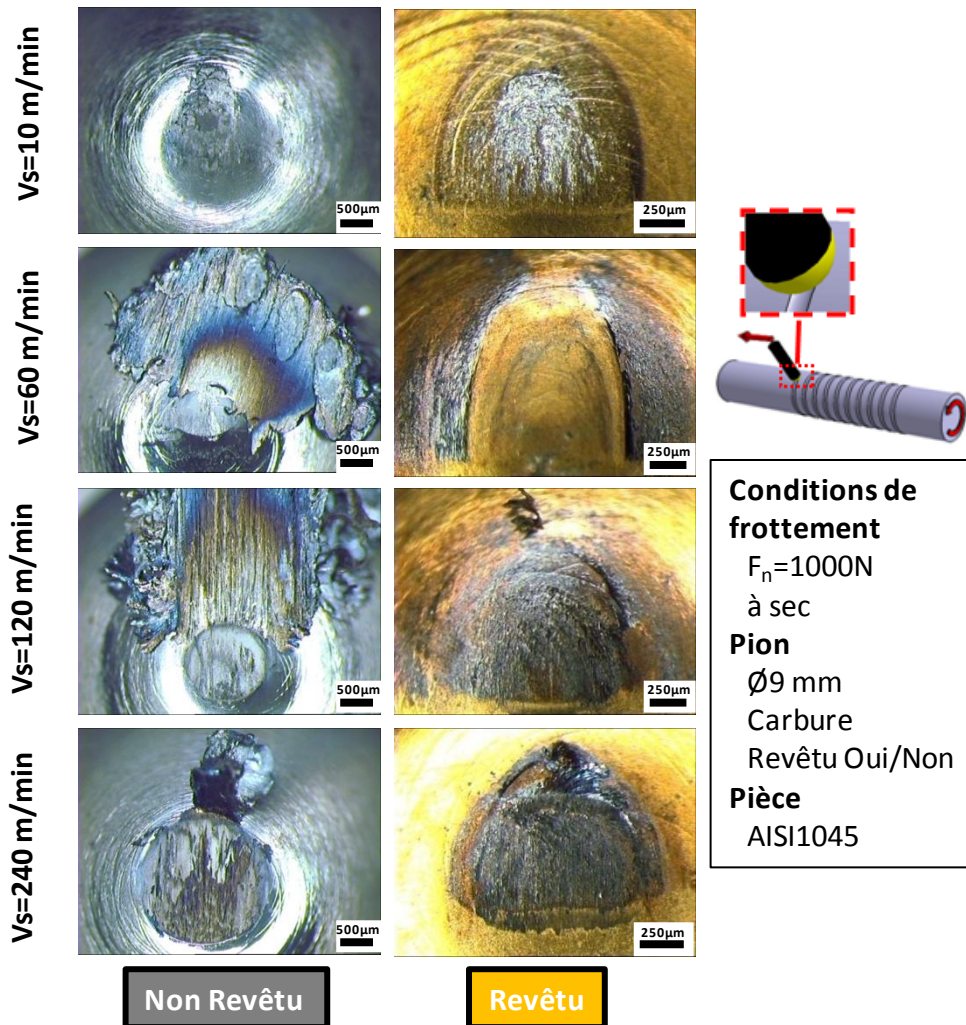


Figure 2.53 : Observations microscopiques des pions revêtus et non revêtus

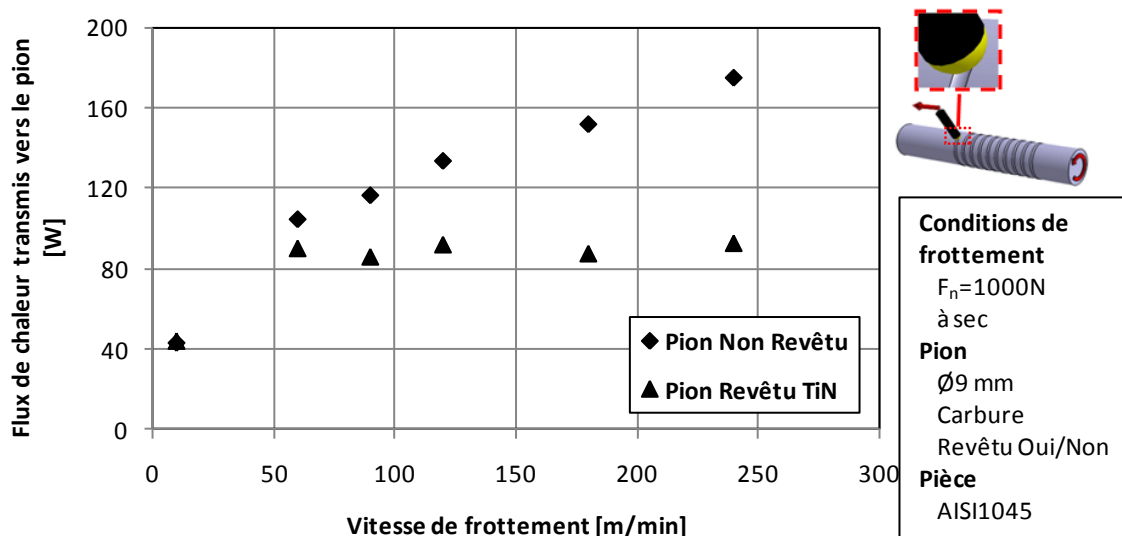


Figure 2.54 : Flux de chaleur transmis vers le pion

- Pour des vitesses de frottement supérieures de 180 m/min, le coefficient de frottement apparent est constant et le coefficient de partage diminue lentement de 20% vers 10%. Alors que le flux de chaleur augmente du nouveau. Durant cette gamme de vitesses, la couche blanche diminue en fonction de la vitesse de frottement.

Dans ce deuxième chapitre, une étude de sensibilité des paramètres tribologiques a été développée aussi. Les principaux résultats marquant cette étude sont présentés ci après à savoir :

- Trois diamètres de pion ont été utilisés pour avoir une variation de la pression de contact. La variation du diamètre des pions n'a pas d'influence significative sur le comportement tribologique du fait que la pression de contact n'a pas suffisamment variée.
- Le coefficient de frottement apparent augmente légèrement en diminuant l'effort normal.
- La rugosité de pion entre $R_a 0.05$ et $0.18\mu\text{m}$ n'a pas d'influence ni sur le coefficient de frottement apparent ni sur le flux de chaleur transmis vers le pion.

La présence du revêtement TiN conduit à une réduction du coefficient de frottement apparent et du flux de chaleur. Ces essais nous montrent aussi la résistance du revêtement TiN contre l'usure. Ces résultats confirment le rôle important des revêtements.

Les résultats obtenus dans ce chapitre (Coefficient de frottement apparent, flux de chaleur) se situent à une échelle macroscopique. Afin de mieux comprendre les mécanismes tribologiques à l'interface pion outil, il sera également nécessaire de comprendre les phénomènes locaux (la température de contact, la vitesse locale de glissement, la pression de contact) via une modélisation numérique d'un test de frottement. Ce dernier point fera l'objet du troisième chapitre de cette étude.

Chapitre 3

***Dépouillement numérique :
Identification des modèles de
frottement***

1. Introduction

Les résultats fournis par le dispositif expérimental (obtenus dans le chapitre 2) sont des données macroscopiques: coefficient de frottement apparent $\mu_{app-exp}$ et flux de chaleur transmis vers le pion $\phi_{pin-exp}$. Ces résultats présentent l'influence des paramètres de frottement sur la valeur du coefficient de frottement apparent. Ce coefficient est décomposé, d'après le modèle développé par Bowden et Tabor [Bowd-1951], en une partie adhésive (μ_{adh}) et une autre partie de labourage (déformation plastique μ_{def}) (**Eq.3.1**). La partie adhésive ne peut se déterminer qu'à l'aide d'une modélisation numérique d'un essai de frottement. D'où, il est nécessaire de développer un modèle numérique de frottement afin d'identifier la partie adhésive du coefficient de frottement.

$$\mu_{app} = \mu_{adh} + \mu_{def} \quad \text{Eq.3.1}$$

De plus la modélisation numérique de l'essai de frottement a été construite dans le but d'avoir plus d'informations sur les phénomènes locaux de frottement (température, vitesse locale de glissement, pression...) en prenant en compte des propriétés mécaniques et thermiques des pièces en contact.

Enfin, un modèle de frottement et un modèle de partage de chaleur aux interfaces seront identifiés en vue de servir dans un futur modèle de coupe.

2. Présentation du modèle

Dans des travaux précédents ([Zemz-2009], [Bonn-2008]) la modélisation numérique d'un test du frottement est basée sur l'approche Lagrangienne qui nécessite plusieurs jours pour terminer une simulation. Alors que, dans ce travail, un modèle 3D Arbitrairement Lagrangienne Eulérienne (A.L.E.) a été développé dans ABAQUS explicit. Cette approche A.L.E. est couramment appliquée pour étudier la modélisation numérique de la coupe dans la littérature comme dans les travaux de Bonnet et al. [Bonn-2008b], Arrazola et Ozel [Arra-2010] et Haglund et al. [Hagl-2008]. Elle combine la formulation Eulérienne (les mouvements de matériau sont indépendants des mailles) et la formulation Lagrangienne (Le matériau et les mailles sont liés). La technique de maillage adaptatif est également utilisée.

2.1. Description géométrique du modèle

Selon cette formulation, le principe consiste à supposer que le matériau de la pièce est un fluide (**Figure 3.1**) qui entre dans un tube (pièce déformable) avec une sortie de la pièce finale.

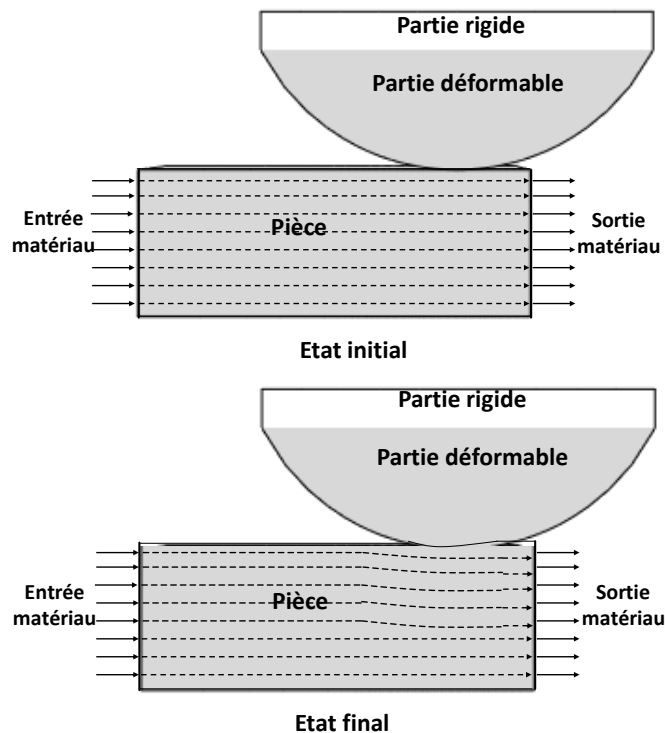


Figure 3.1 : Modélisation de l'essai de frottement, a) Etat initial, b) Etat final au cours d'un test de frottement

La **figure 3.2** présente les dimensions de la pièce et du pion utilisés dans ce modèle. Ces dimensions ont été choisies suffisamment grandes pour éviter les effets de bord. Bucaille [Buca-2001], pour éviter l'effet de bord pendant un test d'indentation et de la rayure des verres, a montré que :

- La largeur minimale doit être au moins égale à 10 fois la demi-largeur de la trace,
- La longueur doit être au moins égale à 7 fois la demi-largeur de la trace,
- La hauteur doit être au moins égale à 6 fois la profondeur de pénétration.

A partir des résultats expérimentaux, la largeur maximale de sillon laissée par le pion sur la pièce ne dépasse pas le 1.1 mm, et la profondeur de pénétration est de quelques microns. Par conséquent, on a pris les dimensions suivantes de la pièce : $3*8*3\text{mm}^3$.

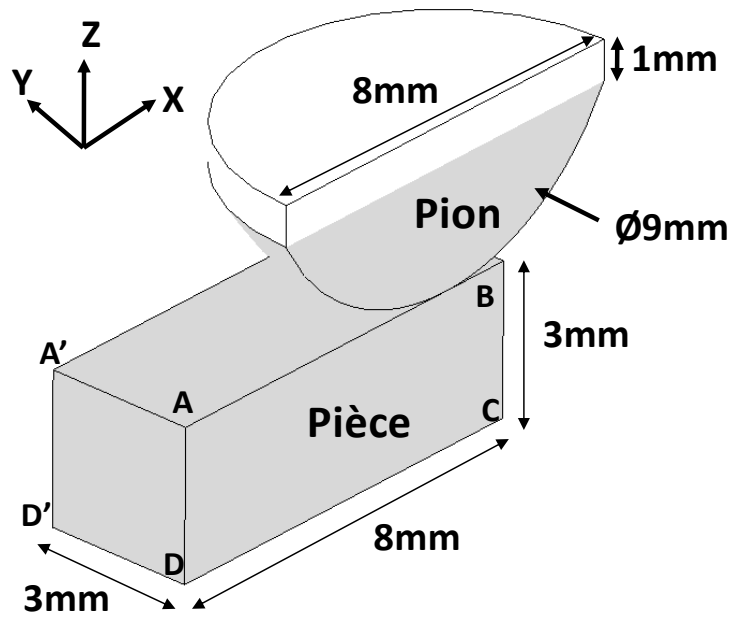


Figure 3.2 : Dimensions du modèle de frottement

2.2. Modélisation du pion

Le pion est modélisé par un outil cylindrique à bout sphérique. Les dimensions choisies pour le pion correspondent à ses dimensions réelles ; une partie cylindrique de diamètre $\text{Ø } 8 \text{ mm}$, considérée rigide, et une partie sphérique au bout considérée déformable de diamètre $\text{Ø } 9 \text{ mm}$.

Les éléments de maillage utilisés sont des mailles tétraédriques C3D4T. Les éléments les plus petits, sont situés dans la zone de contact. Un point de référence (RF) est situé au-dessus du pion afin de gérer son déplacement, **Figure 3.3**.

Les propriétés du revêtement n'ont pas été introduites dans ce modèle numérique. En effet, son épaisseur est si faible ($\sim 3 \mu\text{m}$) que ses propriétés mécaniques apportent des modifications négligeables de la déformation ou de la pression de contact par rapport à celles du substrat de carbure de tungstène de la pièce. D'un point de vue thermique, Rech et al. [Rech-2004] ont montré que, dans les tests de longue durée ($> 0,1 \text{ s}$), l'effet d'isolation d'une couche mince est négligeable à cause de son épaisseur (quelques micromètres). Toutefois, le revêtement a une forte influence sur les phénomènes tribologiques à l'interface. Il est pris en compte dans le présent travail par l'introduction de coefficient de frottement adhésif μ_{adh} et le coefficient de partage de chaleur β_{num} .

Les propriétés mécaniques et thermiques du pion sont présentées dans le **tableau 3.1**.

Paramètre	Température	valeur
Chaleur spécifique (C_{pion}) [J kg ⁻¹ °C ⁻¹]	20	226
	320	296
	520	326
	820	342
Conductivité thermique (λ_{pion}) [W°C ⁻¹ m ⁻¹]	20	44,6
	600	59
	800	51,2
E (GPa)	-	630
Y	-	0,22
Masse volumique (ρ_{pion})[Kg/m ³]	-	12800

Tableau 3.1 : Propriétés mécanique et thermique de pion [Rech-2009]

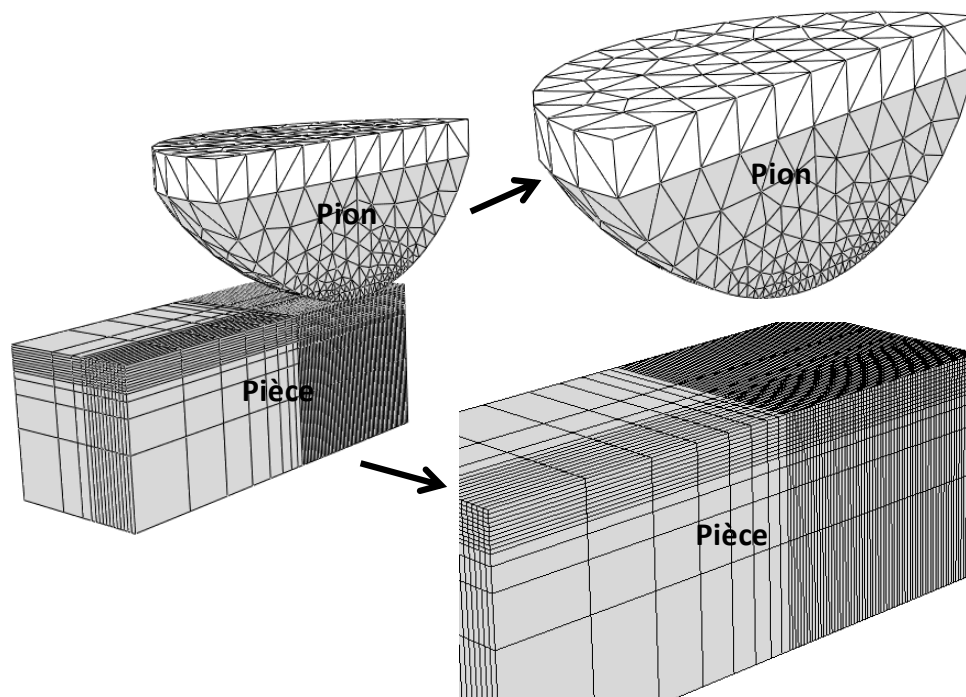


Figure 3.3: Maillage du modèle

2.3.Modélisation de la pièce

En ce qui concerne la pièce, des éléments hexagonaux C3D8RT sont utilisés pour construire un parallélépipède. La taille de l'élément dans la surface supérieure est 50 μm afin d'obtenir

des résultats précis dans la zone de contact avec le pion, **Figure 3.3**. Les propriétés thermo-physiques de l'acier AISI1045 utilisées sont rapportées dans le **tableau 3.2**.

La loi de Johnson-Cook est utilisée pour modéliser le comportement mécanique du matériau de la pièce. Elle exprime la contrainte d'écoulement en fonction de la déformation équivalente, de la vitesse de déformation équivalente et de la température, **Eq.3.2**.

$$\sigma_{eq} = [A + B \cdot (\bar{\epsilon}_p)^n] \cdot [1 + C \cdot \ln\left(\frac{\dot{\bar{\epsilon}}_p}{\dot{\bar{\epsilon}}_0}\right)] \cdot \left[1 - \left(\frac{T - T_0}{T_F - T_0}\right)^m\right] \quad \text{Eq.3.2}$$

Le premier terme est relatif à l'écroutissage, avec « A, B et n ». Le deuxième terme est relatif au durcissement dynamique du matériau, il dépend de la vitesse de déformation plastique équivalente, « C » est la constante définissant la dépendance à la vitesse de déformation. Le troisième terme correspond à l'adoucissement thermique pour des valeurs de température comprises entre la température initiale T_0 et la température de fusion T_f , et « m » l'exposant d'adoucissement thermique. Les valeurs de ces constantes sont données dans le **tableau 3.3**.

Paramètre	Température	Valeur
Chaleur spécifique ($C_{pièce}$) [J kg ⁻¹ °C ⁻¹]	100	470
	200	521
	300	571
	400	622
	500	672
	600	722
	700	772
	800	823
	900	874
	1000	924
Conductivité thermique ($\lambda_{pièce}$) [W °C ⁻¹ m ⁻¹]	100	50.7
	400	41.9
	700	30.1
	1000	26.8
E (GPa)	20	200
v	20	0,3
Masse volumique ($\rho_{pièce}$)[Kg/m ³]	20	7800

Tableau 3.2 : Propriétés mécanique et thermique de la pièce

A [MPa]	B [MPa]	n	m	c	ϵ_0 [s ⁻¹]	T _f [°C]	T ₀ [°C]
553	600	0.234	1	0.0134	1	1460	20

Tableau 3.3 : Paramètres de la loi de Johnson-Cook pour l'acier C45 [Rech-2009]

2.4. Modélisation du contact

2.4.1. Propriétés mécaniques de contact

La loi de Coulomb est utilisée pour modéliser l'interaction entre le pion et la pièce. La contrainte tangentielle (τ_f) de frottement est calculée en tout point d'intégration en fonction de la contrainte normale (σ_n) et le coefficient de frottement adhésif ($\mu_{adh-num}$) introduit dans la simulation de frottement. Ce coefficient est supposé constant le long du contact. Ces grandeurs sont liées entre elles par l'équation suivante, **Eq.3.3** :

$$\tau_f = \mu_{adh-num} \sigma_n \tag{Eq.3.3}$$

2.4.2. Propriétés thermiques de contact

La modélisation thermique de contact est présentée par la **figure 3.4**. Elle est définie sous Abaqus Explicit, par la conductivité de contact (résistance thermique de contact) et le coefficient de partage de la chaleur. Cette conductivité est fonction du jeu entre les deux surfaces en contact (clearance).

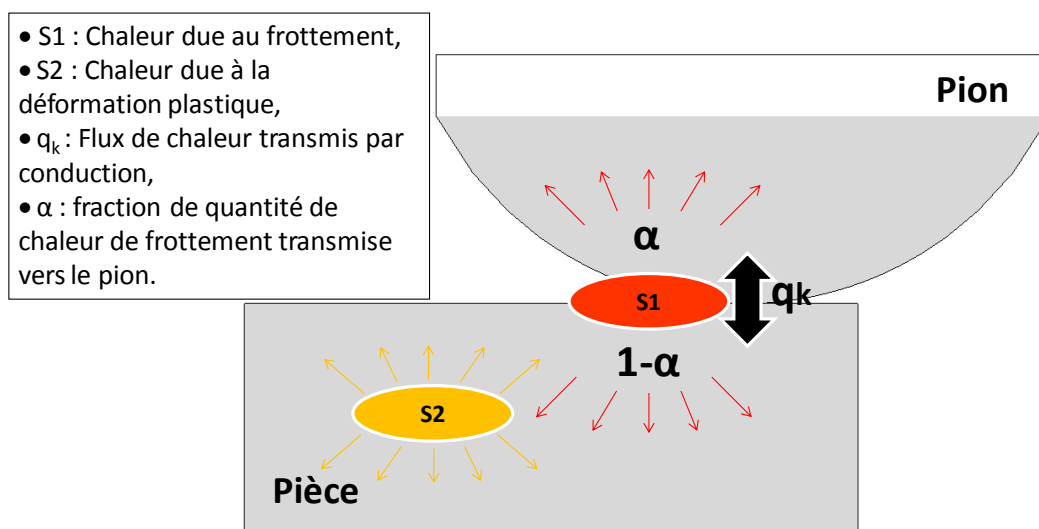


Figure 3.4 : Gestion de l'énergie

Pendant un essai de frottement, le pion frotte sur la pièce, ce qui engendre la création d'énergie. Cette énergie dissipée vient de deux sources : Source 1 (S1), l'énergie créée par le

frottement, et source 2 (S2), l'énergie créée par la déformation plastique de la pièce (**Figure 3.4**). ABAQUS nous donne la possibilité de définir la fraction (η) de l'énergie de frottement transformée en chaleur. Par défaut, ABAQUS prend $\eta=1$. C'est-à-dire 100% de l'énergie due au frottement se transforme en chaleur.

ABAQUS donne aussi la possibilité de définir la portion de l'énergie due à la déformation plastique transformée en chaleur (coefficient de Taylor-Quinney). 90 % de l'énergie créée par la déformation plastique est dissipée sous forme thermique. Zemzemi [Zemz-2007a] et Arrazola et al. [Arra-2008b] ont utilisé cette fraction pour la modélisation, respectivement, d'un essai de frottement de l'acier AISI-4142 et de la coupe orthogonale de l'acier AISI-4140. Cette portion est transformée en chaleur selon l'équation **Eq.3.4**.

$$\rho \cdot C_p \cdot T - \text{div} \left(\lambda \cdot \overrightarrow{\text{grad}}(T) \right) = 0.9 \bar{\sigma} : \bar{\dot{\epsilon}}_p \quad \text{Eq.3.4}$$

Avec $\bar{\sigma}$ est le tenseur des contraintes, $\bar{\dot{\epsilon}}_p$ est le tenseur des vitesses de déformation plastique, ρ : la densité du matériau, C_p la chaleur spécifique et T la température.

Ainsi, ABAQUS nous présente la possibilité de définir la fraction de la quantité de chaleur transmise vers la pièce β_{num} (avec $\beta_{\text{num}} = 1 - \alpha_{\text{num}}$). Alors que α_{num} présente la fraction de la quantité de chaleur de frottement transmise vers le pion. Dans la partie expérimentale, ce coefficient de partage α_{exp} varie en fonction de la vitesse de frottement, c'est pour cela qu'un coefficient de partage de chaleur est affecté pour chaque vitesse de frottement.

2.5. Conditions aux limites

2.5.1. Conditions aux limites mécaniques

Les principales conditions aux limites mécaniques sont présentées dans la **figure 3.5**.

- Le pion est empêché de se déplacer et de tourner dans toutes les directions à l'exception de la direction d'application de l'effort normal.
- Un effort normal, qui est égale à celui utilisé dans la partie expérimentale, est appliqué sur le point par son point de référence.
- Des conditions d'encastrement sont appliquées au fond de la pièce.
- Une vitesse de frottement est imposée sur le matériau.
- Les mailles dans les deux surfaces eulériennes d'entrée et de sortie sont bloquées selon la direction d'écoulement du matériau.

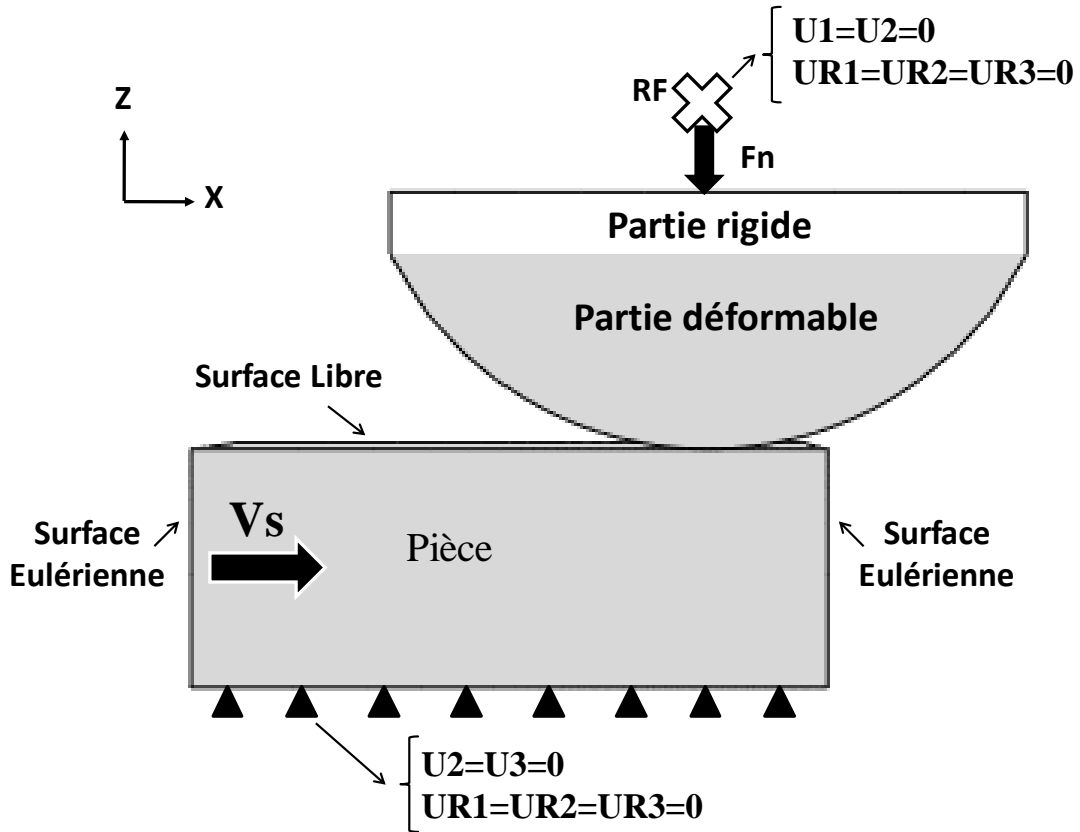


Figure 3.5 : Conditions aux limites mécaniques

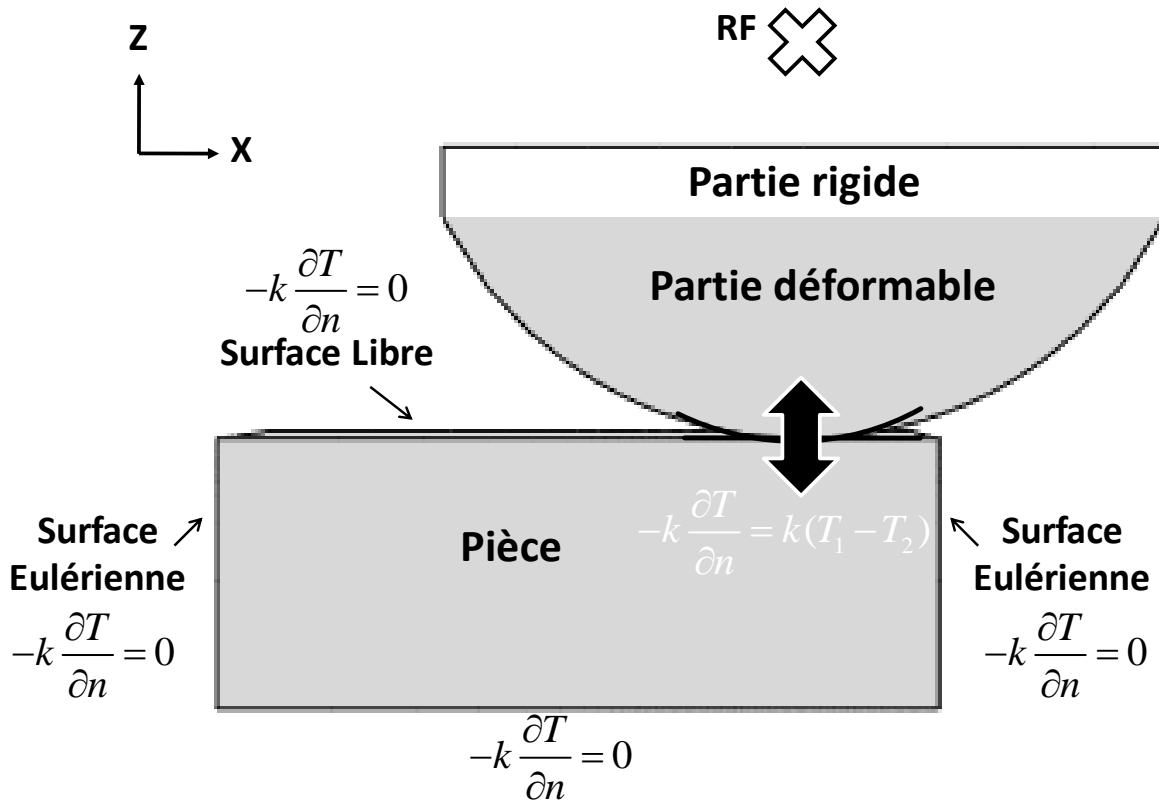


Figure 3.6 : Conditions aux limites thermiques

- Des conditions de symétrie selon l'axe (y) sont appliquées sur le pion et la pièce puisque ce modèle présente la moitié du modèle global.

2.5.2. Conditions aux limites thermiques

En ce concerne les conditions aux limites thermiques, ils sont présentées dans la **figure 3.6**.

Ces conditions sont:

- Un transfert de chaleur existe par conduction à travers les surfaces de contact pion-pièce. La conductivité thermique de contact est égale à $K = 1/R = 10^4 \text{ W/m}^2 \text{ }^\circ\text{C}$, avec R est la résistance thermique de contact. Cette valeur semble la plus appropriée pour modéliser le transfert par conduction aux interfaces outil-copeau en usinage de l'acier AISI 1045 selon le travail développé par Courbon et al. [Cour-2010].
- La chaleur qui s'évacue par conduction des surfaces des frontières de modèle vers le reste de la pièce est négligée puisque la température est suffisamment éloignée de la zone de contact.
- De même, la chaleur qui s'évacue par convection et radiation vers l'air est négligée.

Le **tableau 3.4** récapitule toutes les conditions aux limites mécaniques et thermiques.

Surface	Conditions aux limites thermiques	Conditions aux limites mécaniques	
		Conditions aux limites du maillage	Conditions aux limites du matériau
RF	-	-	Bloqué, sauf en 3 $U1=U2=0$ $UR1= UR2= UR3=0$
AA'D'D	Transfert de chaleur par conduction négligeable $-k \frac{\partial T}{\partial n} = 0$	Maillage bloqué en 1 et 2 $U1=U2=0$	Vitesse de frottement en 1Vs
BB'C'C	Transfert de chaleur par conduction négligeable $-k \frac{\partial T}{\partial n} = 0$	Maillage bloqué en 1 $U1=0$	Sans restriction
CC'D'D	Transfert de chaleur	Sans restriction	Bloqué en 3, 4 et 5

	par conduction négligeable $-k \frac{\partial T}{\partial n} = 0$		$U_3=0$ $UR_1=UR_2=0$
AA'E'E	Transfert de chaleur par convection et radiation négligeable $-k \frac{\partial T}{\partial n} = 0$	Sans restriction	Sans restriction
EE'B'B	Transfert de chaleur par conduction à travers les surfaces en contact $-k \frac{\partial T}{\partial n} = k(T_1 - T_2)$	Sans restriction	Sans restriction

Tableau 3.4 : Conditions aux limites

3. Résultats obtenus

3.1. Procédure de recalage du modèle

Dans des travaux précédents [Bonn-2008a, Zemz-2009, Rech-2009], pour chaque condition d'essai simulée par le modèle développé, une méthode itérative a été développée afin d'être dans la même configuration que celle expérimentale. Cette méthode est basée sur trois étapes indépendantes qui nécessitent un temps de simulation long (plusieurs jours). Elle consiste à identifier :

- La profondeur d'indentation afin d'obtenir un effort normal (F_n) imposé par le vérin pneumatique,
- Le coefficient de frottement adhésif (μ_{adh}) afin d'obtenir un coefficient de frottement apparent numérique ($\mu_{app-num}$) qui soit égale au coefficient de frottement apparent expérimental ($\mu_{app-exp}$),
- Le coefficient de partage de la chaleur (β) afin d'obtenir un flux de chaleur transmis vers le pion ($\phi_{pion-num} = \phi_{pion-exp}$).

Alors que, dans ce travail, et dans le but de faciliter la méthode de recalage du modèle et de diminuer le temps des simulations, l'effort normal imposé au point de référence du pion est égale à l'effort normal utilisé dans la partie expérimentale. Le coefficient de frottement

adhésif (μ_{adh}) et le coefficient de partage de chaleur (β) sont ajustés afin d'obtenir un coefficient de frottement apparent ($\mu_{app-num} = \mu_{app-exp}$) et un flux de chaleur transmis vers le pion déterminés ($\Phi_{pion-num} = \Phi_{pion-exp}$). dans les mêmes conditions de frottement, **figure 3.7**.

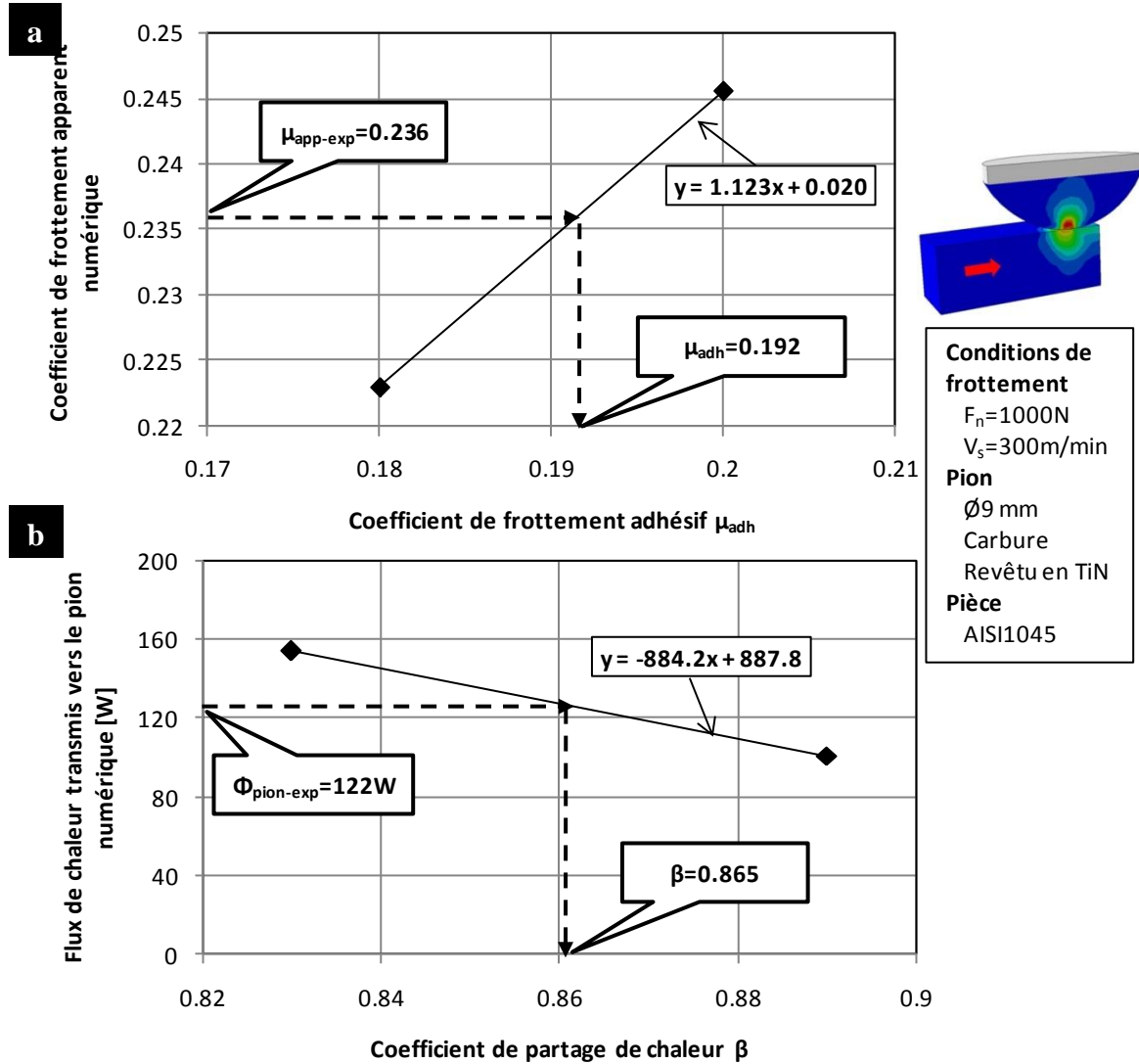


Figure 3.7 : Méthode de détermination du coefficient de frottement adhésif et du coefficient de partage de chaleur

La **figure 3.7** montre un exemple de la détermination du coefficient de frottement adhésif et du coefficient de partage de chaleur. Cette méthode consiste à récupérer les coefficients de frottement apparent numériques suite à deux simulations pour deux coefficients de frottement adhésifs différents. Pour lancer la première simulation, le coefficient de frottement est égal à $\mu_{adh} \approx 0.9 \mu_{app-exp}$. Une deuxième valeur est prise afin de se rapprocher le maximum de la valeur du coefficient de frottement apparent expérimentale. Ensuite, l'évolution du coefficient

de frottement apparent numérique $\mu_{app-num}$ est considéré linéaire en fonction de coefficient de frottement adhésif, **Figure 3.7a**. Une équation de la droite sera déterminée ($\mu_{app-num} = f(\mu_{adh})$). Puis, pour le recalage, la fonction inverse (f^{-1}) est utilisé pour déterminer μ_{adh} de telle sorte que le coefficient de frottement apparent numérique soit égale à celui expérimental ($\mu_{app-num} = \mu_{app-exp}$). Enfin, une autre simulation est lancée pour vérifier la cohérence des résultats avec une erreur qui ne dépasse pas le 1%.

Une fois le coefficient de frottement adhésif déterminé, la procédure de recalage de flux de chaleur transmis vers le pion suit la même méthode pour avoir un flux de chaleur numérique égale au flux de chaleur expérimental ($\phi_{pion-num} = \phi_{pion-exp}$), (**Figure 3.7b**). Pour la première simulation, le coefficient de partage est celui déterminé expérimentalement.

La **figure 3.8** illustre un exemple de l'évolution des efforts de frottement (effort tangentiel F_t et effort normal F_n) et le coefficient de frottement apparent numérique $\mu_{app-num}$ en fonction du temps de la simulation. La **figure 3.9** illustre un exemple de l'évolution du flux de chaleur transmis vers le pion $\phi_{pion-num}$ en fonction du temps de la simulation. Ces résultats sont obtenus suite à une simulation d'un test de frottement pour une vitesse de frottement égale à 300 m/min.

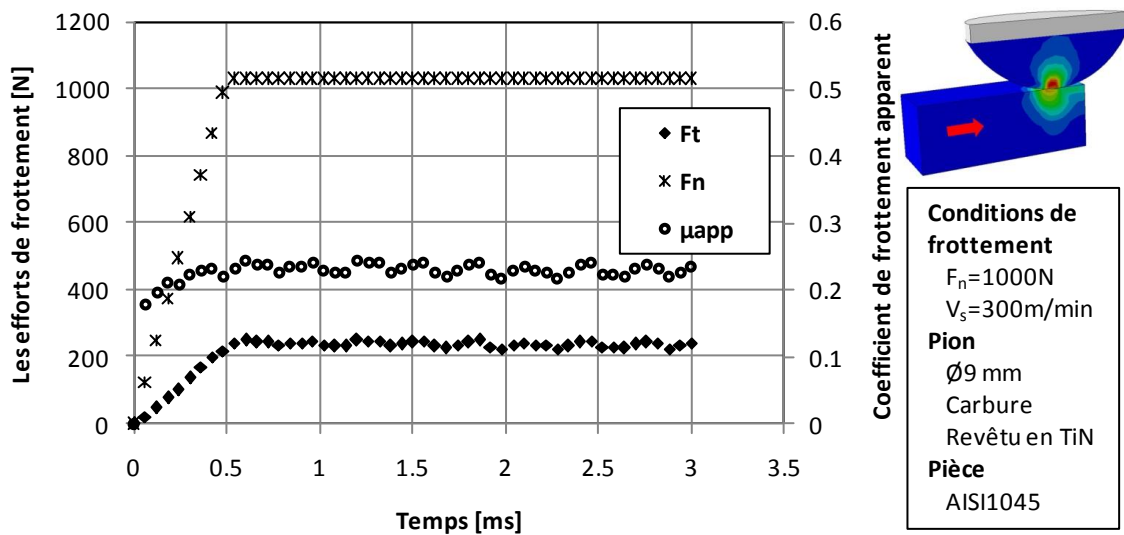


Figure 3.8 : Exemple d'évolution des efforts et du coefficient de frottement apparent sous ABAQUS

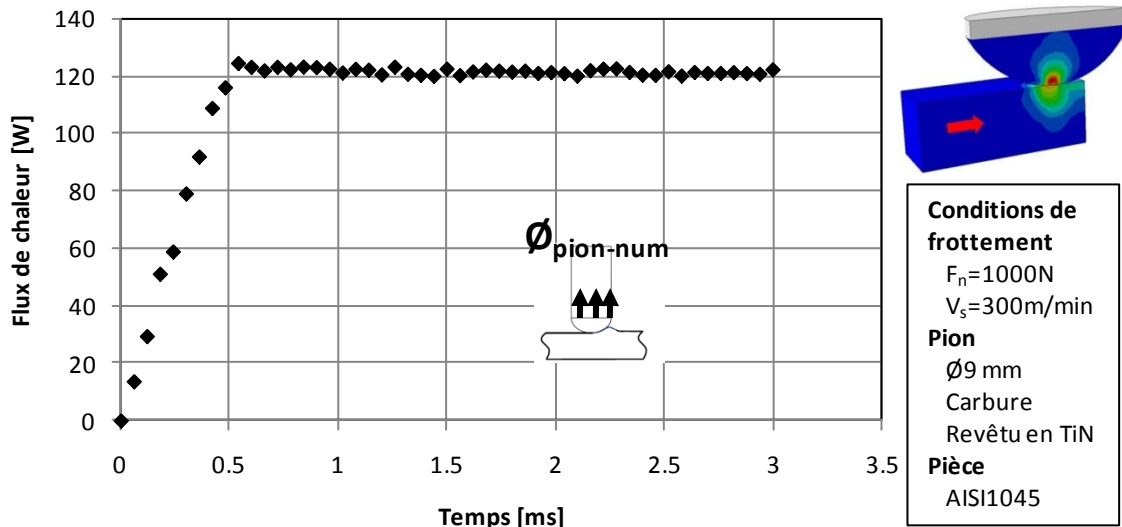


Figure 3.9 : Exemple d'évolution du flux de chaleur

Plusieurs simulations ont été effectuées pour chaque vitesse de frottement entre 5 et 300 m/min en appliquant la méthode de recalage du modèle. La **figure 3.10** montre l'évolution du coefficient de frottement apparent expérimental et numérique en fonction de la vitesse de frottement. La **figure 3.11** montre l'évolution du flux de chaleur transmis vers le pion expérimental et numérique en fonction de la vitesse de frottement. A partir de ces résultats, les valeurs expérimentales et numériques sont bien en accord. Ainsi, à partir de ces simulations, il est possible de décrire les paramètres locaux, pour chaque vitesse de frottement, tels que l'évolution de coefficient de frottement adhésif (μ_{adh}) et le coefficient de frottement dû à la déformation plastique ($\mu_{dér}$) et le coefficient de partage de chaleur α .

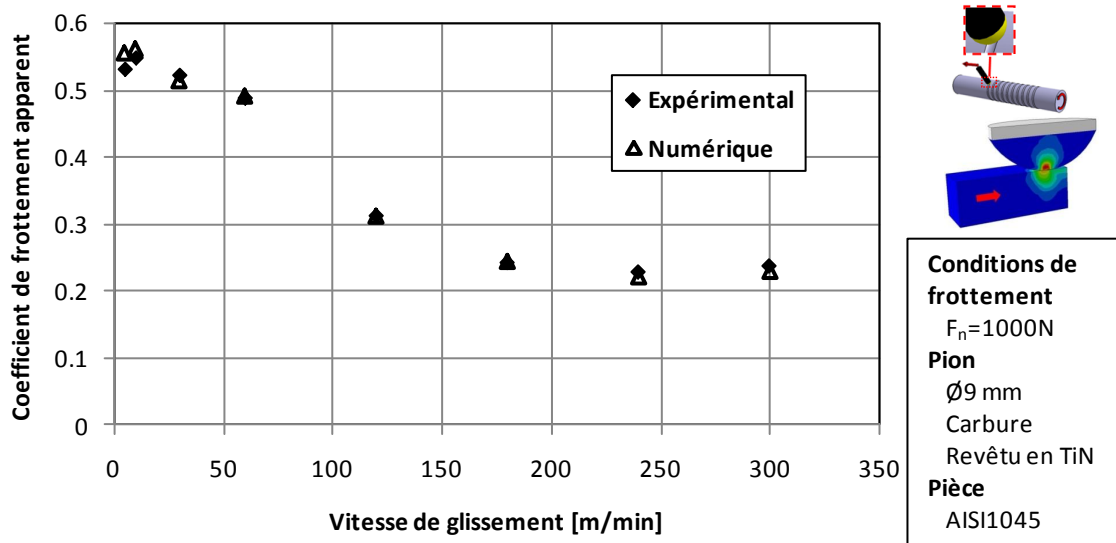


Figure 3.10 : Evolution du coefficient de frottement apparent expérimental et numérique

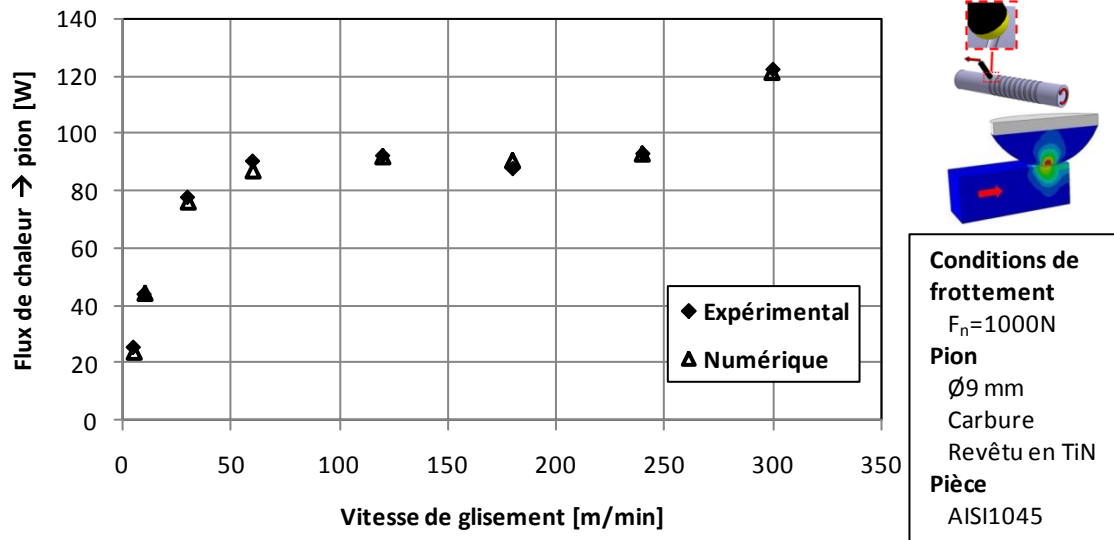


Figure 3.11 : Evolution du flux de chaleur transmis vers le pion (Numérique et expérimental)

La **figure 3.12** montre l'évolution du coefficient de frottement adhésif et apparent en fonction de la vitesse de frottement. A partir de ces résultats et en se basant sur l'équation de Bowden et Tabor (**Eq.3.1**) [Bowd-1951], la proportion de coefficient de frottement due à la déformation plastique ($\mu_{\text{déf}}$) et celle de la partie adhésive (μ_{adh}) peuvent être déterminées, ce coefficient de frottement adhésif mène à 80-90% de celui apparent.

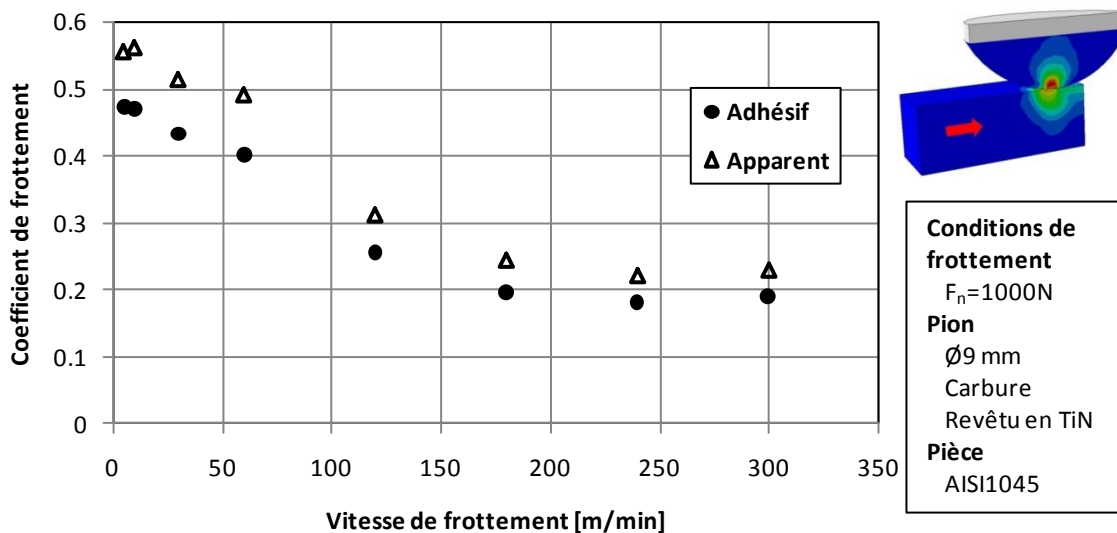


Figure 3.12 : Evolution du coefficient de frottement adhésif et apparent

La **figure 3.13** présente l'évolution du coefficient de partage de chaleur α_{num} déterminé numériquement. Ce coefficient numérique est comparé à celui déterminé expérimentalement α_{exp} . Il est clair dans cette figure qu'il existe une différence entre les deux résultats. Cet écart est due au faite qu'il existe une autre quantité de chaleur qui est transmise vers la pièce : c'est la quantité de chaleur due à la déformation plastique qui a été négligée dans le calcul expérimental du coefficient de partage.

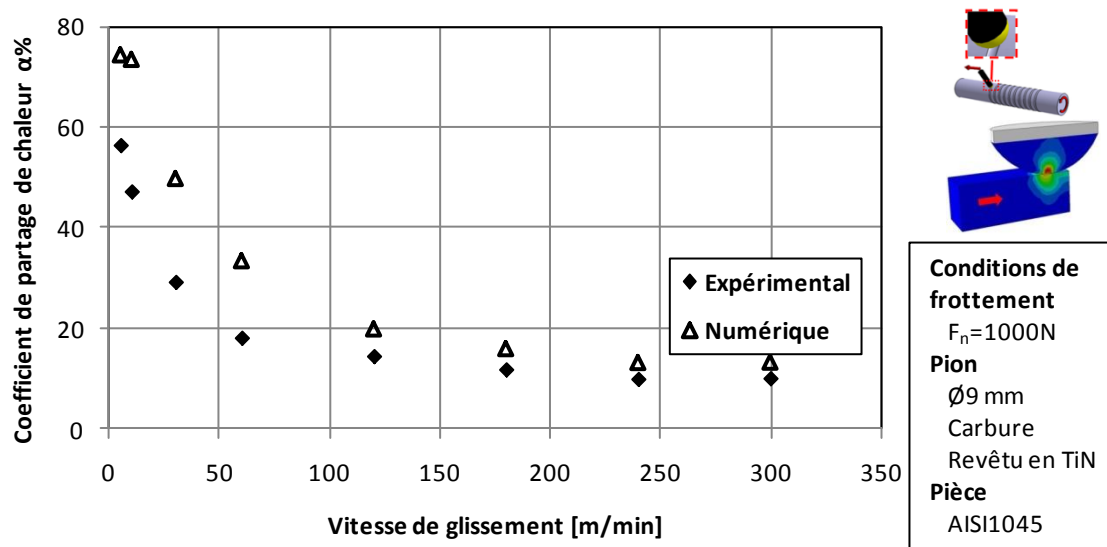


Figure 3.13 : Evolution du coefficient de partage de chaleur transmis vers le pion (Numérique et expérimental)

3.2.Résultats locaux :

Le traitement numérique a été exécuté pour des vitesses de frottement entre 5 et 300 m/min. Il devient maintenant possible d'obtenir des informations sur la pression de contact, la température de contact et la vitesse de glissement locale dans le contact.

La **figure 3.14** présente un exemple d'une simulation d'un test de frottement pour la vitesse de frottement de 300 m/min. Ainsi, à partir de la zone de contact, nous pouvons récupérer toutes les grandeurs désirées. Dans ce travail, seules les valeurs moyennes ont été considérées: la pression moyenne de contact (P), la température moyenne de contact (T) et la vitesse locale moyenne de glissement (V_{ls}). L'obtention de ces paramètres va être expliquée ci-dessous.

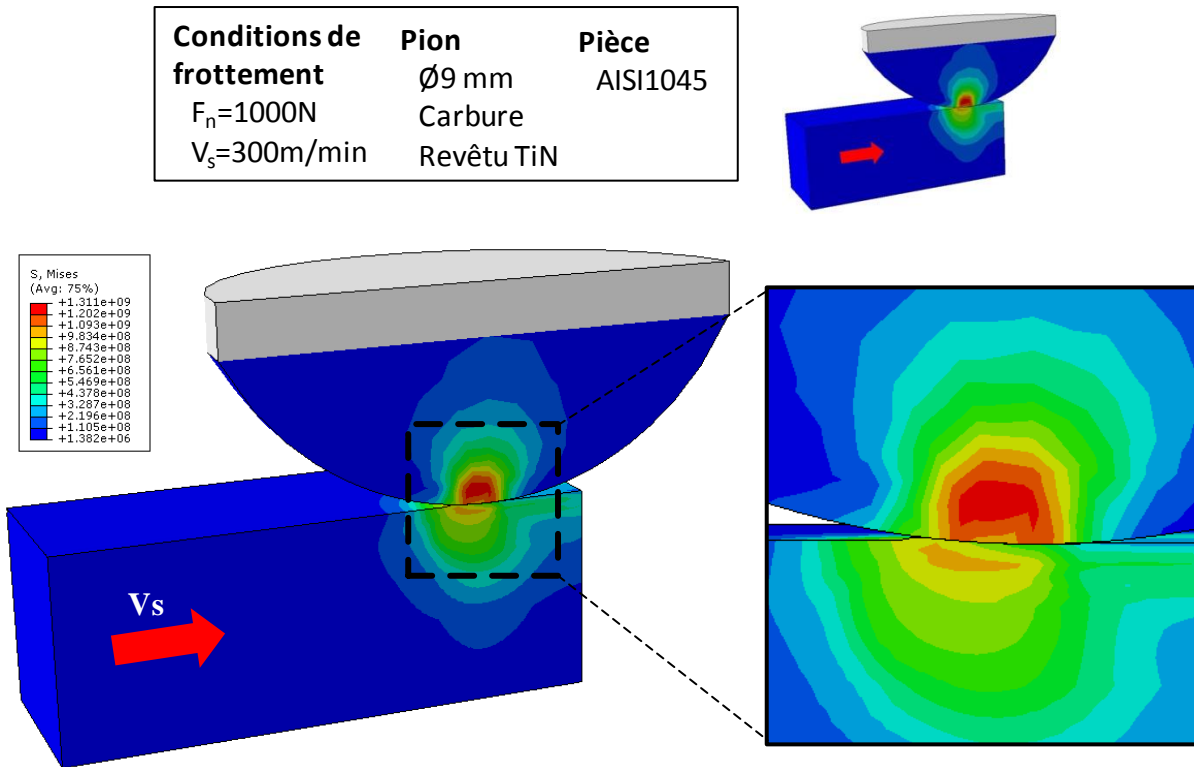


Figure 3.14 : Exemple d'évolution de la contrainte pour une simulation numérique ($V_s = 300\text{ m/min}$)

3.2.1. Pression moyenne de contact

La **figure 3.15** illustre un exemple des iso-valeurs de la pression de contact dans la zone de contact sur la pièce et un exemple d'évolution de la pression moyenne de contact en fonction du temps de la simulation pour une vitesse de frottement de 300 m/min. La **figure 3.16** présente l'évolution de la pression de contact moyenne en fonction de la vitesse de frottement. Cette figure indique que la pression moyenne de contact augmente avec la vitesse de frottement. Il est clair que cette pression varie dans une gamme de 1000 à 2000 MPa. Cet intervalle est approprié avec la pression de contact dans les opérations d'usinage des aciers comme il est rapporté dans la littérature [Tren-1991, Lee-1995].

Il est aussi clair que ces pressions obtenues numériquement sont différentes de celles estimées grossièrement expérimentalement. Cela peut être expliqué d'une part par la présence du phénomène de retour élastique du matériau après un essai expérimental de frottement, et d'autre part, par la présence des amas de matériaux sur les frontières des sillons laissés par le passage des pions qui perturbe de la largeur des sillons. De plus, la surface de contact est considérée un demi cercle dans un plan, alors que le contact est une calotte sphérique 3D.

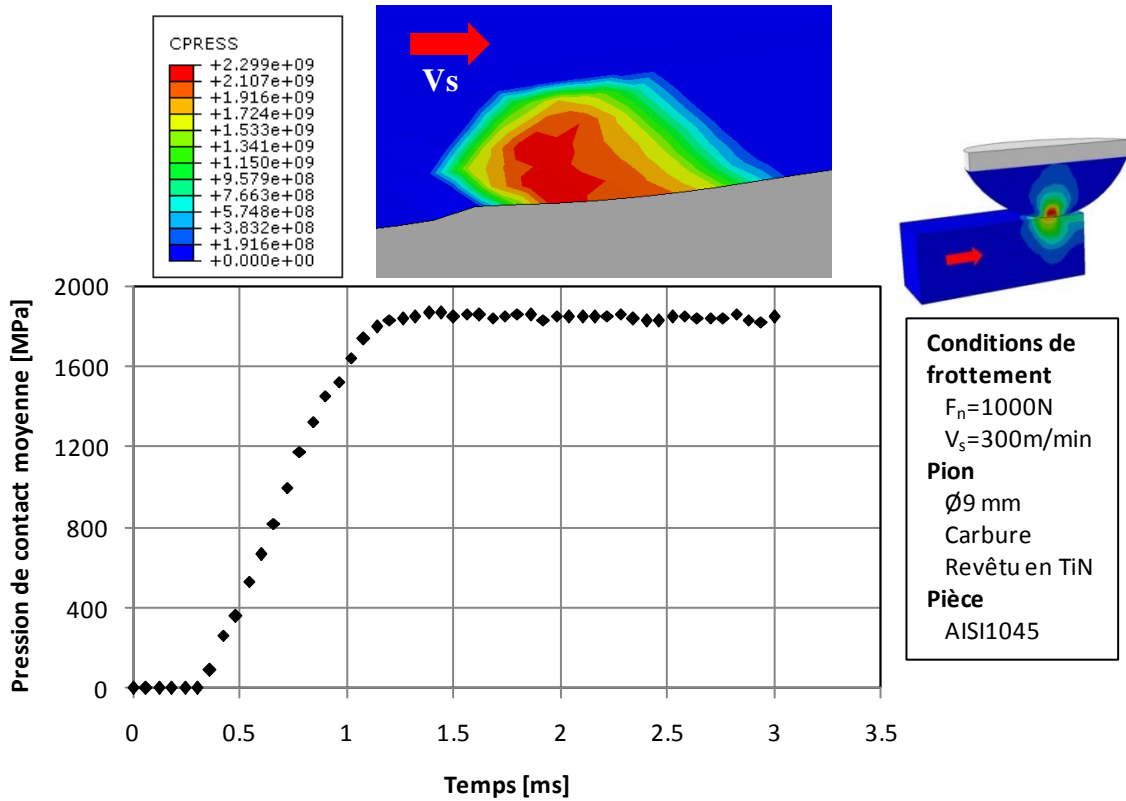


Figure 3.15 : Exemple d'évolution de la pression de contact lors d'une simulation numérique ($V_s = 300\text{ m/min}$),

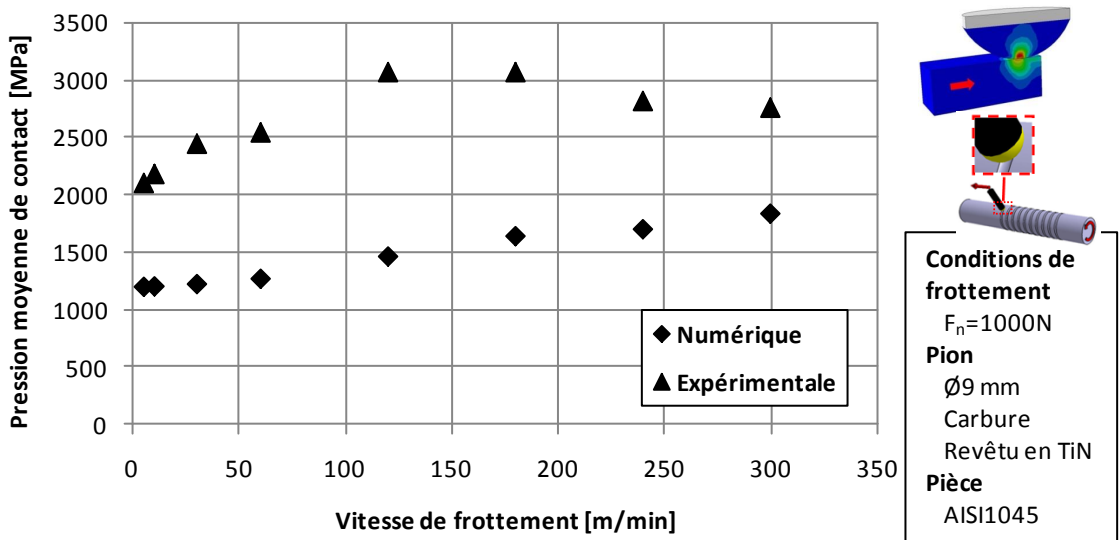


Figure 3.16 : Evolution de la pression moyenne de contact en fonction de la vitesse de frottement

3.2.2. Température moyenne de contact

La **figure 3.17** présente un exemple des iso-valeurs de la température de contact dans la zone de contact sur la pièce et un exemple d'évolution de la température moyenne de contact de la pièce durant une simulation avec une vitesse de frottement de 300 m/min. la température moyenne de contact est égale à la moyenne de toutes les températures de chaque nœud de la pièce qui est en contact avec le pion. Les nœuds de la pièce en contact avec le pion sont déterminés par la carte de la pression de contact (Sous Abaqus : CPRESS).

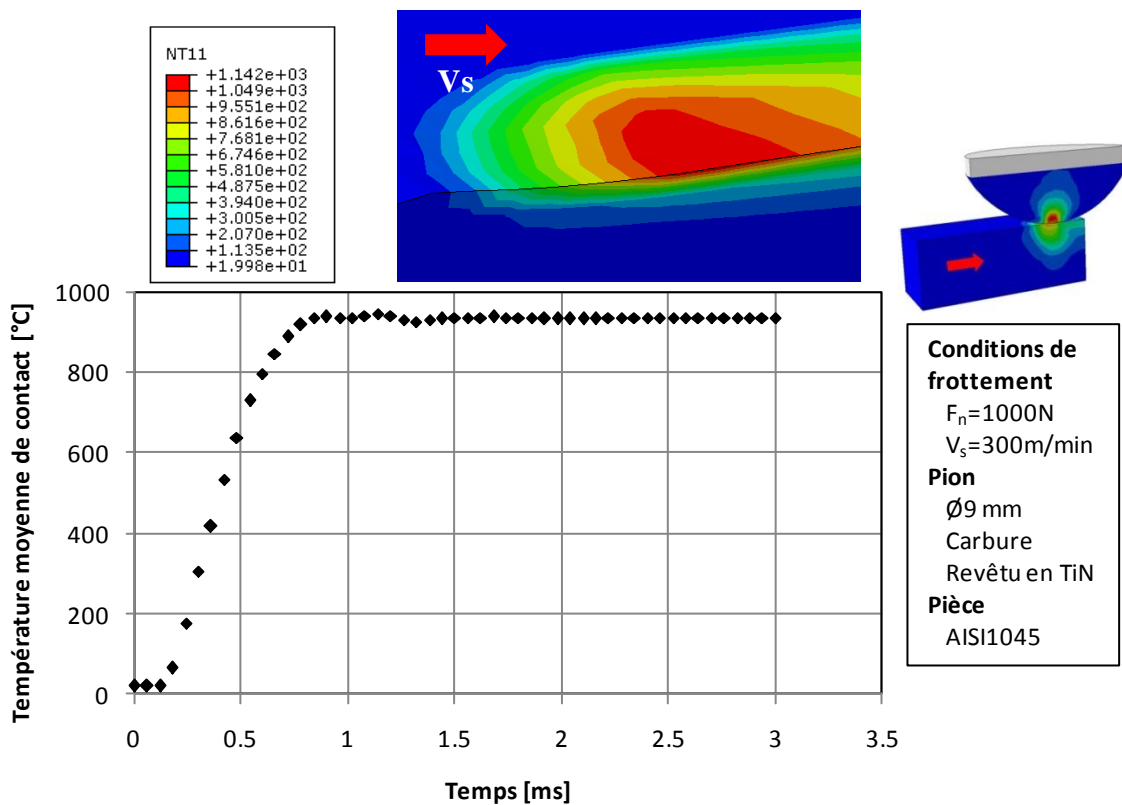


Figure 3.17 : Exemple d'évolution de la température de contact lors d'une simulation numérique

La **figure 3.18** montre l'évolution de la température moyenne de contact (T) en fonction de la vitesse de frottement V_s . Il est clairement observé que la température moyenne de contact augmente très significativement avec la vitesse de frottement, en effet la température moyenne de contact est de l'ordre de 130°C pour une vitesse de frottement de 5 m/min et 930°C pour une vitesse de frottement de 300 m/min, ce qui est pertinent avec la température de contact durant une opération d'usinage d'un acier AISI1045 tel qu'il est rapporté dans la littérature ; En effet, la température maximale trouvée par Yen et al [Yen-2004b] est de l'ordre de 850°C, Davies et al [Davi-2005] ont trouvé des température maximale de l'ordre de

1000°C, alors que Ozel et Zeren [Ozel-2005] et Xie et al. [Xie-2005] ont trouvé des températures maximales qui peuvent atteindre le 1200°C. Cette augmentation de la température de contact est corrélée à la baisse du coefficient de frottement apparent expérimental dans **Figure 2.9**. Ce phénomène s'explique par la présence du phénomène d'adoucissement thermique lorsque la vitesse de glissement augmente. En effet, à basse vitesse, la température de contact est faible, et en parallèle, des grands coefficients de frottement apparents sont obtenus. En augmentant la vitesse de frottement, la température est élevée, avec une diminution de coefficient de frottement apparent est obtenue.

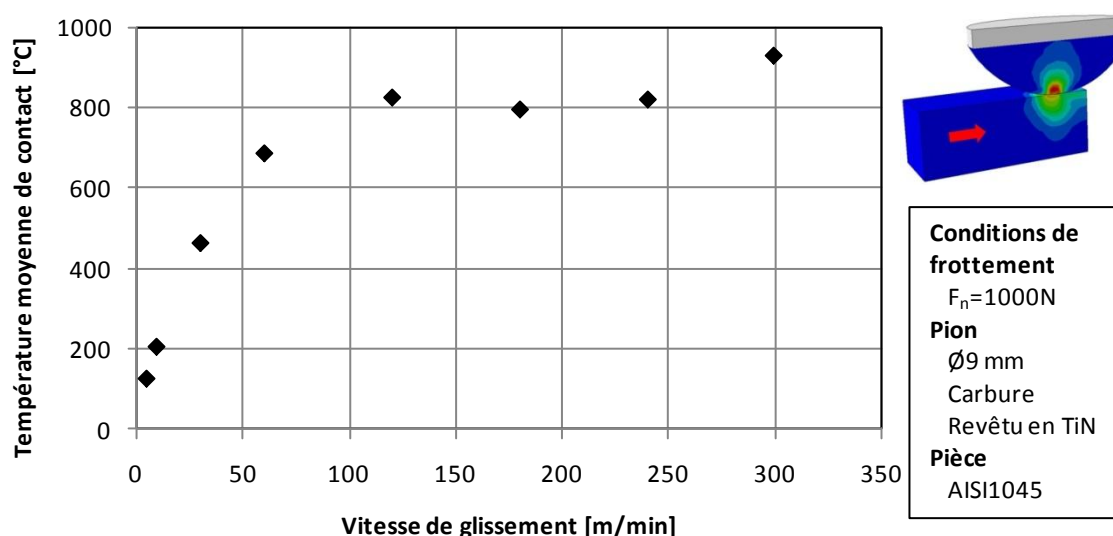


Figure 3.18 : Evolution de la température moyenne de contact (de la pièce) en fonction de la vitesse de frottement

3.2.3. Vitesse locale moyenne de glissement

ABAQUS nous donne la possibilité d'intégrer un coefficient de frottement adhésif en fonction de la vitesse locale de glissement (V_{ls}). Donc il est intéressant d'étudier l'évolution de cette grandeur. La **figure 3.19** présente un exemple des iso-valeurs de la vitesse locale de glissement dans la zone de contact sur la pièce et un exemple d'évolution de la vitesse locale moyenne de glissement durant une simulation d'un test de frottement avec une vitesse de 300 m/min.

La **figure 3.20** illustre l'évolution de la vitesse moyenne locale de glissement en fonction de la vitesse macroscopique de frottement V_s . La vitesse V_{ls} est définie comme la valeur moyenne de toutes les vitesses locales de glissement à chaque nœud de la pièce qui est en contact avec le pion. Cette vitesse locale est différente de la vitesse macroscopique de frottement en raison

du frottement le long du contact pion-pièce. La vitesse de glissement locale (V_{ls}) est réduite de 8 à 40 % selon les conditions d'essai et le coefficient de frottement adhésif correspondant.

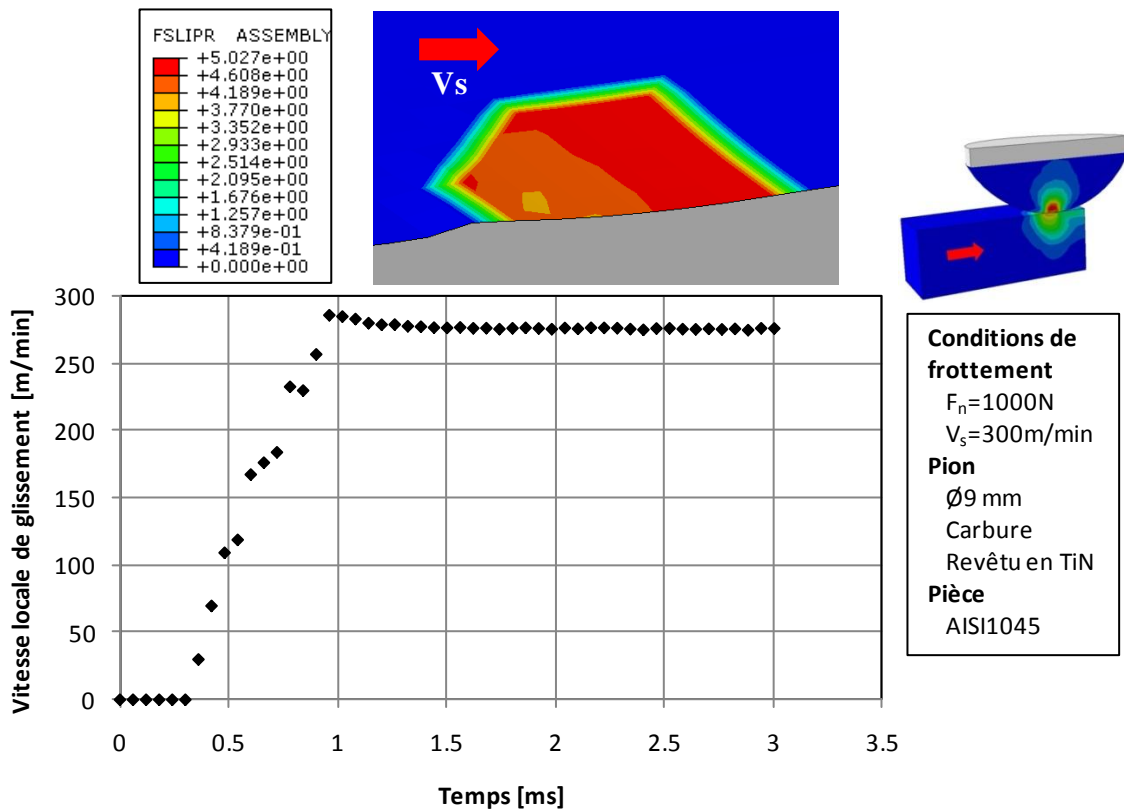


Figure 4.19 : Exemple d'évolution de la vitesse locale de glissement lors d'une simulation numérique

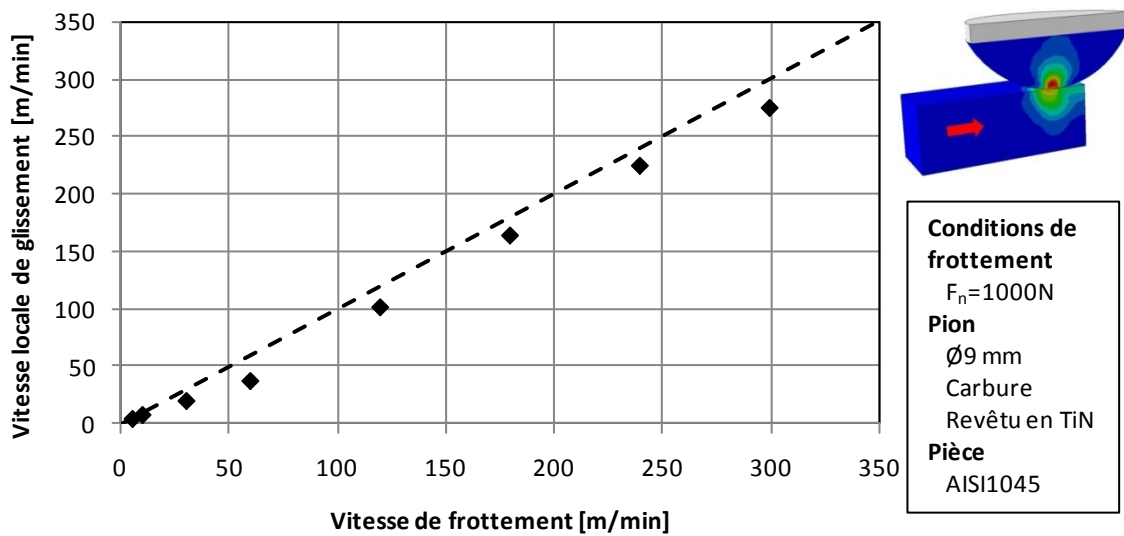


Figure 3.20 : Evolution de la vitesse locale de glissement en fonction de la vitesse macroscopique de frottement

3.3.Modèles de frottement

3.3.1. Coefficient de frottement adhésif

En se basant sur les résultats précédents (Coefficient de frottement adhésif, coefficient de partage de chaleur, vitesse moyenne de glissement locale, température moyenne de contact...), des modèles de frottement et de coefficient de partage de chaleur seront identifiés. La **figure 3.21** présente l'évolution du coefficient de frottement adhésif en fonction de la vitesse moyenne de glissement locale. A partir de cette figure, il est possible de déterminer un modèle de frottement qui relie le coefficient de frottement adhésif avec la vitesse de glissement locale. L'équation **Eq.3.5** présente le modèle $\mu_{adh} = f(V_{ls})$ dans une gamme de vitesse entre 4 et 263 m/min, correspondant aux vitesses de frottement (V_s) comprises entre 5 et 300 m/min. Ce modèle peut être introduit dans une modélisation numérique d'une opération d'usinage sous des logiciels des éléments finis tels qu'ABAQUS.

$$\begin{aligned} \mu_{adh} &= A1 (V_{ls}) + B1 && \text{si } V_{ls} < 2.55 \text{ m/s} \\ \mu_{adh} &= A2 (V_{ls}) + B2 && \text{si } V_{ls} > 2.55 \text{ m/s} \end{aligned} \quad \text{Eq.3.5}$$

Avec : $A1 = -0.108 \text{ s/m}$, $B1 = 0.472$, $A2 = -0.003 \text{ s/m}$, $B2 = 0.204$

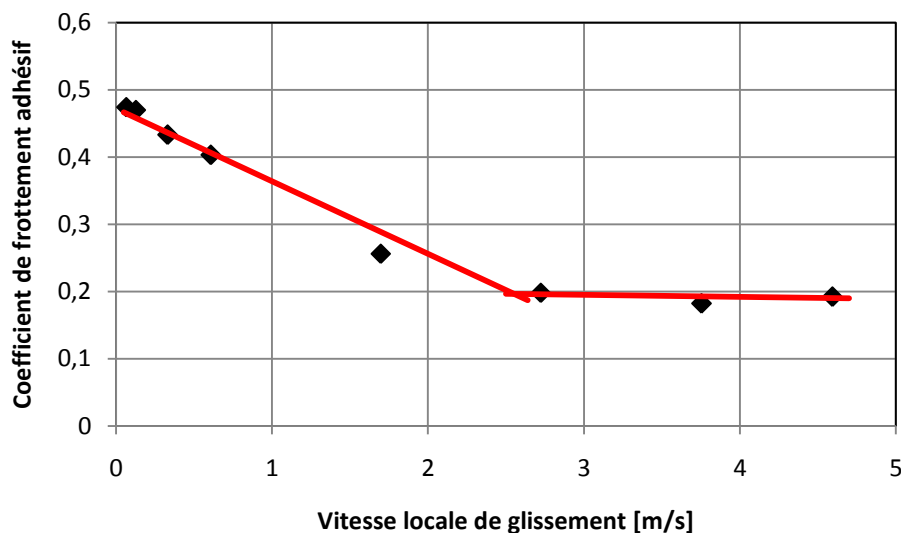


Figure 4.21 : Evolution du coefficient de frottement adhésif en fonction de la vitesse locale de glissement

3.3.2. Coefficient de partage de chaleur

La partition de flux de chaleur est influencée par la vitesse locale moyenne de glissement (V_{ls}), la **figure 3.22** illustre cette évolution.

Donc, il est possible de déterminer un modèle de coefficient de partage de flux de chaleur en fonction de la vitesse locale moyenne de glissement. Ce modèle est présenté par l'équation **Eq.3.6**.

$$\begin{aligned} \alpha_{num} &= C1 (V_{ls}) + D1 && \text{si } V_{ls} < 0.74 \text{ m/s} \\ \alpha_{num} &= C2 (V_{ls}) + D2 && \text{si } V_{ls} > 0.74 \text{ m/s} \end{aligned} \quad \text{Eq.3.6}$$

Avec : $C1 = -79.6 \text{ s/m}$, $D1 = 80.27$, $C2 = -2.352 \text{ s/m}$, $D2 = 23.2$

L'avantage de ce modèle de coefficient de partage de chaleur est qui tient dans le fait qu'il prend en compte l'énergie dissipée par déformation plastique.

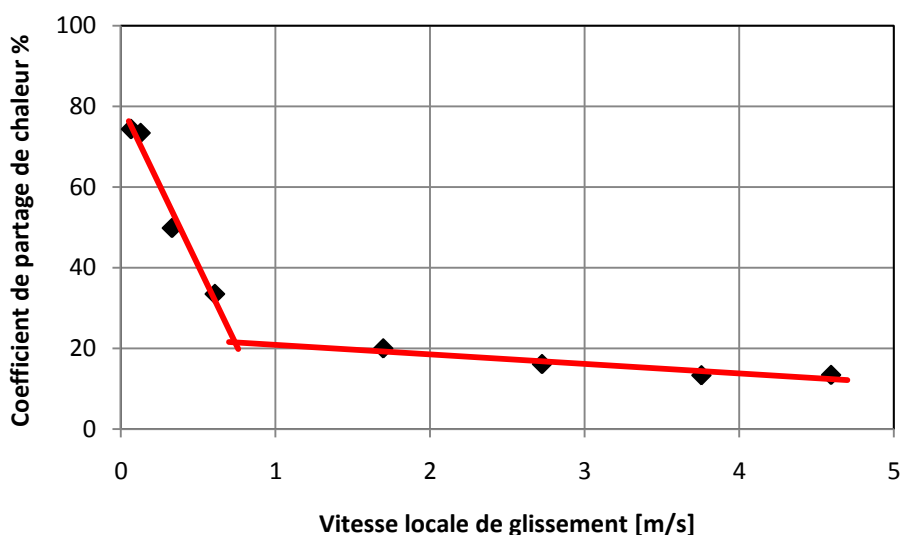


Figure 3.22 : Evolution du coefficient de partage du flux de chaleur en fonction de la vitesse locale de glissement

4. Evolution de la température et de la déformation plastique PEEQ en profondeur

Une fois le recalage des tests de frottement effectué (les simulations numériques sont en accord avec les tests expérimentaux ($\mu_{app-num} \approx \mu_{app-exp}$ et $\phi_{pion-num} \approx \phi_{pion-exp}$), ABAQUS nous donne la possibilité de récupérer des autres grandeurs tels que l'évolution de la température et la déformation plastique en fonction de la profondeur de la pièce. Dans ce contexte, une coupe verticale passant par l'axe de pion est faite. En suite, tous les nœuds qui forment une droite verticale le long de la profondeur de la pièce sont sélectionnés pour déterminer l'évolution de la température et de la déformation plastique en fonction de la profondeur de la pièce pour chaque vitesse de frottement, **Figure 3.23**.

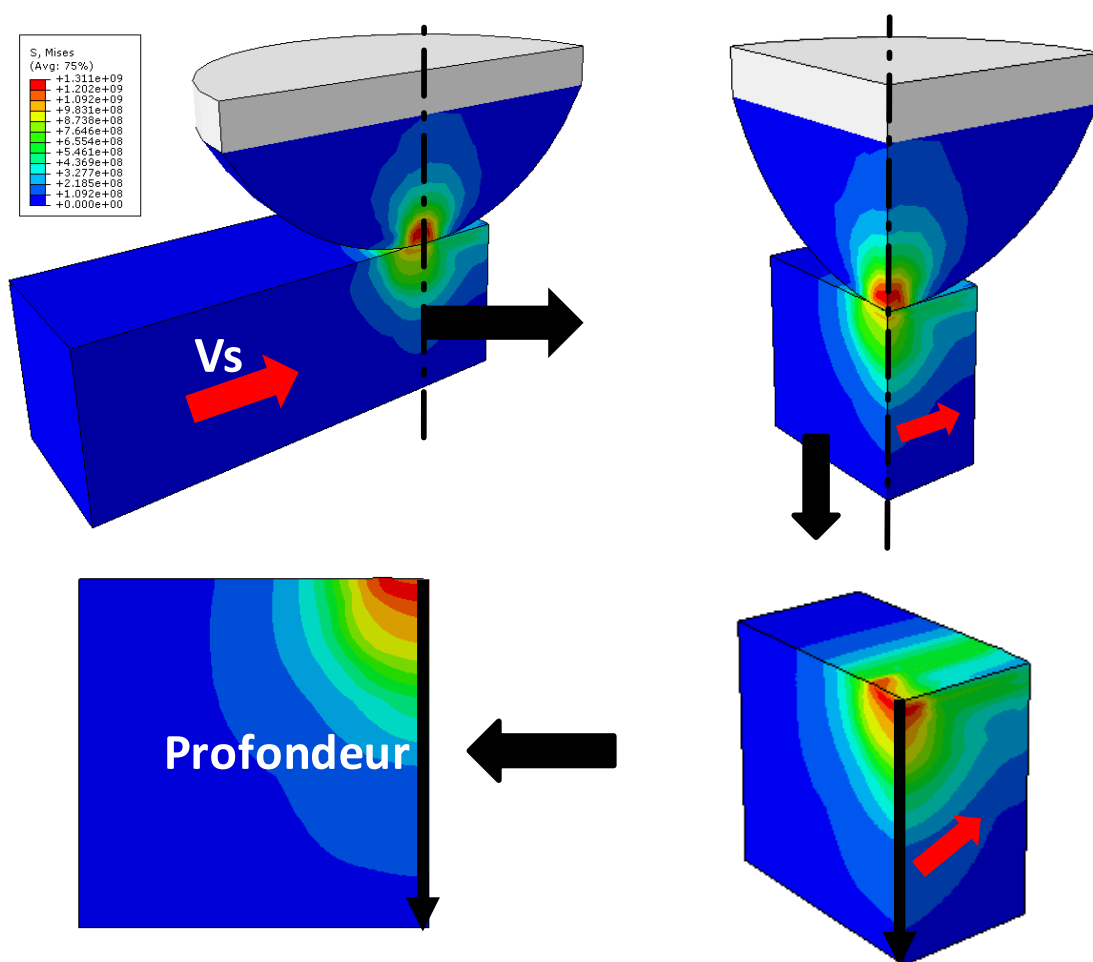


Figure 3.23 : Méthode de récupération de la température et de la déformation plastique en profondeur

4.1. Température

La **figure 3.24** montre l'évolution de la température de contact (T) en fonction de la profondeur pour chaque vitesse de frottement V_s . Il est clair que la température maximale augmente très significativement avec la vitesse de frottement ce qui est cohérent avec les résultats précédents. La température est d'environ 154°C pour une vitesse de frottement de 5 m/min et 1150°C pour une vitesse de frottement de 300 m/min , ce qui est en accord, avec des températures maximales de contact rencontrés dans une opération d'usinage de l'acier AISI 1045 tel qu' il est rapporté dans la littérature par Davies et al. [Davi-2003] et par Ceretti et al. [Cere-2007] et par Arrazola et Ozel [Arra-2010] pour l'usinage d'un autre acier (acier AISI 4340). Il est clair dans la **figure 3.24** que la température (la température de la surface superficielle) diminue en fonction de la profondeur de la pièce. Et il est également clair que la

profondeur de la pièce, affectée par la température, diminue avec l'augmentation de la vitesse de frottement. Ces résultats sont confirmés par les cartographies de la température en profondeur de la pièce prises pour toutes les vitesses de frottement. Ces cartographies sont présentées dans la **figure 3.25**.

4.2.Déformation plastique PEEQ

La **figure 3.26** montre l'évolution de la déformation plastique équivalente en fonction de la profondeur pour chaque vitesse de frottement. La **figure 3.27** présente des exemples de cartographie de la déformation plastique équivalente. Ces figures montrent que la profondeur de couche affectée est presque constante, mais la déformation plastique maximale est différente d'une vitesse à une autre. A partir de ces résultats, trois régimes peuvent être distingués:

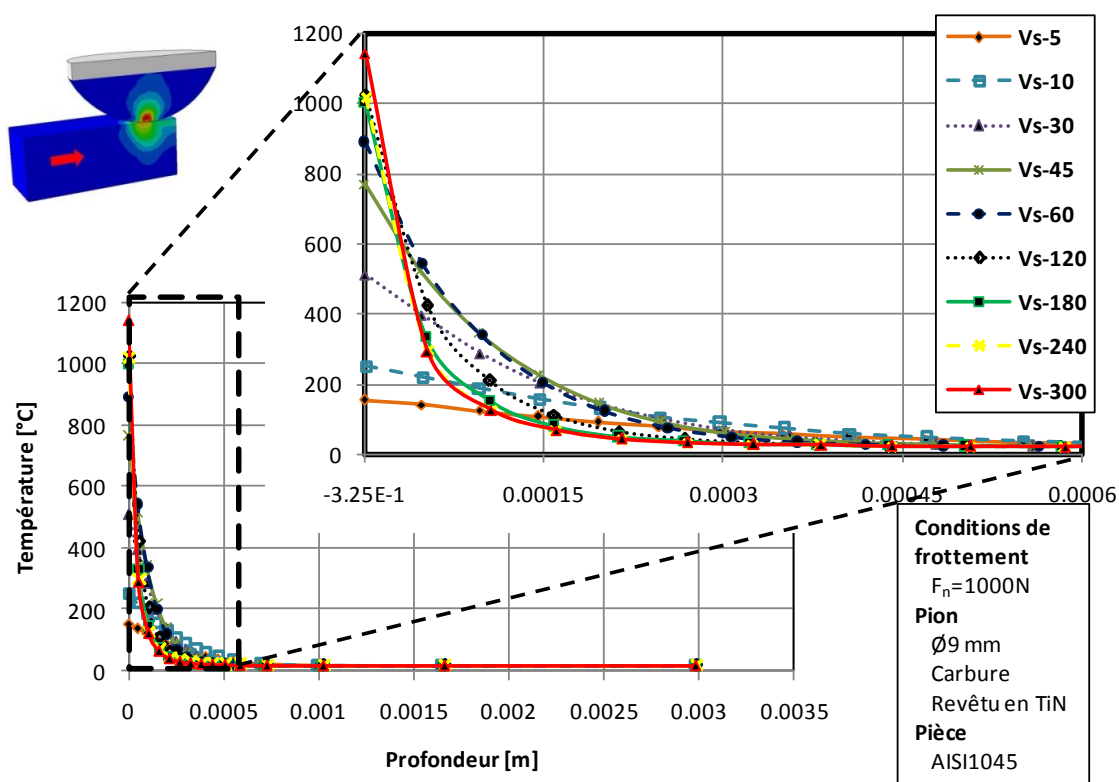


Figure 3.24 : Evolution de la température en fonction de la profondeur

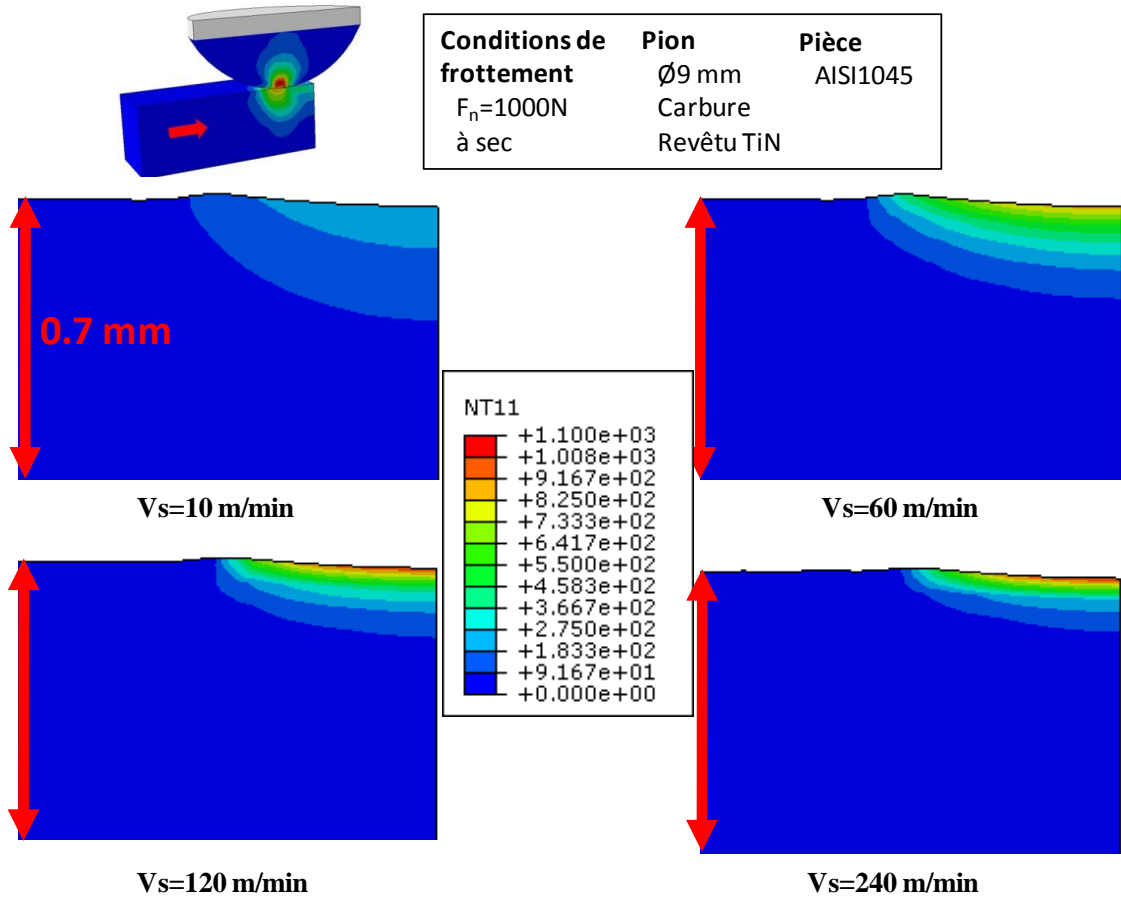


Figure 3.25 : Exemple des iso-valeurs de la température en profondeur

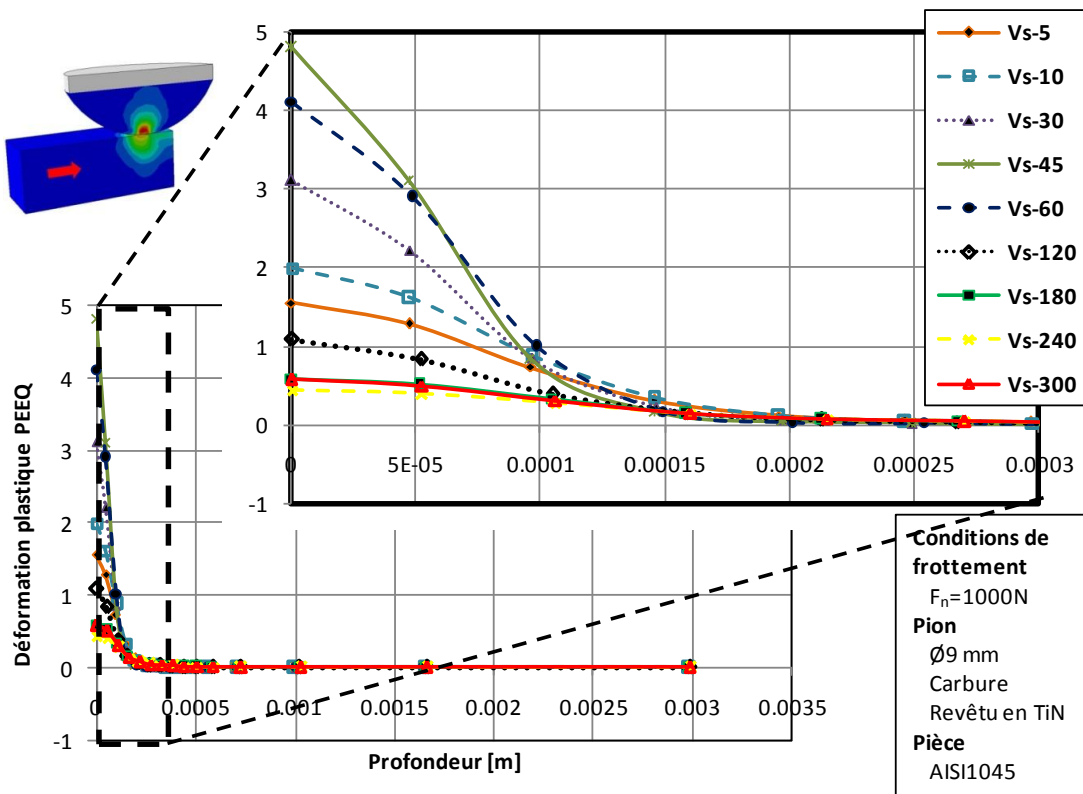


Figure 3.26 : Evolution de la déformation plastique en fonction de la profondeur

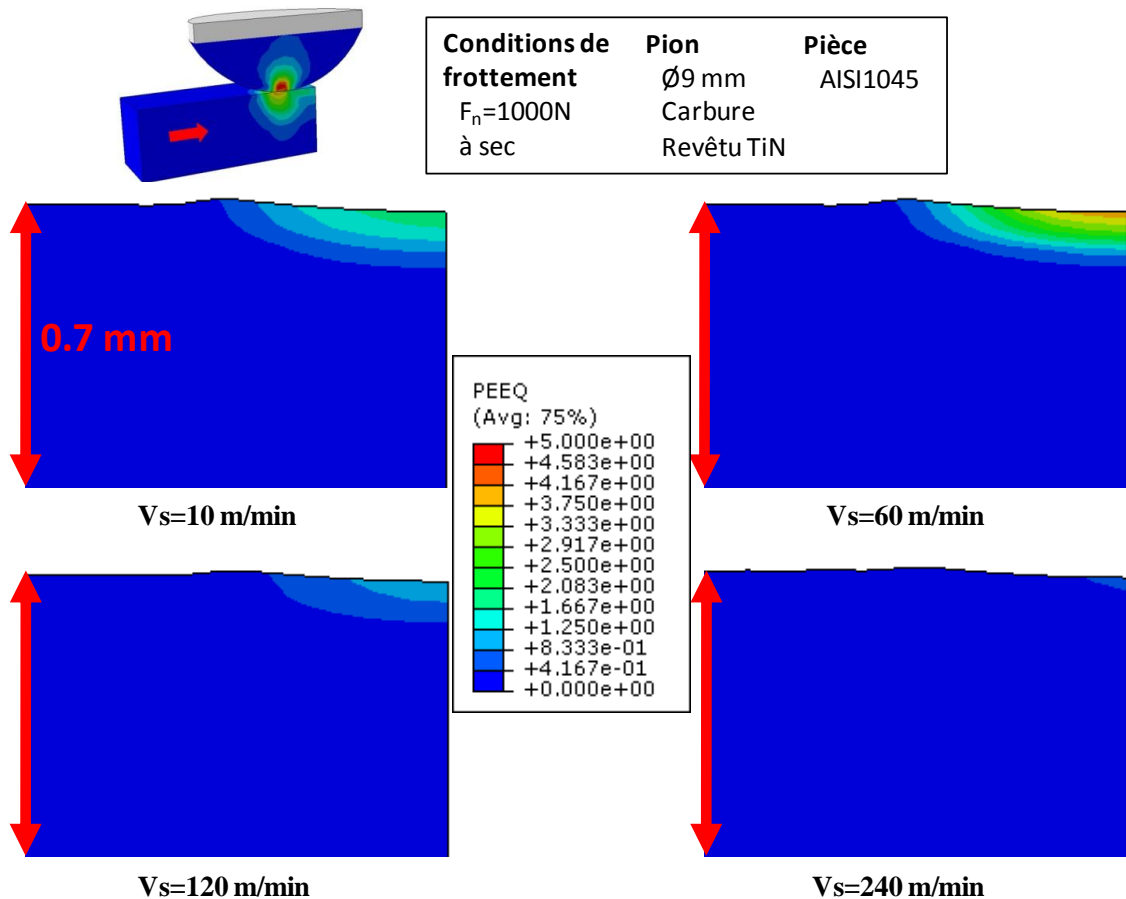


Figure 3.27 : Exemple des iso-valeurs de la déformation plastique en profondeur

- Dans le premier régime, pour des vitesses de frottement $V_s < 60\text{ m/min}$, la déformation plastique équivalente augmente avec la vitesse de frottement (PEEQ = 1.5 \rightarrow 4.8).
- En second régime, pour des vitesses de frottement $60 < V_s < 180\text{ m/min}$, la déformation plastique équivalente diminue d'une manière significative lorsque que la vitesse de glissement augmente (PEEQ = 4.1 \rightarrow 0.55).
- Dans le troisième régime, pour des vitesses de frottement $V_s > 180\text{ m/min}$, la déformation plastique PEEQ n'a pas été affectée par l'augmentation de la vitesse V_s .

Ce résultat est cohérent avec celui-ci qui a été trouvé par Davim et Maranhão [Davi-2009] pendant l'usinage de l'acier AISI 1045 en utilisant une étude numérique. Dans ce cas, la déformation plastique aux interfaces outil-pièce-copeau est dans la gamme de 0,57 et 8 pour une simulation de la coupe orthogonale dans les conditions suivantes : une vitesse de coupe de 300 m/min, une vitesse d'avance de 0.3 mm/tr et une profondeur de passe de 3 mm

4.3. Confrontation avec les résultats expérimentaux

La déformation plastique et la température de contact jouent un rôle très important dans l'analyse des phénomènes tribologiques à l'interface outil-pièce-copeau. Les évolutions de ces paramètres peuvent être divisées en trois régimes comme le montre la **figure 3.28**.

- Pour des vitesses de frottement inférieure de 60 m/min (régime 1), la déformation plastique équivalente augmente jusqu'à une valeur maximale et des petites valeurs de la température ont été obtenues. Dans l'autre partie, au cours des essais expérimentaux, le coefficient de frottement apparent est élevé (**figure 2.9**) et des couches déformées plastiquement ont été obtenus (**figure 2.27**). Cela conduit à conclure que la déformation plastique est la plus influente sur les phénomènes tribologiques dans cette gamme de vitesses de frottement et que la température est insuffisante pour avoir la couche blanche. Et par conséquent, le phénomène de durcissement par déformation plastique est le phénomène dominant par rapport à l'adoucissement thermique dans cette gamme de vitesse.
- Pour des vitesses de frottement $60 < V_s < 180$ m/min (régime 2), la déformation plastique diminue et la température augmente de manière significative en fonction de la vitesse de frottement (**figure 3.28**). Au cours des essais expérimentaux, le coefficient de frottement apparent diminue rapidement avec la vitesse de frottement (**figure 2.9**). Cette diminution est due à l'adoucissement thermique provoqué par la température élevée dans la zone de contact. Une grande similitude entre la carte de température (**figure 3.25**) et la profondeur de la couche blanche est présentée dans la **figure 2.26**. En fait, les deux couches présentées diminuent lorsque la vitesse de frottement augmente. Ces résultats confirment que la couche blanche est formée en raison de l'augmentation de la température suivie d'un refroidissement avec l'environnement et avec le reste de la pièce (partie de la pièce non chauffée). Il résulte que la température est la plus influente sur les phénomènes tribologiques dans ce régime 2. Ainsi la **figure 3.28** qui présente la température maximale nous permet de déterminer la température critique (température minimale pour la formation de la couche blanche), à partir de ces résultats, cette température critique est de l'ordre de 850 °C. Et par conséquent, le phénomène d'adoucissement thermique (aspect thermique) est dominant et l'aspect mécanique (durcissement par déformation

plastique) est négligeable devant l'influence de la température dans cette gamme des vitesses.

- Dans le régime 3, des petites déformations plastiques et des grandes températures ont été obtenues, en parallèle une diminution de coefficient de frottement apparent expérimental est observée. Ce qui confirme que ce phénomène est lié de l'adoucissement thermique.

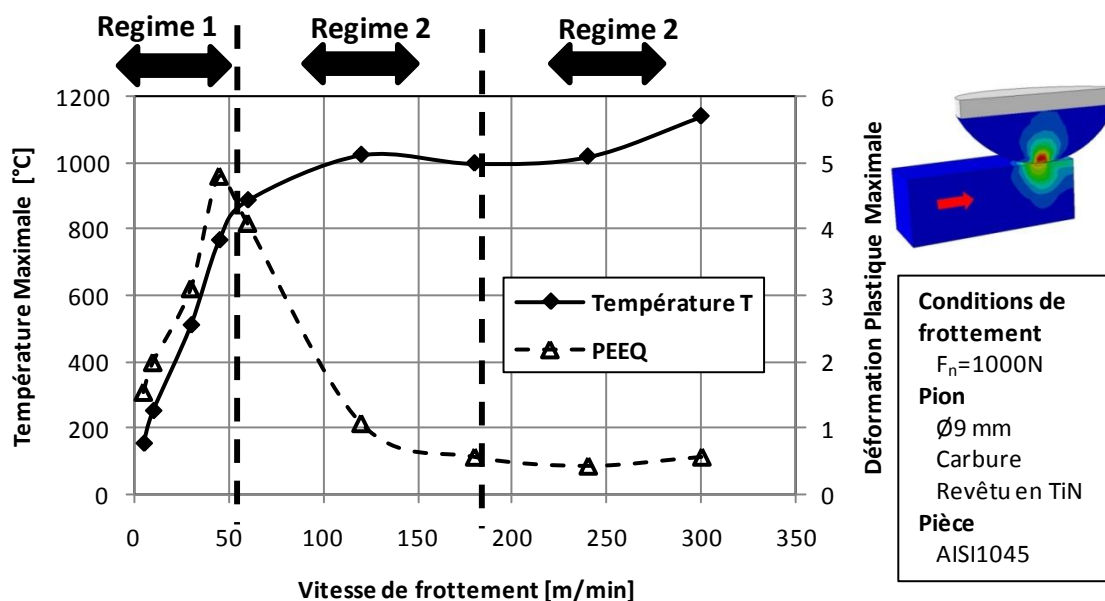


Figure 3.28 : Evolution de la température et de la déformation plastique en fonction de la vitesse de frottement

5. Etude de sensibilité de paramètres tribologiques

5.1. Etude de l'influence de la conductivité thermique de contact

Dans la littérature, plusieurs valeurs de la conductivité thermique ont été prises pour la modélisation numérique. Dans ce contexte, une autre valeur de la conductivité thermique de contact a été introduite dans le modèle de frottement ($K = 10^8 \text{ W/m}^2 \text{ } ^\circ\text{C}$) afin d'étudier l'influence de ce paramètre sur les grandeurs mesurées (la première conductivité thermique de contact a été $K = 10^4 \text{ W/m}^2 \text{ } ^\circ\text{C}$)

Plusieurs simulations ont été faites, la **figure 3.29** présente les résultats obtenus en comparant à une conductivité thermique de contact de $K = 10^4 \text{ W/m}^2 \text{ } ^\circ\text{C}$. Ces courbes illustrent l'influence de la conductivité thermique de contact sur le coefficient de frottement apparent

(Figure 3.29a), sur la pression moyenne de contact (Figure 3.29b), sur la température moyenne de contact (Figure 3.29c) et sur la vitesse locale moyenne de glissement (Figure 3.29d).

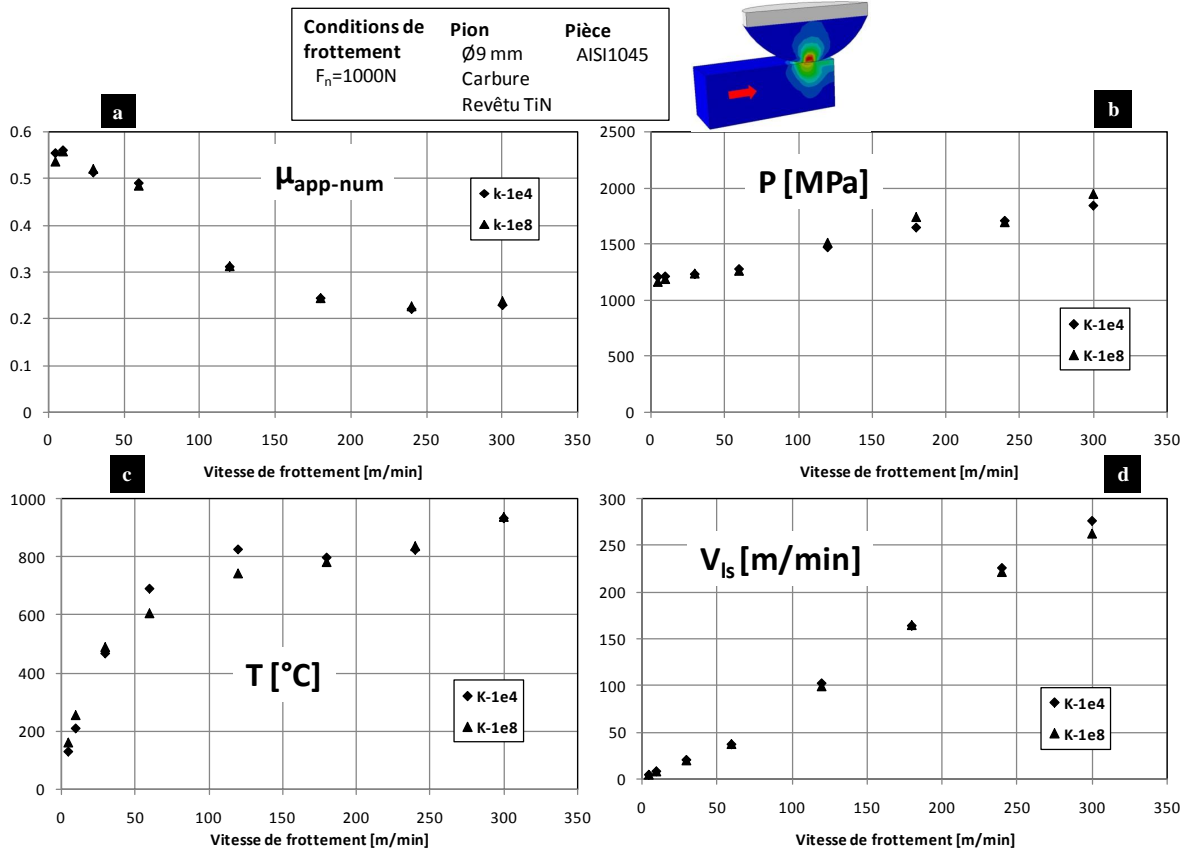


Figure 3.29 : Influence de la conductivité thermique de contact sur (a) le coefficient de frottement adhésif, (b) la pression moyenne de contact, (c) la température moyenne de contact et (d) la vitesse moyenne locale de glissement

Les résultats présentés dans la figure 3.29 montrent qu'il n'y a pas une variation significative sur les grandeurs mesurées (coefficient de frottement adhésif, pression moyenne de contact, température moyenne de contact et la vitesse locale moyenne de glissement). On constate que le coefficient de partage de chaleur n'a pas d'influence sur la répartition du flux de chaleur. Ce qui est peut être expliqué du faite que le flux de chaleur du au frottement est négligeable devant le flux de chaleur transmis par conduction aux interfaces pion-pièce. Ainsi qu'en utilisant une grande valeur de la conductivité thermique du contact, l'évolution du flux de chaleur en fonction est moins stable que celle pour une conductivité $K = 10^4 \text{ W/m}^2 \text{ }^\circ\text{C}$, Figure 3.30.

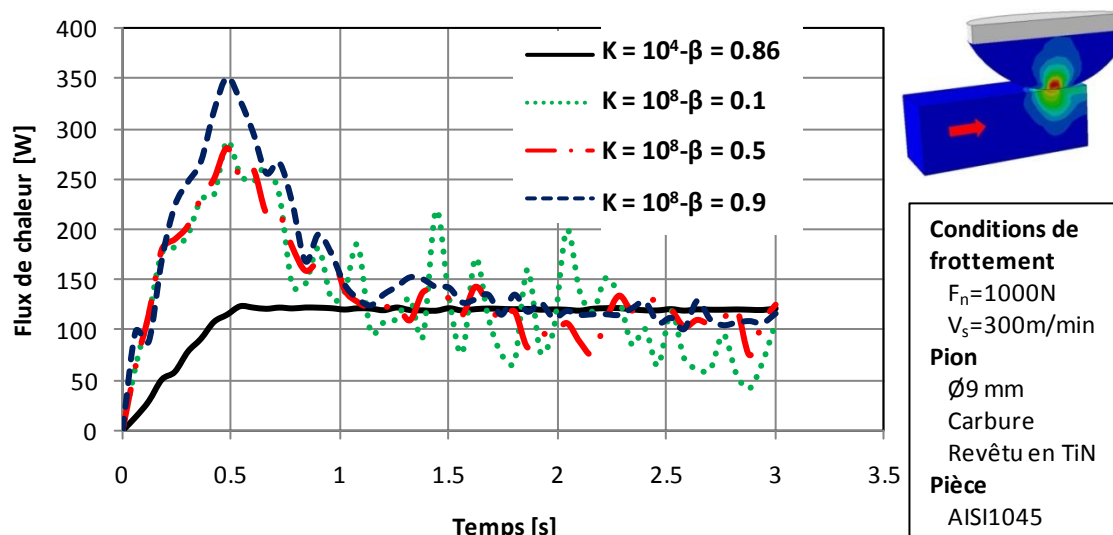


Figure 3.30 : Influence de la conductivité thermique de contact sur l'évolution du flux de chaleur numérique

5.2. Etude de l'influence du diamètre de pion

Suite aux résultats obtenus dans la partie expérimentale en variant le diamètre de pion, des autres simulations numériques ont été faites en modifiant le diamètre de pion utilisé (un diamètre de 17 mm au lieu de 9 mm) (**figure 3.31**).

La **figure 3.31** présente des comparaisons, en fonction du diamètre de pion, du coefficient de frottement adhésif (**Figure 3.31a**), sur la pression moyenne de contact (**Figure 3.31b**), sur la température moyenne de contact (**Figure 3.31c**) et sur la vitesse locale moyenne de glissement (**Figure 3.31d**). Ces figures montrent qu'il n'y a pas une variation significative sur l'évolution du coefficient de frottement adhésif, sur la température moyenne de contact et sur la vitesse locale moyenne de glissement, alors qu'il est clair que la pression moyenne de contact varie. En effet, cette pression augmente de 7 à 20 % selon la vitesse de frottement en diminuant le diamètre de pion. Donc, la pression de contact, dans cette plage des valeurs, n'a pas d'influence significative, ce qui est en accord avec les résultats expérimentaux.

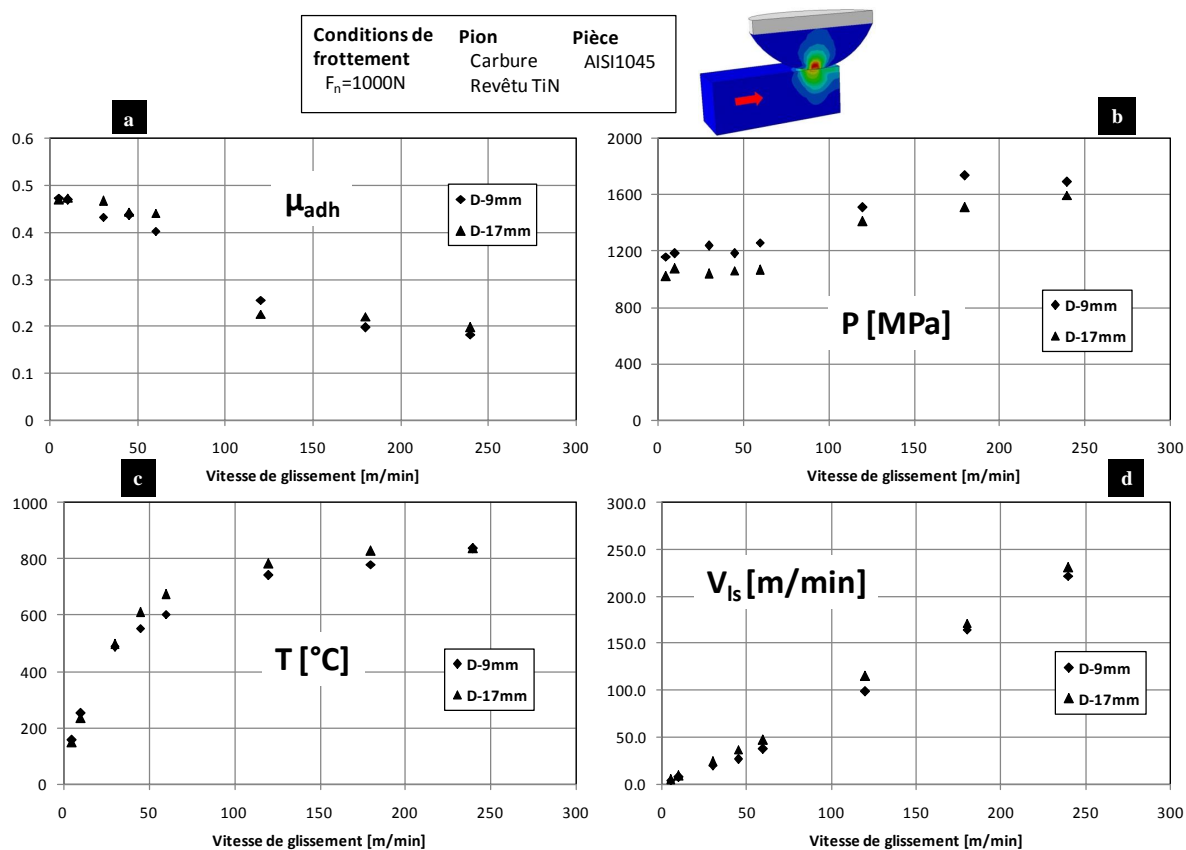


Figure 3.31 : Influence du diamètre de pion sur (a) le coefficient de frottement adhésif, (b) la pression moyenne de contact, (c) la température moyenne de contact et (d) la vitesse moyenne locale de glissement

5.3. Influence de l'effort normal appliqué

Plusieurs simulations ont été effectuées en changeant l'effort normal appliqué sur le pion (un effort de 550 N). Les résultats obtenus sont présentés dans les figures suivantes, **Figure 3.32**.

La **figure 3.32** montre qu'il n'y a pas une variation significative sur la température moyenne de contact (**figure 3.32c**) et sur la vitesse locale moyenne de glissement (**figure 3.32d**), alors que l'augmentation de l'effort normal a d'influence sur le coefficient de frottement adhésif (**figure 3.32a**), la pression moyenne de contact (**figure 3.32b**). En effet, la pression de contact augment de 1 à 23 % et le coefficient de frottement adhésif diminue de 1 à 22 %, en fonction de la vitesse de frottement, en augmentant l'effort normal appliqué sur le pion. Donc, l'augmentation de la pression de contact (dans cette plage de la pression) donne une diminution du coefficient de frottement adhésif, ce qui en accord avec les résultats expérimentaux.

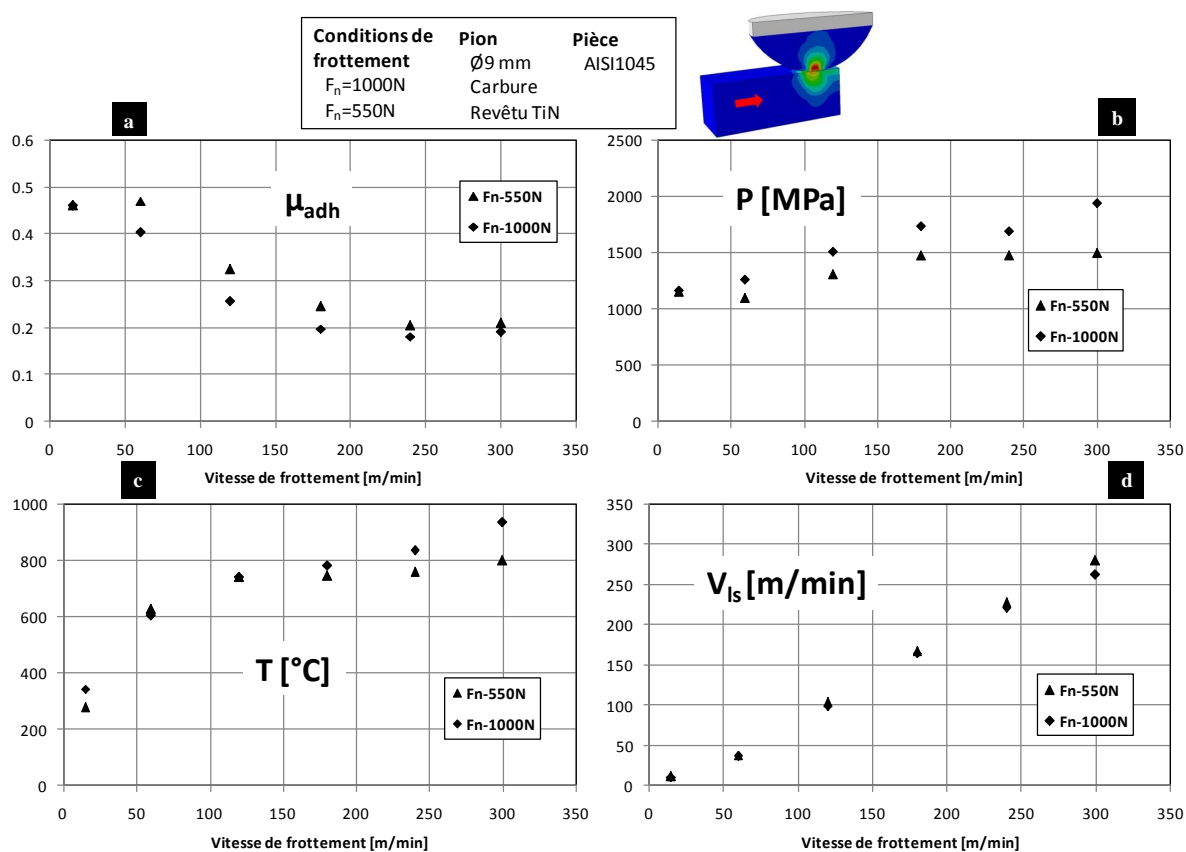


Figure 3.32: Influence de l'effort de contact sur (a) le coefficient de frottement adhésif, (b) la pression moyenne de contact, (c) la température moyenne de contact et (d) la vitesse moyenne locale de glissement

5.4. Influence du revêtement

Des simulations numériques ont été effectuées sans présence de revêtement. Comme il est mentionné dans le paragraphe 1.2, la présence et l'absence de revêtement ont été fait par le recalage de modèle numérique avec les résultats expérimentaux suite aux essais de frottement faits avec des pions revêtus TiN et non revêtus. Plusieurs simulations comparatives ont été faites pour étudier l'influence de la présence de revêtement **figure 3.33**.

La **figure 3.33** présente les évolutions, en fonction de revêtement, de coefficient de frottement adhésif (**Figure 3.33a**), de la pression moyenne de contact (**Figure 3.33b**), de la température moyenne de contact (**Figure 3.33c**) et de la vitesse locale moyenne de glissement (**Figure 3.33d**).

Ces courbes montrent que la seule grandeur non affectée par l'absence de revêtement est la pression moyenne de contact. En effet, le coefficient de frottement adhésif diminue de 17 à 30

% et la vitesse moyenne locale de glissement augmente de 8 à 38 % en présence de revêtement, ce qui confirme la diminution du phénomène d'adhésion observé sur les pions dans les observations microscopiques obtenues dans la partie expérimentale que facilite le glissement de pion. Il est aussi clair que la température diminue de 4 à 25 % en présence de revêtement ce qui explique l'usure rapide de pion sans revêtement.

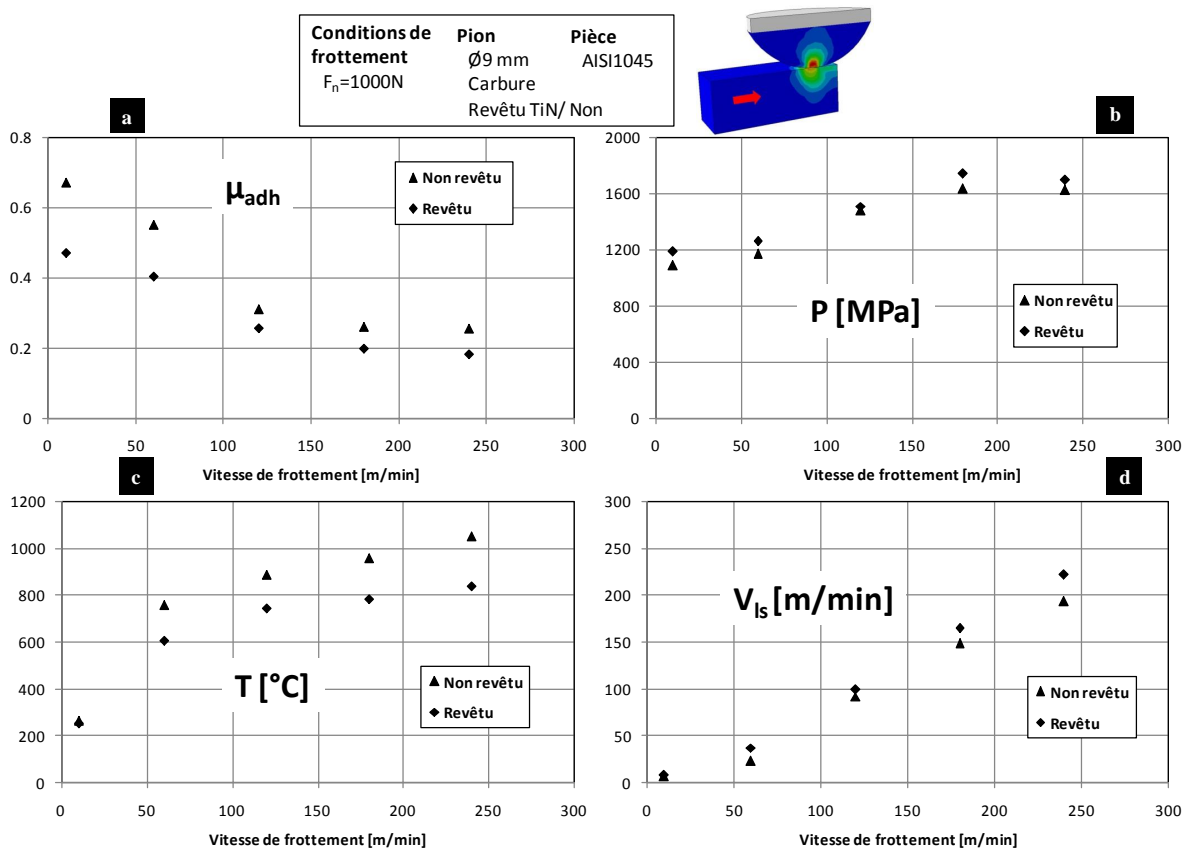


Figure 3.33: Influence du revêtement sur (a) le coefficient de frottement adhésif, (b) la pression moyenne de contact, (c) la température moyenne de contact et (d) la vitesse moyenne locale de glissement

6. Conclusions

Un modèle numérique 3D A.L.E. sous ABAQUS Explicit, simulant l'essai de frottement a été développé. Il permet d'extraire des informations locales dans la zone de contact, en particulier le coefficient frottement adhésif μ_{adh} , le coefficient de partition de chaleur, et la pression moyenne de contact, la température moyenne de contact et la vitesse locale moyenne de glissement V_{ls} à l'interface.

Un modèle de coefficient de frottement adhésif μ_{adh} et un modèle de coefficient de partition de la chaleur β dépendant de la vitesse moyenne de glissement locale ont été identifiés.

Ces modèles de frottement peuvent être utilisés dans une modélisation par éléments finis du processus de coupe afin d'améliorer la compréhension de l'écoulement de la matière autour des outils de coupe pendant l'usinage à sec de l'acier AISI1045.

Ce modèle développé permet d'extraire d'autres informations locales dans la zone de contact, la déformation plastique équivalente et la température en profondeur. Ces grandeurs ont montré qu'il existe une forte relation entre la déformation plastique et la température en profondeur, d'une part, et les zones affectées d'autre part (Déformation plastique et couche blanche observées dans le deuxième chapitre). Ces résultats ont montré l'influence de ces grandeurs sur l'évolution de coefficient de frottement apparent. Ainsi, l'effet mécanique est dominant à faible vitesse, et l'effet thermique (adoucissement thermique) est dominant à haute vitesse de frottement sur les phénomènes tribologiques, d'où l'obtention des grands coefficients de frottement aux basses vitesses de frottement et la diminution des coefficients en augmentant la vitesse de frottement.

Des simulations numériques ont été faites pour étudier la sensibilité de la pression de contact (diamètre de la partie sphérique du pion), de l'effort normal appliqué, du revêtement et de la conductivité thermique de contact. L'ensemble de ces résultats numériques montre qu'il n'y a pas d'influence significative du diamètre de la partie sphérique du pion sur l'évolution de coefficient de frottement, sur la température de contact, sur la pression de contact et sur la vitesse locale de glissement. Alors que l'effort normal a d'influence sur l'évolution du coefficient de frottement et ce due de faite que la pression de contact a été variée. La présence du revêtement induit à une diminution de la température de contact (diminution du coefficient de frottement). Ces simulations numériques montrent aussi que pour des grandes valeurs de la conductivité thermique du contact le coefficient de partage n'a pas d'influence sur la répartition du flux de chaleur.

Chapitre 4

***Corrélation des mécanismes d'usure
en tribologie et en usinage de l'acier
AISI 1045***

1. Introduction

L'étude bibliographique présentée dans le chapitre 1 souligne qu'il existe des similitudes entre les modes et les mécanismes d'usure en usinage et en frottement [Kagn-2009b]. Toutefois, ces similitudes ont été obtenues dans des conditions de sollicitations non similaires des conditions de frottement et des matériaux frottant et frottés. En effet, la pression de contact n'atteint que quelques méga pascals [Kagn-2009b], alors que la pression de contact en usinage peut dépasser le giga pascal. Cependant et comme ça été signalé dans le chapitre précédent, la pression de contact durant tous les essais de frottement qui seront présentés dans cette partie ont été prises à des valeurs similaires et de même ordre que ceux rencontrés en usinage. De plus et dans des conditions de sollicitations similaires, des essais de tournage avec des plaquettes revêtues TiN et des plaquettes non revêtues ont été réalisés sur un dispositif spécifique permettant de mesurer les efforts de coupe et la valeur du flux de chaleur transmis vers les plaquettes d'outils utilisés. Ainsi, une comparaison qualitative et quantitative des résultats obtenus suite aux essais de frottement et ceux de frottement ont été présentés dans la première partie de ce chapitre.

La dernière partie de ce chapitre a été consacrée à l'étude, à la corrélation et à la présentation des mécanismes et des modes d'usure rencontrés durant un test de frottement et ceux durant une opération d'usinage. A ce titre, des essais d'usure des pions ont été réalisés sur des pions durant les tests de frottement en parallèle avec ceux des essais réalisés sur des plaquettes d'outils durant une opération d'usinage. Dans ce contexte, des analyses microscopiques et au MEB avec des analyses couplées EDS sur les pions ont été effectuées. Et d'autre part ces essais d'usure en frottement et en usinage ont été réalisés afin d'aboutir à une corrélation entre les deux mécanismes.

2. Essai d'usure en frottement

2.1. Déroulement des essais de frottement

Dans cette partie expérimentale, des essais d'usure durant un test de frottement des pions en carbure de tungstène revêtu TiN sur l'acier de nuance C45 ont été menés. La surface du cylindre est régénérée par un outil de coupe après chaque passage du pion durant un test de frottement (**Figure 4.1**).

Trois valeurs de vitesses de frottement ont été choisies appartenant au domaine de fonctionnement du couple matériau frotté et matériau frottant. Pour chacune des vitesses choisies, trois pions ont été utilisés afin d'étudier les mécanismes d'usure et son évolution en fonction du temps. En effet, les durées des tests d'usures T1, T2 et T3 ont été fixées respectivement pour les trois pions tels que $T3 > T2 > T1$.

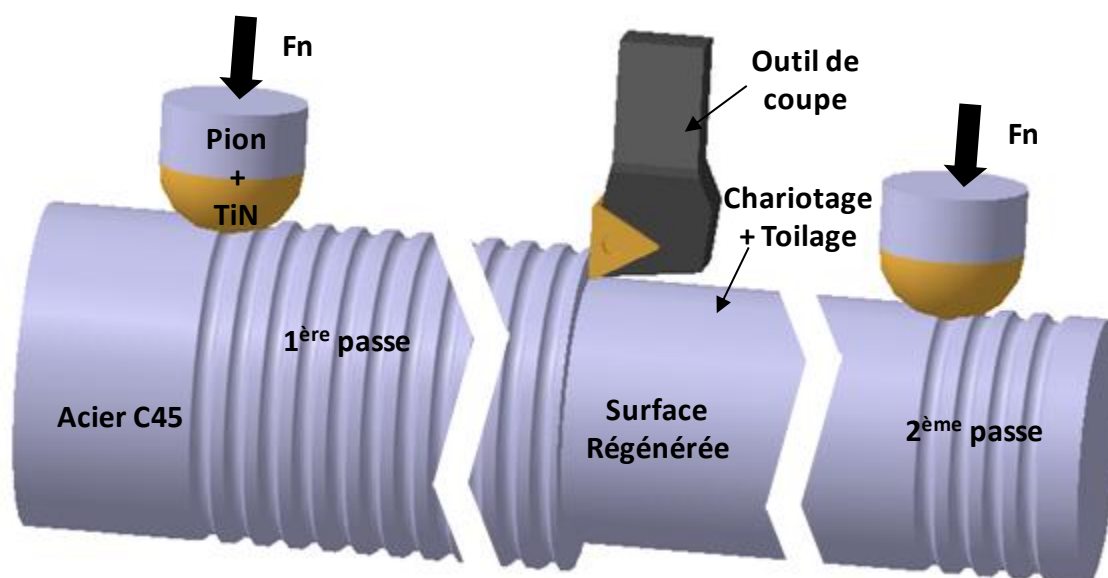


Figure 4.1 : Procédure des essais d'usure par frottement

2.2. Evolution du coefficient de frottement

La **figure 4.2** montre l'évolution du coefficient de frottement apparent en fonction du temps. Une stabilisation du coefficient de frottement durant la durée de l'essai a été constatée après une phase de rodage. En effet, Il a été remarqué que durant cette phase le coefficient de frottement apparent passe d'une valeur minimale à une valeur maximale. Ceci est attribué à la présence du revêtement (pion revêtu neuf) au début de l'essai qui est suivi par une dégradation de ce dernier en fin de la phase de rodage. De plus, en analysant les figures qui suivent, on constate que la stabilisation du coefficient de frottement après cette phase de rodage diminue faiblement pour des vitesses de frottement passant d'une valeur minimale à une vitesse limite fixée. Ces résultats confirment bien qu'on est dans la phase du régime permanent durant un test de frottement.

Afin d'aboutir à des informations locales sur les mécanismes et l'évolution de l'usure des pions durant ces tests de frottement, des observations microscopiques ont été effectuées dans les mêmes conditions d'essais de frottement.

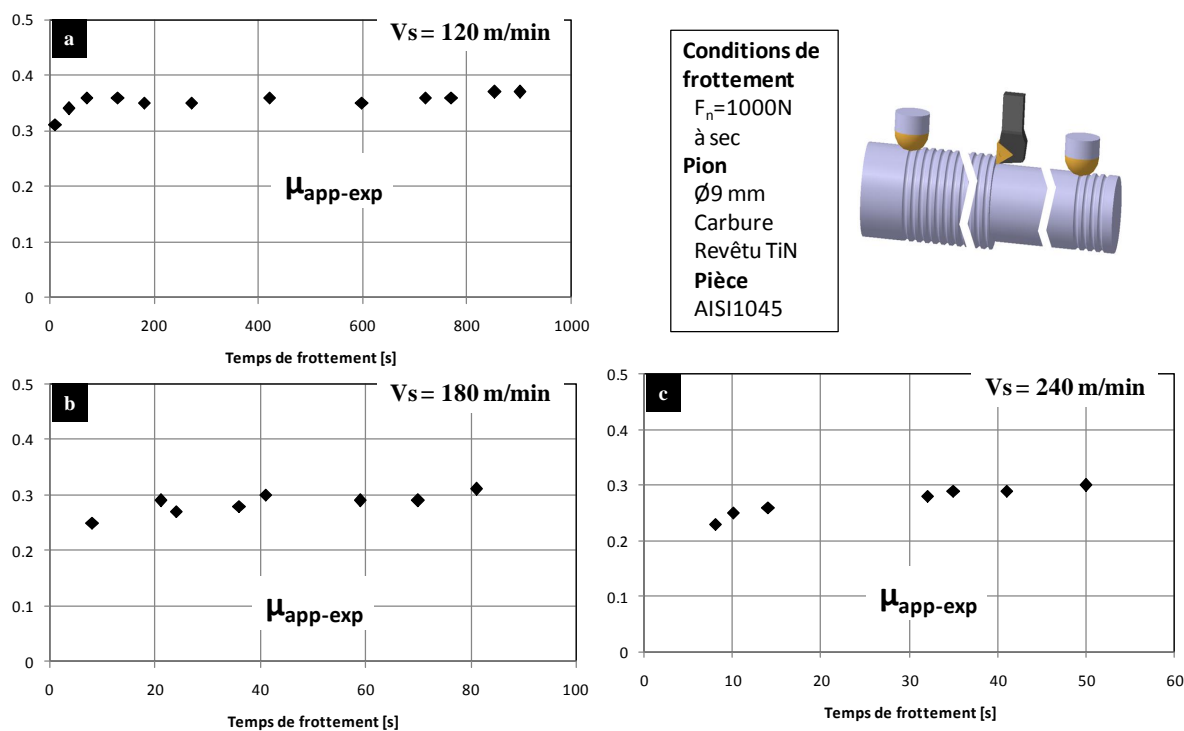


Figure 4.2 : Evolution du coefficient de frottement apparent à différentes vitesses de frottement : (a) $V_s=120\text{m/min}$, (b) $V_s=180\text{m/min}$, (c) $V_s=240\text{m/min}$

2.3. Analyses microscopiques de l'usure des pions

Des observations à la loupe binoculaire ont été effectuées sur les pions ayant frottés à différents temps d'essais et dans les mêmes conditions, **Figure 4.3**. Les analyses montrent la présence d'amas de matériau sur les pions. Ceci s'explique par la présence de phénomènes d'adhésion. De plus, ces photos montrent la présence des zones qui apparaissent blanches sous la loupe binoculaire aux bouts des pions en fin de chaque essai (pour les mêmes conditions).

L'observation des pions montre que l'aire de contact passe d'un demi-cercle à un cercle complet, de plus une augmentation de la zone blanche dans la surface de contact est apparue en fonction du temps de frottement. Ces observations donnent des résultats à l'échelle macroscopique. Ces résultats n'apportent que peu d'informations concernant l'usure des pions. En effet, il est assez difficile de distinguer les zones où le revêtement s'est détérioré, des zones qui ont été recouvertes par l'adhésion du matériau de base sur les surfaces des pions. Cependant et afin d'apporter plus d'investigation sur nos résultats trouvés durant les tests de frottement, des observations au microscope à balayage ont été menées sur trois pions à différents temps de frottement pour chaque vitesse de frottement utilisé. Dans le même

contexte, une analyse chimique EDS des éléments présents dans la zone de contact pion-pièce à la surface des pions a été effectuée afin d'étudier les évolutions de ces éléments au cours du temps, (**Figure 4.4**).

Pour les vitesses de frottement de 120, 180 et 240 m/min Les **figures 4.5, 4.6 et 4.7** présentent respectivement l'évolution en fonction du temps de frottement des éléments chimiques de base du revêtement et celui du matériau d'étude à savoir le Titane (Ti), Tungstène (W) et le Fer (Fe) qui sont présents dans la surface de contact, .

Les observations montrent que la présence du fer sur les pions augmente en fonction du temps durant le test de frottement ce qui s'explique par l'augmentation du phénomène d'adhésion. De plus, à la fin de chaque essai, les analyses ont montré la présence de carbure de tungstène sur les pions. Alors, nous pouvons affirmer que ces zones qui apparaissent de couleur clair (**Figure 4.3**) sont du fer qui adhère sur le carbure de tungstène après l'enlèvement du revêtement TiN.

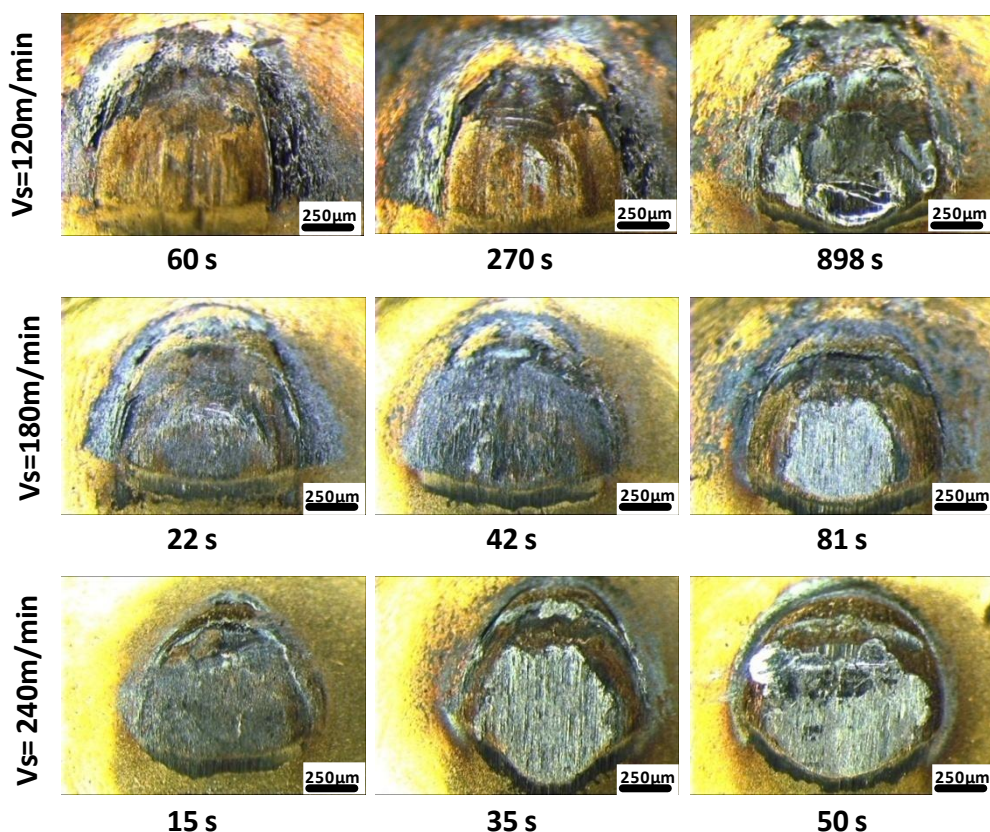


Figure 4.3 : Observations microscopiques des pions en fonction du temps

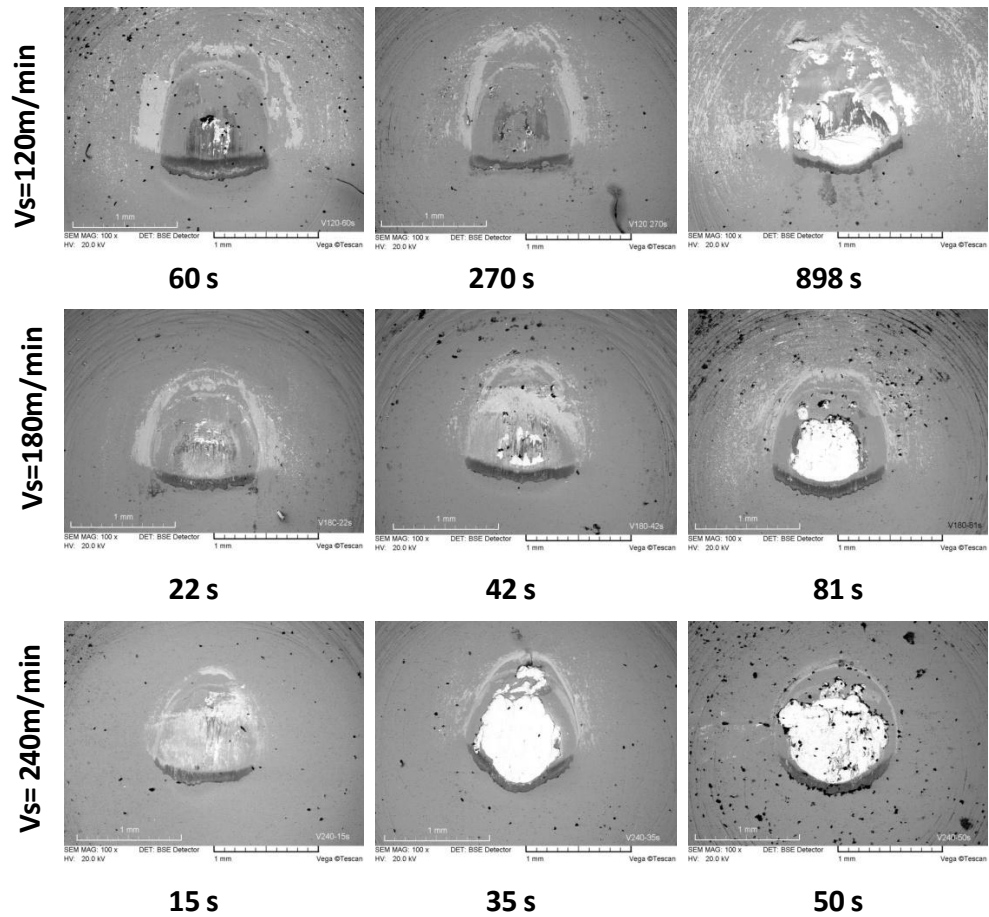


Figure 4.4 : Observations au MEB des pions durant un test de frottement

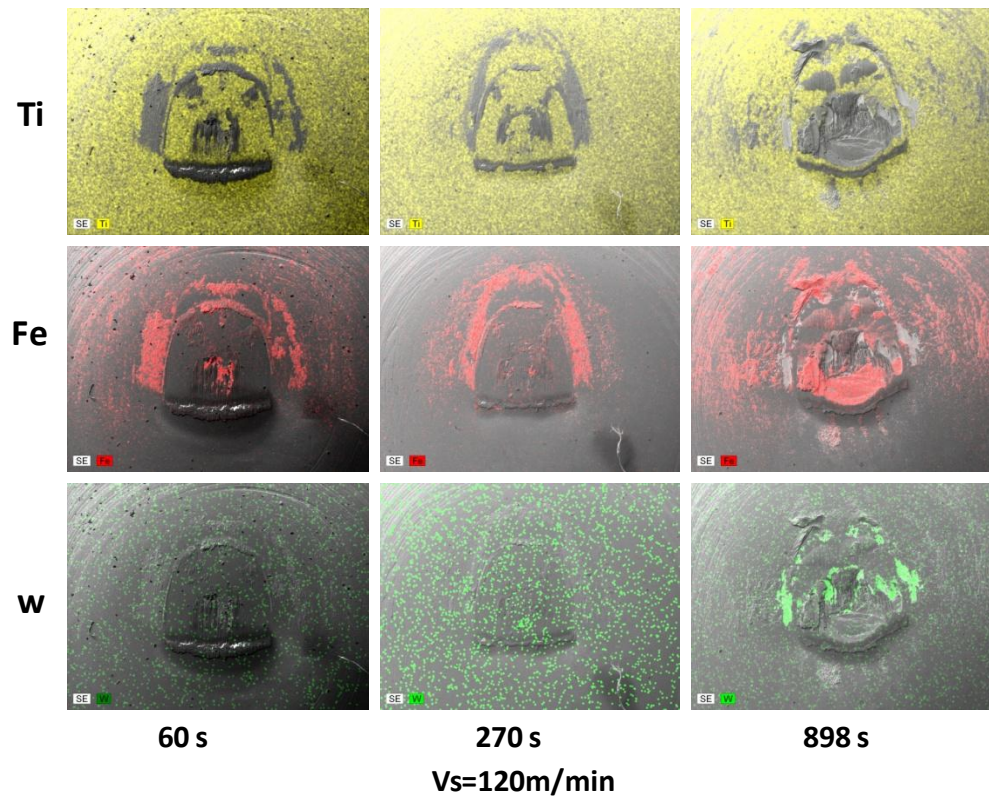


Figure 4.5 : Répartition des éléments dans la surface de contact pour $V_s=120$ m/min

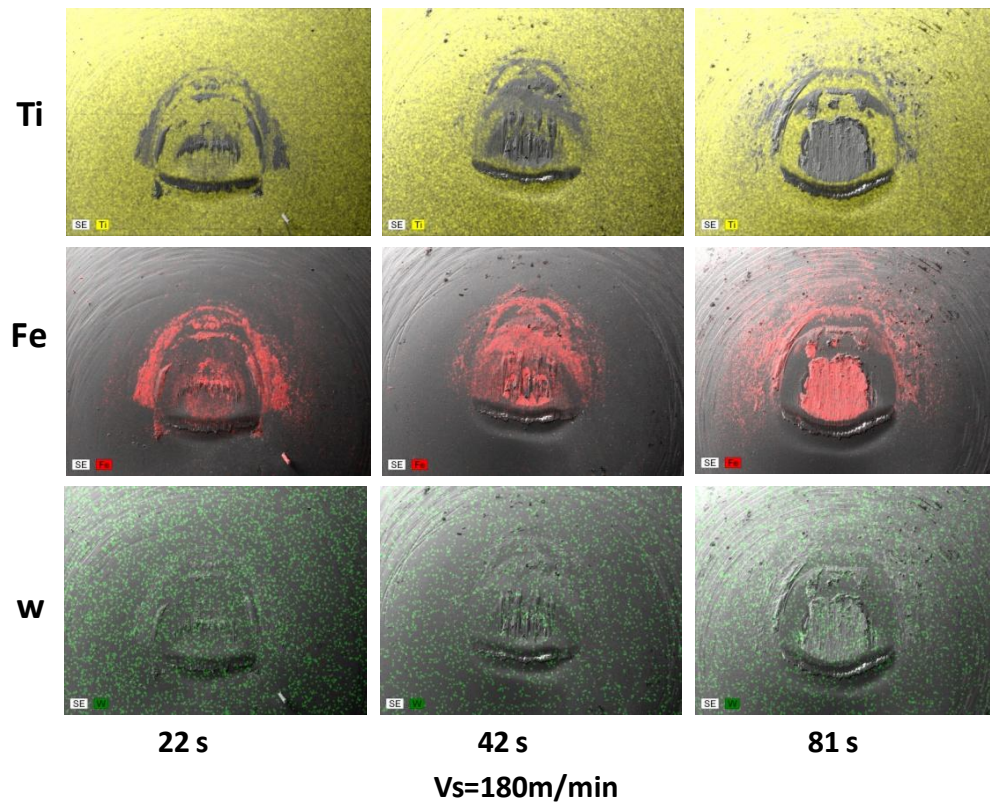


Figure 4.6: Répartition des éléments dans la surface de contact pour $V_s = 180$ m/min

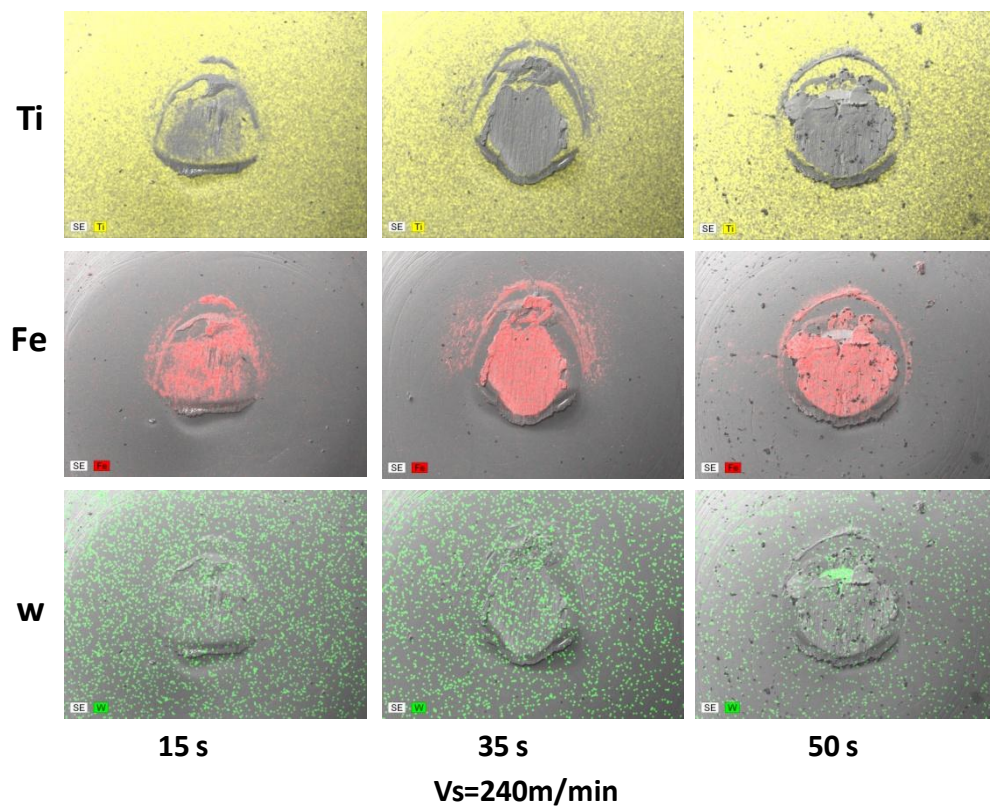


Figure 4.7: Répartition des éléments dans la surface de contact pour $V_s = 240$ m/min.

Afin de mieux comprendre et confirmer ces phénomènes observés via les analyses effectuées sur le microscope à balayage, des analyses EDS à l'échelle locale ont été faites dans différentes zones de la surface de contact sur les pions, **Figure 4.8**.

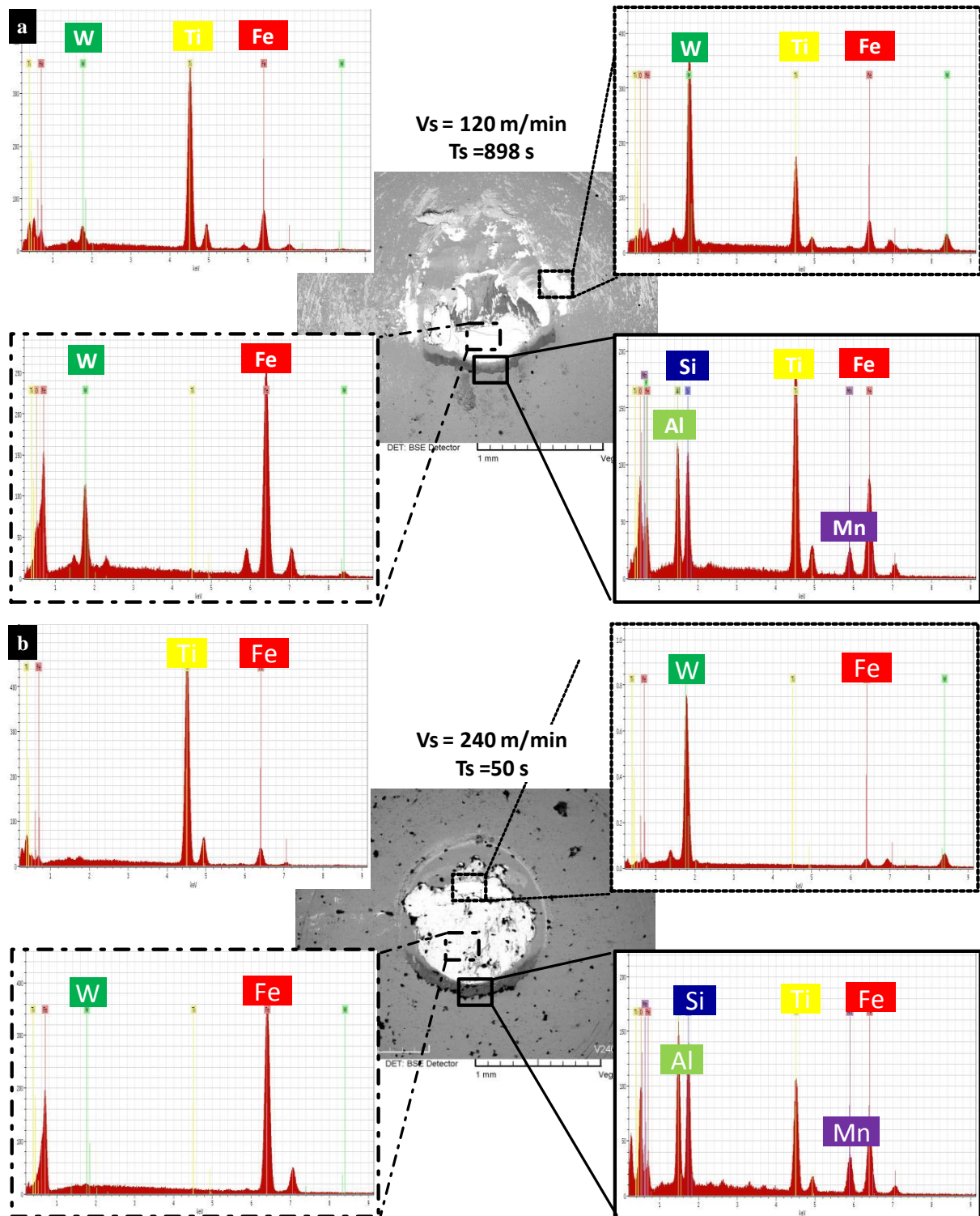


Figure 4.8 : Prélèvement des spectres dans différentes zone de la surface de contact (a)

$V_s=120 \text{ m/min}$ (b) $V_s=240 \text{ m/min}$

La **Figure 4.8** présente différents prélèvements de spectres à différentes valeurs de vitesse de frottement. L'analyse des résultats a montré la présence du carbure de tungstène et l'absence de Nitrure de Titane dans certaines zones de la surface de contact sur le pion. En effet, le tungstène apparaît dans ces zones de contact pion-pièce après l'enlèvement du revêtement TiN qui a été aussi bien confirmé à travers les analyses effectuées sur microscope à balayage. Ainsi, le phénomène d'usure par abrasion des pions a été accéléré par l'absence du revêtement. De plus, le mécanisme d'usure du pion par adhésion a été favorisé dans ce cas par la présence du fer qui vient adhérer sur le carbure de tungstène.

Il est à noter aussi qu'à partir de ces figures, les prélèvements des spectres ont montré la présence en proportion infime des éléments tels que l'Aluminium (Al), le Manganèse (Mn) et le Silicium (Si) sur le pion à la fin de la surface de contact, **Figure 4.8**. Ces derniers proviennent de la nature de l'acier utilisé (i) qui a subi un traitement de désoxydation à l'Alumine Al_2O_3 (ii) et qui présente une usinabilité améliorée par la présence dans sa matrice de base du Manganèse (Mn) et de Silicium (Si). Ces résultats nous amènent à penser que le mécanisme de l'usure par diffusion participe à la dégradation du pion.

3. Essais de tournage

Dans cette partie d'étude, des essais de tournage et d'usure d'outils durant des opérations de chariotage ont été réalisés sur un tour à commande numérique avec des outils possédant les mêmes nuances que ceux des pions utilisés durant les tests de frottement. La finalité de ces essais est de connaître si les essais de frottement peuvent simuler les essais d'usinage et d'aboutir à une corrélation entre les mécanismes d'usure durant les essais d'usure de l'outil et ceux rencontrés au cours des essais de frottement, (**Figure 4.9**).

Le dispositif expérimental utilisé dans cette série d'essais est instrumenté par une table dynamométrique de type kistler permettant, durant chaque essai, de mesurer l'effort de coupe (F_c), l'effort d'avance (F_f) et l'effort de pénétration (F_p).

Le porte-plaquette utilisé est instrumenté par des thermocouples qui permettent de mesurer la température durant l'usinage. Et à partir d'un calcul thermique basé sur la méthode inverse déterminée expérimentalement par la société THERMICAR, le flux de chaleur transmis vers les plaquettes à travers la surface de contact est déterminé. La fonction de transfert de chaleur entre le flux de chaleur transmis vers la plaquette et la température est identifiée de la même

façon que celle utilisée pour déterminer la fonction du transfert du flux de chaleur transmis vers le pion pour les essais de frottement.

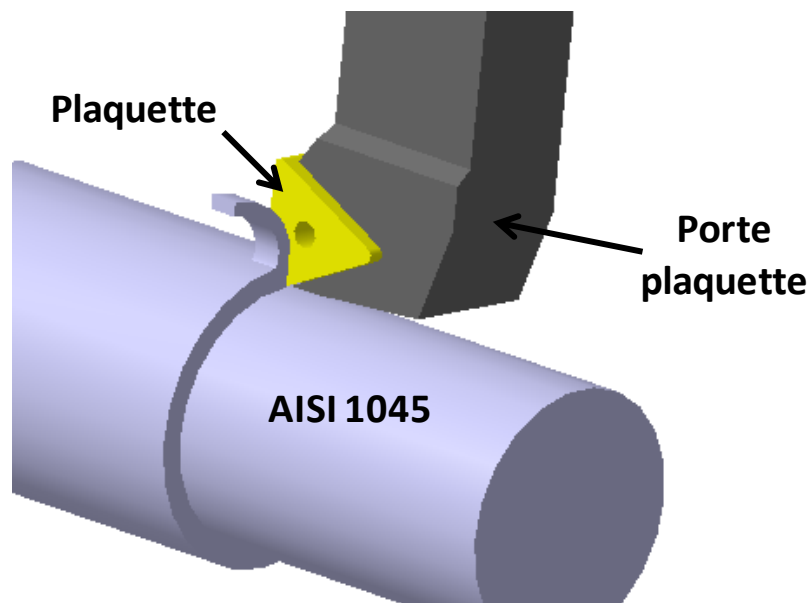


Figure 4.9 : Procédure expérimentale de l'usure de l'outil en chariotage

La plaquette utilisée de désignation ISO TCMW 16 T3 08 H13A est en carbure de tungstène fritté à liant cobalt de type K20, **Figure 4.10**. La plaquette est revêtue en TiN. La nuance de cette plaquette est le H13A; la nuance la plus proche que celle-ci utilisée pour les pions au cours des essais de frottement. Les propriétés des carbures utilisés pour les pions et les outils sont présentées dans le tableau qui suit :

Nuance	Norme ISO	Composition Chimique	Taille Grains
H10F (Pions)	<ul style="list-style-type: none"> • K20 – K30 • K20, S15 	<ul style="list-style-type: none"> • Co: 10 WC: 89.5 Cr3C2: 0.5 	0.8
H13A (Plaquettes)	<ul style="list-style-type: none"> • K20, S15 	<ul style="list-style-type: none"> • Co: 6 WC: 94 	1.5

Tableau 4.1 : Comparaison nuances carbures [Kalh-2001] [Sand-2007] [Kagn-2009b] [Sand-2009a] [Sand-2009b] [Ilie-2009]

La géométrie de la plaquette est sans brise copeaux. Elle présente, un angle de dépouille α et un angle de coupe γ respectivement égale à $\alpha = 7^\circ$ et $\gamma = 0^\circ$. La plaquette est fixée sur un porte-outil standard de type STGCL 2020.

La vitesse d'écoulement du copeau contre l'arête de l'outil constitue un paramètre important qui conditionne le frottement dans la zone secondaire de cisaillement. L'observation de la zone principale de sollicitation située à l'interface copeau / arête de coupe de l'outil (**Figure 4.11**) nous offre les interactions suivantes :

$$V_s = \frac{V_c}{\beta} \quad \text{Eq.4.1}$$

$$\beta = \frac{h}{f} \quad \text{Eq.4.2}$$

V_c : Vitesse de coupe [m/min]

f : Epaisseur non déformée / Avance [mm/tr]

V_s : Vitesse de frottement macroscopique sur la face de coupe [m/min]

h : Epaisseur moyenne de copeau [mm]

β : coefficient de compression

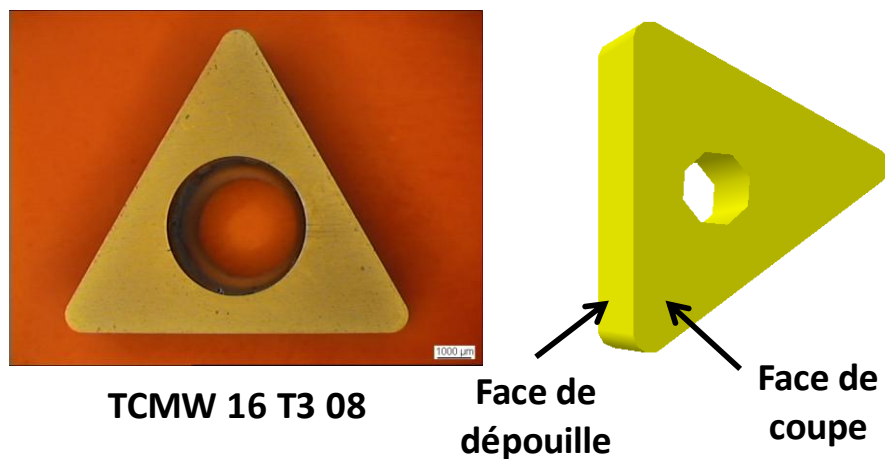


Figure 4.10 : Plaquette utilisée

La détermination du rapport de compression se fait au moyen de mesures effectuées sur des copeaux récupérés lors d'une opération de coupe orthogonale. Les essais de coupe orthogonale ont été réalisés sur un Tour à commande numérique de type « Transmab 450 ». Les résultats obtenus dans les différentes conditions de coupe ont permis de calculer le rapport de compression moyen [Math-2007]. Il est bien remarqué que ce rapport est peu sensible à la gamme de vitesse de coupe utilisé et demeure presque constant. Ces constatations sont trouvées dans le travail de [Math-2007].

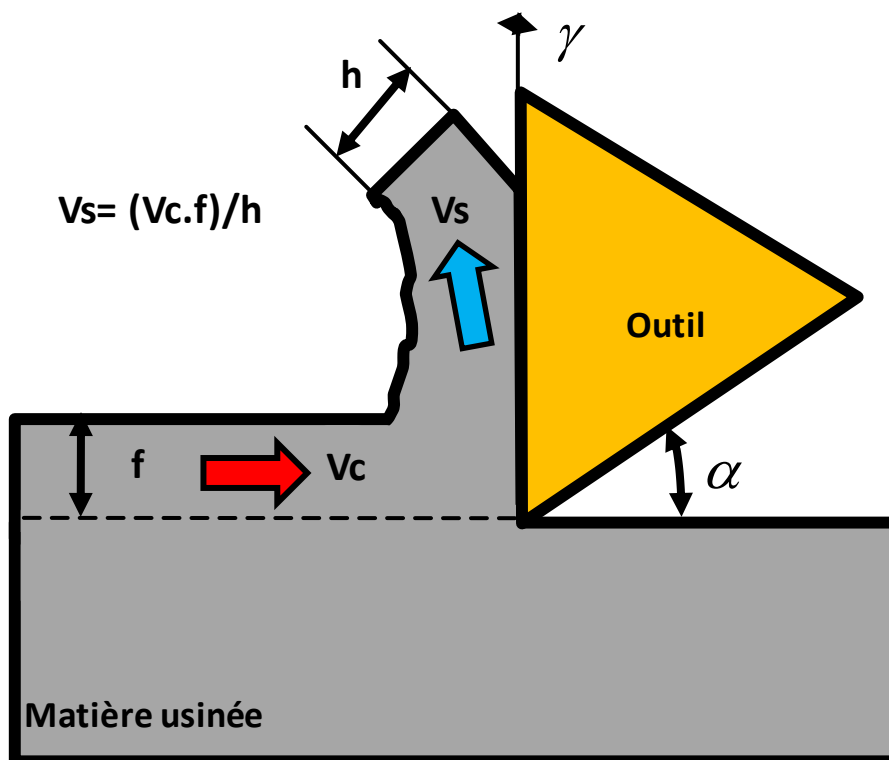


Figure 4.11 : Valeurs moyennes des vitesses estimées ; cas de la coupe orthogonale

A partir des valeurs de ce coefficient de compression et ceux des vitesses de frottement utilisées pour les essais de frottement, plusieurs valeurs de vitesses de coupe ont été retenues durant cette étude. Concernant la profondeur passe, elle a été fixée à $a_p = 2$ mm pour tous les essais faits dans ce chapitre.

3.1. Essais d'usinage avec des plaquettes revêtues TiN

Dans cette partie les vitesses de coupe utilisées sont présentées dans le **tableau 4.2** qui suit:

Vitesse de frottement [m/min]	5	15	30	45	60	90	120	150	180	240	300
Vitesse de coupe [m/min]	8.5	25.5	51	76.5	102	153	204	255	306	408	510

Tableau 4.2 : Gamme des vitesses de coupe employées avec $\theta=1.7$

La **figure 4.12** présente l'évolution des efforts de coupe, d'avance et de pénétration en fonction de la vitesse de coupe pour différentes valeurs d'avances de l'outil par tour de la

pièce (0.1, 0.2 et 0.3 mm/tr). L'évolution des efforts en usinage présente deux régimes à savoir :

- Régime 1 : pour des vitesses de coupe inférieures à 100 m/min : régime en dehors du domaine de fonctionnement du couple outil-matière utilisé.
- Régime 2 : pour des vitesses de coupe supérieures à 100 m/min : régime d'adoucissement thermique. Les efforts diminuent en augmentant la vitesse de coupe. Cette diminution est expliquée par le phénomène d'adoucissement thermique de la matière usinée dû à une élévation de la température.

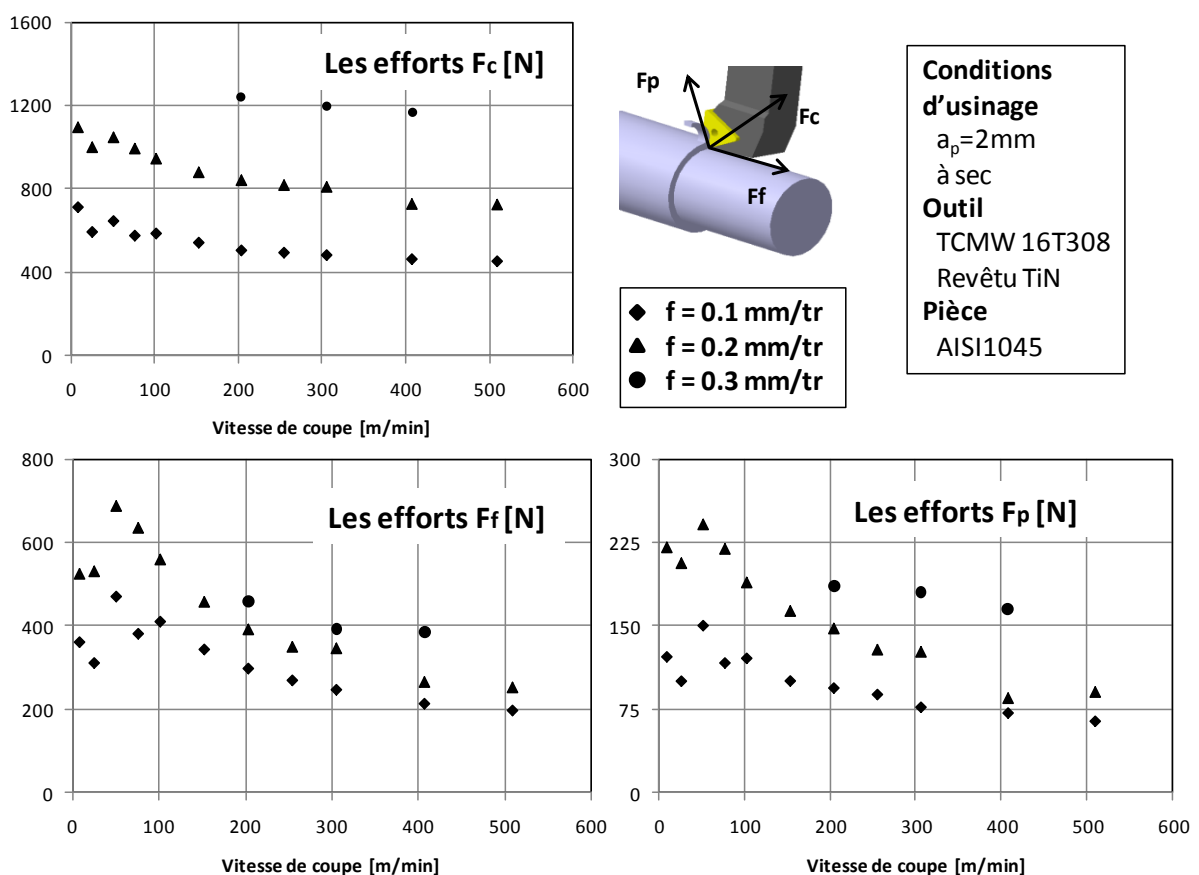


Figure 4.12 : Evolution des efforts en fonction de la vitesse d'avance

De plus, les efforts augmentent en fonction de la vitesse d'avance. En effet, une augmentation de la vitesse d'avance de 0.1 au 0.3 mm/tr donne des augmentations qui peuvent atteindre les 150%, 80% et 135% pour, respectivement, l'effort de coupe, l'effort d'avance et l'effort de pénétration.

La deuxième grandeur fournie par ce dispositif expérimental est le flux de chaleur transmis vers les plaquettes. La **Figure 4.13** présente l'évolution de ce flux de chaleur, après une durée d'usinage de 10 secondes, en fonction de la vitesse de coupe pour les trois vitesses d'avance de 0.1, 0.2 et 0.3 mm/tr. A partir de ces résultats, le flux de chaleur transmis les plaquettes augmente en augmentant la vitesse d'avance. Cette augmentation peut atteindre les 56% en passant d'une vitesse d'avance de 0.1 mm/tr jusqu'à une vitesse de 0.3 mm/tr.

Cependant, les deux régimes rencontrés précédemment peuvent être distingués :

- Régime 1 : Pour des vitesses de coupe $V_c < 100$ m/min, le flux de chaleur augmente d'une manière significative en fonction de la vitesse de coupe pour les différentes vitesses d'avance.
- Régime 2 : pour des vitesses de coupe $V_c > 100$ m/min, la vitesse de coupe n'a pas d'influence significative sur l'évolution du flux de chaleur transmis vers les plaquettes.

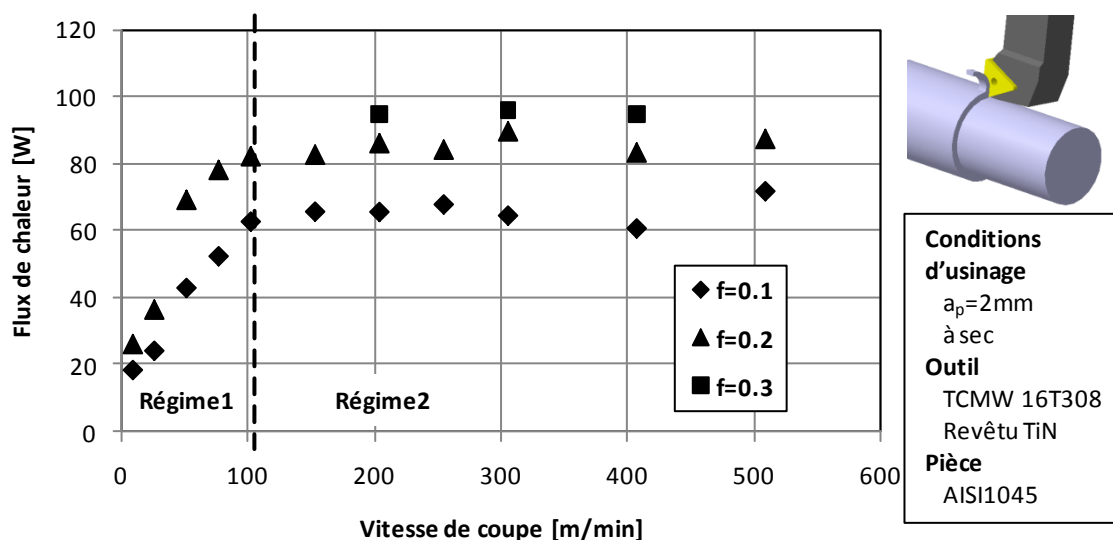


Figure 4.13 : Evolution du flux de chaleur transmis vers les plaquettes

3.2.Essais d'usinage avec des plaquettes non revêtues

Dans cette partie d'étude, une deuxième série d'essais de tournage a été réalisée avec des plaquettes non revêtues dans le but, d'une part, d'étudier l'influence de revêtement sur l'évolution des efforts de coupe, et d'autre part pour comparer les résultats obtenus avec ceux obtenus en frottement avec des pions non revêtus. La **figure 4.14** présente l'évolution des

efforts de coupe, d'avance et de pénétration en usinage à sec de l'acier AISI 1045 avec des plaquettes en carbure de tungstène non revêtues et revêtues TiN. Les résultats d'essais, en utilisant ce couple outil-matière, ont permis de montrer que les efforts diminuent en présence du revêtement TiN, ce qui est montré par Rech [Rech-2006] lors de l'usinage de l'acier 27MnCr5 avec des plaquettes TPKN 16 03. En effet, l'absence du revêtement TiN induit des augmentations qui peuvent atteindre les 28 %, 60% et 56% pour, respectivement, l'effort de coupe, l'effort d'avance et l'effort de pénétration.

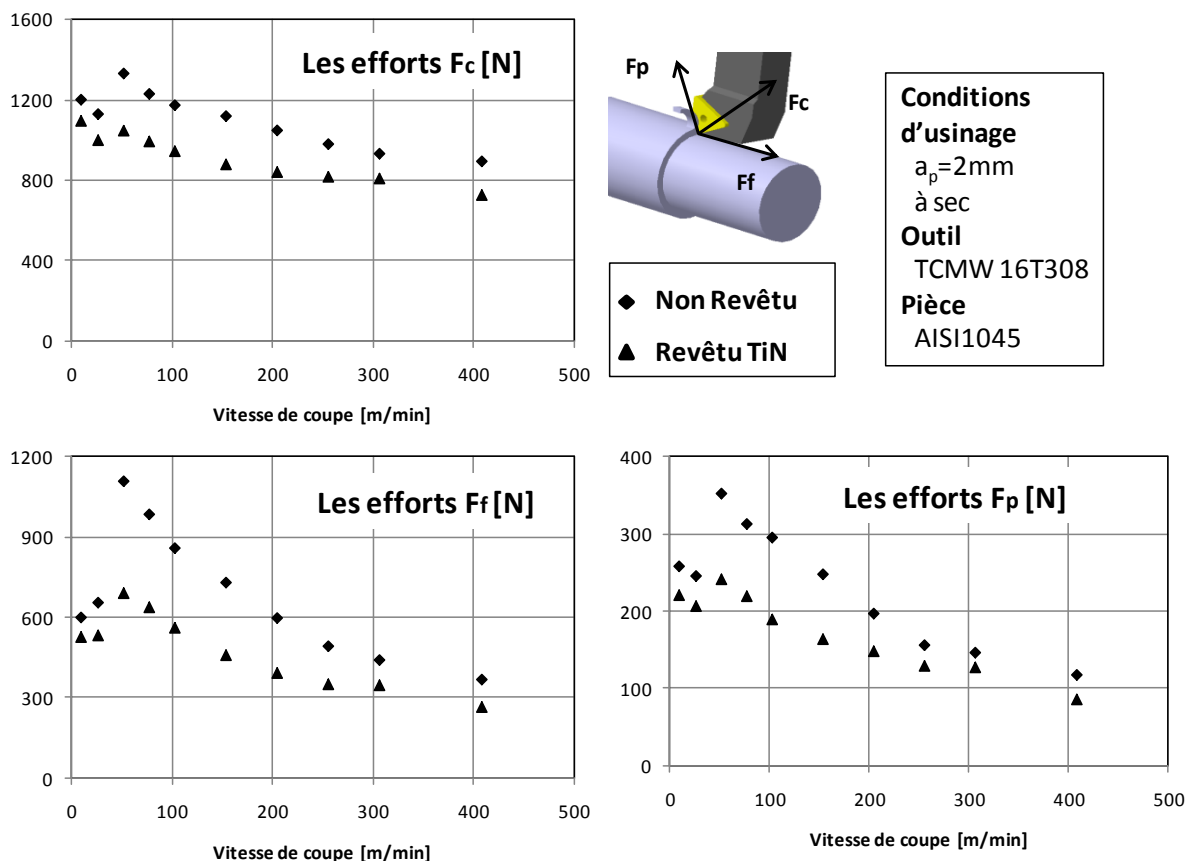


Figure 4.14 : Les efforts de coupe et les efforts d'avance avec des plaquettes revêtues TiN et non revêtues

Des observations à la loupe binoculaire ont été faites sur la face de coupe et la face de dépouille de chaque plaquette utilisée, **Figure 4.15**. Les analyses ont montré la présence des dégradations rapides des plaquettes non revêtues jusqu'à leurs ruptures pour les grandes vitesses. De plus, il a été constaté que le mécanisme d'usure en cratère est dominant par rapport à l'usure en dépouille qui apparaissent plutôt en deuxième niveau de dégradation. Enfin, les analyses des plaquettes revêtues et non revêtues après usinage ont révélé que la présence du revêtement TiN conduit à une réduction de l'usure des plaquettes.

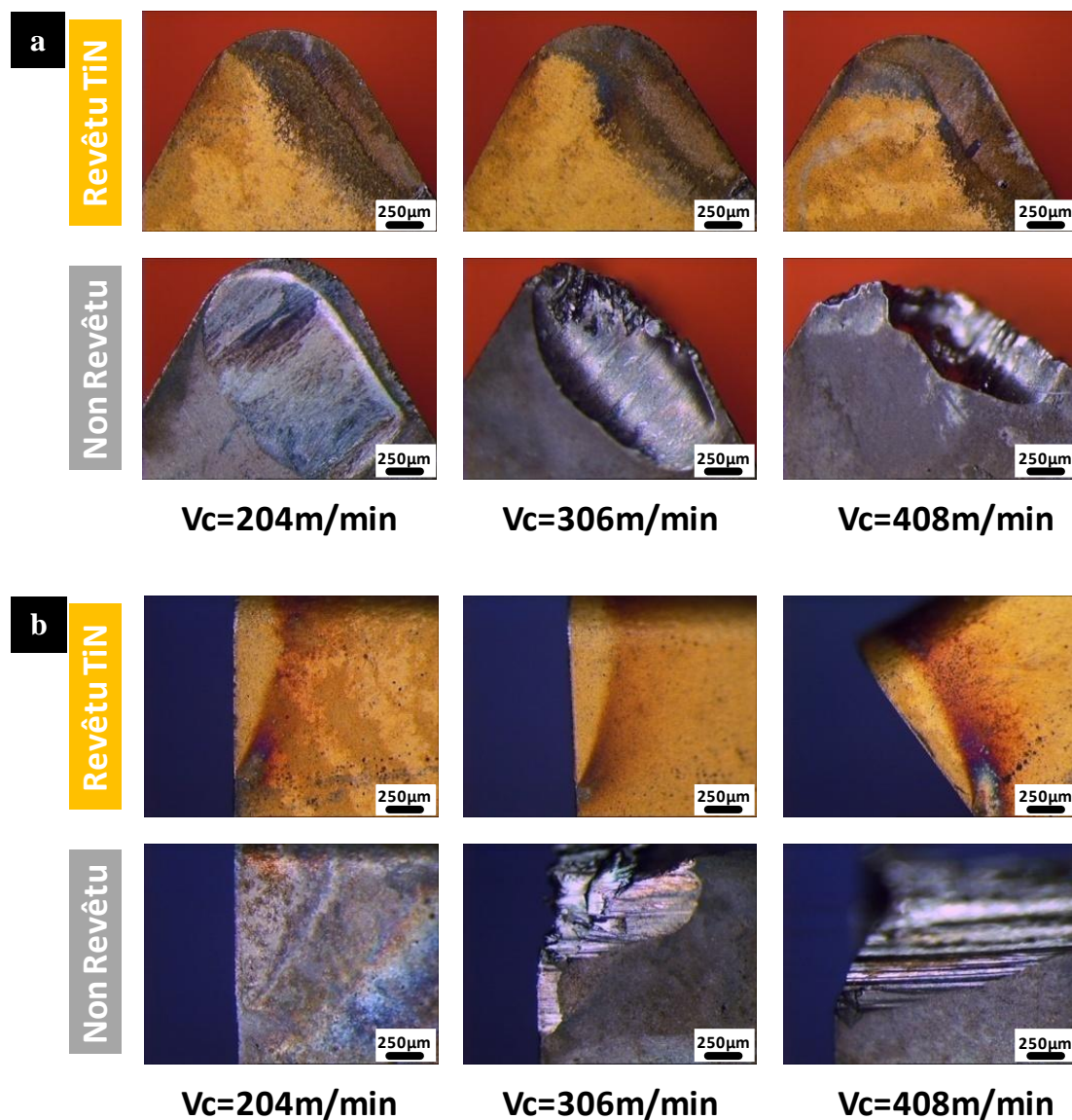


Figure 4.15 : Observations microscopiques des plaquettes non revêtues et revêtus : (a) face de coupe et (b) face de dépouille, pour une durée d'usinage de 10 s

En parallèle, des mesures de flux de chaleur transmis aux plaquettes non revêtues ont été prises afin de comparer ces flux avec ceux transmis vers des plaquettes revêtues pour les mêmes conditions de coupe. **Figure 4.16** présente une comparaison de flux de chaleur transmis vers des plaquettes revêtues TiN et autres non revêtues. Ces résultats obtenus montrent que le flux de chaleur transmis vers les plaquettes diminue en présence de revêtement TiN, en effet, la présence du revêtement induit une diminution du flux de chaleur transmise vers la plaquette d'une quantité qui peut arriver jusqu'à les 39%. Ce qui confirme la résistance du revêtement TiN.

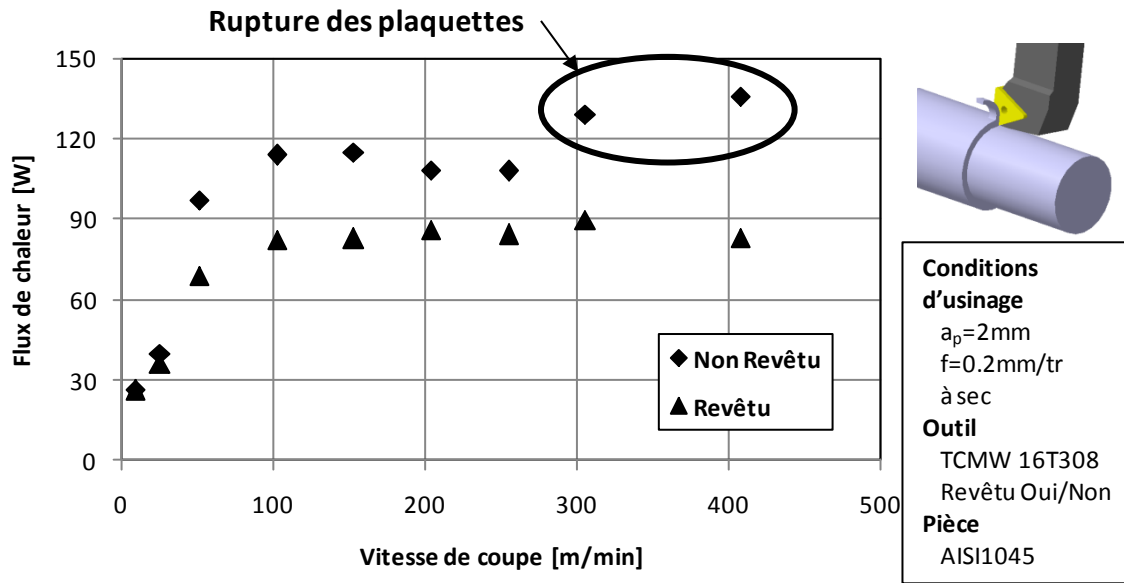


Figure 4.16 : Evolution du flux de chaleur transmis vers des plaquettes revêtues TiN et non revêtues

3.3.Comparaison et corrélation entre un essai de frottement et un essai d'usinage

Les résultats obtenus suite aux essais de frottement avec des pions en carbure de tungstène revêtus en TiN et des pions non revêtus, et ceux de la coupe avec des plaquettes en carbure de tungstène avec et sans revêtement (TiN) peuvent donner une comparaison entre les phénomènes tribologiques rencontrés dans le frottement et l'usinage avec la présence de revêtement (**Figure 4.17a**) et sans revêtement (**Figure 4.17b**) pour des vitesses de coupe de frottement correspondantes. A partir de ces photos, des similitudes de faciès ont été observées sur les pions ainsi que sur les plaquettes d'outils de coupe. Cependant, pour les faibles vitesses de coupe et de frottement, le phénomène d'adhésion est observé sur le pion et sur l'arête de coupe. Ce ci est également rencontré pour les faibles vitesses de coupe dans les travaux de Kagnaya [Kagn-2009b] et de Li et Liang [Li-2007] lors de l'usinage de l'acier C45 avec des plaquettes en WC-6%Co. En augmentant soit la vitesse de coupe soit la vitesse de frottement, le phénomène d'adhésion disparaît.

De plus, une comparaison entre le flux de chaleur transmis vers les pions et le flux de chaleur transmis vers les plaquettes, pour des conditions similaires en termes de vitesse de coupe

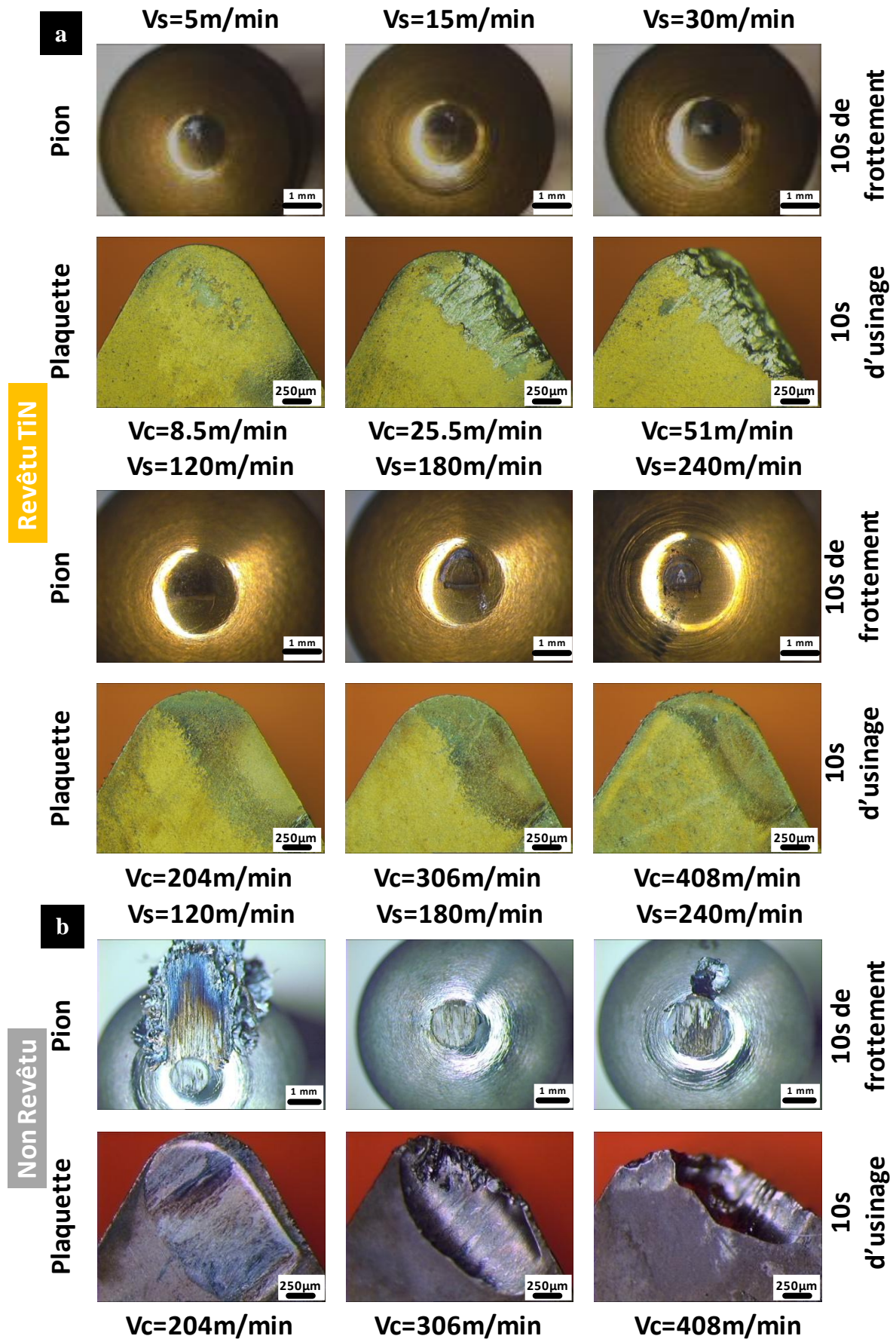


Figure 4.17 : Exemples des observations microscopiques des pions et des plaquettes revêtus TiN et non revêtus.

et vitesse de frottement, peut être établie. La **figure 4.18** présente l'évolution du flux de chaleur transmis vers les pions et vers les plaquettes. Ces résultats montrent la présence de la même tendance de l'évolution du flux de chaleur en frottement et celui en usinage. En effet, les deux régimes rencontrés précédemment sont apparus en frottement en usinage.

- Régime 1 : une augmentation significative du flux de chaleur soit en fonction de la vitesse de coupe jusqu'à $V_c = 100$ m/min, soit en fonction de la vitesse de frottement jusqu'à $V_s = 60$ m/min.
- Régime 2 : un flux de chaleur transmis vers les pions et vers les plaquettes demeure constant, en augmentant la vitesse (en frottement et en usinage).

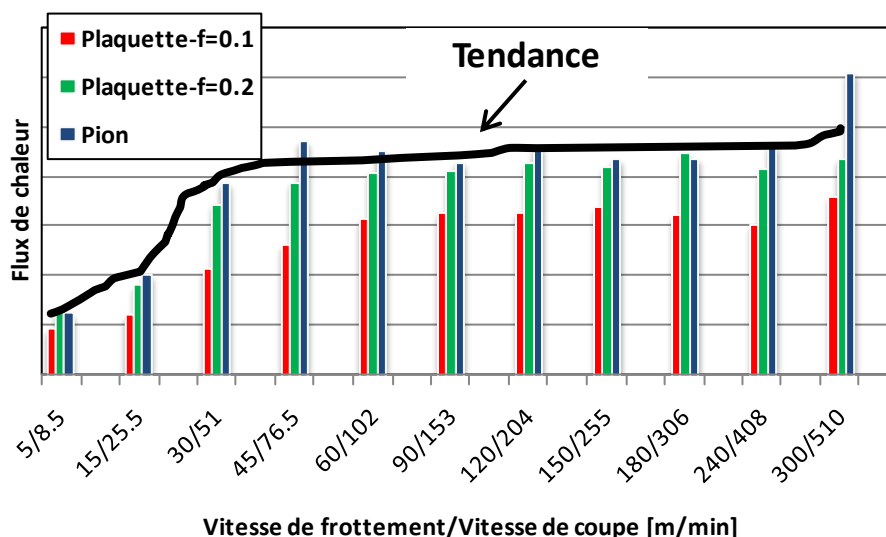


Figure 4.18 : Evolution du flux de chaleur transmis vers les pions TiN et vers les plaquettes d'outil TiN

4. Essai d'usure des outils de coupe en usinage

Dans cette étude, des essais d'usure d'outils de coupe ont été menés afin de corréler les mécanismes rencontrés avec ceux obtenus durant les tests d'usure des pions. Ces essais ont été réalisés avec des valeurs de vitesses de coupe de l'ordre de 204, 306 et 408 m/min. En effet, la gamme des vitesses choisies découle de la relation existante entre la vitesse moyenne de frottement et la vitesse de coupe, **Figure 4.11**. Ainsi, la gamme des vitesses de frottement 120, 180 et 240 m/min utilisées durant les essais d'usure en frottement peuvent simuler ces vitesses de coupe aux interfaces outil-copeau.

Les figures 4.19a, b et c témoignent de l'évolution des efforts de coupe, d'avance et de pénétration en fonction du temps d'usinage pour les vitesses de coupe choisies. Les courbes présentées dans ces figures montrent l'infime variation des efforts de coupe en fonction de temps d'usinage. Tandis que les efforts d'avances et de pénétration ont été légèrement influencés.

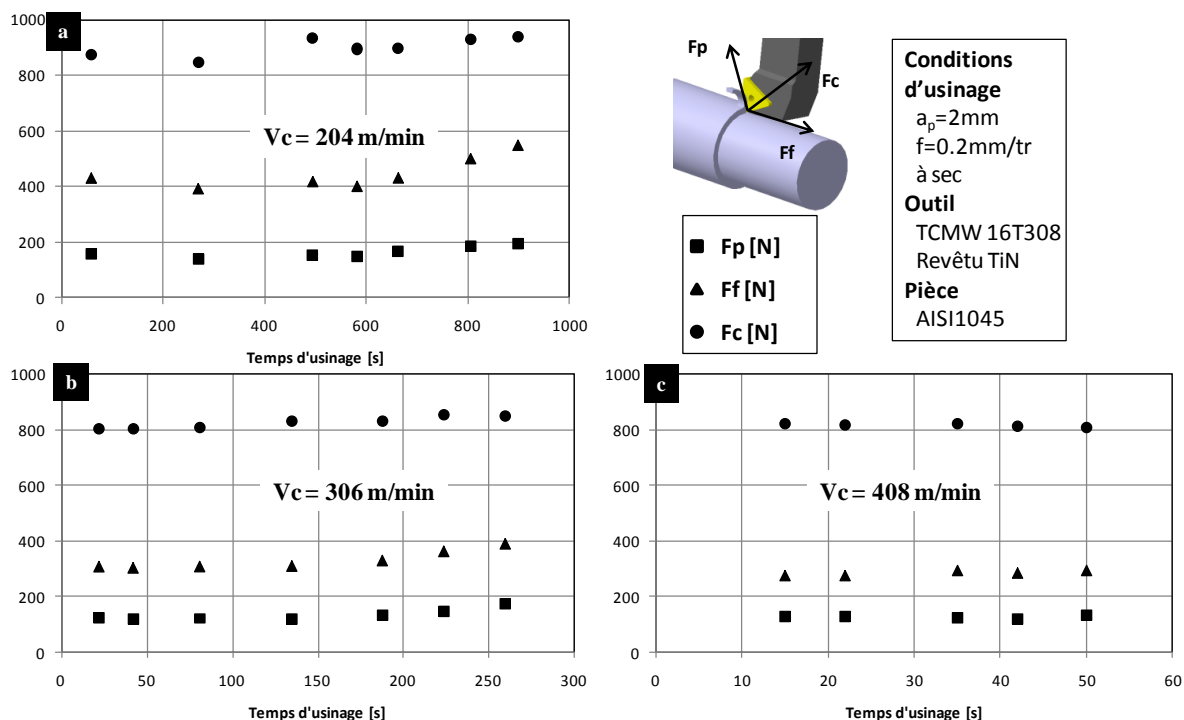


Figure 4.19 : Evolutions des efforts de coupe en usinage pour : $V_c = 204$ (a), 306 (b) et 408 m/min (c)

4.1. Analyses microscopiques des plaquettes et des copeaux

Pour chaque vitesse de coupe, des observations à la loupe binoculaire des faces de coupe, des faces de dépouille et des copeaux ont été analysées durant cette première phase d'analyse. La durée d'usinage de chaque plaquette a été fixée selon les essais de frottement (trois plaquettes pour chaque vitesse de coupe). L'objectif de cette procédure expérimentale est de pouvoir comparer les mécanismes d'usures des plaquettes d'outils pendant les essais d'usure et ceux observés durant les essais d'usure des pions au cours des essais de frottement en fonction de temps d'usinage.

Les figures 4.20, 4.21 et 4.22 découpent la première étape d'analyses des résultats faites sur microscope optique. Ces figures montrent des exemples d'observations microscopiques des deux faces de coupe et de dépouille ainsi que la morphologie des copeaux.

Cas pour $V_c = 204 \text{ m/min}$

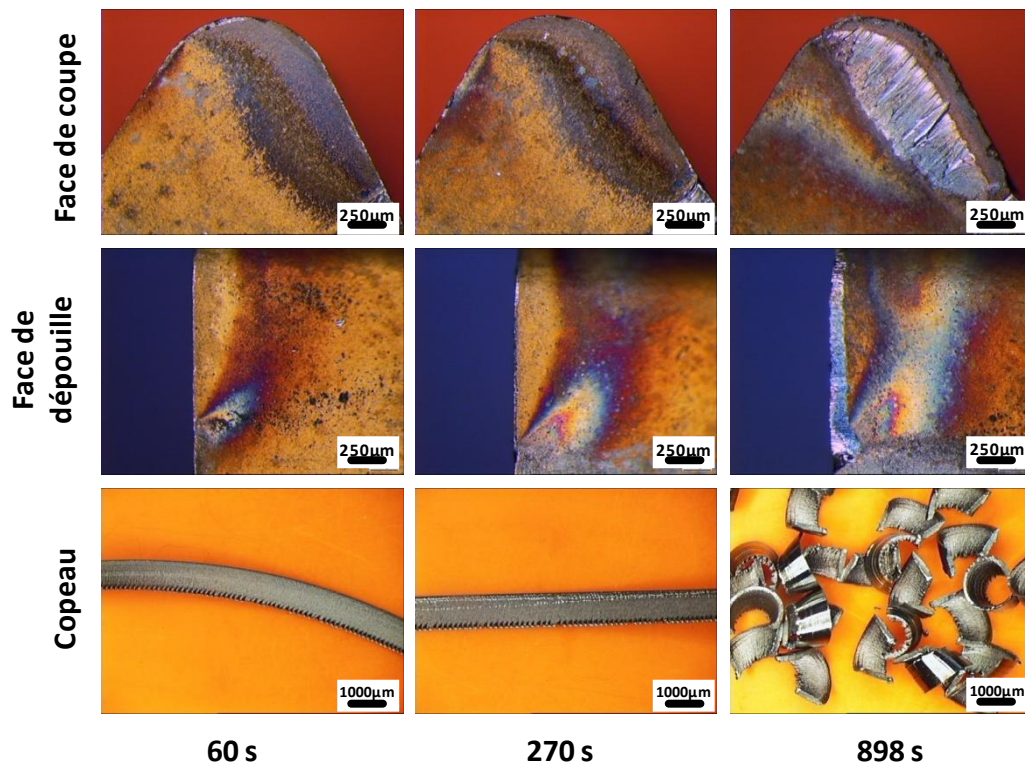


Figure 4.20 : Observation microscopiques des copeaux et des faces de coupe, et de dépouille à différents temps d'usinage

Cas pour $V_c = 306 \text{ m/min}$

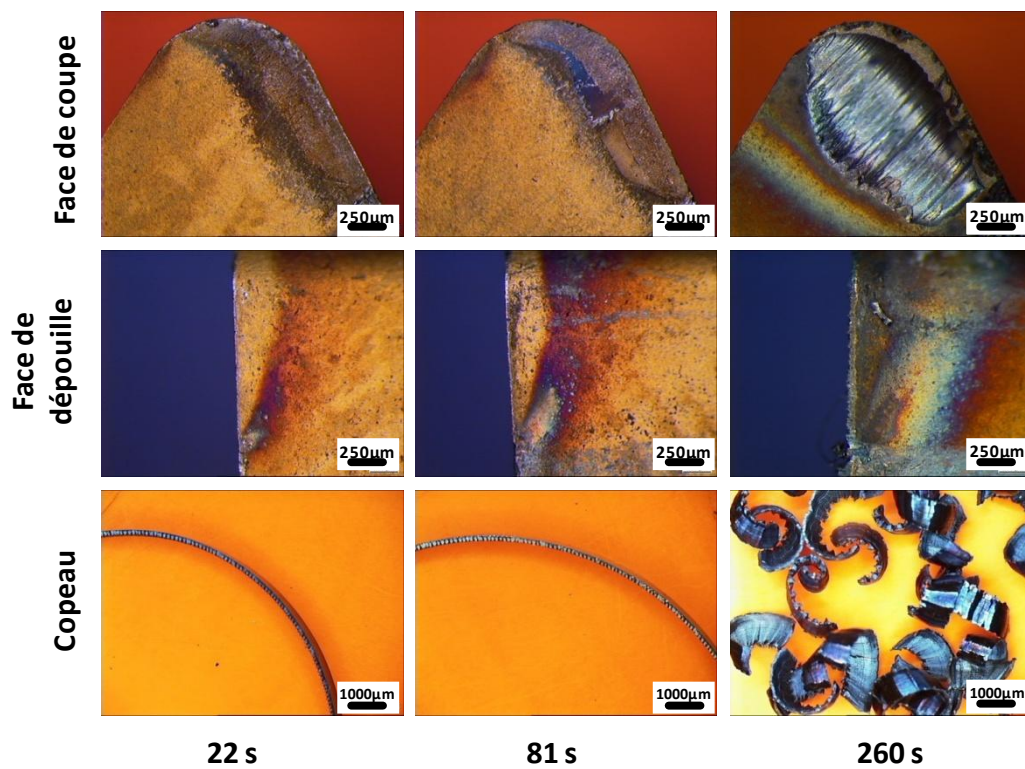


Figure 4.21 : Observation microscopiques des copeaux et des faces de coupe, et de dépouille à différents temps d'usinage

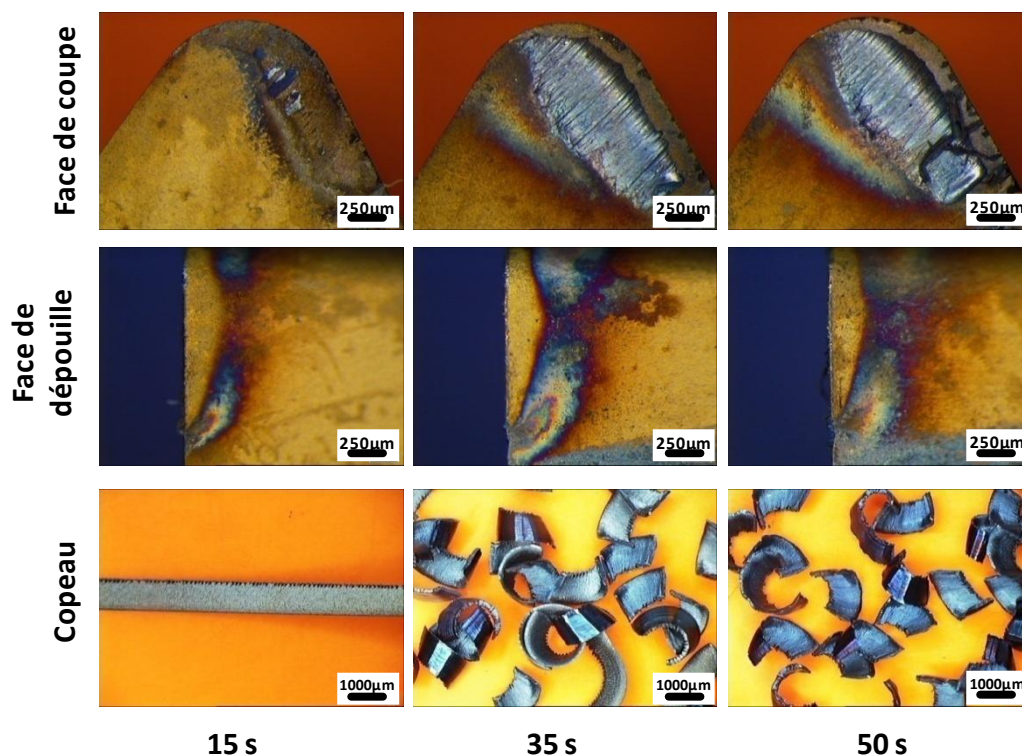
Cas pour $V_c = 408 \text{ m/min}$ 

Figure 4.22 : Observations microscopiques des copeaux et des faces de coupe, et de dépuille à différents temps d'usinage

Ces observations ont permis de mettre en évidence les différentes formes d'usure rencontrées : l'usure en dépuille et l'usure en cratère. Ces formes d'usures augmentent en fonction de temps d'usinage. En effet et suite à ces analyses, l'usure en cratère apparaît à partir de 35 s pour une vitesse de coupe de 408 m/min et que la surface de la cuvette formée sur la face d'attaque de la plaquette augmente avec le temps d'usinage. De même, l'usure en cratère apparaît à partir de 42 s d'usinage pour vitesse de coupe de 306 m/min, et cette forme d'usure augmente avec le temps d'usinage. Alors que l'usure en cratère a été apparue après une durée d'usinage de 898 s pour une vitesse de coupe de 204 m/min. Ainsi, ces résultats nous laissent dire que l'augmentation de la vitesse de coupe permet d'accélérer l'usure en cratère.

De plus, les analyses faites sur la morphologie des copeaux obtenue durant ces essais nous ont permis de constater que cette dernière varie en fonction du temps d'usinage. L'ensemble de ces résultats produits est représenté dans les **figures 4.20, 4.21 et 4.22** montrent l'interdépendance entre la segmentation de copeau et l'usure en cratère de l'outil de coupe.

De plus ces **figures** montrent que l'usure en cratère est plus importante que celle en dépouille. Cette dernière est absente pour les vitesses de coupe importantes ($V_c = 408$ m/min). Seule, l'usure en dépouille apparaît dans le cas de l'usinage avec une vitesse de coupe égale à 204 m/min.

La deuxième étape d'analyse microscopique a été effectuée à travers des observations MEB. Trois plaquettes ont été utilisées pour chaque vitesse de coupe. Le même principe que les essais d'usure de frottement a été utilisé: observation au MEB, répartition des compositions chimiques de la surface de contact et des spectres dans différents points dans la zone de contact pour les différentes plaquettes.

La **figure 4.23** présente des observations sur microscopie à balayage (MEB) de la face de coupe des plaquettes d'outil en fonction du temps d'usinage pour les trois vitesses de coupe utilisées.

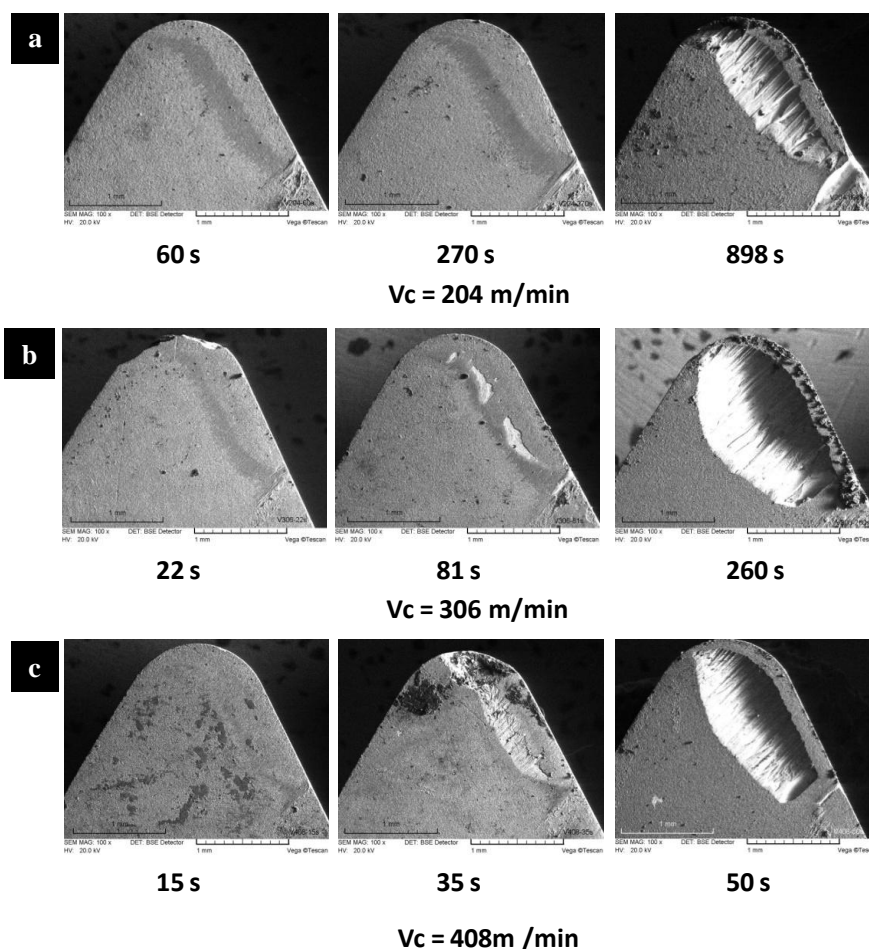


Figure 4.23 : Observations au MEB des plaquettes en fonction du temps

L'analyse des éléments chimiques sur les plaquettes d'outils a montré la présence du fer et du carbure de tungstène dans les zones de contact (**Figures 4.24, 4.26 et 4.28**). Ces observations confirment les résultats antérieurs sur l'évolution de l'usure des plaquettes en fonction des conditions d'usinage utilisées. De plus, ces analyses ont montré la présence du carbure de tungstène recouvert par le fer. Ces résultats nous permettent d'affirmer que le phénomène d'adhésion du fer est présent sur les plaquettes d'outils au niveau de la zone de contact outil-copeau. Enfin, la présence du tungstène dans la zone de contact nous amène à conclure les couches de revêtement TiN ont été enlevées ce qui favorise l'usure par abrasion de l'outil de coupe.

Les résultats reportés sur les prélèvements des spectres dans les différentes zones de la surface de contact montrent la présence du silicium (Si), du manganèse (Mn) et de l'aluminium (Al) (**Figures 4.25, 4.27 et 4.29**). Ces éléments chimiques proviennent du matériau usiné ce qui nous laisse conclure que le mécanisme d'usure par diffusion est présent avec ces prédécesseurs.

L'analyse des éléments chimiques de fer (matière usinée C45), de tungstène (substrat de la plaquette) et de Titane (revêtement) sur les plaquettes a montré la présence de fer et de carbure de tungstène dans les zones de contact (**Figures 4.24, 4.26 et 4.28**). Ces résultats confirment l'évolution de l'usure des plaquettes pour toutes les conditions d'usinage utilisées.

Le carbure de tungstène est recouvert par le fer. Cette découverte peut nous conduire à expliquer le phénomène d'adhésion de fer sur les plaquettes. Ainsi que la présence du tungstène dans les zones de contact outil copeau est la conséquence de l'enlèvement du revêtement TiN ce qui induit à l'usure par abrasion.

Les résultats obtenus par les prélèvements des spectres dans les différentes zones de la surface de contact montrent bien la présence de silicium (Si), le manganèse (Mn) et l'aluminium (Al) (**Figures 4.25, 4.27 et 4.29**). Ces éléments chimiques proviennent de la matière usinée C45. Ces résultats sont la conséquence de l'usure par diffusion.

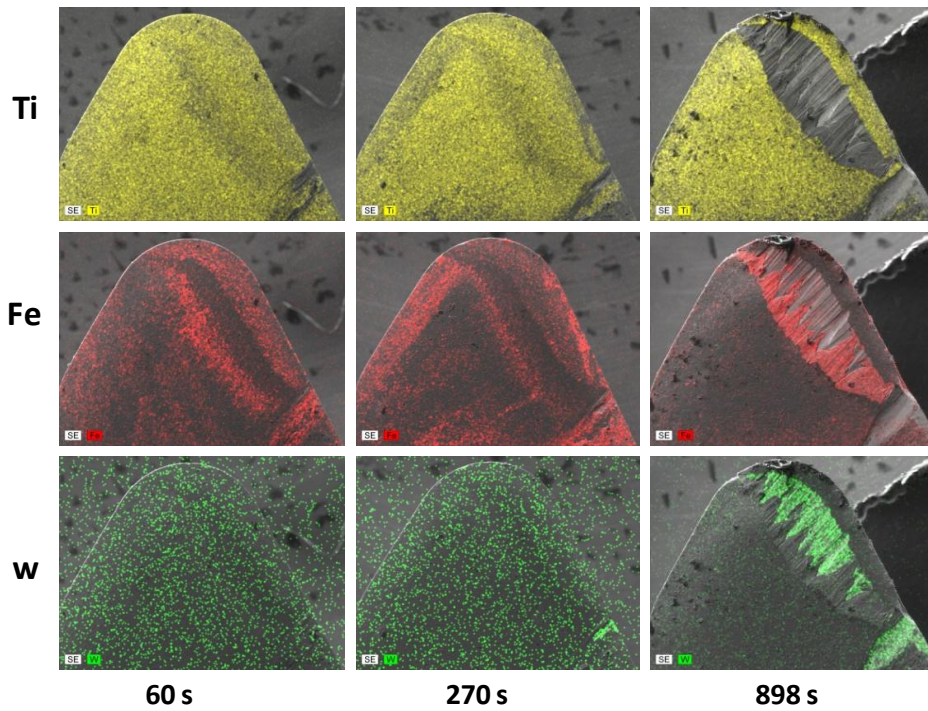


Figure 4.24 : Evolution de la répartition des éléments dans la surface de contact pour $V_c=204$ m/min

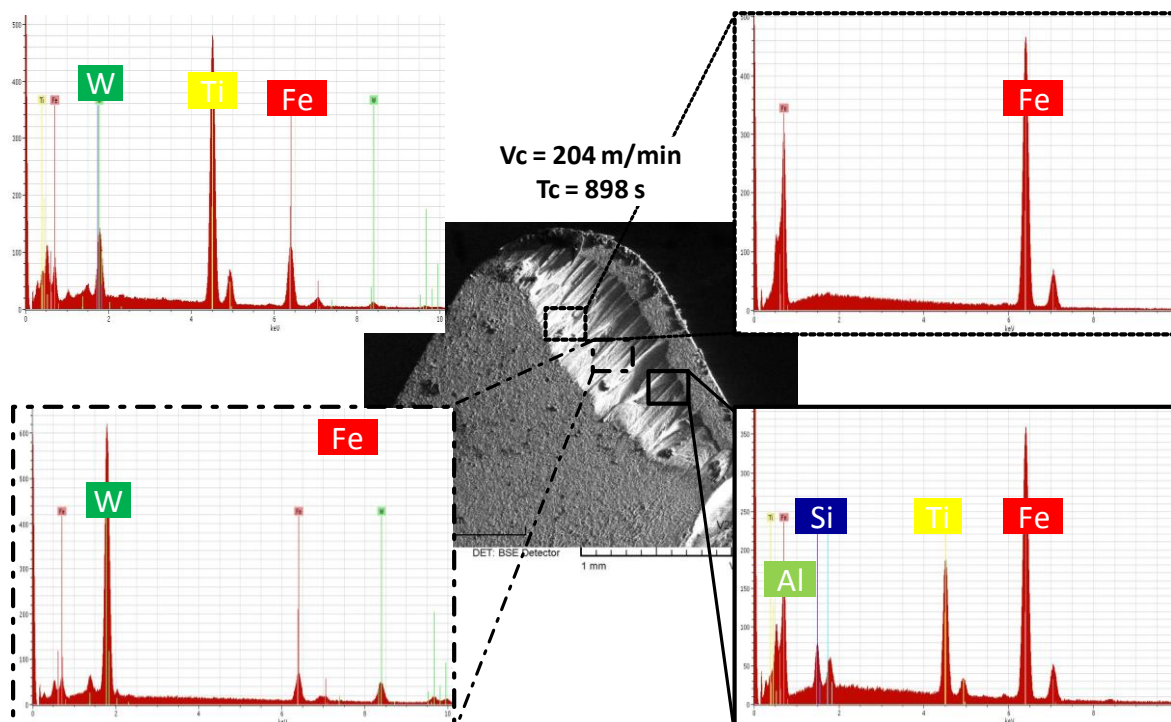


Figure 4.25 : Prélèvement des spectres dans les différentes zones de la surface de contact pour $V_c=204$ m/min

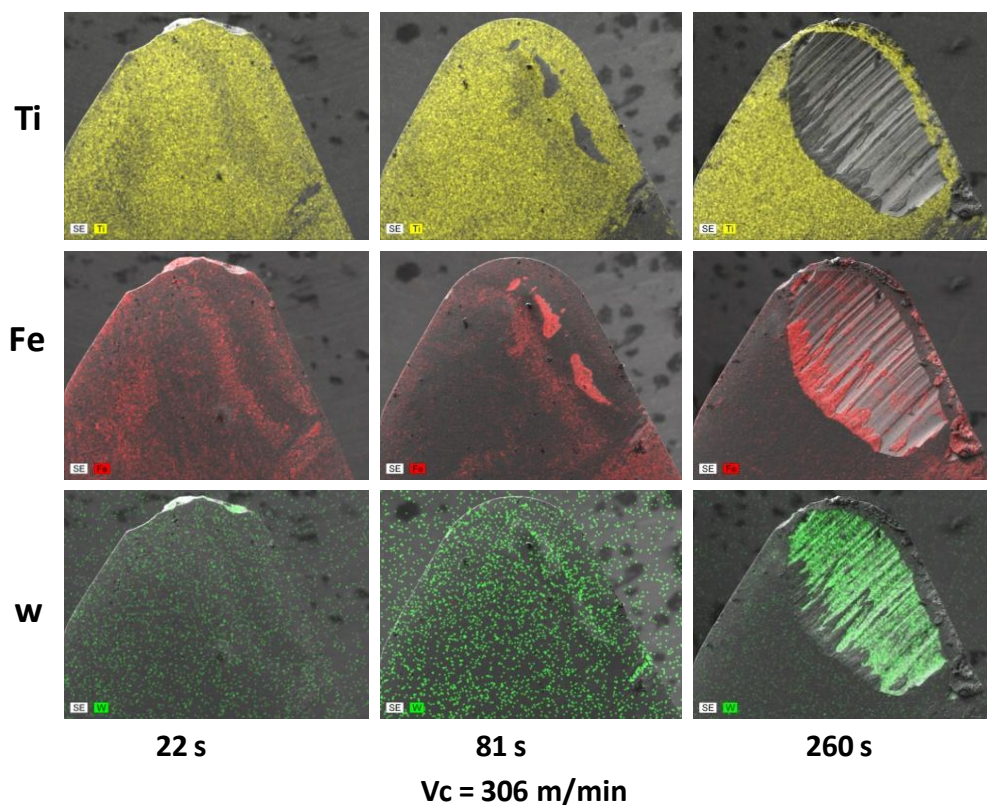


Figure 4.26 : Evolution de la répartition des éléments dans la surface de contact pour $V_c=306$ m/min

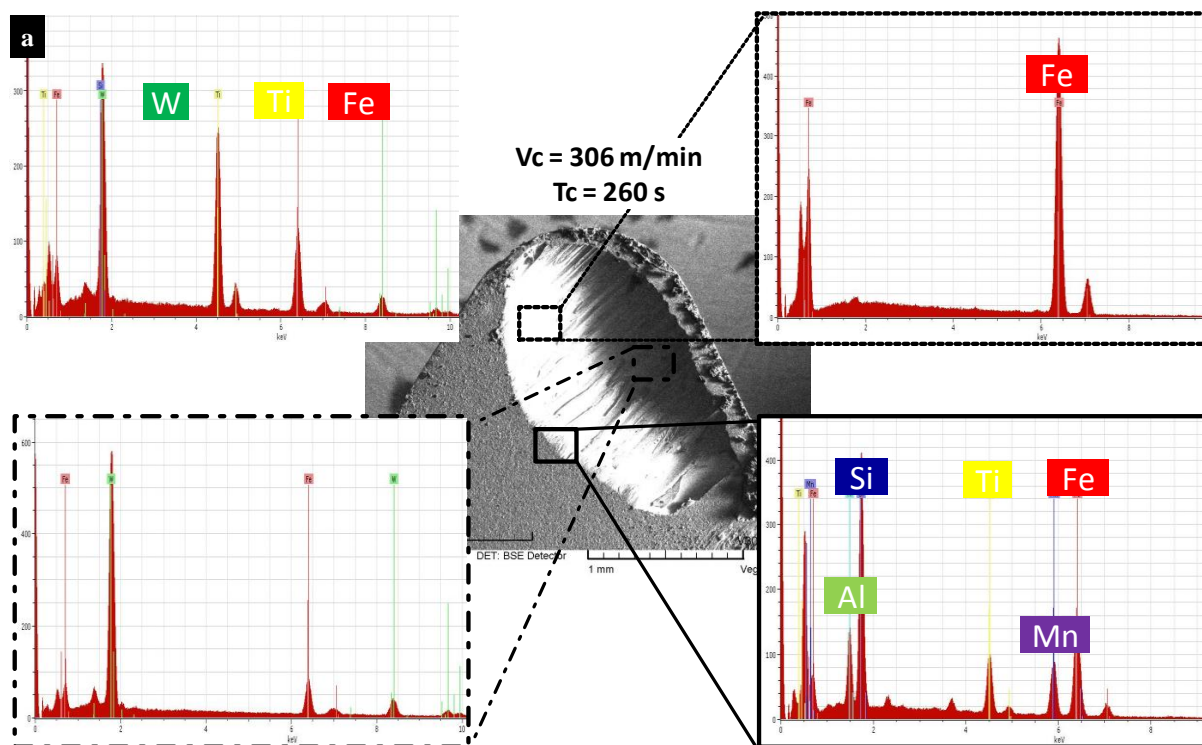


Figure 4.27 : Prélèvement des spectres dans les différentes zones de la surface de contact pour $V_c = 306$ m/min

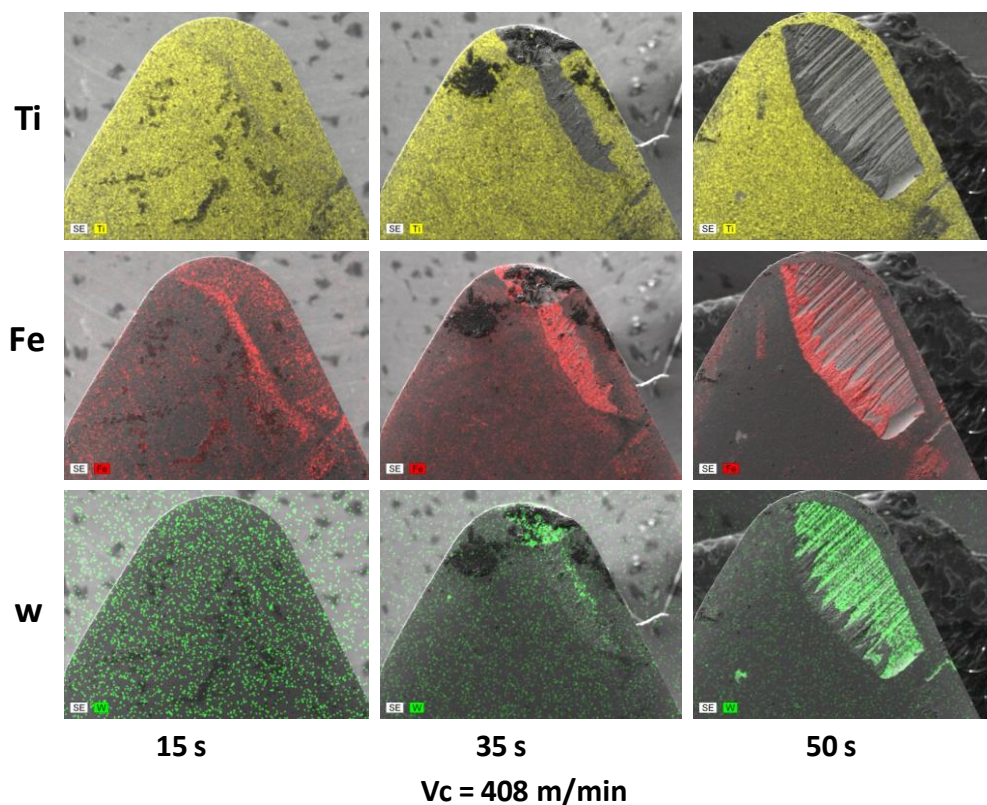


Figure 4.28 : Evolution de la répartition des éléments dans la surface de contact pour $V_c = 408 \text{ m/min}$

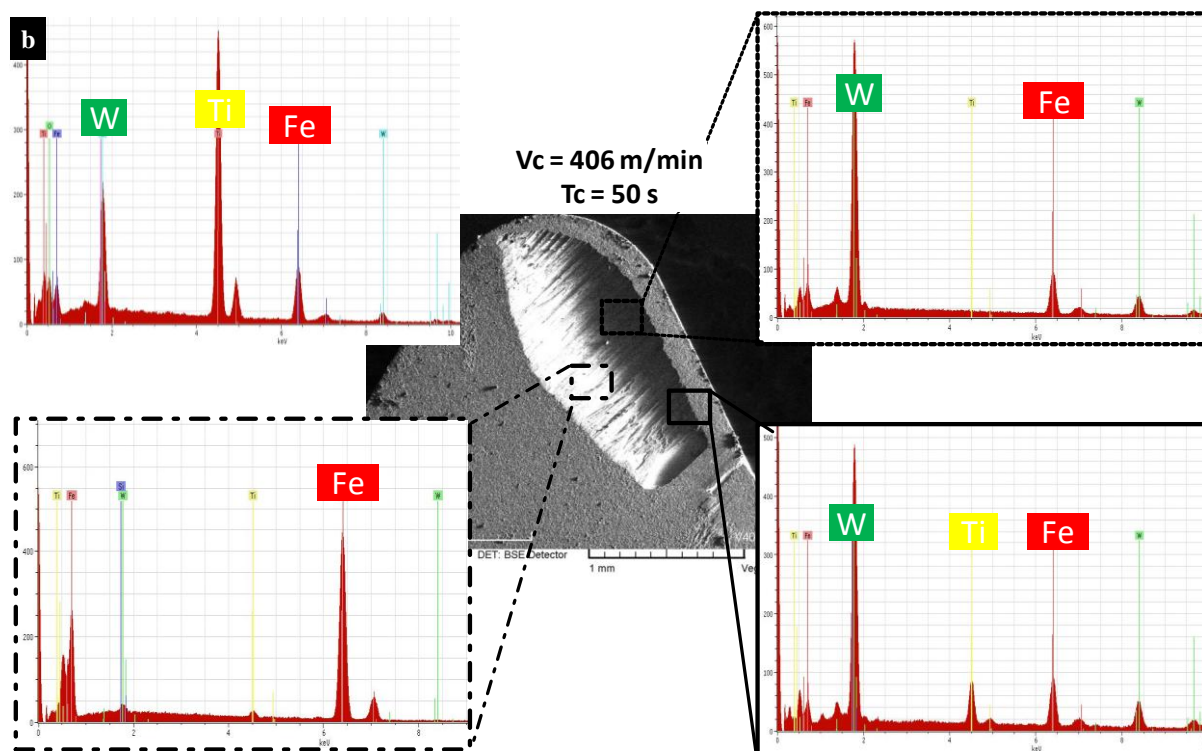


Figure 5.29 : Prélèvement des spectres dans les différentes zones de la surface de contact pour $V_c=408 \text{ m/min}$

4.2. Corrélation entre les essais d'usure en usinage et les essais d'usure en frottement

A partir des résultats obtenus, des similitudes de faciès d'usure ont été observées à différentes échelles d'analyse, sur les pions ainsi que sur les plaquettes d'outils de coupe, **Figure 4.30**. Ces similitudes permettront d'identifier les modes et les mécanismes d'endommagement des plaquettes utilisées lors d'une opération d'usinage. De plus, cette étude menée sur l'usure des pions durant un test de frottement et celle en usinage ont été réalisées dans des conditions identiques de pression et de vitesse. Les résultats qui ont marqué cette étude ont porté essentiellement sur les analyses des différents modes et mécanismes d'usure rencontrés durant les essais d'usures en frottement et en usinage à savoir que :

- L'usure par abrasion est provoquée par l'enlèvement de revêtement dans la zone de contact pion-pièce et dans la zone de contact outil-copeau,
- L'usure par adhésion est remarquée grâce à la présence du fer sur les surfaces de contact sur les pions et sur les plaquettes,
- L'usure par diffusion est constatée suite à la présence des éléments chimiques Silicium, Manganèse et Aluminium.

5. Conclusion

Cette étude expérimentale a pour but, dans un premier temps, de comprendre les phénomènes régissant une opération d'usinage de l'acier C45 avec des outils en carbure de tungstène ainsi que la compréhension de l'usure des plaquettes utilisées. En deuxième temps, l'objectif de cette étude consiste à corréler les phénomènes tribologiques rencontrés pendant des essais de frottement et des essais d'usure de frottement un avec ceux rencontrés pendant des essais d'usinage et d'usure d'outils de coupe.

Dans ce contexte, plusieurs essais d'usinage avec des plaquettes revêtues en TiN et non revêtues ont été réalisés afin de corréler ces résultats avec ceux obtenus en frottement avec des pions revêtus en TiN et non revêtus présentés dans le chapitre 2.

De plus, deux séries d'essais d'usure ont été menées. La première campagne est un ensemble d'essais de frottement. L'évolution des efforts de frottement et des observations à la loupe binoculaire et au MEB couplée à une analyse EDS ont été pris en fonction de temps de frottement. La deuxième série correspond à un ensemble d'essais de la coupe. Les efforts de

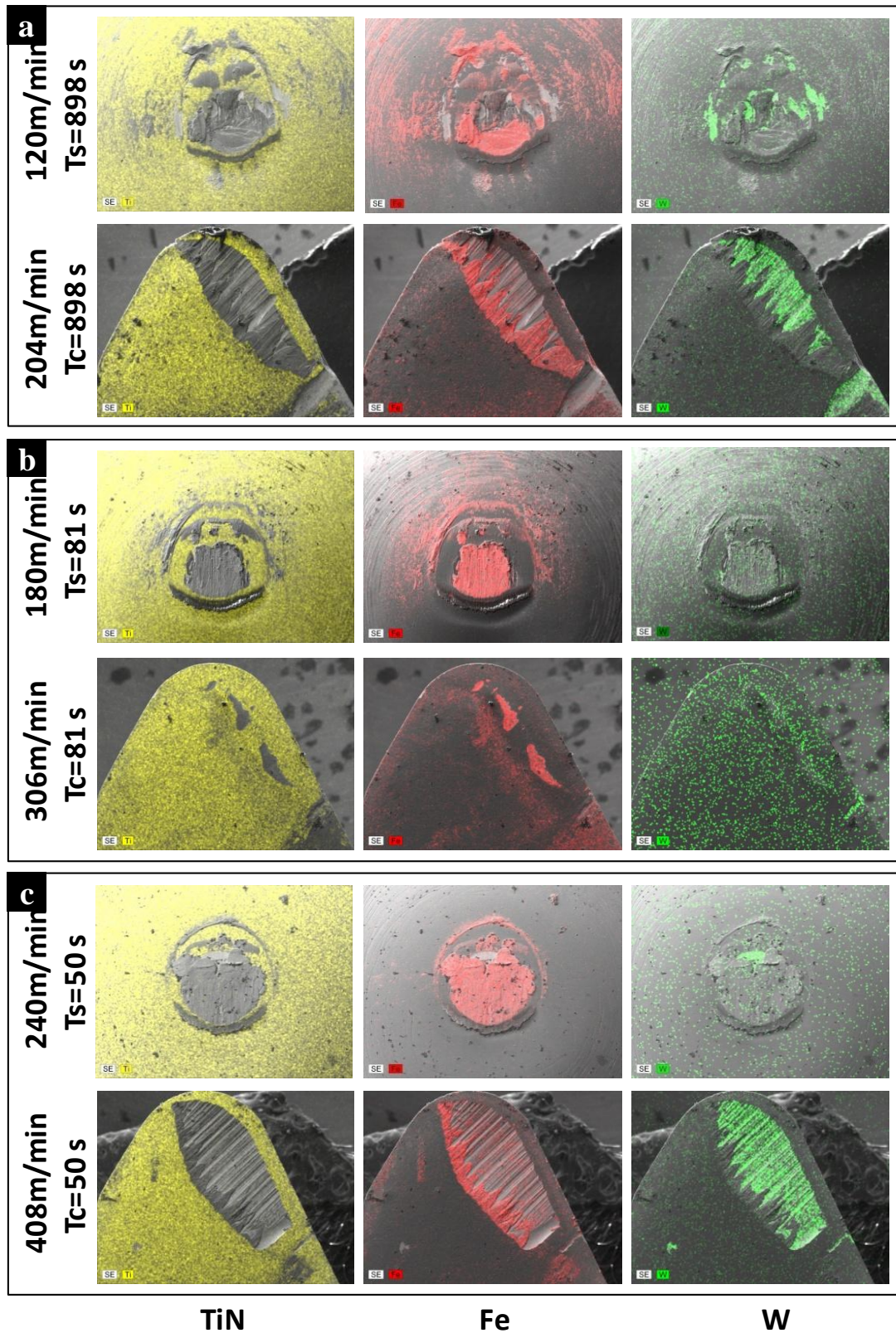


Figure 5.30 : Comparaison entre des pions et des plaquettes pour le couple de vitesses $V_s=120 / V_c=204$ m/min, $V_s=180 / V_c=306$ m/min et $V_s=240 / V_c=408$ m/min

coupe, d'avance et de pénétration ainsi que des observations ont été pris en fonction de temps d'usinage. Les vitesses de coupe utilisées ont été choisies à partir des vitesses de frottement prises.

Les résultats expérimentaux présentés dans ce chapitre peuvent être résumé en ces points :

- Les évolutions du flux de chaleur transmis vers les pions et celui vers les plaquettes possèdent la même tendance. En effet, ce flux de chaleur augmente d'une manière significative en fonction de la vitesse pour les faibles valeurs des vitesses. En suite, il demeure constant en augmentant la vitesse de frottement en tribologie et la vitesse de coupe en usinage.
- Des similitudes entre les modes et les mécanismes d'usure identifiés en frottement et en usinage sont obtenues. En effet, l'usure par abrasion, l'usure en cratère, l'usure par adhésion et l'usure par diffusion sont observées durant les essais d'usure en frottement et en usinage de l'acier C45 avec des outils/pions en carbure de tungstène revêtus TiN.

Ces résultats et ces similitudes montrent que les modes et les mécanismes d'usure des plaquettes en carbure de tungstène revêtues TiN peuvent être identifiés durant des essais d'usure en frottement.

Conclusion générale

Dans ce travail de thèse, une amélioration aussi bien à l'échelle globale qu'à l'échelle locale a été apportée sur la compréhension des mécanismes tribologiques aux interfaces outil-pièce-copeau durant l'usinage à sec de l'acier C45 avec des outils en carbure de tungstène revêtus en TiN.

Dans le premier chapitre, une généralité sur la modélisation de la coupe a été présentée en décrivant, en premier lieu, la coupe orthogonale, les différents échelles et domaines de la modélisation et en second lieu la formation des copeaux et les modes d'endommagement de l'outil. La deuxième partie a été consacrée à la présentation et description des méthodes de caractérisation des phénomènes tribologiques aux interfaces outil-pièce-copeau, Ce chapitre introductif permet également de positionner nos travaux des recherches durant cette thèse par rapport aux travaux antérieurs traitant de la modélisation et de la caractérisation des phénomènes tribologiques aux interfaces outil-pièce-copeau.

Le deuxième chapitre présente une nouvelle configuration du dispositif expérimental qui a été utilisée durant les essais de frottement. Ce tribomètre permet de frotter sur une surface régénérée par un outil de coupe et de reproduire les conditions de contact aux interfaces outil-pièce-copeau, ainsi que de faciliter la réalisation d'un test de frottement (monté sur un tour à CN et utilisation d'un vérin hydraulique).

Plusieurs essais de frottement, permettant d'étudier l'influence de la vitesse de frottement ont été effectués. Ainsi, l'évolution du coefficient de frottement, du flux de chaleur et du coefficient de partage de chaleur aux interfaces outil-pièce-copeau ont été identifiés pour le couple de matériau frottant et frotté. Enfin, pour mieux comprendre ces phénomènes, une étude métallographique a été effectuée sur des échantillons de la pièce après le passage de pions avec différentes vitesses de frottement. Sur l'ensemble des résultats d'analyse métallographique, deux phénomènes ont été rencontrés durant le frottement de l'acier C45 avec des pions en carbure de tungstène revêtu en TiN ; le durcissement par déformation plastique de la surface superficielle de la pièce est obtenu à basses vitesses de frottement, et le phénomène de la couche blanche (la conséquence des transformations métallurgiques) est obtenu en augmentant la vitesse de frottement.

Ainsi que ce deuxième chapitre présente les résultats obtenus suite à une étude de sensibilité des paramètres de frottement sur le comportement tribologique aux interfaces pion-pièce. Ces tests ont montré que la pression de contact a une influence sur le comportement tribologique, dans la gamme utilisée. En effet, le coefficient de frottement apparent augmente légèrement en diminuant l'effort normal (diminution de la pression de contact). La rugosité de pion entre 0.05 et 0.18 μm n'a pas d'influence ni sur le coefficient de frottement apparent ni sur le flux de chaleur transmis vers le pion.

Par contre, la présence du revêtement de type TiN conduit à une réduction significative du coefficient de frottement apparent et la valeur du flux de chaleur transmis vers le pion par rapport aux essais de frottement réalisés avec des pions non revêtus dans les mêmes conditions de frottement. Ces essais nous montrent la tenue et la résistance des outils de coupe revêtus contre l'usure et qui viennent confirmer le rôle des revêtements des outils de coupe.

Afin de mieux comprendre les mécanismes tribologiques à l'interface pion-pièce et de compléter les analyses et les constatations observées dans le deuxième chapitre, un modèle numérique simulant l'essai de frottement a été développé en se basant sur l'approche Arbitraire Lagrangienne Eulérienne (A.L.E.) et présenté dans le troisième chapitre. Ce modèle nous a permis, d'une part, d'avoir plus d'informations sur les grandeurs locales de frottement (pression de contact, température de contact, vitesse locale de glissement, déformation plastique), et d'autre part de construire des modèles (modèles de frottement et modèles de coefficient de partage de chaleur) exploitables sous des logiciels éléments finis.

Le dernier chapitre consiste à un ensemble d'essais d'usure des pions et d'usure des plaquettes d'outils de coupe de même nuance. Des analyses microscopiques et au MEB couplés à une analyse EDS sur les pions ont été faites afin de mieux analyser les mécanismes tribologiques. Suite aux essais effectués, des similitudes de faciès d'usure ont été observées à différentes échelles d'analyse, sur les pions ainsi que sur les plaquettes d'outils de coupe. Ces similitudes permettront d'identifier les mécanismes d'endommagement des plaquettes utilisées lors d'une opération d'usinage. Ainsi, ces essais ont permis d'aboutir à une corrélation des phénomènes tribologiques observés sur les pions et ceux observés sur les outils de coupe. A partir de ces résultats, une méthode expérimentale a été développée et nous a permis de mesurer les paramètres physiques et mécaniques de coupe dans des conditions extrêmes.

Durant ce travail, des améliorations à propos de la compréhension des phénomènes tribologiques aux interfaces outil-pièce-copeau ont été réalisées. Cependant, ces résultats obtenus peuvent nous amener à penser aux autres pistes de recherche.

- Il sera intéressant d'intégrer une loi d'endommagement dans le modèle numérique de l'essai de frottement vu l'existence des amas de matériau sur les bourrelets laissés par le passage des pions durant les essais expérimentaux de frottement.
- Les modèles de frottement et de coefficient thermique de partage de chaleur ont été développés, donc il est également important d'intégrer ces nouveaux modèles dans des modèles numériques de coupe afin de quantifier le gain de ces modèles sur la précision des modèles d'usinage. Ces modélisations numériques de la coupe pourront être confrontées aux autres modèles standards disponibles dans la littérature, ainsi qu'à des relevés expérimentaux en coupe orthogonale [Cour-2011].
- Il est également intéressant de développer des modèles qui peuvent prédire l'évolution de l'usure de l'outil.

Références

[Akba-2007] F. Akbar, P. T. Mativenga and M. A. Sheikh, “An Investigation of the Tool-Chip Interface Temperature and Heat Partition in High-speed Machining of AISI/SAE 4140 Steel with TiN-coated Tool” , Proceedings of the 35th International MATADOR Conference, 10 (2007) 215-218.

[Albr-1960] P. Albrecht, “New developpements in the theory of the metal cutting process. Part I, the ploughing process in metal cutting”, Journal of Engineering for Industry Transactions of ASME, 82 (1960) 348-362.

[Aram-2008] A. Aramcharoen, P. T. Mativenga, “White layer formation and hardening effects in hard turning of H13 tool steel with CrTiAlN and CrTiAlN/MoST-coated carbide tools”, Int J Adv Manuf Technol, 36 (2008) 650–657.

[Arra-2003] P. J. Arrazola, “Modélisation numérique de la coupe: Etude de sensibilité des paramètres d’entrée et identification de frottement entre outil copeau », Thèse (2003), Ecole Centrale de Nantes.

[Arra-2005] P.J.Arrazola, D.Ugarte, J.Montoya, A.Villar, S. Marya, « Finite element modeling of chip formation process with Abaqus/ExplicitTM 6.3”, 8th International Conference on Computational Plasticity, CIMNE, Barcelona, 2005.

[Arra-2008a] P.J. Arrazola, T. Ozel, « Numerical modelling of 3D hard turning using arbitrary Lagrangian Eulerian finite element method”, Int. J. Machining and Machinability of Materials, 3(3) (2008) 238-249.

[Arra-2008b] P.J. Arrazola, D. Ugarte, X. Dominguez, “A new approach for the friction identification machining through the use of finite element modeling”, International Journal of Machine Tools and Manufacture, 48 (2008) 173–183.

[Arra-2010] P.J. Arrazola, T. Ozel, “Investigations on the effects of friction modeling in finite element simulation of machining”, Int. J. of Mechanical Sciences, 52(1) (2010) 31-42.

- [**Arse-2006**] J.A. Arsecularatne, L.C. Zhang, C. Montross, “Wear and tool life of tungsten carbide, PCBN and PCD cutting tools”, *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, 46 (2006) 482–491.
- [**Atta-2008**] A. Attanasio, E. Ceretti, S. Rizzuti, D. Umbrello, F. Micari, “3D finite element analysis of tool wear in machining”, *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 57 (2008) 61–64.
- [**Avil-2008**] R.F. Avila, C. Godoy, A.M. Abrao, M.M. Lima, “Topographic analysis of the crater wear on TiN, Ti(C,N) and (Ti,Al)N coated carbide tools”, *Wear*, 265 (2008) 49–56.
- [**Bahi-2011**] S. Bahi, M. Nouari, A. Moufki, M. ElMansori, A. Molinari, “new friction law for sticking and sliding contacts in machining”, *Tribology International*, 44(7-8) (2011) 764-771.
- [**Bake-2006**] M. Baker, « Finite element simulation of high-speed cutting forces”, *Journal of Materials Processing Technology*, 176 (2006) 117–126.
- [**Barb-2003**] A. Barbacki, M. Kawalec, A. Hamrol, “Turning and grinding as a source of microstructural changes in the surface layer of hardened steel”, *Journal of Materials Processing Technology*, 133 (2003) 21–25.
- [**Bard-1994**] J. P. Bardon, “Bases physiques des conditions de contact thermique imparfait entre milieu en glissement relatif”, *Revue Générale de Thermique*, (1994) 85-92.
- [**Barg-2005**] M. Barge, H. Hamdi, J. Rech, J.-M. Bergheau, “Numerical modelling of orthogonal cutting: influence of numerical parameters” *Journal of Materials Processing Technology*, 164–165 (2005) 1148–1153.
- [**Barg-2006**] M. Barge, « Etude expérimentale et numérique des mécanismes de coupe par abrasion », Thèse N° 2005-17 (2005), Ecole Centrale de Lyon.
- [**Barl-1997**] C. Barlier, C. Lescalier, A. Mosian, “Continuous Flank Wear Measurement of Turning Tools by Integrated Microthermocouple”, *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 46 (1) (1997) 35-38.

- [Batt-2001]** J.L. Battaglia, O. Cois, L. Puigsegur, A. Oustaloup, “Solving an inverse heat conduction problem using a non-integer identified model”, *Int. J. Heat Mass Transfer*, 44 (2001) 2671–2680.
- [Biss-2005]** S. Bissey, “Développement d'un modèle d'efforts de coupe applicable a des familles d'outils: cas du fraisage des aciers traites thermiquement », Thèse N°2005-04 (2005), Ecole Nationale Supérieure d'Arts et Métiers, Centre de Cluny
- [Bonn-2008a]** C. Bonnet, F. Valiorgue, J. Rech, C. Claudin, H. Hamdi, J.M. Bergheau, P. Gilles, “Identification of a friction model—application to the context of dry cutting of an AISI 316L austenitic stainless steel with a TiN coated carbide tool”, *Int. J. Mach. Tool. Manuf.*, 48 (2008) 1211-1223.
- [Bonn-2008b]** C. Bonnet, F. Valiorgue, J. Rech, H. Hamdi, “Improvement of the numerical modeling in orthogonal dry cutting of an AISI 316L stainless steel by the introduction of a new friction model”, *CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology*, 1 (2008) 114–118.
- [Bosh-2006]** S.S. Bosheh, P.T. Mativenga, “White layer formation in hard turning of H13 tool steel at high cutting speeds using CBN tooling”, *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, 46 (2006) 225–233.
- [Bowd-1951]** F.P. Bowden, D. Tabor, “Friction and lubrication of solids”. Oxford: Oxford University Press, 1951.
- [Broc-2009]** J. Brocail, “Analyse expérimentale et numérique du contact à l'interface outil-copeau lors de l'usinage en grande vitesse des métaux », Thèse N° :09/11 (2009), Université de Valenciennes et du Hainaut Cambrésis.
- [Buca-2001]** J. L. Bucaille, « Simulation Numérique de l'indentation et de la rayure des verres organiques », Thèse(2001), Ecole Nationale Supérieur des Mines de Paris,.
- [Cere-2007]** E. Ceretti, L. Filice, D. Umbrello, F. Micari, “ALE Simulation of Orthogonal Cutting: a New Approach to Model Heat Transfer Phenomena at the Tool-Chip Interface”, *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 56 (1) (2007) 69-72.

[Chan-2001] P. Chantrenne, M. Raynaud, “Study of a macroscopic sliding contact thermal model from microscopic models”, *Int. J. Therm. Sci.*, 40 (2001) 603–621.

[Chil-2000] T.H.C. Childs, K. Maekawa, T. Obikawa, Y. Yamane, “Metal Machining: Theory and Applications”, Arnold, Pans, 2000.

[Chil-2006] T.H.C. Childs, “Friction modelling in metal cutting”, *Wear*, 260 (2006) 310–318.

[Chou-1998] I.A. Choudhury, M.A. El-Baradie. “Tool-life prediction model by design of experiments for turning high strength steel (290 BHN)”, *Journal of Materials Processing Technology*, 77 (1998) 319–326.

[Chou-1999] Y. Kevin Chou, Chris J. Evans, “White layers and thermal modeling of hard turned surfaces”, *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, 39 (1999) 1863–1881.

[Chou-2005] Y. Kevin Chou, H. Song, “Thermal modeling for white layer predictions in finish hard turning”, *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, 45 (2005) 481–495.

[Clau-2008] C. Claudin, “Rodage des pions carbure », Cours, 2009, ENISE.

[Clau-2008] C. Claudin, J. Rech, W. Grzesik, “Development of a new tribometer to identify the effects of coatings and lubricants during machining processes”, Intercut 2008 Cluny, October 22-23, 2nd International Conference « Innovative Cutting Processes & Smart Machining »

[Clau-2010] C. Claudin, A. Mondelin, J. Rech, G. Fromentin, “Influence of a straight oil on friction at the tool-workmaterial interface in machining”, *Int. J. Mach. Tool. Manuf.*, 50 (2010) 681-688.

[Coel-2007] R. T. Coelho, Eu-Gene Ng, M.A. Elbestawi, “Tool wear when turning hardened AISI 4340 with coated PCBN tools using finishing cutting conditions”, *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, 47 (2007) 263–272.

[Cord-2003] J. P. Cordebois and Coll, “Fabrication par usinage”, ISBN 2 10 005586 0. Dunod, Paris, 2003.

[Cour-2010] C. Courbon, T. Mabrouki, J. Rech, D. Mazuyer, E. D'Eramo, P. Daguier “Towards a better definition of the mechanical and thermal interface behaviour in dry cutting simulation of AISI 1045 steel”, Proceedings of the 4th International Conference on Tribology in Manufacturing Processes, Nice, France, June 13th–15th, 2010.

[Cour-2010] C. Courbon, « Vers une modélisation physique de la coupe des aciers spéciaux : intégration du comportement métallurgique et des phénomènes tribologiques et thermiques aux interfaces », Thèse (2011), Ecole Centrale de Lyon.

[Davi-2003] M. A. Davies, Q. Cao, A. L. Cooke, R. Iveste, “On the measurement and prediction of temperature fields in machining AISI 1045 steel”, CIRP Annals - Manufacturing Technology, 52 (1) (2003) 77-80.

[Davi-2005] M.A. Davies, A. L. Cooke, E. R. Larsen, “High Bandwidth Thermal Microscopy of Machining AISI 1045 Steel”, CIRP Annals - Manufacturing Technology, 54 (2005) 63-66.

[Davi-2009] J. P. Davim, C. Maranhão, “A study of plastic strain and plastic strain rate in machining of steel AISI 1045 using FEM analysis”, Materials and Design, 30 (2009) 160–165.

[Dena-2000] J. Denape and N. Laraqi, « Aspect thermique du frottement: mise en évidence expérimentale et éléments de modélisation », Mécanique & Industries, 1 (2000) 563–579.

[Deng-2008a] J. Deng, J. Liu, J. Zhao, W. Song, “Wear mechanisms of PVD ZrN coated tools in machining”, International Journal of Refractory Metals & Hard Materials, 26 (2008) 164–172.

[Deng-2008b] J. Deng, J. Liu, J. Zhao, W. Wenl, M. Niu, “Friction and wear behaviors of the PVD ZrN coated carbide in sliding wear tests and in machining processes”, Wear, 264 (2008) 298–307.

[Dudz-1997] D. Dudzinski, A. Molinari, “A modelling of cutting for viscoplastic materials, Int. J. Mech. Sci., 39 (4) (1997) 369-389.

[Ebra-2009] A. Ebrahimi, M. M. Moshksar, “Evaluation of machinability in turning of microalloyed and quenched-tempered steels: Tool wear statistical analysis, chip morphology” Journal of Materials Processing Technology, 209 (2009) 910–921.

- [Endr-2002]** W. J. Endres, R. K. Kountanya, “The Effects of Corner Radius and Edge Radius on Tool Flank Wear”, *Journal of Manufacturing Processes*, 4 (2002) 89-96.
- [Fili-2007]** L. Filice, F. Micari, S. Rizzuti, D. Umbrello, « A critical analysis on the friction modelling in orthogonal machining », *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, 47 (2007) 709–714.
- [Font-2006]** M. Fontaine, A. Devillez, A. Moufki, D. Dudzinski. ‘Predictive force model for ball-end milling and experimental validation with a wavelike form machining test’, *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, 46 (2006) 367–380.
- [Geko-2002]** H. O. Gekonde, S. V. Subramanian, “Tribology of tool–chip interface and tool wear mechanisms”, *Surface and Coatings Technology*, 149 (2002) 151–160.
- [Grze-1998]** W. Grzesik, “The role of coatings in controlling the cutting process when turning with coated indexable inserts”, *Journal of Materials Processing Technology*, 79 (1998) 133–143.
- [Grze-2000]** W. Grzesik, “The influence of thin hard coatings on frictional behaviour in the orthogonal cutting process”, *Tribology International*, 33 (2000) 131–140
- [Grze-2002]** W. Grzesik, Z. Zalisz, P. Nieslony, “Friction and wear testing of multilayer coatings on carbide substrates for dry machining applications”, *Surface and Coatings Technology*, 155 (2002) 37–45.
- [Grze-2003a]** W. Grzesik, “Friction behaviour of heat isolating coatings in machining: mechanical, thermal and energy-based considerations”, *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, 43 (2003) 145–150.
- [Grze-2003b]** W. Grzesik, P. Nieslony, “A computational approach to evaluate temperature and heat partition in machining with multilayer coated tools”, *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, 43 (2003) 1311–1317
- [Grze-2004]** W. Grzesik, P. Nieslony, “Physics based modelling of interface temperatures in machining with multilayer coated tools at moderate cutting speeds”, *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, 44 (2004) 889–901.

- [Grze-2005]** W. Grzesik, M. Bartoszek, P. Nieslony, “Finite element modelling of temperature distribution in the cutting zone in turning processes with differently coated tools”, *Journal of Materials Processing Technology*, 164–165 (2005) 1204–1211.
- [Grze-2008]** W. Grzesik, “Advanced Machining Processes of Metallic Materials”, Elsevier, (2008).
- [Guze-2004]** B.U. Guzel, I. Lazoglu. “Increasing productivity in sculpture surface machining via off-line piecewise variable feedrate scheduling based on the force system model”, *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, 44 (2004) 21–28.
- [Hagl-2008]** A. J. Haglund, H. A. Kishawy, R. J. Rogers, “An exploration of friction models for the chip–tool interface using an Arbitrary Lagrangian–Eulerian finite element model”, *Wear*, 265 (2008) 452–460.
- [Han-2008]** S. Han, S. N. Melkote, M. S. Haluska, T. R. Watkins, “White layer formation due to phase transformation in orthogonal machining of AISI 1045 annealed steel”, *Materials Science and Engineering*, 488 (2008) 195–204.
- [He-2008]** L. He, T. C. Ovaert, “Heat Partitioning Coefficient Calculations for Sliding Contacts with Friction”, *Tribology Transactions*, 51 (2008) 12-18.
- [Hede-1991]** P. Hedenquist, M. Olsson, Sliding wear testing of coated cutting tool materials. *Tribol. Int.*, 23 (3) (1991) 143–150.
- [Hu-2007]** J. Hu, Y. K. Chou, “Characterizations of cutting tool flank wear-land contact”, *Wear*, 263 (2007) 1454–1458.
- [Ilie-2009]** D. Iliescu, D. Gehin, I. Iordanoff, F. Giroto, M.E. Gutiérrez, “A discrete element method for the simulation of CFRP cutting”, *Composites Science and Technology*, 70(1) (2010) 73-80.
- [Iqba-2009]** S. A. Iqbal, P. T. Mativenga, M. A. Sheikh, “An investigative study of the interface heat transfer coefficient for FE Modelling of high speed machining” *Ned university Journal of Research*, 6(1) (2009) 44-58.
- [Kagn-2009a]** T. Kagnaya, C. Boher, L. Lambert, M. Lazard, T. Cutard, “Wear mechanisms of WC–Co cutting tools from high-speed tribological tests”, *Wear*, 267 (2009) 890–897.

- [Kagn-2009b]** T. Kagnaya « Contribution à l'identification des mécanismes d'usure d'un WC-6%Co en usinage et par une approche tribologique et thermique », Thèse ED n°.432: SMI, (2009), Ecole Nationale Supérieure Des Mines De Paris.
- [Kalh-2001]** V. Kalhori, “Modeling and simulation of metal cutting”, Doctoral thesis / Luleå University of Technology, 2001, ISSN (print)1402-1544.
- [Kili-2007]** D. S. Kilic, S. Raman, “Observations of the tool–chip boundary conditions in turning of aluminum alloys”, *Wear*, 262 (2007) 889–904.
- [Kim-2003]** G.M. Kim, B.H. Kim, C.N. Chu, “Estimation of cutter deflection and form error in ball-end milling processes”, *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, 43 (2003) 917–924.
- [Koma-2000]** R. Komanduri, Z. B. Hou, “Thermal modeling of the metal cutting process Part I: Temperature rise distribution due to shear plane heat source”, *International Journal of Mechanical Sciences*, 42 (2000) 1715-1752.
- [Koma-2001a]** R. Komanduri, Z. B. Hou, “Thermal modeling of the metal cutting process – Part II: temperature rise distribution due to frictional heat source at the tool-chip interface”, *International Journal of Mechanical Sciences*, 43 (2001) 57-88.
- [Koma-2001b]** R. Komanduri, Z. B. Hou, “Thermal modeling of the metal cutting process – Part III: temperature rise distribution due to the combined effects of shear plane heat source and the tool-chip interface frictional heat source”. *International Journal of Mechanical Sciences*, 43 (2001) 89-107.
- [Kuma-2003]** M. P. Kumar, B. Mohan, A. Rajadurai, B.R.Dinakar, “Modeling and analysis of orthogonal cutting of steel using FEM”, *Proceedings of the International Conference on Mechanical Engineering (ICME2003)*, 26-28 December 2003, Dhaka, Bangladesh.
- [Kusi-2005]** A. Kusiak, J.L. Battaglia, J. Rech, “Tool coatings influence on the heat transfer in the tool during machining”, *Surf. Coat. Technol.*, 195 (2005) 29-40.
- [Lami-2004]** A. Lamikiz, L.N. Lopez de Lacalle, J.A. Sanchez, M.A. Salgado. “Cutting force estimation in sculptured surface milling”, *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, 44 (2004) 1511–1526.

- [Lee-1951]** E. H. Lee, B.W. Shaffer, “The theory of plasticity applied to the problem of machining (La théorie de la plasticité appliquée au problème de l’usinage)”. *Journal of Applied Mechanics (USA)*, 18 (1951) 405-413, American Society of Mechanical Engineers, New York.
- [Lee-1995]** L. C. Lee, X. Liu, K. Y. Lam, “Determination of Rake Stress Distribution in Orthogonal Machining”, *Int. J. Mach. Tools Manuf.*, 35 (1995) 373–382.
- [Lee-1996]** P. Lee, Y. Altinta, “Prediction of ball-end milling forces from orthogonal cutting data’ *International Journal of Machine Tools Manufacturing*, 36 (1996) 1059-1072.
- [Li-2002]** K. Li, X.-L. Gao, J.W. Sutherland, “Finite element simulation of the orthogonal metal cutting process for qualitative understanding of the effects of crater wear on the chip formation process”, *Journal of Materials Processing Technology*, 127 (2002) 309-324.
- [Li-2007]** K.-M. Li, S. Y. Liang, “Modeling of cutting forces in near dry machining under tool wear effect”, *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, 47 (2007) 1292–1301.
- [Liou-2004]** N.-S. Liou, M. Okada, V. Prakash, “Formation of molten metal films during metal-on-metal slip under extreme interfacial conditions”, *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 52 (2004) 2025–2056.
- [Liu-2000]** C. R. Liu, Y. B. Guo, “Finite element analysis of the effect of sequential cuts and tool-chip friction on residual stresses in a machined layer”, *International Journal of Mechanical Sciences*, 42 (2000) 1069-1086.
- [Luo-2005]** X. Luo, K. Cheng, R. Holt, X. Liu, “Modeling flank wear of carbide tool insert in metal cutting”, *Wear*, 259 (2005) 1235–1240.
- [M’Sa-2005]** R. M’Saoubi, H. Chandrasekaran, “Innovative Methods for the Investigation of Tool-Chip Adhesion and Layer Formation during Machining”, *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 54(1) (2005) 59-62.
- [Mabr-2006]** T. Mabrouki, J.-F. Rigal, “A contribution to a qualitative understanding of thermo-mechanical effects during chip formation in hard turning”, *Journal of Materials Processing Technology* 176(1-3) (2006) 214–221.

- [**Math-2007**] T. Mathevet, “Caractérisation tribologique des aciers C45 standard et Vitac 3000® en usinage à sec », Master (2007), Ecole Nationale d’Ingénieurs de Saint Etienne.
- [**Meil-2000**] M. Meiller, J. L. Lebrun, M. Touratier, D. Ryckelynck, “Friction law for tool workpiece contact area in dry machining”, Proceedings of the International Workshop on Friction and Flow Stress in Cutting and Forming, ENSAM-Paris (France), (2000) 101–109.
- [**Merc-1945**] M. E. Merchant, “Mechanics of the metal cutting process I. Orthogonal cutting and a type 2 chip”, Journal of applied physics, 16(5) (1945).267-275.
- [**Moli-1992**] A. Molinari, D. Dudzinski, “Stationary shear band in high speed machining”, Journal of Mechanics of Solid, (1992) 399-405
- [**Mouf-1998**] A. Moufki, A. Molinari, D. Dudzinski, “Modelling of orthogonal cutting with a temperature dependent friction law”. J. Mech. Phys. Solids, 46(10) (1998) 2103-2138.
- [**Mouf-2000**] A. Moufki, D. Dudzinski, A. Molinari, M. Rausch, “Thermoviscoplastic modelling of oblique cutting: forces and chip flow predictions”, International Journal of Mechanical Sciences, 42(6) (2000) 1205-1232.
- [**Nais-2009**] P. Naisson, J. Rech, H. Paris, F. Dumont, « Modélisation analytique des efforts en usinage », 19^{ème} Congrès Français de Mécanique, Marseille, 24-28 août 2009.
- [**Nasr-2007**] M. N. A. Nasr, E.-G. Ng, M. A. Elbestawi, “Modelling the effects of tool-edge radius on residual stresses when orthogonal cutting AISI 316L”, International Journal of Machine Tools & Manufacture, 47 (2007) 401-411.
- [**Olss-1989**] M. Olsson, S. Söderberg, S. Jacobson, S. Hogmark, “Simulation of cutting tool wear by a modified pin-on-disc test”, International Journal of Machine Tools and Manufacture, 29 (1989) 377-390.
- [**Orab-1991**] S. E. Oraby, D. R. Hayhurst. “Development of models for tool wear force relationships in metals cutting”, Int. J. Mech. Sci, 33 (1991) 125-138.
- [**Oxle-1989**] P. L. B. Oxley, “Mechanics of machining”, Ellis Harwood Ltd, Chichester, England (1989).

- [Ozel-2000]** T. Ozel, T. Altan, “Determination of workpiece flow stress and friction at the chip–tool contact for high-speed cutting”, *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, 40 (2000) 133–152.
- [Ozel-2005]** T. Ozel, E. Zeren, “Finite element modeling of stresses induced by high speed machining with round edge cutting tools”, *Proceedings of IMECE’05, ASME International Mechanical Engineering Congress & Exposition, Orlando, Florida, November 5-11, 2005*.
- [Ozel-2006a]** T. Ozel, “The influence of friction models on finite element simulations of machining”, *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, 46 (2006) 518–530.
- [Ozel-2007]** T. Ozel, E. Zeren, “Numerical modelling of meso-scale finish machining with finite edge radius tools”, *Int. J. Machining and Machinability of Materials*, 2(3/4) (2007) 451-468.
- [Pagè-2003]** C. Pagès, “Comportement de revêtements céramiques sur outil en tournage a sec de finition », *Thèse N°2003-37, (2003) Ecole Centrale de Lyon*.
- [Pant-2004]** O. Pantalé, J.-L. Bacaria, O. Dalverny, R. Rakotomalala, S. Caperaa, “2D and 3D numerical models of metal cutting with damage effects”, *Comput. Methods Appl. Mech. Engrg*, 193 (2004) 4383–4399.
- [Poul-2001a]** G. Poulachon, A. Moisan, I. S. Jawahir, “Tool-wear mechanisms in hard turning with polycrystalline cubic boron nitride tools”, *Wear*, 250 (2001) 576–586.
- [Poul-2003]** G. Poulachon, B. P. Bandyopadhyay, I. S. Jawahir, S. Pheulpin, E. Seguin, “The influence of the microstructure of hardened tool steel workpiece on the wear of PCBN cutting tools”, *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, 43 (2003) 139–144.
- [Poul-2005]** G. Poulachon, A. Albert, M. Schluraff, I. S. Jawahir, “An experimental investigation of work material microstructure effects on white layer formation in PCBN hard turning”, *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, 45 (2005) 211–218.
- [Rame-2005]** A. Ramesh, S. N. Melkote, L. F. Allard, L. Riester, T. R. Watkins, “Analysis of white layers formed in hard turning of AISI 52100 steel”, *Materials Science and Engineering*, 390 (2005) 88–97.

[Rech-2004] J. Rech, A. Kusiak, J. L. Battaglia, “Tribological and thermal functions of cutting tool coatings”, *Surf. Coat. Technol.*, 186 (2004) 364–371.

[Rech-2006a] J. Rech, “A multiview approach to the tribological characterisation of cutting tool coating for steels in high-speed dry turning”, *Int. J. of Machining and Machinability of Materials*, 1 (2006) 27-44.

[Rech-2006b] J. Rech, “Influence of cutting tool coatings on the tribological phenomena at the tool–chip interface in orthogonal dry turning”, *Surface & Coatings Technology*, 200 (2006) 5132-5139.

[Rech-2009] J. Rech, C. Claudin, E. D’Eramo, “Identification of a friction model—Application to the context of dry cutting of an AISI 1045 annealed steel with a TiN-coated carbide tool”, *Tribol. Int.*, 42 (2009) 738-744.

[Ryck-2000] Ryckelynck David, Meiller Marianne, “Modélisation du frottement outil-pièce pour la simulation de la coupe par la méthode des éléments finis = Friction modelisation of tool workpiece contact for the finite element simulation of cutting process”, *Mécanique & industries*, 3 (2002) 323-332.

[Sand-2007] Sandvik hardmaterials documentation, Sandvik H10F, Rotary Tool Blanks, reference number H-2062PD, 2007.

[Sand-2009a] Sandvik Coromant, Document interne, “comparatif Carbure H13A HM H10F”, (2009).

[Sand-2009b] Sandvik Coromant, general information, cutting material, <http://www2.coromant.sandvik.com/coromant/pdf/smallparts/catalogue/P127-132.pdf>, 2009.

[Shi-2002] G. Shi, X. Deng, C. Shet, “A finite element study of the effect of friction in orthogonal metal cutting”, *Finite Elements in Analysis and Design*, 38 (2002) 863–883.

[Site-Web] www.trametal.com/outils-coupants/9-Plaquettes.

[Skid-2002] S. K. Skidar, M. Chen, “Relationship between tool flank wear area and compoment forces in single point turning”, *Journal of Materials Processing Technology*, 128 (2002) 210-215.

- [Sold-2007]** X. Soldani, A. Moufki, A. Molinari, « Usinage à Grande Vitesse - Modélisation Analytique de la Coupe Orthogonale et Validation Expérimentale » 18^{ème} Congrès Français de Mécanique Grenoble, 27-31 Août 2007.
- [Sold-2008]** Xavier Soldani, “Modélisation analytique de l’usinage a grande vitesse et étude de l’usure en cratère – application au tournage”, Thèse (2008), l’Universite Paul Verlaine – Metz,.
- [Take-1963]** H. Takeyama, R. Murata, “Basic investigation of tool wear”, Trans. ASME, J. Eng. Ind., 85 (1963) 33–38.
- [Tren-1991]** E. M. Trent, “Metal Cutting”, Butterworth Heinemann, (1991), ISBN 0-7506-1068-9.
- [Triki-2007]** E. Triki, « Caractérisation de l’interface outil-pièce-copeau au cours de l’usinage à l’outil coupant », Master (2007), Ecole Nationale d’Ingénieurs de Monastir.
- [Verg-2001]** C. Vergne, « Analyse de l’influence des oxydes dans le frottement d'une fonte pour outil de travail à chaud », Thèse (2001), Ecole des Mines de Paris.
- [Wang-2000]** Z. Y. Wang, K. P Rajurkar, “Cryogenic machining of hard-to-cut materials”, Wear, 239 (2000) 168–175.
- [Wang-2003]** J. Wang, C. Z. Huang, W. G. Song, “The effect of tool flank wear on the orthogonal cutting process and its practical implications”, Journal of Materials Processing Technology, 142 (2003) 338–346.
- [Xie-2005]** L.-J. Xie, J. Schmidt, C. Schmidt, F. Biesinger, “2D FEM estimate of tool wear in turning operation”, Wear, 258 (2005) 1479–1490.
- [Yang-1999]** L. J. Yang, “Pin-on-disc wear testing of tungsten carbide with a new moving pin technique”, Wear, 225–229 (1999) 557-562.
- [Yang-2001]** L. J. Yang, “Determination of the wear coefficient of tungsten carbide by a turning operation”, Wear, 250 (2001) 366–375.

- [Yen-2004a] Y.-C. Yen, A. Jain, T. Altan, “A finite element analysis of orthogonal machining using different tool edge geometries”, *Journal of Materials Processing Technology*, 146 (2004) 72–81.
- [Yen-2004b] Y.-C. Yen, J. Söhner, B. Lilly, T. Altan, “Estimation of tool wear in orthogonal cutting using the finite element analysis”, *Journal of Materials Processing Technology*, 146 (2004) 82–91.
- [Youn-1996] H.-T. Young, “Cutting temperature responses to flank wear”, *Wear*, 201 (1996) 117-120.
- [Yuan-2009] F. Yuan, N.-S. Liou, V. Prakash, “High-speed frictional slip at metal-on-metal interfaces”, *International Journal of Plasticity*, 25 (2009) 612–634.
- [Yume-2010] J. A. O. Yume, P. Y. Kwon, “Crater wear patterns analysis on multi-layer coated carbides using the wavelet transform”, *Wear*, 268 (2010) 493–504.
- [Zemz-2007a] F. Zemzemi, “Caractérisation de modèles de frottement aux interfaces pièce-outil-copeau en usinage : Application au cas de l’usinage des aciers et de l’inconel 718 », Thèse N° 2007-33 (2007), Ecole Centrale de Lyon.
- [Zemz-2007b] F. Zemzemi, J. Rech , W. Ben Salem, P. Kapsa, A. Dogui, “Development of a friction model for the tool–chip–workpiece interface during dry machining of AISI4142 steel with TiN coated carbide cutting tools”, *Int. J. of Machining and Machinability of Materials*, 2(3–4) (2007) 361–367.
- [Zemz-2008a] F. Zemzemi, W. Bensalem, J. Rech, A. Dogui, P. Kapsa, “Modélisation numérique de la coupe : Application à l’usinage de l’inconel 718 », *Journées Scientifiques et Techniques en Mécanique et Matériaux JSTMM 2008 – Usinage : Expérimentation et simulation*, Monastir- Tunisie.
- [Zemz-2008b] F. Zemzemi, W. Bensalem, J. Rech, A. Dogui, P. Kapsa, “New tribometer designed for the characterization of the friction properties at the tool/chip/workpiece interfaces in machining”, *Tribotest*, 14 (2008) 11–25.

[Zemz-2009] F. Zemzemi, J. Rech , W. Ben Salem, P. Kapsa, A. Dogui , “Identification of a friction model at tool/chip/workpiece interfaces in dry machining of AISI4142 treated steels”, J. Mater. Process. Technol., 209 (2009) 3978-3990.

[Zhan-1999] L. Zhang “On the separation criteria in the simulation of orthogonal metal cutting using the finite element method”, Journal of Materials Processing Technology, 89–90 (1999) 273–278.

[Zhao-2002] H. Zhao, G. C. Barber, Q. Zou, “A study of flank wear in orthogonal cutting with internal cooling”, Wear, 253 (2002) 957–962.

[Zore-1963] N. N. Zorev, “ Interrelationship Between Shear Processes Occurring Along Tool Face and on Shear Plane in Metal Cutting”, International Research in Production Engineering, ASME, New York, (1963) 42-49.

[Zvor-1893] K.A. Zvorykin, “Proceedings of the Kharko technological Institute”, (1893) Ukraine

Annexe 1

Choix de la rugosité

L'ébauche par rectification des pions est soustraite à l'extérieur. La finition par pierrage est réalisée en interne à l'Ecole Nationale d'Ingénieurs de Saint-Etienne. Alors que le revêtement TiN est réalisé par une entreprise extérieure. Pour arriver à un pion prêt à l'utilisation avant revêtement, cinq étapes de fabrication est réalisées.

Ces étapes sont :

- Rectification (Op1),
- Pierrage :(Ebauche : Op2-1, Semi-finition : Op2-2, Finition : Op2-3),
- Polissage (Op3).

Pendant les mesures des paramètres de rugosité, l'évolution de la rugosité arithmétique du profil avant et après le revêtement a été récupérée et présentée dans la **figure A1**.

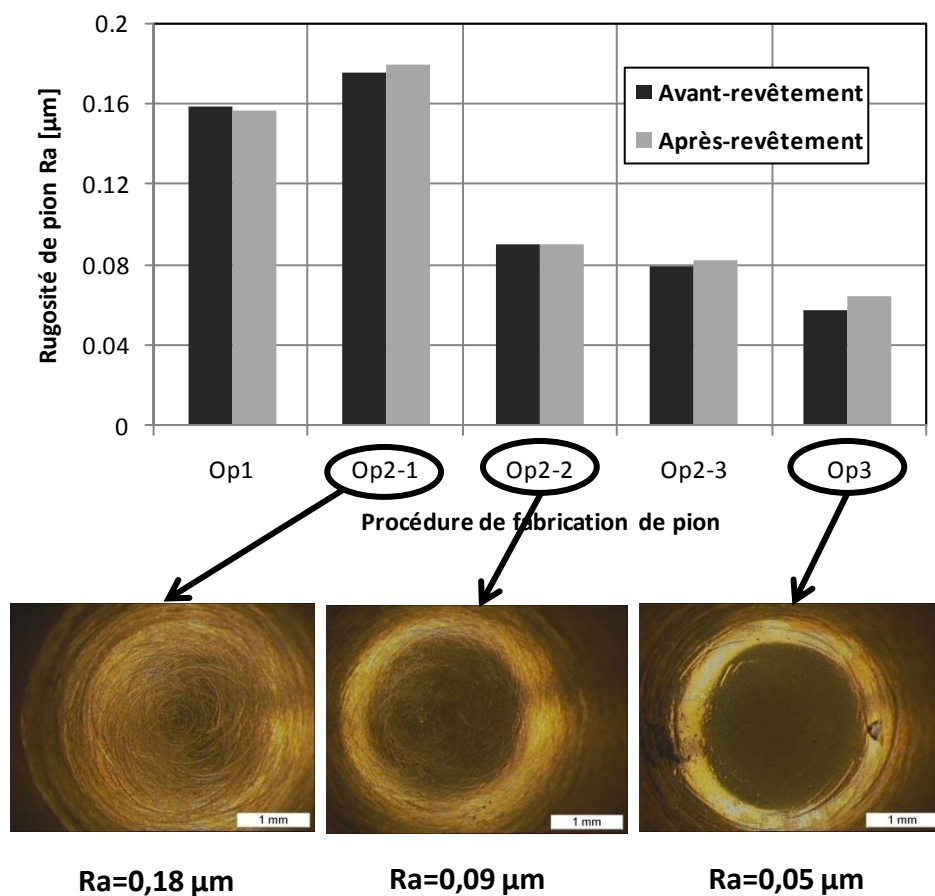


Figure A1 : Evolution de la rugosité des pions avant et après revêtement

A partir de cette figure trois valeurs de la rugosité pour étudier l'influence de la rugosité ont été utilisées. Ces valeurs correspondent à l'étape pierrage ébauche (Op2-1), étape de pierrage demi-finition (Op2-1) et étape de polissage (Op3). Des exemples de ces différents pions sont illustrés dans la **figure A1**.

Résumé :

Dans ce travail de thèse, une amélioration aussi bien à l'échelle globale qu'à l'échelle locale a été apportée sur la compréhension des mécanismes tribologiques aux interfaces outil-pièce-copeau durant l'usinage à sec de l'acier C45 avec des outils en carbure de tungstène revêtus en TiN.

Dans une première partie expérimentale, des essais de frottement ont permis d'étudier la sensibilité des paramètres de frottement sur le comportement tribologique aux interfaces pion-pièce. Ainsi, l'évolution du coefficient de frottement, du flux de chaleur et du coefficient de partage de chaleur aux interfaces outil-pièce-copeau ont été identifiés pour le couple de matériau frottant et frotté. Pour mieux comprendre ces phénomènes, une étude métallographique a été effectuée sur des échantillons. Elle a notamment permis l'obtention des transformations métallurgiques au niveau de la surface superficielle de la pièce : des affinements des grains (déformation plastique) aux basses vitesses de frottement et des couches blanches (durcissement thermique) pour les grandes vitesses.

Pour avoir plus de détails, un modèle numérique simulant l'essai de frottement a été développé en se basant sur l'approche Arbitraire Lagrangienne Eulérienne (A.L.E). Ce modèle nous a permis d'avoir plus d'informations sur les grandeurs locales de frottement (pression de contact, température de contact, vitesse locale de glissement, déformation plastique). Un modèle de frottement et un modèle de coefficient de partage de chaleur ont été identifiés à travers cette étude numérique.

Dans la deuxième partie expérimentale, deux types d'essais d'usure ont été effectués dans des conditions similaires sur des pions et sur des plaquettes d'outils de coupe de même nuance. Des analyses microscopiques et au MEB couplés à une analyse EDS ont été faites afin de mieux analyser les mécanismes tribologiques durant les essais d'usure. Des similitudes de faciès d'usure ont été observées à différentes échelles d'analyse, sur les pions ainsi que sur les plaquettes d'outils de coupe. Ces similitudes ont permis d'aboutir à une corrélation des phénomènes tribologiques observés sur les pions et ceux observés sur les plaquettes.

Abstract:

In this work, improved both global and local levels has been made on understanding the tribological mechanisms at the chip-tool-workpiece interface in dry machining of a AISI 1045 steel with a TiN coated carbide tool.

In the first part, several friction tests have been performed to study the sensitivity of friction parameters on the tribological behavior at pin-workpiece interface. Thus, evolutions of the apparent friction coefficient, of heat flux and of heat flux partition ratio have been identified. To better understand these phenomena, a metallographic study was performed on the samples of the workpiece. It has enabled the achievement of metallurgical transformations in terms of surface area of the room: the refinement of grains (plastic deformation) friction at low speeds and white layers (thermal curing) for high speeds. These results show that the initial state of the steel (ferritic-pearlitic microstructure) has been changed. In fact, two phenomena have been observed. The first phenomenon has been observed for low sliding velocities. In this range of the sliding velocities, the grains have been crushed because of the large plastic deformations. The second phenomenon has been observed by increasing the friction velocity. In fact, the white zones have been identified at the surface layer and which have presented a different structure compared to the initial state of the steel.

A 3D A.L.E. numerical model, simulating the friction test, enables to extract local information from the contact area, especially the contact pressure, the contact temperature and the average local sliding velocity. An adhesive friction model and a heat partition coefficient model depending on average local sliding velocity have been identified. These friction models can be utilized in a FEM of the cutting process in order to improve the understanding of the material flow and temperature distribution around cutting tools.

In the second part, pin wear in the friction tests and tool wear in machining tests have been performed. To compare the phenomena observed at the tool-chip interfaces during the wear tests in machining with the phenomena observed at the pin-workpiece during the wear tests of friction, similarities of faces have been observed at different scales of analysis on the pins and on the cutting tool inserts.

AUTORISATION DE SOUTENANCE

Vu les dispositions de l'arrêté du 7 août 2006,

Vu la demande du Directeur de Thèse

Monsieur Ph. KAPSA

et les rapports de

Monsieur H. ZAHOUANI
Professeur - ENISE - Saint-Etienne

et de

Monsieur N BEN FREDJ
Professeur - ESSTT - Monastir - Tunisie

Monsieur BEN ABDELALI Hamdi

est autorisé à soutenir une thèse pour l'obtention du grade de **DOCTEUR**

Ecole doctorale MATERIAUX

Fait à Ecully, le 17 janvier 2013

P/Le directeur de l'E.C.L.
La directrice des Etudes

