



AVERTISSEMENT

Ce document est le fruit d'un long travail approuvé par le jury de soutenance et mis à disposition de l'ensemble de la communauté universitaire élargie.

Il est soumis à la propriété intellectuelle de l'auteur. Ceci implique une obligation de citation et de référencement lors de l'utilisation de ce document.

D'autre part, toute contrefaçon, plagiat, reproduction illicite encourt une poursuite pénale.

Contact : ddoc-theses-contact@univ-lorraine.fr

LIENS

Code de la Propriété Intellectuelle. articles L 122. 4

Code de la Propriété Intellectuelle. articles L 335.2- L 335.10

http://www.cfcopies.com/V2/leg/leg_droi.php

<http://www.culture.gouv.fr/culture/infos-pratiques/droits/protection.htm>

N° d'ordre attribué par la bibliothèque : L L L L L L L L L L L

THÈSE

Présentée pour obtenir le grade de

DOCTEUR

De

L'UNIVERSITÉ DE LORRAINE

Spécialité : Mécanique et Énergétique

École Doctorale EMMA 409 (Énergie Mécanique MATériaux)

Présentée par

Faycel HALILA

Modélisation analytique et caractérisation expérimentale de l'usure par abrasion des outils de coupe

Directeur de thèse : Mohammed NOUARI

Co-Directeur de thèse : Christophe Czarnota

Soutenance le mardi 8 septembre 2015

devant le jury :

M. Laurent DUBAR	Professeur, laboratoire LAMIH, Université de Valenciennes	Rapporteur
M. Hédi HAMDI	Professeur, laboratoire LTDS, ENI de Saint-Etienne	Rapporteur
Mme. Christine BOHER	Maître assistant, laboratoire ICA, Ecole des Mines d'Albi	Examineur
M. Guy MONTEIL	Professeur, institut Femto-ST, ENSMM de Besançon	Examineur
M. Raphael PESCI	Maître de conférences, laboratoire LEM3, ENSAM de Metz	Examineur
M. Mohammed NOUARI	Professeur, directeur de la recherche du GIP-InSIC, Université de Lorraine	Directeur de thèse
M. Christophe Czarnota	Maître de conférences, laboratoire LEM3, Université de Lorraine	Co-Directeur de thèse
M. Rachid M'SAOUBI	Ingénieur R&D, SECO TOOLS, Royaume-Uni	Invité

Thèse préparée au sein du
Laboratoire LEMTA UMR CNRS 7563, Université de Lorraine
GIP-InSIC, 27 rue d'Heilleule, Saint-Dié-des-Vosges, F-88100, France

Remerciements

Ce travail de thèse a été réalisé au sein de l'Equipe de Recherche en Mécanique et Plasturgie (ERMeP) de l'Institut Supérieur d'Ingénierie de la Conception (InSIC) à Saint-Diè-des-Vosges. Celle-ci est affiliée à l'Université de Lorraine et au Laboratoire d'Énergétique et de Mécanique Théorique et Appliquée (LEMTA UMR CNRS 7563). Ces travaux ont été accomplis avec le concours de l'Ecole des Mines d'Albi, du CFAI de Sainte-Marguerite et de la société CIRTES (Centre Européen de Prototypage Rapide et Outillage Rapide).

J'adresse une attention particulière au duo qui a dirigé cette thèse. Mon directeur de thèse, Monsieur *Mohamed NOUARI* (Professeur-laboratoire LEMTA, Université de Lorraine, directeur de la recherche de l'InSIC) qui s'est rendu disponible et a su m'orienter dans mon travail. Mon co-directeur de thèse, Monsieur *Christophe CZARNOTA* (Maître de conférences – laboratoire LEM3, Université de Lorraine) qui, par son enthousiasme inébranlable pour la recherche, ses discussions constructives et son humour, m'a permis d'avancer dans la bonne humeur. Je tiens à remercier Monsieur *Hamid MAKICH* (maître assistant au LEMTA) pour sa disponibilité et son aide précieuse. Mes remerciements s'adressent également à Monsieur *Claude BARLIER* (Professeur, directeur de l'InSIC et du CIRTES) pour sa contribution au bon déroulement de cette thèse.

Je remercie Monsieur *Laurent DUBAR* (Professeur, laboratoire LAMIH, Université de Valenciennes) et Monsieur *Hédi HAMDI* (Professeur, laboratoire LTDS, ENI de Saint-Etienne) les deux rapporteurs d'avoir accepté de s'intéresser à mon travail et pour leurs travaux d'expertise. Je remercie également Madame *Christine BOHER* (Maître assistant, laboratoire ICA, Ecole des Mines d'Albi) et Monsieur *Guy MONTEIL* (Professeur, institut Femto-ST, ENSMM de Besançon) pour avoir bien voulu faire partie du jury. Je tiens aussi à remercier Monsieur *Raphael PESCI* (Maitre de conférences, laboratoire LEM3, ENSAM de Metz) pour avoir accepté d'examiner ce travail, mais également pour m'avoir accueilli au sein de son laboratoire et pour sa disponibilité et son aide précieuse. Enfin, mes remerciements s'adressent à Monsieur *Rachid M'SAOUBI* (Ingénieur R&D, SECO TOOLS, Royaume-Uni) pour l'intérêt qu'il a témoigné à l'égard du travail réalisé.

Un graaand merci aux collègues et amis thésards de l'InSIC que j'ai eu la chance de rencontrer et qui ont contribué à leur tour au bon déroulement de cette thèse. Je les remercie toutes et tous chaleureusement ; *Edith, Catherine, Fabienne, Marylaure, Nathalie, Arnaud, Marc, Cyprien, Badis, François, Hamid* (tu me dois toujours 10000E) *Lanouar, Samir, Issam, Mohamed, Nawel, Sofiane, Fousseny (Fouss), Tchadja, Yan, Julien, Eric* et *Abderrazak* (ouf !! enfin j'espère que je n'ai oublié personne).

Je dédie ce travail à mes parents qui ont cru en moi et m'ont toujours fait confiance, à mes amis (Message pour ceux qui habitent à Nancy : je vous donne RDV au Docks puis au Luxembourg) et plus particulièrement à ma bien aimée *Khaoula* qui a su faire preuve de soutien, de compréhension et surtout de patience, **N7ebbek !**

Table des matières

Remerciements	i
Nomenclature	v
Introduction générale & contexte de l'étude	1
Chapitre 1	4
Etude Bibliographique	4
1 Phénomènes physiques de l'usinage	4
1.1 Généralités	4
1.2 Mécanismes physiques régissant la formation du copeau	5
1.3 Mécanismes tribologiques de l'usinage	8
1.3.1 Nature du contact à l'interface outil/copeau	8
1.3.2 Chargement mécanique à l'interface outil/copeau	12
1.3.3 Frottement à l'interface outil-copeau.....	14
2 Usure des outils de coupe	16
2.1 Manifestations de l'usure en usinage	16
2.2 Modes ou mécanismes d'usure	18
2.2.1 Usure par adhésion.....	18
2.2.2 Usure par diffusion	19
2.2.3 Usure par abrasion	20
2.2.3.1 Description des particules abrasives.....	20
2.2.3.2 Caractérisation expérimentale de l'usure par abrasion	22
2.2.3.3 Approche tribologique de l'usure par abrasion	24
3 Modélisations antérieures de l'usure en usinage	29
3.1 Modèles empiriques	29
3.2 Modèles analytiques	32
3.2.1 Modèles prenant en compte plusieurs modes d'usure	32
3.2.2 Modèle d'usure prenant en compte uniquement l'abrasion	37
3.3 Modèles numériques	39
3.4 Bilan des modèles d'usure	43
Conclusion	45
Chapitre 2	46
Etude expérimentale	46
Introduction	46
1 Dispositif expérimental	47
1.1 Matériaux étudiés	47
1.1.1 Matériau de la pièce : Acier 42CrMo4	47
1.1.2 Matériau de l'outil de coupe	49
1.2 Moyens expérimentaux.....	50
1.2.1 Acquisition des données.....	50
1.2.2 Observation in-situ et ex-situ de l'usure	52
2 Protocole d'essais	53
2.1 Coupe orthogonale et éprouvettes d'essais	53
2.2 Réalisation des essais d'usinage.....	54

2.2.1	Essais COM : Couple-Outil-Matière.....	55
2.2.2	Effet de la vitesse de coupe V	55
2.2.3	Effet de l'avance f	59
2.3	Réalisation des essais d'usure.....	61
2.3.1	Analyse de l'évolution des efforts d'usinage.....	62
2.3.2	Analyse de la température de coupe.....	64
3	Analyse de l'usure des outils de coupe.....	66
3.1	Usure sur la face de coupe ou usure en cratère.....	66
3.1.1	Analyse qualitative de l'usure en cratère.....	66
3.1.2	Analyse quantitative de l'usure.....	70
	Conclusion.....	75
	Chapitre 3.....	77
	Modélisation de l'usure par abrasion.....	77
	Introduction.....	77
1	Description du problème de l'usure.....	78
1.1	Volume élémentaire représentatif VER.....	78
1.2	Hypothèses simplificatrices.....	79
2	Mise en place de la modélisation de l'usure par abrasion.....	80
2.1	Population de particules homogènes soumise à pression et vitesse constantes : Modèle 1.....	81
2.1.1	Volume enlevé par abrasion.....	81
2.1.2	Sensibilité du modèle 1 par rapport aux paramètres mis en jeu.....	83
2.1.3	Conclusion intermédiaire.....	84
2.2	Usure par une population de particules abrasives hétérogènes : Modèle 2.....	84
2.2.1	Description statistique de la population de particules hétérogènes.....	85
2.2.2	Calcul du volume total enlevé par l'ensemble des particules hétérogènes.....	88
2.2.3	Application du modèle 2 à l'usure en dépouille des outils de coupe.....	89
2.2.4	Conclusion intermédiaire.....	90
2.3	Généralisation de la modélisation à un contact sous chargement non uniforme. Prise en compte de la nature du contact : Modèle 3.....	91
2.3.1	Interface de contact outil/copeau : contact collant-glissant.....	92
2.3.2	Profil de pression sur la face de coupe.....	94
2.3.3	Estimation de l'usure par abrasion sous l'effet de pression et vitesses variables.....	95
2.3.4	Conclusion intermédiaire.....	96
	Conclusion.....	96
	Chapitre 4.....	98
	Analyse inclusionnaire et validation de la modélisation analytique.....	98
	Introduction.....	98
1	Analyse inclusionnaire.....	99
1.1	préambule.....	99
1.2	Moyens techniques et procédure expérimentale.....	100
1.2.1	Préparation des échantillons.....	100
1.2.2	Techniques d'analyse.....	101
1.3	Analyse qualitative des inclusions.....	101
1.3.1	Espèce I : Sulfure de manganèse (MnS).....	102
1.3.2	Espèce II : oxyde de type alumine (Al ₂ O ₃) et alumine spinelle (Al ₂ O ₃ -MgO).....	103
1.3.3	Espèce III : aluminat de calcium (CaO-Al₂O₃).....	106
1.3.4	Espèce IV : oxydes simple de type silice (SiO₂).....	108

1.3.5	Autres observations MEB	109
1.3.6	Conclusion intermédiaire	110
1.4	Analyse quantitative.....	110
1.4.1	Collecte d'informations.....	110
1.4.2	Résultats obtenus/Identification des paramètres.....	112
2	Modélisation des efforts	116
2.1	Identification d'une formulation empirique	117
2.1.1	Effort normal appliqué sur la face de coupe.....	119
2.1.2	Effort normal appliqué sur la face de dépouille.....	120
3	Comparaison des résultats expérimentaux et analytiques et validation des modèles.....	121
3.1	Préambule	121
3.2	Paramétrages : efforts d'usinage et nombre de particules abrasives.....	121
3.3	Validation du modèle d'usure sur la face de dépouille : modèle 2.....	122
3.4	Estimation de l'usure par abrasion sur la face de coupe : modèle 3	125
	Conclusion	126
	Chapitre 5	128
	Etude paramétrique et analyse des résultats de la modélisation de l'usure par abrasion	128
	Introduction.....	128
1	Etude paramétrique du modèle 2 : Usure en dépouille	129
1.1	Présentation des paramètres d'entrées du modèle 2	129
1.2	Influence de la vitesse de coupe.....	129
1.3	Influence des paramètres matériau.....	130
1.4	Influence de la loi de distribution.....	131
1.4.1	Influence du choix de la loi statistique.....	131
1.4.2	Effet des paramètres statistiques.....	134
1.5	Influence du paramètre VB0	136
1.6	Durée de vie de l'outil T, loi d'usure en dépouille VB	137
2	Etude paramétrique du modèle 3 : Usure en face de coupe	138
2.1	Présentation des paramètres d'entrées du modèle3	138
2.1.1	Taux de volume enlevé local	139
2.1.1.1	Effet de la nature du contact.....	139
2.1.1.2	Effet de la distribution.....	141
2.1.2	Taux de volume enlevé global.....	144
	Conclusion	145
	Conclusion générales et perspectives	146
	Références bibliographiques.....	151
	Annexe A : Modèle et schéma statistique associée à l'angle d'attaque de particule φ.....	158
	Annexe B : Résultats de l'approche numérique/analytique de Molinari et al. [43]	160
	Annexe C : Formule empirique pour les efforts d'usinage.....	163
C.1.	Comparaison entre les efforts F_a , F_N/r et F_T/r numériques et empiriques	163
C.2.	Identification du coefficient de frottement local expérimental μ	165
	Liste des Figures.....	167
	Liste des Tableaux	176

Nomenclature

$\bar{F}_a$	Effort d'avance mesuré expérimentalement [N]
$\bar{F}_c$	Effort de coupe mesuré expérimentalement [N]
$\bar{F}_{N/r}$	Effort normale appliquée sur la face de coupe mesuré expérimentalement [N]
$\bar{K}_T$	Profondeur du cratère expérimentale [mm]
$\bar{R}_g$	Valeur moyenne des particules (Loi de Gauss) [μm]
$\bar{R}_w$	Valeur moyenne de taille de particules (Loi de Weibull) [μm]
$\bar{V}_c$	Vitesse du glissement du copeau sur la face de coupe à la sortie de ZCS [m/s]
$\bar{VK}_T$	Volume du cratère expérimental [mm]
$\underline{\Omega}_c$	Vecteur regroupant les paramètres liés aux conditions de coupe
$\underline{\Omega}_t$	Vecteur regroupant les paramètres microstructuraux de l'outil
$\underline{\Omega}_w$	Vecteur regroupant les paramètres microstructuraux de la pièce
$\frac{\partial \bar{VB}}{\partial t}$	Taux d'usure en dépouille expérimental [mm/s]
$\frac{\partial VB}{\partial t}$	Taux d'usure en dépouille issu de la modélisation [mm/s]
a_c	Rayon de la surface projetée sur le copeau [mm]
A_f	Surface frontale de demi-cône [mm ²]
A_{inc}	Aire de l'inclusion [mm ²]
a_t	Rayon de la semi-surface projetée sur l'outil [mm]
d_c	Profondeur de pénétration de la particule dans la pièce [mm]
D_{ce}	Diamètre du cercle équivalent entourant une inclusion [μm]
d_c^{sup}	Profondeur de pénétration de la particule de R_{sup} dans le copeau [mm]
d_t	Profondeur de pénétration de la particule dans l'outil [mm]
d_t^{sup}	Profondeur de pénétration de la particule de R_{sup} dans l'outil [mm]
F_a	Effort d'avance obtenu par l'équation IV.17 [N]
F_{a1}	Effort d'avance à la première passe [N]
F_{a2}	Effort d'avance à la dernière passe [N]
F_c	Effort de coupe obtenu par l'équation IV.17 [N]
F_{c1}	Effort de coupe à la première passe [N]
F_{c2}	Effort de coupe à la dernière passe [N]
F_{cp}	Effort résultant le long du plan du cisaillement [N]
F_i^R	famille de particules de même taille
F_N	Effort normal à la face de coupe [N]
$F_{N/f}$	Effort normale appliquée sur la face de dépouille [N]
$F_{N/r}$	Effort normale appliquée sur la face de coupe [N]
F_s	Effort de cisaillement [N]

F_t	Effort tangentiel à la face de coupe [N]
$F_{T/f}$	Effort tangentiel appliquée sur la face de dépouille [N]
$F_{T/r}$	Effort tangentiel appliquée sur la face de coupe [N]
G^R	Densité de probabilité (Loi de Gauss) [$1/\mu\text{m}$]
H_c	Dureté de la pièce usinée ou du copeau [HV]
H_t	Dureté de l'outil [HV]
H_w	Dureté de la pièce usinée [HV]
$i_{\min}$	Valeur minimale de l'indice de sommation
k_a	Effort spécifique d'avance [N/mm^2]
K_B	Largeur du cratère [mm]
k_c	Effort spécifique de coupe [N/mm^2]
K_F	Position du cratère par rapport à la pointe de l'outil [mm]
$K_j, \kappa_{i,j}$	Coefficients issus de la régression linéaire
K_M	Position du centre du cratère par rapport à la pointe de l'outil [mm]
K_T	Profondeur du cratère [mm]
$K_{T\lim}$	Profondeur maximale du cratère [mm]
L_c	Longueur totale du contact outil/copeau [mm]
L_{int}	Longueur de l'intervalle I [mm]
L_s	Longueur de la zone collante du contact outil/copeau [mm]
L_t	Longueur de la zone de transition [mm]
N_{act}	Nombre de particules actives
P_0	Pression à la pointe de l'outil [MPa]
P_{inc}	Périmètre de l'inclusion [mm]
$P_{\mathbf{r}}^R$	Probabilité de trouver une particule de taille R_i comprise entre R_{1i} et R_{2i} et appartenant à la famille F_i^R
P_{sat}	Pression de saturation [MPa]
$\tilde{R}$	Mode de la distribution [μm]
$\bar{R}$	Valeur moyenne de la taille des particules [μm]
r_D	Position sur le rayon du disque usiné [mm]
R_{inf}	Taille minimale des particules [μm]
R_{low}	Paramètre de position de la distribution des tailles de particules [μm]
R_{min}	Taille de la plus petite particule active [μm]
R_{sup}	Taille maximale des particules [μm]
r_β	Rayon d'arête [μm]
t_{ZCP}	Epaisseur de la zone de cisaillement primaire [mm]
t_{ZCS}	Epaisseur de la zone de cisaillement secondaire [mm]
v_{1p}	Taux de volume enlevé par une seule particule [mm^2/s]
$\overline{VB}$	Usure en dépouille mesurée expérimentalement [mm]

VB_0	Usure initiale subit par l'outil à $t=0$ [mm]
VB_{lim}	Usure en dépouille limite [mm]
VB_N	Usure en entaille [mm]
V_c	Vitesse du glissement à l'interface outil/copeau [m/s]
VK_T	Volume du cratère [mm ³]
v_{loc}	Usure locale linéaire et orthogonale à la face de coupe [mm ³ /s. mm ²]
v_p	Taux de volume enlevé par une population de particules [mm ³ /s]
v_{tot}	Volume total enlevé [mm ³ /s]
W^R	Densité de probabilité (Loi de Weibull) [1/μm]
β_R	Paramètre de forme de la distribution des tailles de particules
β_ϕ	Paramètre de forme de la distribution des angles d'attaque des particules
η_R	Paramètre d'échelle de la distribution des tailles de particules [μm]
η_ϕ	Paramètre d'échelle de la distribution des angles d'attaque des particules [degrés°]
σ_g^R	Ecart type de la distribution des tailles (Loi de Gauss) [μm]
σ_g^ϕ	Ecart type de la distribution des angles d'attaque (Loi de Gauss) [degrés°]
σ^R	Ecart type de la distribution des tailles [μm]
σ_w^R	Ecart type de la distribution des tailles (Loi de Weibull) [μm]
σ_w^ϕ	Ecart type de la distribution des angles d'attaque (Loi de Weibull) [degrés°]
σ^ϕ	Ecart type de la distribution des angles d'attaque [degrés°]
$\bar{\phi}$	Valeur moyenne de l'angle d'attaque [degrés°]
ϕ_{low}	Paramètre de position de la distribution des angles d'attaque des particules [degrés°]
Cir	Circularité
f	Avance [mm]
N	Nombre total de particules abrasives [1/mm ²]
P	Pression appliquée à l'interface de contact [MPa]
R	Taille des particules [μm]
s	Abscisse curviligne [mm]
T	Durée de vie [min]
t	Epaisseur du copeau déformé [mm]
V	Vitesse de coupe [m/s]
VB	Usure en dépouille analytique [m]
w	Largeur de coupe [mm]
α	Angle de coupe [degrés°]
γ	Angle de dépouille [degrés°]
ζ	Degré d'usure
θ	Température [°C]
κ	Paramètre qui contrôle le taux d'augmentation de la vitesse dans la zone de transition

λ	Angle de frottement [degrés°]
μ	Coefficient de frottement local sur le contact glissant
ξ	Paramètre contrôlant le profil de la pression de contact à l'interface outil/copeau
φ	Angle d'attaque des particules [degrés°]
Φ	Angle de cisaillement primaire [degrés°]

Introduction générale & contexte de l'étude

Le développement des techniques de mise en forme par enlèvement de matière suscitent un intérêt croissant de la part des industriels dans différents secteurs d'activité tels que l'automobile, le ferroviaire, la construction navale ou l'aéronautique. En France, l'usinage représente 3% du PNB et l'on estime à 15% la production mondiale de pièces mécaniques fabriquées par ce procédé [1]. D'un point de vue scientifique, les efforts déployés ces dernières années par les chercheurs ont permis d'effectuer de remarquables avancées dans la compréhension de la coupe et son application à l'étude de l'usinage de différents matériaux. Les travaux menés dans ce domaine ont vu l'élaboration de nouveaux matériaux d'outils et de revêtements de coupe et ont conduit les industriels à accroître considérablement leur productivité tout en améliorant la qualité de leurs pièces usinées.

L'usure des outils de coupe est l'une des principales problématiques actuelles particulièrement lorsqu'il s'agit de nouveaux matériaux dits 'difficiles à usiner' ou à haute valeur ajoutée. L'usure des outils est due aux chargements thermomécaniques extrêmes appliqués aux niveaux des zones de contact outil-copeau et outil-pièce. Pendant l'opération de fraisage, tournage, ou perçage par exemple, de grandes déformations, grandes vitesses de déformation et hautes températures sont observables près de la surface de l'outil coupant. Ce dernier doit alors faire face à des conditions de chargement intenses concentrées aux niveaux des interfaces de contact avec le matériau usiné. La dégradation de son état affecte ipso facto la qualité des surfaces fraîchement usinées et les tolérances géométriques du produit obtenu. Parmi les conséquences de l'usure, on trouve aussi la génération d'efforts élevés, des hautes températures de coupe provoquant éventuellement un effondrement d'arête et la mise hors service de l'outil. A cet effet, l'usure constitue un enjeu économique important pour les entreprises manufacturières.

Généralement, les trois principaux modes d'usure identifiés au niveau du contact outil/copeau sont l'abrasion, l'adhésion et la diffusion. Sous certaines conditions, un ou plusieurs modes peut être prédominant. La compréhension des mécanismes qui gouvernent la dégradation d'un outil reste encore incomplète, en raison du fait que ces trois modes d'usure opèrent de manière concomitante. Il faut ajouter à cela la grande sensibilité à des paramètres locaux et la difficulté de quantifier expérimentalement certains paramètres clés au niveau des interfaces outil-copeau et outil-pièce (nature du contact, frottement, température, pressions,...).

La compréhension et la maîtrise de l'usure ont été sujettes à de nombreux travaux de recherche dans le domaine de l'usinage. Ces travaux ont permis d'identifier les phénomènes physiques de l'usure et de proposer des modèles prédictifs sous forme de lois d'usure ou de durées de vie pour les outils de coupe. Ils ont ainsi pu révéler les différentes formes que peut présenter l'usure en fonction de certains paramètres liés soit au matériau (usinant ou usiné), soit au procédé d'usinage. Cependant, bien que ces études et modèles aient permis de faire un bond considérable dans la prédiction de l'usure, ils restent, pour la plupart basés sur des approches empiriques. Les quelques tentatives fondées sur des approches physiques, analytiques ou numériques, négligent souvent le mode d'usure par abrasion. Cela peut s'expliquer par le fait que ce mode d'usure ne contribue qu'à une part relativement faible de l'usure totale observée.

L'usure par abrasion est un mode d'usure mécanique provoquant un arrachement de matière sous forme de débris sur les faces de coupe et de dépouille de l'outil. Il s'agit donc d'un phénomène tribologique mettant en jeu des particules abrasives ou débris rigides piégés dans les contacts outil-copeau et outil-pièce.

L'objectif de ce travail de thèse est de répondre à la problématique de l'usure par abrasion en développant un outil prédictif qui, à partir de la connaissance des mécanismes physiques et tribologiques des contacts outil-pièce, permet d'estimer quantitativement l'usure des outils et leur durée de vie. Pour réaliser cela nous basons notre approche sur les études antérieures réalisées dans le domaine de la coupe des métaux et celui de l'usure. Le travail de modélisation a d'abord été appliqué au cas de l'usure en dépouille, pour ensuite être étendu à l'étude de l'usure en cratère se manifestant en face de coupe. Compte tenu du chargement mécanique appliqué et la géométrie des contacts mis en jeu (contacts plan-plan), nous avons développé une approche bidimensionnelle en configuration de coupe orthogonale.

L'originalité du présent travail réside dans la modélisation stochastique de l'usure avec la prise en compte de la distribution aléatoire des particules à l'origine de l'abrasion. Cette approche a permis de décrire la fluctuation des paramètres géométriques des particules abrasives. La nature du contact outil/pièce a également été prise en compte. Le modèle prédictif restitue l'effet de chaque type de contact (glissant, collant/glissant) sur le taux d'usure quantifié par le volume de matière enlevé par abrasion. En parallèle de cette démarche théorique, un travail expérimental a été effectué avec un double objectif : (i) identifier les paramètres statistiques permettant la mise en œuvre des modèles développés (nombre de particules, leur taille, géométrie, etc.) et (ii) valider expérimentalement la modélisation. Pour cela, le couple WC-Co/42CrMo4 a été choisi comme couple outil-matière pour les essais de coupe orthogonale et une analyse fine de la microstructure du matériau usiné a été effectuée afin de caractériser la population inclusionnaire à l'origine du processus d'abrasion.

Ce manuscrit est composé de cinq chapitres :

Le **premier chapitre** dresse un bilan des connaissances acquises dans le domaine de l'usinage et celui de l'usure. En premier lieu, après une brève introduction sur les généralités de la coupe des métaux, une présentation des mécanismes physiques régissant la formation de copeaux est faite. La problématique du contact outil/copeau et de son effet sur l'usure est ensuite évoquée et détaillée. En second lieu, l'usure des outils est étudiée avec une description des modes principaux d'usure rencontrés en usinage. Un recensement des différentes approches permet d'établir ensuite une liste non exhaustive des modèles d'usure existant dans la littérature pour la prédiction de l'usure en général et celle par abrasion en particulier. Ce premier chapitre propose également d'aborder le point de vue tribologique pour la compréhension et la modélisation de l'abrasion.

Le **second chapitre** décrit le volet expérimental de l'étude. Cet aspect est très important pour la caractérisation de l'usure lors des essais d'usinage. Une première partie présente les matériaux considérés, leurs propriétés physiques et mécaniques et l'analyse de leur comportement thermomécanique. La partie suivante de ce chapitre expose les diverses étapes expérimentales qui ont été mises en œuvre dans cette thèse. Sont enfin présentés les protocoles d'essais mis en place pour la coupe orthogonale, les méthodes et les résultats d'analyse de l'usure en faces de coupe et de dépouille.

Le **troisième chapitre** est consacré au développement du modèle analytique de l'usure par abrasion. L'usure résultant de l'action d'un ensemble homogène de particules dures (population homogène) supposée de forme conique et piégée dans les zones de contact outil-copeau et outil-pièce a été modélisée puis généralisée à une population hétérogène de particules. L'approche a été développée en considérant trois échelles différentes : l'échelle des particules abrasives (échelle microscopique), l'échelle du contact (échelle mésoscopique) et celle du système outil-pièce (échelle macroscopique). C'est ainsi que cette approche a été construite en plusieurs étapes pour aboutir finalement à l'estimation du volume total de matière enlevée par abrasion.

Le **quatrième chapitre** est consacré à la validation de la modélisation par confrontation à l'usure mesurée expérimentalement. Au début de ce chapitre une phase d'identification basée sur une analyse inclusionnaire de l'acier 42CrMo4 est présentée. Cette analyse fournit les valeurs des paramètres statistiques permettant la mise en œuvre de la modélisation. Les résultats présentés à la fin du quatrième chapitre montrent une bonne concordance avec les essais d'un point de vue qualitatif. Quantitativement, le modèle permet de restituer la quantité d'usure observée sur la face de dépouille où l'usure par abrasion est dominante. Sur la face de coupe, le modèle développé permet une restitution cohérente de la contribution de l'usure par abrasion à l'usure totale. En face de coupe, l'essentiel de l'usure résulte d'autres modes activés thermiquement comme la diffusion. Ces derniers n'ont pas été pris en compte dans ce travail de thèse.

Le **cinquième** et dernier **chapitre** est dédié à une étude paramétrique détaillée des modèles développés. Les influences du choix de la loi de distribution des particules actives ainsi que des paramètres matériau et des propriétés mécaniques sont discutées. L'accent est particulièrement mis sur la nature du contact à l'interface outil/copeau et son effet sur l'évolution de l'usure prédite par les modèles. Ce point constitue une originalité de l'approche proposée. Enfin, une loi d'usure permettant de calculer la durée de vie des outils de coupe en usinage est proposée sur la base d'un critère basée sur l'usure en dépouille. Ce choix de critère est justifiée par le fait que l'abrasion est le mode d'usure dominant sur la face en dépouille

Chapitre 1

Etude Bibliographique

1 Phénomènes physiques de l'usinage

1.1 Généralités

L'usinage des métaux est un procédé de mise en forme par enlèvement de matière particulièrement complexe où le processus de formation du copeau met en jeu de grandes déformations plastiques, de hautes températures, de l'endommagement, du frottement dynamique, du cisaillement adiabatique, de l'usure, etc. La description et l'analyse de ces phénomènes à la fois mécaniques, thermiques et physicochimiques se font souvent en configuration de coupe orthogonale (configuration 2D). Même si cette dernière n'est que peu rencontrée dans les applications industrielles, elle reste une opération bien maîtrisée d'un point de vue théorique et expérimental. Comme l'illustre la Fig I.1, la coupe orthogonale est caractérisée par une arête de coupe rectiligne de rayon r_β et perpendiculaire à la vitesse de coupe V . Dans ces conditions, le copeau s'écoule le long de l'arête. Les paramètres en coupe orthogonale sont : l'épaisseur du copeau non déformé (ou avance) f , l'épaisseur du copeau déformé t et la largeur de coupe w . Les efforts de coupe générés pendant l'écoulement du copeau sont l'effort de coupe F_c et l'effort d'avance F_a . Les autres paramètres opératoires et géométriques sont décrits sur les Fig I.1(a) et I.1(b).

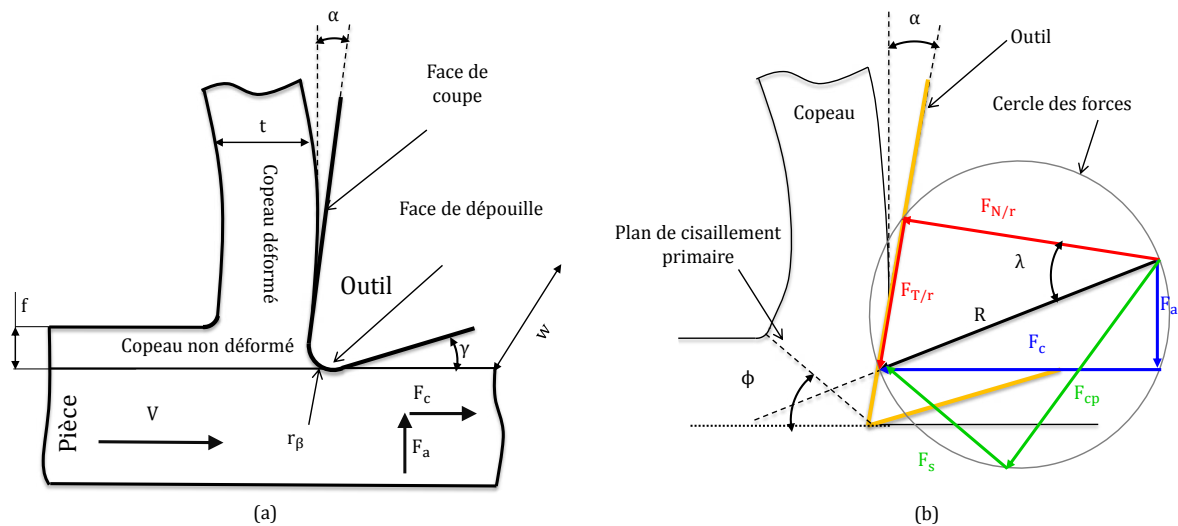


Figure I.1 : (a) Illustration 2D de la coupe orthogonale et présentation des paramètres opératoires et géométriques. (b)- Diagramme des efforts en coupe orthogonale : l'effort de coupe F_c , l'effort d'avance F_a , l'effort normal à la face de coupe $F_{N/r}$, l'effort tangentiel à la face de coupe $F_{T/r}$, l'effort de cisaillement F_s et la résultante le long du plan du cisaillement F_{cp} . λ est l'angle de frottement. Le plan de cisaillement primaire est incliné d'un angle ϕ appelé angle de cisaillement primaire (Eq (I.1)).

1.2 Mécanismes physiques régissant la formation du copeau

L'étude du processus et d'évacuation du copeau met habituellement en évidence 3 zones de cisaillement qui sont la zone de cisaillement primaire, notée ZCP et lieu de naissance du copeau, la zone de cisaillement secondaire notée ZCS et lieu de contact outil/copeau, et la zone de cisaillement tertiaire notée ZCT et lieu de contact outil/pièce fraîchement usinée (Fig. I.2).

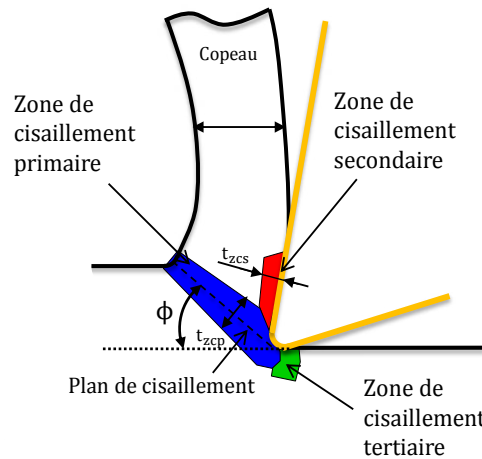


Figure I.2 : Principales zones de cisaillement en usinage : Zone de Cisaillement Primaire ZCP, Zone de Cisaillement Secondaire ZCS et la Zone de Cisaillement Tertiaire ZCT.

(i) Zone de cisaillement primaire ZCP

La ZCP est une zone caractérisée par des déformations intenses de l'ordre de 200% à 300% et des grandes vitesses de déformation de 10^3 s^{-1} à 10^6 s^{-1} [2]. Cette zone située entre la pointe de l'outil et la surface libre du copeau, (Fig. I.2) est assimilée à une bande très fine appelée bande de cisaillement adiabatique et inclinée d'un angle ϕ dit 'angle de cisaillement primaire'. Ce dernier a été déterminé par Merchant [3, 4] en minimisant l'énergie de coupe et en supposant un comportement parfaitement plastique pour le matériau usiné. L'angle ϕ est alors défini par :

$$\phi = \frac{\pi}{4} - \frac{1}{2}(\lambda - \alpha) \quad (\text{I.1})$$

où λ (Fig I.1b) est l'angle de frottement entre l'outil et le copeau et α l'angle de coupe.

Dans ses travaux [3, 4], Merchant suppose un changement brusque de la direction d'écoulement dans la ZCP, d'autres travaux [5-7] ont modélisé plutôt un changement progressif de la vitesse dans cette zone introduisant ainsi une bande de cisaillement avec une certaine épaisseur. La ZCP est alors décrite par une bande d'épaisseur t_{zcp} dont les caractéristiques dépendent du matériau et de la vitesse de coupe, Oxley [5]. Par ailleurs, certains auteurs comme Thomsen et al. [8] considèrent que cette bande peut présenter une courbure qui modifie l'évolution de la contrainte normale. Cela étant, le très faible rapport entre l'épaisseur de la bande et son rayon de courbure permet de l'apparenter à une bande rectiligne. De plus, pour le cas des vitesses de coupe élevées permettant d'atteindre le régime de cisaillement adiabatique, le copeau devient très segmenté et l'épaisseur de la bande ZCP devient très fine (quelques dizaines de microns à peine). Des observations faites par Liyao et al. [9] et Molinari et al. [10] ont confirmé ces tendances pour différents type de matériaux usinés (Fig I.3).

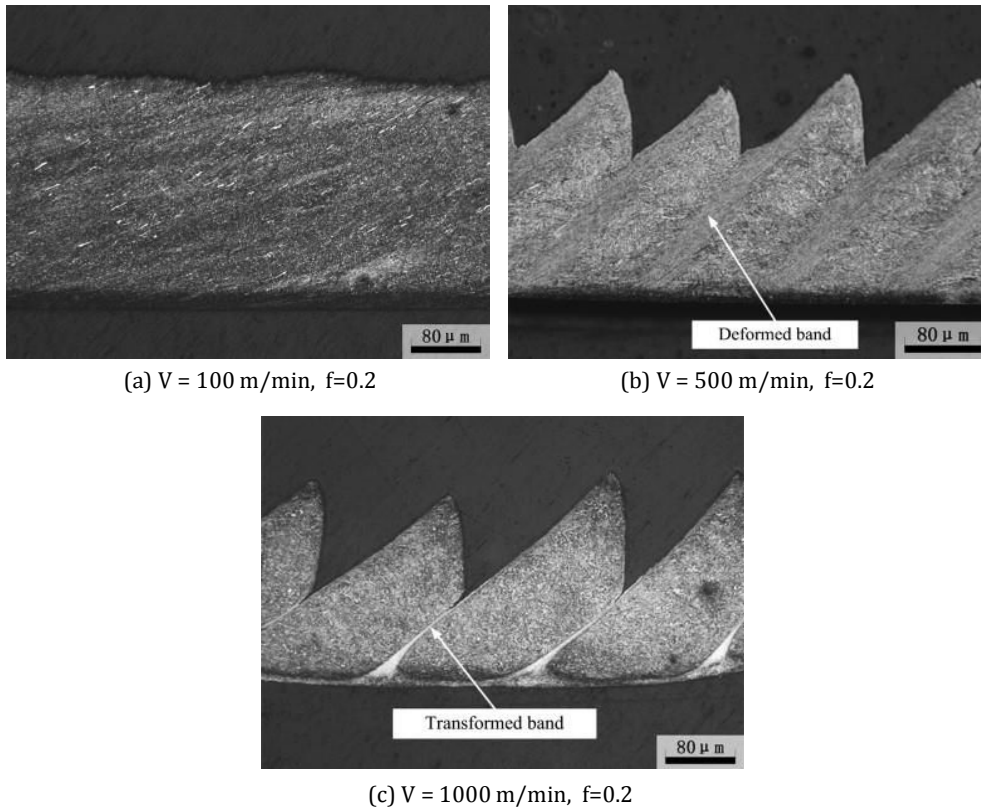


Figure I.3 : Copeaux d'acier AISI 1045 de forme : (a) continue, (b) faiblement segmentée et (c) fortement segmentée selon Liyao et al. [9].

(ii) Zone de cisaillement secondaire ZCS

Introduite pour la première fois par Mallock [11], cette seconde zone de cisaillement est située à l'interface outil/copeau. Elle est le siège des frottements intenses entre la face de coupe de l'outil et le copeau. Contrairement à la ZCP, cette seconde zone est souvent responsable de l'usure sur la face de coupe de l'outil. Elle est soumise à la fois à un fort taux de cisaillement et à une augmentation importante de la température résultat de la source de chaleur générée par frottement, M'Saoubi et al. [12]. La ZCS est caractérisée par une épaisseur t_{ZCS} variant de 1 à 10% de l'épaisseur totale du copeau, Oxley et al. [13]. A titre d'exemple, Bouzid [14] l'évalue entre 3 et 4% de l'épaisseur du copeau dans le cas de l'acier 25CD4. Bahi et al. [15] déterminent une épaisseur de l'ordre de 10% dans le cas de deux nuances de titane aéronautique : le Ti6Al4V et le Ti55531. La Fig I.4(a) illustre le contact intime entre l'outil et le copeau rendant très difficile le glissement à l'interface (formation d'une couche limite). L'écoulement de la matière se fait alors par cisaillement dans l'épaisseur t_{ZCS} .

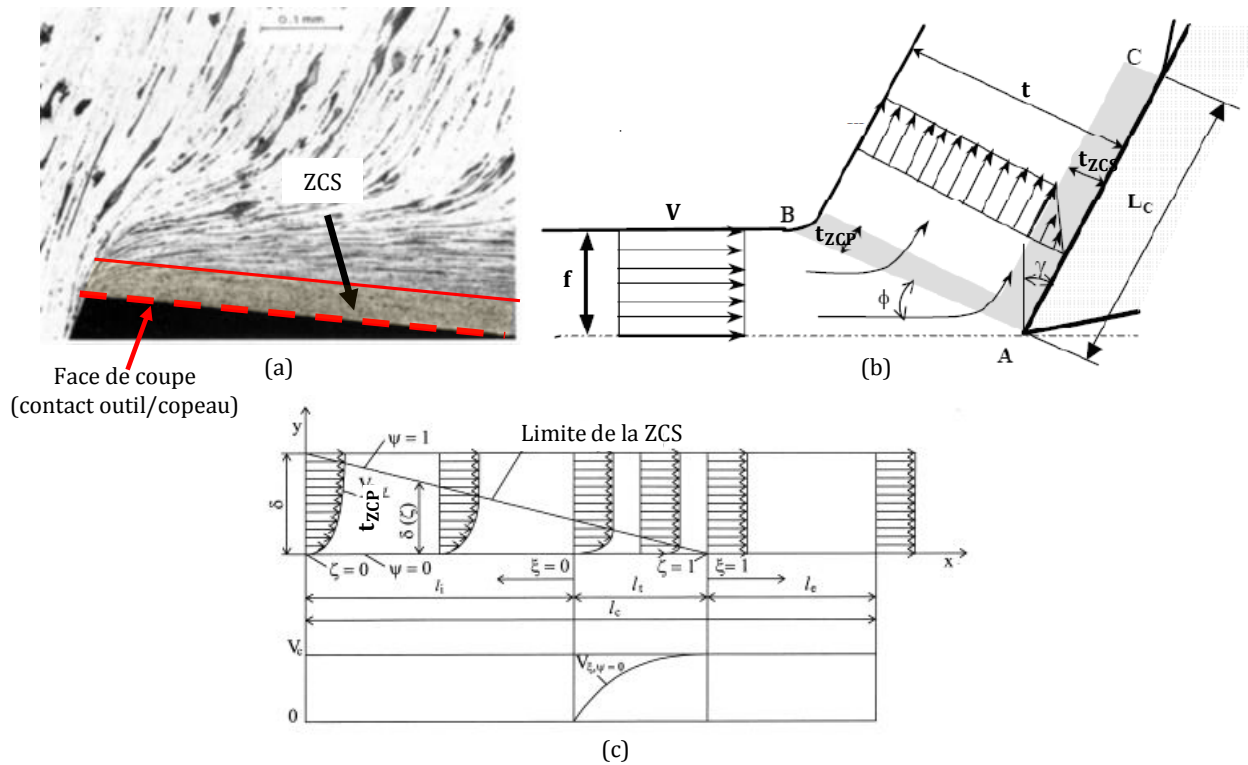


Figure I.4 : (a) Section de copeau obtenue par « Quick stop » montrant la ZCS d'un acier avec 0.1% de carbone et usiné avec une vitesse de coupe élevée, Trent et al. [16]. (b) Cinématique simplifiée de la formation du copeau montrant la variation de la vitesse dans l'épaisseur du copeau, Gilormini [6]. (c) Représentation du champ de vitesse dans le copeau en fonction de la position sur la face de coupe Marinov [17].

Plusieurs auteurs ont développé des modèles tenant compte de la zone de cisaillement secondaire. Oxley [5] propose une approche thermomécanique qui tient compte à la fois de l'écrouissage, de l'écoulement visqueux du matériau et de son adoucissement thermique. Gilormini [6] a décrit quant à lui les conditions d'évacuation du copeau en proposant deux zones de champs de vitesses différentes dans le copeau (voir Fig I.4b). Dans la première zone qui correspond à la ZCS, le champ de vitesses varie linéairement, passant d'une valeur nulle à l'interface outil/copeau à une valeur constante et égale à la vitesse d'évacuation du copeau. Dans la seconde zone, la vitesse est constante de la fin de la ZCS jusqu'au bord libre du copeau. Cette description du champ de vitesses est cependant incomplète puisque l'auteur ne décrit pas ce qui se passe à mesure que l'on s'éloigne de la pointe de l'outil et n'explique pas comment la vitesse évolue le long de l'interface. Cette description est proposée par Marinov [17] dans sa modélisation hybride qui suppose que la vitesse de glissement du copeau est nulle à l'interface au niveau de la pointe de l'outil, puis elle prend progressivement la valeur de la vitesse du copeau quand celui-ci quitte la face de coupe de l'outil donnant ainsi une forme triangulaire à la ZCS (voir Fig I.4c). Les phénomènes physiques régissant la ZCS et la totalité de l'interface outil/copeau sont détaillés dans la section suivante lorsque sera abordé l'aspect contact outil/copeau.

(iii) Zone de cisaillement tertiaire ZCT

La ZCT est localisée au niveau de la face de dépouille de l'outil, lieu de contact entre celui-ci et la pièce fraîchement usinée. La largeur de cette zone est fortement influencée par les propriétés élastiques du matériau (retour élastique), Germain [18]. Dans cette zone, l'outil exerce un effort de compression et la vitesse de frottement de la matière est égale à la vitesse de coupe. Les sollicitations dans la zone ZCT sont souvent à l'origine de l'usure en dépouille de l'outil et conditionnent l'intégrité de la surface usinée (rugosité, contraintes résiduelles, etc.), [19, 20].

1.3 Mécanismes tribologiques de l'usinage

1.3.1 Nature du contact à l'interface outil/copeau

Le contact outil/copeau a d'abord été considéré par Merchant [3] comme un contact purement glissant. De ce fait, la zone de cisaillement secondaire a été négligée et le frottement caractérisé par un coefficient constant. La vitesse de glissement du copeau est obtenue en considérant que l'écoulement est incompressible et qu'il ne se fait pas latéralement. La vitesse moyenne de glissement du copeau $\bar{V}_c$ est alors donnée par :

$$\bar{V}_c = \frac{f}{t} V = \frac{V \sin \phi}{\cos(\phi - \alpha)} \quad (1.2)$$

Après Merchant [3], Oxley [5] a proposé une modélisation thermomécanique de la coupe des métaux basée sur les observations expérimentales faites par Boothroyd [21]. Selon Oxley [5], les conditions de frottement sont décrites par un glissement interne de la matière dans une zone adjacente à la face de coupe. Le contact outil/copeau est alors considéré comme un contact parfaitement collant caractérisé par une loi de frottement de type Tresca. Ce type de contact est expliqué par Trent et Wright [16] comme étant la conséquence des conditions de grippage¹. Cela est la conséquence d'un écrasement des aspérités sous l'effet des contraintes élevées dans la ZCS. Tout glissement relatif de la matière est alors impossible et la vitesse du copeau dans une zone adjacente à la face de coupe est quasi-nulle.

Plus tard, d'autres observations expérimentales ont permis de confirmer que l'interface outil/copeau est la combinaison d'un contact collant et d'un contact glissant. Doyle et al. [22], suivis par Madhavan et al. [23] ont montré à l'aide d'un outil transparent en saphir la coexistence d'un contact collant au voisinage de la pointe de l'outil sur une distance L_s et d'un contact glissant plus loin. Trent et Wright [16] indique que le contact glissant ne se produit qu'à très faible vitesse de coupe. En augmentant cette dernière, les auteurs identifient à l'interface la formation d'une couche adhérente. Une observation faite par ailleurs par Iqbal et al. [24] qui ont montré à la fois expérimentalement (à partir d'une étude de la coupe orthogonale d'un acier AISI1045) et numériquement que le contact est parfaitement glissant pour $V = 198$ m/min, 50%collant-50%glissant pour $V = 399$ m/min avec la présence d'une couche de transfert et 80% collant-20%glissant pour $198 \text{ m/min} < V < 628 \text{ m/min}$. M'saoubi et al. [12] ont montré expérimentalement que l'interface de frottement outil/copeau est composée de trois zones, en partant de la pointe de l'outil (début du contact) vers l'endroit où le copeau quitte la surface de l'outil (fin du contact) : une zone de contact intime suivie d'une zone qualifiée par les auteurs de 'zone de transition' et une troisième zone d'adhésion, dite aussi 'zone de transfert'. Les auteurs montrent que l'adhésion dans la zone de contact intime est moins prononcée en raison d'une température insuffisante pour créer des soudures entre les aspérités, bien que les contraintes y soient très élevées. Par contre la zone de transition est caractérisée par une forte température (entre 815°C pour $V = 160$ m/min et 935°C pour $V = 320$ m/min) et des contraintes faibles, le contact dans cette zone est glissant. Enfin, la dernière zone est une zone à fortes contraintes de cisaillement et à faible température. Cette zone est également caractérisée par un dépôt de matière à l'endroit de séparation entre l'outil et le copeau selon M'Saoubi et al. [12]. L'analyse conduite par ces derniers a été réalisée dans le cadre de l'usinage d'un acier austénitique AISI 316L avec un outil en carbure de tungstène revêtu. La mesure des températures a été réalisée avec une caméra infrarouge tandis que l'analyse de l'adhésion a été faite moyennant des observations microscopiques couplées à des analyses chimiques par spectroscopie.

Les travaux effectués dans ce sens avaient essentiellement pour objectif d'estimer la part de chaque type de contact à l'interface outil/copeau. De nombreuses expressions donnant la part du contact collant sont

¹ Le grippage est plus connu sous le nom de « seizure ».

disponibles dans la littérature. En se basant sur la théorie des lignes de glissement² pour le cas d'un matériau rigide parfaitement plastique, Lee et Shaffer [25] supposent que la longueur totale du contact outil/copeau, L_c , est deux fois supérieure à la longueur du contact collant, qu'on nommera dorénavant L_s . Les auteurs proposent ainsi une formulation pour estimer L_s en fonction de l'avance f , de l'angle de coupe α et de l'angle de cisaillement ϕ :

$$L_s = \frac{f\sqrt{2}}{2\sin\phi\sin\left(\frac{\pi}{4} + \phi - \alpha\right)} \quad (I.3)$$

En considérant comme Lee et Shaffer [25] que $L_c = 2L_s$, Abuladze [26] suggère :

$$L_s = t(1 - \tan\alpha) + \sec\alpha \quad (I.4)$$

La longueur du contact collant L_s a aussi été évaluée expérimentalement. Andreev [27] puis Stephenson [28] estiment qu'elle est égale à la longueur du contact glissant. Pour Kato et al. [29], la longueur L_s est égale à l'épaisseur de copeau déformé $L_s = t$. Özel et al. [30] proposent pour leur part que la longueur du contact collant L_s est égale à l'épaisseur du copeau non déformé $L_s = f$. Shatla et al. [31] estiment que la longueur L_s est égale à deux fois l'avance f , $L_s = 2f$.

Dans une autre étude menée sur l'acier AISI 1045 et basée sur une approche similaire à celle d'Oxley [5], Özel et Zeren [30] définissent une ZCS de forme triangulaire à l'instar de Marinov [17] (Fig I.5). Ces derniers auteurs calculent la longueur L_s en fonction de l'épaisseur de la ZCS, l'angle de cisaillement ϕ et l'angle de coupe α :

$$L_s = \frac{t_{ZCS}}{\sin(\phi - \alpha)} \quad (I.5)$$

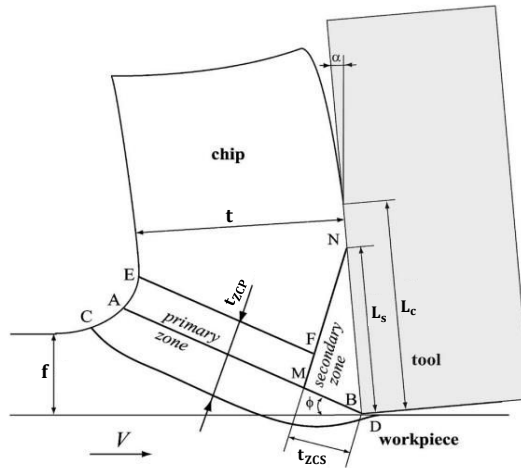


Figure I.5 : Schématisation des contacts collant et glissant et de la forme triangulaire de la ZCS, Özel et Zeren [30]

Les travaux sur le contact cités plus haut ne permettent pas de quantifier avec précision la part du contact collant dans le contact total en raison de fondements plutôt empiriques. D'autres modèles ont alors été proposés. L'approche de Bahi et al. [15, 32] par exemple a permis l'identification de la nature du contact et la répartition des contacts collant et glissant en fonction des conditions de chargement (pression, vitesse, frottement, etc.). Sur la base d'une résolution hybride analytique/numérique du problème thermomécanique de la formation du copeau, la part du contact collant dans le contact total a été estimée à partir de la mesure du coefficient de frottement apparent (rapport des efforts de coupe F_c et d'avance F_a). Dans leurs travaux,

² La théorie des lignes de glissement est une méthode de résolution des problèmes de plasticité bien adaptée au cas de la déformation plane (ce qui est le cas en coupe orthogonale lorsque la largeur de coupe w est nettement supérieure à l'épaisseur du copeau non déformé f).

les auteurs utilisent une zone de transition de longueur L_t située entre le contact collant L_s et le contact glissant comme l'indique la Fig I.6.

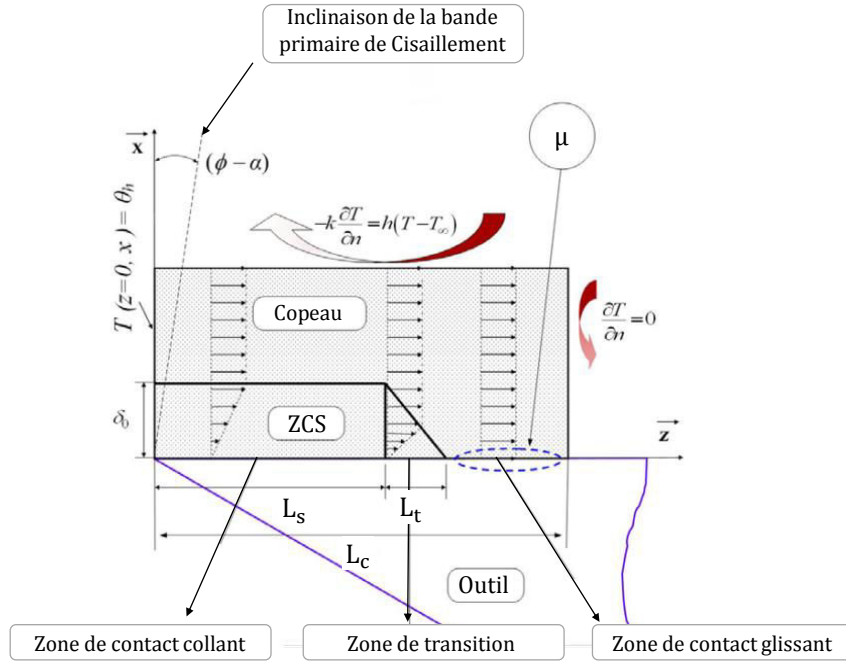


Figure I.6 : Schématisation de la zone de contact outil-copeau, la zone de cisaillement secondaire ZCS, la distribution de la vitesse et les conditions aux limites du problème thermique dans le copeau, selon Bahi et al. [15].

La zone de transition a été introduite afin de respecter la continuité de l'écoulement de la matière à l'interface outil/copeau ($L_s \leq z \leq L_s + L_t$). Bahi et al. [15] proposent ainsi une nouvelle expression du champ des vitesses de glissement $V_c(x, y)$ en fonction de la direction d'écoulement du copeau et de l'épaisseur de la ZCS (direction perpendiculaire à l'écoulement), voir Fig. I.6 :

$$V_c(x, y) = \bar{V}_c \frac{y}{\delta t_2} \quad \text{Zone de contact collant}$$

$$V_c(x, y) = \bar{V}_c \left(\frac{x - L_s}{L_t} + \frac{y}{\delta t_2} \right) \quad \text{Zone de transition} \quad (I.6)$$

$$V_c(x, y) = \bar{V}_c \quad \text{Zone de contact glissant}$$

δt_2 représente l'épaisseur de la ZCS, et $\bar{V}_c$ donné par ailleurs par Eq (I.2), est la vitesse de glissement du copeau dans un contact parfaitement glissant selon Merchant [3].

Dans le modèle de Bahi et al. [15], le ratio entre les contacts collant et total L_s/L_c est déterminé par l'équation suivante :

$$\mu \frac{P_0}{\tau_a} \left(1 - \frac{L_s}{L_c} \right)^\xi = 1 \quad (I.7)$$

où μ est le coefficient de frottement local dans la zone du contact glissant, P_0 est la pression à la pointe de l'outil, τ_a la contrainte de cisaillement à la sortie du contact collant et ξ une constante dépendant du matériau usiné qui contrôle le profil de distribution de la pression à l'interface outil/copeau. La détermination du ratio L_s/L_c vient après la résolution du problème thermique qui permet d'obtenir le champ de température dans le copeau. Ce dernier est ensuite utilisé pour le calcul des paramètres τ_a et P_0 . Dans la Fig I.7, Bahi et al. [33] comparent pour plusieurs vitesses de coupe, le ratio donné analytiquement par l'Eq (I.7) à celui

obtenu à partir d'observations des couches d'adhérence et des zones de délaminage sur la face de coupe d'un outil.

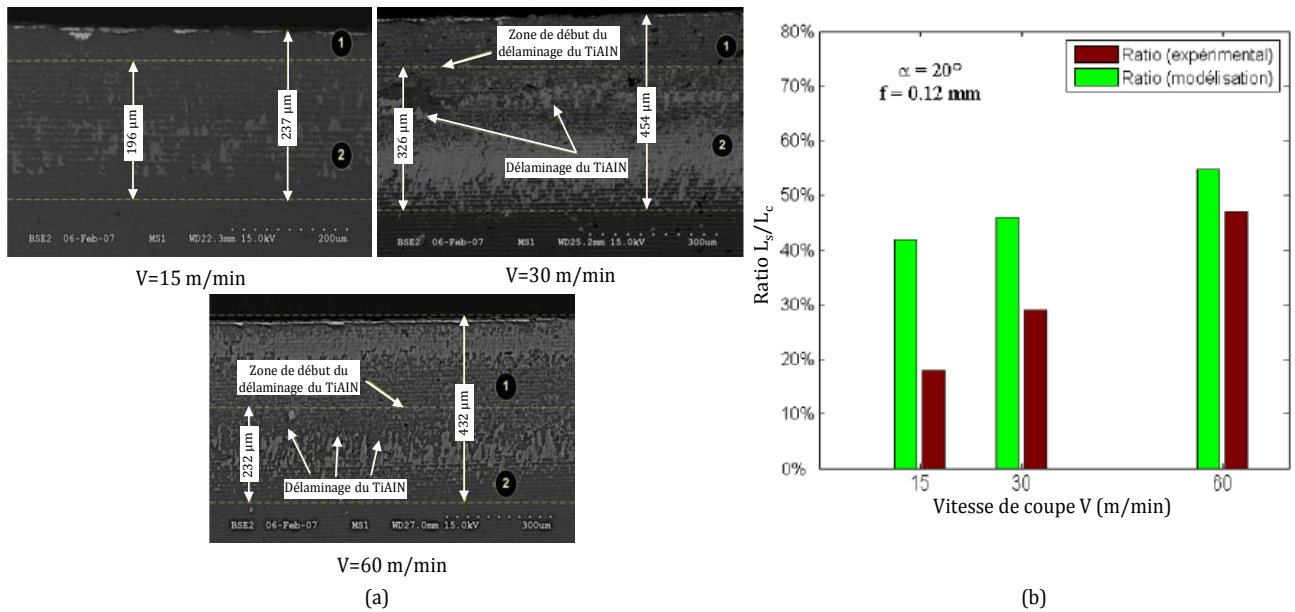


Figure I.7 : (a) Analyse du contact à l'interface outil/copeau et estimation des zones de contact (1) collant et (2) glissant pour $V = 15, 30$ et 60 m/min, $f = 0,12$ mm et $\alpha = 20^\circ$. (b) Comparaison entre le ratio L_s/L_c simulé et celui mesuré expérimentalement en fonction de la vitesse de coupe V pour $f = 0.12$ mm et $\alpha = 20^\circ$.

L'étude expérimentale est effectuée sur un alliage de titane Ti6Al4V (TA6V) usiné par un outil en carbure tungstène WC-Co revêtu d'une couche de TiAlN. Les conditions de coupe utilisées sont $\alpha = 20^\circ$ et $f = 0,12$ mm. Les observations expérimentales et les résultats de modélisation montrent que le ratio L_s/L_c augmente avec la vitesse de coupe. Pour une meilleure précision d'un point de vue quantitatif, les auteurs [33] suggèrent d'intégrer la répartition de la chaleur le long de l'interface outil/copeau ainsi que l'effet de la température la conductivité thermique et la densité du matériau. On note aussi que d'après la Fig I.6, le rayon de l'arête de coupe de l'outil a été négligé par Bahi et al. [33]. Ceci peut expliquer les différences observées entre les valeurs analytiques et expérimentales du ratio L_s/L_c . Il convient de noter aussi que les résultats de Bahi et al. [33] contredisent ceux de Zorev [34] obtenus dans le cas de l'acier AISI4130. En effet, ce dernier auteur a montré en Fig I.8 rapportée par Astakhov[35], qu'à partir d'une certaine vitesse de coupe ($V=15$ m/min) la longueur du contact collant L_s ainsi que la longueur totale du contact L_c amorcent une diminution. Toutefois le rapport entre L_s et L_c reste toujours à peu près égal à 1,5.

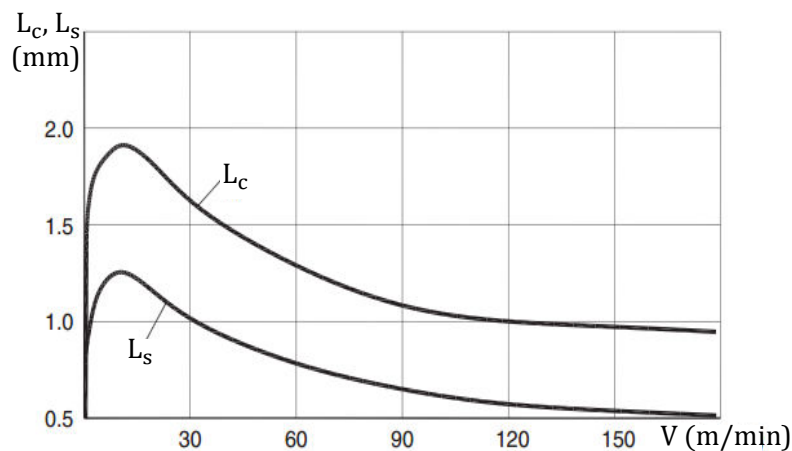


Figure I.8 : Influence de la vitesse de coupe sur l'évolution de la longueur de contact totale L_c et de la longueur de contact collant L_s . Les conditions de coupe sont $f = 0.15$ mm et $\alpha = 5^\circ$ selon l'étude de Zorev [34] sur la coupe orthogonale de l'acier AISI 4130, selon Astakhov, [35].

1.3.2 Chargement mécanique à l'interface outil/copeau

Si l'on veut étudier l'usure des outils de coupe en usinage, il est primordial de tenir compte du chargement thermique et mécanique à l'interface outil-copeau. Il a en effet été montré dans des études antérieures que les contraintes mécaniques couplées aux contraintes thermiques conditionnent la nature du contact outil/copeau. La connaissance du chargement thermomécanique à l'interface est donc essentielle.

Dans une approche expérimentale, Zorev [34] a utilisé un outil de coupe avec une longueur de contact imposée qu'il a fait varier pour déduire la contrainte normale σ et la contrainte de cisaillement τ au niveau du contact outil/copeau. Zorev [34] considère dans cette étude un contact de type collant/glissant défini par une zone de contact collant au voisinage de la pointe de l'outil et une zone de contact glissant à partir d'une certaine distance. L'auteur identifie alors l'évolution de la contrainte normale le long de l'interface qu'il décrit par une loi puissance où :

$$\sigma(x) = q(L_c - x)^y \quad (I.8)$$

x désignant la distance à la pointe de l'outil, q et y étant des constantes. Zorev [34] précise également que la nature du contact influence indirectement les contraintes normales via une modification de la longueur de contact. La nature du contact est observable dans l'évolution de la contrainte de cisaillement de la Fig I.9.

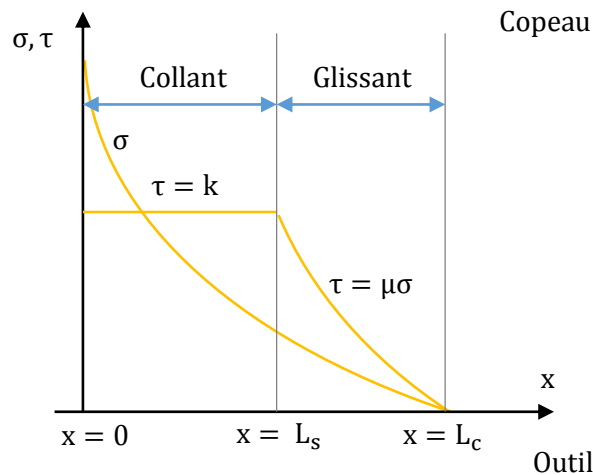


Figure I.9 : Distributions des contraintes à l'interface outil/copeau selon l'approche de Zorev [34] fondée sur des observations expérimentales utilisant la technique de l'outil coupé.

Dans la région du contact collant, la contrainte de cisaillement est constante et est égale à la contrainte d'écoulement en cisaillement k . Dans la zone de glissement elle diminue de façon proportionnelle à la contrainte normale et l'on a $\tau = \mu\sigma$. Zorev [34] mesure des valeurs du coefficient de frottement local comprises entre 0,6 et 0,8.

Plus tard, en utilisant un outil photoélastique (Fig I.10a), Andreev [27], Amini [36] ou encore Bagchi et al. [37], confirment par l'expérience le modèle de Zorev et proposent eux aussi la même distribution de pression de contact à l'interface, (Fig I.10b).

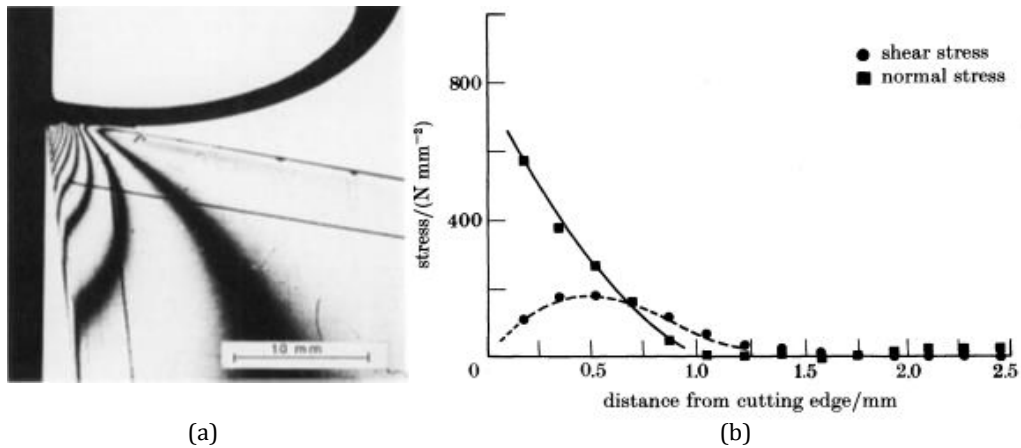


Figure I.10 : (a) Observation des contraintes dans un outil photoélastique en saphir lors de l'usinage d'un matériau en plomb où $V = 31$ m/min et $\alpha = 10^\circ$, Amini [36]. (b) Distributions des contraintes normale et de cisaillement sur la face de coupe durant un test d'usinage sur un acier AISI 1020 pour $V = 10$ m/min et $f = 0,132$ mm Bagchi et al. [37].

Certains auteurs [38] estiment que la technique de la photoélasticimétrie reste limitée aux faibles vitesses en raison de l'élévation importante de la température pour les plus grandes vitesses de coupe. De plus, il est à souligner que le comportement d'un outil photoélastique n'est pas représentatif du comportement d'un vrai outil d'usinage en carbure de tungstène par exemple. Dans les travaux de Lee et al. [39], Childs et al. [40] ou Buryta et al. [41], la technique dite de 'l'outil coupé' ou 'split tool' a été utilisée. Cette dernière montre des distributions différentes de celles de la Fig I.10b) avec un plateau au voisinage de la pointe de l'outil pour la contrainte normale (voir Fig I.11). Ces résultats semblent donc remettre en question la loi proposée par Zorev [34] (Eq (I.8)) et d'autres auteurs [27, 36, 37]

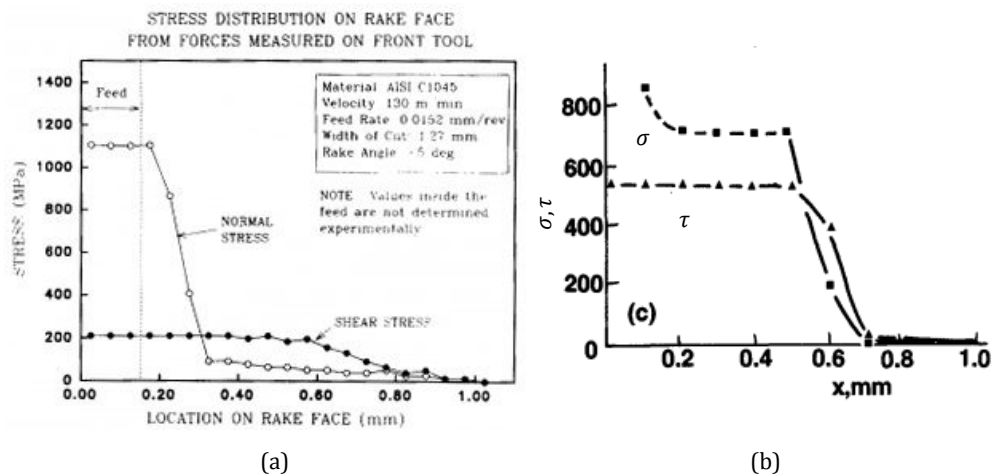


Figure I.11 : Distributions de la contrainte normale et de la contrainte de cisaillement relevées en utilisant la technique de l'outil coupé: (a) lors de l'usinage d'un acier AISI C1045, Buryta et al. [41], (b) lors de l'usinage d'un acier doux avec un outil en carbure de tungstène $V = 120$ m/min, $f = 0,254$ mm et $\alpha = 6^\circ$ Lee et al. [39].

Plus tard, Molinari et al. [42] utilisent une approche numérique couplée à une approche analytique pour décrire les phénomènes physiques locaux responsables de la nature collant-glissant du contact outil/copeau. Dans le cadre d'une configuration de coupe orthogonale, Molinari et al. [42] considèrent un outil en carbure de tungstène et un acier 42CrMo4 comme couple outil-matière. Ils ont fait varier plusieurs paramètres dont la vitesse de coupe afin de vérifier leur influence sur la nature du contact. Pour des vitesses de coupe élevées, les auteurs montrent que la correspondance entre les contraintes normales trouvées numériquement et celles trouvées analytiquement en utilisant l'Eq (I.8) n'est bonne que sur 66% du contact total et semble être moins précise à la fin du contact. Ces auteurs précisent que l'Eq (I.8) adaptée sous la forme de l'Eq (I.9) a longtemps servi de modèle de référence pour expliquer la distribution des contraintes et a été largement

employée dans différentes études surtout pour le calcul des moments des efforts appliqués sur le copeau par l'outil, [15, 43] :

$$P(x) = P_0 \left(1 - \frac{x}{L_c}\right)^\xi \quad (I.9)$$

$P(x)$ est la pression appliquée dans le contact outil/copeau, P_0 est la pression à la pointe de l'outil, L_c la longueur totale du contact, x est la distance de la pointe de l'outil.

1.3.3 Frottement à l'interface outil-copeau

Dans la littérature, différentes lois de frottement ont été utilisées pour modéliser le contact en usinage. Plusieurs études ont alors permis d'identifier trois coefficients de frottement distincts sur la face de coupe d'un outil :

(i)- le coefficient de frottement global ou apparent μ_{app} , calculé à partir du rapport entre les efforts de coupe F_c et d'avance F_a mesurés expérimentalement.

(ii)- le coefficient de frottement moyen $\bar{\mu}$, calculé uniquement sur la face de coupe de l'outil (en excluant le rayon d'arête).

Et enfin (iii)- le coefficient de frottement local μ caractéristique de la zone de contact glissant et défini comme le rapport des efforts à l'échelle locale. Généralement, on a $\mu_{app} > \bar{\mu} \geq \mu$.

Merchant [3] considère que le contact outil/copeau est gouverné par un coefficient frottement moyen $\bar{\mu}$. Dans le cas particulier des travaux de Merchant [3] et en raison de la non prise en compte d'un rayon d'arête ($r_b = 0$), de la ZCS ainsi que la considération d'un contact purement glissant, la relation $\mu_{app} = \bar{\mu} = \mu$ reste vraie. Rappelons que dans ces travaux le comportement du matériau est parfaitement plastique sans effets thermiques.

Une récente étude proposée par Childs et al. [44] a montré que le coefficient de frottement local peut avoir une valeur supérieure à 1. Les auteurs soulignent par ailleurs le fait que μ augmente lorsque la température moyenne du contact augmente. En se basant sur la loi de frottement de Shirakashi et al. [45], Childs [44] proposent une nouvelle loi de frottement calculée à partir de la contrainte de cisaillement sur l'interface outil/copeau permettant de décrire avec plus ou moins de précision le contact outil/copeau :

$$\tau = m\tau_{ZCP} \left[1 - \exp\left(-\frac{\mu\sigma}{m\tau_{ZCP}}\right)\right] \quad (I.10)$$

τ_{ZCP} est la contrainte de cisaillement dans la ZCP et m une constante inférieure à 1. Dans l'Eq (I.10) Childs [44] a considéré que $m\tau_{ZCP}$ peut être identifié à la contrainte d'écoulement en cisaillement. Bien que la relation (I.10) permette de rendre compte de la nature du contact outil/copeau, quelques réserves peuvent être émises. En effet, le coefficient de frottement μ et le paramètre m ont besoin d'être évalués au moyen d'une étude expérimentale très difficile à mettre en œuvre.

En considérant le cas d'un contact purement collant, Moufki et al. [43] proposent l'Eq (I.11) permettant de prendre en compte l'effet de la température sur le coefficient de frottement moyen $\bar{\mu}$:

$$\bar{\mu} = \mu_0 \left(1 - \frac{\overline{\theta_{int}} - \theta_0}{\theta_f - \theta_0}\right)^q \quad (I.11)$$

où $\overline{\theta_{int}}$ est la température moyenne à l'interface outil/copeau, θ_f la température de fusion du matériau utilisé et μ_0 , θ_0 , et q sont des valeurs de référence dépendant du matériau. L'Eq (I.11) n'est pas adaptée à un contact collant/glissant mais permet néanmoins de prendre indirectement en compte l'effet de la ZCS dans l'évolution de $\bar{\mu}$.

Ozlu et al. [46] s'affranchissent d'un contact unique et proposent une formulation simple prenant en compte le contact collant et le contact glissant.

$$\bar{\mu} = \frac{\tau_a L_s [(\xi + 1) + L_c - 1]}{P_0 L_c} \quad (I.12)$$

Cependant, la génération de chaleur due à l'écoulement du copeau sur la face de coupe a été négligée. Cet aspect fut traité par Molinari et al. [42] qui ont réalisé une étude paramétrique complète de l'effet du coefficient de frottement local considéré comme un paramètre d'entrée d'un modèle numérique.

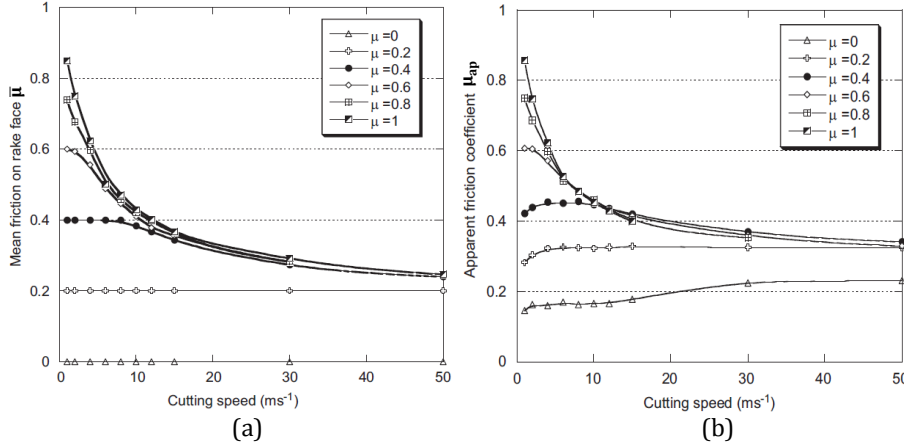


Figure I.12 : Evolution du coefficient de frottement (a) moyen $\bar{\mu}$ et (b) apparent μ_{app} en fonction de la vitesse de coupe V et pour différentes valeurs du coefficient de frottement local $\mu = 0, 0.2, 0.4, 0.6, 0.8$ et 1 , Molinari et al. [42].

La Figure I.12(a), issue de Molinari et al. [42], illustre la dépendance du coefficient de frottement moyen $\bar{\mu}$ par rapport à la vitesse de coupe V et au coefficient de frottement μ . Pour $\mu \leq 0.2$, il n'y a pas de contact collant à l'interface outil/copeau, ce qui conduit à la relation $\mu = \bar{\mu}$. Une loi de frottement de type Coulomb suffit dans ces conditions à décrire le contact. Tandis que pour $\mu \geq 0.4$, le contact est collant/glissant pour toutes les vitesses de coupe, le coefficient de frottement moyen est alors inférieur au coefficient de frottement local. Il faut remarquer que c'est le cas aussi pour $\mu = 0.6$ uniquement pour $V = 1$ m/s. Concernant, la Fig I.12(b) illustrant la variation du coefficient de frottement apparent μ_{app} en fonction de V et de μ , [42], la relation $\mu_{app} > \mu$ est toujours vérifiée. Cet aspect est expliqué par le rayon d'arête de l'outil qui fournit une résistance supplémentaire au cisaillement dans la ZCP et à l'écoulement du copeau dans la ZCS. Il semble aussi que l'évolution de paramètre μ_{app} est similaire au paramètre $\bar{\mu}$ en fonction de la vitesse V et du coefficient local μ . Molinari et al. [42] estiment que les mécanismes physiques contrôlant l'évolution de $\bar{\mu}$ sont les mêmes qui contrôlent l'évolution de μ_{app} .

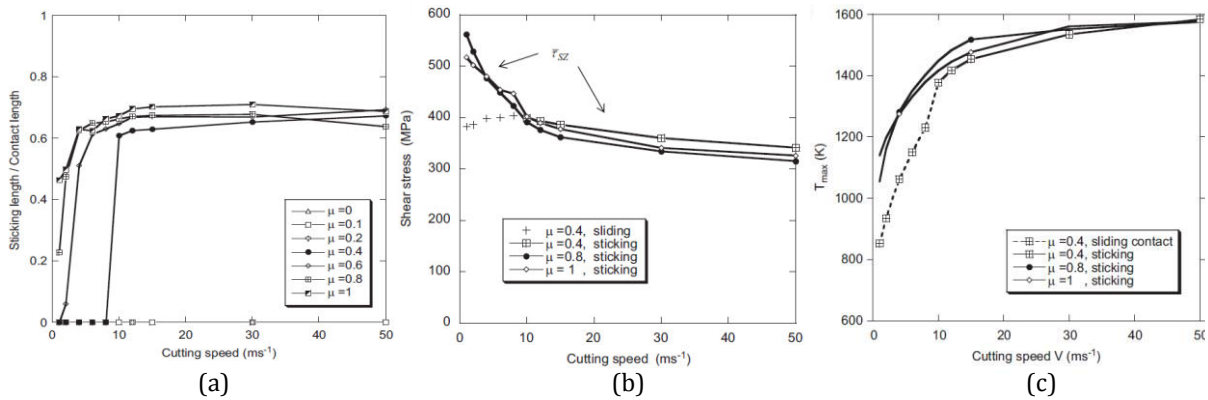


Figure I.13 : Evolution de : (a) ratio L_s/L_c , (b) la contrainte de cisaillement moyenne $\tau_{s\bar{z}}$ et (c) la température maximale T_{max} à l'interface outil/copeau pour différentes valeurs de V et μ .

Pour le cas particulier de $\mu = 0.4$, $\bar{\mu}$ semble diminuer en fonction de la vitesse de coupe V . Cet effet s'observe à partir d'une certaine vitesse à peu près égale à 8 m/s où le contact collant est activé comme le

suggère la Fig I.13(a). Cette figure illustre l'évolution du ratio L_s/L_c en fonction de la vitesse de coupe pour plusieurs valeurs de μ . Une transition dans le type du contact est observée aux alentours de $V = 8\text{m/s}$ où le contact est à 60% collant. L'apparition d'un contact collant est la conséquence de la chute des contraintes dans la ZCS (Fig I.13b) en raison de la chaleur générée dans le contact outil/copeau. Les auteurs supposent que l'augmentation de la température dans le contact outil/copeau (Fig I.13c) est due, d'une part au mouvement de frottement dans la zone du contact glissant et d'autre part à la déformation plastique intense dans la zone du contact collant (ZCS).

Dans leur approche hybride, Bahi et al. [15] proposent une relation pour calculer le coefficient de frottement local μ en fonction du ratio L_s/L_c :

$$\mu = \frac{\bar{\mu}}{\left\{ \left(1 - \frac{L_s}{L_c}\right)^\xi \left[(1 + \xi) \left(\frac{L_s}{L_c}\right) \left(\frac{\bar{\tau}_{ZCS}}{\tau_a}\right) + \left(1 - \frac{L_s}{L_c}\right) \right] \right\}} \quad (\text{I.13})$$

où $\bar{\tau}_{ZCS}$ est la contrainte moyenne de cisaillement dans la ZCS, ξ est un paramètre décrivant l'évolution de la contrainte normale le long du contact (voir Eq. I.9). Les auteurs ont négligé le rayon d'arête de l'outil. Par conséquent, le coefficient $\bar{\mu}$, alors égal à μ_{app} est facilement mesuré.

2 Usure des outils de coupe

2.1 Manifestations de l'usure en usinage

Selon Childs et al. [47], la dégradation des outils de coupe peut être classée en deux groupes en fonction de l'échelle de l'étude et la manière dont l'endommagement progresse: (i)- usure et (ii)- rupture (voir Fig I.14). Grzesik [48] a défini l'usure comme étant un phénomène continu se manifestant par la perte de masse à l'échelle microscopique comme c'est le cas pour la diffusion, et/ou à l'échelle des aspérités ou des micro-contacts. D'un autre côté et toujours selon Grzesik [48] la rupture des outils de coupe est un endommagement brutal et observable à une échelle macroscopique.

Comme cela est illustré en Fig I.14, l'usure des outils de coupe se produit essentiellement sur :

- la face de coupe de l'outil où l'on assiste à la formation d'un cratère (Fig I.14 a) et/ou d'une arête rapportée (Fig I.14 c) ;
- la face de dépouille (Fig I.14 b), y compris à proximité de l'arête de coupe et du rayon de bec ;

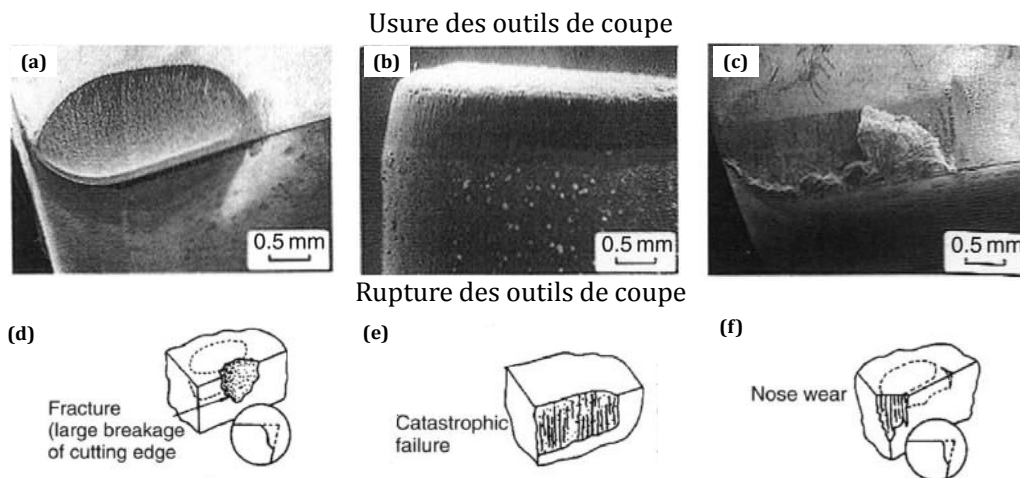


Figure I.14 : Endommagement de type usure (a-b-c) et rupture (d-e-f) d'un outil de coupe selon Grzesik [48] et Childs et al. [47] : (a) usure en cratère (b) usure en dépouille (c) collage et (d) ébréchure d'arête (e) rupture brutale (f) rupture de la pointe de l'outil.

Ces formes de dégradation sont la conséquence directe des interactions entre l'outil, la matière usinée, et le copeau sous l'effet des grandes pressions, hautes températures et grandes vitesses de glissement. Elles dépendent de la nature du contact (collant, glissant ou transitoire), des matériaux de la pièce et de l'outil ainsi que des conditions de coupe.

(i) Usure en cratère

Localisée sur la face de coupe des outils (Fig I.14 a), l'usure en cratère est due à la formation du copeau et de l'écoulement de celui-ci sur la face de coupe. Cette manifestation d'usure est souvent associée à des phénomènes physico-chimiques thermiquement activés en raison des hautes températures qui accompagnent le processus de formation de copeau [16, 48]. Cependant, König et al. [49] concluent que des phénomènes mécaniques peuvent contribuer à la dégradation de la face de coupe et Ho et al. [50] estiment à 10% la contribution de l'usure mécanique dans l'usure totale en cratère. Une conclusion également partagée par Gekonde et al. [51] portant sur l'usinage de plusieurs nuances d'acier avec un outil en carbure de tungstène.

Deux mesures sont habituellement faites pour évaluer le niveau d'usure en cratère. La première est la profondeur du cratère K_T et la deuxième, notée K_M , est la distance entre l'arête de coupe et le point le plus profond du cratère dans une vue en coupe de l'outil (section A-A en Fig I.15). Toutefois, on est amené parfois à mesurer la progression du cratère en largeur à l'aide de deux autres paramètres qui sont K_B et K_F voir Fig I.15. La profondeur K_T du cratère reste le paramètre le plus utilisé pour la mise en place d'un critère d'usure.

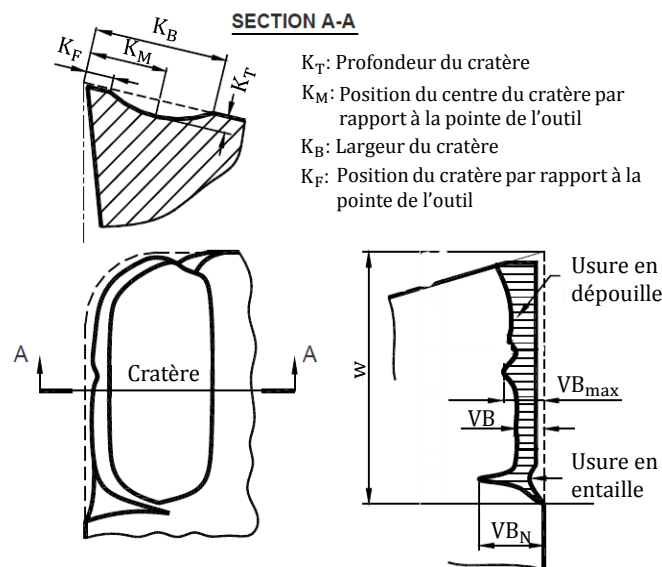


Figure I.15 : Usure en dépouille et usure sur la face de coupe (cratérisation) : Les critères de surveillance de l'usure définis par la norme NF E66-505 sont la largeur VB, la hauteur de l'entaille sur la face de dépouille VB_N , $VB_{max} = \max(VB)$, la profondeur du cratère K_T , la position du centre du cratère par rapport à la pointe de l'outil K_M , la largeur du cratère K_B et la position du cratère par rapport à la pointe de l'outil K_F .

En utilisant un outil en carbure de tungstène, la norme NF E66-505 définit un seuil critique de degré d'usure K_{Tlim} donné par $K_{Tlim} = 0.06 + 0.3f$.

(ii) Usure en dépouille

Appelée aussi usure frontale, l'usure en dépouille résulte du frottement entre la face de dépouille de l'outil et la pièce fraîchement usinée (Fig I.14 b). Ce type d'usure est dû principalement à des mécanismes purement mécaniques [49] favorisés lors de la coupe de matériaux contenant initialement des inclusions métalliques dures [52, 53]. Comme conséquence, l'usure en dépouille agit directement sur l'intégrité de surface de la pièce usinée et sa précision dimensionnelle.

Sur la face de dépouille, la bande d'usure est caractérisée par une hauteur généralement uniforme le long de la largeur de l'outil de coupe. Cette hauteur moyenne est souvent dénotée VB. Toutefois, dans le cas où la répartition de l'usure sur la face de dépouille n'est pas homogène, un paramètre dénoté $VB_{\max}$ est introduit pour mesurer la hauteur maximale de la bande d'usure illustrée par la Fig I.15. Il arrive parfois qu'une entaille de hauteur V_N se forme sur la face de dépouille au niveau de l'arête de coupe en l'affaiblissant considérablement (voir Fig I.15). Pour le cas d'un outil en carbure de tungstène la norme NF E66-505, définit les seuils limites de VB par :

- $VB_{\lim} = 0.3 \text{ mm}$, si l'usure est uniformément répartie sur la face de dépouille,
- $VB_{\lim} = 0.6 \text{ mm}$ si l'usure en dépouille présente une irrégularité.

Il est important de noter que la norme considère que le paramètre VB est préféré pour la caractérisation de la durée de vie de l'outil en raison d'une usure progressive et facilement mesurable sur la face de dépouille.

2.2 Modes ou mécanismes d'usure

Généralement les différentes manifestations de l'usure rappelées dans le paragraphe précédent sont le résultat d'un ou plusieurs modes d'usure. Ces derniers sont communément identifiés dans la littérature [16, 47, 48] par : l'abrasion, l'adhésion, et la diffusion. D'autres mécanismes d'usure moins importants sont aussi cités comme la fatigue et l'oxydation. Tous ces modes d'usure sont souvent classés selon deux catégories : les modes d'usure mécanique et les modes d'usure physico-chimique, [16].

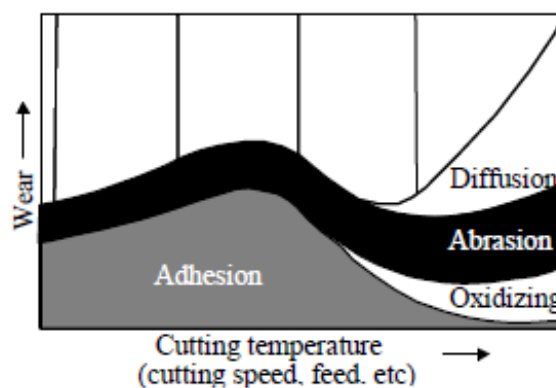


Figure I.16 : Classification des modes d'usure en fonction des paramètres opératoires de l'usinage selon König [49], rapporté par Xie [49].

Sous certaines conditions d'usinage, un ou plusieurs de ces modes peuvent être activés. Ils peuvent donc opérer de manière concomitante. A cela il faut ajouter la grande sensibilité aux facteurs d'échelle (mécanismes physiques et chimiques à l'échelle microscopique, comportement dynamique du système usinant à l'échelle macroscopique) et la difficulté de quantifier expérimentalement certains paramètres clés au niveau des interfaces outil-copeau et outil-pièce (nature du contact, température, pressions,...).

Dans ce qui suit, les trois principaux modes d'usure illustrés en Fig I.16 à savoir l'abrasion, l'adhésion et la diffusion sont exposés. La modélisation de l'usure par abrasion étant l'objectif de ces travaux de thèse, ce mode d'usure fera l'objet d'une étude particulièrement approfondie par la suite.

2.2.1 Usure par adhésion

L'usure par adhésion est un phénomène physico-chimique avec parfois des conséquences d'usure mécanique. En effet, compte tenu du contact intime entre la surface de l'outil et le copeau, des jonctions métalliques se créent sous l'effet du chargement thermomécanique intense à l'interface (voir Fig I.17). Ces

jonctions, qui constituent des microsoudures, se forment par écrasement des aspérités [16, 44] ou dans certains cas par des phénomènes d'adsorption et de solubilité³ [54].

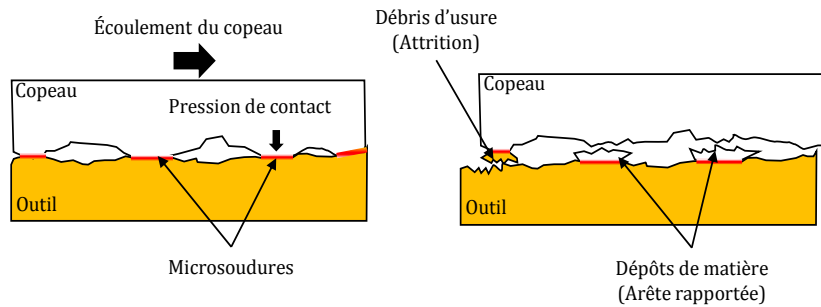


Figure I.17 : Mode d'usure par adhésion. L'attrition et l'arête rapportée sont les conséquences de l'adhésion.

Avec le mouvement relatif du copeau et de l'outil, les jonctions créées peuvent se rompre de deux manières différentes :

- Si les microsoudures sont plus résistantes que le métal constitutif du copeau, les ruptures se produisent dans la masse du copeau, créant ainsi des fragments du copeau adhérant à l'outil et formant une couche désignée par 'Built-Up Layer' (BUL). A faibles vitesses de coupe et sous certaines conditions, les éléments du copeau collés sur la surface de l'outil s'accumulent jusqu'à former un dépôt macroscopique important que l'on appelle arête rapportée ou 'Built-up Edge' (BUE).
- Si les microsoudures sont à la fois plus résistantes que le métal du copeau et le matériau de l'outil, les ruptures se produisent en majorité dans la masse du copeau et pour quelques-unes à la surface de l'outil. Connue sous le nom d'attrition, cette usure est encore plus néfaste vers la fin de l'usinage au moment où l'outil se désengage de la pièce et l'arête rapportée est évacuée.

L'usure par adhésion dépend de la pression appliquée au contact outil-copeau et par conséquent des caractéristiques de dureté et d'écrouissabilité du matériau usiné, de l'épaisseur du copeau et de la rigidité de la liaison formée entre les aspérités de l'outil et de la pièce. König et al. [49] ont montré que l'usure par adhésion prédomine aux faibles vitesses de coupe (Fig I.16). L'utilisation des vitesses plus élevées permet alors souvent de limiter l'apparition de ce mode d'usure.

2.2.2 Usure par diffusion

Le mode d'usure par diffusion est régi par un phénomène physico-chimique thermiquement activé qui obéit aux lois de Fick. Il s'agit donc d'un mécanisme de solubilité et de migration des atomes d'un corps vers un autre si une affinité chimique existe entre les éléments des deux corps solides en contact. Concrètement, dans le cadre de la coupe des métaux, la diffusion prédomine dans le domaine des grandes vitesses de coupe où le gradient de températures à l'interface copeau/outil est particulièrement important. Au niveau de la face de coupe et en raison du fluage du matériau du copeau, une couche de glissement se forme, siège de la migration des éléments chimiques. La vitesse de diffusion d'un élément de l'outil vers le copeau est très grande en raison des températures atteintes dans cette couche, d'autant plus si cet élément est absent du matériau usiné (fort gradient de concentration d'éléments chimiques). Comme il y a renouvellement continu du copeau, l'apport en élément diffusant reste constant au cours de l'opération.

D'après Akasawa et al. [55], la diffusion n'est pas directement responsable de l'usure totale d'un outil de coupe. La perte des éléments fondamentaux du matériau de l'outil ou l'acquisition d'éléments nouveaux ne

³ Les phénomènes d'adsorption et de solubilité sont dus à la présence d'affinité chimique entre les atomes qui constituent les deux surfaces antagonistes.

font que fragiliser la structure de l'outil qui sera plus susceptible d'être endommagé par les contraintes thermomécaniques. Ces auteurs ont effectué des essais de coupe sur deux variétés d'aciers à proportion de carbone différente (le S45C et le S15C) en utilisant un outil en carbure de tungstène WC-6%Co.

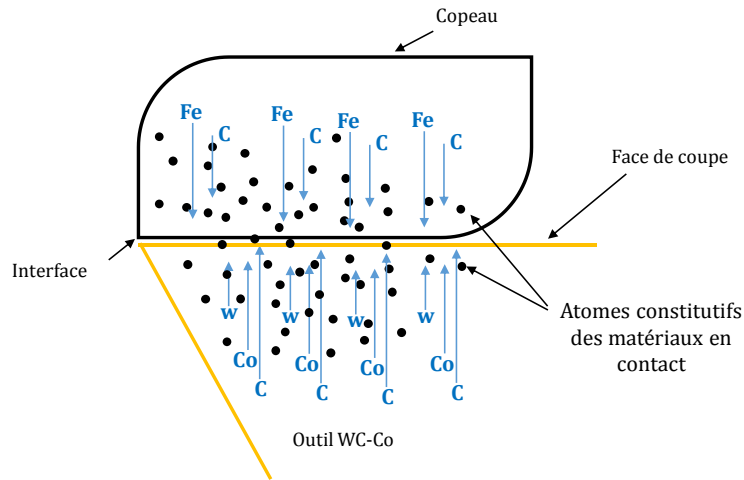


Figure I.18 : Schématisation du mode d'usure par diffusion dans le cas d'un outil de coupe en carbure de tungstène et d'un copeau en acier.

Akasawa et al. [55] montrent que dès les premiers instants d'usinage, le cobalt contenu dans l'outil et le fer dans l'acier migrent immédiatement au travers de l'interface et forment, dans une couche mince de l'outil et du copeau, une nouvelle solution Fe – Co. Cette dernière va interagir avec le carbure de l'outil pour former un nouveau carbure dispersé $(Fe_xCo_yW_z)_C$ aux dépens des carbures initiaux WC. En raison des fortes pressions, des fissurations peuvent apparaître dans la couche formée de $(Fe_xCo_yW_z)_C$ et une décohésion des grains fragilisés de WC accompagne le mouvement continu du copeau. Un cratère est ainsi formé. Les mêmes conclusions sont obtenus par Cook et Nayak [56], Loladze [57]. Akasawa et al. [55] ajoutent que les modes d'usure par abrasion et par adhésion vont profiter de cette fragilisation pour accroître leur contribution dans la dégradation finale d'un outil.

D'un autre côté, Trent et Naeherheim [58] concluent, après une série d'observations aux rayons X, que les cratères formés sur la face de coupe des outils en WC sont dus principalement à la diffusion des éléments de l'outil plutôt que par un arrachement mécanique des grains fragilisés.

Enfin, pour mettre en évidence l'effet de la température sur le mode d'usure par diffusion, d'autres auteurs comme Molinari et Nouari [59] ou Gekonde et al. [51] montrent que le cratère est formé uniquement par diffusion. La différence entre ces auteurs réside dans la localisation de la profondeur maximale du cratère. Molinari et Nouari [59] prédisent une profondeur maximale du cratère localisée au point du contact où la température est maximale, tandis que Gekonde et al. [51] montrent que la profondeur maximale du cratère se localise à l'endroit du contact où la température de transformation de phase de l'acier usiné est atteinte.

2.2.3 Usure par abrasion

2.2.3.1 Description des particules abrasives

De manière globale, l'abrasion est un mode d'usure inévitable. Elle est définie comme étant une usure purement mécanique résultant d'un contact entre deux corps solides piégeant des particules abrasives. Dans le cadre de la coupe des métaux, plusieurs auteurs [16, 47, 52, 53, 60-62] ont identifié les particules abrasives à l'origine de l'usure par abrasion comme étant des inclusions non-métalliques initialement présentes dans le matériau usiné.

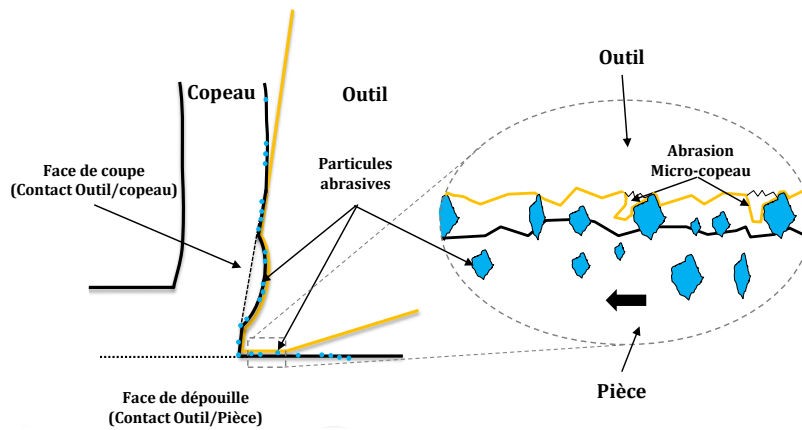


Figure I.19 : Schématisation du mode d'usure par abrasion. La présence des impuretés non-métalliques est responsable de ce phénomène d'usure.

En glissant le long des faces de contact de l'outil avec la pièce (face de coupe ou face de dépouille), ces particules arrachent de la matière à la surface de l'outil et forment des débris d'usure. D'après Marinov [52], les inclusions non-métalliques responsables de l'usure par abrasion ne sont pas exclusivement initialement présentes dans le matériau à usiner. Elles peuvent être endogènes ou exogènes aux matériaux usinés. Cependant, d'après cet auteur, les inclusions non-métalliques exogènes sont peu nombreuses et ne peuvent pas jouer un rôle significatif dans l'usure par abrasion. Marinov [52], dans ces recherches expérimentales sur l'abrasion, considère ainsi que les inclusions endogènes sont les seules responsables de ce mode d'usure. Elles peuvent être des phosphures, des silicates, des carbures, des oxydes, etc. issues de l'étape de désoxydation ou d'oxydation lors de la fabrication de l'acier. Kramer et al. [60] souligne que les inclusions endogènes douces (phosphures, sulfures) n'enlèvent pas directement de la matière, mais peuvent contribuer à l'usure abrasive par délaminage due aux mécanismes de fatigue et à l'apparition de microfissures autour de ces inclusions. Toutefois, des études récentes menées par Van-Ende [63] portant sur le processus de formation des inclusions non-métalliques pendant la fabrication d'acier, ont montré que les inclusions exogènes peuvent être candidats à devenir des particules abrasives. En effet, il arrive parfois que des oxydes durs (alumine ou spinelle d'alumine) d'origine exogènes soient piégées dans l'acier pour agir par la suite comme des particules abrasives [63]. Une étude plus détaillée sera menée dans ce sens au chapitre 4.

Les inclusions de types carbures, silicates et surtout oxydes possèdent une dureté très élevée supérieure ou égale à la dureté de l'outil de coupe et peuvent par conséquent participer à l'évolution de l'usure. A titre d'exemple, Collins et al. [64] ont étudié l'effet des inclusions non métalliques sur le comportement en fatigue de l'acier 42CrMo4, et ont relevé les micro-duretés de différentes inclusions trouvées initialement dans l'acier. Les auteurs ont ainsi évalué pour le composé Al_2O_3 (candidat pour être une particule abrasive) une valeur de l'ordre de 4500 HV. Une micro-dureté qui correspond ainsi à 10 fois celle de l'acier d'étude 300 HV et à 3 fois celle d'un outil en carbure de tungstène 1600 Hv. Même pendant les opérations de coupe où les températures atteignent des valeurs très élevées, ces inclusions conservent leur propriétés mécaniques [52]. En contact avec la face de coupe de l'outil, les inclusions non métalliques abrasives agissent comme des micro-outils de coupe. Par conséquent, un cratère ou des rayures peuvent apparaître. Un tel phénomène est appelé « abrasion dure » par Larsen-Basse [65].

Parfois des fragments de grains ou des amas de grains de la microstructure de l'outil peuvent être enlevés et agir à leur tour comme des particules abrasives. Cette constatation, faite initialement par Akasawa et al. [55], a été confirmée par Marinov [52] et Trent et Wright. [16]. Ces derniers ont prédit par ailleurs que les modes d'usure par diffusion et par adhésion peuvent aussi générer ces débris d'usure. Une telle observation a également été faite par Kagnaya [66] lors des essais de tribologie à grandes vitesses conduits à l'aide d'un pion en carbure de tungstène frottant sur un acier AISI 1045. L'objectif de ces travaux était de mettre en évidence les modes d'usure que l'on peut observer dans les espaces confinés créés entre l'outil en carbure

de tungstène et l'acier usiné. La Fig I.20, tirée des travaux de Kagnaya [66] illustre la formation d'un fragment de grain de WC suite à d'autres modes d'usure. Ce grain est susceptible d'être piégé dans les contacts (troisième corps) et d'agir comme une particule abrasive.

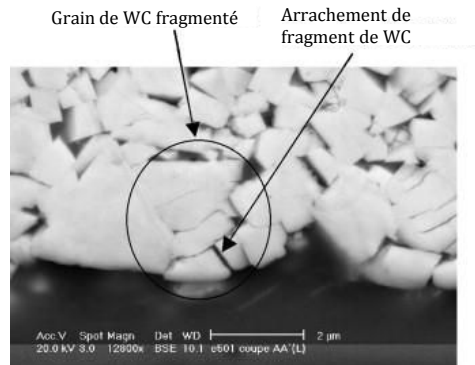


Figure I.20 : Mise en évidence de la fragmentation des grains de WC constitutifs d'un outil de coupe Kagnaya [66] et susceptibles de se piéger dans les interfaces de contact et d'agir alors comme des particules abrasives.

En conclusion, le mode d'usure par abrasion est souvent le mode qui prédomine au niveau de la face de dépouille où la température est assez faible (300°C à 400°C) par rapport à la face de coupe (800 à 1000°C), Ramalingam et al. [53]. Cela empêche alors à cet endroit l'apparition d'autres modes d'usure activés thermiquement comme l'adhésion et la diffusion. Ceci étant, selon Ramalingam et al. [53] (avis partagé par König et al. [49]), il arrive parfois que l'usure par abrasion soit significative sur la face de coupe où les températures élevées rendent certains matériaux d'outil de coupe plus sensibles à ce type d'usure par diminution de leur dureté et par affaiblissement de la partie liante comme le cobalt dans le cas d'outils en carbure de tungstène, Kagnaya [66].

2.2.3.2 Caractérisation expérimentale de l'usure par abrasion

Lors de l'usinage des matériaux contenant de fortes concentrations d'inclusions non-métalliques, l'usure par abrasion peut jouer un rôle déterminant, environ 25% de l'usure totale selon Marinov [52]. En se basant, sur l'étude de Byrd et Ferguson [52] et celle de Faulring et al. [52], Marinov [52] a réalisé un essai de coupe spécifique pour mettre en évidence la part de l'usure par abrasion dans l'usure totale. Pour cela Marinov a utilisé un outil en carbure de tungstène de grade K20 et un acier au manganèse comme matériau à usiner. À cet acier de référence, il a élaboré par un procédé de frittage de poudre dix classes de matériau contenant différentes quantités, granulométries et types de particules abrasives. La mesure de l'usure en dépouille a révélé que le taux d'usure par abrasion dépend linéairement de la température d'usinage (Fig I.21).

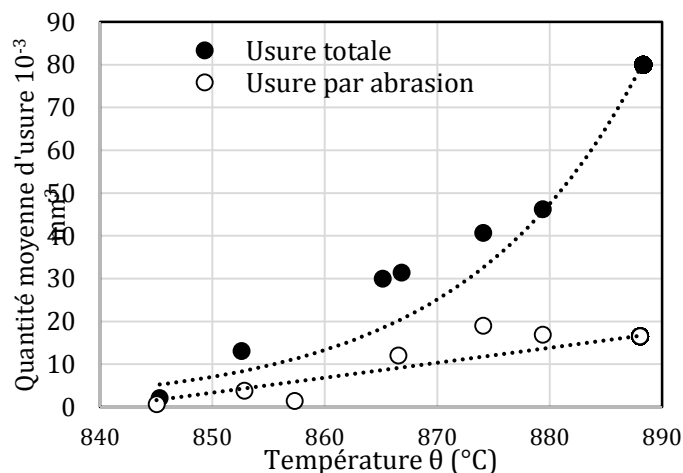


Figure I.21 : Courbe d'évolution du taux d'usure total W_{Σ} et du taux d'usure par abrasion W_{abr} en fonction de la température au niveau la face de dépouille.

Marinov [52] explique cette tendance par le fait que l'action de certains types de particules abrasives augmente avec la température. La qualité abrasive des particules est exprimée par le paramètre Ca introduit par Marinov. Ce paramètre dépend du ratio entre la dureté des particules abrasives et celle du matériau déformé et varie entre 1 pour les particules fortement abrasives et 0 pour les particules non abrasives (Voir Fig I.22). Marinov [52] s'est inspiré des travaux de Kramer [60] qui montrent que l'usure par abrasion dépend fortement de la vitesse de coupe et du ratio des duretés.

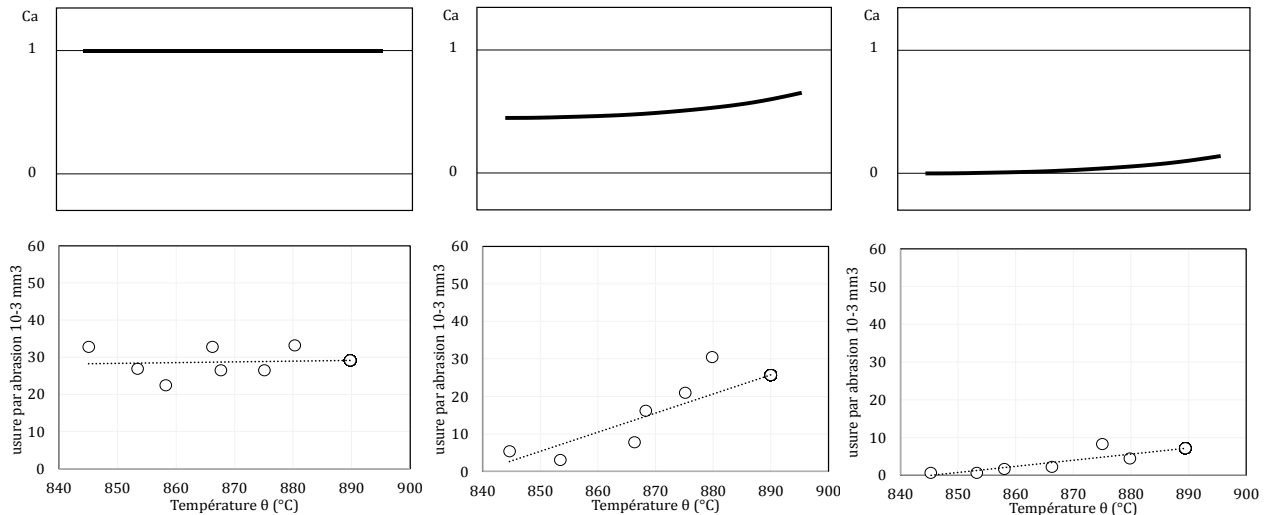


Figure I.22 : Influence de la température d'usinage sur le paramètre Ca traduisant la qualité abrasive des inclusions non-métalliques Al_2O_3 , SiC et SiO_2 .

L'inclusion non-métallique la plus abrasive est Al_2O_3 ($Ca = 1$), tandis que l'inclusion la moins abrasive est SiO_2 ($Ca = 0$). Ces deux types d'inclusions ne dépendent pas de la température à l'inverse des inclusions de SiC qui croît sa propension à user avec l'augmentation de la température.

Marinov montre par ailleurs que l'usure par abrasion augmente non-linéairement avec l'augmentation de la concentration des particules abrasives. Il retrouve ainsi les résultats de Ramalingam et Wright [53]. Cependant, l'une des plus importantes conclusions des travaux de Marinov est que la taille des particules abrasives n'influence pas le taux de volume enlevé par abrasion. Malgré l'avis partagé de Khrushchov [52] et Faulring [52], il paraît peu probable qu'une particule de taille plus grande enlève le même volume de matière qu'une autre particule plus petite sous les mêmes conditions. C'est ce qu'ont d'ailleurs affirmé Byrd et Ferguson [52] et Usui et Shirakashi [67] aux travers de leurs études expérimentales de l'usure par abrasion des outils de coupe. En utilisant le même dispositif expérimental que Marinov (Fig I.23 a), Usui et Shirakashi [67] ont montré que la taille des inclusions non-métalliques (Al_2O_3 pour ce cas d'étude) présente une influence sur le taux d'usure par abrasion sur la face de dépouille surtout à faibles vitesses de coupe (Fig I.23 b).

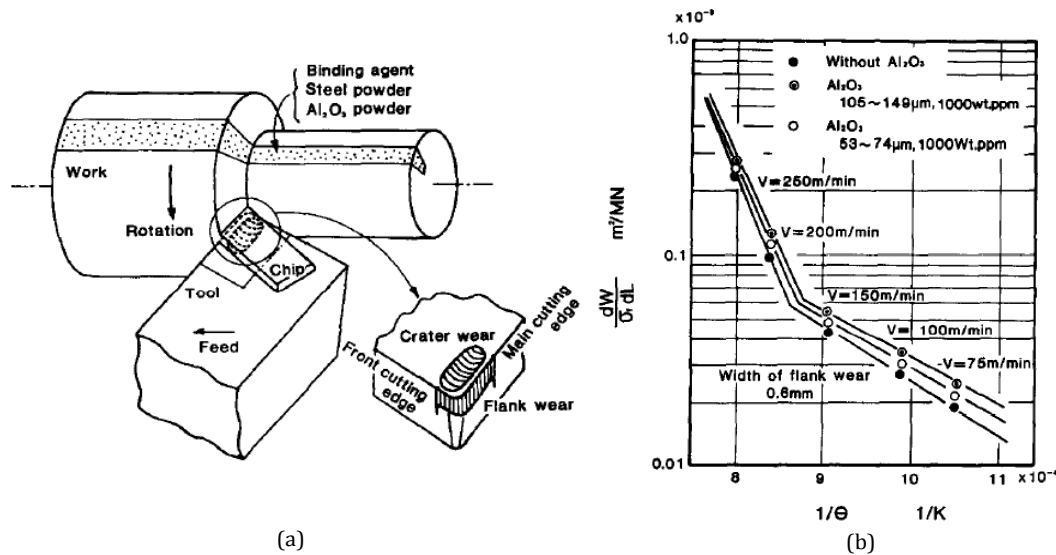


Figure 1.23 : (a) Description du dispositif utilisé pour les essais d'usure par abrasion dans le cadre d'une opération de chariotage. (b) Influence de la température et de la taille des particules abrasives Al_2O_3 sur l'usure par abrasion. Les conditions de coupe sont les mêmes que celles de la Fig 1.43, Usui et Shirakashi [67].

2.2.3.3 Approche tribologique de l'usure par abrasion

(i) Type d'usure par abrasion et morphologie des particules abrasives

On s'intéresse maintenant aux mécanismes élémentaires de l'usure par abrasion dans un contact à deux ou trois corps. En tribologie, l'usure par abrasion est le résultat d'arrachements ou de rayures provoqués par les aspérités de la surface rugueuse (Suh [68]), ou par des particules abrasives confinées dans le contact (inclusions Marinov [52, 53], Ramalingam et al. [52, 53], débris, Kagnaya [66], micro-copeaux, etc.). D'après Torrance [69], ce type d'usure ne se produit que si l'un des deux corps en contact a une dureté d'au moins 20% plus importante.

Généralement, on distingue facilement l'abrasion à trois corps de celle à deux corps. Dans le premier cas, les particules abrasives (3^{ème} corps) sont piégées dans le contact tout en restant libres de se mouvoir, Rabinowicz et al. [70], Fig I.24 (a). Dans le second cas (abrasion à deux corps), les particules dures appartiennent à l'une des surfaces en contact comme illustré dans les Figs I.24(b) et I.24(c). En faisant l'analogie avec l'usure par abrasion en usinage, on peut associer l'enlèvement de matière causé par les débris d'usure à de l'usure abrasive à trois corps (Fig I.24 a) tandis que l'enlèvement de matière causé par les inclusions non-métalliques peut être assimilé à de l'abrasion à deux corps (Fig I.24 b). Cette dernière se produit également lorsque l'une des deux surfaces en contact est très rugueuse présentant ainsi des aspérités significativement plus dures que l'autre surface, voir Fig I.24c.

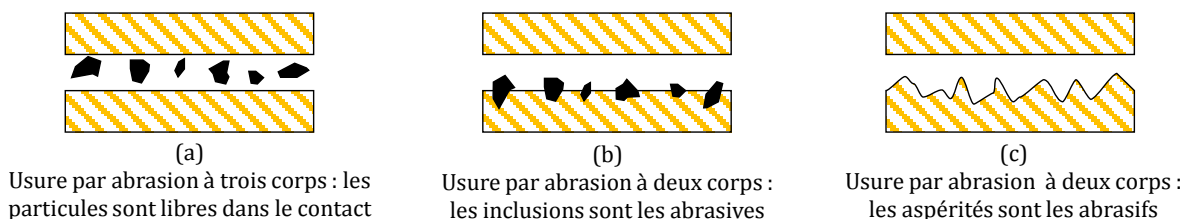


Figure 1.24 : Différents types d'usure par abrasion (a) à trois corps (b) à deux corps qui peut être générée soit par des particules abrasives piégées dans un des corps en contact soit par (c) des aspérités de la surface rugueuse.

Dans le cadre de la coupe des métaux, Known et al. [71] rapportent dans une étude sur l'usure en dépouille des outils de coupe, que l'usure par abrasion dépend fortement de la microstructure du matériau usiné. Si ce dernier est composé de cémentite de forme lamellaire entourée d'une matrice de ferrite dans une structure perlitique, l'abrasion à deux corps est dominante. Tandis que si les lamelles de cémentite se présentent sous

forme de sphéroïdes, les inclusions non-métalliques se détachent facilement et une usure par abrasion à trois corps est dominante.

Axén et al. [72] soulignent également l'importance de la dureté en mettant l'accent sur l'interaction entre les particules et les interfaces de contact comme le montre la Fig I.25

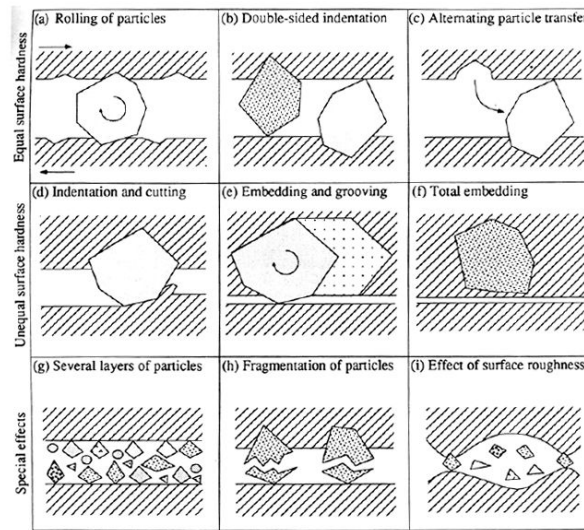


Figure I.25 : Interactions possibles entre les particules d'usure et les surfaces en glissement, selon Axén et al. [72].

Les différentes possibilités d'interaction des particules abrasives avec la surface dépendent à la fois de la dureté des deux corps en contact, de la géométrie des particules en présence et de la pression appliquée au contact. D'après Axén et al. [72], si les surfaces en contact ont des duretés différentes, les particules abrasives sont fermement ancrées dans la surface la moins dure, et glisse sur la surface antagoniste en enlevant de la matière de celle-ci, rappelant ainsi la configuration de la Fig I.24(b) à deux corps. Axén et al. [72] décrivent cette configuration en Fig I.25(d) et montrent, au moyen d'essais d'abrasion avec une surface en carbure de tungstène glissant sur une autre constituée de plusieurs matériaux, que la surface la plus dure est toujours sujette à de l'usure par abrasion, voir Fig I.26.

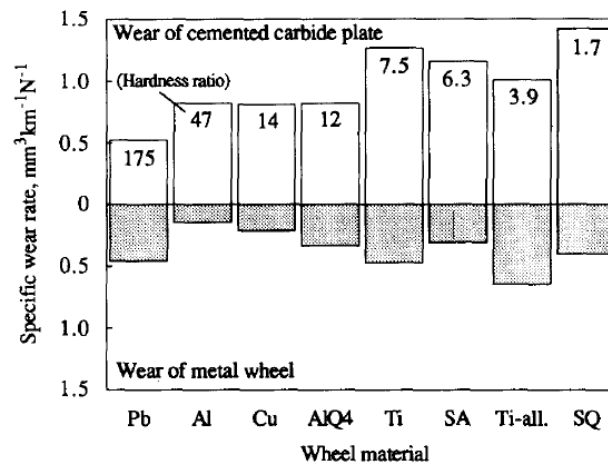


Figure I.26 : Taux d'usure lors d'un essai d'abrasion impliquant une surface en carbure de tungstène et des surfaces constituées de matériaux de duretés différentes.

Afin de quantifier la matière enlevée par l'action d'une particule abrasive sur la surface de l'outil, il est primordial d'identifier la forme géométrique des particules abrasives. Dans les approches de modélisation, une forme sphérique ou conique est couramment adoptée pour décrire une population de particules abrasives. Dans le premier cas, un seul paramètre (le rayon R) suffit à la description de la morphologie, tandis que deux sont nécessaires (généralement la hauteur R et l'angle d'attaque ϕ) pour identifier la forme d'une particule conique, voir Fig I.27.

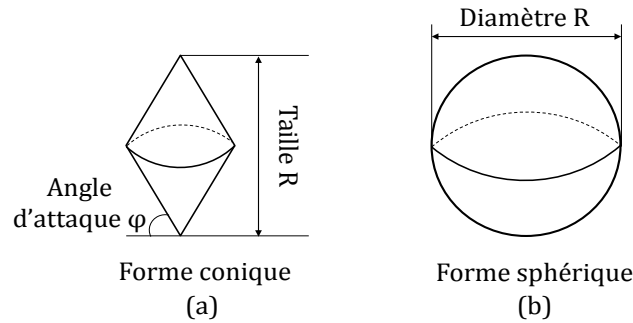


Figure I.27 : Morphologies considérées dans la littérature pour décrire la forme des particules abrasives. (a) Forme conique caractérisée par la hauteur R et l'angle d'attaque φ , (b) forme sphérique caractérisée par le rayon R .

Luo et Dornfeld [73] ont considéré les deux formes dans une étude portant sur la modélisation du polissage mécanique chimique CMP⁴. Les auteurs ont alors montré qu'une particule sphérique est mieux adaptée à la restitution d'observations expérimentales relevées en CMP. Dans le cadre du processus d'usinage, Lorentzon et al. [74] ont étudié, au travers des simulations numériques, l'action d'une particule dure isolée et de forme conique. Les auteurs justifient ce choix de forme par des observations expérimentales qui ont montré que les inclusions non-métalliques présentent des formes plutôt irrégulières que l'on apparente plus aisément à une morphologie de type conique.

La micrographie de la Fig I.28 tirée des travaux de Wright et Bagchi [75] montrent une particule de carbure de titane TiC glissant sur la face de coupe d'un outil en arrachant de la matière sur celui-ci.

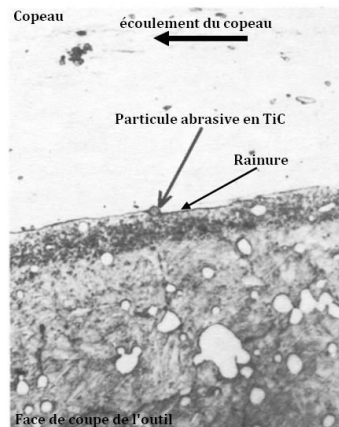


Figure I.28 : Particule abrasive TiC piégée dans la matrice de l'acier inoxydable (AISI 321). Formation d'une rayure et enlèvement de matière sur la face de coupe de l'outil. Agrandissement X1500, [75].

En conclusion, le choix de la morphologie de la particule abrasive reste arbitraire et retenons que dans le cas des essais d'indentation, les tests réalisés avec un outil de forme conique comme dans Jardret [76] ou sphérique comme dans Tabor [77], présentent la même réponse. L'unique différence entre les deux morphologies réside dans l'estimation de la quantité de volume enlevé comme le relève Masen et al. [78].

(ii) Aire de contact réel et aire de contact apparent

L'aire de contact réel est souvent considérée comme un ensemble de microcontacts créés entre les différentes aspérités présentes entre deux surfaces en contact. Notée A_0 , cette aire est inférieure à l'aire du contact apparent notée A comme l'illustre schématiquement la Fig I.29(a).

⁴ Chemical Mechanical Polishing

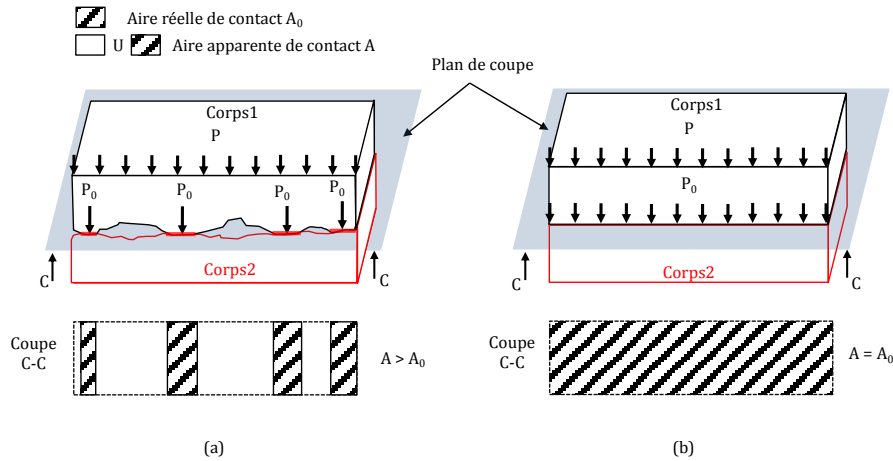


Figure I.29 : Schématisation du contact dans le cas de matériau rugueux (a) et idéalement non rugueux (b) sous l'effet d'une pression apparente P .

Sur la base des paramètres issus d'une analyse à l'aide d'un profilomètre, Greenwood et Williamson [79] ont proposé un modèle où le contact sans frottement entre deux surfaces rugueuses élastique est vu comme un contact entre un solide élastique de surface plane (avec un module de Young et un coefficient de Poisson équivalent donné par la théorie de Hertz [80]) et un solide rigide formé d'aspérités sphériques, de même rayon moyen, et dont les hauteurs suivent une loi de distribution Gaussienne. Les auteurs montrent que l'aire de contact évolue proportionnellement à la charge et à la pression appliquée. Ils retrouvent ainsi les observations faites précédemment par Bowden et Tabor [81]. Une relation est alors établie entre les rapports A_0/A et P/P_0 où P désigne la pression apparente et P_0 la pression réelle de contact, voir Fig. I.44:

$$\frac{A_0}{A} = \frac{P}{P_0} = c \quad (\text{I.14})$$

Dans l'Eq (I.14), $c \leq 1$ est une constante qui dépend du module de Young et du coefficient de Poisson de chaque partie en contact mais aussi du rayon moyen et de la hauteur des aspérités [73].

(iii) Modes de déformation

L'abrasion est généralement analysée à l'aide d'essais tribologiques dans lesquels la forme de l'indenteur rappelle la forme que pourraient avoir les particules abrasives. Lorsque l'indenteur est animé d'une vitesse relative non nulle par rapport à la surface frontale, il est fait référence à un contact glissant. Le chargement pour ce type de contact fait alors intervenir une composante normale et une composante tangentielle. Lorsque la vitesse relative de l'indenteur par rapport à la surface plane est nulle, il est fait référence à un contact statique. Pour ce cas, seule la composante normale est non nulle. La Fig I.30 illustre ces deux types de contact (F et Q désignent, respectivement, les composantes normale et tangentielle) ainsi que la surface projetée correspondant à la matière déformée par indentation, [80].

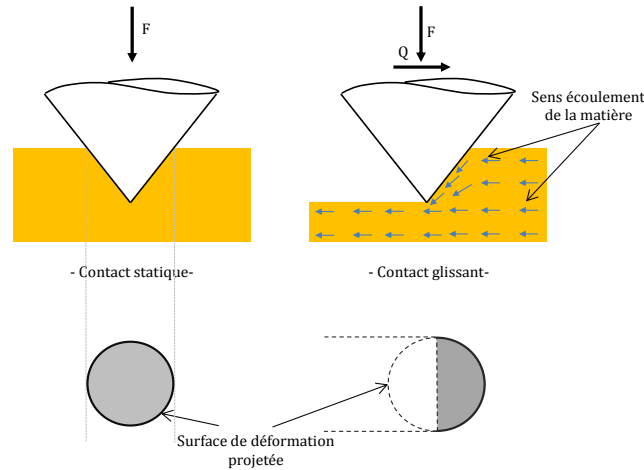


Figure I.30 : Déformation plastique dans un contact statique et dans un contact glissant. Dans le premier cas, la projection de la surface de déformation est un disque. Pour un contact glissant, l'aire correspondante est un demi-disque. F est la force normale appliquée sur la particule et Q est la force tangentielle.

Dans le cas d'un contact glissant, l'interface de contact entre l'indenteur et la surface frontale est sujette à une déformation qui peut être de nature élastique, plastique, ou élastoplastique, voir Fig I.31 [78, 80]. L'occurrence d'un mode de déformation ou d'un autre dépend de l'amplitude de la charge normale appliquée par l'indenteur. Ainsi, lorsque la charge normale est relativement faible (inférieure à la limite d'élasticité [80]), l'action de l'indenteur sur la surface frontale se manifeste par une déformation élastique. Ce type de déformation, connue également sous le nom de déformation Hertzienne [80], se caractérise par un recouvrement élastique total de la matière déformée après le passage de l'indenteur, voir Fig I.31(a). Une charge appliquée d'amplitude plus élevée (bien supérieure à la limite d'élasticité) conduit à une déformation purement plastique. Le mouvement glissant de l'indenteur forme alors une rayure suite à l'enlèvement de matière de la surface plane et le retour élastique est négligeable, (Fig I.31b).

Enfin, le mode élastoplastique, observé pour un chargement d'amplitude intermédiaire, est une combinaison des modes élastique et plastique. Il se manifeste par un retour élastique se produisant à l'arrière de l'indenteur pendant la formation de la rayure, voir Fig I.31(c).

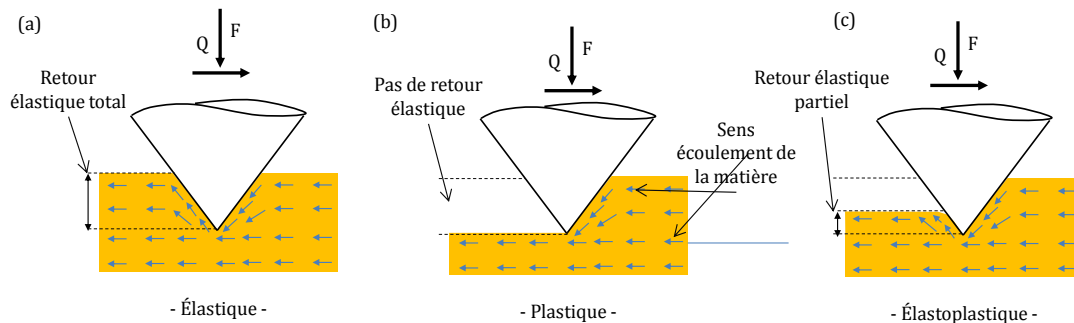


Figure I.31 : Modes de déformation rencontrés lors du glissement d'une particule. (a) déformation élastique (b) déformation plastique (c) déformation élasto-plastique. F désigne l'effort normal et Q l'effort tangentiel.

Afin de décrire plus précisément le comportement des matériaux soumis à une sollicitation par abrasion, un certain nombre d'auteurs ont proposé des modèles pour expliquer comment la matière déformée est évacuée. La proportion de la matière enlevée conduisant à des débris d'usure communément appelée degré d'usure, a été introduit pour la première fois en 1987 par Zum Gahr [82] puis en 1988 par Kato et Hokkirigawa [83] pour décrire des observations faites lors d'un essai de rayure par un indenteur microscopique de forme conique. En analysant l'endommagement subi au cours de l'essai, Kato et Hokkirigawa [83] remarquent que le volume de matière enlevée sous forme de débris d'usure ne correspond pas toujours au volume de la rayure ainsi formée. En effet, lors du rayage, la matière va s'évacuer suivant

trois processus qui dépendent des conditions de contact (pression, glissement, vitesse et géométrie des grains abrasifs) : la micro-coupe, le labourage et la formation de bourrelet plus connu sous le nom de « wedge formation » (voir Fig I.32).

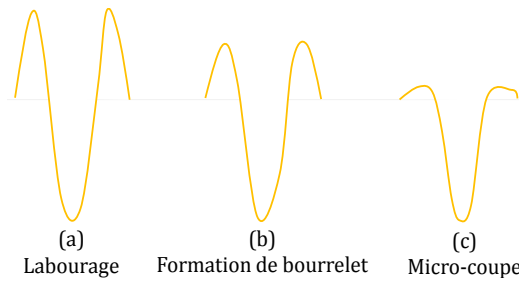


Figure I.32 : Représentation schématique du volume enlevé lors d'un test de rayage : (a) Labourage (b) formation de bourrelet et (c) micro coupe.

La micro-coupe se caractérise par la transformation en débris d'usure de l'essentiel de la matière enlevée. Le degré d'usure tend alors vers 1. Le processus de labourage considère que toute la matière constituant initialement la rayure est déplacée latéralement. Le degré d'usure est alors nul. Enfin, le mode correspondant à la formation d'un bourrelet de proue en face de l'indenteur est un processus intermédiaire.

3 Modélisations antérieures de l'usure en usinage

3.1 Modèles empiriques

Les approches empiriques sont avant tout destinées à prédire les courbes d'usure obtenues de façon expérimentale en s'affranchissant des mécanismes physiques régissant l'usure. Ces modèles empiriques cherchent à réunir un grand nombre de paramètres mesurables pour refléter au mieux la réalité tout en gardant une formulation relativement simple. C'est le cas de Zorev [84] par exemple qui utilise une fonction puissance de la forme $VB = ct^u$, $0.5 \leq u \leq 1$, afin de reproduire l'évolution de l'usure en dépouille VB en fonction du temps d'usinage t avec c et u des constantes dépendant du matériau. Toutefois, comme illustré en Fig I.33, les essais expérimentaux d'usure montrent que VB présente souvent trois régimes d'évolution : I- une augmentation rapide, II- suivi d'une stabilisation et enfin III- une augmentation exponentielle. L'expression de Zorev ne reproduit pas la seconde phase de stabilisation du taux d'usure en dépouille.

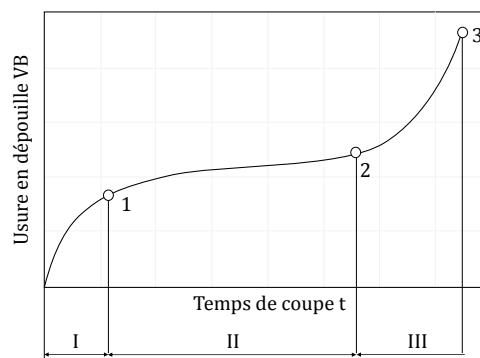


Figure I.33 : Evolution du paramètre d'usure VB en fonction du temps d'usinage. La courbe montre trois régimes : un régime d'usure rapide suivi d'un régime stable, et puis d'un régime très rapide jusqu'à la rupture finale de l'outil.

Afin de mieux décrire les différentes phases d'évolution de VB en fonction du temps relevés expérimentalement par Müller [85], l'auteur propose une nouvelle formulation:

$$VB(t) = a \ln(1 + bt) + ct^n \quad (I.15)$$

où a, b et c sont des constantes et $n > 1$. La comparaison du modèle donné par l'Eq (I.15) et la mesures expérimentales et illustrée en Fig I.34.

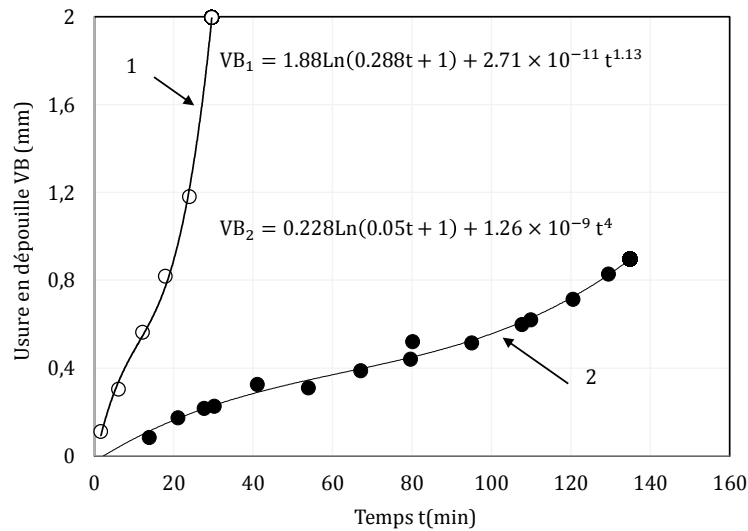


Figure I.34 : Comparaison entre les résultats donnés par l'Eq (I.15) et les valeurs expérimentales issues des essais d'usure en coupe orthogonale d'un acier K5 avec deux outils en carbure de tungstène (P10 et P20), Müller [85]

La Fig I.35 présente l'influence de la vitesse de coupe sur l'évolution de l'usure en dépouille VB et celle de la durée de vie T d'un outil en fonction du temps. Les deux représentations $VB = f(t)$ et $T = f(V)$ peuvent se déduire l'une de l'autre en se donnant un critère limite d'usure, par exemple $VB_{lim} = 0.3\text{mm}$. La partie de la courbe AB de la Fig I.35(b) correspond à une usure mécanique pour les faibles vitesses de coupe (usure par abrasion). La partie BC montre un changement de comportement et un effet moins dominant de l'usure par abrasion. Au-delà du point C on assiste à une diminution de la durée de vie pour les vitesses de coupe élevées (ce qui correspond à l'augmentation exponentielle du taux d'usure VB en Fig. I.35a). Cette tendance aux grandes vitesses de coupe est la conséquence directe de l'augmentation de la température sur la face de coupe de l'outil et de l'activation du mode d'usure par diffusion.

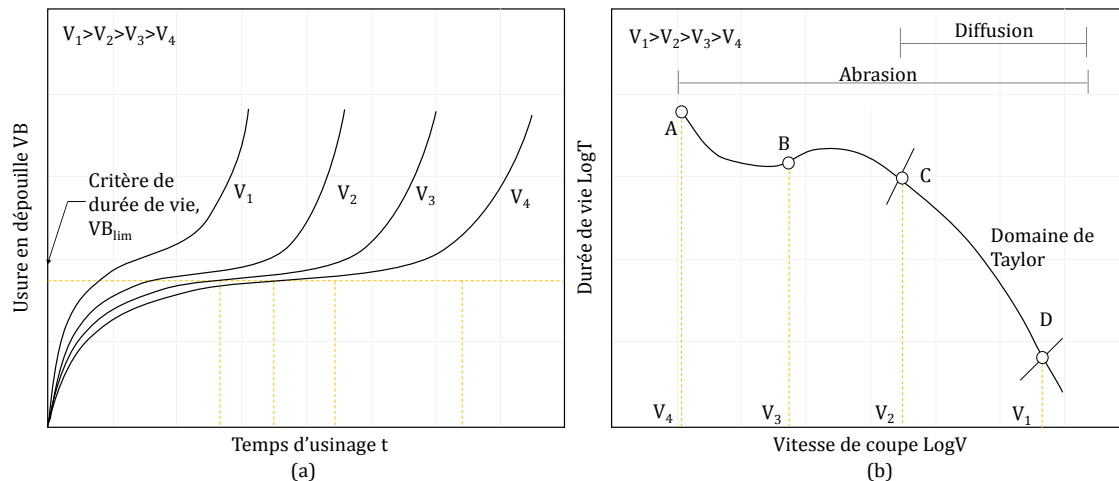


Figure I.35 : (a) Evolution de l'usure en dépouille d'un outil en fonction du temps pour plusieurs vitesses de coupe. (b) Evolution de la durée de vie T de l'outil en fonction de la vitesse de coupe (en échelle logarithmique), la droite de Taylor donnée par l'Eq (I.16) est située dans le domaine des vitesses de coupe élevées.

Le domaine des vitesses de coupe élevées est parfois désigné par le domaine de Taylor [86] où l'évolution en $\text{Log}T\text{-Log}V$ peut être assimilée à une droite. Taylor [86] propose une première loi d'usure sous la forme:

$$T = CV^n \quad (\text{I.16})$$

avec n est un paramètre du matériau usé et C une constante dépendant du couple outil/matière.

Il est évident au travers de cette loi que chaque couple outil-matériau possède son propre jeu de paramètres (n , C) qui doit être déterminé expérimentalement moyennant un protocole expérimental de type COM par exemple (Couple Outil Matière). Même si ce dernier reste largement utilisé par les industriels pour définir les essais d'usure et choisir un couple outil-matière, d'autres formes dérivées de ce modèle ont été proposées au cours de ces dernières décennies afin d'améliorer la prédiction de la durée de vie et de rendre compte des interactions entre le procédé de coupe et les phénomènes d'usure. Nous pouvons citer à titre d'exemple la loi de de Colding [87] et de Kronenberg [88] (Fig I.36) qui s'écrit comme suit :

$$T + K = C_1 V^{n1} \quad (I.17)$$

K , C_1 et $n1$ sont des constantes. En se basant sur le modèle de Taylor [86] dans lequel la durée de vie d'un outil dépend uniquement de la vitesse de coupe, Gilbert [89] introduit dans sa nouvelle loi d'usure d'autres paramètres relatifs aux conditions d'usinage. Le modèle de Gilbert [89] aussi appelé modèle de Taylor généralisé, s'écrit :

$$T = C f^x a_p^y V^n \quad (I.18)$$

où x , y , C et n sont des constantes du matériau usé, f est l'avance, a_p la profondeur de passe, V la vitesse. Le modèle de Koning-Depiereux [90] s'exprime quant à lui par :

$$T = \exp(-\alpha V_C^\mu - \gamma f^\nu - \delta a_p^\lambda) \quad (I.19)$$

Ce dernier modèle restitue assez fidèlement l'évolution de la durée de vie en fonction de la vitesse comme l'illustre la Fig I.36

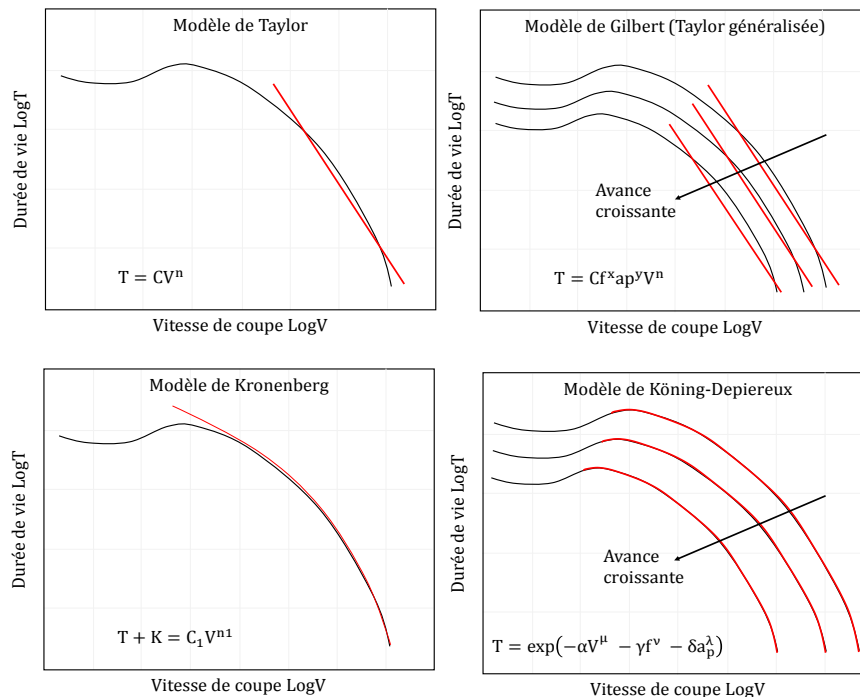


Figure I.36 : Représentation graphique de plusieurs modèles. Les courbes en noirs sont les courbes expérimentales et les courbes en rouge sont les courbes empiriques données par les lois d'usure correspondant à chaque modèle.

Sipos [91], lors d'une étude sur des outils en acier rapide, propose une version différente de celle de Müller qui semble mieux reproduire la courbe caractéristique de l'évolution de VB en fonction du temps :

$$VB(t) = C_1 t \exp(A + Bt + Dt^2) \quad (I.20)$$

dans cette relation C_1 , A , B et D sont des constantes.

Plus récemment, Smithey et al. [92] ont développé un modèle 3D donnant les efforts de coupe obtenus en considérant un outil usé. Ce modèle se base sur des observations expérimentales qui ont révélé que la région de l'écoulement plastique de la matière usinée sur la face de dépouille croît linéairement avec la largeur de la bande d'usure VB.

3.2 Modèles analytiques

3.2.1 Modèles prenant en compte plusieurs modes d'usure

Tenant compte des mécanismes physiques de l'usure, les modèles analytiques représentent un outil intéressant de prédiction. Koren [93] propose une modélisation de l'usure en dépouille basée sur la théorie du contrôle et en supposant que l'usure est contrôlée par des phénomènes mécaniques et des processus thermiquement activés Fig I.37.

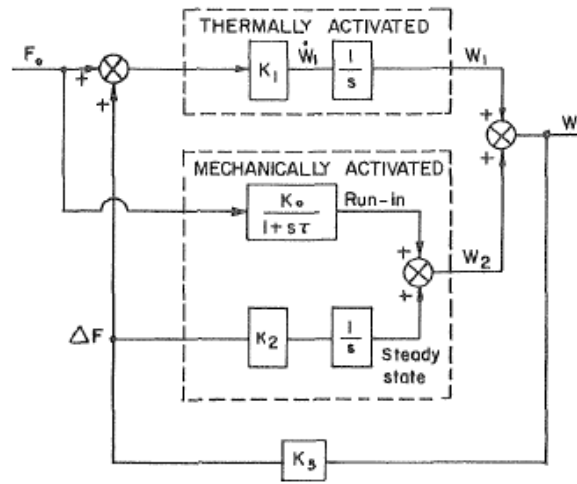


Figure I.37 : Représentation du modèle d'usure sous forme d'un diagramme intégrant deux bloc, d'après Koren [93]. Le 1^{er} bloc correspond à l'usure mécanique, le 2^{ème} bloc à l'usure thermiquement activée. Les paramètres K_0 , K_3 et l'effort F_0 dépendent uniquement de la largeur de coupe w et de l'avance f . Les paramètres K_1 , K_2 sont des paramètres liés à la vitesse de coupe.

L'expression mathématique proposée et donnant l'évolution de l'usure en dépouille notée ici par $W(t)$ montre un bon accord avec les résultats expérimentaux.

$$W(t) = A \left(\exp\left(\frac{V^n t}{C_1} - 1\right) \right) + B \left(1 - \exp\left(-\frac{V t}{C_2}\right) \right) \quad (I.21)$$

A , B , C_1 et C_2 sont des constantes représentant l'usure mécanique et l'usure thermiquement activée, n est un paramètre matériau. Le modèle du taux d'usure sur la face de dépouille donné par l'Eq (I.22) a permis à Koren de décrire la durée de vie sur une large gamme de conditions de coupe. Son expression est donnée par :

$$T = \frac{C_0/K_3}{K'_1 \exp[-\theta_0/(273 + \theta_0)] + K_2 V} \quad (I.22)$$

où C_0 , K_3 , K'_1 et K_2 sont des constantes à déterminer par des essais expérimentaux et θ_0 est la température. En 1953, Archard [94] a développé un modèle simple rendant compte de l'usure par abrasion. Le modèle exprimé par l'Eq (I.23), adopté à partir des premiers travaux de Holm et al. [95] en 1946 sur les contacts électriques, permet de déterminer le volume d'usure par unité de longueur au cours d'un essai de glissement :

$$\frac{v}{L} = KA_r \quad (I.23)$$

où v est le volume d'usure, K un facteur qui décrit d'après Archard [94] la probabilité de produire des particules d'usure, L la distance de glissement et A_r l'aire de contact réel. D'un point de vue tribologique, Tabor [77], puis de manière équivalente Johnson [80], définissent la dureté comme la résistance d'un matériau à sa pénétration. Cela conduit à supposer que la pression moyenne appliquée par un corps dur sur un corps mou peut être prise égale à la dureté du corps mou H déformé plastiquement. Ainsi, en dénotant par P la force appliquée, nous pouvons exprimer une relation définissant le paramètre A_r :

$$A_r = \frac{P}{H} \quad (I.24)$$

Par conséquent, les équations (I.23) et (I.24) conduisent à :

$$v = k \frac{PL}{H} \quad (I.25)$$

La relation (I.25) est communément appelé équation d'Archard qui donne une relation entre le volume de matière enlevé v par unité de longueur L et le rapport entre la charge normale appliquée P et la dureté H du matériau le plus doux. La constante de proportionnalité k , appelée coefficient d'usure, caractérise la résistance à l'usure du matériau.

Shaw et Dirke [96] reprennent l'équation d'Archard [94] pour proposer une formule dédiée uniquement à l'évolution du taux d'usure par adhésion. Sous forme incrémentale, elle s'écrit :

$$dv = A_r \frac{c}{b} Z dL \quad (I.26)$$

où c est la hauteur des débris d'usure (supposés de forme aplatie), b la distance moyenne séparant deux aspérités et Z la probabilité de produire un débris d'usure à partir des aspérités.

Sur la base de l'équation de Shaw et Dirke Usui et Shirakashi [97] propose un modèle d'usure appliqué au cas de l'usinage en introduisant un effet direct de la contrainte normale agissant à la surface de contact :

$$dv = \frac{\sigma_t}{H} \frac{c}{b} Z dL \quad (I.27)$$

De plus, Usui et Shirakashi [97] considèrent l'effet de l'adoucissement thermique de l'outil et la dépendance de la dureté des aspérités H à la température θ comme :

$$H = A_1 \exp\left(\frac{A_2}{\theta}\right) \quad (I.28)$$

où A_1 et A_2 sont des constantes. Par la suite, le paramètre Z a été exprimé par Usui et Shirakashi [97] comme suit :

$$Z = B_1 \exp\left(-\frac{\Delta E}{\lambda \theta}\right) \quad (I.29)$$

où B_1 est une constante, λ la constante de Boltzmann et ΔE l'énergie d'activation.

Combinant les Eqs (I.27) à (I.29) et en supposant que le ratio $\frac{c}{b}$ est constant, Usui et Shirakashi [97] obtiennent :

$$\frac{dv}{\sigma_t dL} = C_1 \exp\left(-\frac{\Delta E + \lambda A_2}{\lambda \theta}\right) \quad (I.30)$$

où C_1 est une constante. Le paramètre A_2 dépend de la couche de diffusion dans les interfaces de contact et a toutefois été approximé par Usui et Shirakashi [97] comme étant une constante pour un choix limité de conditions de coupe. L'Equation (I.30) peut alors se mettre sous la forme :

$$\frac{dv}{\sigma_t dL} = C_1 \exp\left(-\frac{C_2}{\lambda\theta}\right) \quad (I.31)$$

où C_1 et C_2 sont des constantes. Les auteurs utilisent cette équation pour l'usure par diffusion et l'usure par abrasion (au travers de la dureté via le coefficient C_1). Relevons que l'Eq (I.31) est très similaire à celle proposée par Trigger et Chao [98] pour décrire la diffusion.

La Fig I.38(a) relative à l'usure en cartère en face de coupe montre les résultats obtenus par Usui et Shirakashi [67] dans le cas de l'usinage avec un outil non revêtu P20 de différentes nuances d'acier de 0.25% et 0.45% de carbone. L'équation (I.31) permet une bonne restitution des mesures expérimentales (ligne continue noir sur la Fig I.34) pour les températures élevées. Pour les températures plus faibles, le modèle reproduit de façon moins satisfaisante les mesures expérimentales, d'autant plus que la teneur en carbone est élevée. L'application du modèle à l'usure en dépouille est présentée en Fig I.38(b) pour certaines nuances d'acier au carbone. Les résultats expérimentaux sont encore fidèlement reproduits par le modèle (avec un jeu de paramètres C_1 , C_2 dépendant de la température et du matériau). Il est notamment retrouvé, pour des conditions de température similaire, la courbe caractéristique indentifiée lors de mesures en face de coupe. Ceci laisse à penser que les caractéristique d'usure ne dépendent pas du type d'usure (en dépouille ou en cratère). Les auteurs attribuent le changement de pente mis en évidence en Fig I.38(b), à l'activation de la diffusion à partir des valeurs de températures de l'ordre de 850°C à 900°C.

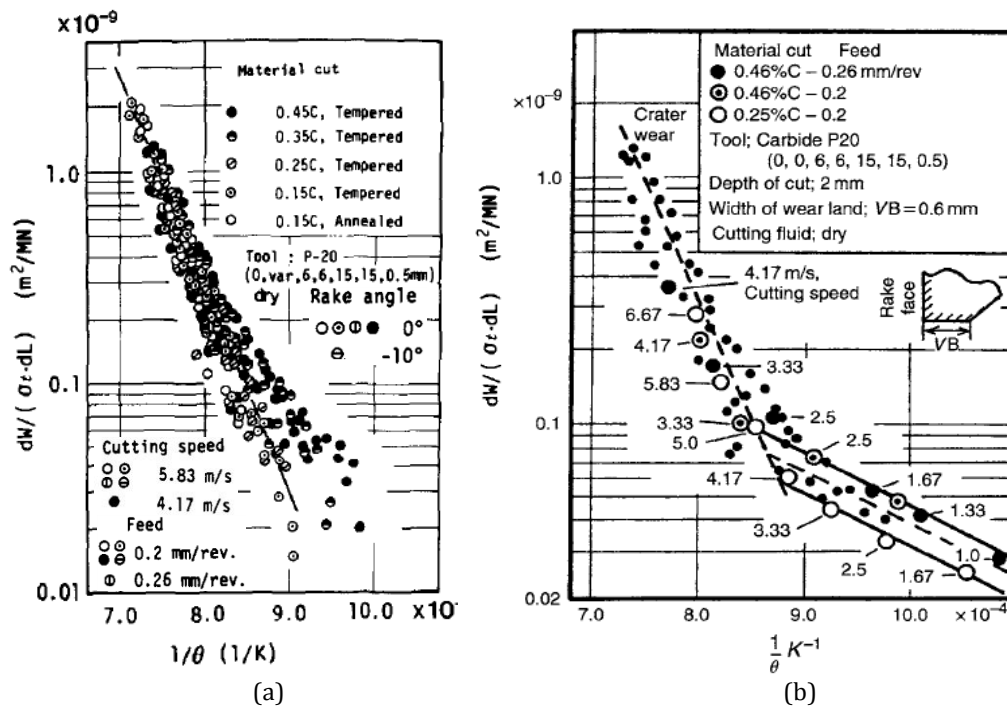


Figure I.38 : Courbe d'usure selon l'Eq (I.31) donnée par Usui et Shirakashi [97] (a) appliquée sur la face de coupe et sur (b) la face de dépouille pour différentes conditions de coupe et teneur en carbone des aciers.

Notons qu'en supposant $dL = V_s dt$ dans l'Eq (I.31), Usui et Shirakashi [97] définissent le taux d'usure par l'expression suivante:

$$\frac{dv}{dt} = C_1 \sigma_t V_s \exp\left(-\frac{C_2}{\lambda\theta}\right) \quad (I.32)$$

où V_s peut être soit la vitesse de glissement du copeau sur la face de coupe, soit la vitesse de coupe V correspondant à la vitesse de glissement de la matière sur la face de dépouille.

Bien avant Usui et Shirakashi [97], Takeyama et Murata [99] ont développé en 1963 un modèle définissant l'usure v sur la face de coupe comme une combinaison d'un processus d'abrasion v_a et d'un processus de diffusion v_d dépendant de la température. Ainsi, le taux d'évolution d'usure proposé par ces auteurs s'écrit :

$$\frac{dv}{dt} = \frac{dv_a}{dt}(L, H) + \frac{dv_d}{dt}(\theta, t) \quad (I.33)$$

où L et H représentent respectivement la longueur usinée et la résistance à l'abrasion du constituant principal de l'outil ; θ définit la température à l'interface de contact et t le temps d'usinage. En outre, les auteurs admettent que les particules abrasives de la matière usinée sont renouvelées continuellement au cours de l'usinage et que leur distribution dans le matériau est uniforme. Les auteurs définissent le taux d'usure par diffusion :

$$\frac{dv}{dt} = \frac{dv_d}{dt} = D \exp\left(-\frac{E}{R\theta}\right) \quad (I.34)$$

où E est l'énergie d'activation thermique, R est la constante des gaz parfait et D le coefficient de diffusion. Nous retrouvons ainsi sous cette forme, l'équation de Shaw et Dirke [97], d'Usui et Shirakashi [67] ou encore de Trigger et Chao [97]. Notons qu'à l'inverse d'Usui et Shirakashi [97], v_a (le paramètre décrivant l'abrasion) a été considéré par Takeyama et Murata indépendant de la température, alors que le second terme reste fortement dépendant de celle-ci. De ce fait, les auteurs admettent que pour les vitesses de coupe élevées induisant des hautes températures de contact, le premier terme peut être négligé. Cette observation a été partagée par les approches analytique de Cook et al. [56] et Mathew et al. [100].

Afin d'avoir une approche totalement prédictive, Molinari et Nouari [59] ont proposé un modèle d'usure prenant en compte la diffusion des différents constituants de l'outil et de la matière usinée en fonction de la distribution de la température sur la face de coupe à l'interface outil/copeau. Le modèle proposé exprime la masse perdue par diffusion sous la forme:

$$dM_{i1}(x, t) = 2w dx \left[\sqrt{\frac{t}{\pi}} D_{il}(T_{int}(x)) (C_{i1}^0 - C_{i2}^0) \right] \quad (I.35)$$

où $dM_{i1}(x, t)$ est quantité de matière de l'espèce i transférée par diffusion dans le copeau à l'instant t à travers un élément de surface, x est la distance de la pointe de l'outil, w est la largeur de coupe, $T_{int}(x)$ la température à l'interface outil-copeau, D_{il} le coefficient de diffusion de l'espèce i dans l'outil, C_{i1}^0 et C_{i2}^0 sont les concentrations initiales d'une espèce chimique i dans l'outil et dans le matériau usiné. Ce modèle a conduit par la suite les auteurs à proposer une équation donnant le profil du cratère d'usure au cours de l'usinage :

$$K_T(x, t) = \frac{2}{\rho_{outil}^0} \sum_{i=1}^n \left[\sqrt{\frac{t}{\pi}} D_{il}(T_{int}(x)) (C_{i1}^0 - C_{i2}^0) \right] \quad (I.36)$$

où ρ_{outil}^0 est la masse volumique initiale de l'outil et n est le nombre total des éléments de sa composition chimique.

Le modèle de taux d'usure de Molinari et Nouari [59] a permis d'estimer la durée de vie des outils en prenant compte la profondeur du cratère formé comme critère d'usure limite:

$$T = \frac{2}{\rho_{outil}^0} \left(\frac{K_{Tlim} \rho_{outil}^0 \sqrt{\pi}}{2 \sum_{i=1}^n (C_{i1}^0 - C_{i2}^0) \sqrt{D_{il}(T_{max})}} \right)^2 \quad (I.37)$$

où T_{max} est la valeur maximale de la température à l'interface et K_{Tlim} la profondeur limite du cratère au-delà de laquelle l'outil est considéré complètement usé ou hors service.

Il est important de noter que les modèles d'usure cités précédemment ont été pour la plupart développés pour décrire uniquement l'usure qui a lieu sur la face de coupe de l'outil. Toutefois, certains auteurs ont tenté de développer des modèles qui décrivent l'usure en face de dépouille allant des modèles les plus simples aux modèles les plus complexes. Bhattacharya et al. [101] ont développé un modèle d'usure en dépouille considérant l'adhésion comme mécanisme dominant. Ils ont considéré un outil en carbure de tungstène comme matériau usinant et un matériau doux comme matériau usiné. Ce modèle présente l'inconvénient de ne pas être applicable à l'usinage de matériaux durs. En considérant le mode d'usure par abrasion comme le mode dominant au niveau de la face de dépouille, Singh et Vajpayee [102] ont proposé un modèle impliquant un ensemble de constantes qui dépendent des conditions de coupe et qui doivent être définies préalablement. Luo et al. [103] se sont basés sur l'équation de Takeyama et Murata [99] pour proposer une équation plus générale décrivant la variation de l'usure en dépouille VB comme une combinaison des processus de diffusion d'abrasion :

$$\frac{dVB}{dt} = \frac{A F_{N/f}}{H V_s f} V_s + B \exp\left(-\frac{E}{R\theta}\right) \quad (I.38)$$

A et B sont des constantes, $F_{N/f}$ est l'effort normal appliqué sur la face de dépouille et V et V_s sont la vitesse de coupe et la vitesse de glissement, respectivement. La Figure I.39 montre que les résultats obtenus par Luo et al. [103] pour une avance de 0.3175 mm sont en bonne concordance avec les résultats expérimentaux mesurés lors d'un essai de tournage d'un acier faiblement allié avec un outil en carbure de tungstène revêtu d'une couche de TiC.

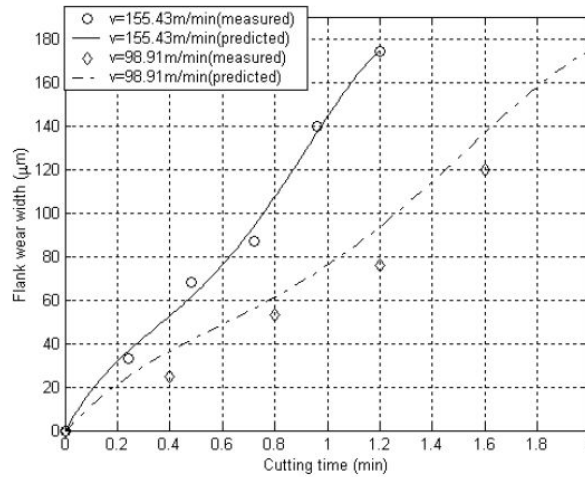


Figure I.39 : Comparaison entre les valeurs de VB(t) prédites par l'Eq (I.38) et les valeurs mesurées expérimentalement pour une avance $f = 0.3175\text{mm}$ et plusieurs vitesses de coupe V, selon Luo et al. [103].

Zhao et al. [104] ont tenté d'appliquer l'équation de Trigger et Chao [98] (développée à la base pour la face de coupe) sur la face de dépouille pour prédire analytiquement l'évolution de VB en fonction des paramètres de coupe, de la dureté de l'outil, et des conditions de lubrification. La dureté de l'outil supposée ici dépendante de la température θ est décrite par une fonction polynomiale :

$$VB = K \left(\frac{2V}{w^2 \tan \gamma} \right)^{1/3} \left(\frac{F_a t}{H(\theta)} \right)^{1/3} \quad (I.39)$$

$$H(\theta) = h_1 \theta^3 + h_2 \theta^2 + h_3 \theta + h_4$$

où $h_i, i = 1 \text{ à } 4$ sont des constantes et w est la largeur de coupe, F_a l'effort d'avance et γ l'angle de dépouille. Le modèle précédent a été utilisé pour quantifier avec précision le paramètre VB lors d'un essai de coupe orthogonale utilisant un outil avec un refroidissement interne.

L'avantage du modèle de Zhao et al. [104] réside dans la considération de l'effet de la température sur l'usure en dépouille au travers la dureté. Les auteurs montrent ainsi le taux d'augmentation de l'usure en

dépouille VB dépend fortement de l'adoucissement thermique du matériau de l'outil. Cependant, la détermination des constantes h_i , $i = 1$ à 4 de l'Eq (I.39) demande au préalable une analyse de régression à partir de données expérimentales issues d'essais de dureté.

Pálmai [84] quant à lui a proposé en 2013 un modèle non linéaire qui regroupe les processus d'usure mécanique (adhésion et abrasion) et les processus physico-chimiques (diffusion et oxydation). En tenant compte de la variation des paramètres opératoires au cours de l'usinage, le modèle de Pálmai [84] donne une relation implicite du taux d'évolution de VB en fonction de la vitesse de coupe V , de la largeur de coupe w et de trois constantes à déterminer expérimentalement : une constante d'abrasion/adhésion A_a , une constante de diffusion A_{th} et un paramètre K :

$$\frac{dVB}{dt} = \frac{V}{VB} \left[A_a + A_{th} \exp \left(-\frac{D}{V^c + KVB} \right) \right] \quad (I.40)$$

où c et D sont des constantes. l'Eq (I.40) a permis à Pálmai [84] d'obtenir une loi d'usure de type Taylor en choisissant un critère d'usure arbitraire basé sur l'usure en dépouille ou l'usure en cratère. Les courbes d'usure calculée par le modèle de Pálmai [84] sont en accord avec ses mesures expérimentales. Cependant, les constantes de l'Eq (I.40) sont à déterminer sur la base de plusieurs courbes d'usure préalablement mesurées. De plus, la précision des constantes de l'Eq (I.40) dépend fortement de la dispersion des mesures ce qui peut nuire à la fiabilité d'un tel modèle.

3.2.2 Modèle d'usure prenant en compte uniquement l'abrasion

Les modèles de la littérature dans ce domaine de recherche représentent souvent l'usure par abrasion par le taux de volume enlevé par abrasion ou la résistance à l'usure par abrasion (qui est souvent exprimée par l'inverse du volume usé) vis-à-vis des propriétés mécaniques telles que la dureté ou les conditions de chargement comme la pression, Kramer [60], Tabor [77].

En se basant sur l'équation d'Archard, Eq (I.25), Khrushov [105] fut l'un des premiers auteurs à proposer une équation décrivant l'usure par abrasion à partir d'un test d'abrasion de plusieurs types d'acier par un nombre donnée de particules abrasives. L'auteur propose une relation de la forme :

$$\frac{dv}{dl} = \frac{F_N \tan \theta}{\pi H} \quad (I.41)$$

où $\frac{dv}{dl}$ représente l'usure par unité de longueur de rayage, F_N la charge normale appliquée et θ l'angle d'attaque du corps dur (abrasif) qui possède dans ce cas une forme conique.

Rabinowicz [70] a développé à partir des années 1961 deux modèles rendant compte de l'usure par abrasion à deux corps et à trois corps. Il affirme que l'usure à 2 corps est bien adaptée lorsque la morphologie des particules abrasives présente une forme complexe, tandis que l'abrasion à 3 corps est plutôt dédiée à des morphologies simples de particules. Le modèle à deux corps s'exprime par :

$$v_{2-body} = \frac{F_N \tan \theta}{\pi H} x \quad (I.42)$$

où v_{2-body} est le volume de matière enlevée, x est la distance de glissement, F_N est le chargement appliqué à l'interface de contact, θ est l'angle d'attaque de la particule abrasive et H est la dureté de la surface abrasée.

En ce qui concerne le modèle d'usure à trois corps, Rabinowicz [70] propose trois autres équations qui dépendent chacune du ratio entre la dureté de la surface abrasée H et la dureté de l'abrasive H_a :

$$v_{3-body} = \frac{x F_N \tan \theta}{3H} \quad \text{si } \frac{H}{H_a} < 0.8$$

$$v_{3\text{-body}} = \frac{x F_N \tan \theta}{5.3 H} \left(\frac{H}{H_a} \right)^{-2.5} \quad \text{si } 1.25 > \frac{H}{H_a} > 0.8 \quad (I.43)$$

$$v_{3\text{-body}} = \frac{x F_N \tan \theta}{2.43 H} \left(\frac{H}{H_a} \right)^{-6} \quad \text{si } \frac{H}{H_a} > 1.25$$

où $v_{3\text{-body}}$ est le volume de matière enlevée par trois corps.

Kramer et al. [60] se basent sur les équations de Rabinowicz pour proposer à leur tour une modélisation du taux d'usure par abrasion sur la face de coupe. Compte tenu de la dépendance des équations de Rabinowicz de la distance de glissement, Kramer et al. [60] proposent d'intégrer la vitesse de coupe dans le calcul du taux d'usure. Les relations données par l'Eq (I.43) peuvent alors s'écrire plus généralement sous la forme:

$$v = \frac{AVK}{H} \left(\frac{H_a}{H} \right)^{n-1} \quad (I.44)$$

où K et n sont deux constantes dépendants des duretés de la pièce et de l'abrasif. Leurs valeurs varient selon la valeur du ratio des deux duretés. A est une constante d'étalonnage qui permet d'ajuster la courbe analytique à la courbe expérimentale. Par ailleurs, Kramer et al. [60] avaient combiné l'Eq (I.44) avec un modèle traitant l'usure par diffusion sur la face de coupe.

La Figure I.40 issue des travaux de Kramer et al. [60] représentent le taux d'usure total donné par le modèle ainsi que les taux d'usure par abrasion et par diffusion.

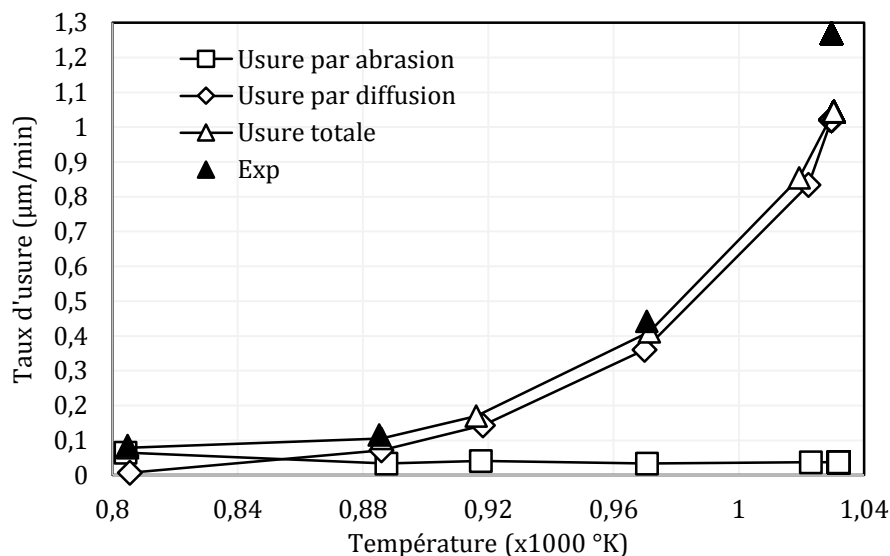


Figure I.40 : Prédiction des taux d'usure totale, par abrasion et par dissolution chimique selon le modèle de Kramer et al. [60] donné par l'Eq (I.44). Chaque valeur de température correspond à une vitesse de coupe comprise entre 200 m/min et 700 m/min.

Ces résultats ont été comparés à des mesures expérimentales de cratères sur la face de coupe, obtenues après l'usinage de l'acier AISI 4340 avec un outil en carbure de tungstène revêtu d'une couche de TiC. Il est intéressant de noter que la part de l'usure par abrasion est supérieure à celle de l'usure par diffusion jusqu'à une valeur de 850K (correspondante à une vitesse de coupe inférieure à 100 m/min). Au-delà de cette valeur, l'usure par diffusion prédomine. Kramer et al. [60] retrouvent ainsi les observations et conclusions de plusieurs auteurs [67] [99] qui ont observé que l'usure de type mécanique comme l'abrasion est dominante seulement pour les faibles vitesses de coupe.

Il apparaît également de la Fig I.40 que contrairement aux observations d'Usui et Shirakashi [67], le taux d'usure par abrasion semble n'être que très peu affecté par la température.

En 2004, en étudiant l'usure des outils en CBN lors de l'usinage d'un acier trempé (HRC>50), Huang et al. [106] ont observé que l'outil est sujet à de l'usure par abrasion à trois corps (en plus de l'adhésion et de la diffusion). Les auteurs décident alors d'adapter l'équation d'usure par abrasion à trois corps de Rabinowicz sur l'usure en dépouille des outils CBN :

$$\frac{dVB}{dt} = \frac{R(\cot\gamma + \tan\chi)F_N \tan\theta}{VB(R - VB \tan\gamma)} \left[K_{ab} \frac{K}{H} \left(\frac{H_a}{H} \right)^{n-1} V \cdot VB \right] \quad (I.45)$$

Avec K_{ab} une constante, γ l'angle de dépouille, R le rayon d'arête de l'outil et P la pression moyenne uniformément répartie sur la face de dépouille.

Huang et al. [106] proposent également une équation décrivant l'évolution de la profondeur du cratère sur la face de coupe en fonction de la vitesse de glissement du copeau $V_c(x)$ et de la contrainte normale $\sigma(x)$ en chaque position x de la face de coupe :

$$\frac{dK_t(x)}{dt} = \frac{K_{ab} V_c(x) K}{H} \left(\frac{H_a}{H} \right)^{n-1} \sigma(x) \quad (I.46)$$

De la même manière que pour les outils de coupe en carbure de tungstène, la contribution de l'usure par abrasion est supérieure à celle de l'usure par diffusion pour des faibles vitesses de coupe. Cependant, le mode d'usure dominant pour les outils CBN est l'adhésion.

3.3 Modèles numériques

Dans la littérature, parmi les premiers travaux de recherche dédiés à la simulation numérique de l'usure des outils de coupe, on retrouve ceux d'Usui et Shirakashi [97]. Ces derniers utilisent dans leur approche une méthode énergétique pour prédire les efforts de coupe, la formation du copeau ainsi que la vitesse de glissement. En considérant comme source de chaleur la dissipation dans la zone de cisaillement primaire, Usui et Shirakashi [97] calculent par différences finies la distribution de température dans l'outil et dans le copeau (Fig 41)

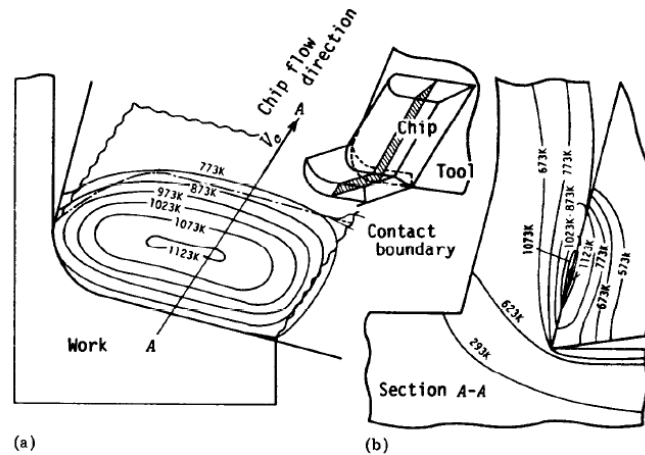


Figure I.41 : Distribution de température dans l'outil et dans le copeau selon Usui et Shirakashi [97].

Dès lors, le profil d'usure en cratère ainsi que l'usure en dépouille VB (Fig I.43) ont pu être obtenus par ces auteurs en considérant le modèle d'usure d'Usui et Shirakashi [97] (Eq (I.31))

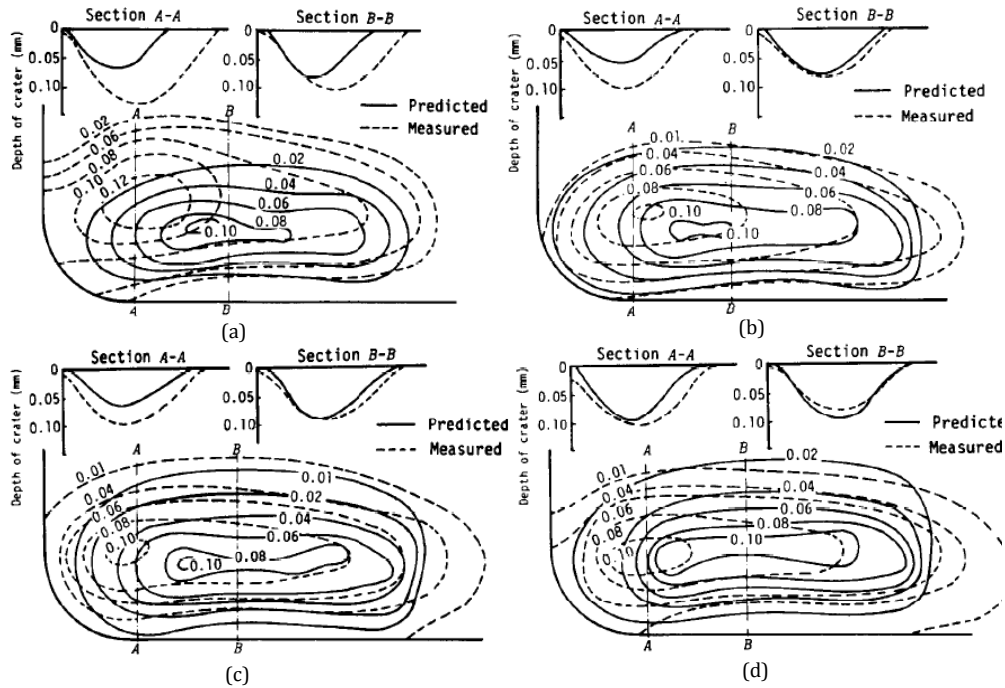


Figure 1.42 : Comparaison entre les profils numériques et expérimentaux du cratère formé sur la face de coupe.

L'Equation (I.31) d'Usui et Shirakashi [97] est implémentée dans la modélisation numérique. Le matériau usiné est un acier C48 et l'outil est en carbure de tungstène de grade P20. Les conditions de coupe sont : $a_p = 2\text{mm}$, $f = 0.25\text{ mm/tr}$ et (a) $V = 2.50\text{ m/s}$ (b) $V = 4.17\text{ m/s}$ (c) $V = 3.33\text{ m/s}$ et (d) $V = 5\text{ m/s}$.

Les résultats numériques rapportés sont en parfait accord avec les mesures expérimentales. La localisation de la profondeur maximale du cratère prédite se trouve cependant en léger décalage avec le relevé expérimental (Fig I.42).

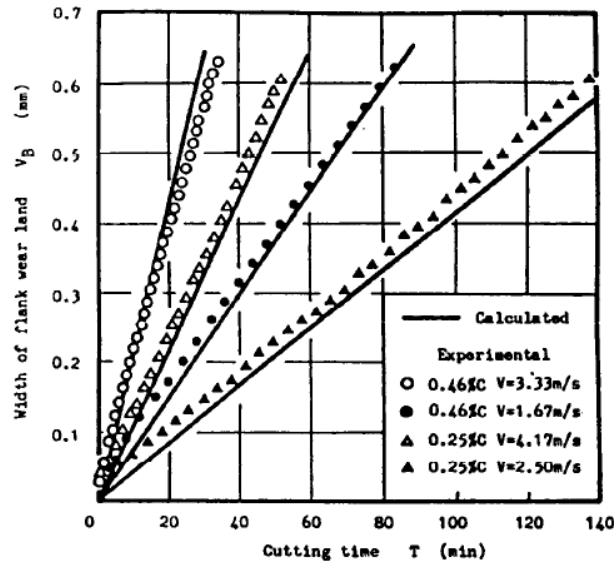


Figure 1.43 : Comparaison entre l'évolution de VB issue des simulations numériques et les mesures expérimentales pour plusieurs vitesses de coupe et $a_p = 2\text{mm}$, $f = 0.2\text{ mm/tr}$. d'après Usui et Shirakashi [67]

Cette méthode présente quelques limitations. En effet, afin de pouvoir intégrer le modèle d'usure d'Usui et Shirakashi [97] dans la simulation numérique, une campagne d'essais est nécessaire afin d'identifier les constantes C_1 et C_2 de l'Eq (I.31), et pour mettre en œuvre la méthode énergétique utilisée pour déterminer les efforts de coupe. De plus, Les auteurs ont négligé le rayon d'arête.

Les travaux de Yen et al. [107] de 2004 ont été parmi les premiers à intégrer un modèle d'usure dans une simulation numérique par élément finis. En utilisant le code de calcul DEFORM 2D, Yen et al. [107]

intègrent la loi d'usure d'Usui et Shirakashi [97] (Eq (I.31) dans une simulation numérique en coupe orthogonale d'un acier allié avec un outil de coupe en carbure de tungstène.

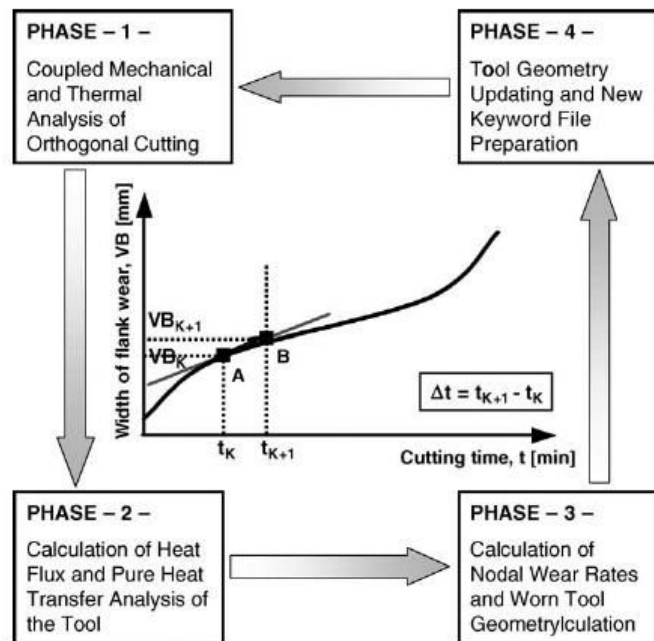


Figure I.44 : Approche numérique proposée par Yen et al. [107] s'appuyant sur quatre phases pour la simulation de l'usure et la mise à jour de la géométrie de l'outil.

Le but de cette étude est de prédire l'évolution de l'usure sur les faces de coupe et de dépouille et de mettre à jour la nouvelle géométrie de l'outil de coupe usé. Cette mise à jour permet de prendre en compte la variation des paramètres de coupe à chaque instant (effort, contrainte, température,...). Comme l'illustré en Fig I.44, la stratégie de résolution du problème numérique s'appuie sur 4 phases : La 1^{ère} phase consiste à la résolution numérique du problème thermomécanique par une approche lagrangienne. La seconde phase consiste à réaliser une analyse purement thermique dans l'outil de coupe. Avec les valeurs de température, des contraintes et de la vitesse de glissement en chaque nœud, le taux d'usure nodale est calculé durant la phase 3 à partir de la loi d'Usui et Shirakashi [97] adoptée.

Enfin, ce taux d'usure induit un déplacement des nœuds dans une direction bien définie (Fig I.45) conduisant en phase 4 à la mise à jour de la géométrie de l'outil.

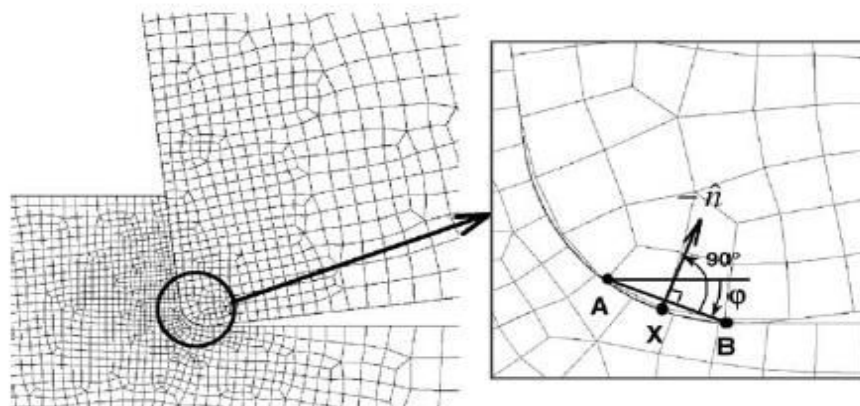


Figure I.45 : Direction de l'évolution de l'usure. Les nœuds sont déplacés dans la direction $\vec{n}$, d'après Yen et al. [107].

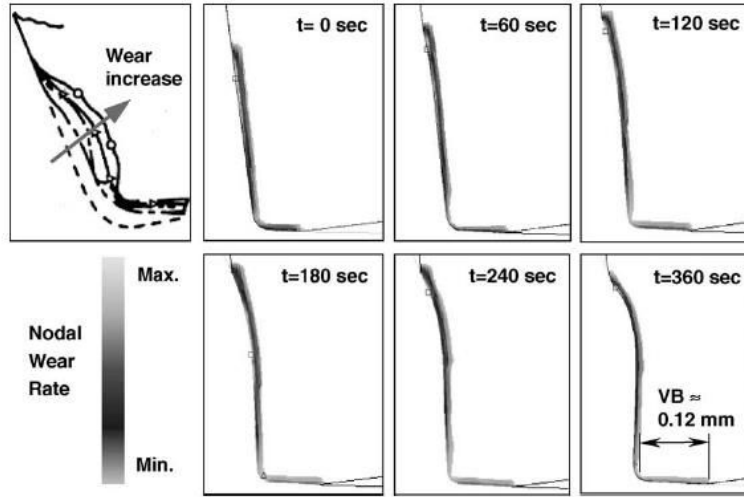


Figure I.46 : Prédiction de l'évolution de la géométrie de l'outil utilisé lors de la simulation numérique en coupe orthogonale d'un acier AISI1045 avec un outil en WC-Co non revêtu, $V = 300 \text{ m/min}$ $f = 0.145 \text{ mm/tr}$, Yen et al. [107].

Il faut noter que dans cette simulation numérique, l'outil présente une usure initiale de 0.06 mm sur la face de dépouille. Précisons de plus que Xie et al. [108], en critiquant le modèle de Yen et al. [107], ont rapporté que la géométrie de l'outil est mise à jour manuellement au lieu d'être effectuée automatiquement. De plus, Xie et al. [108] ont mis l'accent sur le temps incrémentale numérique qui doit être choisi sur la base de mesures expérimentales effectuées lors d'essais de coupe orthogonale.

Depuis, la méthode de Yen et al. [107] a inspiré plusieurs autres chercheurs. Ainsi les travaux de Lorentzon et al. [109] ont porté sur la simulation numérique de l'usinage des alliages à base nickel avec un outil en WC non revêtu et sous la même configuration de la coupe orthogonale. Cependant, ces auteurs reprennent le modèle d'Usui et Shirakashi (Eq (I.31) et proposent deux nouvelles formulations visant à un ajustement de la sensibilité à la vitesse de glissement. Ils proposent ainsi l'équation suivante :

$$\frac{dv}{dt} = C_1 \sigma_t V_s^{0.5} \exp\left(-\frac{C_2}{\lambda \theta}\right) \quad (\text{I.47})$$

D'autre part ces auteurs considèrent les vibrations au cours de l'usinage par l'introduction d'un paramètre d'ajustement $\tilde{V}_s$ de la vitesse de glissement ($\tilde{V}_s$ est pris égale à 10 dans leur travail) :

$$\frac{dv}{dt} = C_1 \sigma_t (V_s + \tilde{V}_s) \exp\left(-\frac{C_2}{\lambda \theta}\right) \quad (\text{I.48})$$

Lorentzon et al. [109] montrent que sur la face de coupe, les deux formulations ne permettent pas de décrire avec précision le profil expérimental du cratère formé. Tandis que sur la face de dépouille, il s'avère que l'Eq (I.47) donne des résultats proches de la réalité.

Comme pour le cas de la loi d'usure, Lorentzon et al. [109] ont également considéré diverses lois de frottement (à l'inverse de Yen et al. [107] qui ont adopté un frottement constant). Lorentzon et al. [109] révèlent ainsi que le modèle de frottement a une influence majeure sur la simulation du profil d'usure par son effet sur la variation de la vitesse de glissement de la matière sur les faces de l'outil.

Filice et al. [110] ont proposé d'implémenter dans un modèle numérique 2D la partie descriptive de l'usure par diffusion de l'Eq (I.33) de Takeyama et Murata [99]. Ils introduisent l'effet de la température sur le coefficient de diffusion D qui s'exprime alors par :

$$D(\theta) = d'_1 \theta^3 + d'_2 \theta^2 + d'_3 \theta^1 + d'_4 \quad (\text{I.49})$$

où d'_i sont des constantes déterminées expérimentalement. Filice et al. [110] ont montré un bon accord entre les résultats numériques et les valeurs expérimentales de VB sur la face de dépouille et de K_T et K_M sur la face de coupe. Les auteurs soulignent que la méthode d'intégration d'un modèle d'usure dans une analyse

par éléments finis pourrait être généralisée à d'autres modes d'usure. Cette perspective de travaux a été reprise plus tard dans l'étude d'Attanasio et al. [111] portant sur la simulation numérique 3D de l'usinage d'un acier non allié AISI 1045 par un outil de coupe en carbure de tungstène P40. Attanasio et al. [111] ont par ailleurs adopté les modèles de Takeyama et Murata (Eq (I.33)) et d'Usui et Shirakashi (Eq (I.31)) pour prendre en compte à la fois les mécanismes d'abrasion et ceux de la diffusion. Leur taux d'usure s'exprime alors par :

$$\frac{dv}{dt} = \frac{dv_a}{dt} = C_1 \sigma_t V_s \exp\left(-\frac{C_2}{\lambda \theta}\right) \quad \text{si} \quad \theta \leq \theta_{act} \quad (I.50)$$

$$\frac{dv}{dt} = \frac{dv_a}{dt} + D(\theta) \exp\left(-\frac{E}{R\theta}\right) \quad \text{si} \quad \theta \geq \theta_{act} \quad (I.51)$$

$D(\theta)$ est donné par l'Eq (I.49) et θ_{act} désigne la température à partir de laquelle le phénomène de diffusion s'amorce. La température θ_{act} a été fixée par Attanasio et al. [111] à 700°C, d'après les travaux de Yen et al. [107] et Mathew et al. [100]. Ce modèle couplé abrasion-diffusion est adapté pour déterminer l'usure dans le cas de la coupe conventionnelle 3D, à la fois dans la phase initiale d'évolution de l'usure, dans la phase transitoire lorsque le mécanisme d'usure par abrasion est dominant, et dans la phase de régime permanent de l'usure lorsque la diffusion est le mécanisme d'usure dominant, Attanasio et al. [111].

3.4 Bilan des modèles d'usure

Le Tableau I.1 résume les différents modèles rencontrés dans cette étude bibliographique.

Tableau I.1 : Bilan des modèles d'usure.

Modèles empiriques	
Zorev (1967) [84]: $VB = ct^u$	Taylor (1907) [86] : $T = CV^n$
Müller (1967) [85] : $VB(t) = \ln(1 + bt) + ct^n$	Gilbert (1950) [90] : $T = C.f^x.ap^y.V^n$
Sipos (1986) [84] : $VB(t_c) = C_1 t_c \exp(A + Bt_c + Ct_c^2)$	Köning-Depiereux (1969) [90] : $T = \exp(-\alpha V_C^\mu - \gamma f^v - \delta a_p^\lambda)$
Kronenberg (1970) [88] : $T + K = C_1 V^{n1}$	
Modèles analytiques	
Modèles d'usure prenant en compte plusieurs modes d'usure	
Archard et al. (1956) [94] : $v = k \frac{PL}{H}$	Shaw et Dirke (1956) [97] : $dv = A_r \frac{c}{b} Z dL$
Takeyama et Murata (1963) [99] : $\frac{dv}{dt} = \frac{dv_a}{dt}(L, H) + D \exp\left(-\frac{E}{R\theta}\right)$	Usui et Shirakashi (1984) [67] $\frac{dv}{dt} = C_1 \sigma_t V_s \exp\left(-\frac{C_2}{\lambda \theta}\right)$
Koren (1978) [93] : $W(t) = A \left(e^{\frac{V^{n_t}}{C_1}} - 1 \right) + B \left(1 - e^{-\frac{V_t}{C_2}} \right)$	Koren (1978) [93] : $T = \frac{C_0/K_3}{K'_1 \exp(-\theta_0/(273 + \theta_0)) + K_2 V}$
Molinari et Nouari (2002) [59] :	Molinari et Nouari (2002) [59] :

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

Zhao et al. (2002) [112]

$$VB = K \left(\frac{2V}{w^2 \tan \gamma} \right)^{1/3} \left(\frac{F_a t}{H(\theta)} \right)^{1/3}$$

$$H(\theta) = h_1 \theta^3 + h_2 \theta^2 + h_3 \theta^1 + h_4$$

Palmai (2013) [84] :

$$\frac{dVB}{dt} = \frac{V}{VB} \left[A_a + A_{th} \exp \left(-\frac{w}{Vc + KV B} \right) \right]$$

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

Luo et al. (2005) [103] :

$$\frac{dVB}{dt} = \frac{A}{H} \frac{F_{N/f}}{V \cdot f} V_s + B \exp \left(-\frac{E}{R\theta} \right)$$

Modèles d'usure prenant en compte uniquement le mode d'usure par abrasion

Khrushchov (1974)

[105] Rabinowicz (1961)[70]

$$\frac{dv}{dl} = \frac{F_N \tan \theta}{\pi H}$$

$$v_{2-body} = \frac{F_N \tan \theta}{\pi H} x$$

Rabinowicz (1961) [70]

Kramer et al. (1986)[60]

$$v_{3-body} = \frac{x F_N \tan \theta}{3H} \text{ si } \frac{H}{H_a} < 0.8$$

$$v = \frac{AVK}{H} \left(\frac{H_a}{H} \right)^{n-1}$$

$$v_{3-body} = \frac{x F_N \tan \theta}{5.3H} \left(\frac{H}{H_a} \right)^{-2.5} \text{ si } 1.25 > \frac{H}{H_a} > 0.8$$

$$v_{3-body} = \frac{x F_N \tan \theta}{2.43H} \left(\frac{H}{H_a} \right)^{-6} \text{ si } \frac{H}{H_a} > 1.25$$

Huang et al. (2004) [106]

$$\frac{dVB}{dt} = \frac{R(\cot \gamma + \tan \chi) F_N \tan \theta}{VB(R - VB \tan \gamma)} \left(K_{ab} \frac{K}{H} \left(\frac{H_a}{H} \right)^{n-1} V \cdot VBP \right)$$

$$\frac{dK_t(x)}{dt} = \frac{K_{ab} V_c(x) K}{H} \left(\frac{H_a}{H} \right)^{n-1} \sigma(x)$$

Modèles implémentés/considérés en simulation numérique

Filice et al. (2007) [110] :

Lorentzon et al. (2008) [109] :

$$\frac{dv}{dt} = D(\theta) \exp \left(-\frac{E}{R\theta} \right)$$

$$W1: \frac{dv}{dt} = C_1 \sigma_t V_s^{0.5} \exp \left(-\frac{C_2}{\lambda \theta} \right)$$

$$D1: D(\theta) = d_1 \theta + d_2$$

$$W2: \frac{dv}{dt} = C_1 \sigma_t (V_s + \tilde{V}_s) \exp \left(-\frac{C_2}{\lambda \theta} \right)$$

$$D2: D(\theta) = d_1' \theta^3 + d_2' \theta^2 + d_3' \theta^1 + d_4'$$

Attanasio et al. (2010) [111] :

$$\frac{dv}{dt} = \frac{dv_a}{dt} = C_1 \sigma_t V_s \exp \left(-\frac{C_2}{\lambda \theta} \right) \quad \theta \leq \theta_{act}$$

$$\frac{dv}{dt} = \frac{dv_a}{dt} + D(\theta) \exp \left(-\frac{E}{R\theta} \right) \quad \theta \geq \theta_{act}$$

Le nombre de modèles permettant de prédire soit le taux d'usure soit la durée de vie d'un outil de coupe est relativement conséquent. Néanmoins, très peu d'entre eux sont réellement développés à partir de considérations physiques. Nous pouvons distinguer dans le Tableau I.1 trois groupes de modèles. Tout d'abord les modèles empiriques qui dépendent de plusieurs constantes à identifier expérimentalement au travers d'essais souvent longs et coûteux. De plus, les lois d'usure données par cette première famille de modèles ne sont pas extrapolables à toutes les conditions de coupe et tous les matériaux. Le deuxième groupe de modèles correspond aux formulations analytiques de l'usure. Ces dernières reposent sur la tribologie du contact et prennent en compte pour la plupart la topographie des surfaces en contact afin de

mieux prendre en compte les mécanismes qui gouvernent l'usure. Ainsi, les équations données par ces approches analytiques sont plus facilement extrapolables aux différents cas d'études.

Enfin, le 3^{ème} groupe correspond aux approches utilisant des outils de simulations numériques qui permettent de valider à la fois les approches expérimentales et phénoménologiques avec la proposition de quelques améliorations comme la mise à jour de la géométrie des outils usés, le profil d'usure 3D, et la possibilité de prendre en compte plusieurs modes d'usure à la fois.

Conclusion

La compréhension de l'usure des outils de coupe est un aspect très important de l'usinage des métaux. La littérature dans ce domaine de recherche montre que le mode d'usure par abrasion dépend fortement des propriétés mécaniques du couple outil-matière et des conditions de contact. Malgré l'existence de quelques modèles empiriques, approches analytiques ou numériques, les travaux sur la modélisation de l'usure par abrasion restent limités. En effet, l'abrasion a été souvent négligée au profit d'autres modes d'usure comme l'adhésion et la diffusion en raison de sa contribution relativement petite dans l'usure totale de l'outil de coupe (de 10% [50] à 25% [52]). Toutefois, ce pourcentage peut suffire à dégrader définitivement un outil de coupe. Il est alors nécessaire d'étudier ce mode de dégradation et de pouvoir développer des modèles capables de prédire l'évolution de l'usure en fonction des propriétés des matériaux usinant et usinés ainsi que des conditions de coupe. Les quelques modèles d'usure par abrasion cités dans ce chapitre ne prennent pas en compte les phénomènes complexes qui apparaissent au niveau des interfaces, telle que la nature du contact outil/copeau qui peut être collant (vitesse de glissement quasi nulle) ou glissant (vitesse de copeau non nulle) ou encore collant/glissant (contact transitoire).

Le troisième chapitre est donc basé sur la proposition d'un modèle d'usure par abrasion fondé sur une approche physique originale prenant en compte la vraie nature du contact outil-copeau, le comportement mécanique de la pièce usinée, le chargement aux niveaux des interfaces outil-copeau et outil-pièce et les conditions de coupe en usinage.

Chapitre 2

Etude expérimentale

Introduction

Dans la première partie de ce chapitre, les moyens et les techniques mis en œuvre pour la réalisation de notre étude expérimentale de l'usure des outils de coupe ainsi que les matériaux utilisés sont présentés. Les investigations ont été menées en se plaçant dans le cas de la coupe orthogonale. Une caractérisation mécanique via des essais de dureté et des analyses physico-chimiques sont réalisées sur les matériaux de l'étude (outil et pièce).

La deuxième partie de ce chapitre est consacrée à la présentation des méthodologies adoptées et les études préliminaires réalisées (Couple outil matière). Le but de cette partie est de relier les paramètres d'usinage (vitesse de coupe et avance) à l'usure des outils de coupe. On s'intéressera ensuite aux efforts de coupe et aux températures à l'interface outil/copeau. Nous voulons à travers cette étude déterminer l'interaction entre les efforts et les conditions de coupe et leur influence sur l'état de l'usure.

La dernière partie de ce chapitre est consacrée à l'étude de l'usure de l'outil en carbure de tungstène WC-Co. L'usure sur la face de coupe et la face de dépouille ainsi que les longueurs de contact outil/copeau et outil-pièce sont donnés en fonction des différents paramètres d'usinage.

1 Dispositif expérimental

1.1 Matériaux étudiés

1.1.1 Matériau de la pièce : Acier 42CrMo4

L'étude expérimentale de la coupe orthogonale a été réalisée sur l'acier 42CrMo4. Ce dernier fait partie des aciers de construction faiblement alliés au chrome et molybdène. Cette nuance d'acier appartient à la catégorie des aciers trempés revenus.

Dans un premier temps, une analyse spectrométrique a été réalisée sur ce matériau. Elle permet de vérifier la composition chimique. Cette analyse est réalisée à l'aide d'un spectromètre à étincelle, sur un échantillon d'acier « brut » dans lequel les éprouvettes d'essais ont été usinées. Les résultats de l'analyse sont résumés dans le Tab II.1.

Tableau II.1 : Composition chimique de l'acier 42CrMo4.

% en masse	%C	%Cr	%Mo	%S	%Mn	%Si	%Al
Valeur mesurée	0.472	1.057	0.213	0,029	0.715	0.290	0.042
Valeur AFNOR	0.38-0.45	0.90-1.20	0.15-0.30	≤ 0,035	0,60 - 0,90	0.40 Maxi	0.04

Le choix de cet acier a été effectué grâce à la présence initiale d'inclusions non métalliques jugées responsables de l'usure par abrasion des outils de coupe. En effet, les aciers de construction dont le 42CrMo4 sont connus pour contenir entre autres des inclusions non métalliques d'oxydes (alumine) [61, 113].

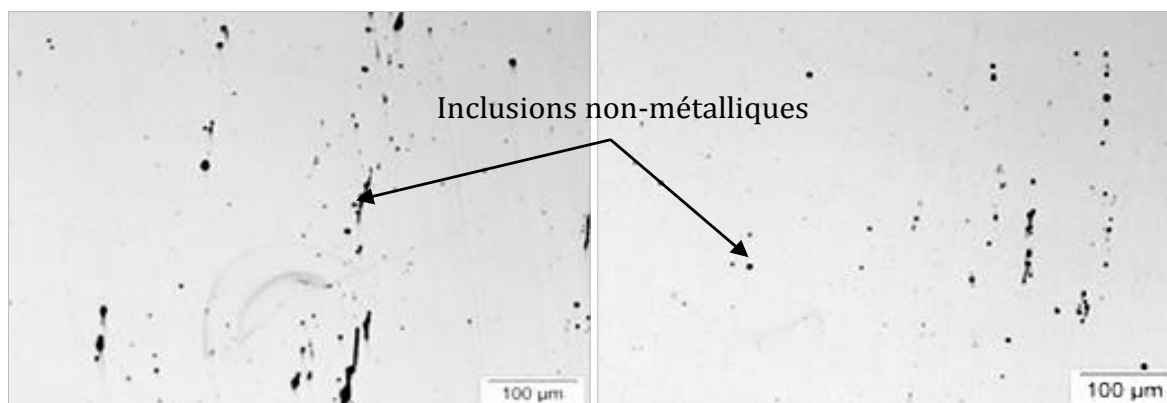


Figure II.1 : Micrographies montrant les inclusions non-métalliques (spots noirs) initialement présentes dans l'acier 42CrMo4.

Le pourcentage massique d'aluminium dans l'acier 42CrMo4 montre que ce dernier a été désoxydé au cours de sa fabrication donnant naissance à des oxydes résiduels d'origine inclusionnaire. La Figure II.1 regroupe des micrographies de la surface brute de l'acier. Les spots noirs représentent des inclusions non-métalliques initialement piégées dans le 42CrMo4. La nature de ces inclusions est identifiée en détail dans le chapitre 4.

Les pièces à usiner sont fournies sous forme de barres de diamètre 100 mm et longueur 200 mm ayant subi un traitement thermique selon la norme NF EN 10083. Suivant le taux de refroidissement lors de la trempe, l'acier peut subir plusieurs transformations de la microstructure (austénite, ferrite, perlite, bainite, martensite) comme le montre la Fig II.2.

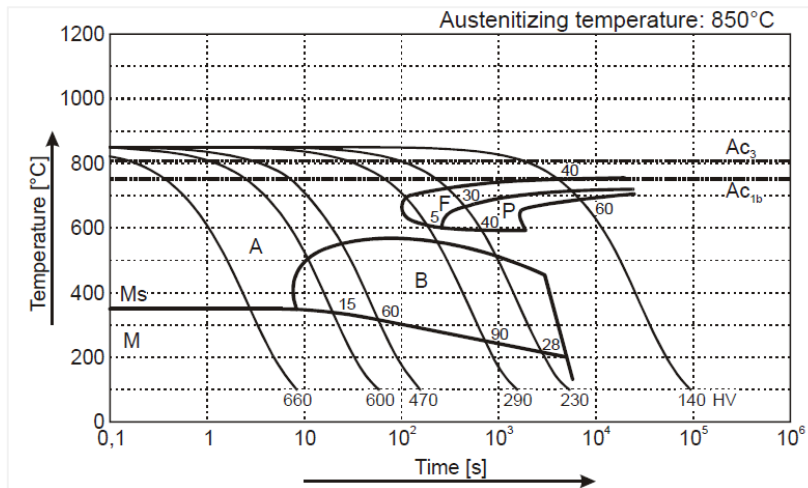


Figure II.2 : Diagramme de transformation en refroidissement continu TRC de l'acier 42CrMo4. A désigne la phase d'austénite, B la phase de bainite, F la phase de ferrite, P à la phase de perlite et M à la phase de Martensite. -(Source ThyssenKrupp).

Les caractéristiques mécaniques et thermiques issues du fournisseur d'acier sont données dans le Tab II.2.

Tableau II.2 : Caractéristiques thermique et mécanique de l'acier 42CrMo4. (Source IMS France)

Acier 42CrMo4	
Etat thermique : Trempé revenu	
Limite d'élasticité $R_{p0.2}$ (N/mm ²)	650
Résistance à la traction R_m (N/mm ²)	900-1100
Allongement à la rupture A(%)	12
Module d'élasticité E(GPa)	202
Coefficient de poisson ν (-)	0.3
Densité (Kg/mm ³)	7.8

L'examen par microscopie optique et mesures de dureté permet d'identifier finalement le type de microstructure de l'acier de notre étude. Afin d'observer la microstructure, les échantillons ont subi un polissage à 1 μ m puis une attaque chimique avec une solution de Nital à 2%⁵.

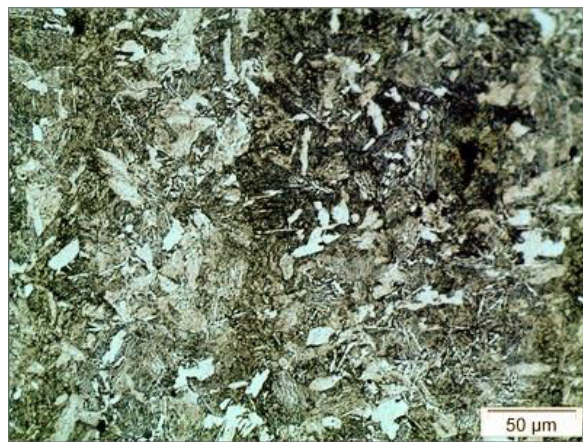


Figure II.3 : Microstructure bainito-martensitique de l'acier 42CrMo4 avec une taille de grain >9 μ m.

⁵ Le nital à 2% est un mélange de 2% d'acide nitrique et 98% d'éthanol. Selon la norme NF A05-150, la solution de nital à 2% est la solution la plus appropriée pour mettre en évidence les phases et les joints de grains.

La micrographie optique de la Fig II.3 montre que le 42CrMo4 possède une microstructure de type bainito-martensitique caractéristique d'un acier trempé revenu. La taille de grain semble proche de 15 μm . Pour confirmer le type de microstructure, une analyse de micro dureté Vickers a été réalisée. Pour cela une charge de 30 kgf⁶ HV30 a été utilisée. Le pénétrateur Vickers est un diamant taillé en forme de pointe pyramidale à base carrée d'angle 136° entre ses faces. Des indentations, dont les résultats sont donnés sur la Fig II.4 ont été réalisées sur un disque de 42CrMo4 et répétées 3 fois. D'après la Fig II.4 la distribution des duretés semblent être aléatoire et aucune tendance permettant d'expliquer une quelconque évolution de la dureté en fonction du diamètre n'est à noter. La dureté moyenne mesurée est de 295.67 HV et l'étendue moyenne de la distribution est de l'ordre de 12.10 HV.

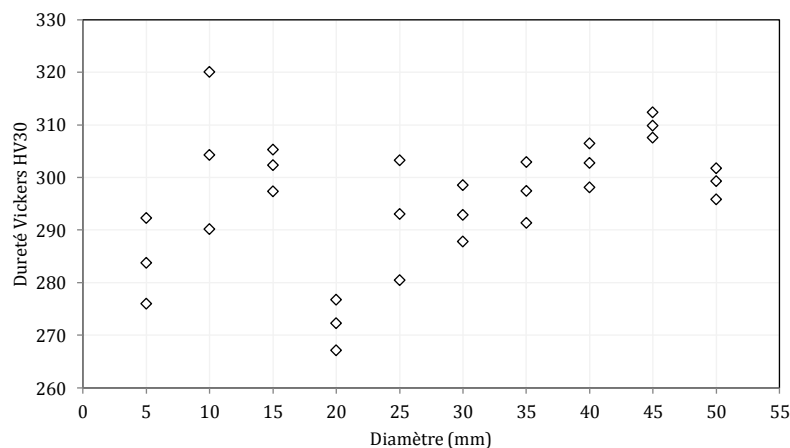


Figure II.4 : Résultats des mesures des duretés Vickers en fonction du diamètre de l'éprouvette

D'après les Figs II.4 et II.3, ainsi que la dureté trouvée (295.67 HV), on peut affirmer que cet acier possède une microstructure bainito-martensitique.

1.1.2 Matériau de l'outil de coupe

Les plaquettes utilisées dans les essais d'usinage ont été fournies par le partenaire et fabricant d'outils Evatec Tools[®]. Leur géométrie est illustrée en II.5

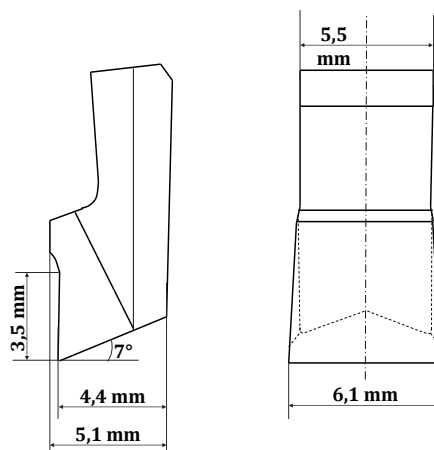


Figure II.5 : Plaquette WC-9%Co de désignation 151 MT6 fournie par le fabricant d'outils EVATEC TOOLS.

De désignation 151 MT6 et de nuance MG125, elles sont en carbure de tungstène fritté avec un liant cobalt (WC-9%Co). Les outils non revêtus et sans brise-copeaux sont montés dans un porte-outil comme le montrent les photos de la Fig II.6. L'outil et le porte-outil (Fig II.6 a) possèdent une forme géométrique similaire à celle des plaquettes de tronçonnage.

⁶ Norme AFNOR, 2005

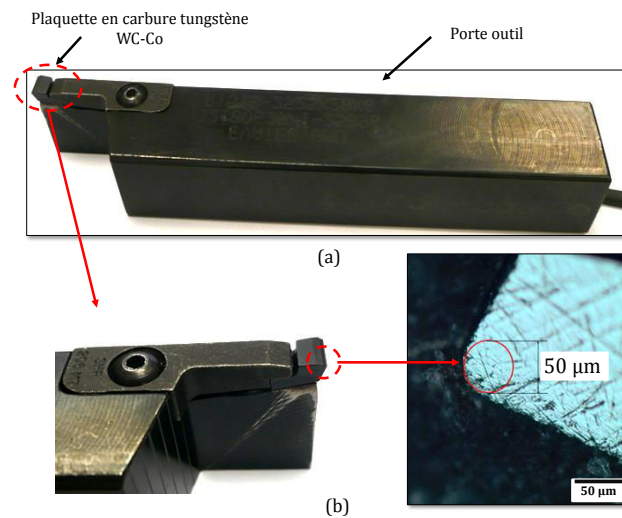


Figure II.6 : (a) Porte outil et (b) micrographie optique montrant le rayon d'arête r_β .

La microstructure de l'outil, illustrée par la Fig II.7 indique que la taille des grains WC est de l'ordre de 1 à 2 μm . Les caractéristiques géométriques, mécaniques et thermiques de la plaquette sont résumées dans le Tab II.3.

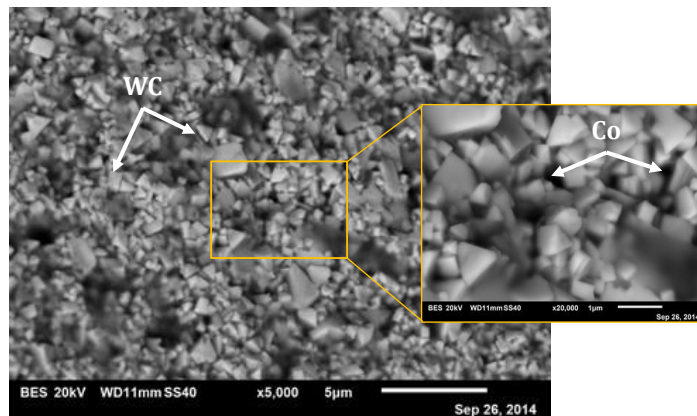


Figure II.7 : Microstructure du carbure de tungstène constituant l'outil de coupe utilisé

Tableau II.3 : Caractéristiques mécaniques et thermiques de la plaquette WC-Co. (Source Evatec Tools)

Plaquette : 151 MT6 MG125	
Angle de coupe α ($^\circ$)	0
Angle de dépouille γ ($^\circ$)	7
Rayon d'arête r_β (μm)	25
Dureté Vickers (HV)	1550
Module d'élasticité E (GPa)	600
Conductivité thermique moyenne κ (W/m.K)	60-80
Densité ρ (g/cm ³)	14.95
Résistance à la compression A (MPa)	3500-7000

1.2 Moyens expérimentaux

1.2.1 Acquisition des données

Les essais expérimentaux ont été réalisés à l'aide d'un tour à commandes numériques MAZAK 200M de type UNIVERSAL 500[®]. Ce dernier est équipé d'une broche pouvant tourner jusqu'à 50000 tr.min⁻¹ avec

une puissance moyenne de 18.5 kW. Grâce à son système CNC Mazatrol Smart[®], les déplacements des axes X et Z sont mesurés avec précision, ce qui permet d'appliquer des avances par tour et des vitesses de coupe précises et constantes durant tout l'essai. Ce tour est également équipé d'une tourelle ayant une capacité de stockage de 12 porte-outils.

(i) Mesures des efforts de coupe

La mesure des efforts de coupe est réalisée à l'aide d'une table dynamométrique de type KISTLER[®] 9129AA fixée sur la tourelle porte-outils (Fig II.8).

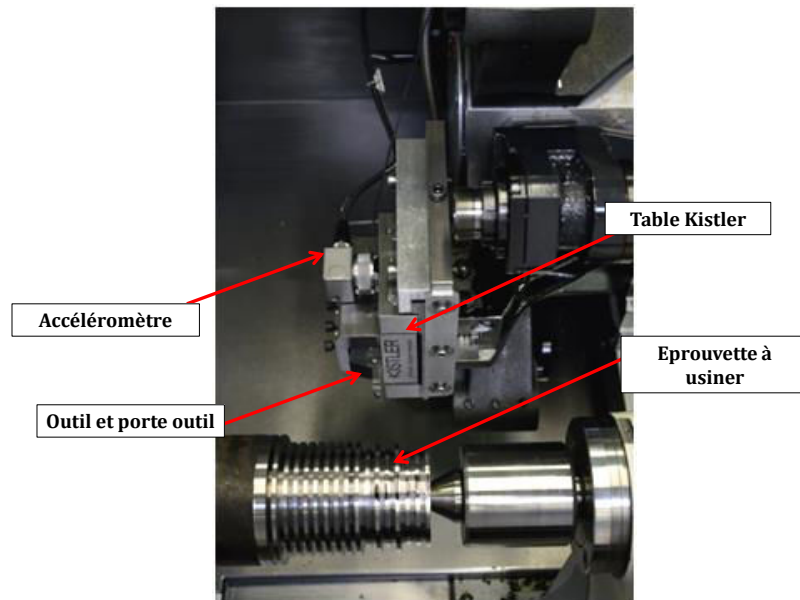


Figure II.8 : Montage de la pièce sur le tour en configuration de coupe orthogonale.

Il s'agit d'un dynamomètre piézoélectrique qui permet la mesure des efforts de coupe dans trois directions orthogonales, limité à $\pm 2500\text{N}$ pour la direction de coupe et la direction d'avance et $\pm 5000\text{N}$ dans la direction de l'axe du disque usiné. La table est reliée à un amplificateur de charge permettant de convertir la charge délivrée par un capteur piézoélectrique en une tension proportionnelle. Cette tension de sortie est collectée par un PC via une carte d'acquisition et enregistrée à l'aide d'un logiciel d'acquisition de données (logiciel TWS[®] développé par la société Actarus[®]) voir Fig II.9.

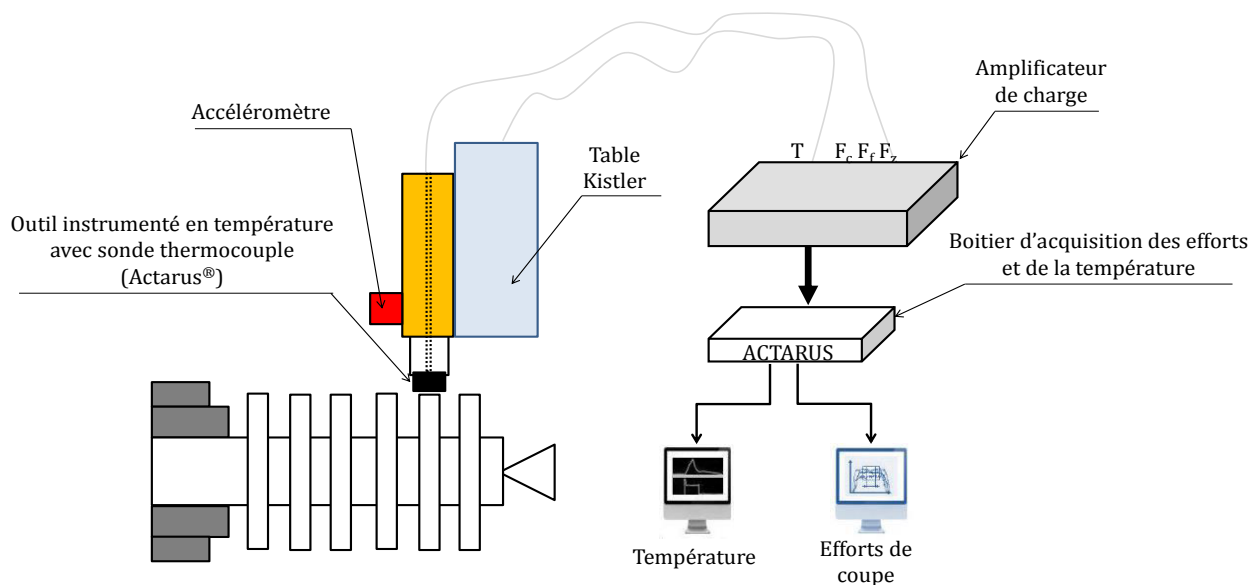


Figure II.9 : Instrumentation du dispositif expérimental de la coupe orthogonale : système d'acquisition de la température, des efforts de coupe et des vibrations.

(ii) Mesures de la température

Le principe de base consiste à effectuer un contrôle continu de l'arête de coupe par une mesure de la température à l'interface outil/copeau. Le système de contrôle, intégré directement à l'outil et le porte outil permet d'obtenir la température au cours du processus de coupe sans altérer ni modifier la configuration de l'usinage. La mesure de la température de l'outil durant les essais d'usinage a été effectuée à l'aide d'une sonde thermocouple incorporée dans l'outil. Un schéma de principe de ce montage est illustré dans la Fig II.10. Ce thermocouple a été positionné à l'intérieur de la plaquette à une distance de 0.55mm de la face de coupe. Le diamètre du thermocouple est de 1mm et le diamètre du perçage dans la plaquette permettant de l'insérer est de 1.2mm. À noter que dans cette configuration, il est attendu que la résistance mécanique de la plaquette n'est pas altérée (du fait du faible diamètre et de la longueur de perçage).

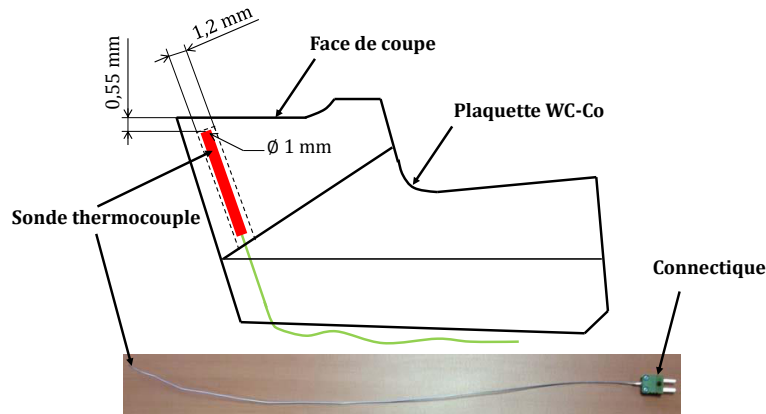


Figure II.10 : Schéma de principe du positionnement de la sonde thermocouple dans la plaquette

1.2.2 Observation in-situ et ex-situ de l'usure

L'observation de l'usure sur la face de dépouille a été réalisée au cours de la coupe avec un microscope optique de type KEYENCE VHX – 1000E®. Ce dernier permet de mesurer la largeur de la zone de frottement sur la face de dépouille qui correspond à l'usure VB. Ce microscope peut être utilisé pour générer un modèle en trois dimensions qui pourrait être utile pour mesurer la profondeur des cratères. Cependant, pour plus de précision, la topographie de la face de coupe (et du cratère formé) a été réalisée à l'aide d'un interféromètre à lumière blanche de type BRUCKER NPFLEX®. Ce matériel, utilisé en post-usinage, offre un échantillonnage spatial latéral qui varie de 0.1 à 13.2 μm et la résolution de mesure verticale est inférieure à 0.15nm. Grâce à ce type d'appareil une estimation précise de la profondeur K_T du cratère, sa largeur K_B et sa position relative K_M par rapport à l'arête de coupe a été donnée. Il faut aussi noter que la faite de connaître K_M et K_B permet d'estimer la longueur totale du contact outil/copeau ainsi que de la longueur du contact glissant et du contact collant sur l'interface de contact outil/copeau en fonction des conditions de coupe. Plus de détails sont donnés dans les sections suivantes.

De plus pour une analyse plus fine de la face de coupe de l'outil, un microscope électronique à balayage (MEB) de marque JEOL JSM – 6010LA® ainsi que sa fonction d'analyses dispersive en énergie (EDS), ont également été utilisées en post-usinage. Ils permettent d'identifier des éléments chimiques exogènes au matériau usiné qui restent collés après usinage sur la plaquette. En effet, vu que les modes d'usure opèrent de manière concomitante, l'usure par adhésion se manifeste par collage de copeaux sur la face de coupe de l'outil. Cette adhésion est analysée par la technique de l'analyse chimique qui permet d'identifier la présence ou non de fer (en provenance du copeau) sur la face de coupe.

Enfin, pour les mesures des épaisseurs des copeaux, le microscope optique KEYENCE VHX – 1000E® nous offre un moyen rapide pour effectuer ces mesures.

Le Tableau II.4 résume les différentes techniques présentées précédemment et donne un aperçu des moyens mis en œuvre pour réaliser l'étude expérimentale basée sur des essais de coupe et collecter les données nécessaires à l'analyse de l'usure des outils.

Tableau II.4 : Synthèse des différentes techniques expérimentales d'acquisition

	Actions menées	Moyens techniques utilisés	Grandeurs mesurées
Pendant l'usinage	Coupe orthogonale	- Dynamomètre KISTLER - Sonde thermocouple	- Efforts de coupe - Température d'usinage
	Observations de l'usure	- Microscope KEYENCE à fort grossissement	- Usure VB sur la face de dépouille - Usure K_T sur la face de coupe
Après l'usinage	Observations quantitative et qualitative	- Microscope interférométrique BRUCKER	- Profondeur cratère K_T - Largeur cratère K_B - Position cratère K_M - Longueur contact outil/copeau total L_c - Longueur contact outil/copeau collante L_s
		- MEB JEOL	- Analyse EDS
		- Spectromètre à étincelle	- Analyse chimique

2 Protocole d'essais

2.1 Coupe orthogonale et éprouvettes d'essais

La coupe orthogonale est caractérisée par une arête de coupe rectiligne évoluant perpendiculairement à la vitesse de coupe et la vitesse d'avance. Les composantes des efforts considérées sont au nombre de deux, correspondant à l'effort de coupe F_c et à l'effort d'avance F_a . Expérimentalement, la coupe orthogonale peut être réalisée de plusieurs manières moyennant certaines hypothèses simplificatrices. L'une des façons de réaliser un essai de coupe orthogonale continue est d'utiliser une machine du type étau-limeur ou raboteuse. Dans cette configuration, l'outil se translate linéairement par rapport à l'éprouvette.

Il est néanmoins possible de s'approcher des conditions idéales de la coupe orthogonale sur un essai de tournage. Comme l'indique la Fig II.11, charioter un tube (Fig II.11 b) ou dérouler un disque (Fig II.11 a) reproduit pratiquement les mêmes conditions que le rabotage. La vitesse de coupe V est fonction du diamètre et de la fréquence de rotation de l'éprouvette, tandis que l'épaisseur coupée est égale à l'avance f (peut être exprimé en mm dans le cas de la coupe orthogonale), w correspond à la largeur de la coupe (profondeur de passe).

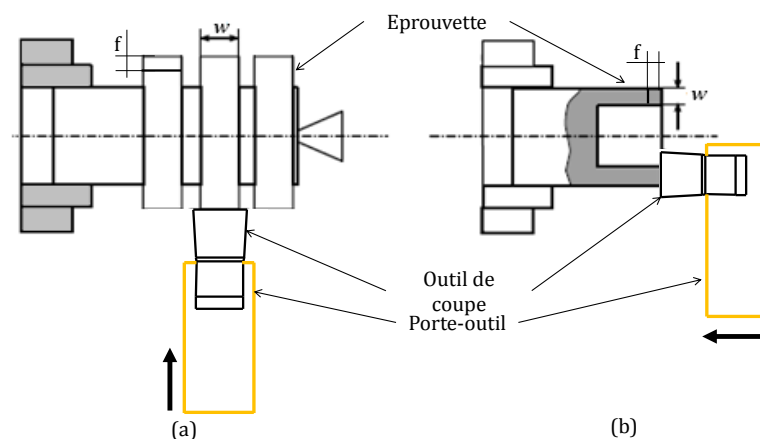


Figure II.11 : Différentes configurations de coupe orthogonale, (a) usinage de disque en plongée, (b) usinage de tube avec w la largeur de coupe, f l'avance.

Cependant, concernant le chariotage d'un tube, la vitesse de coupe à l'extérieur du tube est différente de celle à l'intérieur de celui-ci. Afin d'éviter ce changement de vitesse, l'éprouvette doit avoir la largeur la plus faible et le plus grand diamètre possible, ce qui constitue donc une contrainte géométrique. Concernant l'usinage de disque en plongée (Fig II.11 a), si la commande de la machine est numérique, il est alors possible de réaliser l'opération à vitesse de coupe constante. Cependant d'après Dimitri [18] le diamètre de l'éprouvette se réduisant au fur et à mesure de l'avance de l'outil dans la matière, les angles de l'outil en travail sont modifiés et par conséquent les efforts de coupe varient. Mais le même auteur [18] montre dans ces travaux que le choix d'un grand diamètre de disque (> 80 mm) permet de s'affranchir de cet effet. Dans le cadre de cette étude, un dispositif expérimental d'usinage de disques en plongée a été réalisé. Il consiste à usiner plusieurs disques de $w = 3$ mm de largeur sur une profondeur de 15 mm. Les disques ainsi formés ont un diamètre de 100 mm (correspondant au diamètre du cylindre), sachant que la longueur totale du cylindre est de 200 mm. Les principales caractéristiques de l'échantillon sont décrites en Fig II.12.

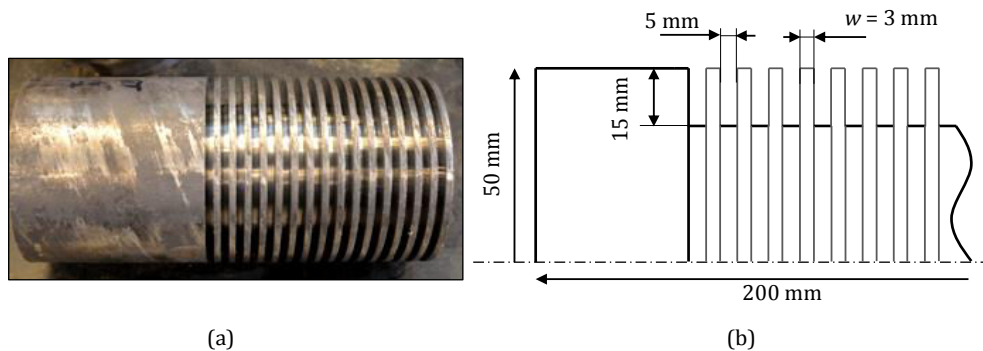


Figure II.12 : (a) Eprouvette en acier 42CrMo4, (b) dimensions des disques à usiner. $w = 3$ mm est la largeur de coupe.

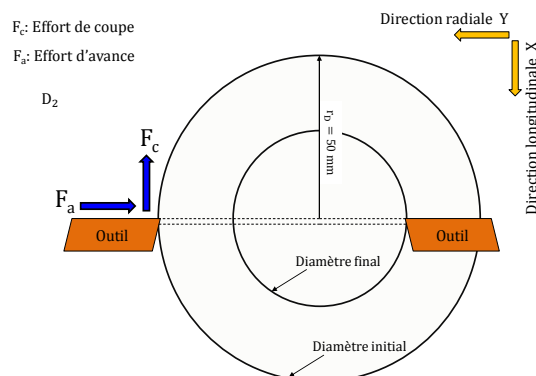


Figure II.13 : Variation du diamètre du disque au cours de l'usinage. r_D est le rayon du disque usiné.

Vu la longueur des cylindres pleins et pour ce type d'éprouvette, l'utilisation d'une contre pointe permet d'éviter la flexion de la pièce usinée lors du procédé de coupe. D'autre part, tous les disques sont dégauchis avec un autre outil en enlevant une épaisseur de 1 mm, afin de s'assurer qu'ils ont le même diamètre initial (Fig II.13). Pour chaque essai, au démarrage du cycle, l'outil s'approche à vitesse rapide à 0.1 mm de l'éprouvette, s'ensuit une temporisation de quelques secondes durant laquelle la chaîne d'acquisition des efforts et de la température est activée et l'opérateur active l'enregistrement des paramètres à mesurer (efforts, température). Ensuite, l'outil débute l'usinage d'un palier dont la longueur dépend de l'avance et de la vitesse programmée. La fin du palier est marquée par une temporisation durant laquelle l'éprouvette usinée (de diamètre final Fig II.13) réalise plusieurs rotations.

2.2 Réalisation des essais d'usinage

Les essais ont pour but d'étudier et d'identifier l'usure qui apparaît aux niveaux des interfaces de contacts de l'outil avec la pièce (contacts outil/copeau et outil/pièce fraîchement usinée). Les essais ont été réalisés

en deux séries. La première a permis de déterminer les conditions de coupe dites stables ; Elle est basée sur une étude COM « Couple Outil Matière » définie par la norme NF E66-520. La deuxième série a pour objectif principal l'étude de l'usure et l'influence des paramètres de coupe sur le phénomène de dégradation.

2.2.1 Essais COM : Couple-Outil-Matière

De manière générale, La méthodologie des essais COM est souvent utilisée dans le domaine de l'usinage. C'est une méthode qui consiste, grâce à des séries d'essais, à déterminer des zones dites « stables » d'utilisation d'un couple outil-pièce dans une certaine plage de conditions de coupe. En d'autres termes, définir un COM consiste à définir des zones d'utilisation des paramètres opératoires, à savoir la vitesse de coupe, l'avance, etc. Dans ce travail, la démarche du COM est adoptée pour déterminer toutes les zones de fonctionnement de l'outil coupant afin d'étudier les mécanismes d'usure dans des conditions normales d'utilisation des outils de coupe. De plus, contrairement à la normalisation en vigueur du protocole COM en tournage, nos essais ont été effectués dans le cadre de la coupe orthogonale. Il est question pour cette première série d'essais de déterminer la gamme de paramètres de coupe à adopter pour les essais d'usure (la deuxième série d'essais) réalisés en se plaçant aussi dans la configuration de coupe orthogonale.

2.2.2 Effet de la vitesse de coupe V

Une étude paramétrique a été menée dans le but d'identifier les conditions de coupe à considérer pour notre étude de l'usure. L'avance est fixée à 0.15 mm, tandis que la vitesse de coupe V varie de 0.833 à 5 m/s prenant des valeurs successives résumées dans la Fig II.14. Pour toutes les valeurs de vitesses de coupe considérées, une même quantité de matière a été usinée.

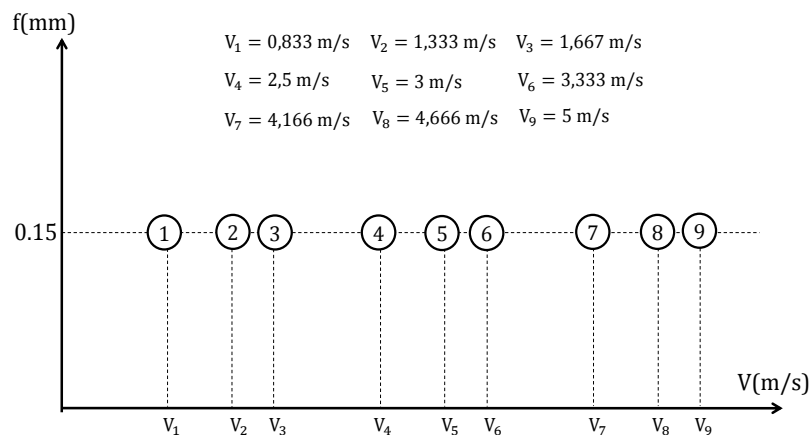


Figure II.14 : Etude paramétrique de la vitesse de coupe V avec $V = 0.833, 1.33, 1.667, 2.5, 3, 3.33, 4.166, 4.667$ et 5 m/s .

Précisons que le choix de f pour cette étude fait suite à un essai préliminaire où 2 vitesses de coupe et 3 avances ont été adoptées et une analyse de l'usure en dépouille a été menée. Cette étude a révélé que l'usure était moins prononcée pour une avance de $f = 0.15 \text{ mm}$ et dans le cas où $V = 1.667 \text{ m/s}$.

L'étude paramétrique de V va permettre de déterminer dans un premier temps une vitesse de coupe minimale $V_{\min}$ qui sera employée pour l'étude paramétrique de l'influence de l'avance f. Dans un deuxième temps une plage de vitesses de coupe va être identifiée afin de définir la deuxième série d'essais, à savoir les essais d'usure. Pendant cette étude les efforts spécifiques sont donnés par les équations suivantes :

$$k_c = \frac{F_c}{f \cdot w} \quad (\text{II.1})$$

$$k_a = \frac{F_a}{f \cdot w} \quad (\text{II.2})$$

où w correspond à la largeur des disques usinés, F_c est l'effort de coupe moyen dans la direction longitudinale X et F_a est l'effort d'avance moyen dans la direction radiale Y (voir Fig II.13).

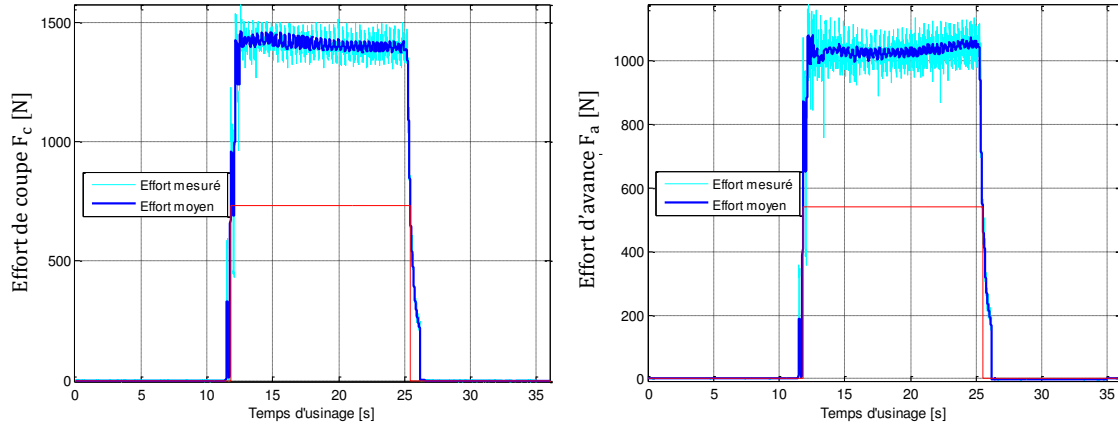


Figure II.15 : Mesure des efforts de coupe et d'avance. $V = 0.833$ m/s, $f = 0.15$ mm.

Les valeurs moyennes de k_c et k_a sont déterminés dans un intervalle de temps à l'intérieur duquel les efforts sont stabilisés. Un exemple de mesure d'efforts est présenté en Fig II.15 pour une vitesse $V = 0.833$ m/s et une avance $f = 0.15$ mm. Il faut préciser que pour chaque effort mesuré sur un essai i , un écart type σ_i est calculé afin de présenter les efforts moyens $\bar{F}_i$ ainsi que les efforts spécifiques déduits avec des barres d'erreurs en utilisant les expressions suivantes :

$$F_i(\max, \min) = \bar{F}_i \pm \sigma_i \quad (\text{II.3})$$

$$k_i(\max, \min) = \bar{k}_i \pm \frac{\sigma_i}{f \cdot w} \quad (\text{II.4})$$

$i = (c, a)$

La Fig II.16 présente les évolutions des efforts spécifiques k_c et k_a déterminés, à l'aide des Eqs (II.1) et (II.2), en fonction de la vitesse de coupe. Les barres d'erreurs correspondantes sont déterminées à l'aider des Eqs (II.3) et (II.4). Les deux courbes montrent une même évolution jusqu'à une vitesse de coupe $V = 4.166$ m/s. L'observation de la Fig II.16 associée à la Fig II.17 donnant la forme des copeaux permet de distinguer deux domaines de vitesses de coupe.

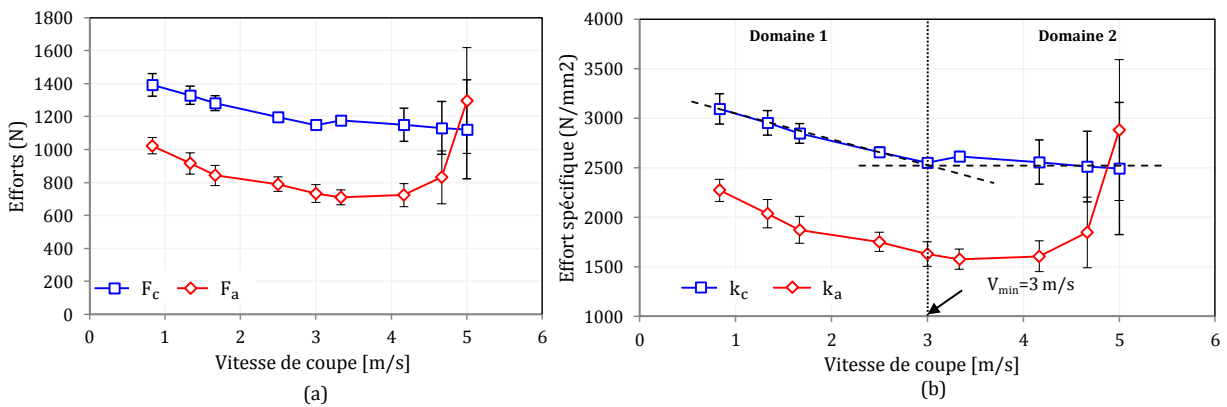


Figure II.16 : (a) Variation des efforts F_c et F_a (b) Variation des efforts spécifiques k_c et k_a en fonction de la vitesse. $f = 0.15$ mm

(i) Domaine 1 : $0.833 \text{ m/s} \leq V < 3 \text{ m/s}$

Dans cette plage de vitesse de coupe, l'effort de coupe F_c et d'avance F_a diminuent en fonction de la vitesse de coupe. Cette évolution est reproduite par l'effort spécifique de coupe k_c et d'avance k_a où une variation de 0.833 à 3 m/s pour la vitesse induit respectivement une diminution d'environ 15% sur l'effort spécifique de coupe (k_c) et de 30% sur l'effort spécifique d'avance (k_a). La diminution des efforts observée

dans le domaine 1 de la Fig II.16 s'explique par l'adoucissement thermique [16]. En effet, en raison de l'augmentation de la chaleur générée par frottement [114] (à cause de l'augmentation de la vitesse de coupe), l'effet de l'adoucissement thermique l'emporte sur celui de l'écrouissage (effet de la déformation plastique). L'observation des copeaux au microscope optique (Fig II.17 a, II.17 b, II.17 c, II.17 d) montre que le copeau passe d'un aspect continu à un aspect fragmenté et segmenté lorsque la vitesse s'approche de 3 m/s, signifiant une diminution des efforts d'usinage [47]. Kagnaya et al. [115] ajoutent que l'apparition de bandes localisées de cisaillement adiabatique à l'origine de la segmentation du copeau contribue à son tour à la chute de l'effort spécifique de coupe à cause de la discontinuité du chargement sur l'outil. Par ailleurs, Trent et Wright [16] qualifie ce genre d'écoulement du copeau le long de l'interface d'instable et montrent que le copeau se forme par cisaillement pur.

(ii) Domaine 2 : $3 \text{ m/s} \leq V < 5 \text{ m/s}$

Dans ce domaine, on s'attend à ce que les efforts spécifiques continuent à chuter à cause de l'énergie thermique qui continue à croître avec l'augmentation de la vitesse de coupe. Toutefois il est à remarquer que l'effort spécifique de coupe (k_c) tend à se stabiliser à partir de $V = 3 \text{ m/s}$ aux alentours de la valeur de $k_c = 2500 \text{ N/mm}$. L'explication peut venir de l'effet de l'usure qui tend à compenser celui de l'adoucissement thermique. D'après Trent et Wright [16] l'usure en dépouille qui a tendance à augmenter la surface de contact avec l'outil est à l'origine de l'augmentation des efforts d'usinage.

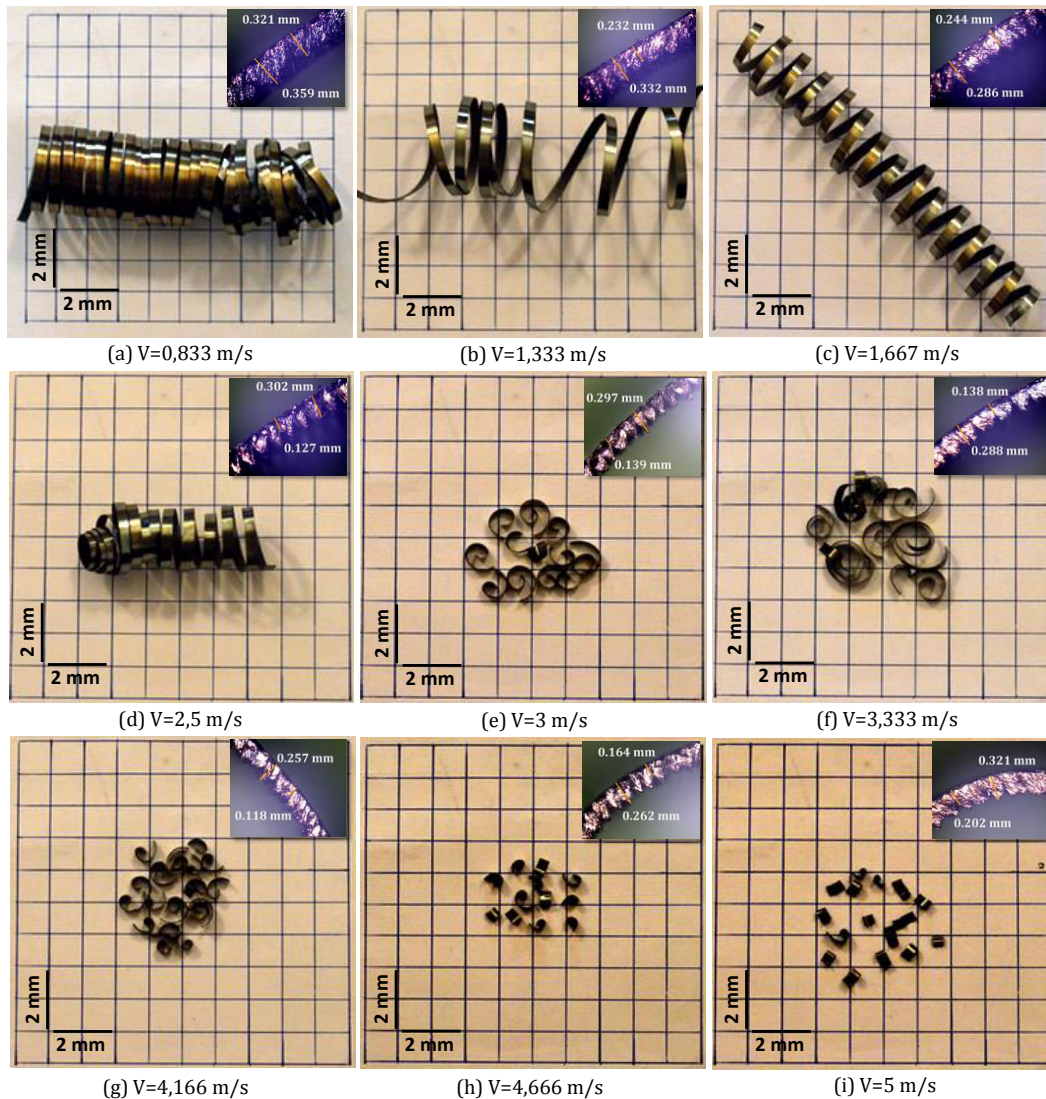


Figure II.17 : Morphologies des copeaux générés pour différentes vitesses de coupe (a) $V = 0.833 \text{ m/s}$ (b) $V = 1.333 \text{ m/s}$ (c) $V = 1.667 \text{ m/s}$ (d) $V = 2.5 \text{ m/s}$ (e) $V = 3 \text{ m/s}$ (f) $V = 3.333 \text{ m/s}$ (g) $V = 4.166 \text{ m/s}$ (h) $V = 4.666 \text{ m/s}$ (i) $V = 5 \text{ m/s}$.
 $f = 0.15 \text{ mm}$

La Fig II.20 montre que l'usure devient importante à partir de vitesse de coupe élevée $V > 3.333$ m/s. Par ailleurs, l'effort de l'usure est plus prononcé sur l'effort d'avance F_a et sur l'effort spécifique d'avance k_a où une variation de la vitesse de 4.166 à 5 m/s induit une augmentation de 73% sur k_a , ce qui représente une croissance relativement rapide. La Fig II.18 confirme que la face de dépouille présente une usure excessive. Dans le cas de l'évolution de F_a et de k_a et pour $V > 4.166$ m/s, l'effet de l'adoucissement thermique peut être négligé devant celui de l'usure.

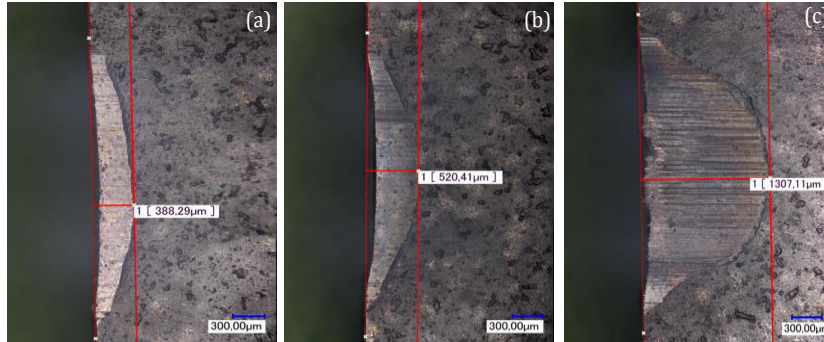


Figure II.18 : Usure en dépouille mesurée à la fin de l'usinage; (a) $V = 4.166$ m/s, (b) $V = 4.667$ m/s et (c) $V = 5$ m/s. $f = 0.15$ mm

Notons les fluctuations importantes se traduisant par de grandes barres d'incertitudes sur la Fig II.16 pour le domaine des vitesses de coupe élevées. Ces fluctuations sont relatives à l'usure rapide à laquelle l'outil de coupe est soumis pour des vitesses de coupe de 4.166, 4.667 et 5 m/s. L'usure agit sans aucun doute sur les efforts générés et leur grande variation lors de l'usinage comme cela est illustré en Fig II.19.

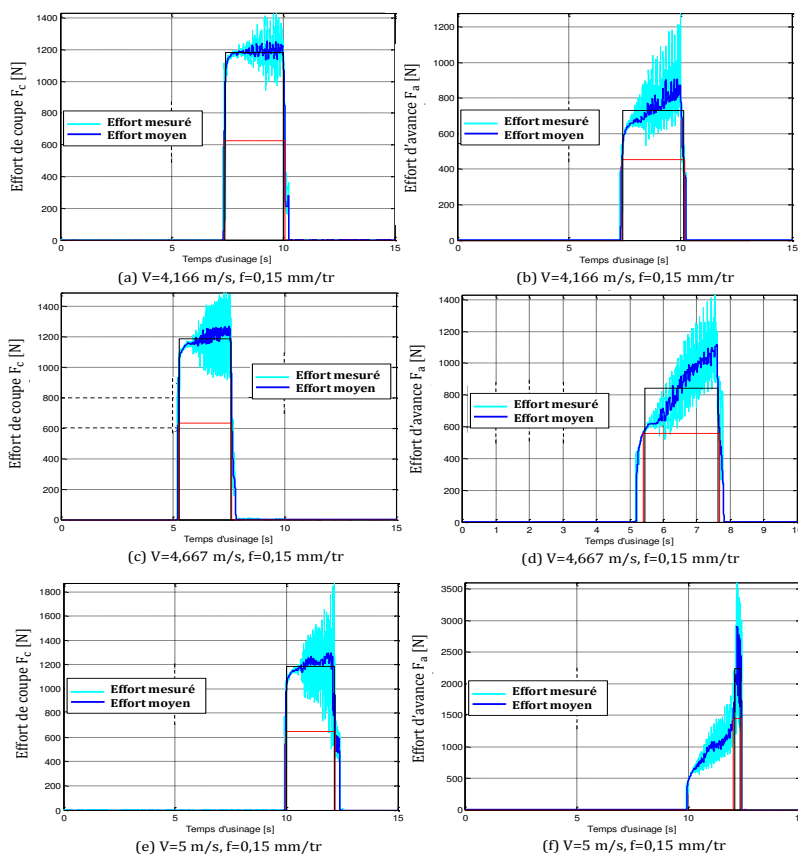


Figure II.19 : Efforts de coupe F_c pour $f=0.15$ mm et (a) $V=4.166$ m/s, (c) $V=4.667$ m/s et (e) $V=5$ m/s. Efforts d'avance F_a pour $f=0.15$ mm et (b) $V=4.166$ m/s, (d) $V=4.667$ m/s et (f) $V=5$ m/s.

La manifestation de l'usure sur la face de dépouille ainsi que sur la face de coupe pour les essais préliminaire du COM sont illustrées par la Fig II.20. Cette dernière donne l'évolution de VB et K_T paramètres en fonction

de la vitesse de coupe pour une avance $f = 0.15$ mm. La quantité de matière usinée est la même pour tous les points.

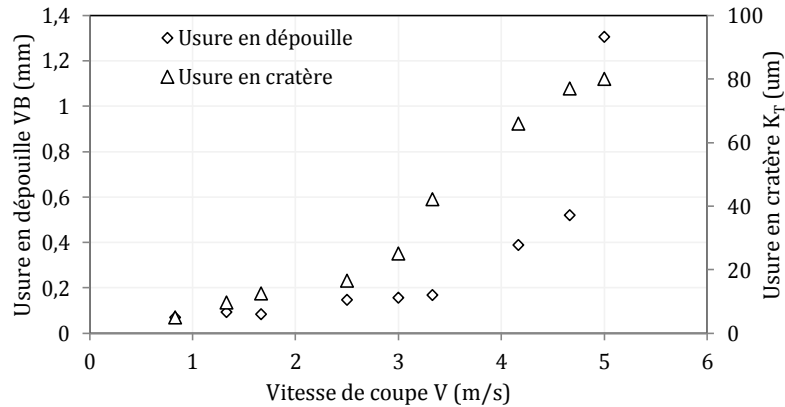


Figure II.20 : Evolution de l'usure en dépouille VB et l'usure en cratère K_T en fonction de la vitesse de coupe V pour $f = 0.15$ mm

Cette courbe confirme les remarques et observations faites précédemment. A partir de 4.166 m/s, l'usure en dépouille présente une augmentation rapide. Tandis que pour les vitesses inférieures, l'usure en dépouille demeure stable et reste inférieure à la limite maximale $VB_{lim} = 0.3$ mm (chapitre 1 Page 17). L'usure en cratère est, quant à elle, bien inférieure à la valeur limite permise donnée aussi par la norme NF E66-505 et qui vaut pour ce cas étudié $K_{Tlim} = 105 \mu m$ en considérant $K_{Tlim} = 0.06 + 0.3f$ (chapitre 1 Page 17).

2.2.3 Effet de l'avance f

La vitesse de coupe est fixée à $V_{min} = 3$ m/s. Les différentes valeurs d'avance utilisées sont mentionnées dans la Fig II.21. Dans ce cas d'étude aussi, la quantité de matière usinée est constante pour toutes les valeurs d'avance.

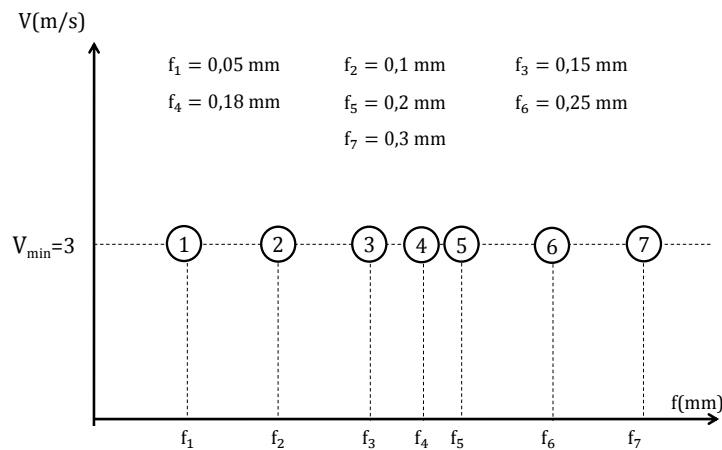


Figure II.21 : Etude paramétrique de l'avance $f = 0.05, 0.1, 0.15, 0.18, 0.2, 0.25, 0.3$ mm

La figure II.22 illustre la variation des efforts d'usinage F_c et F_a et celle des efforts spécifiques de coupe et d'avance (k_c) et (k_a) en fonction de l'avance f . Sur la Fig II.22(a) on constate l'augmentation quasi-linéaire commune pour les efforts de coupe F_c et d'avance F_a avec l'avance f en raison de l'augmentation de la section découpée ($f \times w$). Néanmoins, Les pentes des courbes d'efforts, quant à elles, sont plus significatives pour les efforts de coupe que pour les efforts d'avance. Une variation de 0.05 à 0.3 mm induit une variation de 71% pour les efforts de coupe et 33% pour les efforts d'avance.

Il apparait aussi de la Fig II.22(a) que l'effet du rayon d'arête r_β est perceptible aux basses avances où le ratio F_a/F_c est proche de 90% pour $f = 0.05$ mm. En effet, l'apparition d'un effet d'indentation se traduit par une nouvelle composante d'effort qui s'ajoute à l'effort d'avance F_a [19, 20]. L'effet d'indentation est

d'autant plus important pour des valeurs du rapport $\frac{f}{r_\beta} \leq 1$. Cet effet commence à diminuer jusqu'à disparition lorsque $\frac{f}{r_\beta} > 5$ [19, 20], comme cela est illustré en Fig II.22(a).

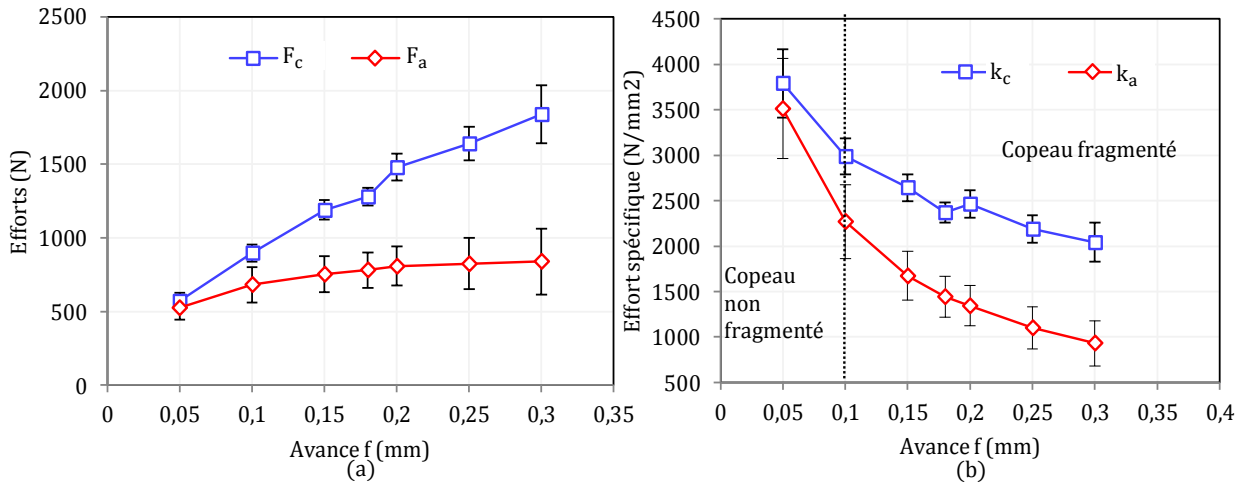


Figure II.22 : (a) Evolution des efforts et des (b) efforts spécifique de coupe et d'avance en fonction de l'avance f.

La Figure II.22(b) montre que l'effort spécifique de coupe k_c et d'avance k_a diminue avec l'avance f en raison également de l'augmentation de la section découpée ($f \times w$) dans les Eqs (II.1) et (II.2). Une diminution de 46% de k_c et une diminution de 73% k_a sont observées lorsque f passe de 0.05 mm à 0.3 mm. En outre, il ressort des observations au microscope optique (Fig II.23) que les copeaux sont fragmentés pour une avance $f \geq 0.15$ mm.

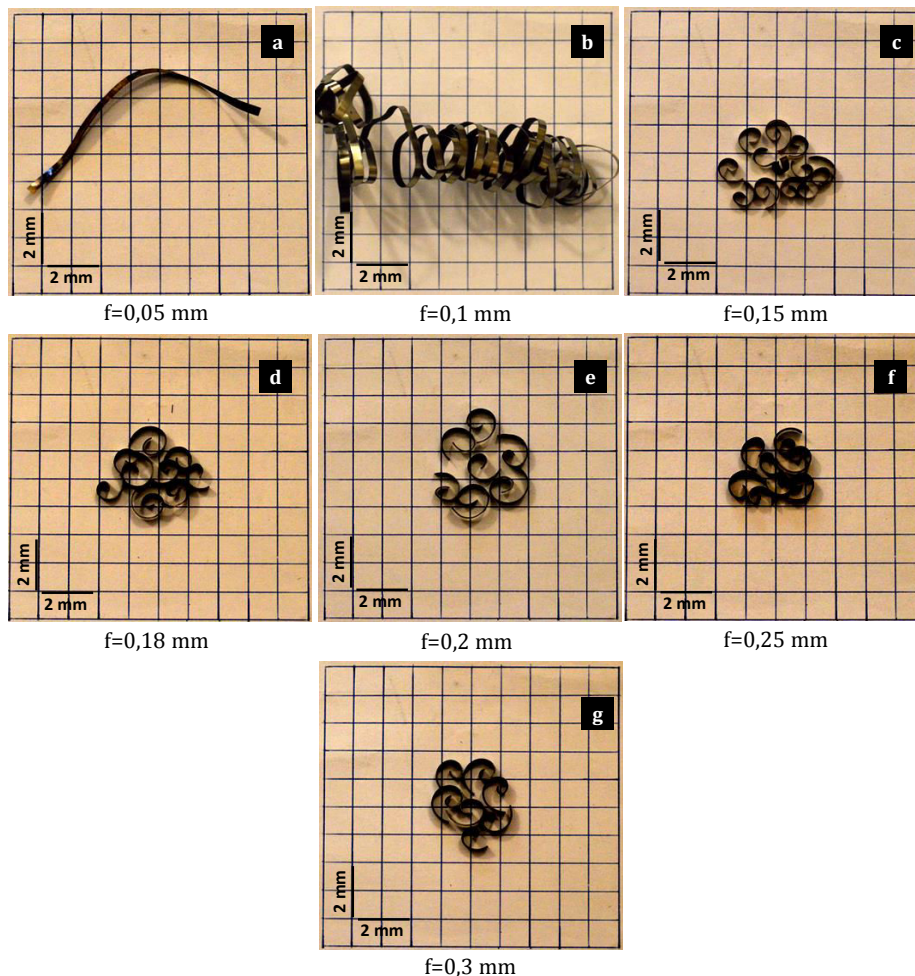


Figure II.23 : Morphologie des copeaux obtenue pour différentes avances f et pour une vitesse de coupe 3 m/s.

L'aspect des copeaux est un critère important qui conditionne le choix de la plage des avances. Un copeau fragmenté est facile à évacuer et un copeau continu risque de s'enrouler sur l'outil ou sur lui-même accentuant ainsi l'usure des outils de coupe. De ce fait, un copeau fragmenté témoigne de conditions de coupe idéales.

Contrairement à l'évolution de l'usure en dépouille en fonction de la vitesse, celle-ci ne présente pas d'influence significative de l'avance comme illustré en Fig II.24.

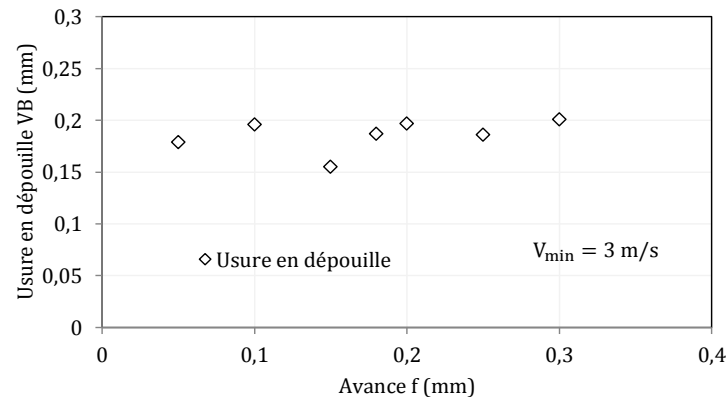


Figure II.24 : Effet de l'avance f sur l'usure en dépouille VB et pour $V_{min} = 3 \text{ m/s}$.

2.3 Réalisation des essais d'usure

Le choix des paramètres de coupe a été effectué en fonction du contexte général de l'étude, lequel rappelons le, vise à caractériser l'usure des différentes faces de l'outil de coupe. Il est important donc de faire varier les paramètres d'usinage (vitesse de coupe et avance) dans une plage significative afin de relier ceux-ci à l'état de l'usure par abrasion. Le choix des plages de valeurs retenues est basé sur l'étude préliminaire du couple outil matière appliqué à l'usinage des mêmes matériaux (42CrMo4 matériau usiné et WC – 9%Co).

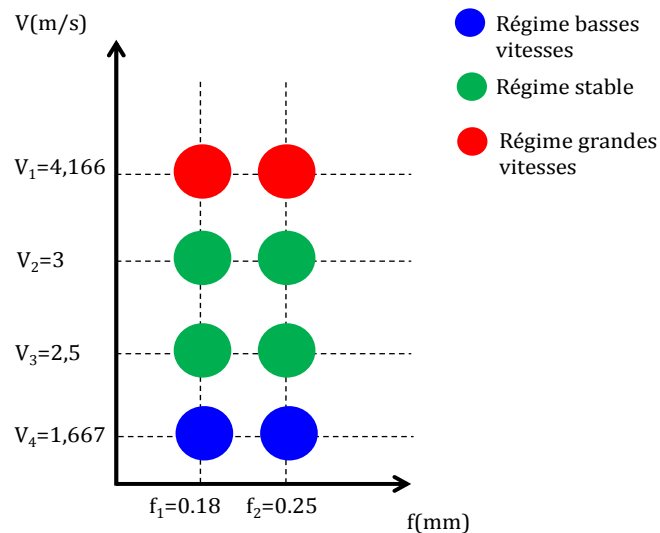


Figure II.25 : Matrices des conditions de coupe.

Il a ainsi été décidé de choisir des vitesses de coupe correspondant à trois régimes d'utilisation à savoir deux régimes dits « extrêmes » et un régime « stable ». Le 1er régime extrême présente des vitesses faibles et des valeurs élevées de l'effort spécifique de coupe k_c et k_a . Le régime « stable » affiche une pression spécifique de coupe minimale. Enfin le 2nd régime extrême présente des vitesses de coupe élevées et une manifestation relativement rapide des mécanismes d'usure. Suite à cette étude, quatre vitesses de coupe (1.667 m/s, 2.5 m/s, 3 m/s et 4.166 m/s) et deux avances (0.18 mm et 0.25 mm) ont été retenues. La largeur de coupe est toujours de 3 mm. Les combinaisons des vitesses de coupe et d'avance sont résumées

dans la Fig II.25. La Figure II.26 présente la procédure adoptée pour la réalisation de la seconde série d'essais, à savoir les essais d'usure.

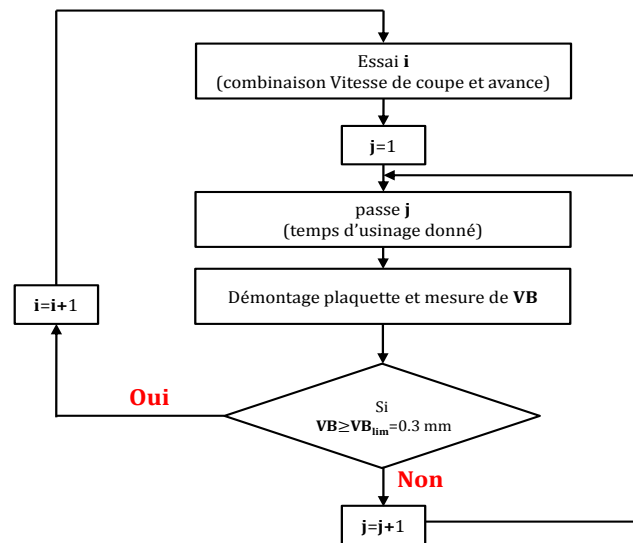


Figure II.26 : Procédure illustrant la réalisation des essais d'usure

Chaque essai i (i allant de 1 jusqu'à un nombre de combinaison sélectionnée) comporte plusieurs passes (n passes) où chaque passe signifie l'enlèvement d'une quantité de matière donnée (correspondant à une longueur et un temps d'usinage donnés). A la fin de chaque passe j , la plaquette est enlevée de son porte outil afin de mesurer l'usure en dépouille VB . Puis la plaquette est remise à sa place pour procéder à la passe $j + 1$ (Fig II.26). A chaque montage et démontage de la plaquette, des précautions ont été prises en veillant à conserver la même position de la plaquette vis-à-vis du thermocouple et du porte outil. Lorsque la valeur de l'usure en dépouille limite $VB_{lim} = 0.3 \text{ mm}^7$ est atteinte, l'essai i est alors arrêté et la plaquette changée. Un nouvel essai $i+1$ commence alors (nouvelle combinaison de vitesse de coupe et avance) comportant également plusieurs passes.

2.3.1 Analyse de l'évolution des efforts d'usinage

Les efforts d'usinage mesurés par la table Kistler ont été dépouillés, via MATLAB®, en utilisant un filtre médian dont la fréquence de coupure est adaptée en fonction du niveau de bruit. Ainsi, l'effort moyen correspondant à chaque essai et à chaque passe est calculé en plus des valeurs minimale et maximale de l'effort (calculées à partir de l'écart-type). Bien qu'en tournage les vibrations peuvent affecter la précision géométrique et dimensionnelle de la pièce finie mais aussi l'usure des outils de coupe, dans le cadre de cette étude les effets des vibrations sont négligés.

(i) Efforts de coupe

D'après les Figs II.16 et II.22, au cours de la coupe l'apparition et l'évolution de l'usure ont un effet important sur les efforts de coupe. La Figure II.27 présente ainsi les efforts de coupe enregistrés à la première et à la dernière passe de chaque essai c'est-à-dire lorsque l'usure en dépouille mesurée VB s'approche de la limite VB_{lim} . F_{c1} correspond à la valeur enregistrée pour la première passe et F_{c2} correspond à la valeur enregistrée pour la dernière passe. Notons que l'outil a usiné une même quantité de matière lors de la première et la dernière passe.

⁷ Critère donné par NF E 66-505

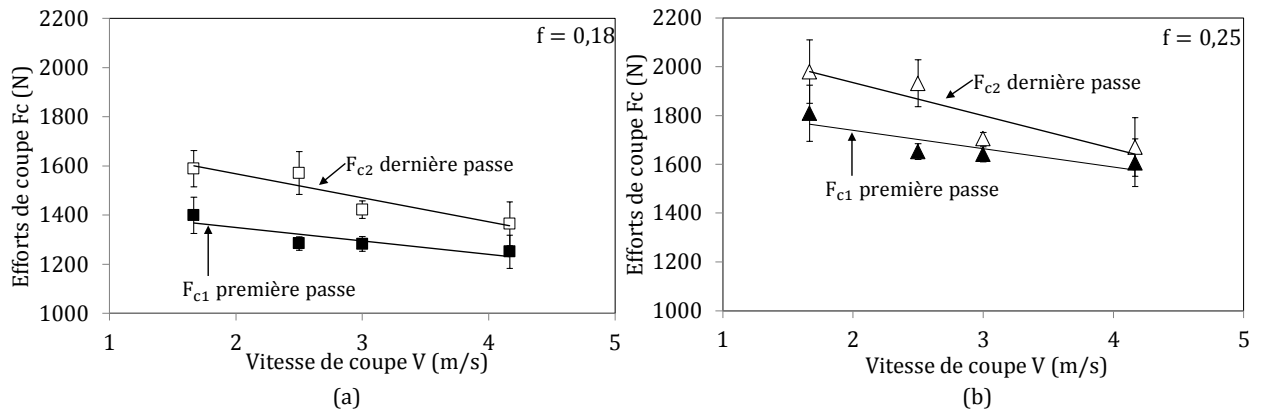


Figure II.27 : Efforts de coupe en fonction de la vitesse de coupe. F_{c1} mesuré en début d'usinage, F_{c2} mesure en fin d'usinage pour (a) $f = 0.18$ mm et (b) $f = 0.25$ mm

Nous retrouvons les mêmes influences de V et de f sur les mesures à la première et dernière passe (F_{c1} , F_{c2}), à savoir une augmentation avec l'augmentation de l'avance et une diminution avec l'augmentation de la vitesse de coupe. Pour une vitesse de coupe et une avance données, $F_{c1} < F_{c2}$ ce qui correspond à une évolution classique des efforts vis-à-vis de l'usure surtout vis-à-vis de l'augmentation du contact sur la face en dépouille [16] (conséquence de l'usure). Cependant, il semble de la Fig II.27 pour les deux cas d'avance considérés que la différence entre F_{c1} et F_{c2} devient moins importante lorsque V augmente (voir Fig II.29). En effet, si l'usure en dépouille a tendance à augmenter les efforts de coupe, l'usure en cratère (qui s'intensifie avec V) a quant à elle tendance à faire diminuer les efforts de coupe, vue que le cratère formé sur la face de coupe va donner une nouvelle géométrie pour l'outil de coupe avec un angle de coupe positif [54, 116] (Coupe négative de l'outil de coupe).

(ii) Efforts d'avance

Dans le but de souligner l'effet de l'usure en dépouille sur l'effort d'avance, la Fig II.28 donne les efforts d'avance enregistrés au début et à la fin de chaque essai (F_{a1} pour la première passe et F_{a2} pour la dernière passe).

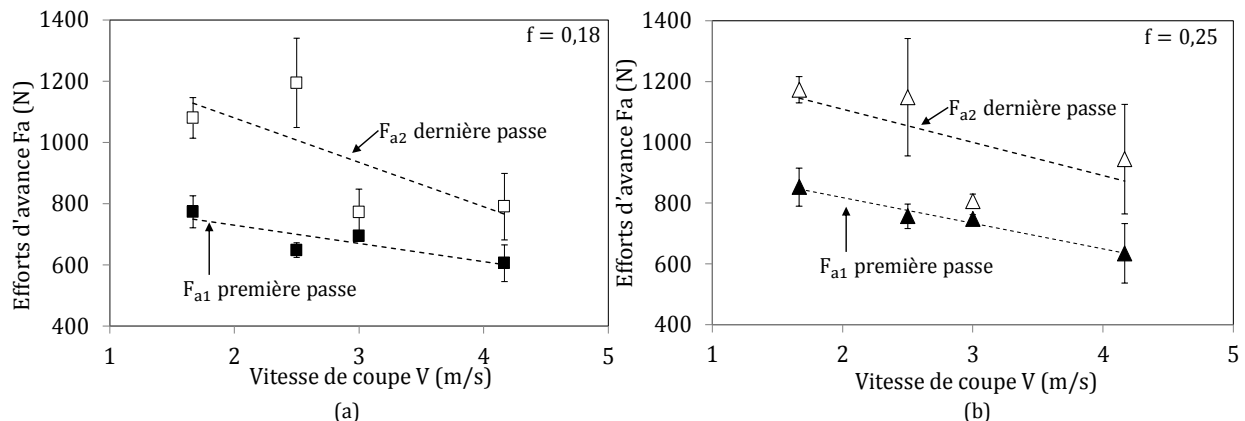


Figure II.28 : Efforts d'avance en fonction de la vitesse de coupe. F_{a1} mesure en début d'usinage, F_{a2} mesure en fin d'usinage pour (a) $f = 0.18$ mm et (b) $f = 0.25$ mm

Là aussi nous retrouvons l'influence de V et de f où les efforts d'avance augmentent avec l'augmentation de l'avance et diminuent avec l'augmentation de la vitesse de coupe. Toutefois, d'après la Fig II.29 qui illustre la différence en pourcentage entre les efforts enregistrés à la première passe et à la dernière passe, l'effet de l'usure en dépouille est plus important sur les efforts d'avance F_a dans lequel un écart relevé de 50% au maximum (pour $V = 1.667$ m/s $f = 0.18$ mm) contre un écart relevé de 18% au maximum relevé pour les efforts de coupe F_c (pour $V = 1.667$ m/s $f = 0.18$ mm).

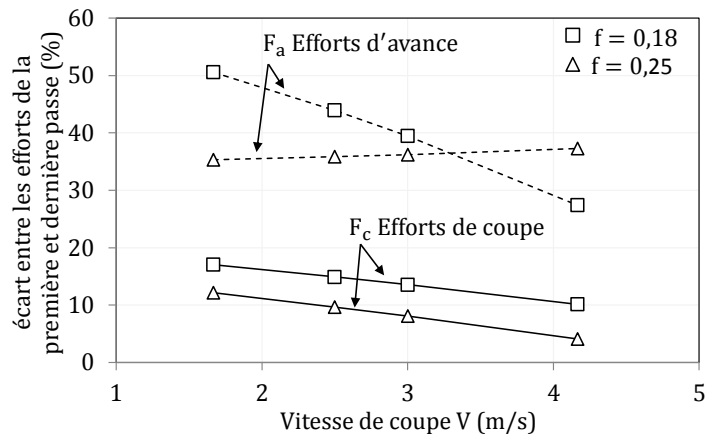


Figure II.29 : Ecart entre les efforts relevés à la première passe (F_{c1}, F_{a1}) et les efforts relevés à la dernière passe (F_{c2}, F_{a2}) pour les deux cas d'avance considérés $f = 0.18\text{mm}$ et $f = 0.25\text{mm}$

2.3.2 Analyse de la température de coupe

Les températures présentées dans ce paragraphe ont été mesurées à l'aide d'un thermocouple placé à l'intérieur de la plaquette de coupe (Fig II.10).

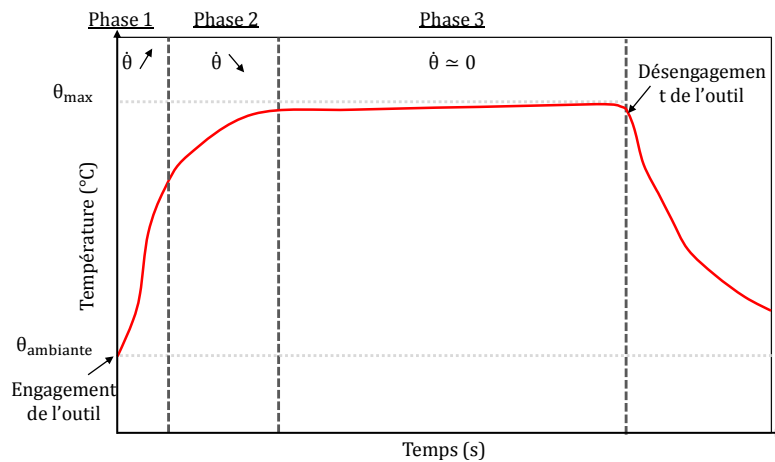


Figure II.30 : Courbe conventionnelle de température au cours d'un essai d'usinage, $\theta_{\max}$ la température maximale atteinte, θ_{ambiante} est la température ambiante avant usinage

La courbe conventionnelle décrivant l'évolution de la température au cours du temps d'usinage est illustré en Fig II.30. Le signal relève généralement 3 phases entre l'engagement et le désengagement de l'outil :

Phase 1 : Dès l'engagement de l'outil la température augmente rapidement.

Phase 2 : Le taux d'élévation de température $\dot{\theta}$ diminue progressivement.

Phase 3 : Cette phase correspond quasi-stabilisation de l'usinage. La température a atteint une valeur maximale et présente une croissance très faible conduisant à l'observation d'un plateau. Dans certains cas et sous l'effet de l'usure, cette stabilisation peut être interrompue.

La Figure II.31 présente l'évolution de la température lors de la 1^{er} passe pour les différents essais considérés en Fig II.25. Notons que ces relevés sont obtenus pour des temps d'usinage différents ainsi que pour des quantités de matière différentes.

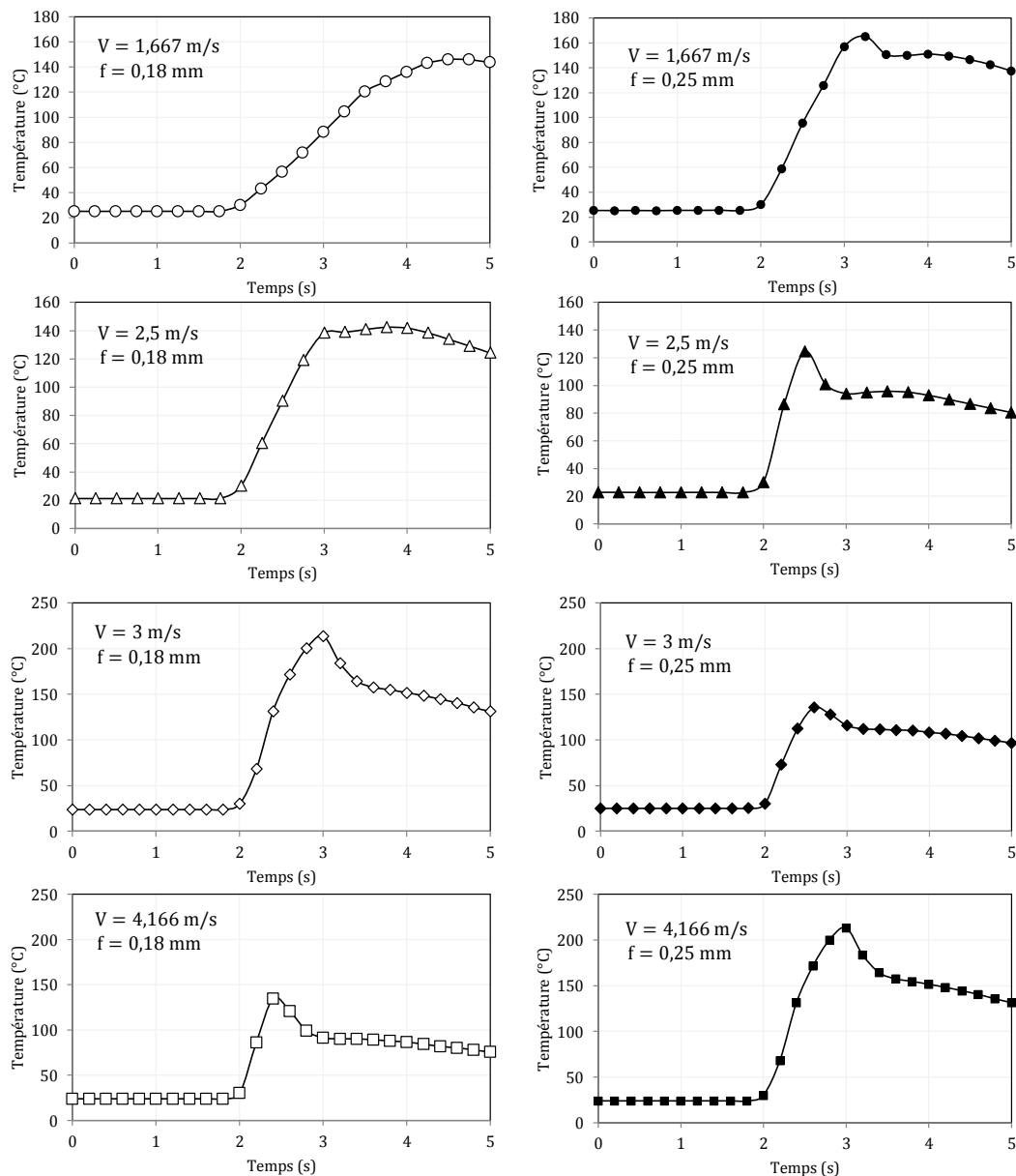


Figure II.31 : Températures mesurées par thermocouples pour différentes vitesses de coupe et deux avances lors de l'usinage à sec de l'acier 42CrMo4 avec des outils de coupe en carbure tungstène WC-Co.

Nous pouvons remarquer que l'allure des différents signaux se limite, dans la plupart des cas, aux phases 1 et 2 de la Fig II.30. Ceci s'explique par les faibles temps d'usinage de l'ordre de la seconde. Nous nous intéressons aux taux d'évolution de la température, pour toutes les conditions de coupe utilisées lors des essais d'usinage. La Fig II.32 présente l'évolution de $\dot{\theta}$ pour toutes les vitesses de coupe et avances considérées. Quelques soit le cas considérés, $\dot{\theta}$ augmente rapidement avant d'atteindre un maximum, puis diminue, pour s'annuler à la fin de l'essai. Toutefois, nous pouvons remarquer que, plus la vitesse de coupe augmente, et plus le taux d'évolution de la température est grand. En effet et comme cela a été également observé dans le cas des efforts d'usinage, l'augmentation de la vitesse de coupe génère des températures plus importantes dans l'outil de coupe en raison des frottements intenses et de la déformation importante du matériau usiné.

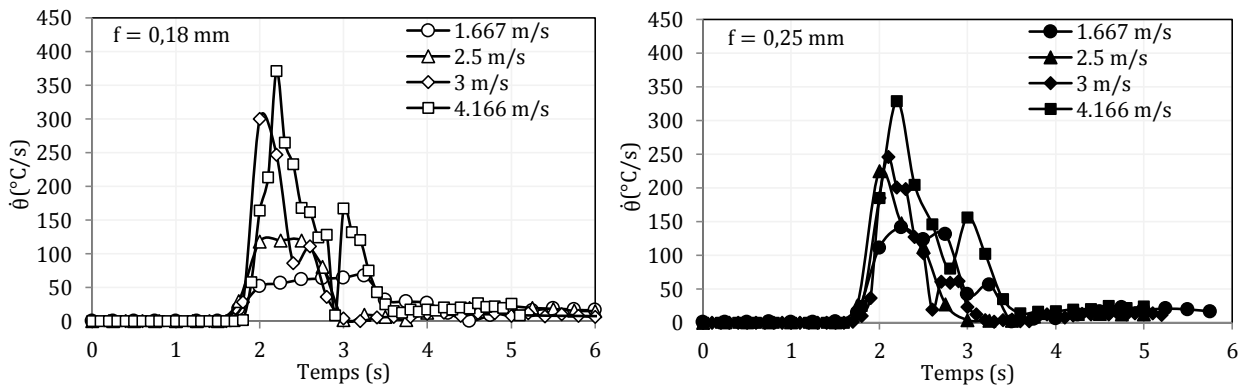


Figure II.32 : Taux d'évolution de la température $\dot{\theta}$ en fonction des quatre vitesses de coupe 1.667, 2.5, 3 et 4.166 m/s dans les deux cas d'avance 0.18 et 0.25 mm.

La Fig II.32 suggère que pour les vitesses de coupe élevées l'activation du mode d'usure par diffusion est possible.

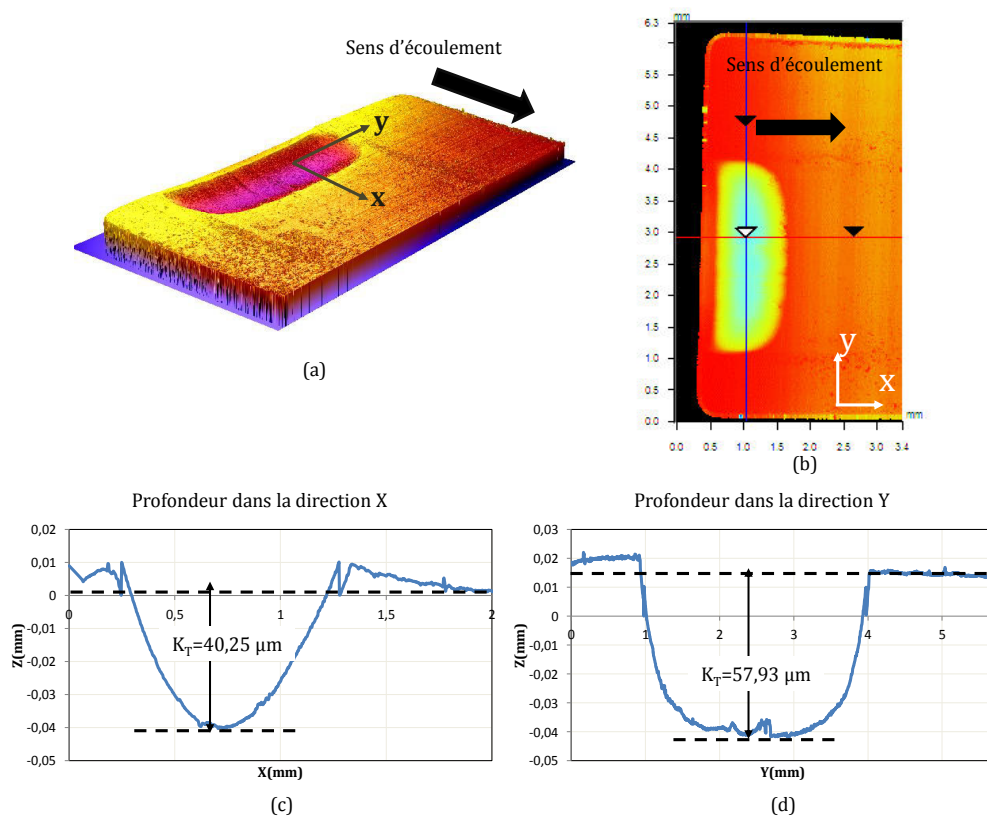
3 Analyse de l'usure des outils de coupe

Dans la suite de cette section, nous allons étudier la manifestation de l'usure sur les faces de coupe et de dépouille. La caractérisation et l'estimation de l'usure des outils de coupe sont liées à des grandeurs mesurables définies par la norme NF E66-505 qui, rappelons-le, sont la profondeur du cratère K_T et sa position par rapport à l'arête de coupe K_M . Pour une meilleure évaluation de l'usure en cratère, deux paramètres supplémentaires sont utilisés, la largeur et le volume du cratère, notés respectivement K_B et VK_T . Quant à la face de dépouille, la caractérisation de l'usure se fait par un seul paramètre VB.

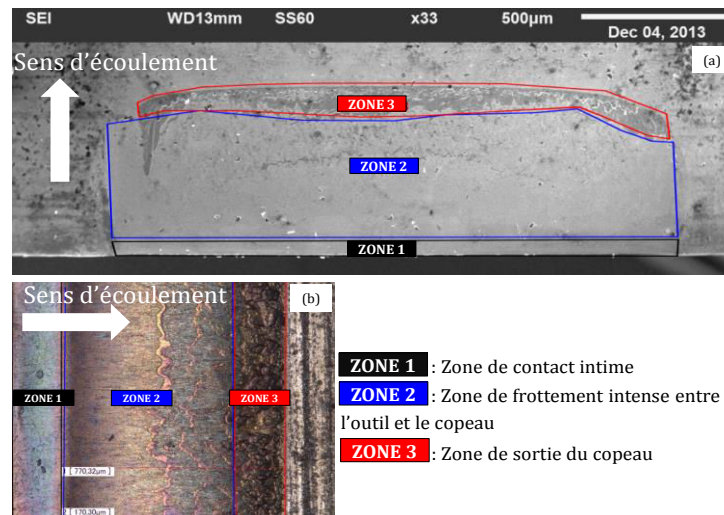
3.1 Usure sur la face de coupe ou usure en cratère

3.1.1 Analyse qualitative de l'usure en cratère

Les grandeurs caractérisant le cratère sur la face de coupe (K_T, K_M, K_B, VK_T) sont déterminées à partir des micrographies obtenues par microscopie optique ou des topographies de surface obtenues par un profilomètre à lumière blanche. La Fig II.33(a) illustre un exemple de topographie 3D de l'usure en cratère de l'outil de coupe en WC-Co obtenu à l'aide du profilomètre 3D. Cette topographie 3D permet à son tour d'obtenir un profil 2D (Fig II.33 b) du cratère dans la direction X (Fig II.33 c) et la direction Y (Fig II.33 d).



L'observation de la face de coupe de l'outil pour toutes les conditions de coupe considérées, montre que la surface de frottement sur la face de coupe ou l'interface outil/copeau met en évidence trois zones dans lesquelles les sollicitations thermiques et mécaniques présentent des différences. La Figure II.34(b) obtenue par microscopie optique associée à la Fig. II.34(a) réalisée sur le MEB montre à titre d'exemple ces trois zones de la face de coupe pour le cas $V = 2.5 \text{ m/s}$ et $f = 0.25 \text{ mm}$.



ZONE 1 : Cette zone est proche de l'arête de coupe. Elle est désignée par M'Saoubi [12] zone de contact intime outil/copeau et soumise à une forte pression. Sous l'effet de cette dernière, des soudures se créent entre l'outil et le copeau [12, 16]. Des fragments de matière provenant du copeau restent accrochés dans cette zone pour les faibles vitesses de coupe, comme illustré sur la micrographie optique de la Fig II.35. Cette dernière montre des résidus de matière provenant du copeau, collés dans la zone 1 pendant les premières passes.

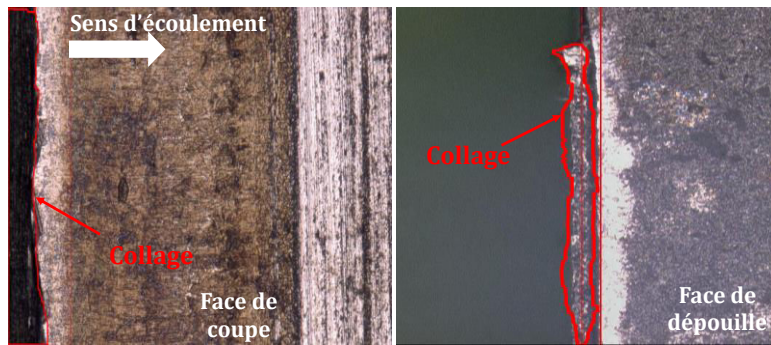


Figure II.35 : Arête rapporté sur la zone 1 au début de l'essai d'usure pour $V = 2.5 \text{ m/s}$, $f = 0.25 \text{ mm}$.

L'évacuation de ces fragments de copeaux adhérents peut s'accompagner d'arrachement d'une partie de la couche superficielle de l'outil sur laquelle s'est constitué le dépôt. La zone 1 est alors « émoussé » et ce phénomène d'usure, appelé attrition, va dépendre des conditions de coupe. Ce phénomène est encore plus néfaste vers la fin de l'usinage, au moment où l'outil se désengage de la pièce. La taille de cette zone dépend des conditions de coupe et plus spécifiquement de la vitesse de coupe.

Il arrive parfois que la pointe de l'outil subit une déformation plastique sous l'effet des hautes pressions associées à des hautes températures. Cette usure se traduit par affaiblissement de la pointe de l'outil allant même parfois à la rupture comme c'est le cas dans la Fig II.36. Ce phénomène est prononcé pour les grandes vitesses de coupe et les grandes avances.

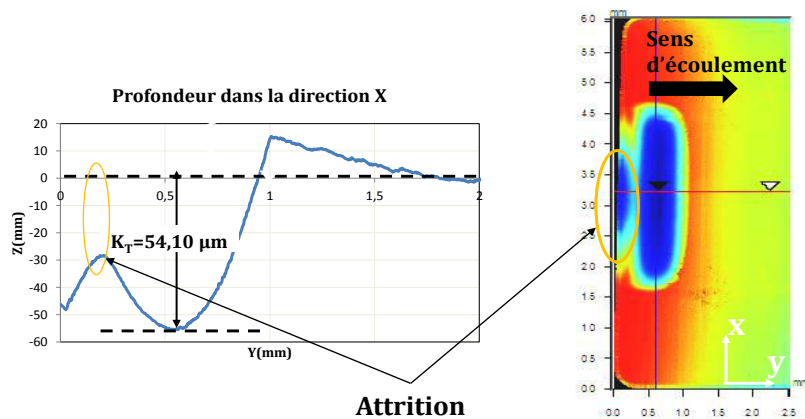


Figure II.36 : Topographie du cratère dans la direction X à la fin de la coupe. $V = 3 \text{ m/s}$, $f = 0.18 \text{ mm}$.

ZONE 2 : c'est la zone de frottement intense outil/copeau siège caractérisant la formation du cratère. D'après Nouari et al. [117], la température au niveau de la face de coupe peut atteindre 800 à 1000°C pour une vitesse de coupe $V = 2 \text{ m/s}$ et une avance $f = 0.25 \text{ mm}$. Sachant que ces résultats ont été trouvés par simulation numérique en condition de coupe orthogonale d'un acier 42CrMo4 avec un outil en carbure tungstène non revêtu, nous pouvons penser que l'usure en cratère résulte essentiellement de l'usure par diffusion. Cette constatation est partagée par Devillez et al. [118] qui ont utilisé à leur tour un acier 42CrMo4 et un outil en carbure de tungstène non revêtu en configuration de coupe orthogonale. Toutefois, Nouari et al [117] confirme que d'autres modes d'usure sont activés (abrasion et adhésion) surtout pour les faibles vitesses de coupe et contribuent donc au volume final du cratère formé. Pour certaines conditions de coupe on observe quelques couches d'adhésion de la matière usinée (Fig II.37).

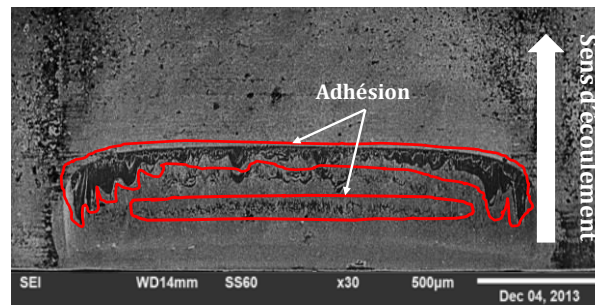


Figure II.37 : Collage de fer dans la zone 3. $V = 3 \text{ m/s}$, $f = 0.25 \text{ mm}$

ZONE 3 : Elle caractérise la sortie de la zone de frottement intense. Nous y observons une adhésion de la matière usinée pour toutes les conditions de coupe. La Figure II.37 confirme la présence d'une couche épaisse de transfert en sortie du contact dans la zone de séparation outil/copeau (pour les conditions de coupe $V = 3 \text{ m/s}$, $f = 0.25 \text{ mm}$).

Une analyse chimique par EDS a été réalisée sur l'ensemble du cratère (trois zones) illustrée par la Fig II.38 pour le cas de $V = 3 \text{ m/s}$ et $f = 0.18 \text{ mm}$. La Figure II.38 regroupe les cartographies des éléments chimiques fer, tungstène, cobalt et oxygène. De manière qualitative, l'augmentation de la densité des pixels blancs dans une image indique que l'élément considéré est présent en forte teneur. Le transfert apparaît très riche en fer et semble être concentré au niveau de la zone 3, c'est-à-dire à la sortie du cratère confirmant ainsi les observations faites sur la Fig II.37.

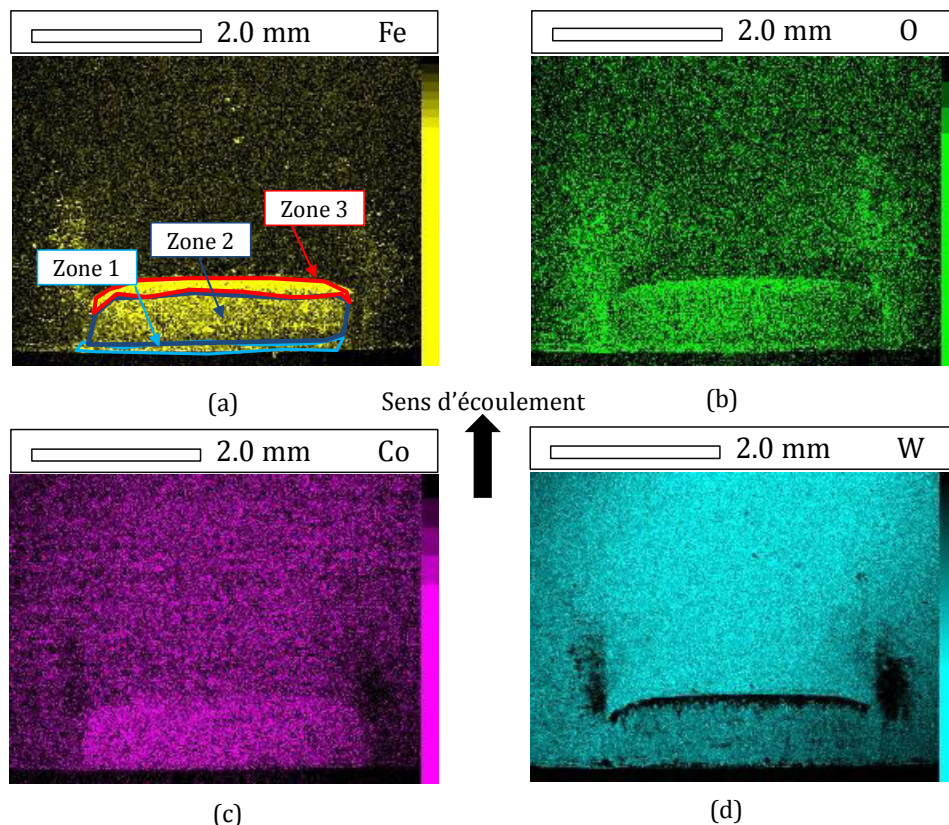


Figure II.38 : Analyse EDS. Composition des différents éléments présents dans le cratère formé sur la face de coupe de l'outil. $V = 3 \text{ m/s}$, $f = 0.18 \text{ mm}$

Le transfert s'organise sous forme de couches successives, comme c'est indiqué sur la micrographie Fig II.39. Ces couches évoluent donc dans le contact au cours de l'essai.

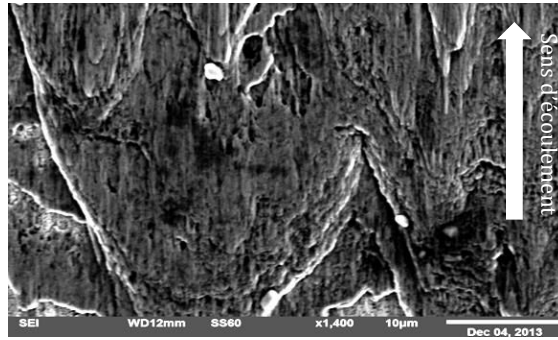


Figure II.39 : Micrographie MEB. Mise en évidence de l'oxyde de fer FeO

Une quantité aussi élevée en pixels relatifs à la présence d'oxygène, (Fig II.38 b), indique que le transfert adhérent d'acier est partiellement oxydé.

La Figure II.38(d) montre que, mise à part la zone de séparation outil/copeau (zone 3), la plaquette est riche en tungstène W. Ainsi, la diffusion de cet élément (W) dans la couche de transfert en Fe (Figure II.38 a) n'est pas mise en évidence. En revanche, la Fig II.38(c) permet de constater que le liant cobalt est présent dans les trois zones du cratère surtout au niveau de la zone 3 concentrée en Fe. La présence de cet élément dans la zone 3 peut suggérer la diffusion du cobalt dans l'acier. Par conséquent, cette diffusion peut fragiliser la cohésion entre les grains de WC [55, 66] entraînant l'arrachement de quelques fragments de grains WC avec une possibilité de transport de ces fragments à l'intérieur du contact outil/copeau. Néanmoins cette observation reste à vérifier par des techniques expérimentales dédiées à la caractérisation de l'usure par diffusion.

3.1.2 Analyse quantitative de l'usure

(i) Usure sur la face de coupe

Les images 2D obtenues par le profilomètre à lumière blanche permettent d'obtenir quantitativement la largeur du cratère K_B qui correspond à la largeur de la zone 2 et 3, sa position par rapport à l'arête de coupe K_M ainsi que la longueur totale du contact outil/copeau noté L_c qui sera égale à la largeur des trois zones illustrées précédemment. Or, d'après la Fig II.40 et les conclusions du chapitre 1, il a été admis que le contact outil/copeau de longueur totale L_c est divisé en deux zones séparées par une zone de transition de longueur L_t . Une zone, de longueur L_s , où le contact est dit collant et la vitesse de glissement du copeau est quasi nulle. Une zone, appelée zone du contact glissant, où la vitesse de glissement est non nulle et de longueur $L_c - L_s$.

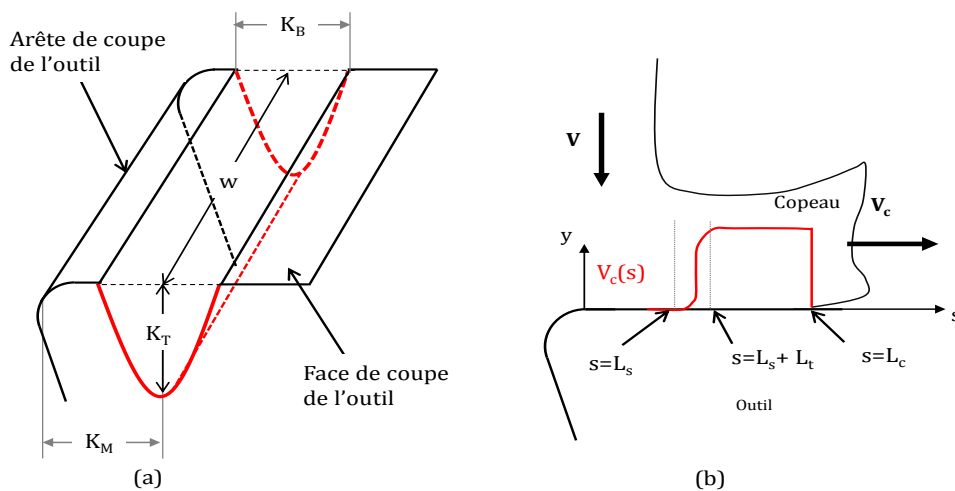


Figure II.40 : (a) Vue schématisée du cratère formé par abrasion sur la face de coupe de l'outil ; K_B est la largeur du cratère, K_M est la position relative du cratère par rapport à l'arête de coupe et K_T est la profondeur du cratère. (b) Illustration des différentes zones constituant l'interface de contact outil/copeau, L_c est la longueur totale du contact, L_t

est la longueur de la zone de transition, L_s est la longueur de la zone collante du contact, $V_c(s)$ est la vitesse de glissement du copeau.

Le mode d'usure par adhésion se manifeste uniquement dans la zone 1 où il y a eu du collage. Le mode d'usure par diffusion est susceptible de se manifester sur toute la longueur du contact. Tandis que le mode d'usure par abrasion ne se manifeste qu'au niveau des zones 2 et 3 où la vitesse du glissement du copeau est non nulle, c'est-à-dire dans la zone du contact glissant et dans la zone de transition. Par conséquent, en utilisant l'Eq (II.5) suivante et à partir des mesures expérimentales des paramètres K_B et K_T nous pouvons remonter aux autres paramètres qui caractérisent le contact outil/copeau:

$$\begin{aligned} K_B &= L_c - L_s \\ K_M &= L_s + \frac{L_c - L_s}{2} \end{aligned} \quad (II.5)$$

Il est à noter que la longueur totale du contact outil copeau L_c correspond à la longueur des trois zones de la Fig II.34. La Figure II.41 montre quelques exemples de mesures de ces grandeurs :

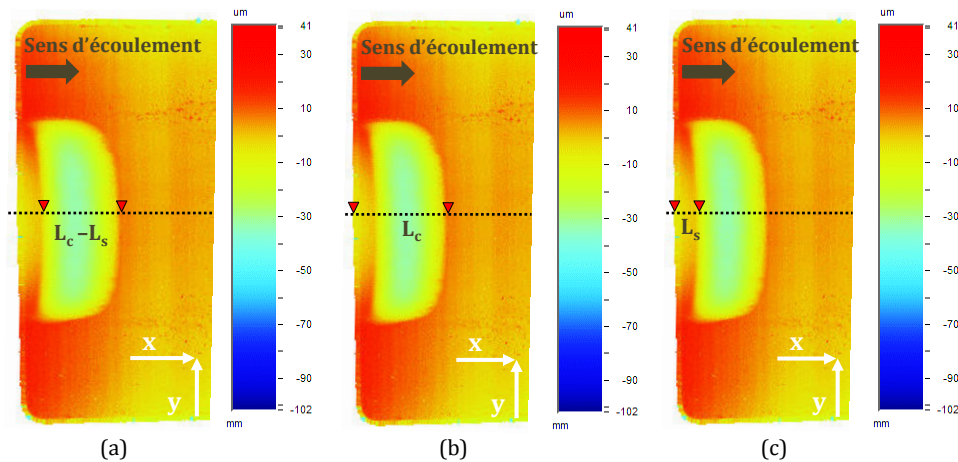


Figure II.41 : Longueur totale L_c , longueur glissante $L_c - L_s$ et longueur collante L_s

La Figure II.42(a) montre que la largeur du cratère K_B décroît avec l'augmentation de la vitesse de coupe. D'après Devillez et al. [118], ce résultat peut être lié au comportement du copeau durant l'usinage. Lors de la coupe du 42CrMo4 avec carbure tungstène, Devillez et al. [118] remarquent que le rayon de courbure pris par le copeau diminue lorsque la vitesse augmente. Ce rayon de courbure aura un effet sur la largeur du cratère.

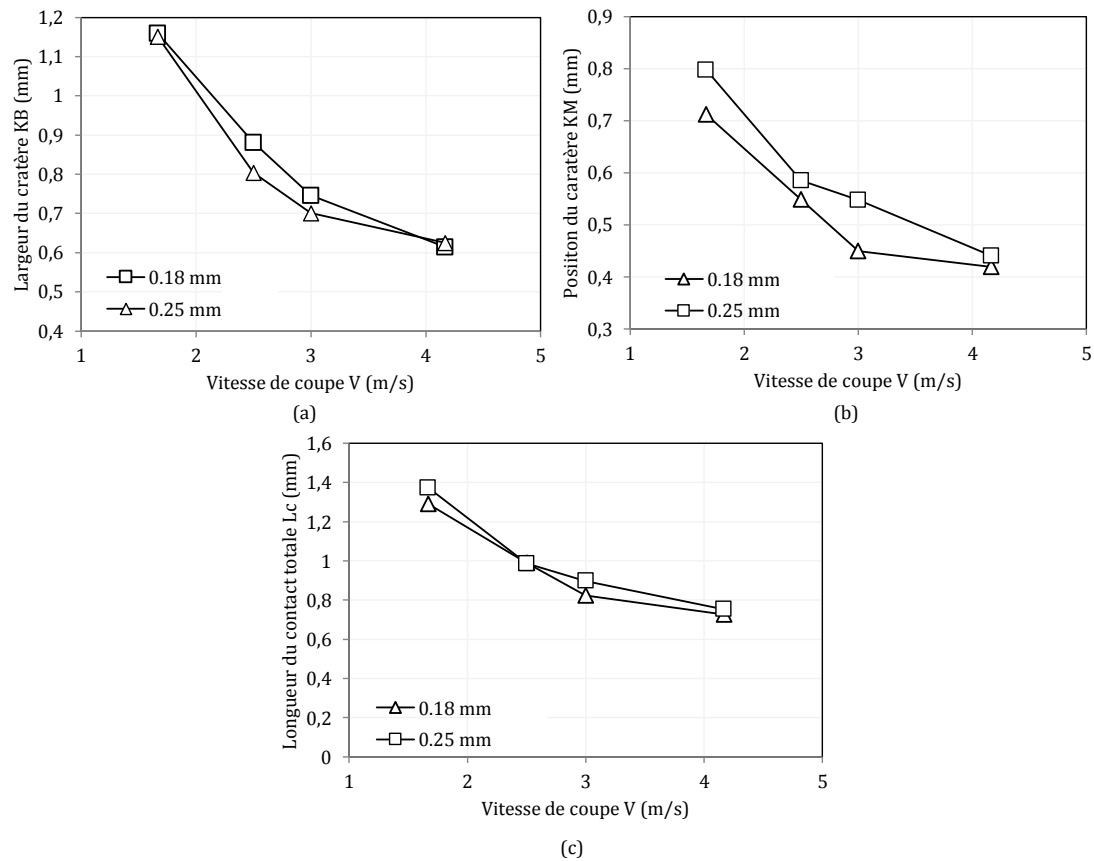


Figure II.42 : (a) Largeur du cratère K_B , (b) position du cratère K_M et (c) longueur totale du contact outil/copeau L_c en fonction de la vitesse de coupe pour $f = 0.18$ et 0.25 mm.

Ces mêmes observations ont été faites par Abukhshim et al. [119] et par Kagnaya et al. [66] dans le cas d'usinage d'autres types d'aciers. Aucune influence notable de l'avance n'est relevée à partir de la Fig II.42. On utilisera les mêmes observations et explications pour décrire l'évolution de la position du cratère K_M en fonction de la vitesse de coupe exposée dans la Fig II.42(b).

Dans la Fig II.44, la profondeur du cratère K_T et de son volume V_{KT} sont représentés en fonction de la vitesse de coupe pour les deux cas d'avance considérés. L'hypothèse d'une forme parabolique du cratère d'usure (voir II.40a) conduit à l'estimation du volume V_{KT} comme suit :

$$V_{KT} = \frac{2}{3} w (L_c - L_s) K_T \quad (II.6)$$

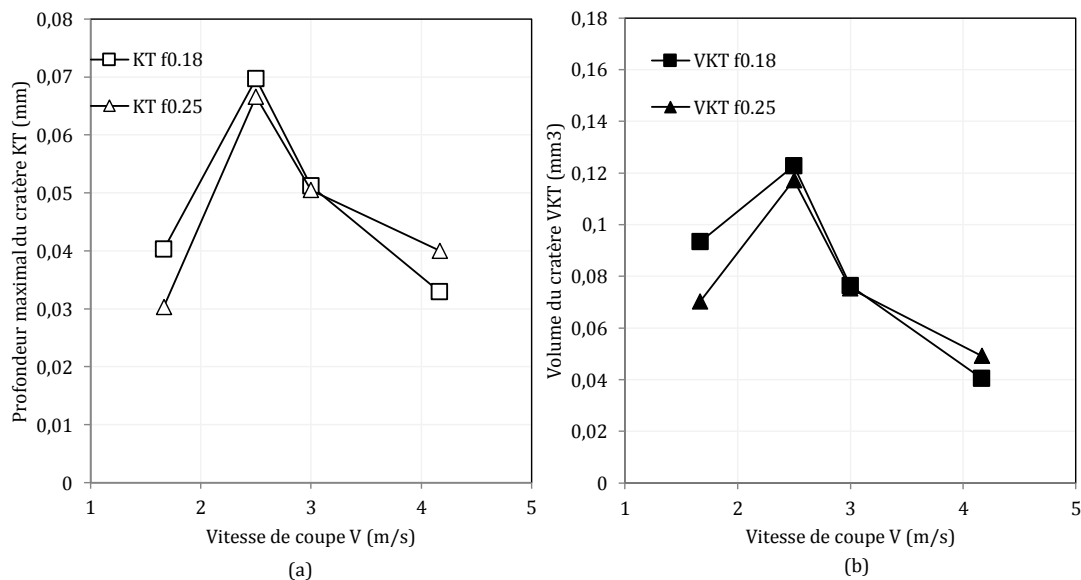


Figure II.43 : Evolution de la profondeur du cratère K_T et de son volume VK_T en fonction de la vitesse de coupe pour différentes valeurs d'avances.

Notons que la profondeur du cratère (K_T) et de son volume (VK_T) sont relevés lors de la dernière passe, par conséquent, les valeurs de ces paramètres dans la Fig II.44 sont obtenus pour des temps d'usinage différents. Nous représentons dans la Fig II.44 le taux d'évolution de la profondeur du cratère et de son volume exprimé en mm/s défini par le rapport entre la profondeur K_T et le volume VK_T du cratère et le temps d'usinage totale correspondants à chaque condition de coupe. Cette représentation permet d'évaluer l'effet de la vitesse de coupe sur K_T et VK_T .

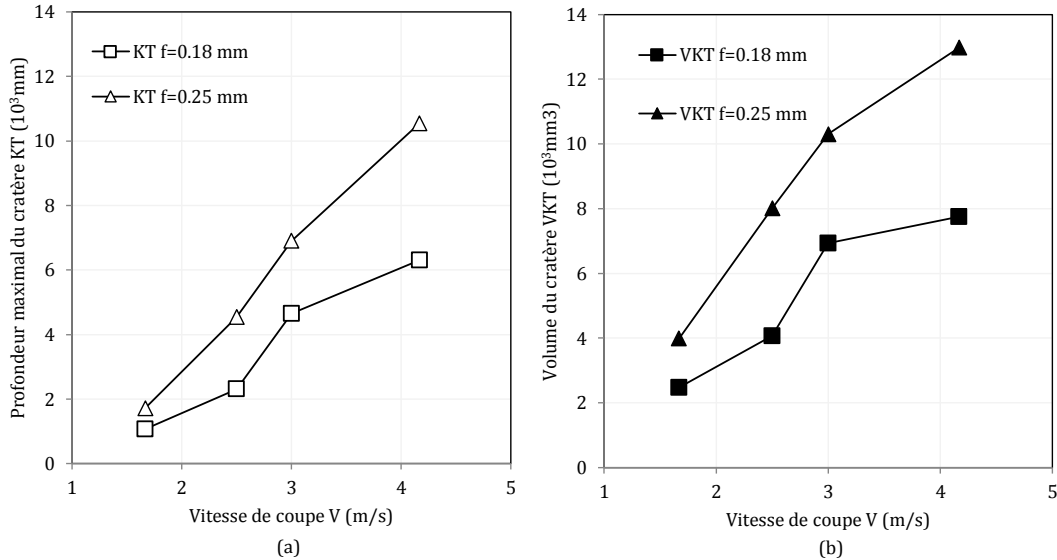


Figure II.44 : Evolution de la profondeur du cratère K_T et de son volume VK_T en fonction de la vitesse de coupe pour différentes valeurs d'avances.

Il est d'un certain intérêt de remarquer que pour les deux cas d'avances, les courbes des paramètres de profondeur (K_T) et du volume (VK_T) augmentent avec la vitesse de coupe. Ce résultat est similaire à celui enregistré précédemment dans les travaux de Nouari et al [117] ou Gekonde et al. [51]. Ces auteurs ont décrit le cratère comme étant une conséquence de l'usure par diffusion. Or, dans la présente analyse, les temps d'usinage courts laissent penser qu'il ne peut pas s'agir, uniquement, d'une usure par diffusion. Les niveaux des cratères obtenus pour cette plage de vitesse sont la conséquence d'une combinaison de plusieurs types d'usure avec, néanmoins une prédominance de l'usure par abrasion pour les faibles vitesses de coupe et une prédominance de l'usure par diffusion pour les grandes vitesses de coupe comme le suggèrent ces même auteurs [117] [51]. Nous remarquons aussi que le taux d'évolution de la profondeur du cratère K_T et de son volume VK_T réagit également vis-à-vis du changement de la valeur de l'avance où, l'augmentation de l'avance entraîne une augmentation de l'usure.

Enfin, les valeurs enregistrées pour la profondeur du cratère (K_T) restent acceptables et ne dépassent pas les 0.07 mm. Cette valeur reste inférieure à la limite autorisée K_{TLim} qui rappelons-le est déterminé par $K_{TLim} = 0.06 + 0.3f$ (chapitre 1 page 17) et qui vaut $K_{TLim} = 0.114$ mm pour $f = 0.18$ mm et $K_{TLim} = 0.135$ mm pour $f = 0.25$ mm.

(ii) Usure sur la face de dépouille, usure en dépouille VB

Pour compléter notre analyse de l'usure, la largeur de la bande d'usure en dépouille VB a été déterminée par analyse d'images en microscopie optique. Dans un souci de précision, la mesure de l'usure en dépouille a été faite sur une largeur de l'outil qui présente une évolution régulière du VB. Les mesures ont été répétées trois fois conduisant à une valeur identifiée avec une incertitude de $\pm 10\%$ pour toutes les conditions de coupe utilisées.

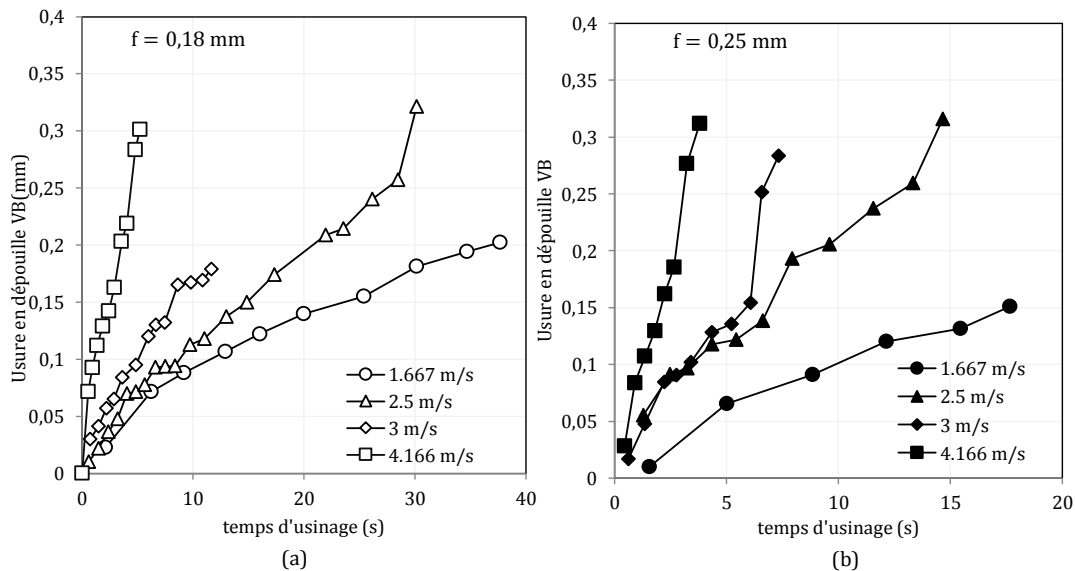


Figure II.45 : Evolution de l'usure en dépouille VB en fonction du temps pour différentes vitesses de coupe V (a) $f = 0.18$ mm (b) $f = 0.25$ mm

La Figure II.45 illustre l'évolution de VB en fonction du temps d'usinage pour différentes vitesses de coupe. Elle montre clairement que l'évolution de VB est plus rapide pour les vitesses de coupe élevées.

A titre d'exemple, pour le cas de $V = 1.667$ m/s et $f = 0.25$ mm la valeur maximale mesurée de VB est d'environ 0.15 mm après une durée de 18s. Cette valeur de VB est presque équivalente à celle obtenue pour la vitesse de coupe de 4.166 m/s après seulement 2.5s de coupe. Mais il faut préciser que la vitesse de coupe 1.667 m/s ne fait pas partie des conditions de coupe « stables » déterminées à partir des résultats du COM (Fig II.25). Cette vitesse de coupe permet néanmoins de considérer des durées de coupe plus longues avant la dégradation ultime de la plaquette. Enfin, les vitesses 2.5 et 3 m/s considérées comme des vitesses de coupe « stables » présentent une évolution similaire avec une croissance de VB moins rapide pour 2.5 m/s que pour 3 m/s.

Comme illustré par ailleurs dans la Fig II.46, l'avance f semble avoir un effet assez prononcé sur l'évolution de l'usure en dépouille VB puisque une augmentation de l'avance f entraîne une augmentation de VB. Cet effet, peut être expliqué par les niveaux des efforts atteints pour $f = 0.18$ mm et $f = 0.25$ mm illustrés par La Fig II.22(a). L'augmentation de l'avance est suivie par une augmentation quasi-linéaire des efforts de coupe F_c et d'avance F_a (en raison de l'augmentation de la section découpée $f \times w$). Cela se traduit par conséquent par une augmentation de l'usure en dépouille VB [16].

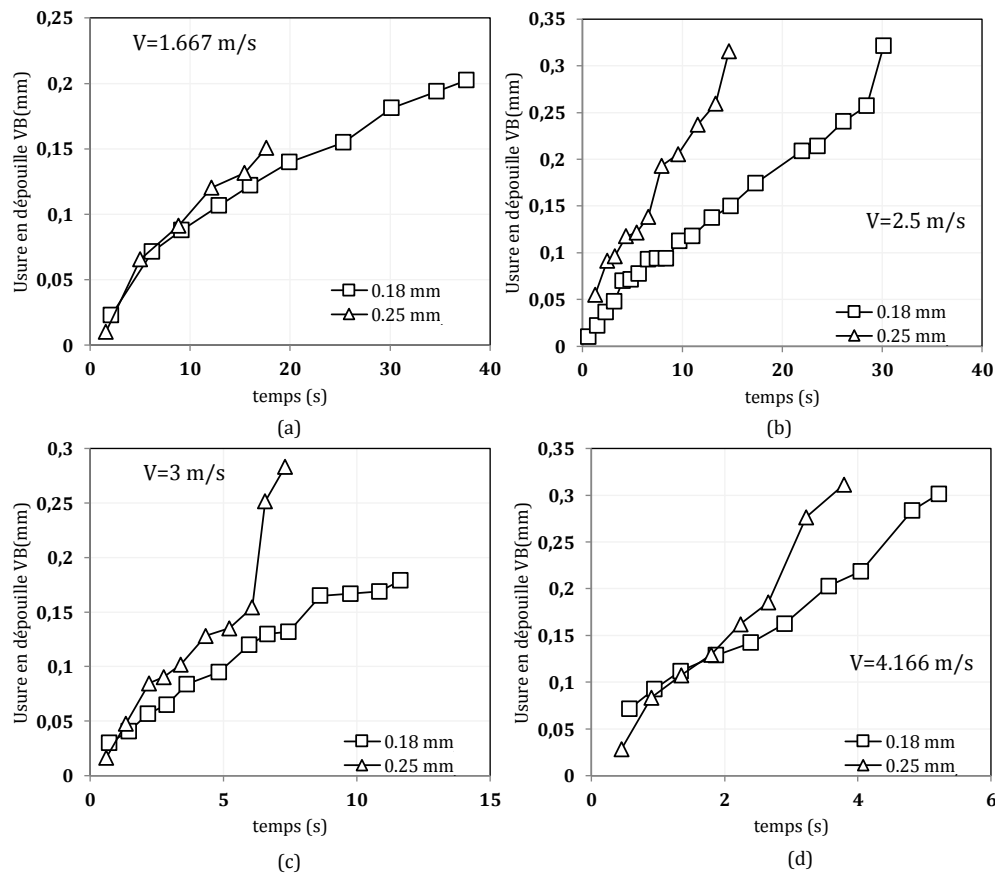


Figure II.46 : Effet de l'avance ($f = 0.18$ et 0.25 mm) sur l'usure en dépouille pour différentes vitesses de coupe $V =$ (a) 1.667 m/s (b) 2.5 m/s (c) 3 m/s (d) 4.166 m/s

Il a été montré dans le cas de l'usinage des aciers que sur la face de dépouille les températures ne peuvent pas dépasser les 600°C [98], le mode d'usure par abrasion est donc le mode d'usure dominant.

Conclusion

Dans ce chapitre, une étude expérimentale détaillée a été réalisée en se plaçant dans une configuration de coupe orthogonale. L'objectif est d'analyser l'usure des outils de coupe en carbure tungstène non revêtu lors de la coupe d'un acier 42CrMo4. Dans ce contexte, un certain nombre d'essais d'usinage ont été réalisés accompagnés de mesures expérimentales pour mettre en évidence la dépendance des phénomènes d'usure aux conditions de coupe et aux efforts de coupe générés lors du processus d'usinage.

Dans la première partie de ce chapitre, nous avons présenté le dispositif expérimental ainsi que la stratégie de réalisation de cette étude expérimentale. Une caractérisation métallurgique des matériaux usinant et usiné a également été présentée.

Dans la deuxième partie de ce chapitre nous avons détaillé la procédure adoptée pour la mise en place des essais d'usinage. Une première série d'essais basée sur une étude du Couple-Outil-Matière : COM a permis de déterminer les conditions de coupe stables et définir la seconde série d'essais qui représente la partie importante de notre travail. Celle-ci porte sur l'étude de l'usure des outils. Il a ainsi été montré que les efforts de coupe sont fortement influencés par l'avance et la vitesse de coupe. Une augmentation de cette dernière entraîne une diminution des efforts de coupe. Cela est dû à l'effet de l'adoucissement thermique qui est accru pour les vitesses de coupe élevées. Les valeurs des températures enregistrées confirment l'importance de la vitesse de coupe.

Enfin, l'analyse de l'usure effectuée dans la dernière partie montre que la cratérisation de la face de coupe est due à de l'usure par diffusion pour les grandes vitesses de coupe (avec une légère contribution d'autres modes d'usure abrasion et adhésion). Pour les faibles vitesses de coupe ($V < 3$ m/s) la caractérisation est essentiellement due à de l'usure par abrasion. C'est ainsi que nous nous sommes intéressés à l'apparition

d'un cratère sur la face de coupe. Sa profondeur, sa largeur et sa position ont été mesurées à l'aide d'un profilomètre à lumière blanche et un microscope. A ce point, nous avons montré que la vitesse de coupe est paramètre le plus influent sur l'usure. La largeur et la position du cratère diminuent avec la vitesse de coupe. Le taux d'évolution de la profondeur du cratère, quant à lui augmente avec la vitesse de coupe. Nous rappelons aussi qu'au cours de cette partie, une analyse chimique par EDS du cratère a permis également de restituer la concentration de chaque élément chimique présent dans le cratère et ainsi suggérer que l'usure par diffusion est le mode d'usure dominant sur la face de coupe.

Sur la face de dépouille, nous avons mesuré la largeur de la bande de frottement entre la face de dépouille de l'outil et la pièce. Il a notamment été mis en évidence que les vitesses de coupe élevées entraînent une usure en dépouille plus rapide. Le mode de dégradation de l'outil en carbure de tungstène est essentiellement de l'abrasion. Toutefois, avec l'augmentation de la vitesse de coupe et sous l'effet de la température, le critère d'usure VB_{lim} atteint rapidement sa valeur limite 0.3 mm après seulement quelques secondes d'usinage.

Le tableau suivant résume les diverses tendances observées sur les modes d'usure en fonction des paramètres de coupe utilisés.

Tableau II.5 : Evolution des modes d'usure en fonction des paramètres de coupe sur les faces de coupe et de dépouille.

	Face de coupe							
	$V_1 = 1.667 \text{ m/s}$		$V_1 = 2.5 \text{ m/s}$		$V_1 = 3 \text{ m/s}$		$V_1 = 4.166 \text{ m/s}$	
	0.18 mm	0.25 mm	0.18 mm	0.25 mm	0.18 mm	0.25 mm	0.18 mm	0.25 mm
Abrasion	++	++	++	++	+	+	+	+
Diffusion	++	++	++	++	+++	+++	++++	++++
Adhésion	++	+++	+	++	+	+	+	+
Déformation plastique	+	+	++	++	+	++	+++	+++
	Face de dépouille							
	$V_1 = 1.667 \text{ m/s}$		$V_1 = 2.5 \text{ m/s}$		$V_1 = 3 \text{ m/s}$		$V_1 = 4.166 \text{ m/s}$	
	0.18 mm	0.25 mm	0.18 mm	0.25 mm	0.18 mm	0.25 mm	0.18 mm	0.25 mm
Abrasion	++++	++++	+++	+++	++	++	+	+
Diffusion	+	+	+	+	++	++	+++	+++

Les résultats de ce chapitre serviront de comparaison avec les résultats donnés par le modèle analytique prédictif de l'usure par abrasion exposé dans le chapitre 3.

Chapitre 3

Modélisation de l'usure par abrasion

Introduction

Le but de ce chapitre est de présenter les étapes de modélisation qui ont abouti à la mise au point du modèle analytique permettant de décrire l'usure par abrasion au cours du processus d'usinage. Ce modèle fait suite à une étude bibliographique réalisée dans le premier chapitre et à une réflexion sur les causes et les conséquences de l'usure par abrasion lors d'un processus de coupe mettant en jeu deux zones de contact, le contact outil/copeau (au niveau de la face de coupe de l'outil) et le contact outil/pièce (au niveau de la face de dépouille).

Il a ainsi été montré au travers d'études antérieures rappelées dans le chapitre 1 [52, 53, 60, 61, 120] que l'usure par abrasion est un phénomène purement mécanique traduisant une perte de matière de l'outil aux niveaux des interfaces outil/copeau et outil/pièce. Ce mode d'usure est le résultat de l'action mécanique des particules dures pouvant avoir plusieurs origines (inclusions non-métalliques contenues dans la pièce à usiner ou débris issus d'autres modes d'usure). Ces particules se trouvent alors piégées dans les zones de contact entre l'outil et la pièce pendant tout le processus de formation du copeau.

Ce chapitre est consacré à l'étape de modélisation par la présentation de 3 modèles dédiés à l'estimation de l'usure par abrasion. Chaque modèle proposé est basé sur des hypothèses qui seront clairement décrites. La transition d'un modèle à un autre se fait par l'introduction de considérations supplémentaires visant à enrichir progressivement l'approche proposée.

1 Description du problème de l'usure

Dans ce travail, le procédé d'usinage est étudié en configuration de coupe orthogonale rappelée en Fig III.1. L'épaisseur de copeau non déformé est notée f , l'épaisseur de copeau déformé désignée par t , la largeur de coupe par w et la vitesse de coupe par V . Le copeau s'écoule le long de la face de coupe de l'outil et exerce une pression P sur les zones de contact avec celui-ci. Lors du processus de formation du copeau, une partie de la matière s'écoule et se trouve en contact avec la face de dépouille. Par conséquent un second contact entre la pièce et l'outil est formé. De la même manière que pour le contact outil/copeau, une pression apparente est exercée dans ce contact et la vitesse de glissement relative de la matière dans cette zone correspond à la vitesse de coupe.

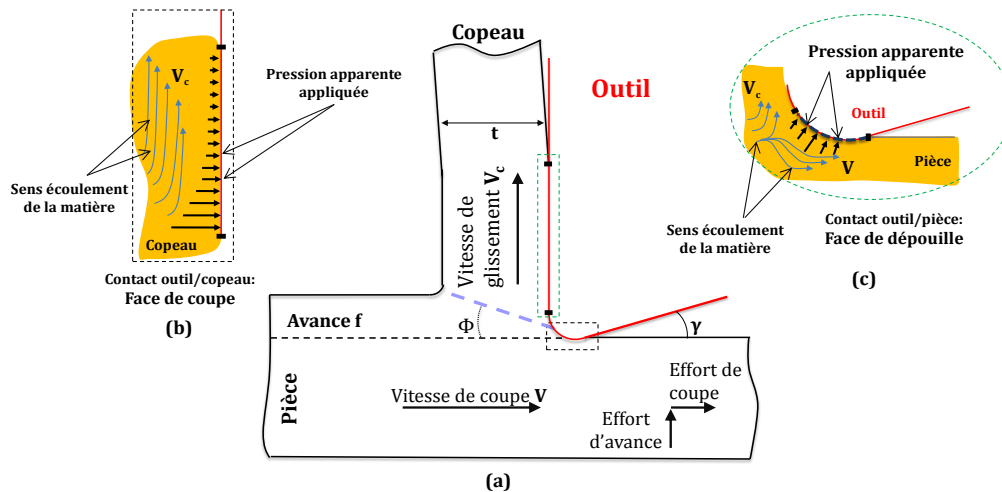


Figure III.1 : (a) Approche 2D de coupe orthogonale. Illustration de l'écoulement de la matière lors du processus de formation du copeau et représentation des zones de contact au niveau de (b) la face de coupe et (c) la face de dépouille de l'outil. f est l'épaisseur du copeau non déformé, t l'épaisseur du copeau déformé, V la vitesse de coupe, V_c la vitesse de glissement à l'interface outil/copeau et γ est l'angle de dépouille.

1.1 Volume élémentaire représentatif VER

Les mécanismes d'usure en général, et ceux de l'usure par abrasion en particulier peuvent être analysés selon trois échelles d'observation. Comme le montre la Fig III.2, l'échelle macroscopique correspond à l'échelle du système outil/copeau/pièce, l'échelle mésoscopique est relative à celle de l'interface des pièces en contact. Les vitesses de glissements relatifs de la matière usinée par rapport à l'outil ainsi que les pressions apparentes appliquées dans les différentes zones de contact constituent les paramètres observables à l'échelle mésoscopique. Enfin, l'échelle microscopique est intimement liée aux particules abrasives piégées dans les zones de contact. La Fig III.2 illustre les différentes échelles d'observations et les grandeurs associées.

A l'échelle mésoscopique, en tout point matériel situé à l'interface outil/copeau et outil/pièce usinée, c'est-à-dire, en chaque position matérielle dénotée par s , on assigne un Volume Élémentaire Représentatif VER de largeur ds (Fig III.2). Au sein de ce VER, on note par N le nombre par unité de surface de particules potentiellement abrasives.

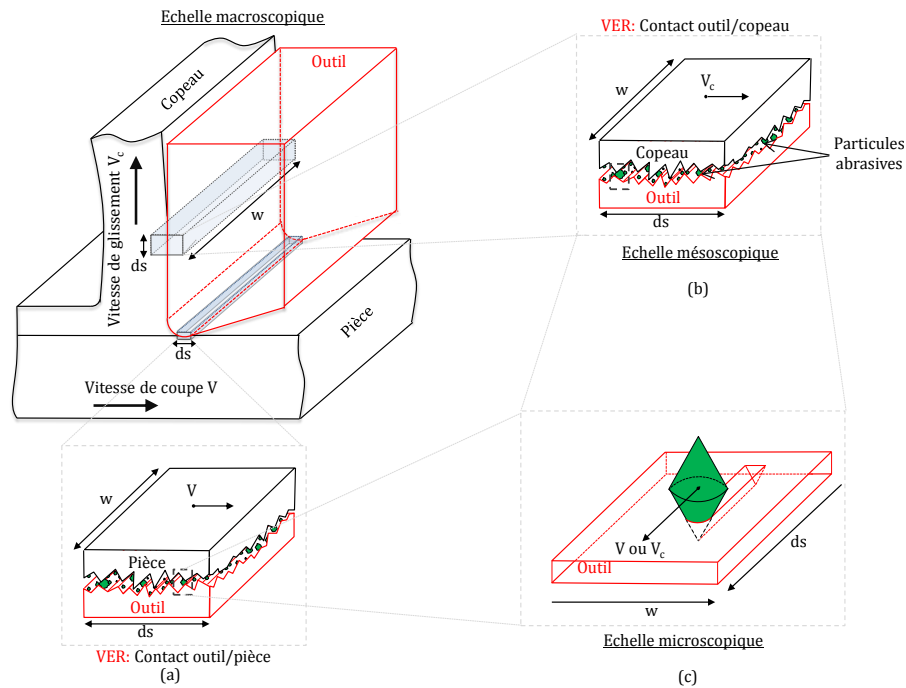


Figure III.2 : Illustration des différentes échelles d'observation dans l'étude de l'usure par abrasion, échelle (a) macroscopique (b) mésoscopique (c) microscopique. Le Volume Élémentaire Représentatif (VER) est constitué d'une population de particules potentiellement abrasives. w est la profondeur du VER, ds sa largeur, V est la vitesse de coupe et V_c est la vitesse de glissement à l'interface outil/copeau.

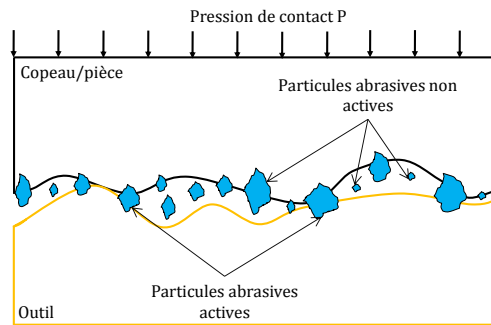


Figure III.3 : Représentation 2D du VER contenant des particules abrasives actives et des particules non actives. P est la pression de contact.

En fonction des conditions de coupe et des propriétés des matériaux en contact, seule une partie de ces particules va réellement participer aux mécanismes d'usure par abrasion. Elles sont qualifiées de particules abrasives actives et leur nombre noté N_{act} vérifie la relation suivante:

$$N_{act} \leq wNds \quad (III.1)$$

Les N_{act} particules sont en contact avec l'outil et le copeau (si l'on considère la face de coupe) ou la pièce (si l'on considère la face en dépouille). Les particules abrasives non actives ne participent pas à l'usure et ne sont alors pas en contact avec l'outil. Afin d'illustrer les notions introduites, la Fig III.3 présente une schématisation de l'interface outil/pièce (au niveau du copeau ou de la face en dépouille) où l'on peut identifier les particules actives (indentées dans les 2 éléments antagonistes) et les particules que l'on suppose participer de façon négligeable au processus d'abrasion (les particules indentées uniquement dans la pièce et les particules libres dans le contact)

1.2 Hypothèses simplificatrices

Avant d'entamer la modélisation de l'usure par abrasion, la mise en place de quelques hypothèses simplificatrices est indispensable pour l'adaptation du modèle aux phénomènes mécaniques et physiques

du procédé d'usinage ainsi qu'à l'approche tribologique adoptée. Dans ce cas, les hypothèses que nous allons émettre dans notre travail se base essentiellement sur l'interaction entre les particules abrasives avec les interfaces de contact.

(i) Hypothèse 1 : Abrasion à deux corps

Rappelons que plusieurs auteurs [47, 60, 70, 80] qualifient l'usure par abrasion comme étant une usure à deux corps ou à trois corps. Il est supposé dans ce travail de thèse que l'action des particules abrasives se résume exclusivement à une abrasion à deux corps. En effet, comme cela a été mentionnée dans la partie introductive de ce chapitre, nous considérons que les particules abrasives dures sont initialement indentées dans le matériau usiné et qu'elles sont apportées par le matériau usinée au niveau des contacts lors du processus de coupe. Les autres types de particules abrasives qui sont susceptible d'être libre dans le contact (débris d'usure) peuvent s'indenter dans la surface la moins dure à savoir le copeau et glisser ainsi sur la face de coupe. L'abrasion devient alors à deux corps. Ce phénomène a été expliqué par Axén et al. [72], (Fig I.25(g) en chapitre 1.

(ii) Hypothèse 2 : Morphologie conique des particules abrasives

A l'image de ce qu'ont considéré Lorentzon et al. [74] dans leur travail, la présente étude se restreint au cas de particules de forme conique. Ce choix s'appuie essentiellement sur le fait que les particules abrasives considérées qui sont des alumines, silicates ou des carbures, ont une forme irrégulière que l'on peut apparenter plus simplement à une forme conique. De ce fait, deux paramètres sont nécessaires pour caractériser la géométrie d'une particule : la taille de la particule R et son angle d'attaque φ . Soulignons toutefois que bien que notre étude se concentre sur cette géométrie de particules, l'extension à des particules de forme sphérique ne nécessite qu'un ajustement limité des équations.

(iii) Hypothèse 3 : Modes de déformation plastique

Considérons à présent une particule abrasive supposée isolée dans une zone de contact entre l'outil et la pièce. En raison de la pression appliquée, les deux surfaces en contact (supposées planes) avec la particule vont subir une déformation plastique. Ce choix de mode de déformation (chapitre 1) est justifié par deux raisons. La première est que la déformation au niveau des interfaces de contact ne peut être une déformation élastique en raison des fortes pressions rencontrées en usinage, qui vont surpasser la contrainte d'écoulement des deux matériaux. La seconde raison est que la géométrie particulière de la particule abrasive (conique) induit instantanément une déformation élastoplastique (pour des pressions modérées) ou une déformation plastique (pour des pressions élevées), lors de l'indentation de la particule. En effet, dans ses travaux sur les essais d'indentations Masen [121] a suggéré qu'il est raisonnable de négliger la déformation élastique du matériau lorsque l'indenteur est de forme conique. En se basant sur les travaux antérieurs de Johnson [122] et Love [123], cet auteur montre en effet que la limite d'élasticité du matériau déformé par un indenteur conique est rapidement atteinte.

(iv) Hypothèse 4 : Pressions de contact

Bien que le contact entre deux solides ne se limite finalement qu'à un ensemble de micro-contacts, il est couramment admis que les forces sont distribuées de façon identique sur la surface totale apparente. Cette approximation est d'autant plus vraie dans le cadre de contacts créés en usinage. En effet, les pressions appliquées particulièrement élevées peuvent conduire à un écrasement des aspérités et un aplatissement des surfaces en contact [47]. Fort de ce constat, nous supposons dans notre approche que la pression apparente et la pression réelle sont supposées identiques.

2 Mise en place de la modélisation de l'usure par abrasion

2.1 Population de particules homogènes soumise à pression et vitesse constantes : Modèle 1

Avant de s'intéresser à l'ensemble de la population de particules abrasives à l'échelle du VER, il est important d'isoler, dans un premier temps l'action d'une seule particule abrasive. La compréhension du mécanisme d'enlèvement de matière par cette seule particule, ainsi que la quantité de volume de matière enlevé constituent une base commune pour le développement des différents modèles qui sont détaillés par la suite.

2.1.1 Volume enlevé par abrasion

(i) Volume enlevé par une seule particule active

Dans ce travail, nous considérons que la dureté des particules est bien supérieure à la dureté de l'outil et celle de la pièce, [64]. En adoptant un point de vue tribologique considéré par Tabor [77, 80] et Johnson [77, 80], nous supposons que la pression moyenne appliquée par la particule abrasive sur la surface de l'outil (resp. la surface du copeau ou de la pièce usinée) peut être prise égale à la dureté de l'outil H_t déformé plastiquement (resp. la dureté de la pièce usinée ou du copeau H_c). Ainsi, en dénotant par F la force appliquée sur la particule abrasive et à partir de la Fig III.4, les relations suivantes sont obtenues :

$$a_c = \sqrt{\frac{F}{\pi H_c}} \quad (\text{III.2})$$

$$a_t = \sqrt{\frac{2F}{\pi H_t}} \quad (\text{III.3})$$

où a_c désigne le rayon du disque projeté correspondant au contact statique entre la particule et la surface du copeau (ou de la pièce usinée) et a_t est le rayon du demi-disque projeté correspondant au contact glissant entre la particule et l'outil, voir Fig III.4.

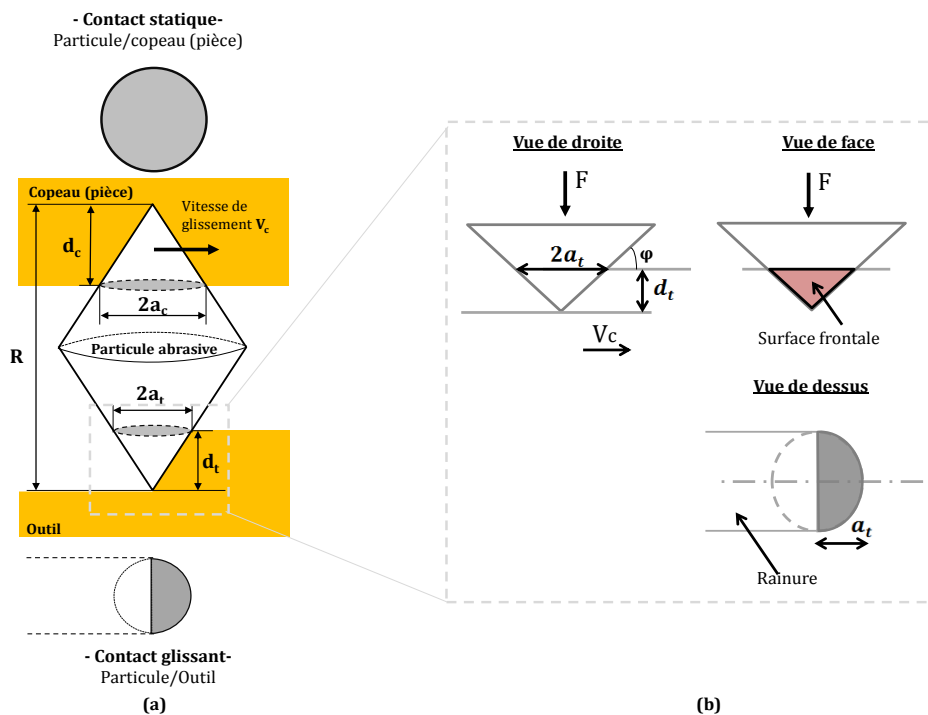


Figure III.4 : Géométrie du contact entre la particule d'une part et l'outil et la pièce d'autre part. (a) types de contact et surfaces projetées correspondantes (b) formation d'une rayure lors du glissement de la particule sur la face de l'outil de coupe

En raison de la forme supposée conique de la particule et comme cela est illustré en Fig III.4, une relation peut être établie entre les rayons des surfaces projetées et les profondeurs de pénétration d_c dans la pièce et d_t dans l'outil:

$$\frac{d_c}{a_c} = \frac{d_t}{a_t} = \tan \varphi \quad (\text{III.4})$$

où φ désigne l'angle d'attaque de la particule (Fig III.4). Une combinaison des équations (III.2) à (III.5) conduit à:

$$d_c = \tan \varphi \sqrt{\frac{F}{\pi H_c}} \quad (\text{III.5})$$

$$d_t = \tan \varphi \sqrt{\frac{2F}{\pi H_t}} \quad (\text{III.6})$$

La force appliquée F par une seule particule abrasive sur la face de l'outil dépend de la pression de contact P ainsi que de la surface projetée (d'aire $\pi R^2 / \tan \varphi$). Elle est donnée par :

$$F = \frac{\pi P}{4} \left(\frac{R}{\tan \varphi} \right)^2 \quad (\text{III.7})$$

En combinant (7) avec (5) et (6), les profondeurs de pénétration dans les deux corps peuvent s'écrire indépendamment de l'angle d'attaque par:

$$d_c = \frac{R}{2} \sqrt{\frac{P}{H_c}} \quad (\text{III.8})$$

$$d_t = \frac{R}{2} \sqrt{\frac{2P}{H_t}} \quad (\text{III.9})$$

La Figure III.4 illustre le contact glissant entre l'indenteur représenté par la particule abrasive et l'outil décrit par la surface plane moins dure. Comme cela a été mentionné précédemment, les pressions élevées observées au cours d'un essai d'usinage engendrent une déformation purement plastique sur la surface de l'outil lors du passage de la particule abrasive. Cette déformation plastique est représentée par un demi-disque projeté de rayon a_t exprimé par l'Eq (III.3). Rappelons que dans le cas d'un contact glissant purement plastique (approche adoptée ici), une rayure en surface d'outil est engendrée après le passage de la particule abrasive (Fig III.4b). Le taux de volume v_{1p} de matière enlevé (unité de volume par unité de temps), par une particule unique se déplaçant à une vitesse de glissement constante V_c , est alors donné par l'expression suivante :

$$v_{1p} = \zeta A_f V_c \quad (\text{III.10})$$

où A_f représente la surface frontale du demi cône donnée par:

$$A_f = d_t^2 / \tan \varphi \quad (\text{III.11})$$

Dans l'Eq (III.10), ζ est le paramètre décrivant le degré d'usure⁸, contrairement à l'étude de Hokkirigawa et al. [83] (chapitre 1), nous considérons, comme première approximation que la matière est totalement

⁸ ζ est un paramètre donnant la proportion de matière enlevée conduisant à la formation de débris d'usure

évacuée sous forme de micro-copeaux, c'est-à-dire $\zeta = 1$. Ainsi, l'équation établissant finalement le taux d'usure d'une particule abrasive est obtenue par combinaison des relations (III.9) à (III.11):

$$v_{1p} = \frac{R^2 P V_c}{2 H_t \tan \varphi} \quad (\text{III.12})$$

(ii) Volume enlevé par une population de particules homogènes

Le **modèle 1** est dédié aux matériaux contenant une population de particules abrasives homogènes, identifiée par une taille moyenne et une valeur moyenne d'angle d'attaque. Ainsi, dans un VER de longueur ds , largeur w , l'usure par abrasion totale résultant de l'action de N_{act} particules actives en chaque point matériel identifié par sa position s le long du contact est donnée par (Fig III.2) :

$$v_p = N_{act} v_{1p} = N w \frac{R^2 P V_c}{2 H_t \tan \varphi} ds \quad (\text{III.13})$$

où $N_{act} = N w ds$ dans le cas d'une population homogène de particules abrasives. Si l'on note L_c la longueur de contact et V_c la vitesse de glissement, alors le volume total enlevé sur la face de contact s'exprime par:

$$v_{tot} = \int_0^{L_c} v_p ds = N L_c w \frac{R^2 P V_c}{2 H_t \tan \varphi} \quad (\text{III.14})$$

2.1.2 Sensibilité du modèle 1 par rapport aux paramètres mis en jeu

Une étude d'influence des paramètres du modèle a été menée. Compte tenu de l'homogénéité du matériau considéré en termes de population de particules abrasives, il convient d'analyser l'Eq (III.12) décrivant le comportement d'une seule particule qui, dans ce cas, est représentatif du comportement de l'ensemble de la population.

Considérons deux matériaux de référence en contact dont les paramètres sont résumés en Tab III.1. On distingue d'une part les paramètres liés à la microstructure du matériau usiné (géométrie des particules abrasives $\{\bar{R}, \bar{\varphi}\}$) et d'autre part la dureté de l'outil $\{\bar{H}_t\}$.

Tableau III.1 : Paramètres de référence

$\bar{H}_t$ (GPa)	$\bar{R}$ (μm)	$\bar{\varphi}$ ($^\circ$)
15	5	45

La valeur du paramètre géométrique $\bar{R}$ est choisie sur la base des travaux de Gao et al. [124] et de Courbon [113]. Cette valeur représente la moyenne observée en taille d'inclusions non métalliques d'oxydes d'alumine (Al_2O_3) présents dans l'acier 42CrMo4 (Courbon [113]) et sur un acier faiblement allié (Gao et al. [124]). Tandis que la valeur du paramètre géométrique $\bar{\varphi}$ est choisie de façon arbitraire en considérant une valeur moyenne de 45° . Il convient de noter toutefois que le choix d'une valeur particulière ne sert qu'à analyser ici l'influence de paramètres. La valeur de H_t adoptée correspond à la dureté moyenne d'un outil en carbure de tungstène considéré dans notre étude expérimentale (chapitre 2). Le matériau de référence est soumis à une pression de référence notée $\bar{P} = 1\text{GPa}$. La Figure III.5 montre l'évolution du taux de volume enlevé par une seule particule v_{1p} en fonction de la vitesse de glissement. Les résultats sont présentés sous forme de comparaison entre la réponse de référence (Courbe **C1**) et les réponses obtenues en faisant varier les paramètres matériaux ainsi que la pression appliquée. Afin de couvrir une large gamme de vitesse, V_c varie de 0 à 200 m/s.

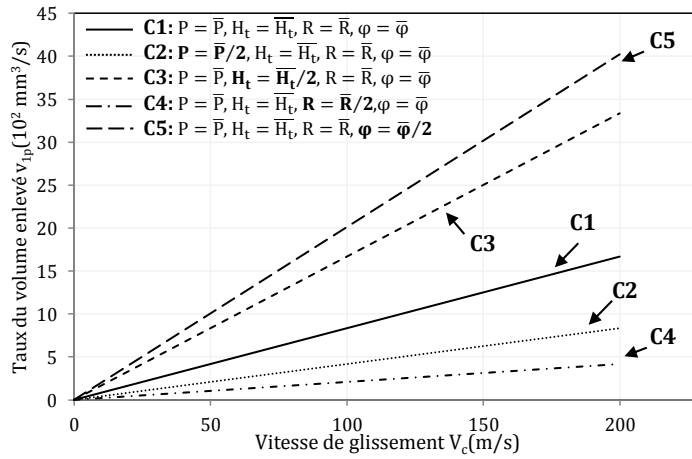


Figure III.5 : Taux de volume enlevé par une seule particule v_{1p} donné par l'Eq (III.12) en fonction de la vitesse de glissement. Influence des paramètres du **modèle 1**.

Compte tenu de la formulation (III.12) qui dépend linéairement de la vitesse (et de la pression), toutes les courbes de la Fig III.5 sont des droites affines. L'influence des paramètres est aisément déductible de l'Eq (III.12). Sous l'effet d'une pression $P = \bar{P}/2$ plus faible, l'usure apparaît moins prononcée (Courbe **C2**). L'usinage d'un matériau contenant des particules plus petites ou avec un angle d'attaque plus élevé conduit à une usure plus faible de l'outil de coupe. Notons, au regard de l'Eq (III.12) que l'influence de ces paramètres microstructuraux de la pièce usinée sur le taux de volume de matière enlevée n'est pas linéaire. La taille de particule influence fortement l'usure, en raison de l'aire projetée qui dépend de R^2 (Courbe **C4**). L'angle d'attaque φ agit aussi directement sur la surface frontale de la particule glissante en contact avec l'outil. Une particule avec un angle d'attaque $\varphi = \bar{\varphi}/2$ présente une surface en contact plus importante conduisant à une usure plus marquée (Courbe **C5**). Les matériaux de faible dureté sont également plus propices à l'usure par abrasion. Ce constat est confirmé par la Fig III.5 (Courbe **C3**) et la relation (III.12).

2.1.3 Conclusion intermédiaire

Pour le **modèle 1**, dédié à l'usure lors de l'usinage de matériaux homogènes, le volume enlevé par une seule particule v_{1p} a été proposé sous des conditions de pression et vitesse de glissement constantes. La particule abrasive a été considérée comme ayant une forme conique définie par sa taille R et son angle d'attaque φ . Bien que le **modèle 1** apparaisse comme relativement élémentaire, il permet de prendre en compte l'influence de la vitesse et de la pression sur l'usure de l'outil sous l'action abrasive d'une population de particules homogènes. Le modèle permet également de restituer quelques observations expérimentales (notamment dans le cadre d'essais tribologiques [77, 81]) et des résultats issus des modélisations antérieures. En effet, depuis les premières équations de Khrushchov [105] et Rabinowicz [125] et celle d'Archard [94], la quantité de matière enlevée par des particules abrasives de forme conique est toujours donnée en fonction de la pression appliquée dans le contact, la dureté du matériau déformé et la vitesse ou distance de glissement.

Cependant, pour des populations de particules fortement hétérogènes, l'usure générée par une population caractérisée par une morphologie moyenne peut difficilement être représentative de l'usure effective. Fort de ce premier constat, nous proposons une extension du **modèle 1** par l'introduction d'une information statistique permettant la prise en compte de l'hétérogénéité des particules

2.2 Usure par une population de particules abrasives hétérogènes : Modèle 2

L'usure par abrasion est le résultat de la quantité totale d'usure générée par un ensemble de particules abrasives. Comme cela est décrit par l'Eq (III.12), le volume enlevé par une seule particule dépend de la

taille et de l'angle d'attaque de la particule considérée ayant une forme conique. Ainsi la géométrie de la particule est un paramètre essentiel pour la bonne estimation de cette usure. Dans le **modèle 1**, nous nous sommes restreints à considérer un matériau homogène contenant des particules abrasives coniques identifiés par une taille R et un angle d'attaque φ moyens. Bien que cette hypothèse semble appropriée dans certains cas d'usinage par abrasion, des études et des observations expérimentales [52, 61, 120, 124] ont montré que la population de particules abrasives constitutive d'un matériau donné est plutôt hétérogène. Ces particules abrasives sont ainsi caractérisées par un ensemble de valeurs de R et φ possibles. Il apparaît alors évident que le **modèle 1** doit être généralisé pour ce type de matériaux dans le contexte de l'usinage. Le **modèle 2** proposé repose sur les mêmes hypothèses que le **modèle 1** concernant la pression de contact et vitesse de glissement constantes. Il prend cependant en compte les hétérogénéités de la microstructure au travers d'une description statistique des paramètres R et φ décrivant la morphologie des particules.

2.2.1 Description statistique de la population de particules hétérogènes

La variation des paramètres géométriques (R , φ) est modélisée par une approche statistique. Plusieurs types de lois ont été employées dans la littérature pour décrire la fluctuation des paramètres géométriques des inclusions (e.g exponentielle [126], log-normal [127], Weibull [128] pour les inclusions non métalliques dans les aciers).

Nous considérons, avant d'en comparer les effets, une distribution de Gauss ainsi qu'une loi de Weibull qui semblent plus appropriées d'un point de vue physique. A la différence de la loi de Gauss, la distribution de Weibull permet en effet de définir une limite inférieure représentant, dans notre cas, la taille minimale d'une particule abrasive active. Les deux distributions ont le point commun de décroître de façon exponentielle après avoir atteint un maximum.

Précisons qu'à ce stade de la modélisation, aucune analyse expérimentale n'a été faite pour l'identification d'une loi de probabilité gouvernant la variation des valeurs des paramètres géométriques des particules abrasives. Le choix d'une fonction de densité de probabilité de type Gauss ou Weibull doit être considéré comme une première approximation. Dans ce qui suit, seuls le modèle et le schéma statistiques associés à la taille de particule R sont développés et détaillés. L'approche associée à l'angle d'attaque φ est similaire, et ceci quelque soit la densité de probabilité considérée.

(i) Loi de Gauss

Dans le cas de la loi de Gauss, la densité de probabilité associée à R et notée $G^R(R)$ est donnée par la relation suivante :

$$G^R(R) = \frac{1}{\sigma_g^R \sqrt{2\pi}} \exp \left[-\frac{1}{2} \left(\frac{R - \bar{R}_g}{\sigma_g^R} \right)^2 \right] \quad (\text{III.15})$$

où σ_g^R désigne l'écart-type de la distribution et $\bar{R}_g$ sa valeur moyenne.

(ii) Loi de Weibull

Pour cette loi de distribution, la densité de probabilité associée au paramètre R et notée $W^R(R)$ s'exprime par :

$$W^R(R) = \frac{\beta_R}{\eta_R} \left(\frac{R - R_{low}}{\eta_R} \right)^{\beta_R - 1} \exp \left[- \left(\frac{R - R_{low}}{\eta_R} \right)^{\beta_R} \right], \text{ si } R > R_{low} \quad (\text{III.16})$$

où $\beta_R > 1$ désigne le paramètre de forme, $\eta_R > 0$ le paramètre d'échelle et R_{low} le paramètre de position de la distribution.

La probabilité de trouver une particule abrasive dans un intervalle dR centrée sur R est : $G^R(R)dR$ si l'on considère la loi de Gauss et $W^R(R)dR$ si l'on considère la loi de Weibull. Dans ce dernier cas, $W^R(R)$ croît avec R jusqu'à une valeur maximale $\tilde{R}$ (le mode) avant de décroître exponentiellement :

$$\tilde{R} = R_{low} + \eta_R(1 - 1/\beta_R)^{1/\beta_R} \quad (III.17)$$

Notons que pour le cas d'une distribution de Weibull, la probabilité de trouver une particule abrasive de taille inférieure à R_{low} et nulle ($W^R(R) = 0$ si $R < R_{low}$), tandis que la densité de probabilité de Gauss est positive quelque soit son argument ($G^R(R) > 0 \forall R$).

La valeur moyenne de taille de particule $\overline{R}_w$ associée à la loi de Weibull est donnée par :

$$\overline{R}_w = R_{low} + \eta_R \Gamma(1 + 1/\beta_R) \quad (III.18)$$

où $\Gamma(\cdot)$ désigne la fonction gamma définie par $\Gamma(u) = \int_0^\infty e^{-x} x^{u-1} dx$. L'écart-type de la distribution s'exprime par :

$$\sigma_w^R = \eta_R \sqrt{\Gamma(2/\beta_R + 1) - \Gamma(1/\beta_R + 1)^2} \quad (III.19)$$

Dans un but de comparaison entre l'effet d'une loi de Weibull et celui d'une loi de Gauss sur l'usure par abrasion, il convient de s'assurer que les deux distributions possèdent une valeur moyenne et un écart-type identiques. Dans ce cas, le paramètre position doit vérifier $R_{low} = \overline{R}_g + \eta_R \Gamma(1 + 1/\beta_R)$ et l'écart-type $\sigma_g^R = \eta_R \sqrt{\Gamma(2/\beta_R + 1) - \Gamma(1/\beta_R + 1)^2}$. Une combinaison de ces deux relations conduit à exprimer le paramètre d'échelle η_R et le paramètre de position R_{low} de la loi de Weibull en fonction des paramètres de la loi de Gauss σ_g^R et $\overline{R}_g$ et de l'exposant β_R de la loi de Weibull :

$$\eta_R = \frac{\sigma_g^R}{\sqrt{\Gamma(2/\beta_R + 1) - \Gamma(1/\beta_R + 1)^2}} \quad (III.20)$$

$$R_{low} = \overline{R}_g - \sigma_g^R \frac{\Gamma(1/\beta_R + 1)}{\sqrt{\Gamma(2/\beta_R + 1) - \Gamma(1/\beta_R + 1)^2}} \quad (III.21)$$

A noter que $\overline{R}_g$ et σ_g^R pourraient également être exprimés en fonction de R_{low} et η_R , pour une valeur de β_R donnée. Compte tenu des équation (III.21) et (III.22), la valeur moyenne et l'écart-type sont indépendants de la loi de distribution choisie et sont notés dans la suite $\bar{R}$ et σ^R .

(iii) Nombre de particules actives

La présence de particules abrasives dans le matériau est représentée par une distribution statistique de tailles de particules comprises entre une borne inférieure R_{inf} et une borne supérieure R_{sup} . Ces bornes sont choisies de manière à ce que la probabilité de trouver une particule de taille en dehors de l'intervalle $[R_{inf}, R_{sup}]$ soit négligeable. Quelque soit la distribution, R_{sup} est pris égal à $\bar{R} + 4\sigma^R$ tandis que $R_{inf} = R_{low}$ dans le cas de la loi de Weibull et $R_{inf} = \bar{R} - 4\sigma^R$ dans le cas de la loi de Gauss.

Rappelons à présent que dans notre approche, seule une partie des particules abrasives participent réellement au processus d'abrasion. Nous définissons ainsi R_{min} comme la taille minimale des particules actives lors de l'usure. Afin de déterminer ce paramètre, nous supposons que sous une pression appliquée P , les particules les plus grandes (ayant R_{sup} comme taille) en contact à la fois avec la pièce et avec l'outil, présentent une profondeur de pénétration dans l'outil dénotée par d_t^{sup} donnée par l'Eq (III.9) avec $R = R_{sup}$ et une profondeur de pénétration dans la pièce dénotée par d_c^{sup} donnée par l'Eq (III.8). L'espace laissé libre au voisinage de ces grosses particules ne permet l'abrasion que des particules de taille au moins égale à R_{min} , voir Fig III.6.

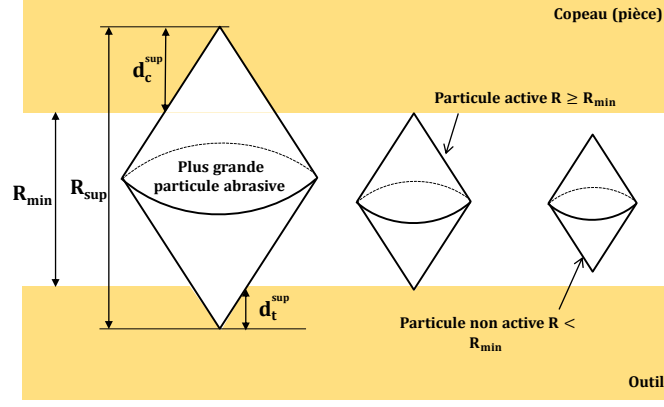


Figure III.6 : Illustration de cas de particules actives ($R \geq R_{\min}$) et inactives ($R < R_{\min}$). L'activation d'une particule abrasive $R_{\min}$ constitue la taille de la plus petite particule active

$$R_{\min} = R_{\sup} - (d_t^{\sup} + d_c^{\sup}) \quad (\text{III.22})$$

En utilisant les Eqs (III.8), (III.9) et (III.22), $R_{\min}$ peut alors s'exprimer en fonction de la pression de contact P ainsi que des duretés de l'outil et de la pièce :

$$R_{\min} = R_{\sup} \left[1 - \frac{\sqrt{P}}{2} \left(\sqrt{\frac{2}{H_t}} + \sqrt{\frac{1}{H_c}} \right) \right] \quad (\text{III.23})$$

(iv) Schéma de discrétisation

Pour les besoins de l'analyse, le domaine $[R_{\min}, R_{\sup}]$ est discrétisé en un nombre impair $I = 2k + 1$ ($k \in \mathbb{N}$) d'intervalles de longueur $L_{\text{int}} = (R_{\sup} - R_{\min})/I$. Nous définissons F_i^R comme la famille de particules dont la taille appartient à l'intervalle $\text{Int}(i)$ défini par :

$$\text{Int}(i) = [R_{1i}, R_{2i}] \quad R_{1i} = R_{\min} + L_{\text{int}}(i - 1) \quad R_{2i} = R_{1i} + L_{\text{int}} \quad (\text{III.24})$$

centré sur la taille :

$$R_i = R_{\min} + L_{\text{int}}(i - 1/2) \quad (\text{III.25})$$

Par conséquent, d'après le schéma de discrétisation adopté et illustrée par la Fig III.7, la probabilité de trouver une particule de taille R_i comprise entre R_{1i} et R_{2i} et appartenant à la famille F_i^R est donnée par :

$$\begin{aligned} \Pr^R(R_i) &= \Pr^R(R_{1i}, R_{2i}) \\ &= \Pr^R(R_{1i} \leq R \leq R_{2i}) \\ &= \begin{cases} \int_{R_{1i}}^{R_{2i}} G^R(R) dR = \frac{1}{2} \left[\text{erf} \left(\frac{R_{2i} - \bar{R}}{\sigma^R \sqrt{2}} \right) - \text{erf} \left(\frac{R_{1i} - \bar{R}}{\sigma^R \sqrt{2}} \right) \right], & \text{Gauss} \\ \int_{R_{1i}}^{R_{2i}} W^R(R) dR = \exp \left[- \left(\frac{R_{1i} - R_{\text{low}}}{\eta_R} \right)^{\beta_R} \right] - \exp \left[- \left(\frac{R_{2i} - R_{\text{low}}}{\eta_R} \right)^{\beta_R} \right], & \text{Weibull} \end{cases} \end{aligned} \quad (\text{III.26})$$

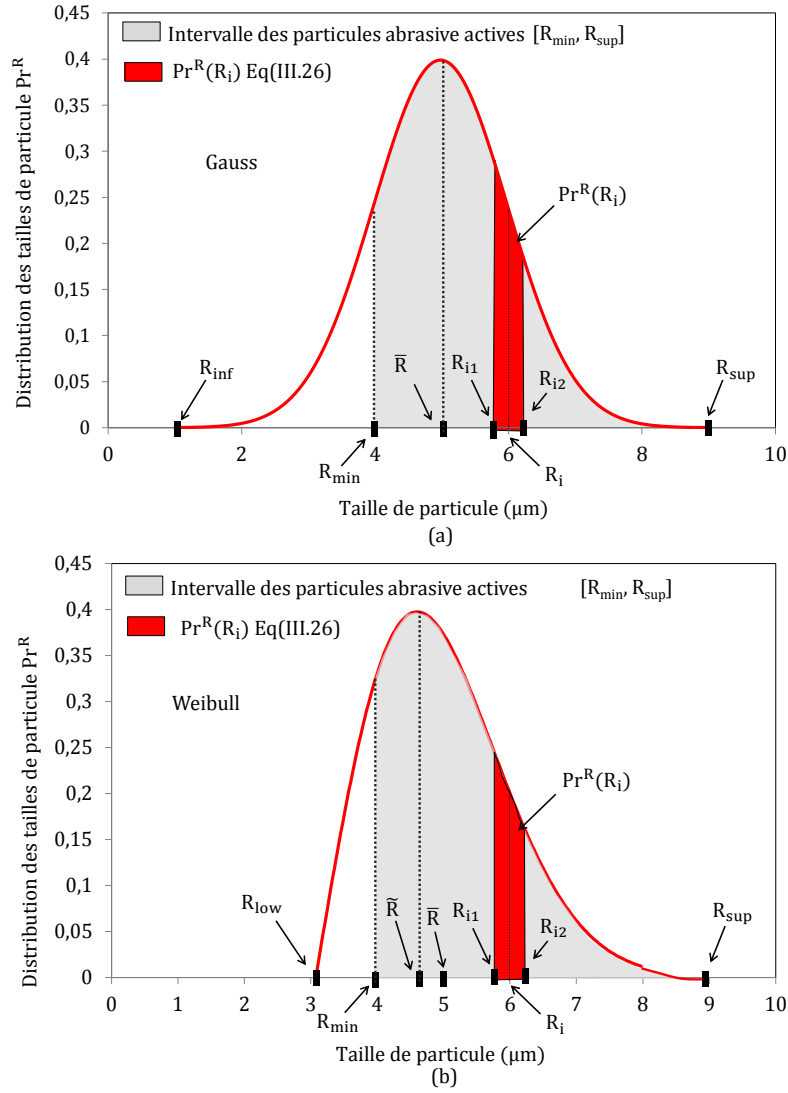


Figure III.7 : Distribution des tailles de particules et schéma de discrétisation de (a) la loi de Gauss et (b) la loi de Weibull

Précisons enfin que compte tenu du schéma de discrétisation adopté, les familles F_i^R ne sont constituées que de particules actives, les particules inactives (pour lesquelles $R < R_{\min}$) ne sont naturellement pas prises en comptes dans l'évaluation de l'usure par abrasion.

Concernant la description statistique de l'angle d'attaque φ , la démarche adoptée est similaire à celle utilisée pour représenter la taille. La seule différence réside dans le fait que l'intervalle $[\varphi_{\inf}, \varphi_{\sup}]$ est discrétisé sans avoir introduit de valeur minimale d'angle d'attaque liée à la nature active/inactive des particules. Se référer à l'annexe A présentant plus en détail les équations obtenues.

2.2.2 Calcul du volume total enlevé par l'ensemble des particules hétérogènes

De ce qui précède, nous pouvons exprimer le nombre de particules actives au sein d'un VER de longueur ds et de largeur w par :

$$N_{\text{act}} = N w ds \Pr^R(R_{\min} \leq R \leq R_{\sup}) \quad (\text{III.27})$$

Le nombre de particules appartenant à la famille F_i^R et ayant un angle d'attaque φ_j est quant à lui donné par :

$$N_{ij} = N w ds \Pr(R_i, \varphi_j) \quad (\text{III.28})$$

où $\Pr(R_i, \varphi_j)$ est la probabilité de trouver une particule de taille R_i avec un angle d'attaque φ_j . Nous supposons que les particules, quelle que soit leur taille, peuvent adopter toutes les valeurs possibles de l'intervalle $[\varphi_{\inf}, \varphi_{\sup}]$, et que les événements $\Pr^R(R_i)$ et $\Pr^\varphi(\varphi_j)$ sont indépendants de sorte que :

$$\Pr(R_i, \varphi_j) = \Pr^R(R_i) \Pr^\varphi(\varphi_j) \quad (\text{III.29})$$

Dès lors, pour une pression de contact P et une vitesse de glissement V_c constants, le taux de volume enlevé par l'ensemble des particules actives dans le VER de largeur w , longueur ds est donné par :

$$v_p = \sum_{i=i_{\min}}^I \sum_{j=1}^I N_{ij} v_{1p}(R_i, \varphi_j) = N ds w \sum_{i=i_{\min}}^I \sum_{j=1}^I \Pr^R(R_i) \Pr^\varphi(\varphi_j) \frac{R_i^2 P}{2H_t \tan \varphi_j} V_c \quad (\text{III.30})$$

avec $v_{1p}(R_i, \varphi_j)$ le taux de volume enlevé par une seule particule donné par l'Eq (III.12) en remplaçant R par R_i et φ par φ_j . Dans l'Eq (III.30), l'indice de sommation i , lié à la variation du paramètre de taille de particule, débute à une valeur minimale $i_{\min}$ introduit pour ne prendre en compte que les particules actives dans le calcul du volume enlevé. En raison du schéma de discrétisation adoptée, la valeur minimale $i_{\min}$ s'écrit :

$$i_{\min} = \left\lfloor \frac{1}{2} + \frac{R_{\min} - R_{\inf}}{L_{\text{int}}} \right\rfloor \quad (\text{III.31})$$

où $\lfloor \cdot \rfloor$ désigne la partie entière de $\cdot$ et $R_{\min}$ est la taille de la plus petite particule active, voir Eq (III.23). Finalement, en notant L_c la longueur de contact où la vitesse de glissement est V_c et la pression de contact est P , le volume total enlevé sur la face en contact s'exprime par :

$$v_{\text{tot}} = N w \int_0^{L_c} \sum_{i=i_{\min}}^I \sum_{j=1}^I \Pr^R(R_i) \Pr^\varphi(\varphi_j) \frac{R_i^2 P}{2H_t \tan \varphi_j} V_c ds \quad (\text{III.32})$$

Dans le cadre du **modèle 2** où P et V_c sont constants, l'Eq (III.32) mène à :

$$v_{\text{tot}} = N L_c w \sum_{i=i_{\min}}^I \sum_{j=1}^I \Pr^R(R_i) \Pr^\varphi(\varphi_j) \frac{R_i^2 P}{2H_t \tan \varphi_j} V_c \quad (\text{III.33})$$

2.2.3 Application du modèle 2 à l'usure en dépouille des outils de coupe

Le **modèle 2** est applicable à l'étude de l'usure de la face de dépouille où la vitesse de glissement de la matière et la pression appliquée sont homogènes le long du contact. Il est à noter cependant que sous sa forme actuelle (i.e. mesure de volume enlevé), le modèle n'est pas applicable à la mesure de la longueur VB qui caractérise habituellement l'usure en dépouille.

La Figure III.8 illustre l'évolution de la largeur usée VB entre t et $t + dt$ et le lien avec le volume enlevé v_{tot} entre t et $t + dt$.

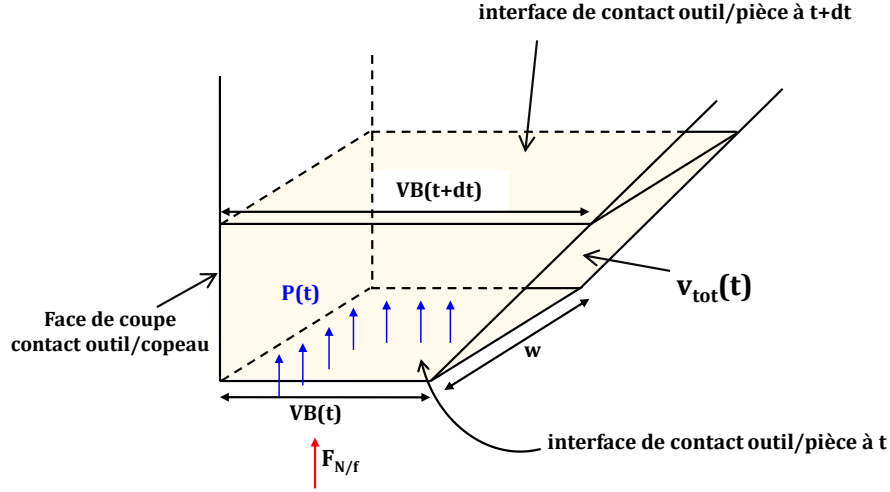


Figure III.8 : Evolution de l'usure en dépouille à l'instant t $VB(t)$ et $VB(t + dt)$. $P(t)$ est la pression appliquée sur l'interface de contact outil/pièce, $v_{tot}(t)$ est le volume totale enlevé à l'instant t , $F_{N/f}$ force normale appliquée sur la face de dépouille

Ainsi, en considérant $V_c = V$, $P = P(t)$, $L_c = VB(t)$ dans l'Eq (III.33) le taux de volume global de matière enlevé $v_{tot}(t)$ s'écrit :

$$v_{tot}(t) = NVB(t)w \sum_{i=i_{min}(t)}^I \sum_{j=1}^I Pr^R(R_i) Pr^\varphi(\varphi_j) \frac{R_i^2 P(t)}{2H_t \tan \varphi_j} V \quad (III.34)$$

où la pression de contact $P(t)$ s'exprime par :

$$P(t) = \frac{F_{N/f}}{VB(t).w} \quad (III.35)$$

$F_{N/f}$ désignant la force normale appliquée sur la face de dépouille supposée constante au cours du temps. Ainsi, En adoptant un schéma de résolution explicite et après développement limité à l'ordre 1 nous obtenons :

$$v_{tot}(t) = w. \tan \gamma. VB(t). \dot{VB}(t), \quad VB(t = 0) = VB_0 \quad (III.36)$$

L'usure en dépouille est alors finalement obtenue par résolution de l'équation différentielle :

$$w. \tan \gamma. VB(t). \dot{VB}(t) = \frac{NVF_{N/f}}{H_t} \sum_{i=i_{min}(t)}^I \sum_{j=1}^I Pr^R Pr^\varphi \frac{R_i^2}{\tan \varphi_j}, \quad VB(t = 0) = VB_0 \quad (III.37)$$

où

$$i_{min}(t) = \left\lceil 1 + \frac{R_{min}(t) - R_{inf}}{L_{int}} \right\rceil \quad (III.38)$$

et

$$R_{min}(t) = \text{Sup} \left(R_{inf}, R_{sup} \left[1 - \frac{1}{2} \sqrt{\frac{F_{N/f}}{w. VB(t)}} \left(\sqrt{\frac{2}{H_t}} + \sqrt{\frac{1}{H_c}} \right) \right] \right) \quad (III.39)$$

2.2.4 Conclusion intermédiaire

Le **modèle 2** a été développé afin de traiter l'usure par abrasion générée par des particules hétérogènes. Il permet ainsi d'étendre le **modèle 1** dédié à un ensemble homogène de particules abrasives coniques ayant

une valeur moyenne de taille R et d'angle d'attaque φ . A partir du volume enlevé par une seule particule v_{1p} , une formulation du taux de volume global enlevé v_{tot} a été proposée sur la base d'une approche stochastique décrivant la variation des valeurs des paramètres géométriques R et φ . Pour ce faire, une loi de Gauss et une loi de Weibull ont été considérées. Contrairement au cas du **modèle 1**, toutes les particules ne sont pas actives dans le **modèle 2**. Une relation a été établie en ce sens précisant la taille minimale des particules impliquées dans le processus d'usure. Enfin, il faut noter que le **modèle 2** considère une pression et une vitesse de glissement constantes aux contacts outil/pièce.

Le taux du volume enlevé globale v_{tot} ne dépend pas de la position s dans le contact (conséquence directe de l'hypothèse de pression et vitesse de glissement constantes aux contacts outil/pièce). Le **modèle 2** permet de décrire les processus d'abrasion (notamment les essais tribologiques) mettant en jeu deux corps en contact sous pression et vitesses de glissement relatives constantes. Le **modèle 2** peut ainsi être utilisé pour décrire par exemple les essais pions/disques ou les essais de grenailage mais également l'usure en dépouille lors du procédé de coupe. En effet, la vitesse de glissement dans cette zone de contact est constante et égale à la vitesse de coupe V . La pression peut également y être considérée indépendante de la position dans cette aire de contact. Dans ce cadre, nous proposons une étude d'application dans le chapitre suivant, portant sur la mise en œuvre du **modèle 2** à l'étude de l'usure en dépouille. Nous pouvons préciser que lors d'un travail portant sur les procédés de CMP, un modèle équivalent au **modèle 2** a été mis en point par Luo et Donerfeld [73]. Les auteurs ont considéré à la fois des particules abrasives sphériques et coniques présentant une variation de leurs paramètres géométriques décrite par une loi de Gauss.

Cependant, les conditions de contact en usinage sont complexes et la vitesse ainsi que la pression varient le long de l'interface outil/copeau.

A partir de ces constatations nous proposons dans la section suivante un troisième modèle dédié à l'estimation de l'usure par abrasion et qui tient compte des pressions et des vitesses variant le long de l'interface de contact outil/copeau sur la face de coupe.

2.3 Généralisation de la modélisation à un contact sous chargement non uniforme. Prise en compte de la nature du contact : Modèle 3

Nous avons vu précédemment que le contact entre l'outil et le copeau peut présenter plusieurs natures :

- Le contact parfaitement glissant suppose que la vitesse du glissement du copeau soient uniformes (voir Chapitre I).
- Le contact parfaitement collant est due à des jonctions métalliques [15, 22] qui se forment entre les surfaces antagonistes et qui sont causées par les fortes pressions et températures qui règnent au niveau de la ZCS (voir chapitre 1). Ce contact se caractérise par une vitesse de glissement nulle du copeau le long de la face de coupe. En conséquence, l'usure ne se développe pas par abrasion mais d'autres modes d'usure peuvent coexister.
- Enfin le contact alternant, au sein de la même zone, un contact collant et un contact glissant. Ceci a été observé expérimentalement par différents auteurs [22, 40] et validé numériquement par d'autres [42]. Dans ce cas de figure, la vitesse de glissement n'est plus uniforme mais dépend de la position dans la zone du contact.

Il est aussi à noter que la pression appliquée sur l'interface outil/copeau dépend également de la nature du contact. Dans le contact glissant considéré par Merchant et al. [3], la pression était uniforme le long du contact, tandis que par exemple Zorev [34], Molinari et al. [42] ou encore Bahi et al. [15] qui considéraient un contact collant/glissant, supposaient que la pression était non uniforme à l'interface outil/copeau (voir Chapitre 1)

Il apparaît alors évident que si l'on souhaite quantifier l'usure dans le cas d'un contact collant-glissant, il convient de tenir compte de la distribution des contraintes normales (pression de contact) mais aussi de la

vitesse de glissement le long de l'interface outil/copeau. Ceci est pris en compte dans le **modèle 3** qui une extension du **modèle 2**.

2.3.1 Interface de contact outil/copeau : contact collant-glissant

La Figure III.9 illustre les différentes zones de contact, la ZCP, la ZCS ainsi que la cinématique de l'écoulement de la matière dans le copeau non déformé et déformé.

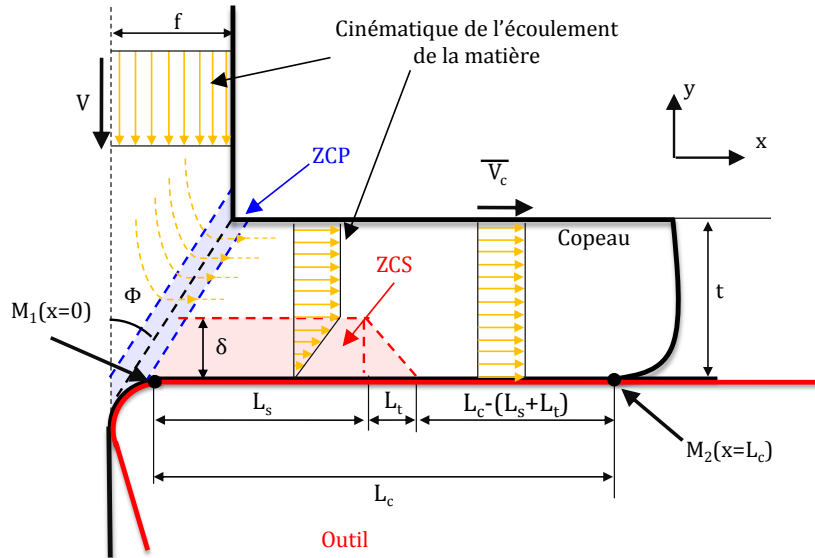


Figure III.9 : Distribution du champ de vitesses dans la pièce et le copeau illustrant l'écoulement de la matière lors du procédé de coupe. Localisation des zones ZCP et ZCS. L_c est la longueur totale du contact outil/copeau, L_s désigne celle du contact collant, L_t désigne la longueur de la zone de transition et $L_c - (L_s + L_t)$ correspond à la zone du contact glissant.

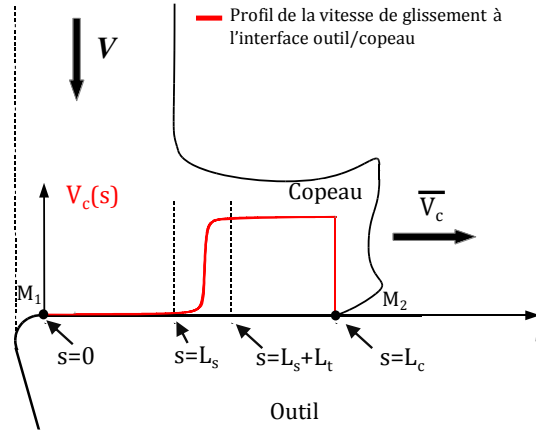
L'interface de contact outil/copeau est défini par le segment $[M_1M_2]$ de longueur L_c et composé de trois zones:

- Une zone de longueur L_s , se situant au voisinage de la pointe de l'outil dans la ZCS et correspondant à la partie collante du contact.
- Une zone de transition, de longueur L_t , entre la partie collante et la partie glissante
- Une troisième zone de longueur $L_c - (L_s + L_t)$ s'étalant du point marquant la fin de la ZCS au point correspondant à la fin du contact.

A la sortie de la ZCP, l'écoulement de matière peut être considéré comme unidirectionnel, dans la direction d'écoulement du copeau (direction x). Comme l'illustre la Fig III.9, le champ de vitesse d'une particule située dans la ZCS présente un gradient dans la direction d'écoulement et dans la direction perpendiculaire⁹ (direction y). De manière générale et à l'image des travaux de Bahi et al. [15, 32], la vitesse de glissement du copeau peut s'écrire en fonction de l'épaisseur de la ZCS δ (qui constitue une fraction de l'épaisseur du copeau déformé t), $\bar{V}_c$ la vitesse moyenne de glissement du copeau et la longueur du contact collant L_s . Au-delà de la ZCS, c'est-à-dire dans la zone du contact glissant, la vitesse d'une particule de matière est homogène dans l'épaisseur du copeau et correspond à $\bar{V}_c$.

Dans ce travail seul le profil de vitesse à l'interface (pour $y = 0$) intervient dans la modélisation de l'usure. A cet effet, nous considérons dans la suite un point matériel d'abscisse curviligne $s \in [M_1M_2]$. Le point M_1 identifie le début du contact et est défini par l'abscisse curviligne $s = 0$. Le point M_2 correspond à la fin de la zone de contact et est défini par l'abscisse curviligne $s=L_c$ (Fig III.9). L'évolution de la vitesse le long du contact est illustrée en Fig III.10.

⁹ La vitesse d'une particule de matière dépend de x en raison de la nature du contact outil/copeau (contact collant dans la ZCS), tandis qu'elle dépend de y en raison de l'épaisseur δ de la ZCS et des phénomènes de déformations plastiques intenses qui y règnent.


 Figure III.10 : Evolution de la vitesse de glissement à l'interface outil/copeau $V_c(s)$

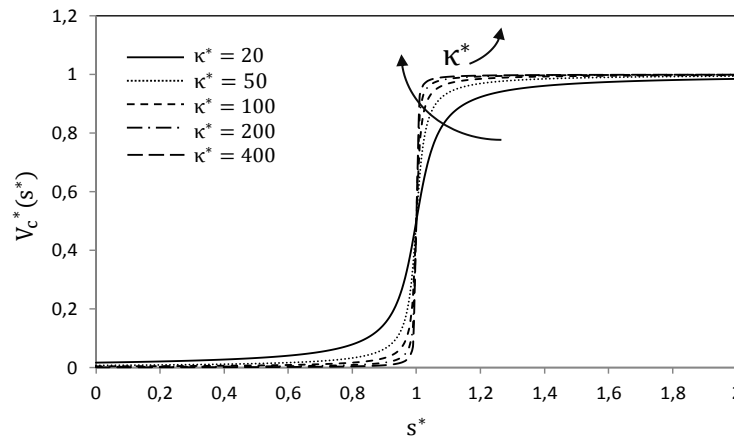
Lorsque le contact est de type collant, c'est-à-dire pour $s \leq L_s$, le copeau est intimement lié à la face de coupe de l'outil. Par conséquent la vitesse de glissement du copeau à l'interface est nulle $V_c(s \leq L_s) = 0$. Lorsque le contact est glissant, i.e. pour s tel que $L_c - (L_s + L_t) \leq s \leq L_c$, la vitesse de glissement à l'interface outil/copeau $V_c(s)$ est égale à la vitesse moyenne de glissement du copeau $\bar{V}_c$. Entre le contact collant et le contact glissant, une zone de transition est définie pour s tel que $L_s \leq s \leq L_s + L_t$ pour assurer la continuité de la vitesse de glissement $V_c(s)$ à l'interface outil/copeau.

Afin de tenir compte des caractéristiques du champ de vitesse, et dans le but d'assurer une variation contrôlée de la vitesse dans la zone de transition, nous définissons l'évolution de $V_c(s)$, illustrée en Fig III.10, par:

$$V_c(s) = \bar{V}_c \left\{ \frac{1}{2} + \frac{1}{\pi} \arctan[\kappa(s - L'_s)] \right\}, \quad L'_s = L_s \left(1 + \frac{L_t/L_s}{2} \right) \quad (\text{III.40})$$

où κ le paramètre qui contrôle le taux d'augmentation de la vitesse dans la zone de transition. Afin d'évaluer l'influence de κ , il est plus judicieux d'écrire l'Eq (III.40) sous forme adimensionnelle. Après avoir défini $s^* = s/L'_s$, $\kappa^* = \kappa L'_s$, $V_c^*(s^*) = V_c(s)/\bar{V}_c$, l'Eq (III.40) peut se mettre sous la forme:

$$V_c^*(s^*) = \frac{1}{2} + \frac{1}{\pi} \arctan[\kappa^*(s^* - 1)] \quad (\text{III.41})$$


 Figure III.11 : Evolution de la vitesse de glissement $V_c^*(s^*)$ sur la face de coupe pour plusieurs valeurs de κ^*

La Figure III.11, montrant l'évolution de $V_c^*(s^*)$ pour plusieurs valeurs de κ^* , met en évidence l'importance de l'effet de ce paramètre sur la largeur de la zone de transition. Plus κ^* augmente, plus la longueur de la zone de transition L_t diminue. Compte tenue de la formulation proposée, exprimée par l'Eq (III.41), la

largeur de la zone de transition doit être définie. En notant $\delta V^* < 1/2$ comme une faible proportion de V_c^* , nous définissons la zone de transition comme les positions s^* vérifiant:

$$\frac{L_s}{L'_s} \leq s^* \leq \frac{L_s + L_t}{L'_s} \text{ avec } \delta V^* \leq V_c^*(s^*) \leq 1 - \delta V^* \quad (\text{III.42})$$

Ainsi, la résolution de l'Eq (III.42) (par la borne supérieure ou inférieure) permet d'établir une relation entre le paramètre κ^* et la longueur de la zone de transition L_t :

$$\kappa^* = \left(1 + \frac{2}{L_t/L_s}\right) \tan \left[\pi \left(\frac{1}{2} - \delta V^* \right) \right] \quad (\text{III.43})$$

Selon Bahi et al. [15, 32, 33], l'étendue de la zone de transition L_t représente environ 10% de la longueur de la zone du contact collant L_s . En s'appuyant sur ce résultat, nous adoptons dans notre approche une valeur constante pour le ratio L_t/L_s , quelles que soient les conditions de coupe. Précisons que bien que κ^* soit de ce fait un paramètre constant, l'Eq (III.43) met en évidence que $\kappa = \kappa^*/L'_s$ se trouve fortement influencé par les longueurs de la zone de transition L_t et de la zone du contact collant L_s . Notons également que dans le cas où $\kappa^* \rightarrow \infty$ (ou de manière équivalente lorsque le $\delta V^* \rightarrow 0$ pour L_t/L_s fixé), la zone de transition est négligée et le champ de vitesse résultant correspond à une fonction saut.

2.3.2 Profil de pression sur la face de coupe

A l'image de la modélisation analytique de Moufki et al. [43] ou des approches hybrides de Molinari et al. [42] et Bahi et al. [15] (voir chapitre 1) la pression de contact à l'interface outil/copeau $P(s)$ s'exprime par:

$$P(s) = P_0 \left(1 - \frac{s}{L_c}\right)^\xi \quad (\text{III.44})$$

où P_0 représente la pression à la pointe de l'outil (lorsque $s = 0$) et ξ est un paramètre contrôlant le profil de la pression de contact à l'interface outil/copeau. $F_{N/r} = \int_0^{L_c} P(s) ds$ combiné à l'Eq (III.44), il vient :

$$P_0 = \frac{(\xi + 1) F_{N/r}}{L_c} \quad (\text{III.45})$$

La Figure III.12, montrant l'évolution de $P(s)/P_0$ le long du contact en fonction de s/L_c met clairement en évidence l'importance du paramètre ξ sur la distribution de la pression à l'interface outil/copeau.

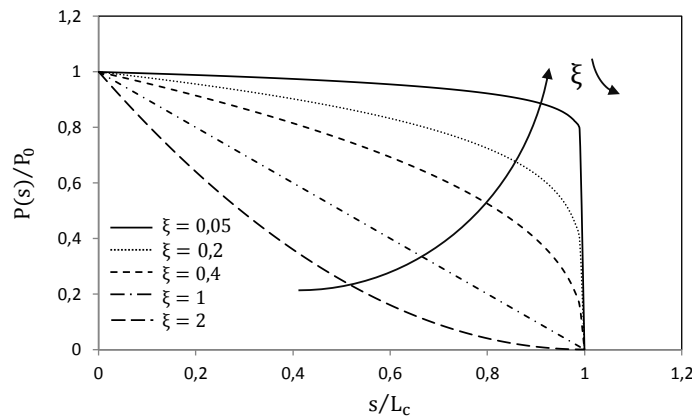


Figure III.12 : Evolution de $P(s)/P_0$ donné par l'Eq (III.44) pour différentes valeurs du paramètre ξ

Lorsque $\xi \rightarrow 0$, la pression apparaît constante le long du contact et $P(s)/P_0 \rightarrow 1$ pour $s/L_c \leq 1$. Pour $\xi \neq 0$, la pression diminue depuis la pointe d'outil d'autant plus rapidement que ξ est élevé. Notons le changement de concavité au passage de $\xi = 1$. Par ailleurs, les travaux de Bahi et al. [33] précisent que pour un coefficient $\xi = 1$ le contact est parfaitement collant. En effet, d'après les résultats obtenus des auteurs, pour $\xi = 1$, le ratio L_s/L_c entre la longueur de la zone du contact collant L_s et la longueur totale

du contact L_c vaut 1. Au-delà, pour $\xi > 1$, la portion de la zone du contact collant semble diminuer au profit de la zone du contact glissant. Toutefois les auteurs n'indiquent pas l'évolution de la nature du contact pour des valeurs de $\xi < 1$. Bien que l'allure des courbes de pression de la Fig III.12 pour $\xi < 1$ laisse à prédire que la largeur de la zone du contact collant est importante voire supérieure à celle de la zone du contact glissant, ce point reste à approfondir.

2.3.3 Estimation de l'usure par abrasion sous l'effet de pression et vitesses variables

Les évolutions de la pression et de la vitesse sont à présent intégrées au modèle d'usure. Le modèle 3 ainsi proposé s'appuie sur l'essentiel des formulations déjà exposées précédemment, en tenant compte de la dépendance à la position s de la pression et de la vitesse de glissement. Dans un souci de clarté, toutes les équations du modèle sont reprises en tenant compte de ces évolutions.

(i) Taux de volume enlevé par une seule particule

Le taux de volume enlevé par une seule particule dénoté par v_{1p} (Eq (III.12)) s'écrit:

$$v_{1p}(s, R, \varphi) = \frac{R^2 P(s)}{2H_t \tan \varphi} V_c(s) \quad (III.46)$$

(ii) Nombre des particules abrasives actives

Le nombre N_{act} de particules actives dépend la pression appliqué $P(s)$ au travers de l'expression de la taille minimale de particules impliquées dans le processus d'usure. Un ajustement de l'Eq (III.23) conduit à :

$$R_{min}(s) = R_{sup} \left[1 - \frac{\sqrt{P(s)}}{2} \left(\sqrt{\frac{2}{H_t}} + \sqrt{\frac{1}{H_c}} \right) \right] \quad (III.47)$$

d'où l'on peut déduire le nombre de particules actives dans un VER de longueur ds , largeur w et à une position s du contact (voir Fig III.2 et Fig III.3) :

$$N_{act}(s) = N w ds \Pr^R(R \geq R_{min}(s)) \quad (III.48)$$

(iii) Taux de volume enlevé dans un VER

En adoptant le schéma de discrétisation proposé pour le **modèle 2** et détaillé précédemment, on utilise l'Eq (III.3) en remplaçant P par $P(s)$ et V_c par $V_c(s)$. Le taux de volume enlevé correspondant est alors donné alors par:

$$v_p(s) = N ds w \sum_{i=i_{min}(s)}^I \sum_{j=1}^I \Pr^R(R_i) \Pr^\varphi(\varphi_j) \frac{R_i^2 P(s)}{2H_t \tan \varphi_j} V_c(s) \quad (III.49)$$

(iv) Taux de volume enlevé sur la face de coupe : modèle 3

Finalement, le taux de volume total enlevé par unité de temps, désigné par la suite taux de volume globale, est obtenu par intégration le long du contact outil/copeau.

$$v_{tot} = Nw \int_0^{L_c} \sum_{i=i_{min}(s)}^I \sum_{j=1}^I \Pr^R(R_i) \Pr^\varphi(\varphi_j) \frac{R_i^2 P(s)}{2H_t \tan \varphi_j} V_c(s) ds \quad (III.50)$$

A partir de l'Eq (III.50), nous définissons $v_{loc}(s)$ exprimant l'usure locale linéaire et orthogonale à la face de coupe. En d'autres termes ce taux de volume local, exprimée en m/s, est représentatif de la profondeur du cratère qui sera générée sur la face de coupe sous l'action des particules abrasives. Le taux de volume enlevé local est donné par l'équation suivante :

$$v_{loc}(s) = N \sum_{i=i_{min}(s)}^I \sum_{j=1}^I Pr^R(R_i) Pr^\varphi(\varphi_j) \frac{R_i^2 P(s)}{2H_t \tan \varphi_j} V_c(s) \quad (III.51)$$

2.3.4 Conclusion intermédiaire

En résumé, le **modèle 3** est proposé pour l'évaluation de l'usure en face de coupe. De ce fait, il constitue une extension du **modèle 2** par la prise en compte des évolutions de pression et de vitesse de glissement le long de la face de coupe. Le **modèle 3** permet notamment d'inclure de manière physique les observations expérimentales de la littérature. En outre, il permet de restituer l'effet de la nature du contact outil/copeau (collant-glissant) sur les distributions de pression et de vitesse de glissement à l'interface. La première zone de contact est définie comme étant collante en raison des fortes pressions exercées. Par conséquent la vitesse de glissement à l'interface est négligeable en cet endroit et l'écoulement de la matière se fait essentiellement par cisaillement caractérisant ainsi la ZCS. La partie glissante est identifiée par une vitesse de glissement à l'interface maximale et correspondant à la vitesse du copeau.

Conclusion

L'objectif de ce chapitre est la mise en place d'un modèle prédictif pour quantifier l'usure par abrasion souvent observée en usinage. Le mode d'usure par abrasion résulte de l'action de particules dures supposées de forme conique et piégées dans les zones de contact outil-copeau et outil-pièce. Les relations mises en jeu sont développées en considérant l'échelle de la microstructure et l'échelle macroscopique du système outil/copeau/pièce mais aussi l'échelle mésoscopique du contact siège de l'usure. C'est ainsi que la modélisation s'est vu aboutir sur trois modèles dédiés à l'estimation du volume de matière enlevé par abrasion ont été proposés. Tous ces modèles sont fondés sur des hypothèses essentielles, inspirées de la mécanique du contact, et que l'on se propose de rappeler ici:

- Les particules abrasives sont supposées contenues initialement dans la pièce à usiner (inclusions non métalliques) et apportées dans les zones de contact lors du processus de coupe ;
- Les particules abrasives ont une forme conique identifiée par leur taille R et l'angle d'attaque φ ;
- La pénétration d'une particule abrasive dans l'outil ou dans la pièce entraîne une déformation plastique de la surface déformée ;
- La dureté de la particule abrasive est supérieure à celle de l'outil. La dureté de l'outil, quant à elle, est supérieure à celle de la pièce usinée ;
- La matière enlevée de la surface de l'outil est évacuée sous forme de micro-copeaux ;
- le contact entre la particule et l'outil de coupe est considéré comme un contact glissant (la particule abrasive étant l'indenteur dans le cas où la vitesse de glissement est non nulle). D'autre part, le contact entre la particule et la pièce à usiner est supposé être un contact quasi-statique ;
- Les pressions appliquées particulièrement élevées peuvent conduire à un écrasement des aspérités et un aplatissement des surfaces en contact. Par conséquent, la surface apparente et la surface réelle sont identiques. A partir de là, la pression apparente et la pression réelle sont supposées identiques ;

La transition d'un modèle à un autre est faite par l'introduction de considérations supplémentaires visant à étendre le domaine d'application et à enrichir progressivement l'approche proposée. C'est ainsi que le

modèle 3 apparaît comme le plus général. Plus précisément, en combinant la relation (III.40) avec la définition de $\kappa = \kappa^*/L_s$ ainsi que l'expression de κ^* donnée par l'Equation (III.43), et en faisant tendre L_s vers 0, on constate que la vitesse de glissement tend vers la vitesse du copeau $\forall s > 0$. De plus en prenant $\xi = 0$ dans l'Eq (III.44), la pression est constante le long de la face de coupe. Le **modèle 2** est alors retrouvé sous les conditions $\xi = 0, L_s \rightarrow 0$. Le **modèle 1** est ensuite obtenu en considérant un écart-type tendant vers 0 de sorte que la discrétisation ne conduise qu'à une seule famille de particules identifiées par des valeurs moyennes de taille et d'angle d'attaque.

D'un point de vue pratique, ces modèles prédictifs ne se retiennent pas aux procédés d'usinage, mais permettent une généralisation plus aisée pour d'autres opérations de fabrication qui mettent en jeu le processus d'abrasion. Dans le cadre de notre travail, le **modèle 2** est utilisé pour l'estimation de l'usure en face de dépouille lors de l'usinage d'un matériau présentant une population de particules abrasives hétérogènes. Le **modèle 3** est dédié à l'usure en face de coupe où les conditions de contact à l'interface sont de nature complexes.

Dans le chapitre suivant, ces 2 modèles font l'objet d'une validation expérimentale et d'une étude paramétrique.

Chapitre 4

Analyse inclusionnaire et validation de la modélisation analytique

Introduction

Ce chapitre est dédié à la validation des **modèles 2 et 3** par confrontation aux mesures expérimentales d'usure relevées aux niveaux des faces de coupe et de dépouille et présentées dans le chapitre 2. Toutefois, il apparaît essentiel avant tout de déterminer les paramètres constitutifs du taux de volume total enlevé par unité de temps à partir de l'Eq (III.50) du chapitre III décrivant l'usure sur la face de coupe (**modèle 3**) ou de l'Eq (III.36) permettant l'estimation de l'usure en dépouille (**modèle 2**) ie taux de volume total enlevé par entité de temps.

v_{tot} peut s'exprimer d'une façon générale sous la forme:

$$v_{\text{tot}} = v_{\text{tot}}(\underline{\Omega}_c, \underline{\Omega}_t, \underline{\Omega}_w) \quad (\text{IV.1})$$

où $\underline{\Omega}_t$ est un vecteur regroupant les paramètres microstructuraux de l'outil, $\underline{\Omega}_w$ est un vecteur regroupant les paramètres microstructuraux de la pièce et $\underline{\Omega}_c$ est un vecteur regroupant les paramètres liés aux conditions de coupe.

La première partie de ce chapitre est donc consacrée à l'identification de ces vecteurs et en particulier de la population inclusionnaire à l'origine de l'usure par abrasion. Cette analyse nous fournira les paramètres statistiques indispensables à l'application des modèles. Dans l'analyse inclusionnaire développée ici, nous adoptons une loi de Weibull car elle permet de définir une taille limite minimale de particule abrasive et de ce fait semble plus appropriée d'un point de vue physique. Cela étant, l'effet du choix d'une distribution sera abordé dans le chapitre 5 dédié à une étude paramétrique étendue des modèles analytiques. Il faut noter également que l'analyse inclusionnaire sert à déterminer le nombre total par unité de surface d'inclusions présentes dans l'acier. Cette étape est basée sur la détermination de la propreté inclusionnaire d'un acier par examen métallographique selon une méthode dérivée de la norme ASTM E45.

La deuxième partie de ce chapitre est consacrée à une analyse visant à identifier les efforts de coupe locaux (efforts sur les faces de coupe et de dépouille) à partir des efforts globaux (efforts de coupe et d'avance) mesurés expérimentalement par la table Kistler. Ces efforts locaux notés $F_{N/f}$ (Eqs III.39 et III.41) et $F_{N/r}$ (Eqs III.48) sont essentiels à la détermination de la pression appliquée sur les interfaces de contact.

Enfin, la comparaison modèles/mesures expérimentaux est conduite dans la deuxième partie de ce chapitre.

1 Analyse inclusionnaire

1.1 préambule

Il été défini dans les chapitres précédents que l'usure par abrasion survient suite à l'action de particules abrasives plus dures que le matériau de l'outil. Ces particules qui, rappelons-le, sont des inclusions non-métalliques initialement présentes dans l'acier, peuvent révéler des formes (taille R et angle d'attaque φ) très hétérogènes. La prise en compte de cet aspect par une distribution de type Weibull φ combinée à l'Eq IV.1 permet d'exprimer plus précisément le vecteur paramètres $\underline{\Omega}_w$:

$$\underline{\Omega}_w = \langle H_w, N, \beta_R, \eta_R, R_{low}, \beta_\varphi, \eta_\varphi, \varphi_{low} \rangle \quad (IV.2)$$

Ayant fait l'objet d'une identification dans le chapitre 2, la dureté de la pièce usinée H_w est prise égale à 295 HV dans la suite de ce chapitre. Il en est de même pour les paramètres statistiques β_φ , η_φ et φ_{low} liés à la description de la distribution en φ . Sur la base de considérations géométriques [129, 130] nous avons adopté une valeur moyenne $\bar{\varphi} = 45^\circ$, un écart type $\sigma^\varphi = 8.6^\circ$ et avons fixé $\beta_\varphi = 2$. Les paramètres statistiques caractéristiques de la loi de Weibull ($\eta_\varphi, \varphi_{low}$) sont alors déduits des Eqs. (III.20) et (III.21), $\eta_\varphi = 18,55^\circ$, $\varphi_{low} = 28,55^\circ$. La courbe adoptée est illustrée en Fig V.1 .

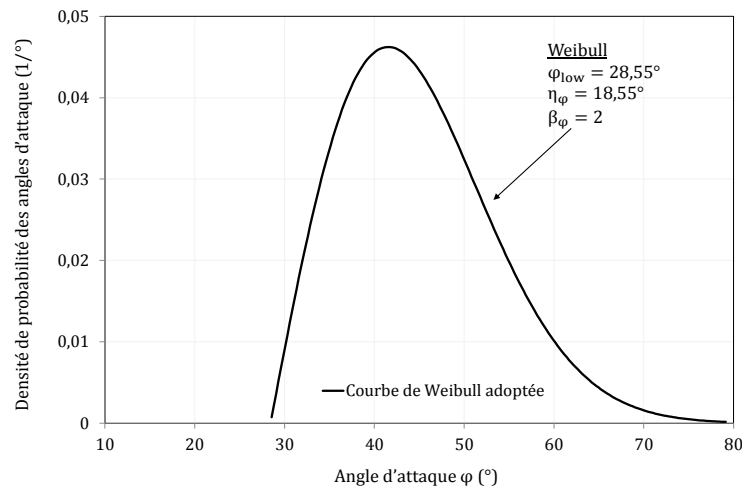


Figure IV.1 : Distribution de l'angle d'attaque φ . Une loi Weibull est adoptée avec les paramètres caractéristiques suivants : $\eta_\varphi = 18,55^\circ$, $\varphi_{low} = 28,55^\circ$ et $\beta_\varphi = 2$ correspond à une valeur moyenne $\bar{\varphi} = 45^\circ$ et un écart type $\sigma^\varphi = 8.6^\circ$.

Ainsi, seuls les paramètres statistiques associés à la distribution en taille β_R, η_R, R_{low} ainsi que le nombre total des inclusions N font l'objet d'une identification expérimentale. Nous proposons d'effectuer l'analyse inclusionnaire en abordant dans un premier temps l'aspect qualitatif puis l'aspect quantitatif. L'analyse qualitative implique l'examen de la morphologie et des types d'inclusions non-métalliques en combinant l'utilisation d'un microscope à balayage électronique MEB et de sa fonction d'analyse dispersive en énergie EDS. A partir des conclusions issues de l'analyse qualitative, l'analyse quantitative permet quant à elle l'identification de la taille des particules identifiées comme abrasives ainsi que leur distribution par le biais d'une analyse d'image obtenues par micrographie optique. L'approche expérimentale ainsi mise en œuvre est résumée dans le diagramme de la Fig IV.2 .

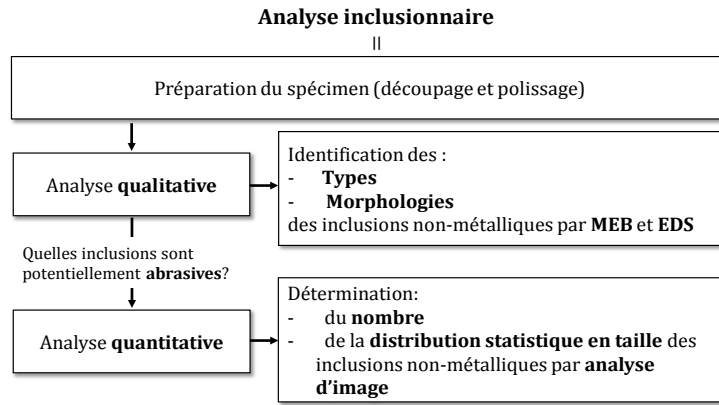


Figure IV.2 : Diagramme présentant la démarche adoptée pour l'analyse inclusionnaire.

1.2 Moyens techniques et procédure expérimentale

1.2.1 Préparation des échantillons

La préparation des échantillons est identique pour les deux aspects d'analyse (qualitative et quantitative). Les normes ASTM E3-11 et ASTM E45 standardisent la préparation des échantillons en acier en vue d'un examen métallographique des inclusions non-métalliques. Dans le cas où le matériau est fourni sous forme de barres (comme dans notre cas), ces normes précisent que chaque échantillon doit être collecté de sorte que la surface d'étude se trouve parallèle à la direction de laminage voir Fig IV.3 .

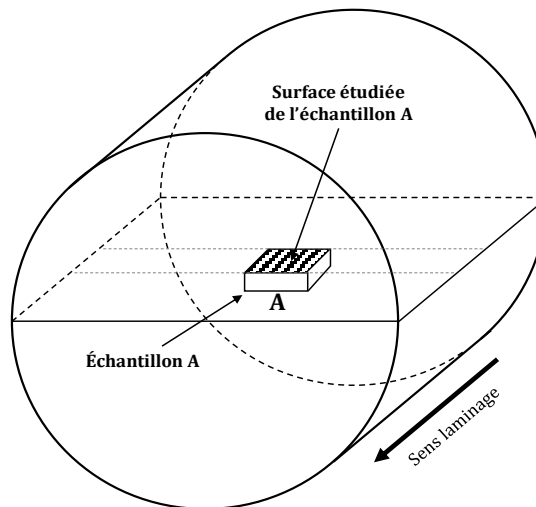


Figure IV.3 : Position de l'échantillon collecté pour l'analyse inclusionnaire. La surface étudiée est parallèle au sens de laminage.

Cette direction permet une identification plus aisée des inclusions non-métalliques en particulier les sulfures qui sont fortement malléables et susceptibles de se déformer dans le sens de laminage. L'échantillon considéré a une taille de 200 mm^2 ($20 \text{ mm} \times 10 \text{ mm}$) et doit subir une opération de polissage avec un papier abrasif en SiC (granulométrie 600-1200) puis un micro polissage avec une suspension d'alumine de $1 \mu\text{m}$ et $3 \mu\text{m}$. Un nettoyage à l'ultrason dans un bain d'acétone est ensuite réalisé pour éliminer toute contamination extérieure (organique, ou grain d'abrasif). Du fait de la dureté des abrasifs servant au polissage ainsi que celle des inclusions, une attention particulière doit être réservée à l'opération de polissage des échantillons pour éviter l'apparition de reliefs communément appelés « queue de comètes » mis en évidence sur la Fig IV.4 .

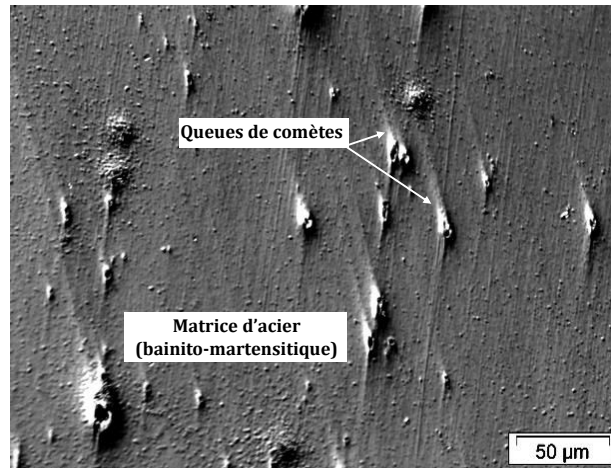


Figure IV.4 : Effet du surpolissage sur les inclusions non-métalliques. Déplacement des inclusions et apparition de queues de comètes.

1.2.2 Techniques d'analyse

L'analyse inclusionnaire est assimilée à une technique expérimentale destinée à étudier la « propreté des aciers » qui correspond à la caractérisation qualitative (espèces, morphologies) et surtout quantitative (nombre, tailles) de la population d'inclusions dans un acier. Cette technique qui a été standardisée par la norme ASTM E45 propose d'effectuer un certain nombre d'images de la surface de l'acier étudié. Dans ce sens, Zhang et al. [131, 132] ont répertorié plusieurs méthodes d'acquisition servant à la détection et le comptage des inclusions non-métalliques :

- la microscopie optique MO,
- la microscopie à contraste interférentiel,
- la spectrométrie d'émission optique,
- l'analyse de propreté d'un acier en état liquide,
- la microscopie confocale à balayage laser,
- la microscopie à balayage électronique MEB.

Il apparaît clairement que l'acquisition d'images de bonne qualité est un élément crucial dans le processus d'analyse inclusionnaire. La technique idéale doit fournir des images de la surface de l'échantillon qui offrent une représentation de la distribution d'inclusions.

Dans le cadre de cette étude, la technique de la microscopie optique MO et celle du MEB ont été choisies. La technique MO a servi à l'acquisition des images pour le besoin de l'analyse quantitative. D'autre part, le logiciel 'ImageJ' a été utilisé pour le traitement des images obtenues et la quantification des inclusions. Pour les besoins de l'aspect qualitatif, la technique MEB a été utilisée. Les échantillons ont été d'une part analysés chimiquement avec la technique EDS et d'autre part observés avec le détecteur d'électrons rétrodiffusés (mode BEC). Dans le mode BEC, des objets avec des compositions identiques apparaissent avec un niveau de gris similaire. Les inclusions avec un faible poids atomique moyen vont contraster avec la matrice d'acier (un poids atomique plus élevé) et présente une couleur plus sombre à l'observation.

1.3 Analyse qualitative des inclusions

L'analyse qualitative permet d'identifier les inclusions présentes dans l'acier 42CrMo4 dont la composition chimique est donnée dans le Tableau II.1 page 47. Grâce à l'analyse EDS, nous avons pu remarquer différentes espèces d'inclusions d'oxydes et de sulfures que nous avons classées selon leur composition chimique de base:

- Espèce I : Sulfure de manganèse (MnS)

- Espèce II : oxydes simples de type alumine (Al_2O_3) ou binaire de type spinelle ($\text{Al}_2\text{O}_3\text{-MgO}$)
- Espèce III : aluminat de calcium ($\text{CaO-Al}_2\text{O}_3$)
- Espèce IV : oxydes simples de type silice (SiO_2)

Nous détaillons dans la suite les différentes espèces en précisant pour chacune d'elle les éléments ayant conduit à leur formation ainsi que les différents types observés.

1.3.1 Espèce I : Sulfure de manganèse (MnS)

Les sulfures de manganèse sont des inclusions non-métalliques endogènes. C'est le type d'inclusions commun à tous les aciers ayant une teneur en oxygène inférieure à 0.02wt% et une teneur en soufre non négligeable allant jusqu'à 0.03 wt%. Ce dernier élément, considéré comme une impureté, présente une solubilité élevée dans l'acier liquide et une faible solubilité dans l'acier solide. Ainsi, pendant les premières opérations de fabrication de l'acier à l'état liquide, le soufre s'associe avec le fer liquide pour former du sulfure de fer FeS¹⁰ connu pour ces effets non désirables sur le produit fini. Ce composé a tendance à affaiblir les liaisons entre les grains de la microstructure (joints de grains) de l'acier et à diminuer ainsi ses propriétés mécaniques. L'utilisation du calcium comme un élément de désulfuration permet de réduire considérablement les sulfures de fer en les transformant en des inclusions de sulfure de calcium suivant la réaction chimique suivante :



Lorsque l'on considère un acier ayant un faible pourcentage de soufre S (entre 0.001 et 0.005wt%), il arrive parfois que des inclusions de sulfures de manganèse MnS se forment en raison de l'importante affinité chimique que possède le soufre S avec les éléments Mn. En revanche lorsque l'acier contient un fort pourcentage de soufre S (de l'ordre de 0.03 wt%) comme c'est le cas de l'acier 42CrMo4, l'équilibre des inclusions est altéré et il devient impossible de créer uniquement des inclusions de CaS. Un grand nombre d'inclusions MnS est alors formé.

Il faut savoir qu'il arrive parfois que le manganèse soit considéré comme un élément de désulfuration (au lieu du calcium Ca) et qu'il soit injecté à une teneur supérieure à 0.2% dans l'acier pour former lors de la solidification des inclusions de sulfures de manganèse MnS suivant l'équation chimique suivante:



La température de fusion du sulfure de manganèse est de 1620°C, Turkdogan et al. [133]. Sous microscopie optique, le MnS présente une couleur claire (faible contraste par rapport à la matrice) et peut avoir en général trois morphologies : une forme sphérique (type I), une forme allongée assimilée à une tige (Type II) ou une forme angulaire/octaédrique (Type III), Zhou [134]. Les observations optiques que nous avons faites ont montré que le 42CrMo4 présente en grande majorité des inclusions de MnS de type II. La présence de ce type de MnS révèle que notre acier a été fortement désoxydé à l'aluminium, Dekkers et al. [135]. De plus, en raison de leur forte tendance à se déformer plastiquement surtout à haute température, les inclusions de MnS se trouvent fortement allongées dans la direction de laminage, comme cela est illustré sur la Fig IV.5 .

¹⁰ La température de fusion du FeS est de l'ordre de 1186°C

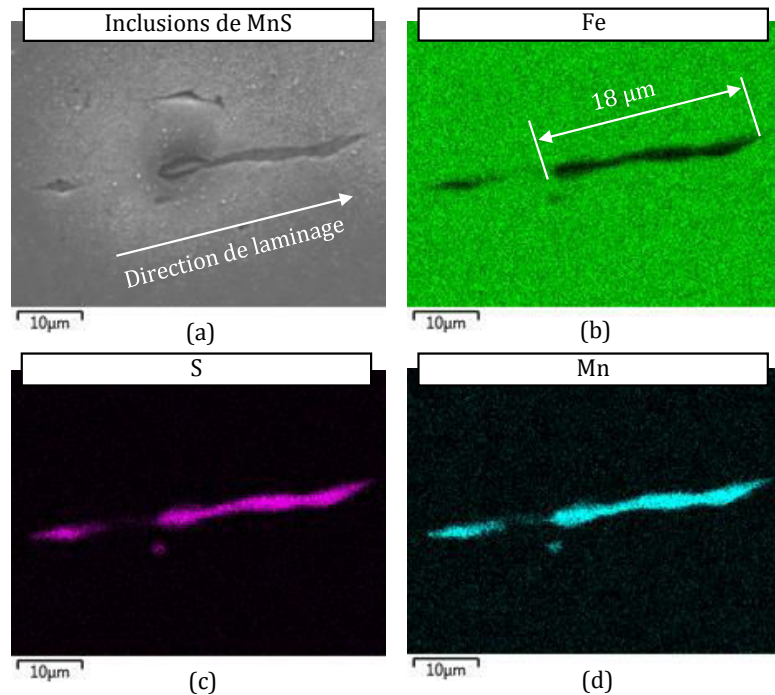


Figure IV.5 : (a) Image MEB d'une inclusion de sulfure de manganèse (MnS) de type II de taille 18 µm. Analyse EDS pour la mise en évidence du : (b) fer Fe, (c) soufre S et (d) manganèse Mn.

Dans le cadre de l'usinage, les inclusions MnS n'ont aucune influence sur l'usure se manifestant dans les surfaces de contact entre l'outil et la pièce particulièrement l'usure par abrasion en raison de la faible dureté de ces inclusions qui est de l'ordre de 130 HV à 20°C et qui diminue avec la température, Chao et al. [136]. Bien au contraire, il a été montré dans les travaux de Nordgren et al. [137] (usinage d'un acier SS2541 avec un outil WC – Co revêtu) que le sulfure de manganèse forme une couche protectrice sur la face de coupe de l'outil. Ce phénomène est accentué pour les faibles vitesses de coupe ($V < 150\text{m/min}$) mais disparaît pour des vitesses de coupe élevées en raison de la faible résistance du MnS face aux fortes pressions et températures rencontrées au niveau de la face de coupe. Ce comportement rappelant celui du mode d'usure par adhésion, a été par ailleurs observé par Bittès et al. [61] lors de l'usinage d'un acier 42CrMo4 avec un outil en WC – Co revêtu. Certains auteurs [63, 138, 139] ajoutent que les inclusions MnS améliorent l'usinabilité en jouant le rôle de lubrifiant et en facilitant le cisaillement de la matière dans les zones de cisaillement primaire et secondaire.

En conclusion, il apparaît que les inclusions non-métalliques de sulfure de manganèse MnS ne peuvent pas être considérées comme des particules abrasives et doivent par conséquent être écartées lors du comptage des particules responsables de l'usure par abrasion.

1.3.2 Espèce II : oxyde de type alumine (Al_2O_3) et alumine spinelle ($\text{Al}_2\text{O}_3\text{-MgO}$)

Au cours de l'analyse qualitative de l'acier 42CrMo4, l'alumine a été observée sous deux formes distinctes : une forme primaire de formule chimique Al_2O_3 et une forme binaire $\text{MgO-Al}_2\text{O}_3$ constituée de Al_2O_3 et MgO. Leur occurrence étant inférieure à celle des inclusions MnS, elles ont néanmoins une très grande dureté et sont donc plus préjudiciables à l'outil de coupe.

(i) Alumine Al_2O_3

L'alumine portant également le nom de Corindon est une inclusion non-métallique formée lors de l'opération de désoxydation de l'acier, ce qui lui confère un caractère endogène. Les inclusions solides d' Al_2O_3 peuvent se former de deux manières différentes en fonction de la présence et la teneur de certains

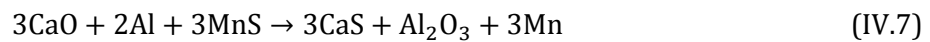
éléments dans l'acier liquide. La première voie de formation des aluminés est une conséquence directe de l'étape de désoxydation où les atomes additifs d'aluminium vont rencontrer ceux d'oxygène initialement dilués dans l'acier, pour former le composé Al_2O_3 suivant l'équation chimique :



La deuxième voie de formation des aluminés, qui a été mise en évidence dans plusieurs travaux [140, 141], est celle relative à l'ajout de calcium lors de l'étape de désoxydation dans un acier contenant un certain pourcentage d'aluminium (0.01wt%~0.05 wt%) et un pourcentage élevé de soufre (0.01wt%~0.05 wt%). En effet, il arrive parfois que les inclusions d'oxyde de calcium CaO formées suivant l'équation chimique suivante :



réagissent avec l'aluminium et le soufre présents dans l'acier liquide pour former des nouvelles inclusions non-métalliques Al_2O_3 suivant l'équation chimique :



Les inclusions d'alumine trouvées dans l'acier étudié le 42CrMo4 sont probablement formées suivant l'Eq (V.6) en raison de la forte concentration de S (0.029 wt%) et la présence d'inclusions de CaS comme cela est mis en évidence dans les sections suivantes.

Il a également été montré par Van Ende [63] que les inclusions d'alumine Al_2O_3 peuvent présenter un caractère exogène lors de l'étape non-souhaitée de réoxydation. En effet, pendant l'opération d'affinage dans des poches de coulées, l'acier liquide peut être exposé à l'oxygène de l'air libre qui passe à travers la scorie¹¹ (Fig IV.6), laissant ainsi la possibilité aux atomes d'aluminium dilués dans l'acier liquide de réagir avec l'oxygène pour former de nouvelles inclusions non-métalliques exogènes d' Al_2O_3 .

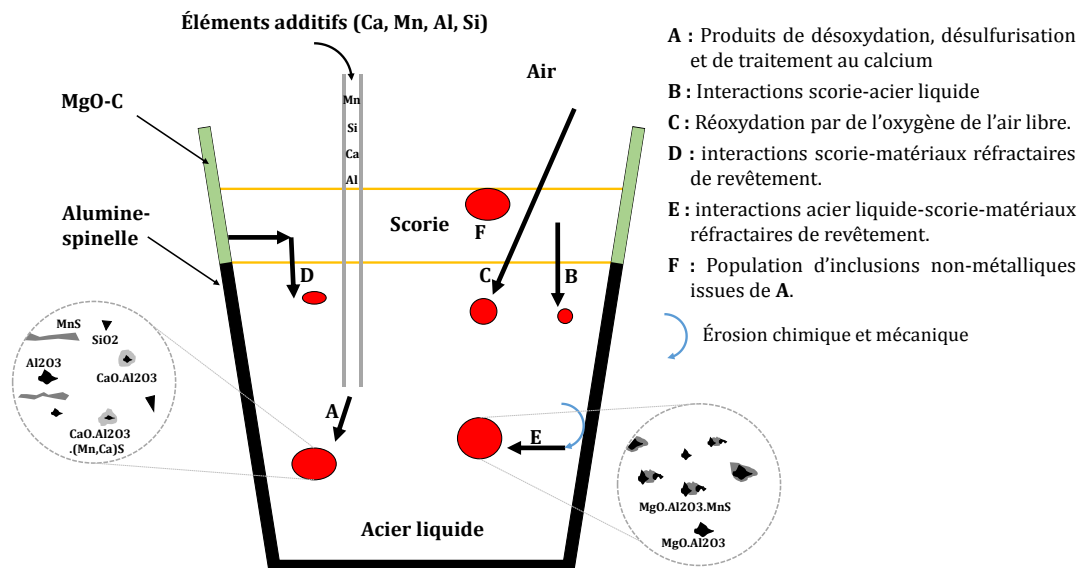


Figure IV.6 : Présentation générale de la poche de coulée et origines de la formation des différents types d'inclusions non-métalliques.

Un exemple d'inclusions d'alumine Al_2O_3 observées au MEB et analysées par EDS est illustré en Fig IV.7 . Ces oxydes présents dans notre acier 42CrMo4 sous forme solide (ayant une température de fusion proche de 2050°C), ont pour la plupart une forme angulaire.

¹¹ La scorie est constituée d'un ensemble d'inclusions et d'impuretés générées lors de l'affinage de l'acier par l'ajout d'additifs dans la poche de coulée.

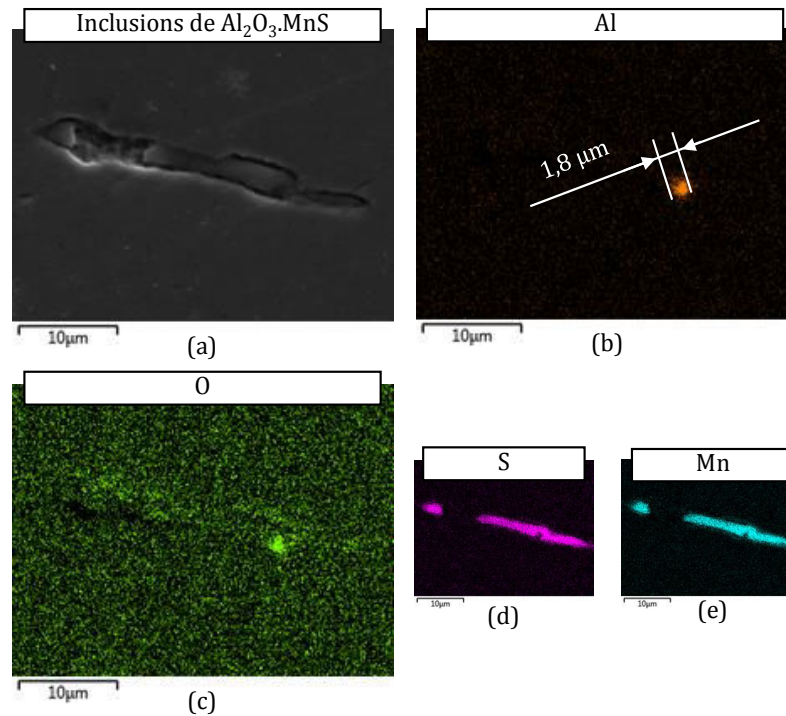


Figure IV.7 : Micrographie montrant une inclusion d'alumine Al_2O_3 de taille $1.8 \mu\text{m}$. Dans le cas présent, l'inclusion est enrobée d'une inclusion de MnS. Mise en évidence par EDS de la présence de (b) Al, (c) O, (d) Mn et de (e) S.

Cette même figure met en évidence une inclusion de sulfure de manganèse entourant l'inclusion Al_2O_3 . Cela est sans doute dû à la grande affinité chimique entre l'aluminium et le soufre ainsi qu'aux sites de nucléation à faible énergie que représentent les oxydes, Wu [142]. Cette caractéristique d'enrobage qui survient au moment de la solidification de l'acier n'affecte en rien le caractère hautement abrasif des inclusions d' Al_2O_3 , Weng et al. [143] (seules les propriétés en fatigue sont influencées). En usinage, les inclusions d' Al_2O_3 d'une dureté très élevée (de l'ordre de 3000 HV) se retrouvent piégées aux contacts outil/copeau et outil/pièce en agissant comme particules abrasives. L'analyse qualitative effectuée sur l'acier 42CrMo4 étudié a montré que les inclusions d'alumine ont des tailles comprises entre 1 et $6 \mu\text{m}$ avec très peu d'inclusions de taille supérieure à $6 \mu\text{m}$.

En conclusion, les inclusions non-métalliques d'alumine sont les responsables majeures de l'usure par abrasion des outils de coupe. De ce fait, l'espèce II d' Al_2O_3 doit être prise en compte lors de l'estimation de la population de particules potentiellement abrasives lors de l'analyse quantitative.

(ii) Alumine-spinelle $\text{Al}_2\text{O}_3\text{-MgO}$

Le spinelle d'alumine est une configuration binaire des oxydes d'alumine. Ces spinelles se forment pendant l'opération secondaire de raffinement de l'acier (avant l'étape de solidification). Ce sont les produits de réactions résultant des sollicitations thermiques et mécaniques subies par le revêtement de la poche de coulée composé d'une succession de couches réfractaires. Les aluminos-spinelles présentes dans le revêtement se détachent sous l'effet de l'érosion (mécanique et thermique) et se trouvent piégées dans l'acier liquide sous forme d'impuretés composées de MgO et Al_2O_3 , Van Ende [63].

Par ailleurs, il a été rapporté par Yang et al. [144, 145] au travers de travaux sur la fabrication d'un acier 30CrMo, que les aluminos-spinelles peuvent être créées suite à une réaction entre les composés MgO et Al_2O_3 contenus dans la scorie selon l'équation chimique, voir aussi Fig V.6 :



Les inclusions non-métalliques d'alumine spinelle $\text{MgO-Al}_2\text{O}_3$ endogènes ou exogènes, gardent le caractère hautement abrasif des inclusions Al_2O_3 avec une dureté de l'ordre de 2400 HV dépassant le seuil de 20% établi par Torrance [69] pour l'activation de l'usure par abrasion. Elles sont néanmoins de plus grande taille

(entre 4 μm et 10 μm) et de forme polyédrique comme nous avons pu l'observer dans le cas de notre acier, voir Fig IV.8 .

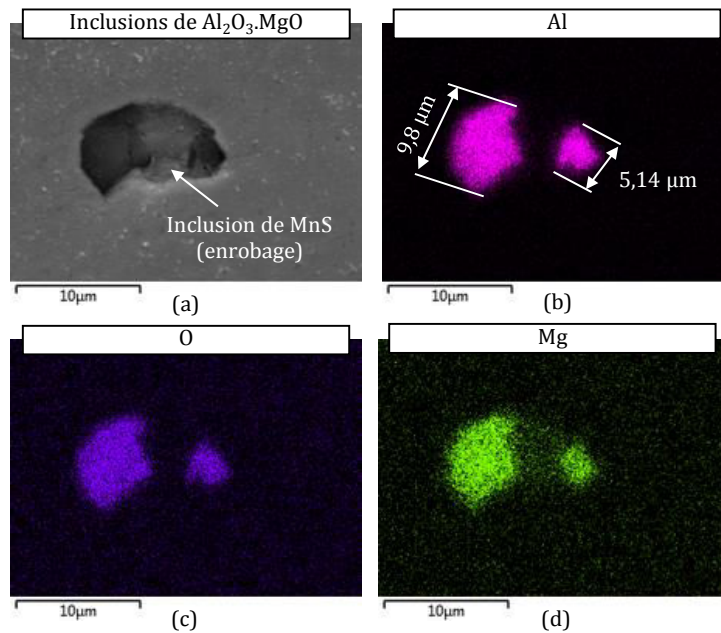


Figure IV.8 : (a) Micrographie montrant une inclusion d'alumine spinelle $\text{MgO-Al}_2\text{O}_3$ avec une taille atteignant 10 μm formée d'une inclusion d'alumine et d'un composé MgO . L'analyse EDS montre la présence de : (b) Al, (c) O et du (d) Mg.

Comme les aluminés primaires Al_2O_3 , les aluminés binaires $\text{MgO-Al}_2\text{O}_3$ sont enrobées d'une inclusion de MnS de type I mais restent néanmoins des acteurs majeurs dans l'usure des outils de coupe. Ces inclusions sont considérées comme faisant partie des particules abrasives piégées dans les surfaces de contact de l'outil. Elles seront donc prises en compte dans l'analyse quantitative.

1.3.3 Espèce III : aluminate de calcium ($\text{CaO-Al}_2\text{O}_3$)

Les inclusions $\text{CaO-Al}_2\text{O}_3$ sont le résultat du traitement de l'acier avec du calcium. Le but de ce traitement est de réduire l'effet néfaste que peuvent avoir les inclusions d'alumine portant essentiellement sur la fatigue thermique des aciers. En effet, sous sollicitations thermiques cycliques, la différence entre les coefficients thermiques d'un acier et d'une inclusion solide d'alumine favorise l'apparition de fissures aux niveaux des pointes d'inclusions angulaires lieux de concentration de contraintes. L'ajout de calcium au moment de l'affinage dans la poche de coulée (souvent sous forme de fils de CaSi), permet alors de transformer les inclusions angulaire d'alumine Al_2O_3 en des inclusions sphériques d'aluminate de calcium $\text{CaO-Al}_2\text{O}_3$ ayant un coefficient de dilatation thermique proche de celui de l'acier, Van Ende [63]. L'observation faite au MEB (Fig IV.9) d'inclusions d'aluminate de calcium contenu dans l'acier de l'étude a en outre mis en évidence la présence d'inclusions quaternaires de formule plus complexe. Ces dernières sont des inclusions d'aluminate de calcium enrobées par du MnS et du CaS présentes sous la forme $\text{CaO-Al}_2\text{O}_3-(\text{Mn}, \text{Ca})\text{S}$.

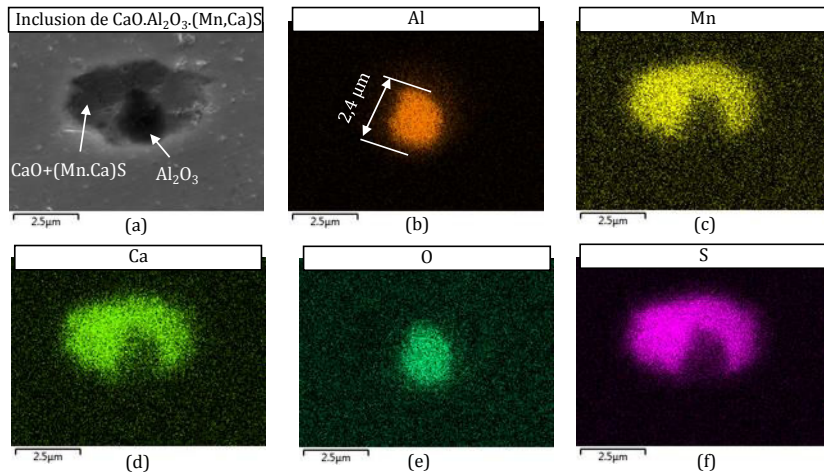
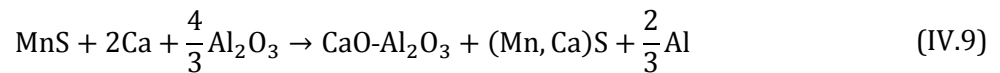


Figure IV.9 : (a) Image MEB d'une inclusion d'aluminate de calcium complexe $\text{CaO-Al}_2\text{O}_3\text{-(Mn,Ca)S}$ constituée d'une inclusion de $\text{CaO-Al}_2\text{O}_3$ entourée par une inclusion solide $(\text{Mn,Ca})\text{S}$. Elle est présente dans les aciers qui ont été traités au calcium. La présence de : (b) Al, (c) Mn, (d) Ca, (e) O et (f) S a été mise en évidence par l'analyse EDS.

Ce type d'inclusions d'aluminate de calcium se forme dans les aciers à forte concentration de soufre (>0.03 wt%) où les inclusions de MnS se combinent avec les inclusions de CaS pour former du $(\text{Mn,Ca})\text{S}$ puis avec les inclusions de $\text{CaO-Al}_2\text{O}_3$ suivant l'équation :



Pendant la phase de solidification, l'inclusion en $(\text{Mn,Ca})\text{S}$ a tendance à se solidifier autour de l'inclusion binaire $\text{CaO-Al}_2\text{O}_3$. D'après Nordgren et al. [137] et Larsson et al. [146], l'inclusion $(\text{Mn,Ca})\text{S}$ issue d'un acier traité au calcium, présente un caractère abrasif. L'analyse qualitative n'a pas permis de mettre en évidence la proportion exacte de chaque entité (inclusions binaires ou quaternaires). Toutefois, Zhou [134] a pu mettre en évidence qu'un grand nombre d'inclusions MnS de type II est toujours accompagné de nombreuses inclusions de $(\text{Mn,Ca})\text{S}$. Les observations que nous avons faites au MEB ont révélé la coexistence du type binaire et quaternaire de l'inclusion d'aluminate de calcium. D'un point de vue usure des outils de coupe, la participation de $\text{CaO-Al}_2\text{O}_3$ à l'usure par abrasion reste un élément à approfondir. En effet, bien qu'il ait été montré que les inclusions d'aluminate de calcium sont moins dures que celles d'alumine, cette dureté reste fortement conditionnée par la proportion du composé Al_2O_3 dans l'inclusion de $\text{CaO-Al}_2\text{O}_3$. La Fig IV.10 rapportée par Yamada et al. [147] à partir des travaux de Nishiyama [147] illustre la relation non-linéaire entre le nombre d'inclusions dures de $\text{CaO-Al}_2\text{O}_3$ et le pourcentage massique d' Al_2O_3 . Il s'avère qu'une teneur de 20% de Al_2O_3 tend à minimiser le nombre d'inclusions dures de $\text{CaO-Al}_2\text{O}_3$.

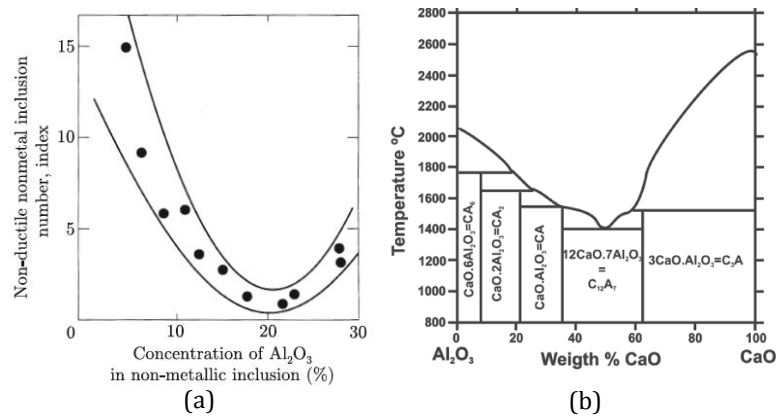


Figure IV.10 : (a) Nombre d'inclusions non-métalliques dures en fonction de la concentration d'alumine [147]. (b) Evolution de la température de fusion des aluminates de calcium en fonction de la contraction massique d'alumine dans l'inclusion, [148].

Plusieurs études, Ototani [149], Pires et al. [150] ajoutent que l'augmentation de la teneur en Al_2O_3 entraîne une augmentation de la température de fusion du composé $\text{CaO-Al}_2\text{O}_3$ comme le montre la Fig IV.10 (b). Par conséquent une température plus élevée signifie une dureté plus importante [149, 150]. Il en est de même pour la morphologie de ces inclusions qui tend à être plus irrégulière lorsque la proportion d' Al_2O_3 augmente. Nordgren et al. [137] observent par ailleurs que les inclusions en $\text{CaO-Al}_2\text{O}_3$ ne se déforment pas lorsqu'elles sont piégées dans les interfaces de contact entre l'outil et la pièce, conservant ainsi leurs propriétés mécaniques. De plus, leur effet abrasif s'intensifie à hautes températures lorsque le matériau de l'outil voit sa dureté diminuer. Compte tenu de tout ce qui a été évoqué plus haut, nous pouvons supposer que les inclusions d'aluminate de calcium participent également à l'usure par abrasion.

1.3.4 Espèce IV : oxydes simple de type silice (SiO_2)

L'inclusion non-métallique SiO_2 est une inclusion d'oxyde qui peut avoir une origine endogène si elle est le produit de l'opération de désoxydation avec du silicium ou exogène si elle est formée dans la scorie. Elle est obtenue selon l'équation chimique suivante:



L'inclusion de silice existe sous forme solide dans l'acier liquide jusqu'à une température de 1710°C . Il a été observé que les inclusions de SiO_2 peuvent présenter trois formes : la cristobalite, le quartz et le tridymite. Dans l'acier étudié 42CrMo4 l'oxyde ne se présente toutefois que sous l'aspect de tridymite caractérisé par une forme angulaire et une couleur très sombre sous microscopie MEB ainsi qu'une taille supérieure à $1.5\text{ }\mu\text{m}$. L'inclusion SiO_2 est souvent orientée dans la direction perpendiculaire à la direction de laminage. Un exemple d'observation de ce type d'inclusion est illustré en Fig IV.11.

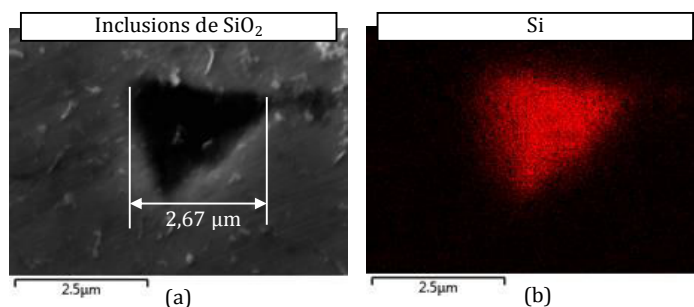


Figure IV.11 : (a) Inclusion de silice SiO_2 d'une taille de $2.67\text{ }\mu\text{m}$ obtenue par image MEB. (b) Élément Si obtenu par EDS.

Les éléments d'oxygène dans le cas de l'analyse d'oxyde de silice SiO_2 ne sont pas détectés en raison de la résolution limitée de la technique utilisée. Cependant, la présence d'une contamination en carbone au voisinage d'une inclusion d'oxyde SiO_2 a permis de détecter l'oxygène présent dans cette inclusion, comme illustré en Fig IV.12

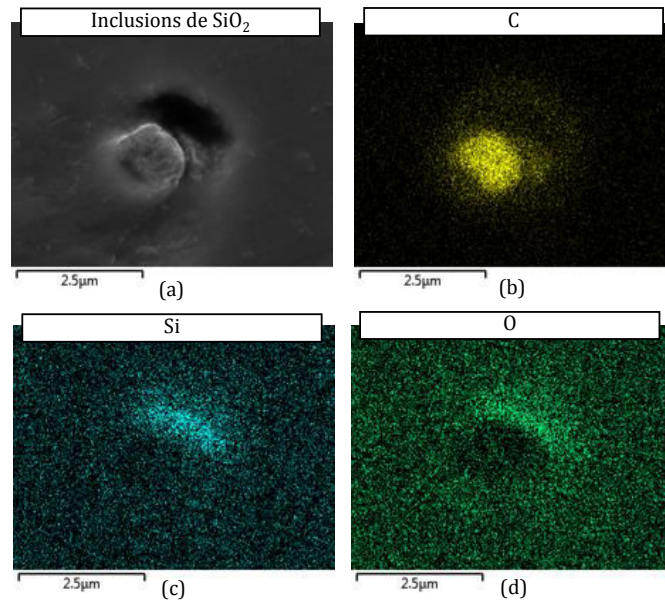


Figure IV.12 : La présence d'une contamination a permis l'identification de l'oxygène et l'inclusion de SiO₂ a pu être détectée. Identifications par analyse EDS du carbone (b) du Silicium (c) et de l'oxygène.

Les inclusions de silice font partie de la famille des oxydes et possèdent donc un fort caractère abrasif. Leur nombre doit être pris en compte dans l'analyse quantitative.

1.3.5 Autres observations MEB

Au cours de notre analyse qualitative, nous avons observé quelques éléments de carbone de petite taille < 2 µm (Fig IV.13(a)). L'origine exacte de ces impuretés est difficile à vérifier mais il s'agirait peut être de contamination d'origine organique survenue à l'occasion de la manipulation de l'échantillon. Ces éléments sont souvent confinés dans des cavités de forme circulaire apparues après polissage de l'échantillon, voir Fig IV.13(b).

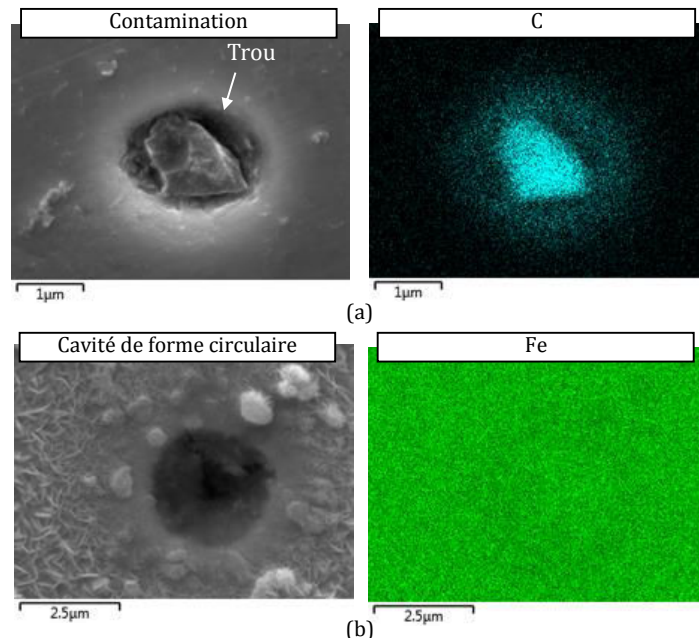


Figure IV.13 : (a) Mise en évidence d'une contamination extérieure d'origine organique de la surface polie de l'échantillon. (a) par image MEB et analyse EDS. (b) Présence de vide dans la matrice de fer de forme circulaire.

Il s'agirait probablement de l'emplacement d'inclusions enlevées suite à un sur-polissage de la surface de l'échantillon. Par exemple, la taille et la forme du trou observé en Fig IV.13(b) laisse penser que l'inclusion

qui occupait ce site pouvait être un oxyde binaire (ou ternaire) de type aluminat de calcium. Un oxyde simple peut aussi avoir occupé ce site.

1.3.6 Conclusion intermédiaire

Il a été montré, via notre analyse qualitative, que l'acier étudié 42CrMo4 présente une population d'inclusions non-métalliques importante et variée. Ces inclusions, d'origine exogène ou endogène, sont formées comme produits de désoxydation, de désulfuration et de traitement au calcium lorsque l'acier liquide est affiné dans la poche de coulée avant l'étape de moulage et de solidification. Les inclusions qui nous intéressent sont celles qui vont interagir avec les faces de contact entre l'outil et la pièce conduisant à l'usure par abrasion de l'outil. De ce fait, les inclusions malléables de sulfure de manganèse MnS doivent être écartées et seules les inclusions non-métalliques à fort caractère abrasif doivent être prises en compte. Il s'agit des oxydes (Al_2O_3 , SiO_2 et $\text{MgO-Al}_2\text{O}_3$) et des aluminates de calcium ($\text{CaO-Al}_2\text{O}_3$), bien que ces dernières présentent une dureté plus faible.

1.4 Analyse quantitative

La caractérisation des inclusions non-métalliques initialement présentes dans l'acier nécessite également des informations quantitatives telles que la distribution en taille des inclusions et leur nombre par unité de surface. Rappelons qu'à partir d'un échantillon poli l'analyse quantitative est réalisée par l'utilisation de la MO et d'un logiciel d'analyse d'image (ImageJ dans notre cas).

1.4.1 Collecte d'informations

La procédure de préparation d'échantillons décrite au paragraphe I.2.1 est conservée pour l'analyse quantitative. Les essais de coupe menés et présentés au chapitre II ont été réalisés sur des barres de rayon 50 mm en configuration de coupe orthogonale en plongée dans la direction du diamètre, voir Fig (II.14). Par conséquent il nous paraît judicieux d'étudier la répartition des inclusions en fonction du rayon. Ainsi, trois échantillons de 200 mm^2 ($20 \text{ mm} \times 10 \text{ mm}$) ont été prélevés : l'un au centre, le second à mi-rayon et le troisième à l'extérieur du barreau d'acier. La Fig IV.14 indique la position de ces trois échantillons dont les surfaces A_0 (bleu), $A_{1/2}$ (rouge) et A_1 (vert) ont été observées au MO.

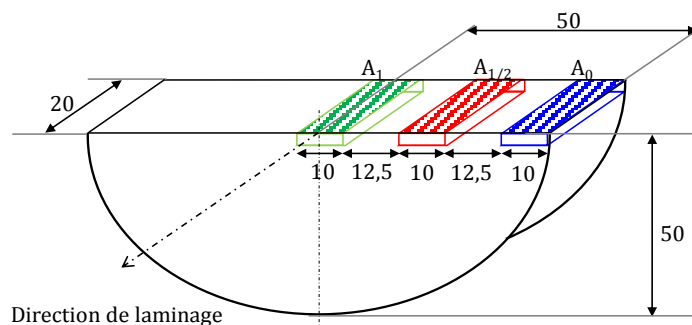


Figure IV.14 : Position des échantillons étudiés. Les trois échantillons sont situés à l'extérieur A_0 (bleu), au demi rayon $A_{1/2}$ (rouge) et au centre de la pièce avant usinage A_1 (vert).

Une grille de découpage a été définie sur chaque échantillon à partir de laquelle un tirage aléatoire de 16 images correspondant à 16 sous-zones a été effectué. Les 16 clichés ainsi obtenus sont assemblés dans une matrice d'observation 4×4 (Fig IV.15).

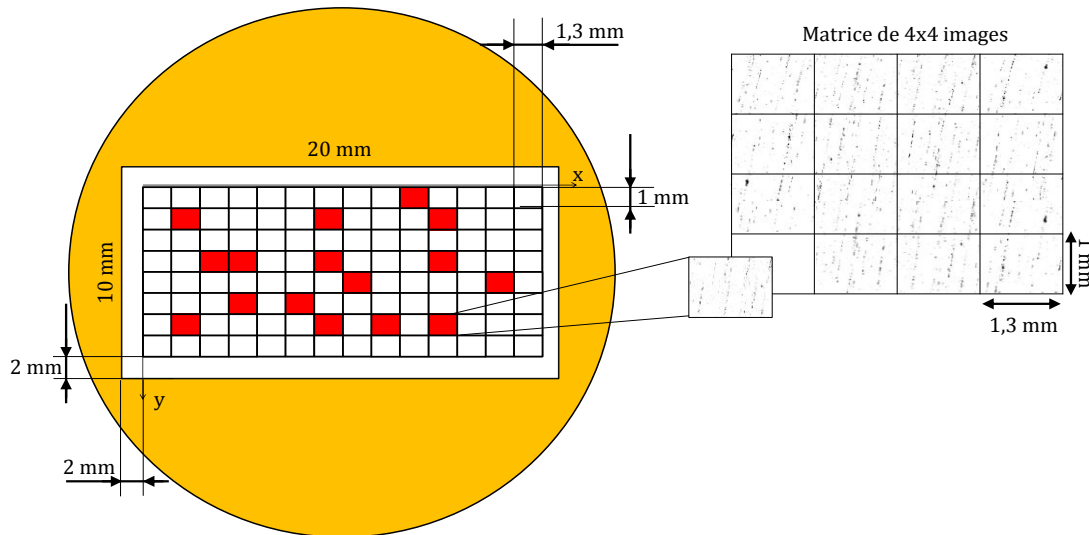


Figure IV.15 : Construction de la matrice d'observation à partir d'un tirage aléatoire de 16 sous-zones appartenant à la surface de chaque échantillon.

Pour négliger l'effet de bord, la grille de découpage est éloignée de 2 mm des bords comme illustré en Fig IV.15. Dans le cas de notre étude précisons quelques informations:

- la taille des sous-zones est de $1.3 \text{ mm} \times 1 \text{ mm}$,
- l'agrandissement dans les sous-zones est 100X,
- la résolution de l'image est 2048×1532 pixels,
- la taille de chaque pixel est $1.56 \mu\text{m}/\text{pixel}$.

L'analyse de la matrice d'observation commence par le paramétrage du seuil de niveau de gris permettant d'isoler les inclusions. Il arrive parfois que l'on procède à une correction supplémentaire dans le but de supprimer certains défauts de surface. Comme illustré en Fig IV.16, l'élimination des vides et des trous de gaz¹², des rayures résultant d'un défaut de polissage ou de l'oxydation due à une exposition prolongée à l'air libre (présence d'un halo marron autour des inclusions) se fait par une réduction du bruit et un ajustement de la brillance et du contraste. A l'issue, la matrice est convertie en format binaire où seules les inclusions de couleur sombre vont contraster avec la matrice de couleur claire, voir Fig IV.16.

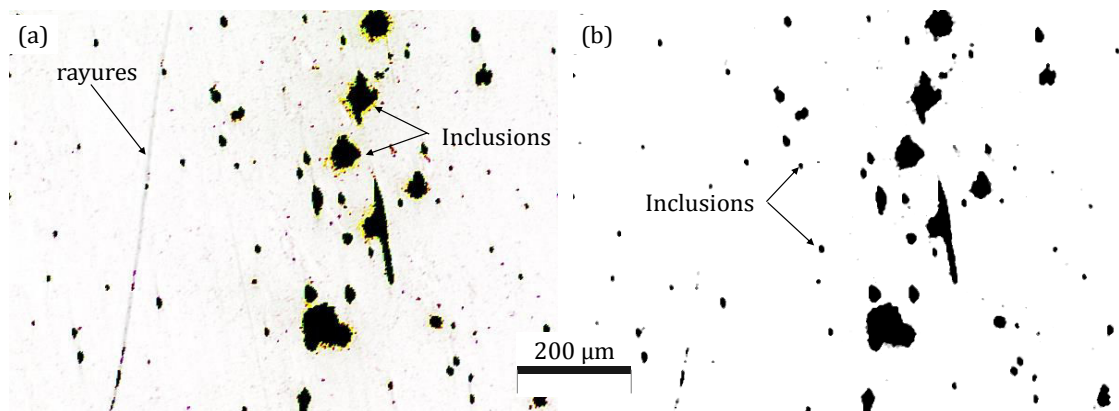


Figure IV.16 : (a) Image obtenue par MO sans traitement préalable. L'image est polluée par la présence de scratch de polissage, de vides ou de trous de gaz et des traces d'oxydation (halo marron entourant les inclusions). (b) Image obtenue après traitement sous ImageJ où seules les inclusions sont mises en évidence.

¹² Les trous de gaz et les vides se forment au cours de la solidification ou en raison de la ductilité à chaud limitée de l'acier

1.4.2 Résultats obtenus/Identification des paramètres

(i) Choix des paramètres taille et forme

Une fois la matrice d'observation pré-traitée, la distribution en taille des inclusions peut être obtenue à partir du logiciel ImageJ permettant le comptage et le classement des inclusions selon leur aire, leur périmètre, leur forme et/ou d'autres paramètres définis par l'utilisateur.

A partir de l'analyse qualitative présentée précédemment, les inclusions non abrasives telles que les sulfures MnS mais aussi les particules issues d'une contamination et les trous doivent être éliminées lors du comptage et de l'identification de la distribution en taille des inclusions. Pour ce faire nous nous sommes basés sur deux critères de sélection : un critère basé sur la taille de l'inclusion et un critère basé sur la forme de celle-ci.

La caractérisation de la taille des inclusions peut se faire suivant plusieurs paramètres : le diamètre équivalent défini comme le diamètre du cercle ayant la même surface que l'inclusion (Fig IV.17-a), le grand axe d'une ellipse ajustée à la particule (Fig IV.17-b) ou le diamètre de Férét qui est la distance maximale (Férét max) ou minimale (Férét min) entre deux points du contour de la particule (Fig IV.17-c).

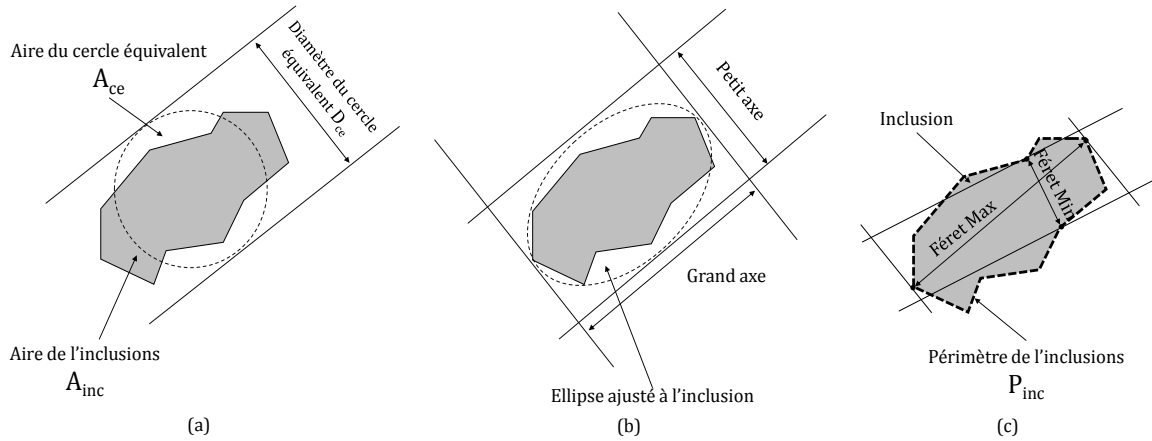


Figure IV.17 : Différentes caractérisations de la taille d'une inclusion. (a) Diamètre équivalent, (b) grand axe de l'ellipse inscrite, (c) diamètre de Férét max.

Les diamètres de Férét Min et Max ainsi que le petit et grand axe de l'ellipse ajustée à l'inclusion sont mesurés et affichés directement par le logiciel ImageJ. La mesure du diamètre équivalent D_{ce} se fait quant à elle de façon indirecte en utilisant l'aire de l'inclusion mesurée par ImageJ et la relation :

$$D_{ce} = 2 \sqrt{\frac{A_{inc}}{\pi}} \quad (IV.11)$$

où A_{inc} est l'aire de l'inclusion. Dans le cadre de ce travail le diamètre de Férét maximal a été adopté pour la description de la taille des inclusions. Ce diamètre, vu comme la taille de particule et alors noté R, permet de prendre en compte la géométrie réelle de l'inclusion à l'inverse du cercle équivalent ou de l'ellipse ajustée qui ne sont plus adaptés lorsque la particule présente une morphologie plutôt irrégulière.

L'identification de la forme d'une particule se fait sur la base du paramètre de circularité défini par :

$$Cir = 4\pi \frac{A_{inc}}{P_{inc}^2} \quad (IV.12)$$

où P_{inc} est le périmètre de l'inclusion. Le paramètre Cir varie entre 0 et 1 : $Cir \rightarrow 0$ lorsque l'inclusion est de forme allongée et $Cir \rightarrow 1$ lorsque l'inclusion est parfaitement circulaire. L'application individuelle des critères de taille et de forme sur chaque type d'inclusions identifié nous permettra d'isoler les particules abrasives.

(ii) Identification des paramètres :

La Figure IV.18 présente les mesures du nombre total d'inclusions relevées aux positions repérées A_0 , $A_{1/2}$, A_1 .

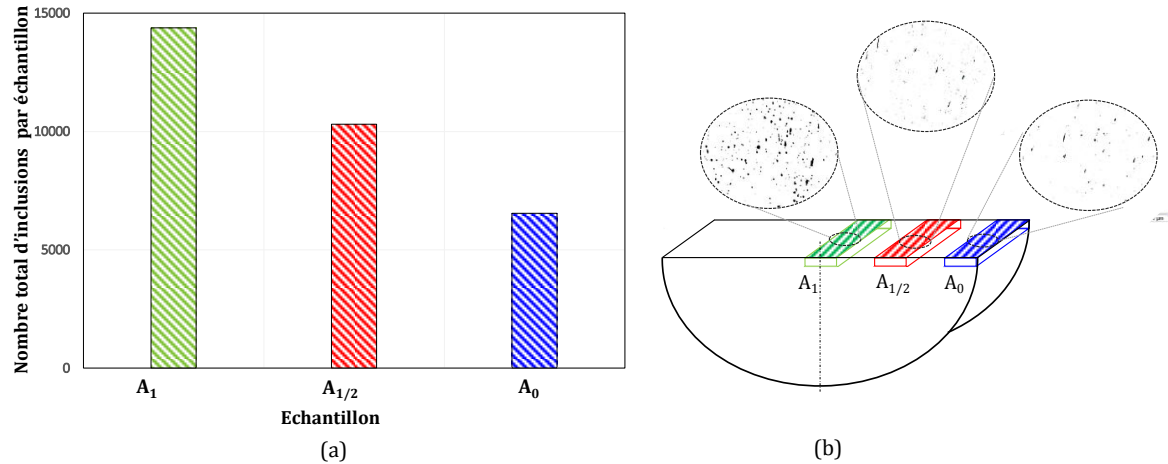


Figure IV.18 : Mesure du nombre total d'inclusions relevées en différentes positions de l'échantillon sur le cylindre de diamètre 100 μm .

Il apparaît que le nombre d'inclusions augmente à mesure que l'on s'approche de l'axe de révolution du cylindre à usiner. Les essais expérimentaux que nous avons réalisés (servant de base à la validation du modèle) conduisent alors l'outil à rencontrer un nombre d'inclusions non-métalliques évoluant avec le temps d'usinage.

Les distributions de taille des inclusions relevées aux différentes positions A_0 , $A_{1/2}$, A_1 peuvent être décrites par des histogrammes donnant la fréquence relative d'apparition d'un intervalle de tailles de particules de largeur préalablement définie par l'utilisateur. Pour cette étude, la largeur de l'intervalle a été choisie égale à 1 μm . L'observation des histogrammes reportés en Fig V.1719 montrent que la distribution en taille de particules présente une dépendance à la position dans l'échantillon. A titre d'illustration sont représentées sur la Fig V.18 les tailles de particules identifiées sur la base d'une loi exponentielle d'intensité λ pour A_1 , $A_{1/2}$ et A_0 .

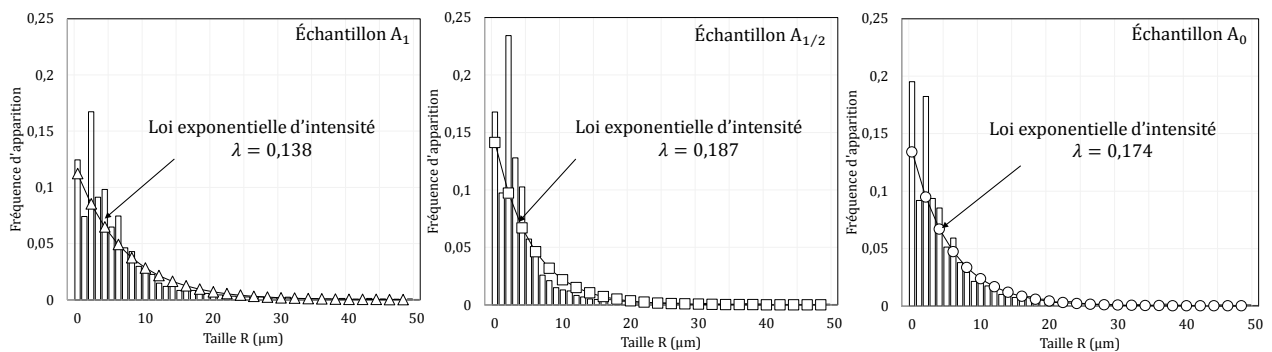


Figure IV.19 : Distribution des tailles de l'ensemble des inclusions dans chaque échantillon analysée.

A partir des critères de taille (Féret max, Fig V.16-c) et de forme (paramètre Cir, Eq (IV.12) nous pouvons dresser sur la Fig IV.20 une classification suivant leur nature des particules observées et identifiées lors de la phase d'analyse qualitative.

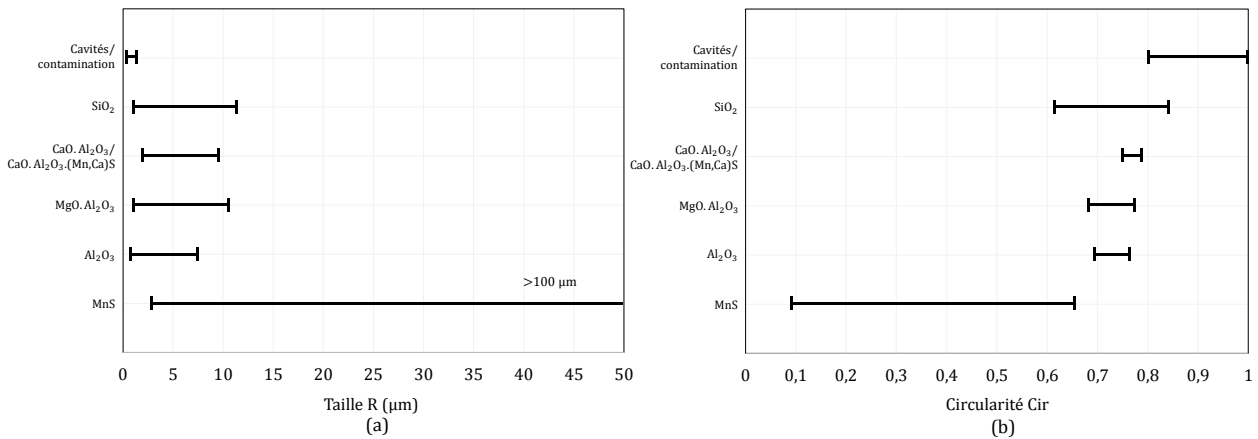
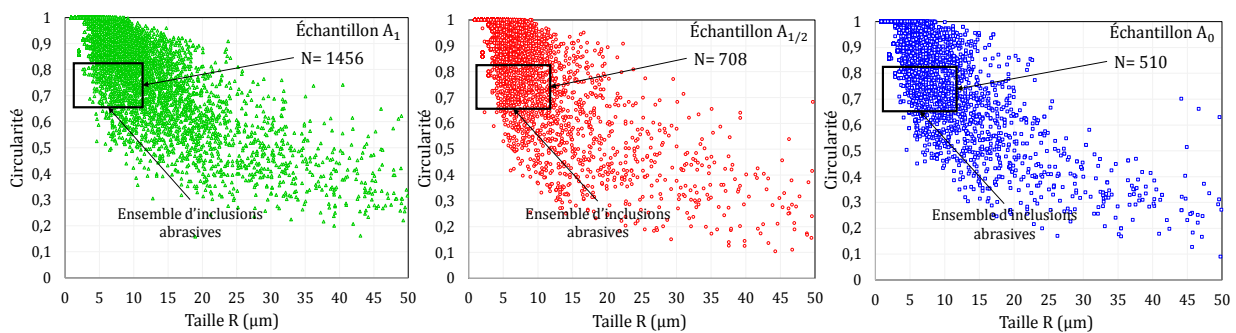
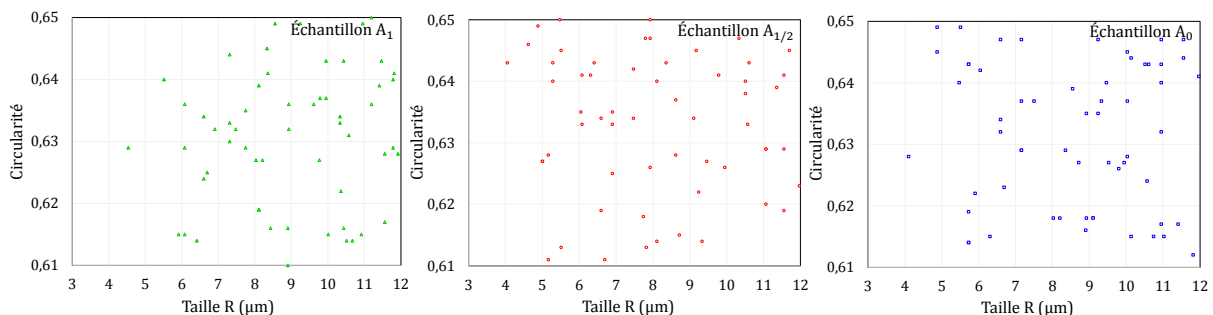


Figure IV.20 : Classification des inclusions selon le critère de taille et le critère de morphologie.

Nous remarquons que les espèces d'inclusions potentiellement abrasives sont regroupées dans un intervalle de taille $R < 12 \mu\text{m}$ et un intervalle de circularité $\text{Cir} \in [0.61, 0.83]$. L'autre type d'inclusion (MnS) présente une taille $R > 2.5 \mu\text{m}$ et une circularité $\text{Cir} < 0.65$. On note ainsi que les grosses inclusions apparaissant en Fig IV.20 sont exclusivement des sulfures. Enfin, les particules issues d'une contamination ou les trous ont une taille $R < 2 \mu\text{m}$ et une circularité $\text{Cir} > 0,8$. Cette analyse nous permet d'isoler les inclusions non-métalliques abrasives alors définies par l'ensemble de particules avec $R < 12 \mu\text{m}$ et $\text{Cir} \in [0.65 - 0.83]$. Les régions contenant les particules abrasives ainsi identifiées sont illustrées en Fig.IV.21 pour les zones A_1 , $A_{1/2}$, A_0 prélevées sur l'échantillon.


 Figure IV.21 : Répartition du nombre total des inclusions en fonction de la taille R et de la circularité Cir. Identification de la région d'inclusions potentiellement abrasives pour A_1 , $A_{1/2}$ et A_0 .

Soulignons que le chevauchement entre le domaine $R \times \text{Cir}$ des sulfures et des oxydes de silicium (voir Fig. IV.20) est négligé dans l'estimation du nombre de particules abrasives car il ne s'agit que d'une faible proportion. En effet, La Figure IV.22 présente la répartition des particules de taille $3 \mu\text{m} < R < 12 \mu\text{m}$ et $0.61 < \text{Cir} < 0.65$ caractéristiques des MnS et SiO₂ dont le nombre est évalué à 54 pour l'échantillon A_0 , à 59 pour l'échantillon $A_{1/2}$ et à 58 pour l'échantillon A_1 . Cela constitue ainsi moins de 1% du nombre total de particules (1% pour A_0 , 0.6% pour $A_{1/2}$ et 0.5% pour A_1) et moins de 11% du nombre de particules abrasives (10.6% pour A_0 , 8.3% pour $A_{1/2}$ et 4% pour A_1).


 Figure IV.22 : Répartition des particules de taille $3 \mu\text{m} < R < 12 \mu\text{m}$ et $0.61 < \text{Cir} < 0.65$ présentant des caractéristiques communes aux MnS et SiO₂. Leur nombre est évalué à 54 pour A_0 , à 59 pour $A_{1/2}$ et à 58 pour A_1

Il faut noter cependant qu'il est parfois délicat via le logiciel ImageJ d'identifier les inclusions ayant une taille proche de $1\ \mu\text{m}$ en raison de la résolution utilisée de la matrice 4×4 qui tend à supprimer quelques pixels.

Finalement, la Fig IV.23 illustre la variation du nombre d'inclusions abrasives par m^2 en fonction de la position sur le disque usiné. Le résultat indique une forte dépendance à la position repérée par r_D ($r_D = 0$ correspond à la surface extérieure). L'évolution de N en fonction de r_D peut être décrite par :

$$N = (93.94 r_D + 2.07)10^7 \quad (\text{IV.13})$$

Cette équation est retenue pour tenir compte de la variation de la densité d'inclusions abrasives au cours de l'usinage.

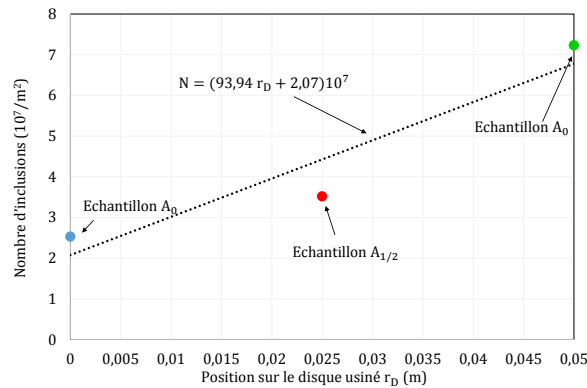


Figure IV.23 : Variation du nombre d'inclusions abrasives par mm^2 en fonction de la position sur le disque usiné.

L'application des intervalles $[1\ \mu\text{m} - 11\ \mu\text{m}]$ pour R et $[0.65 - 0.83]$ pour Cir conduit à la Fig IV.24 où sont représentées les distributions en tailles des inclusions abrasives pour plusieurs positions dans l'échantillon.

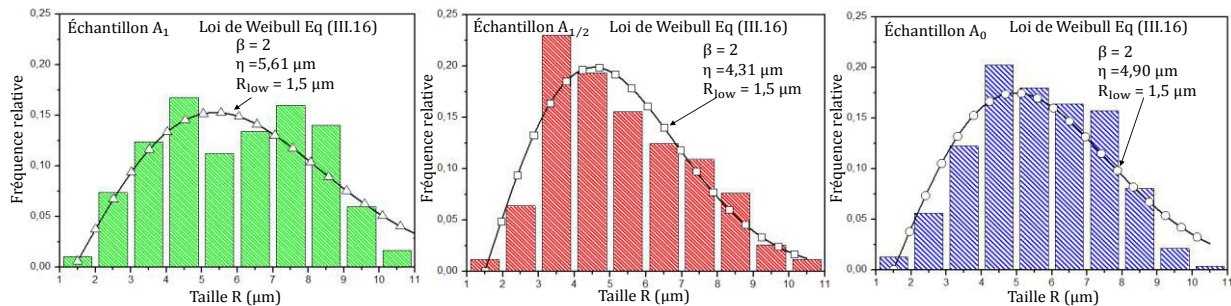


Figure IV.24 : Distribution des tailles d'inclusions abrasives.

L'étape d'identification a été conduite en fixant le paramètre de forme $\beta_R = 2$ et en notant que R_{low} est implicitement contrôlé par la distribution utilisée dans l'étape de traitement. Les valeurs des paramètres de la loi de Weibull décrivant alors les trois distributions sont résumées dans le tableau IV.1.

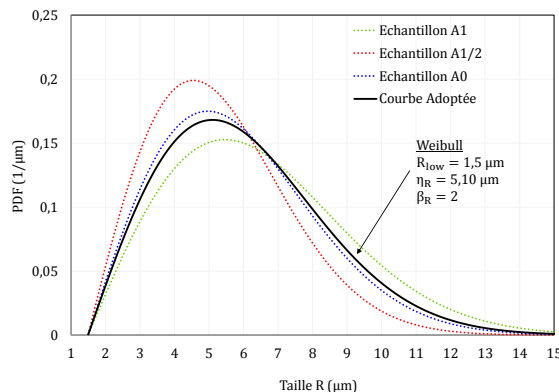


Figure IV.25 : Lois de Weibull identifiées pour les trois positions dans l'échantillon d'observation et loi adoptée. Les paramètres sont résumés dans le Tab IV.1

Tableau IV.1 : Valeurs des paramètres de position R_{low} , de forme β_R et d'échelle η_R descriptifs des distributions de tailles de particules abrasives relatives aux trois zones d'observation dans l'échantillon d'étude et valeurs, finalement adoptées.

	Paramètre de position R_{low}	Paramètre de forme β_R	Paramètre d'échelle η_R
Echantillon A_0	1.5	2	4.90
Echantillon $A_{1/2}$	1.5	2	4.31
Echantillon A_1	1.5	2	5.61
Valeurs adoptées	1.5	2	5.10

Les paramètres de la loi de Weibull finalement adoptés et dont la courbe représentative est illustrée en Fig IV.25 ont été obtenus en identifiant à partir de l'ensemble contenant les tailles de particules de tous les échantillons. Le paramètre β_R a été fixé à 2, et R_{low} implicitement défini à 1,5 μm .

2 Modélisation des efforts

Le volume total enlevé par unité de temps dépend fortement des conditions de coupe comme le décrit de façon très générale l'Eq V.1 où :

$$\underline{\Omega}_c = \langle V, f, \mu, r_\beta \rangle \quad (IV.14)$$

Nous avons notamment montré dans le chapitre 3 que la pression de contact dépend des efforts locaux appliqués sur la face de coupe ($F_{N/r}$, Eq III.48) et face en dépouille ($F_{N/f}$, Eq III.35) de l'outil. De ce fait, il convient de déterminer les efforts normaux appliqués localement sur la face de coupe $F_{N/r}$ et sur la face de dépouille $F_{N/f}$ à partir des efforts F_c et F_a mesurés expérimentalement. Si nous considérons que l'outil possède un angle de coupe nul et un angle de dépouille noté γ le calcul de $F_{N/f}$ est réalisé en décomposant les efforts de coupe et d'avance en quatre composantes comme l'illustre la Fig IV.26.

Les efforts locaux générés sur la face de coupe $F_{N/r}$, $F_{T/r}$ et sur la face en dépouille $F_{N/f}$, $F_{T/f}$, résultent des zones de cisaillement aux interfaces outil/pièce (ZCP, ZCS et ZCT). Dans notre approche, les efforts locaux à l'endroit de l'arête de coupe sont négligés. De ce fait, nous considérons un outil à rayon d'arête nul présentant une bande d'usure sur la face de dépouille.

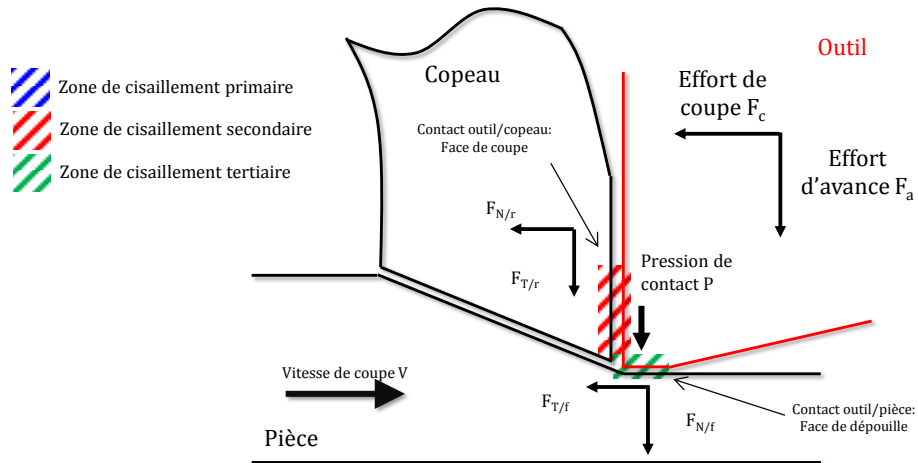


Figure IV.26: Bilan des efforts appliqués sur les différentes faces de contact de l'outil pendant une opération de coupe orthogonale, d'après [18] et Valiorgue [151]

En faisant un bilan des efforts mécaniques et en négligeant les moments du fait des très faibles distances entre les points d'applications des forces, Germain [18] et Valiorgue [151], il vient :

$$F_c = F_{N/r} + F_{T/f} \quad (IV.15)$$

$$F_a = F_{T/r} + F_{N/f} \quad (IV.16)$$

La résultante d'effort $F_{N/f}$ est déterminée à partir de l'Eq (IV.16) en utilisant les valeurs expérimentales de F_a et les valeurs de $F_{T/r}$ données par les travaux de Molinari et al. [42] portant sur la coupe orthogonale d'un acier 42CrMo4 avec un outil en WC-Co non revêtu. Rappelons simplement qu'ils ont permis grâce à une approche numérique couplée à une approche analytique de donner les valeurs des efforts globaux (efforts de coupe et d'avance) et d'efforts locaux (efforts normaux et tangentiel sur les faces de l'outil) en fonction de plusieurs paramètres de coupe. En confrontant les valeurs numériques de Molinari et al. [42] et les valeurs expérimentales exposées dans le chapitre 2, nous proposons une formulation empirique permettant la description des efforts locaux appliqués sur les faces de coupe et de dépouille.

2.1 Identification d'une formulation empirique

Sur la base des résultats de Molinari et al [42] (Voir Tab B.1 Annexe B), le bilan des efforts globaux (effort de coupe F_c , effort d'avance F_a) et efforts locaux (effort normal $F_{N/r}$ et tangentiel $F_{T/r}$ en face de coupe) a pu être déterminé en fonction de la vitesse de coupe V , du coefficient de frottement local μ mais aussi de l'avance f (voir Tab B.3 Annexe B) et du rayon d'arête r_β (voir Tab B.2 Annexe B). Précisons que les conditions de coupe et coefficients de frottement locaux considérés par Molinari et al. [42] sont tels que $1 \text{ m/s} \leq V \leq 50 \text{ m/s}$, $0,05 \text{ mm} \leq f \leq 0,5 \text{ mm}$ et $0 \leq \mu \leq 1$. Les auteurs ont par ailleurs tenu compte pour certaines conditions de coupe de deux valeurs de rayon d'arête $r_\beta = 0.015 \text{ mm}$ et $r_\beta = 0.030 \text{ mm}$. A partir des valeurs issues des simulations numériques de Molinari et al [42], nous proposons une équation empirique de la forme :

$$F_J = K_J V^{\kappa_{1,J}} f^{\kappa_{2,J}} \mu^{\kappa_{3,J}} (1 + \kappa_{4,J} r_\beta) \quad (IV.17)$$

où F_J , $J = \{c, a, N/r, T/r\}$ représente indépendamment F_c , F_a , $F_{N/r}$, $F_{T/r}$. K_J et $\kappa_{i,J}$ ($i = 1, \dots, 4$) sont des coefficients propres à chaque effort. Ils ont été identifiés par minimisation d'une fonction coût construit sur la base d'une somme de moindres carrés. Les valeurs des paramètres correspondant à chaque effort sont résumées dans le Tab IV.2

Tableau IV.2 : Coefficients de l'Eq (IV.17) issue de l'analyse de régression pour chaque type d'effort d'usinage

	F_c	F_a	$F_{N/r}$	$F_{T/r}$
K_J	2168.001	552.558	2715.128	1013.910
$\kappa_{1,J}$	-0.106	-0.233	-0.132	-0.322
$\kappa_{2,J}$	0.782	0.399	0.865	0.515
$\kappa_{3,J}$	0.169	0.490	0.182	0.857
$\kappa_{4,J}$	-2.158	5.750	-10.125	-11.727
R^2	0.946	0.836	0.948	0.894

Pour observer la qualité de l'ajustement de l'Eq (IV.17), nous représentons sur la Fig IV.26 les valeurs mesurées en fonction des valeurs prédites des efforts F_c (Fig IV.26a), F_a (Fig IV.26b), $F_{N/r}$ (Fig IV.26-c) et $F_{T/r}$ (Fig IV.26-d) pour l'ensemble des configurations de coupe (V , f , μ et r_β) considérées.

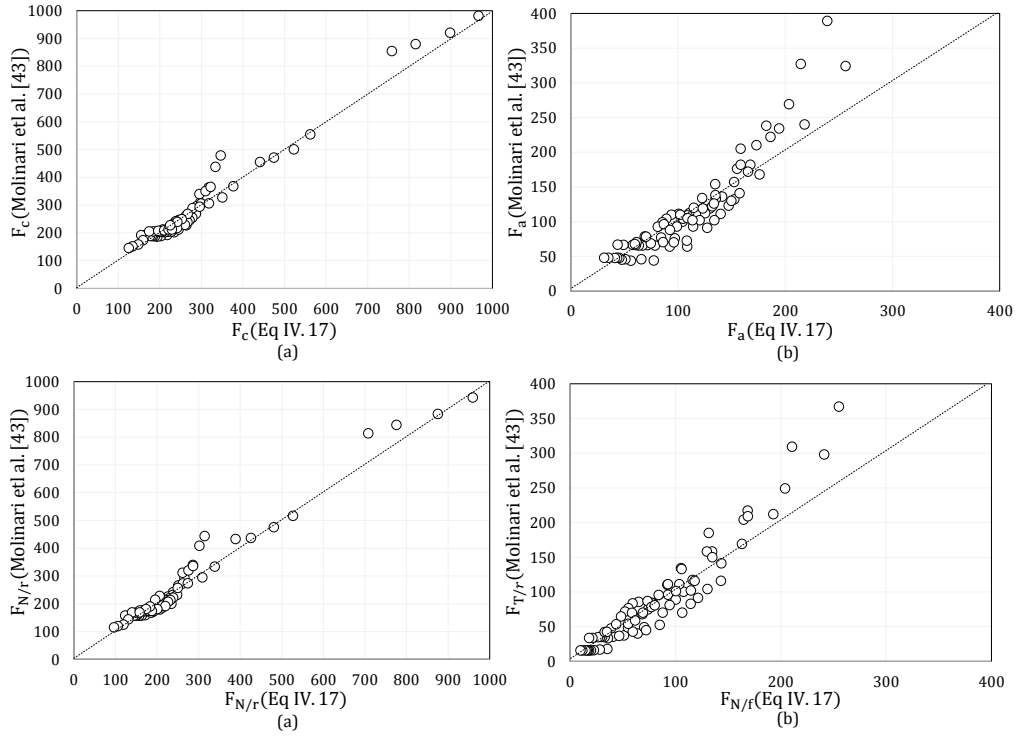


Figure IV.26 : Efforts donné par Molinari et al. [42] en fonction des efforts calculés par la relation (IV.17) (a) F_c (b) F_a (c) $F_{N/r}$ (d) $F_{N/r}$ pour l'ensemble des cas considérés.

Plus précisément, la comparaison entre les valeurs d'efforts de coupe obtenus par Molinari et al. [42] (Courbe en symbole) et celles prédites par l'Eq (IV.17) (Courbe en trait) est illustrée sur les Fig IV.27.

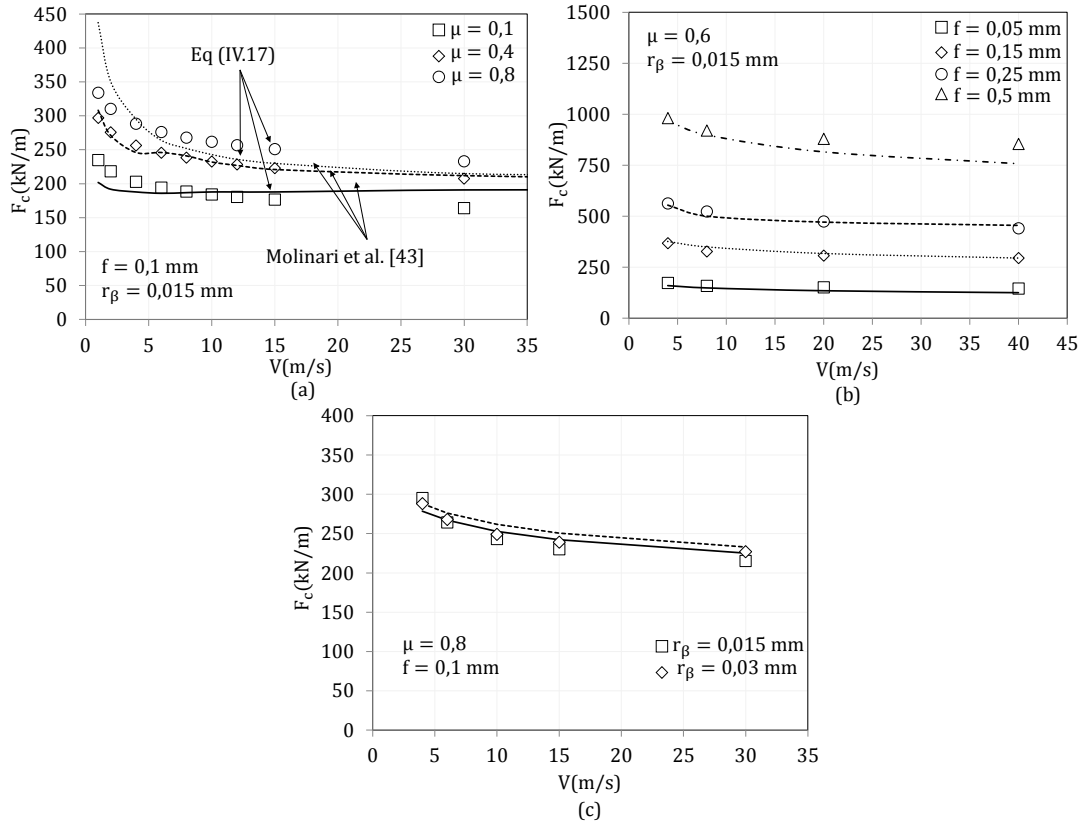


Figure IV.27 : Comparaison entre les valeurs d'efforts de coupe F_c obtenus par Molinari et al. [42] et celles prédites par l'Eq (IV.17) en fonction de la vitesse de coupe pour les différentes valeurs de (a) μ , (b) f et (c) r_β .

Il apparaît ainsi que la relation donnée par l'Eq (IV.17) avec les paramètres du Tab IV.1 permettent une restitution satisfaisante de l'effort F_c issu de Molinari et al. [42]. Il en est de même pour les efforts F_a , $F_{N/r}$ et $F_{T/r}$ voir annexe C.

Cependant en vue d'utiliser cette approche dans le cas de l'étude expérimentale, il convient de déterminer le coefficient de frottement local μ qui pour le moment est une inconnue. En nous basant sur les efforts donnés par l'Eq (IV.17) et confrontés aux efforts relevés expérimentalement, nous proposons un coefficient de frottement local $\mu = 0.744$. Cette valeur est déterminée par une méthode de moindres carrés construite à partir des efforts expérimentaux en considérant les conditions de coupe de l'étude expérimentale (voir Annexe C)

La Fig IV.28 illustre la comparaison entre les efforts de coupe et d'avance $\bar{F}_c$ et $\bar{F}_a$ mesurés expérimentalement et les efforts correspondants F_c et F_a donnés par les équations IV.15 et IV.16 avec $\mu = 0.744$.

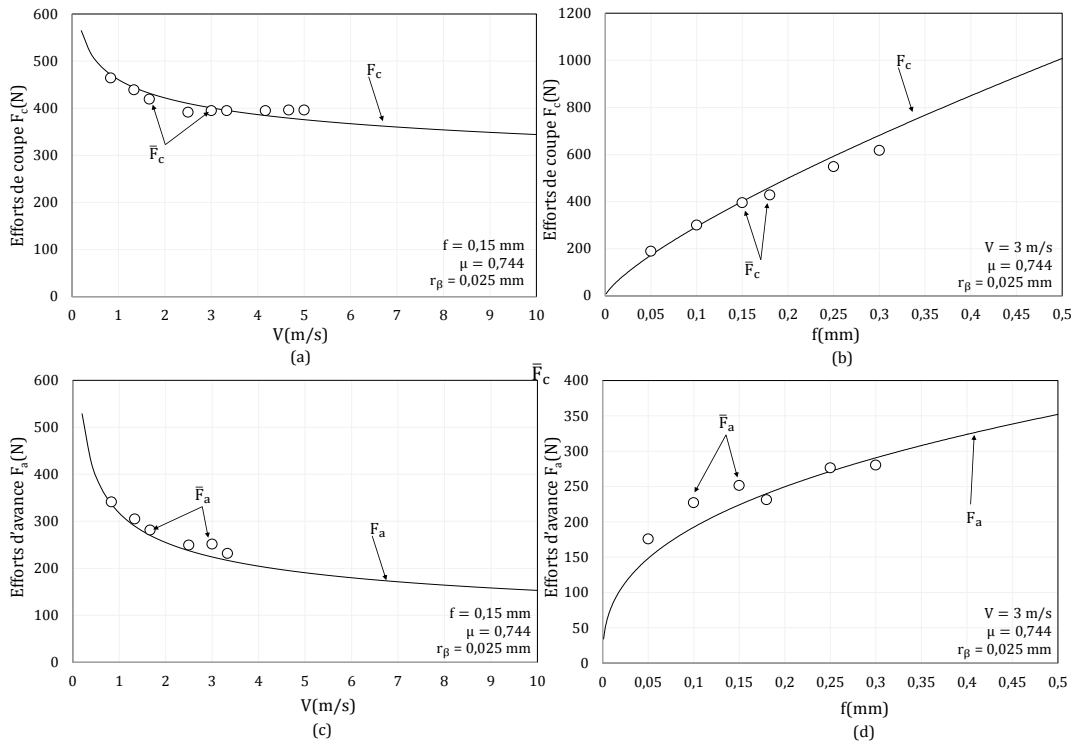


Figure IV.28 : Evolution des efforts de coupe en fonction de (a) la vitesse pour $f = 0,15 \text{ mm}$, de (b) l'avance pour $V = 3 \text{ m/s}$. Evolution des efforts d'avance en fonction de (c) la vitesse pour $f = 0,15 \text{ mm}$, de (d) l'avance pour $V = 3 \text{ m/s}$. Le coefficient de frottement local est évalué à $\mu = 0,744$ à partir de la méthode des moindres carrés, voir annexe C.

Il apparaît que le coefficient de frottement local évalué à $\mu = 0,744$ permet une bonne restitution des efforts mesurés expérimentalement. Nous supposons que cette valeur de μ reste valide pour les efforts locaux.

2.1.1 Effort normal appliqué sur la face de coupe

Le but de cette partie est de déduire l'effort $\bar{F}_{N/r}$ contrôlant la distribution de la pression de contact le long de l'interface outil/copeau à partir de la mesure de l'effort de coupe $\bar{F}_c$ dans les essais d'usinage. Pour ce faire, nous supposons que le rapport des efforts $F_c/F_{N/r}$ issus de l'approche numérique développée par Molinari et al. [42] correspond aux rapports des efforts $\bar{F}_c/\bar{F}_{N/r}$ issus des essais expérimentaux :

$$\frac{F_c}{F_{N/r}} = \frac{\bar{F}_c}{\bar{F}_{N/r}} \quad (\text{IV.18})$$

Ainsi, en combinant avec la relation (IV.17), il vient :

$$\bar{F}_{N/r} = \bar{F}_c \frac{K_{N/r}}{K_c} V^{\kappa_{1,N/r}-\kappa_{1,c}} f^{\kappa_{2,N/r}-\kappa_{2,c}} \mu^{\kappa_{3,N/r}-\kappa_{3,c}} \frac{1 + \kappa_{4,N/r} r \beta}{1 + \kappa_{4,c} r \beta} \quad (IV.19)$$

où $K_{N/r}$, K_c , $\kappa_{i,N/r}$ ($i = 1, \dots, 4$), $\kappa_{i,c}$ ($i = 1, \dots, 4$) sont les paramètres identifiés précédemment et dont les valeurs sont résumées dans le Tab IV.2. Notons que $\kappa_{3,N/r} - \kappa_{3,c} \approx 0,01$ (voir Tab IV.2) et par conséquent le coefficient de frottement local n'a qu'une influence négligeable sur l'effort $\bar{F}_{N/r}$. Sa détermination ne relève donc pas d'une importante nécessité pour le cas de $\bar{F}_{N/r}$.

La Fig IV.29 présente la variation de $\bar{F}_{N/r}$ en fonction de la vitesse de coupe V pour deux valeurs d'avance f considérées dans notre campagne d'essais d'usure.

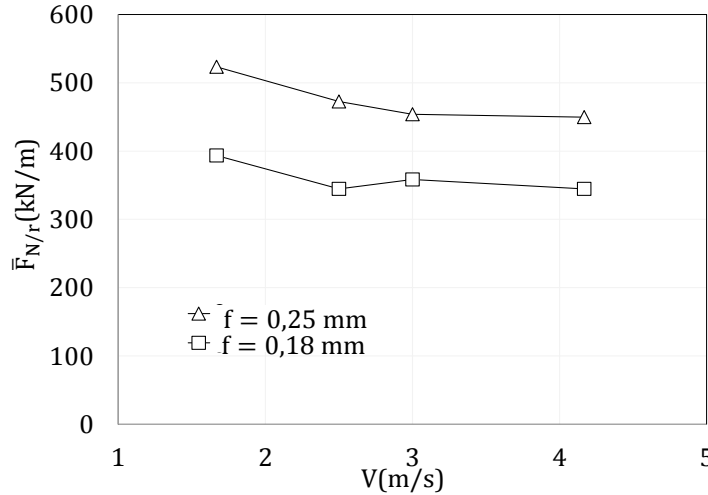


Figure IV.29 : Effort normal appliqué sur la face de coupe $\bar{F}_{N/r}$ en fonction de la vitesse de coupe $f = 0,18$ mm et $f = 0,25$ mm.

Il apparaît qu'une augmentation de f conduit à une diminution de $\bar{F}_{N/r}$. L'influence de V , plutôt peu marquée, est de même nature.

2.1.2 Effort normal appliqué sur la face de dépouille

L'effort normal sur la face de dépouille $\bar{F}_{N/f}$ a un effet significatif sur l'usure en dépouille VB puisqu'elle contrôle la pression appliquée. Comme cela a été montrée dans le chapitre 3 la détermination de $\bar{F}_{N/f}$ passe par le calcul de l'effort tangentiel appliqué sur la face de coupe $\bar{F}_{T/r}$ au travers de l'équation suivante :

$$\bar{F}_{N/f} = \bar{F}_a - \bar{F}_{T/r} \quad (IV.20)$$

où $\bar{F}_a$ est l'effort d'avance mesuré expérimentalement. De la même manière que pour $\bar{F}_{N/r}$, nous adoptons la relation:

$$\frac{F_a}{F_{T/r}} = \frac{\bar{F}_a}{\bar{F}_{T/r}} \quad (IV.21)$$

qui, associée à l'Eq (IV.17), conduit à :

$$\bar{F}_{N/f} = \bar{F}_a \left(1 - \frac{\bar{F}_{T/r}}{\bar{F}_a}\right) = \bar{F}_a \left(1 - \frac{K_{T/r}}{K_a} V^{\kappa_{1,T/r}-\kappa_{1,a}} f^{\kappa_{2,T/r}-\kappa_{2,a}} \mu^{\kappa_{3,T/r}-\kappa_{3,a}} \frac{1 + \kappa_{4,T/r} r \beta}{1 + \kappa_{4,a} r \beta}\right) \quad (IV.22)$$

Nous observons sur la Fig IV.30 donnant la variation de $\bar{F}_{N/f}$ en fonction de V et de f , un caractère peu influent de ces deux paramètres. Ce résultat est peu surprenant compte tenu des valeurs relativement faibles

de $\kappa_{1,T/r} - \kappa_{1,a}$ et $\kappa_{2,T/r} - \kappa_{2,a}$ (voir Tab IV.2). Notons par ailleurs que contrairement au cas de la détermination de $\bar{F}_{N/r}$, il est important ici d'avoir identifié la valeur de μ .

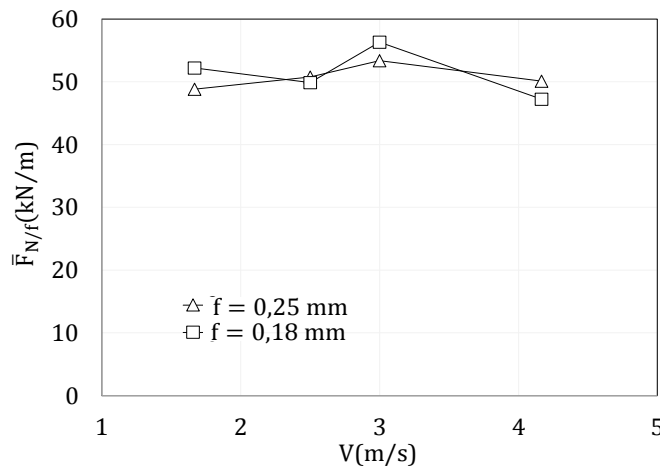


Figure IV.30 : Effort normal appliqué sur la face de dépouille $\bar{F}_{N/f}$ en fonction de la vitesse de coupe $f = 0,18$ mm et $f = 0,25$ mm

3 Comparaison des résultats expérimentaux et analytiques et validation des modèles

3.1 Préambule

Dans un premier temps les analyses qualitative et quantitative ont permis d'identifier les particules abrasives puis les paramètres de la loi de distribution en taille de particules ainsi que leur densité (nombre par unité de surface). Dans un second temps, les efforts normaux appliqués sur la face de coupe $\bar{F}_{N/r}$ et la face de dépouille $\bar{F}_{N/f}$ correspondant aux mesures expérimentales d'efforts de coupe et d'avance estimés à partir des Eqs empiriques (IV.19) et (IV.22). Ces relations ainsi que les paramètres associés ont été proposés sur la base d'une approche d'identification à partir de résultats de simulations numériques de Molinari et al. [42]. Les coefficients constitutifs de ces deux équations sont rappelés dans le Tab IV.3.

Tableau IV.3 : Coefficients constitutifs des équations (IV.19) et (IV.22) décrivant les efforts $\bar{F}_{N/f}$ et $\bar{F}_{N/r}$.

	K_I/K_J	$\kappa_{1,I} - \kappa_{1,J}$	$\kappa_{2,I} - \kappa_{2,J}$	$\kappa_{3,I} - \kappa_{3,J}$	$\kappa_{4,I}$	$\kappa_{4,J}$
$\bar{F}_{N/r}$: Eq (IV.19) : $I \equiv N/r, J \equiv c$	1.252	-0.026	0.083	0.013	-10.125	-2.158
$\bar{F}_{N/f}$: Eq (IV.22) : $I \equiv T/r, J \equiv a$	1.834	-0.089	0.116	0.367	-11.727	5.750

Les vecteurs paramètres contrôlent les taux d'usure v_{tot} (voir Eq IV.1) sont alors déterminés et la dernière partie du chapitre est consacrée à la validation des modèles d'usure développés dans le chapitre 2. Cette validation se fait au travers d'une comparaison des paramètres descriptifs de l'usure sur la face de coupe et la face de dépouille (VB et K_T). Le paramètre VB est donné par le modèle 2 appliqué à la face de dépouille tandis que le paramètre K_T est donné par le **modèle 3** dédié à l'estimation de l'usure par abrasion en face de coupe. On rappelle que pour le **modèle 3**, nous avons utilisé les différentes longueurs de contact (L_c , L_s , L_r) déterminés à partir de la Fig (II.42) et de l'Eq (II.5) du chapitre 2.

3.2 Paramétrages : efforts d'usinage et nombre de particules abrasives.

Nous avons réalisé des essais d'usinage et des mesures de VB, K_T sous une configuration de coupe orthogonale. Pour chaque condition de coupe (c.-à-d. pour V et f) les essais avaient été menés sur plusieurs passes (voir Fig II.26 du chapitre 2), chacune correspondant à un enlèvement d'une quantité de matière donnée. Les efforts de coupe et d'avance moyens mesurés sur chaque passe sont mis bout à bout pour donner l'évolution de ces efforts en fonction du temps d'usinage total. La Fig IV.31 illustre à titre d'exemple les efforts de coupe mesurés pendant toutes les passes dans le cas où $V = 2.5 \text{ m/s}$ et $f = 0.18 \text{ mm}$.

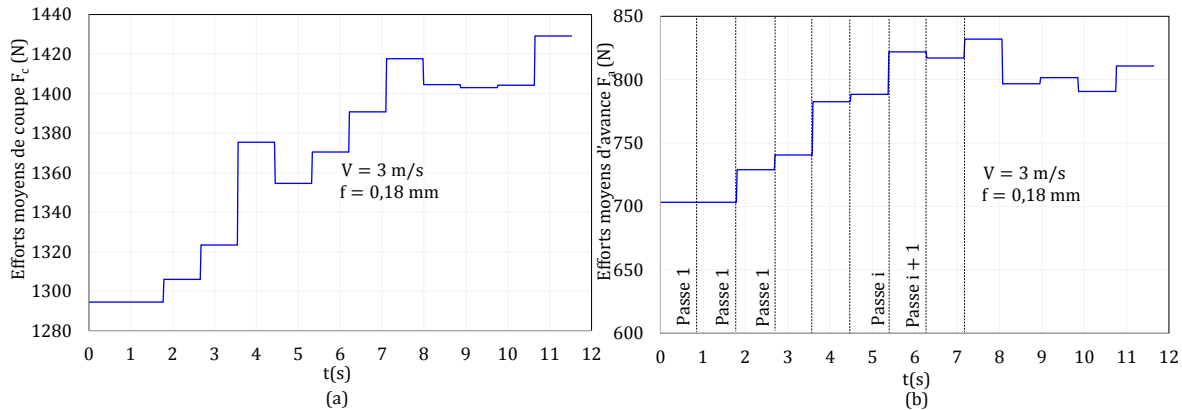


Figure IV.31 : Evolution de (a) de l'effort moyen de coupe et (b) de l'effort moyen d'avance en fonction du temps d'usinage t . Mise en évidence de la notion des passes d'usinage.

Rappelons aussi que ces efforts évoluant avec le temps conduisent à l'évolution des pressions de contact en fonction du temps.

En raison de la configuration de coupe orthogonale choisie (coupe orthogonale en plongée) comme illustré en Fig IV.14 du chapitre 2, le nombre d'inclusions vu par l'outil varie également le temps d'usinage en remarquant en outre que plusieurs disques ont pu être utilisés pour chaque condition de coupe. Par conséquent, et d'après la Fig IV.25 et l'Eq (IV.13) le nombre d'inclusions doit être adapté à la réduction du diamètre du disque usiné et ceci pour chaque condition de coupe. La Fig IV.32 illustre la variation du nombre d'inclusions par unité de surface en fonction de t pour le cas où $V = 1.667 \text{ m/s}$ et $f = 0.18 \text{ mm}$. Nous pouvons distinguer sur cette figure l'ensemble des disques usinés liés à la condition de coupe choisie.

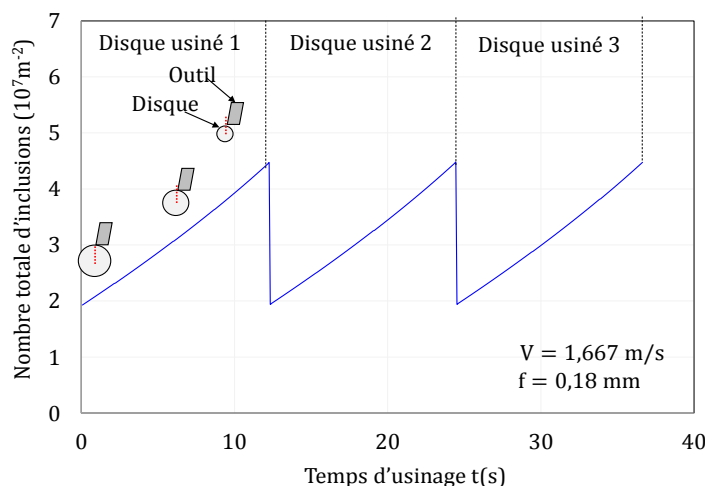


Figure IV.32 : changement du nombre d'inclusions en fonction de temps d'usinage.

3.3 Validation du modèle d'usure sur la face de dépouille : modèle 2

Le modèle 2 sous sa forme adaptée est descriptif de l'usure en dépouille en raison de la pression constante appliquée à l'interface de contact outil/pièce. Il s'agit dans cette partie de comparer VB donné par le modèle

2 à la mesure expérimentale notée $\overline{VB}$ pour les mêmes conditions de coupe : $V(\text{m/s}) \in \{1.667, 2.5, 3, 4.167\}$ et $f(\text{mm}) \in \{0.18, 0.25\}$. L'estimation de VB à partir du modèle analytique est donnée par les Eqs (III.34) à (III.39). Nous nous appuyons sur les observations expérimentales de Filice et al. [110] et adoptons une valeur faible $VB_0 = 5 \cdot 10^{-3} \text{ mm}$ en précisant ici q'une étude paramétrique sera conduite au chapitre 5 dans le but d'en étudier l'influence. La Figure IV.33 donne la comparaison entre VB prédit par le modèle 2 et $\overline{VB}$ mesuré expérimentalement pour toutes les conditions de coupe explorées.

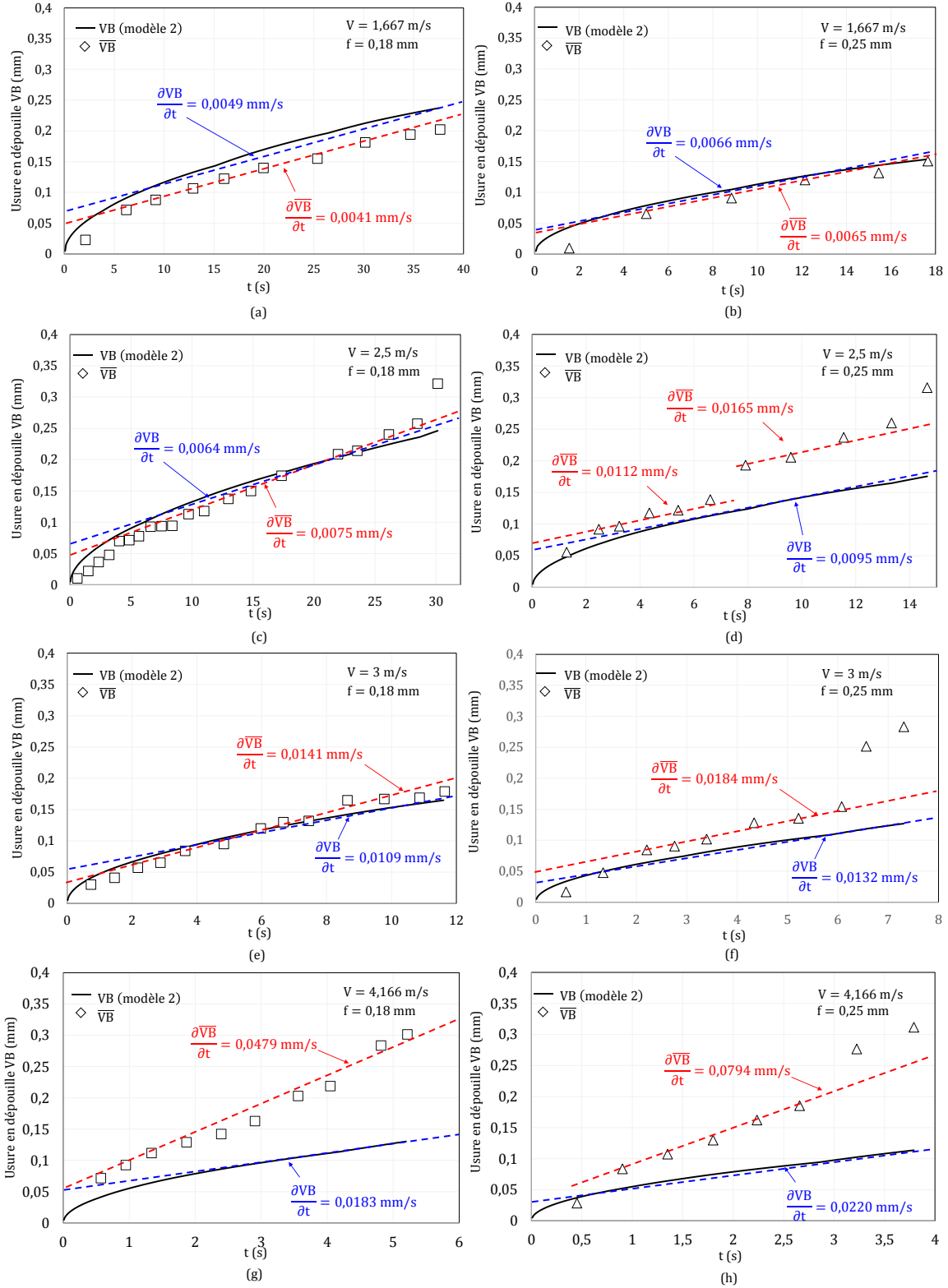


Figure IV.33 : Comparaison entre l'usure en dépouille expérimentale $\overline{VB}$ et analytique VB donnée par le modèle 2 pour $f=0.18\text{mm}$ et (a) $V=1.667\text{m/s}$, (c) $V=2.5\text{m/s}$ (e) $V=3\text{m/s}$ (g) $V=4.16\text{m/s}$ et pour $f=0.25\text{mm}$ et (b) $V=1.667\text{m/s}$, (d) $V=2.5\text{m/s}$ (f) $V=3\text{m/s}$ (h) $V=4.16\text{m/s}$. Représentation des taux d'usure expérimental $\frac{\partial \overline{VB}}{\partial t}$ et analytique $\frac{\partial VB}{\partial t}$

Il apparaît de la Fig IV.33 que VB donné par le modèle 2 reproduit l'évolution de $\overline{VB}$ pour $V \leq 3\text{ m/s}$ et $f = 0.18$ ou 0.25 mm . Il est notamment mis en évidence une augmentation de VB avec V et f avec un écart plus important relevé pour les cas où $V = 4.166\text{ m/s}$. Nous proposons également en Fig IV.34 une comparaison entre le taux d'usure $\frac{\partial VB}{\partial t}$ issu de la modélisation et $\frac{\partial \overline{VB}}{\partial t}$ déduit des résultats expérimentaux. Les taux d'usure $\frac{\partial VB}{\partial t}$ et $\frac{\partial \overline{VB}}{\partial t}$ ont été déterminés par régression linéaire (à partir des résultats de la Fig IV.33) un intervalle de borne inférieure $20VB_0$ afin d'écarter l'effet de l'augmentation rapide de l'usure qui survient au voisinage de VB_0 . De plus, pour les cas décrits en Figs IV.33(c), (d), (f) certains points ont été ignorés dans l'estimation de $\frac{\partial \overline{VB}}{\partial t}$ afin d'avoir une représentation du taux moyen. Les droites décrivant ces taux sont représentées en Fig IV.33. La Fig IV.34 nous indique que $\frac{\partial VB}{\partial t}$ et $\frac{\partial \overline{VB}}{\partial t}$ augmentent avec la vitesse de coupe V et l'avance f. Pour la faible vitesse de coupe $V = 1.667\text{ m/s}$, $\frac{\partial VB}{\partial t} \approx \frac{\partial \overline{VB}}{\partial t}$ est relativement faible et semble peu influencé par l'avance. De la même manière, le taux d'usure expérimental $\frac{\partial \overline{VB}}{\partial t}$ est plutôt bien restitué par le modèle.

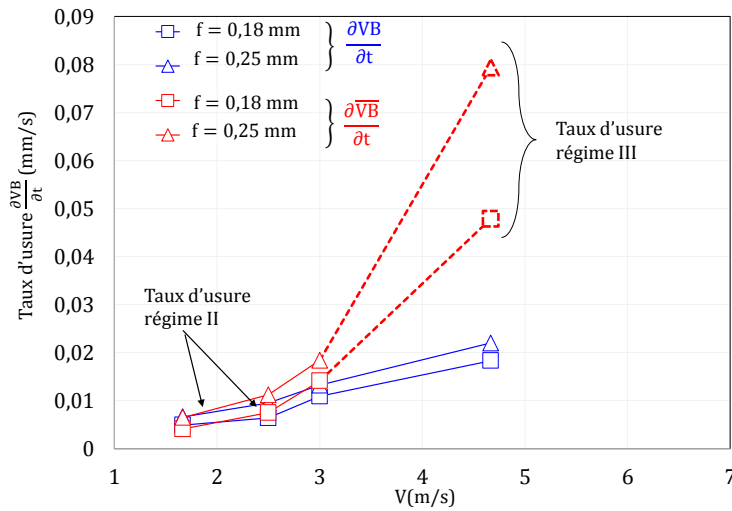


Figure IV.34 : Evolution des taux d'usure $\frac{\partial VB}{\partial t}$ et $\frac{\partial \overline{VB}}{\partial t}$ déduits de la Fig IV.33 en fonction de la vitesse de coupe pour $f = 0.18\text{ mm}$ et $f = 0.25\text{ mm}$

En revanche, pour la vitesse la plus élevée $V = 4.166\text{ m/s}$ les différences entre $VB(t)$ et $\overline{VB}(t)$ sont particulièrement notables quel que soit l'avance. Nous pouvons expliquer cela par le changement de régime d'usure en dépouille illustré en Fig IV.34. En effet, trois régimes d'évolution de l'usure en dépouille sont habituellement observés (Fig I.33, Page 29) et l'écart entre $\frac{\partial VB}{\partial t}$ et $\frac{\partial \overline{VB}}{\partial t}$ nous laisse supposer une transition du régime stable II au régime instable III. L'usure en dépouille donnée par le modèle 2 décrit uniquement les régimes I et II. Ainsi, les taux d'usure $\frac{\partial \overline{VB}}{\partial t}$ identifiés sur les Figs IV.33(g) et IV.33(h) semblent plutôt correspondre à la manifestation du régime III. Notons par ailleurs que ce changement de pente est observable également sur la Fig IV.33(f) pour $V = 3\text{ m/s}$ et $f = 0.25\text{ mm}$ où l'on remarque une transition du régime II au régime III à partir de $t \approx 6\text{ s}$. Il apparaît ainsi que l'usure donnée par le modèle 2 présente une bonne concordance avec les mesures expérimentales pour le domaine des faibles vitesses de coupe pour lequel l'usure par abrasion est dominante comme cela a été rapporté par plusieurs auteurs [53, 60, 106]. Pour les vitesses de coupe élevées, la différence entre les prédictions données par le modèle analytique et

les mesures expérimentales peuvent s'expliquer par le changement de régime habituellement observé dû à la contribution d'autres modes d'usure (diffusion, dissolution chimique) apparaissant pour des températures plus élevées résultant de vitesse de coupe plus importantes. Malgré cette différence pour les vitesses de coupe élevées, le modèle développé donne des résultats prometteurs quant à l'estimation de l'usure par abrasion qui est le mode d'usure prédominant sur la face de dépouille de l'outil.

3.4 Estimation de l'usure par abrasion sur la face de coupe : modèle 3

Le modèle 3 a été développé dans le but de restituer la nature du contact outil-copeau (collant, glissant) et son effet sur l'usure par abrasion en face de coupe. Nous avons vu au travers de l'étude bibliographique que la manifestation de l'usure en face de coupe se fait par l'apparition d'un cratère quantifié par son volume VK_T et sa profondeur maximale K_T . Ce cratère est le résultat de la contribution de plusieurs modes d'usure dont l'usure par abrasion. Toutefois, ce dernier mode dépend de la température sur la face de coupe, Xie [49] et ne constitue qu'un faible pourcentage d'après Ho et al. [50] ou encore Gekonde et al. [51].

Dans la suite, la mise en œuvre du modèle 3 est alors dédiée à l'estimation de la contribution de l'usure par abrasion sur la face de coupe par rapport à l'usure totale mesurée expérimentalement et présentée au chapitre 2. Les mesures expérimentales de la profondeur du cratère et de son volume sont notées par $\overline{K_T}$ et $\overline{VK_T}$, tandis que les valeurs issues du modèle 3 sont notées par K_T et VK_T . La confrontation entre les résultats du modèle 3 et les valeurs expérimentales relatives à ces grandeurs caractéristiques est illustrée en Fig IV.35 en terme de taux d'évolution en fonction de V , pour $f = 0.18$ mm et $f = 0.25$ mm

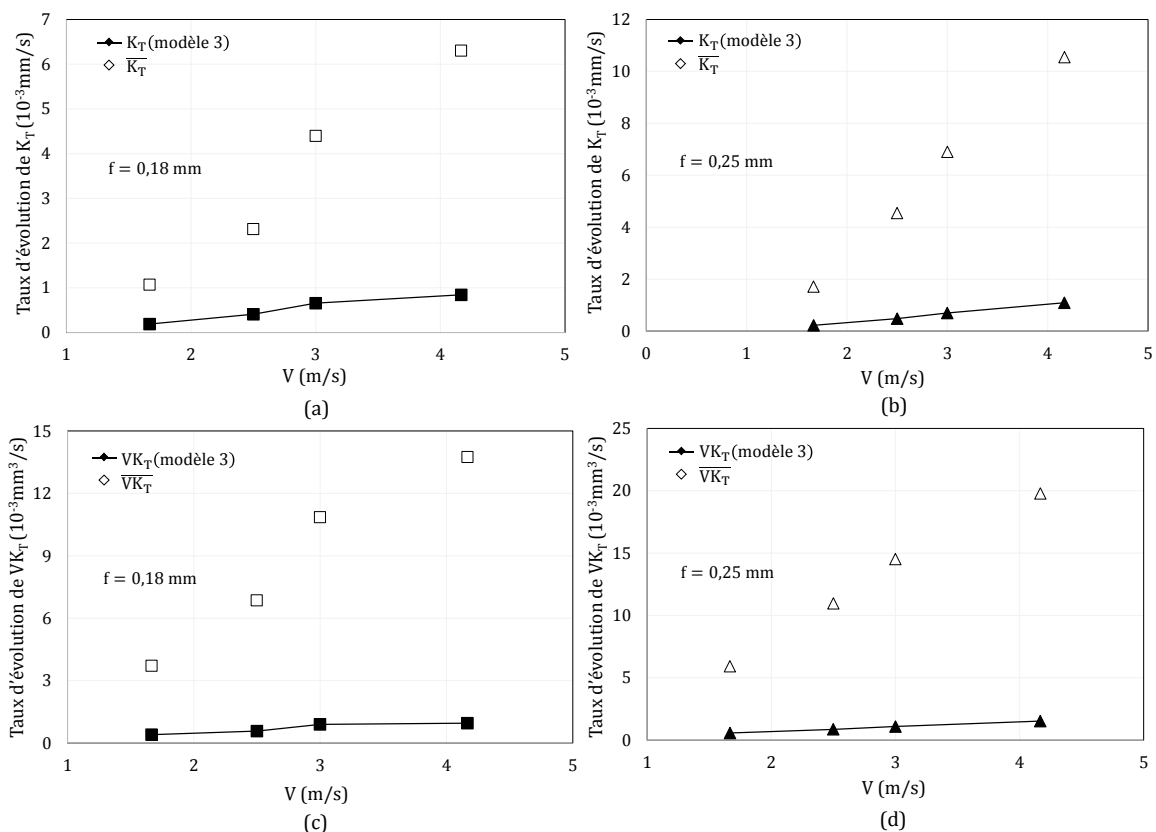


Figure IV.35 : Evolutions de K_T , $\overline{K_T}$, VK_T , $\overline{VK_T}$ en fonction de la vitesse de coupe V pour $f = 0.18$ mm et $f = 0.25$ mm

Il apparaît de ces courbes que la réponse du modèle pour différentes vitesses de copeau et différentes avances présente un écart important par rapport à l'expérience. Ce résultat est bien descriptif de la situation où l'usure par abrasion ne constitue qu'une part relative à l'usure totale en face de coupe. Les résultats de la Fig IV.35 nous rappellent ceux trouvés par Kramer et al. [60] au cours de leur étude sur l'usure d'un outil en carbure de tungstène lors de l'usinage d'un acier AISI 4340. Les auteurs montrent que sur la face de

coupe, l'usure totale résulte essentiellement de l'usure par dissolution chimique avec une faible contribution de l'usure par abrasion. Huang et al. [106] retrouve ce résultat lors d'une étude de modélisation analytique de la coupe avec un outil en CBN.

Dans notre cadre d'étude, il apparaît de la Fig IV.36 que l'usure par abrasion donnée par le modèle contribue à hauteur de 11 à 15% pour une avance $f = 0.18$ mm et de 10 à 13% pour une avance $f = 0.25$ mm relativement à l'usure expérimentale.

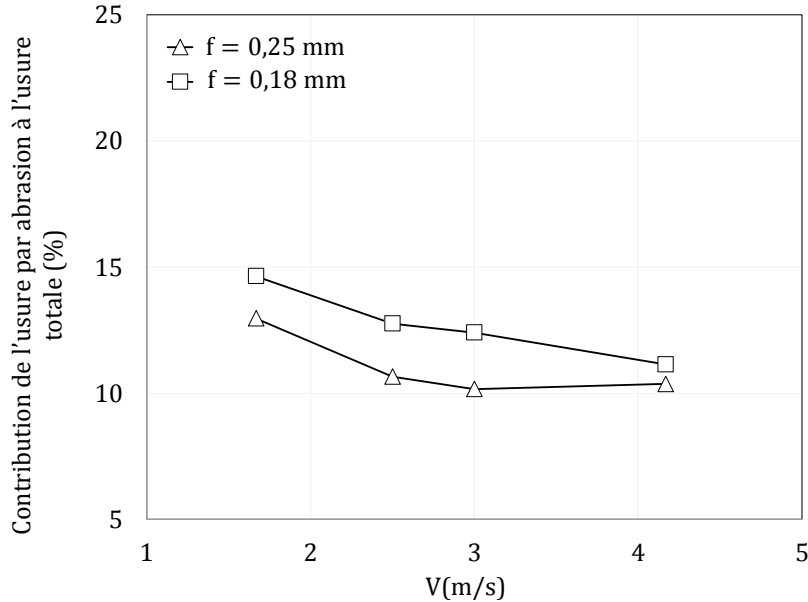


Figure IV.36 : Contribution de l'usure par abrasion prédite par le modèle 3 à l'usure totale en fonction de la vitesse de coupe V

Ces résultats confirment les conclusions de Ho et al. [50] qui avaient estimé que l'usure par abrasion ne contribue qu'à hauteur de 10 % de l'usure totale des outils de coupe en carbure de tungstène.

La Fig IV.36 indique par ailleurs que la contribution de l'usure par abrasion diminue avec la vitesse de coupe quel que soit l'avance. Ce résultat confirme le lien intime entre vitesse de coupe, température et modes d'usure thermiquement activés.

Conclusion

Dans ce chapitre nous avons confronté les résultats issus de la modélisation analytique de l'usure par abrasion aux mesures expérimentales. Avant d'entamer cette étape de comparaison, une pré-analyse s'imposait pour l'identification complète des vecteurs paramètres sur la base desquels s'appuie le taux de volume enlevé v_{tot} .

Nous avons tout d'abord entamé l'identification par une analyse inclusionnaire. L'analyse qualitative a permis d'identifier l'ensemble des inclusions non-métalliques présentes dans l'acier usinée 42CrMo4. Parmi les quatre espèces identifiées (sulfure de manganèse, alumine, aluminates de calcium et silice), seules trois ont été identifiées comme potentiellement responsables de l'usure par abrasion. Rappelons que le choix de l'aluminate de calcium ($\text{CaO-Al}_2\text{O}_3$) comme particule abrasive reste une hypothèse car le pourcentage d' Al_2O_3 présent dans ce composé n'a pas été clairement identifié. Toutefois, l'observation de formes plus complexes d'aluminate de calcium de type $\text{CaO-Al}_2\text{O}_3-(\text{Mn}, \text{Ca})\text{S}$ tend à justifier notre choix d'inclusion $(\text{Mn}, \text{Ca})\text{S}$ ayant été identifiée comme abrasive par Nordgren et al. [137]. Nous avons par ailleurs observé des inclusions d'alumine pure Al_2O_3 parfois enrobées d'une inclusion de MnS . Cette configuration ne changera en rien le caractère abrasif de l'alumine [143].

L'analyse quantitative a ensuite permis d'identifier le nombre d'inclusions potentiellement abrasives. Les trois espèces d'inclusions abrasives ont ainsi été quantifiées en fonction de la position de l'échantillon d'observation dans le disque usiné. Cette étape a vu l'utilisation d'un critère de morphologie lié à la

circularité et d'un critère de taille défini par le diamètre de Féret. Il a alors été identifié une loi de Weibull des paramètres de $\eta_R = 5.10 \mu\text{m}$, $R_{\text{low}} = 1.5 \mu\text{m}$ et $\bar{R} = 6.01 \mu\text{m}$ permettant la description de l'hétérogénéité des particules abrasives.

La seconde partie de ce chapitre s'est intéressé à la détermination des efforts normaux appliqués sur la face de coupe et la face en dépouille à partir des efforts mesurés expérimentalement et s'appuyant sur les résultats de modélisation analytique/numérique de Molinari et al. [42]. Ces efforts locaux sont essentiels à la détermination des pressions de contact.

La dernière partie du chapitre porte sur l'application des modèles 2 et 3 à l'estimation de l'usure en face de dépouille et en face de coupe. A faible vitesse de coupe, le modèle 2 reproduit fidèlement les mesures expérimentales. A plus grandes vitesses de coupe, l'usure montre une évolution plus rapide correspondant à un régime non pris en compte dans notre modèle. Il a été montré que le modèle 3 permet la restitution de la part de l'usure mécanique (usure par abrasion sur l'usure totale). Celle-ci a été évaluée à une valeur comprise entre 10 et 15% de l'usure totale et restitue les observations de Ho et al. [50].

Chapitre 5

Etude paramétrique et analyse des résultats de la modélisation de l'usure par abrasion

Introduction

L'étude paramétrique proposée dans ce chapitre permet d'analyser les résultats des modèles développés dans le chapitre 3 ainsi que de restituer l'influence des différents paramètres sur l'usure en face de dépouille et de coupe (paramètres statistiques, paramètres tribologiques et paramètres liés aux conditions de coupe). Pour mener à bien cette étude, nous nous sommes appuyés sur les travaux de Molinari et al. [42] présentés en détail dans le chapitre I et également utilisés dans le chapitre 4. Leurs travaux ont permis de mettre en évidence l'influence des paramètres locaux sur la nature du contact et de dresser une liste complète des données caractéristiques de la coupe orthogonale en faisant varier la vitesse de coupe V et le coefficient de frottement local μ . Notons aussi que les différents paramètres matériaux et de distribution identifiés dans les chapitres 2 et 4 sont utilisés pour cet étude.

1 Etude paramétrique du modèle 2 : Usure en dépouille

1.1 Présentation des paramètres d'entrées du modèle 2

Les paramètres d'entrée du modèle 2 appliqué à l'usure en dépouille ont été identifiés dans les chapitres précédents. Ils concernent les duretés des matériaux usiné (42CrMo4) et usinant (WC-CO), les paramètres de distribution des particules abrasives et le paramètre VB_0 . Le nombre total de particules abrasives correspond à la moyenne observée dans l'échantillon A1 (voir chapitre 4 section 1.4.2) et nous adoptons pour VB_0 une valeur identique à celle identifiée par Filice et al. [110]. Le Tab V.1 résume l'ensemble des paramètres du modèle 2 utilisés pour définir une configuration de référence qui servira de base de comparaison pour mener l'étude paramétrique. Les valeurs de référence sont surmontées d'une barre dans la suite du document.

Tableau V.1 : paramètres d'entrée du modèle 2.

$\bar{R}$ (μm)	$\bar{\sigma}^R$ (μm)	R_{low} (μm)	β_R (-)	η_R (μm)	$\bar{\varphi}$ ($^\circ$)	$\bar{\sigma}^\varphi$ ($^\circ$)	φ_{low} ($^\circ$)	β_φ (-)	η_φ ($^\circ$)	$\bar{H}_w$ (GPa)	$\bar{H}_t$ (GPa)	$\bar{VB}_0$ (mm)	$\bar{N}$ (m^{-2})
6.02	2.36	1.5	2	5.10	45	8.6	28.5	2	18.5	2.95	15.5	0.005	$\sim 2.10^7$

1.2 Influence de la vitesse de coupe

Le but de cette partie est d'étudier l'influence de la vitesse de coupe V en utilisant les résultats des travaux de Molinari et al. [42]. En utilisant, l'Eq (IV.16) combinée aux valeurs de F_a et $F_{T/R}$ données par Molinari et al. [42] (Voir Tab B.1 de l'annexe B) pour plusieurs valeurs de V et μ , la résultante d'effort $F_{N/f}$ est déterminée. Cette dernière permet la détermination de la pression de contact $P(t)$ appliquée à l'interface outil/pièce (Voir Eq (III.35)). La Figure V.1 donne l'effort $F_{N/f}$ calculé en fonction de la vitesse de coupe et du coefficient de frottement μ .

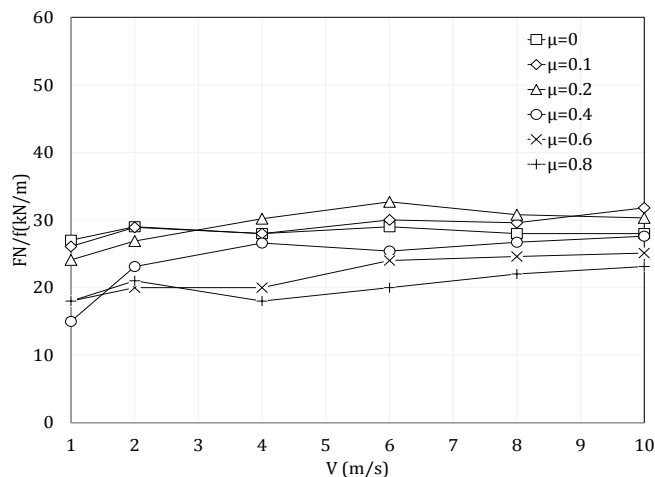


Figure V.1 : Variation de l'effort normal appliqué sur la face de coupe $F_{N/f}$ en fonction de la vitesse de coupe V pour différentes valeurs du coefficient de frottement μ . $F_{N/f}$ est calculé en utilisant l'Eq (III.35) à l'aide de l'effort d'avance F_a et l'effort tangentiel appliqué sur la face de coupe $F_{t/R}$ donnés par Molinari et al. [42].

Il apparait de la Fig V.1 que l'effort normal en face de dépouille $F_{N/f}$ est peu sensible à la vitesse de coupe quel que soit le coefficient de frottement $\mu < 1$. Pour la suite, nous adoptons alors une valeur moyenne de $F_{N/f} = 20.5 \text{ kN/m}$ indépendamment de la vitesse de coupe et du coefficient de frottement.

La Figure V.2 présente l'évolution de l'usure en dépouille $VB(t)$ en fonction du temps pour plusieurs vitesses de coupe. Plus la vitesse de coupe est élevée, plus l'usure en dépouille est importante ce qui est conforme aux observations expérimentales présentées dans les chapitres 2 et 4. De plus, il apparaît que l'usure augmente rapidement dès les premiers instants puis le taux d'usure tend à se stabiliser au-delà de 5 minutes d'usinage.

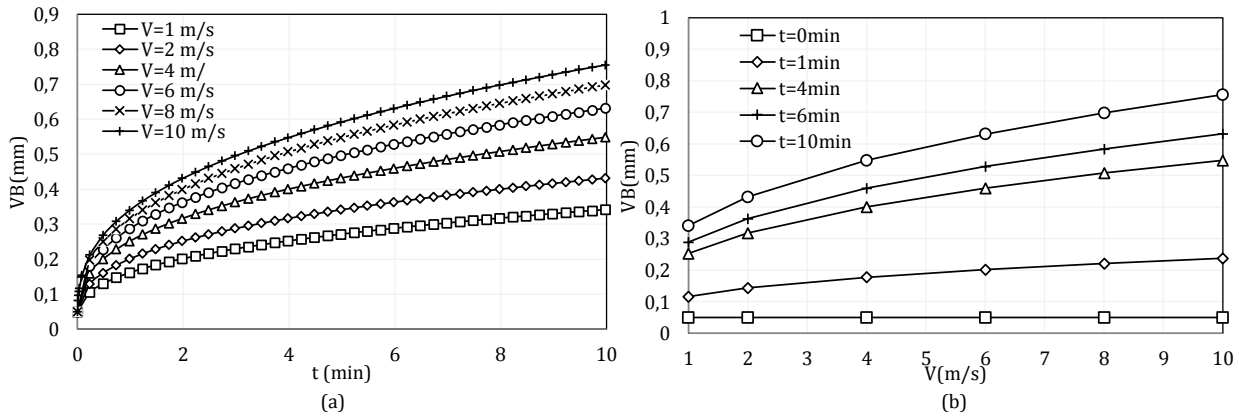


Figure V.2 : (a) Variation de l'usure en dépouille VB en fonction du temps calculée en utilisant l'Eq (III.39), (b) Influence de la vitesse de coupe sur VB pour différents temps d'usinage $t=0, 5, 10, 15$ et 20 min.

L'usure en dépouille résulte de l'effet combiné de la vitesse de coupe et de la pression de contact $P(t)$ (Voir Eq III.35 du chapitre 3) dont l'évolution est représentée en Fig V.3 pour plusieurs vitesses de coupe. Nous observons de cette figure que $P(t)$ diminue rapidement dès les premiers instants d'usinage puis tend vers une valeur de stabilisation plus faible pour les vitesses de coupe plus élevées. On remarquera également que la pression de contact $P(t)$ devient peu sensible à la vitesse de coupe pour des valeurs supérieures à 2 m/s (voir Fig V.3 b). Il apparaît ainsi que le taux d'usure en dépouille est gouverné par la pression uniquement aux premiers temps d'usinage, et est essentiellement contrôlé par la vitesse aux temps plus larges.

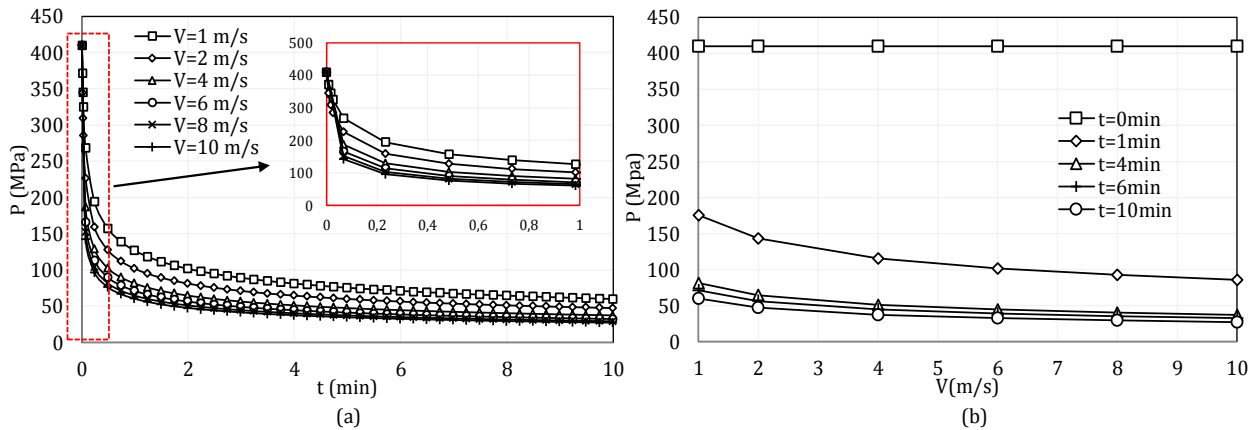


Figure V.3 : (a) Variation de la pression $P(t)$ en fonction du temps. (b) Effet de la vitesse de coupe sur la pression de contact $P(t)$ pour $t=0, 5, 10, 15, 20$ min.

1.3 Influence des paramètres matériau

Le modèle 2 dépend de la dureté de l'outil et celle de la pièce usinée (voir Eq III.34). Ces paramètres influencent fortement l'usure par abrasion. Ceci est illustré en Fig V.4 par une comparaison entre la courbe de référence (Courbe C1 : $H_t = \overline{H}_t$, $H_w = \overline{H}_w$) et les réponses obtenues en variant la dureté de l'outil (Courbe C2 : $H_t = 2\overline{H}_t$, $H_w = \overline{H}_w$) et celle de la pièce (Courbe C3 : $H_t = \overline{H}_t$, $H_w = 2\overline{H}_w$) pour une vitesse de coupe $V = 4$ m/s.

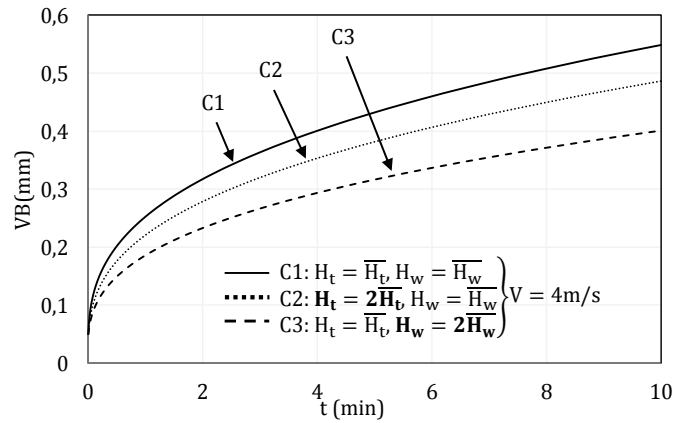


Figure V.4 : Influence de la dureté de l'outil H_t et de la pièce H_w sur l'évolution de l'usure en dépouille. C1 Courbe de référence ($H_t = \overline{H_t}$, $H_w = \overline{H_w}$) ; C2 ($H_t = 2\overline{H_t}$, $H_w = \overline{H_w}$) ; C3 ($H_t = \overline{H_t}$, $H_w = 2\overline{H_w}$).

Il apparaît qu'un outil avec une dureté plus élevée est moins propice à l'usure par abrasion. Ceci s'observe via l'Eq (III.34) donnant v_{tot} , mais aussi par l'Eq (III.41) dans laquelle la dureté de l'outil H_t agit sur la taille de la plus petite particule active et par la suite sur le nombre total de particules actives. Nous remarquons par ailleurs en Fig V.4 qu'une augmentation de la dureté de la pièce H_w conduit à une usure plus faible. Ceci s'explique par l'influence de H_w sur le nombre de particules actives dépendant de R_{min} . En effet, la taille minimale des particules actives R_{min} se trouve plus grande pour un matériau à dureté H_w plus élevée (voir Eq III.41). Le nombre de particules actives est en conséquence plus faible, ce qui va conduire à une usure moins importante.

1.4 Influence de la loi de distribution

1.4.1 Influence du choix de la loi statistique

Nous nous intéressons à présent à comparer l'effet du choix d'une loi de distribution sur l'évolution de l'usure en dépouille. Dans le chapitre 3, le développement du modèle 2 a introduit deux lois statistiques décrivant la population de particules partiellement abrasives : une loi Weibull et une loi Gauss. En adoptant les valeurs de référence du Tab V.1, nous représentons en Fig V.5 les distributions des deux paramètres géométriques suivant ces deux lois statistiques. Précisons que la moyenne et l'écart type ont été choisis identiques pour les deux distributions.

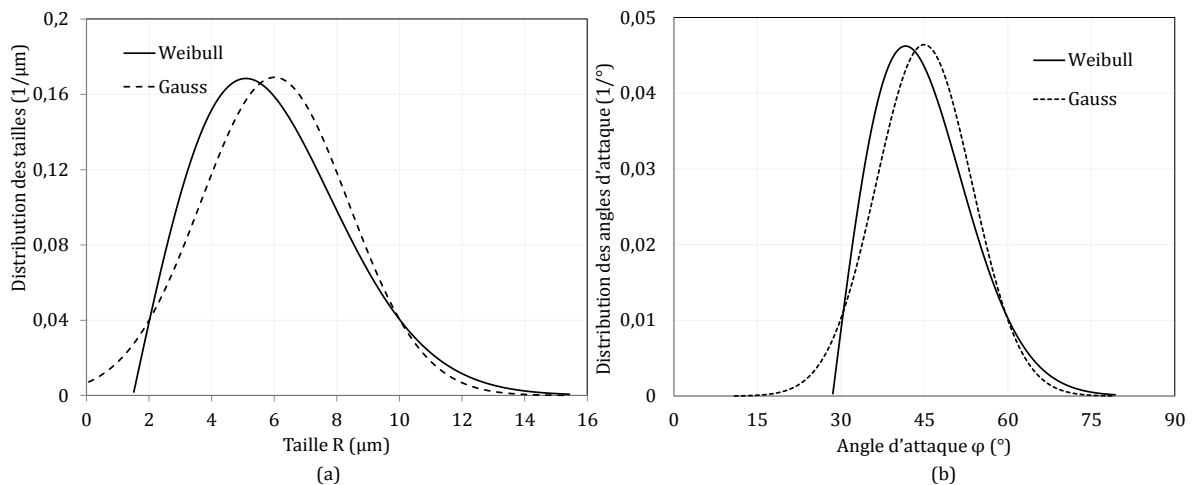


Figure V.5 : Courbes montrant les lois statistiques de Weibull et de Gauss de la distribution en (a) taille et en (b) angle d'attaque des particules abrasives. Les valeurs correspondant à chaque loi sont listées dans le Tab V.1. Les deux distributions présentent une même valeur moyenne et un même écart type.

La Figure V.6 présente l'évolution de l'usure en dépouille VB(t) pour $V = 1 \text{ m/s}$ en considérant les distributions de Gauss et Weibull illustrées en Fig V.5. L'usure en dépouille dans le cas d'une distribution gaussienne est plus faible comparativement à celle prédite en adoptant une distribution de Weibull. Cette différence s'explique par la description de la population des particules de taille $R \geq R_{\min}(t)$. En effet, bien que les deux distributions présentent une moyenne et un écart type identiques, la différence fondamentale réside dans la description des familles de particules actives. A cet égard, observons en Fig V.6(b) l'évolution de $N_{\text{act}}(t)$ donnée par :

$$N_{\text{act}}(t) = N_w VB(t) \Pr^R(R \geq R_{\min}(t)) \quad (V.1)$$

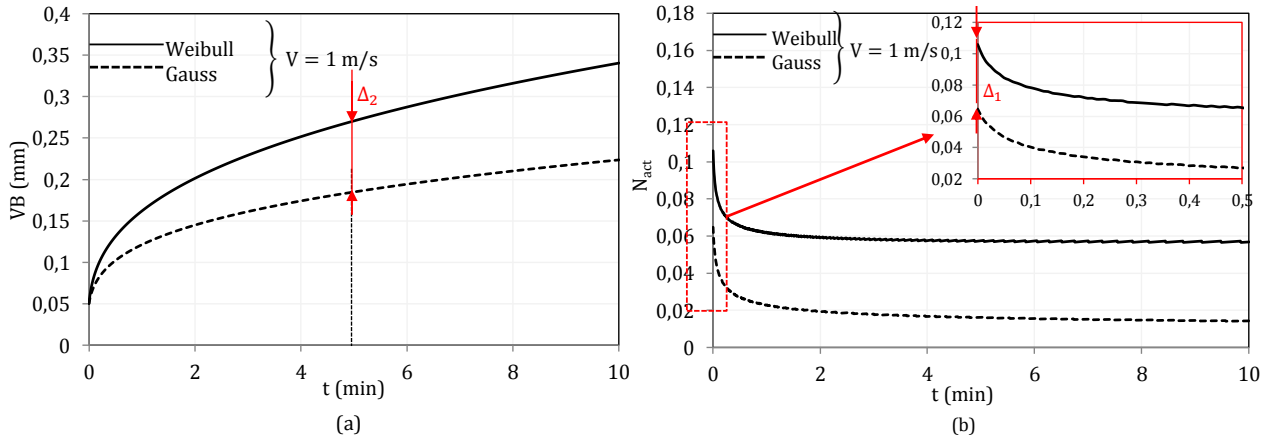


Figure V.6 : Influence de la loi de distribution sur (a) l'évolution de l'usure en dépouille VB(t). (b) Evolution du nombre de particule active N_{act} en fonction du temps et Influence de la loi de distribution utilisée.

Initialement, l'intervalle de tailles des particules actives $[R_{\min}, R_{\text{sup}}]$ est identique quelques soient la distribution et la vitesse de coupe avec $R_{\min}(t = 0) \simeq 10,8 \mu\text{m}$. Ainsi, $N_{\text{act}}(t = 0)$ ne dépend que de la loi de distribution adoptée et $N_{\text{act}}(t = 0)_{\text{Weibull}} > N_{\text{act}}(t = 0)_{\text{Gauss}}$ comme le montre la Fig V.6 . Dès les premiers instants, l'usure sera donc plus importante avec une loi de Weibull et l'écart entre les deux distributions s'amplifie tout au long du processus d'usure.

Pour mettre en évidence d'avantage l'effet de la distribution sur N_{act} et par la suite sur VB, nous proposons de représenter à $t = 0$ la différence $\Delta_1 = N_{\text{act}}(t = 0)_{\text{Weibull}} - N_{\text{act}}(t = 0)_{\text{Gauss}}$ en fonction de plusieurs valeurs de $R_{\min}$ imposées. Il s'avère de la Fig V.7 que cette différence peut avoir des valeurs positives, négatives ou nulles. Ainsi, des valeurs positives signifient que $N_{\text{act}}(t = 0)_{\text{Weibull}} > N_{\text{act}}(t = 0)_{\text{Gauss}}$, nous retrouvons le cas de la Fig V.6(a) et plus particulièrement le cas où $R_{\min} \simeq 10,8 \mu\text{m}$. Des valeurs négatives signifient que $N_{\text{act}}(t = 0)_{\text{Weibull}} < N_{\text{act}}(t = 0)_{\text{Gauss}}$ et dans ce cas de figure, l'usure en dépouille donnée par une loi de type Gauss sera supérieure à celle donnée par une loi de type Weibull à l'inverse du cas de la Fig V.6(a). Tandis que la différence nulle signifie que $N_{\text{act}}(t = 0)_{\text{Weibull}} = N_{\text{act}}(t = 0)_{\text{Gauss}}$ et les usures en dépouille données par Gauss et Weibull se trouvent alors confondues.

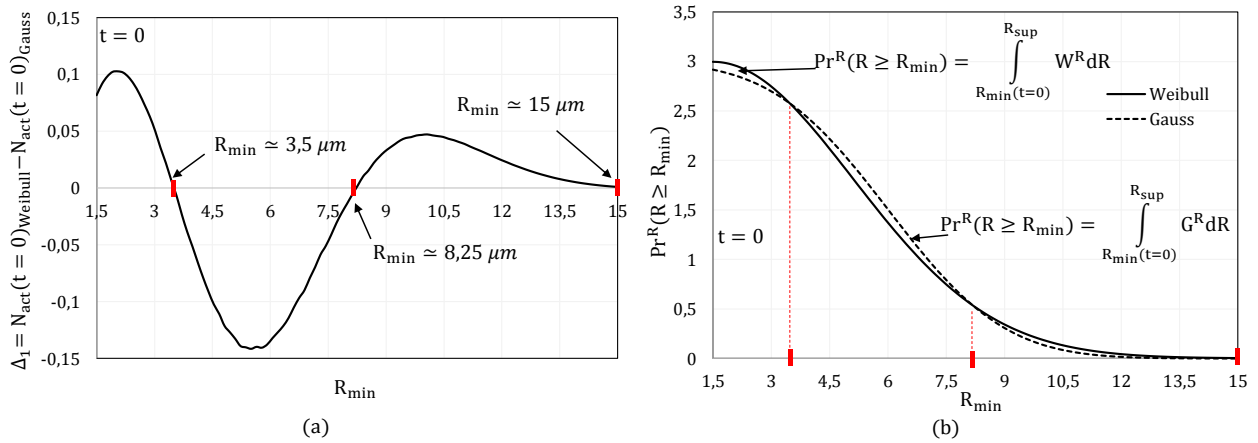


Figure V.7 : Variation (a) de l'écart $\Delta_1 = N_{act}(t=0)_{Weibull} - N_{act}(t=0)_{Gauss}$ et (b) de la probabilité $Pr^R(R \geq R_{min})$ en fonction de R_{min} .

Cette évolution observée est induite uniquement par le terme $Pr^R(R \geq R_{min})$ de l'Eq (V.1). En effet, la Fig V.7(b) donnant la variation de $Pr^R(R \geq R_{min})$ en fonction de plusieurs valeurs imposées de R_{min} et en considérant une loi de type Gauss et Weibull, montre des similitudes avec la Fig V.7(a) aux niveaux des valeurs de R_{min} où un changement de signe opère ($R_{min} = 3.5, 8.25$ et $15 \mu m$).

Intéressons-nous à présent à l'effet de la vitesse de coupe V sur l'écart entre l'usure en dépouille $VB_{Weibull}$ et VB_{Gauss} . Dans la Fig V.8 nous avons représenté à $t = 5$ min et en imposant $R_{min} = 10 \mu m$, le paramètre Δ_2 défini par $\Delta_2 = VB_{Weibull} - VB_{Gauss}$. Cette étude permet de restituer uniquement l'effet de V en considérant à titre d'exemple le cas $N_{act}(t)_{Weibull} > N_{act}(t)_{Gauss}$. La Fig V.8 montre qu'une augmentation de la vitesse V induit une augmentation de Δ_2 . L'écart est d'autant plus grand que les vitesses de coupe sont élevées.

En conclusion de cette analyse, nous relevons que, bien que les deux distributions choisies présentent une moyenne et un écart type identiques, les différences observées sur l'usure en dépouille sont contrôlées par le nombre de particule actives N_{act} qui d'après l'Eq (V.1) dépend de la distribution choisie. Il s'avère également que l'écart que l'on peut constater dans certains cas (voir Fig V.8) entre les usures en dépouille $VB_{Weibull}$ et VB_{Gauss} est amplifiée par l'augmentation de la vitesse de coupe. Nous montrons en outre que le choix d'une densité de probabilité peut conduire aux mêmes résultats moyennant un ajustement des paramètres statiques. Cela étant la loi de Weibull nous paraît mieux adaptée en raison de la définition d'un paramètre de localisation qui présente un sens physique (plus petite particule abrasive).

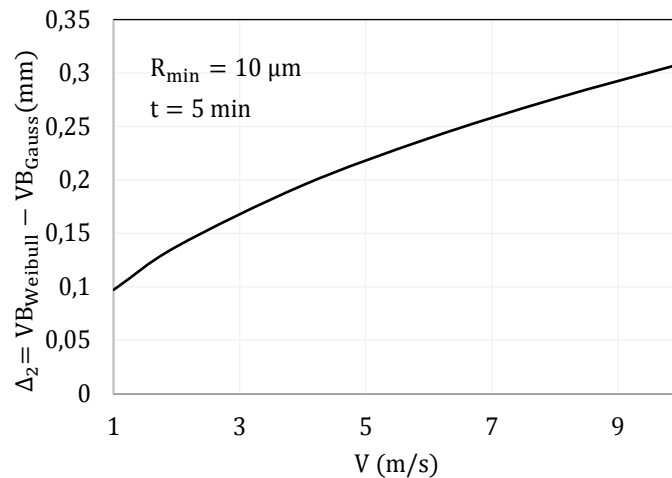


Figure V.8 : Effet de la vitesse sur l'écart $\Delta_2 = VB_{Weibull} - VB_{Gauss}$. Le temps d'usinage t a été fixé à 5 min et $R_{min} = 10 \mu m$ est une valeur imposée.

1.4.2 Effet des paramètres statistiques

L'attention est maintenant portée sur l'effet des paramètres statistiques au travers de plusieurs cas traités et résumés dans le Tab V.2 :

Tableau V.2 : Paramètres d'entrée considérés pour chaque cas d'étude.

Cas d'étude	R	φ	σ^R	σ^φ
C1	$\bar{R}$	$\bar{\varphi}$	$\bar{\sigma}^R$	$\bar{\sigma}^\varphi$
C2	$3\bar{R}$	$\bar{\varphi}$	$\bar{\sigma}^R$	$\bar{\sigma}^\varphi$
C3	$\bar{R}$	$\bar{\varphi}$	$\bar{\sigma}^R/3$	$\bar{\sigma}^\varphi$
C4	$\bar{R}$	$\bar{\varphi}$	$\bar{\sigma}^R$	$\bar{\sigma}^\varphi/10$
C5	$\bar{R}$	$\bar{\varphi}/2$	$\bar{\sigma}^R$	$\bar{\sigma}^\varphi$

Le cas C1 est défini par $\bar{R}$, $\bar{\varphi}$, $\bar{\sigma}^R$ et $\bar{\sigma}^\varphi$ qui représentent les valeurs de référence résumées dans le Tab V.1. En raison de la similitude de la réponse, nous considérons dans ce qui suit uniquement la loi de probabilité de Weibull. La Figure V.9 illustre graphiquement les différentes distributions correspondant à chaque cas d'étude.

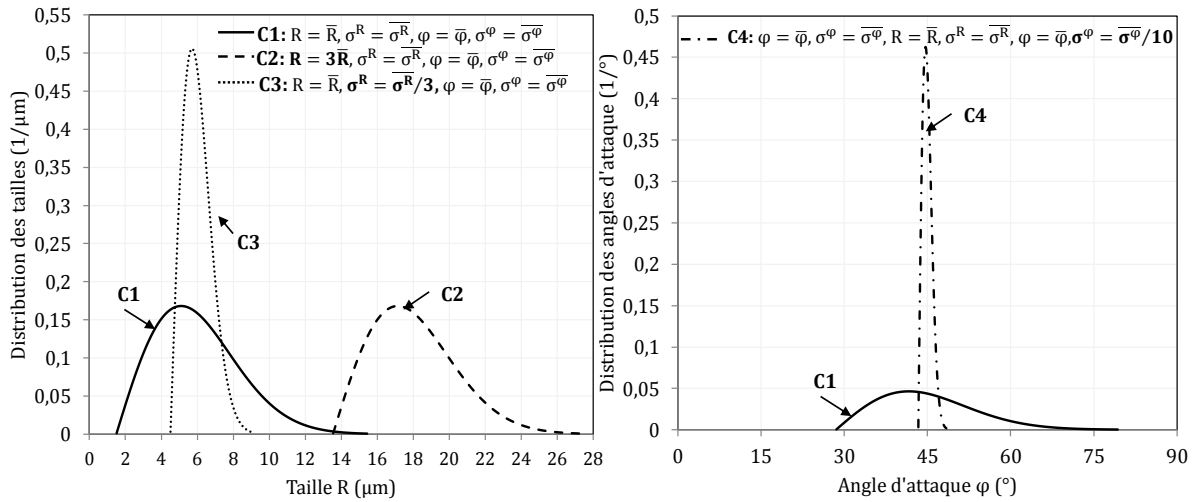


Figure V.9 : Différents cas d'étude pour l'analyse de l'influence des paramètres de distributions.

La Figure V.10 représente la variation de VB en fonction du temps pour tous les cas d'étude considérés en fixant la vitesse de coupe V à 4 m/s. Comme nous l'avons mentionné précédemment, l'usure en dépouille évolue à taux quasi-constant au-delà de 5 min d'usinage. De ce fait, la variation de VB en fonction du temps se limite aux 5 premières minutes d'usinage.

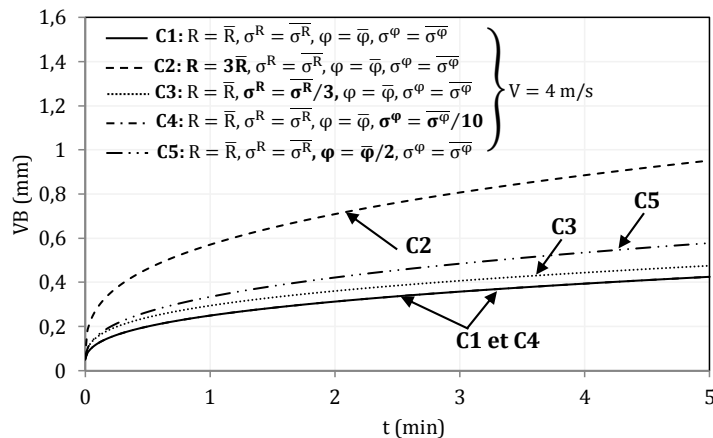


Figure V.10 : Evolution de VB(t) pour les cas résumés en Tab V.2 et illustrés en Fig V.9 .

(i) Cas C2 vs C1

Dans le cas C2 où nous avons multiplié par trois la taille moyenne des particules $\bar{R}$, l'usure en dépouille $VB^{C2} > VB^{C1}$. A $t = 4$ min, l'usure en dépouille du cas C2 augmente d'environ 50% par rapport au cas de référence C1. Dans ce cas, le paramètre prédominant est la taille R contrôlant le volume enlevé via R^2 (Voir Eq III.34). D'un autre côté, bien qu'une augmentation de l'usure en dépouille entraîne une diminution de la pression de contact P , l'effet de cette dernière apparaît moins important que celui de R . Le nombre de particules actives N_{act} influence également l'usure en dépouille. En effet, comme le montre la Fig IV.12V.11 (a) présentant le nombre de particules actives en fonction du temps, $N_{act}^{C2}(t=0)$ est bien supérieur à $N_{act}^{C1}(t=0)$. Ceci s'explique par la Fig V.11 (b) indiquant à $t = 0$ la position de R_{min} pour C1 et C2 configurant ainsi, par l'aire hachurée, le nombre de particules actives pour les 2 cas. La différence du nombre de particules actives marqué initialement est conservée tout au long du processus, comme l'illustre la Fig V.11 (a).

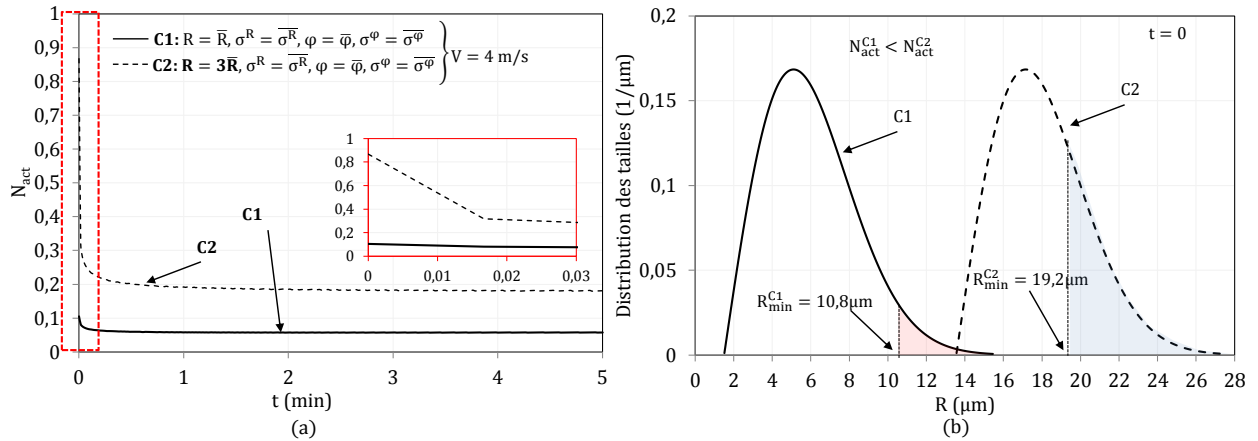


Figure V.11 : (a) Influence de la valeur moyenne de taille de particules sur le paramètre N_{act} . Représentation du nombre de particules actives N_{act}^{C1} et N_{act}^{C2} en fonction de la valeur de R_{min}^{C1} et de R_{min}^{C2} .

(ii) Cas C3 vs C1

Comme l'indique la Fig V.10, l'usure en dépouille pour le cas C3 où $\sigma^R = \sigma^{\bar{R}}/3$, est légèrement plus élevée que dans le cas C1. Ceci peut s'expliquer par le nombre de particules actives qui est initialement plus important que le cas C3 et lié à la taille minimale de particules actives R_{min} . Les différences sont conservées au cours du temps d'usure.

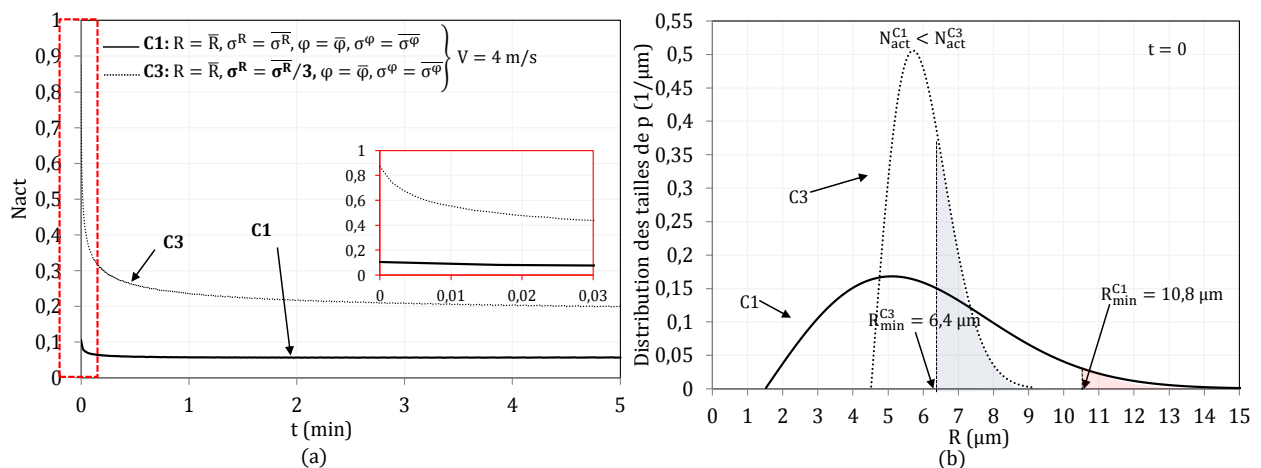


Figure V.12 : (a) Influence de la valeur moyenne de taille de particules sur le paramètre N_{act} . Représentation du nombre de particules actives N_{act}^{C1} et N_{act}^{C3} en fonction de la valeur de R_{min}^{C1} et de R_{min}^{C3} .

Il est intéressant d'étudier l'effet de la taille R sur l'usure en dépouille pour le cas C3 indépendamment du nombre de particules actives. Pour ce faire, nous imposons $R_{\min} = 6 \mu\text{m}$ conduisant au même nombre de particules actives comme le montre la Fig V.13(a). Par conséquent, l'effet du paramètre N_{act} est négligé et seul l'effet de la taille R est pris en compte l'estimation de $VB(t)$ pour les cas C1 et C3. D'après la Fig V.13, une diminution de l'écart type tend à diminuer l'usure en dépouille. Cependant, cet effet reste négligeable par rapport à celui du paramètre N_{act} . D'après la Fig V.13, une diminution de l'écart type tend à diminuer l'usure en dépouille. Cependant, cet effet reste négligeable par rapport à celui du paramètre N_{act} .

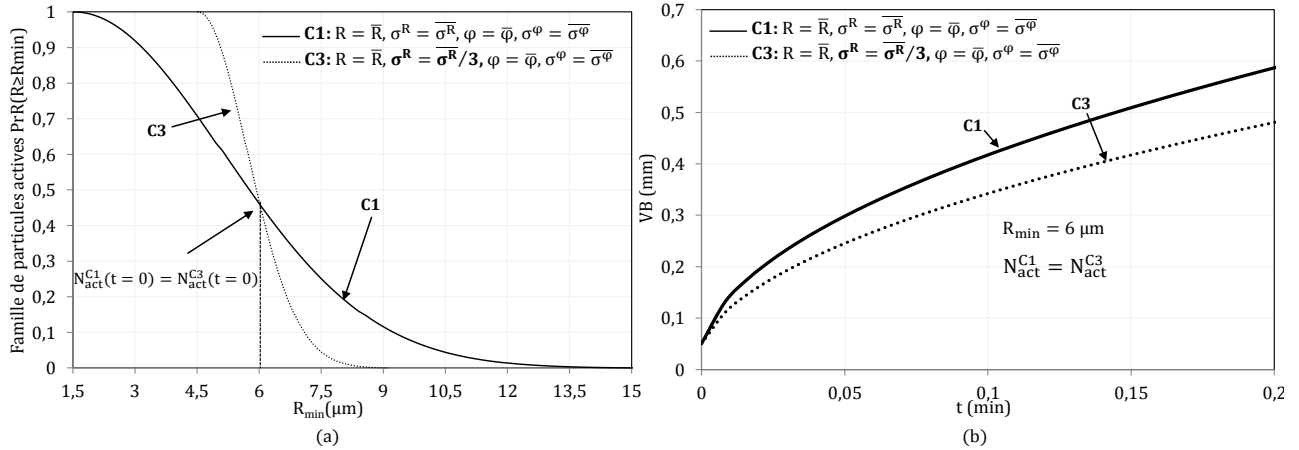


Figure V.13 : (a) Evolution de $Pr(R \geq R_{\min})$ et identification de $R_{\min}$ conduisant au même nombre de particules actives pour les cas C1 et C3 (b) Mise en évidence de l'effet de la taille R dans le cas C3. La valeur de $R_{\min} = 6 \mu\text{m}$ a été imposée afin de négliger l'effet du paramètre N_{act} .

(iii) Cas C4 vs C1

Pour le cas C4 où nous avons proposé une distribution serrée et centrée autour d'un angle d'attaque moyen φ , la variation de l'usure en dépouille est identique au cas de référence C1, voir Fig V.10. Sachant que la distribution du paramètre géométrique φ n'intervient pas dans l'estimation du nombre de particules actives (voir Eq V.1 et Fig V.11a), il semble qu'il ne soit pas d'une importante nécessité de considérer une loi de distribution pour ce paramètre et une valeur moyenne paraît suffisante. Cela étant, cet aspect dépend sans doute de la valeur moyenne φ considérée autour de laquelle $\tan\varphi$ peut varier d'avantage.

(iv) Cas C5 vs C1

Le cas C5, où $\varphi = \bar{\varphi}/2$ est à présent étudié. La Figure V.10, présente l'évolution de l'usure en fonction du temps en considérant toujours une vitesse de coupe constante $V = 4 \text{ m/s}$. Dans le cas C5 où les particules présentent un angle d'attaque plus aigu, l'usure en dépouille est supérieure au cas C1 de référence. Cela est dû à l'effet direct de l'angle d'attaque φ sur le volume enlevé total au travers du terme $1/\tan\varphi$ (voir Eq III.34). Sous une pression de contact donnée, des particules abrasives ayant des angles d'attaque aigus vont s'enfoncer davantage dans l'outil de coupe, enlevant ainsi de ce dernier un plus grand volume.

1.5 Influence du paramètre VB_0

Dans les chapitres 3 et 4 nous avons introduit un paramètre d'entrée noté $\overline{VB}_0$ caractérisant l'usure initiale subie par l'outil à $t = 0$ dont nous étudions l'influence en considérant la valeur de référence $\overline{VB}_0 = 0,05$, $VB_{01} = \overline{VB}_0/10$ et $VB_{02} = 3\overline{VB}_0$. On rappelle que $V = 4 \text{ m/s}$ et que les paramètres de référence listés dans le Tab V.1 sont retenus.

La Fig V.14 montre que l'évolution de l'usure en dépouille en fonction du temps pour différentes valeurs de $\overline{VB}_0$. Il apparaît que la valeur initiale $\overline{VB}_0$ n'influence que très peu l'évolution de l'usure et dès les premiers instants d'usinage, la réponse ne dépend plus de $\overline{VB}_0$.

D'un autre côté comme l'illustre la Fig V.14 N_{act} présente une évolution similaire pour les trois cas considérés. Les différences entre les valeurs initiales de $N_{act}(t = 0)$ relèvent du terme $\overline{VB}(t = 0) = \overline{VB}_0$ de l'Eq V.1. Toutefois, dès les premières instants les trois courbes de $N_{act}(t)$ deviennent indépendantes de $\overline{VB}_0$. Par conséquent, La définition d'une valeur précise pour $\overline{VB}_0$ ne semble pas être essentiel à l'estimation de l'évolution de l'usure en dépouille.

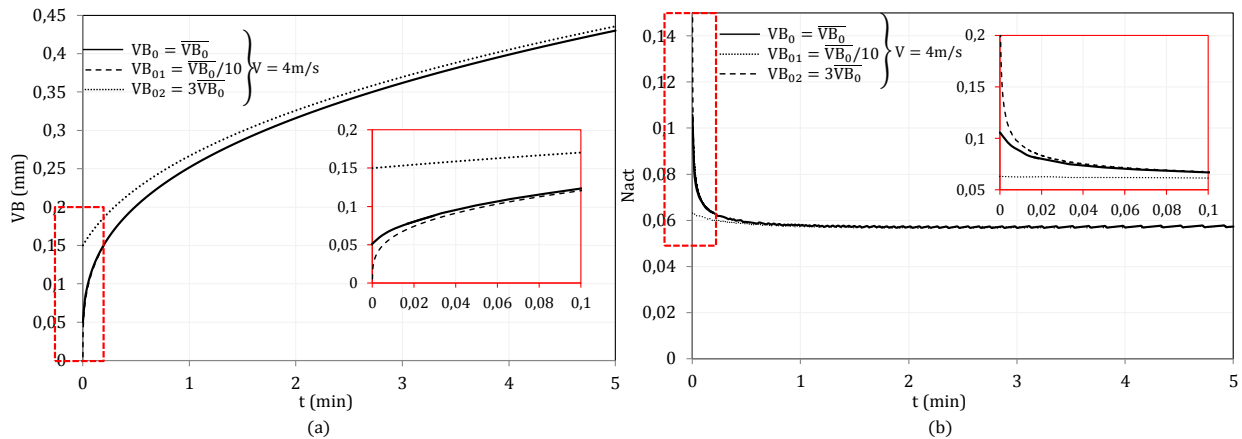


Figure V.14 : (a) Evolution de l'usure en dépouille et (b) du nombre de particules actives dans le cas où $\overline{VB}_0 = 0,05 \text{ mm}$, $VB_{01} = \overline{VB}_0/10$ et $VB_{02} = 3\overline{VB}_0$. Les autres paramètres sont listés dans le Tab V.1.

1.6 Durée de vie de l'outil T, loi d'usure en dépouille VB

D'un point de vue industriel, le paramètre VB est d'une importance capitale. Le degré d'usure d'un outil influence non seulement la qualité de la pièce usinée mais aussi la tenue de l'outil et par conséquent, le coût de production (changement d'outil, rebuts, ...). La durée de vie est donc liée à ce degré d'usure d'où la nécessité de maîtriser son évolution par rapport aux paramètres d'usinage. Dans les conditions d'usinages normales, l'usure en dépouille est considérée comme l'indicateur qui conditionne la durée de vie. Ainsi, le plus souvent, le VB atteignant une valeur limite imposée par la norme A NF E66-505 (Voir chapitre 1) définit la durée de vie de l'outil. Dans le cadre de cette étude et compte tenu de l'approche développée, nous supposons que l'usure est répartie uniformément le long de la face de dépouille. Par conséquent le critère maximal, noté VB_{lim} , est égale à 0,3 mm selon la norme précitée. Nous proposons une étude de l'influence de la vitesse de coupe sur la durée de vie notée T en considérant les paramètres matériaux adoptés précédemment (voir Tab V.1 et Fig V.2). La Figure V.15 présentant l'évolution de $VB(t)$ pour plusieurs vitesses de coupe, permet de déduire la durée de vie T par intersection avec la droite horizontale VB_{lim} .

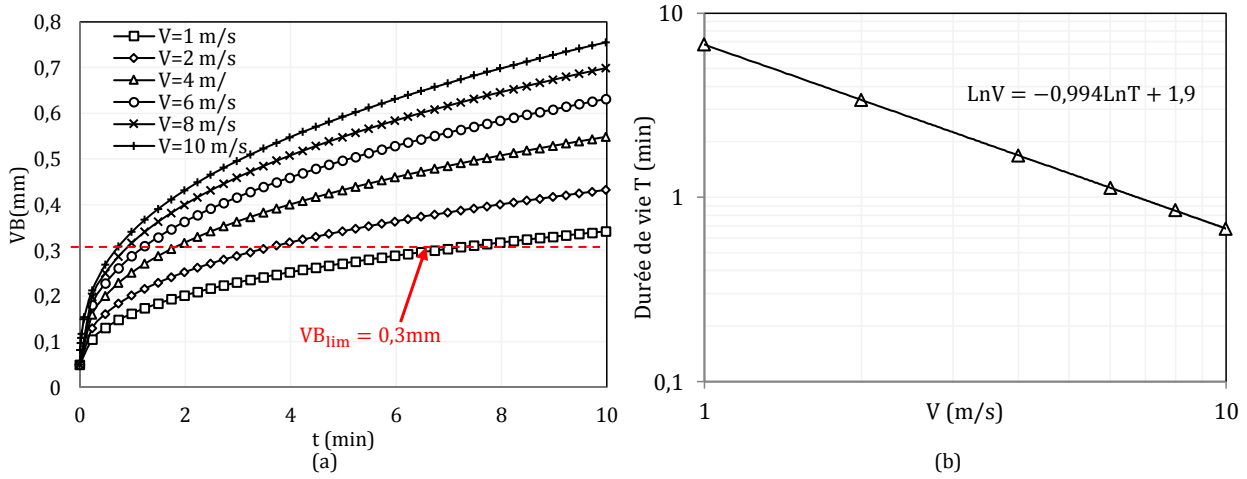


Figure V.15 : (a) Usure en dépouille pour différentes vitesses de coupe. (b) Evolution de la durée de vie \$T\$ en fonction de la vitesse de coupe \$V\$ en prenant comme critère \$VB = VB_{lim} = 0.3\$ mm.

La Figure V.15 illustre ainsi en échelle logarithmique, l'influence de la vitesse de coupe sur la durée de vie qui apparaît très similaire à la droite de Taylor. Par identification, nous obtenons \$\ln T = a_{VB} \ln V + b_{VB}\$ avec \$a_{VB} = -0.994\$ et \$b_{VB} = 1.9\$ où \$T\$ est min et \$V\$ en m/s ;

2 Etude paramétrique du modèle 3 : Usure en face de coupe

Nous nous intéressons maintenant à la face de coupe de l'outil au niveau de l'interface de contact entre l'outil et le copeau caractérisée par le cisaillement intense dans la ZCS. Le modèle 3, dédié à l'estimation de l'usure à cet endroit, a été développé dans le but de restituer l'effet de la nature du contact outil/copeau (collant-glissant) sur les distributions de pression et de vitesse de glissement à l'interface.

La quantification de l'usure sur la face de coupe se fait par l'évaluation du volume de matière enlevé sur la face de coupe de l'outil donné par les Eqs (III.52) et (III.53).

Dans ce paragraphe nous allons présenter une étude de sensibilité (similaire à celle menée pour le modèle 2) du taux du volume enlevé aux différents paramètres constitutifs. Ces derniers sont ceux relatifs aux lois de distributions (taille et angle moyens des particules abrasives, écarts types correspondants) ainsi que ceux relatifs aux matériaux et aux conditions de coupe. En dehors de l'influence des différents paramètres précédemment citées, cette étude met en évidence la relation complexe entre la nature du contact et l'usure par abrasion.

2.1 Présentation des paramètres d'entrées du modèle3

Tout d'abord, les paramètres liés à la microstructure et aux propriétés des matériaux en contact sont identiques à ceux utilisés pour l'étude paramétrique du modèle 2 et sont résumés dans le Tab V.1.

Dans le chapitre 3, nous avons vu que la cratérisation sur la face de coupe de l'outil est décrite par le taux de volume enlevé local dénoté par \$v_{loc}(s)\$ exprimant l'usure locale en un point de la face de coupe et le taux de volume enlevé globale dénoté par \$v_{tot}\$ exprimant le volume total de matière enlevé par unité de temps. Dans un souci de clarté, nous rappelons l'expression de ces deux grandeurs afin de mettre en évidence les paramètres essentiels du modèle :

$$v_{loc}(s) = N \sum_{i=i_{min}(s)}^I \sum_{j=1}^I \Pr^R(R_i) \Pr^\varphi(\varphi_j) \frac{R_i^2 P(s)}{2H_t \tan \varphi_j} V_c(s) \quad (V.2)$$

$$v_{\text{tot}} = Nw \int_0^{L_c} \sum_{i=i_{\min}(s)}^I \sum_{j=1}^I \text{Pr}^R(R_i) \text{Pr}^\varphi(\varphi_j) \frac{R_i^2 P(s)}{2H_t \tan \varphi_j} V_c(s) ds \quad (\text{V.3})$$

L'expression de la vitesse de glissement est donnée par :

$$V_c(s) = \bar{V}_c \left\{ \frac{1}{2} + \frac{1}{\pi} \arctan[\kappa(s - L'_s)] \right\}, \quad L'_s = L_s \left(1 + \frac{L_t/L_s}{2} \right) \quad (\text{V.4})$$

où $\bar{V}_c = V \tan(\phi)$ et :

$$\kappa = \frac{1}{L'_s} \left(1 + \frac{2}{L_t/L_s} \right) \tan \left[\pi \left(\frac{1}{2} - \delta V^* \right) \right] \quad (\text{V.5})$$

$\bar{V}_c$ et κ nous renseignent sur la nécessité de définir les paramètres ϕ , L_s , L_t et δV^* en fonction des conditions de coupe et de la nature du contact outil/copeau. L'évolution de la pression est quant à elle donnée par l'Eq (III.44). Nous supposons sur la base des travaux de Bahi et al. [32] que la longueur de la zone de transition L_t représente environ 10% de la longueur de la zone du contact collant L_s . Rappelons également que le paramètre de transition δV^* entre le contact collant et le contact glissant est fixé à 0,1. La pression $P_0 = P(s = 0)$ est calculée à partir de l'effort normal $F_{N/r}$ exercé par le copeau sur l'outil à l'aide de l'Eq (III.45) du chapitre 3. Les travaux de Molinari et al. [42] vont nous permettre d'identifier l'ensemble des paramètres restants pour différents types de contacts (glissant et collant/glissant) qui dépendent de la vitesse de coupe et du coefficient de frottement local dans la zone du contact glissant. Ainsi, la valeur du coefficient ξ de l'Eq (III.44), défini à 0,23 sur la base d'une correspondance entre les résultats numériques et analytiques par ces auteurs, a été conservée dans nos travaux. Le Tab B.4 en annexe B s'appuyant sur une partie des résultats obtenus par Molinari et al. [42], présente l'ensemble des valeurs considérées pour les paramètres constitutifs du modèle 3 pour plusieurs valeurs du coefficient du frottement local μ et de la vitesse de coupe. Résultats de l'étude paramétrique du modèle 3

On se propose dans la suite d'étudier séparément le taux de volume enlevé local et le taux de volume global. A noter que l'effet de la dureté de chaque matériau ne sera pas étudiée dans cette partie, l'analyse de sensibilité de ce paramètre a déjà été menée lors de l'étude paramétrique du modèle 2.

2.1.1 Taux de volume enlevé local

2.1.1.1 Effet de la nature du contact

En considérant plusieurs cas du Tab B.4 en annexe B nous nous intéressons à l'étude de l'effet de la vitesse de coupe et du coefficient de frottement local sur le paramètre $v_{\text{loc}}(s)$ donné par l'Eq (V.2). Comme indiqué dans le Tab B.4 en annexe B, V et μ influencent fortement la nature du contact outil/copeau. À titre d'illustration, lorsque $\mu = 0.2$, le contact est purement glissant pour toutes les valeurs de vitesses de coupe considérées. Lorsque $\mu = 0.8$, le contact est collant/glissant quelle que soit la vitesse de coupe. Pour les autres valeurs de coefficient de frottement, il est observé une transition d'un contact purement glissant pour les faibles vitesses de coupe, vers un contact collant/glissant pour les vitesses élevées.

La Fig V.16 présente le taux de volume enlevé local donné par l'Eq (V.2) le long de la face de coupe pour $\mu = 0,2, 0,6$ et pour $V = 4, 10, 15$ m/s. Notons que dans ces conditions, le contact est purement glissant (resp. glissant/collant) pour toutes vitesses de coupe lorsque $\mu = 0,2$ (resp. $\mu = 0,6$).

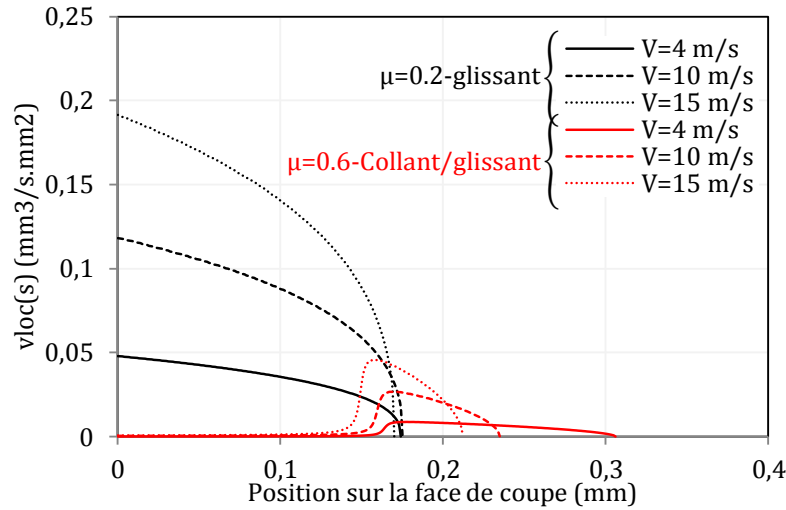


Figure V.16 : Evolution du taux de volume enlevé local $v_{loc}(s)$ le long de la face de coupe illustrant l'effet de la nature du contact (glissant pour $\mu = 0,2$, collant/glissant pour $\mu = 0,6$) et de la vitesse de coupe V (4, 10 et 15 m/s).

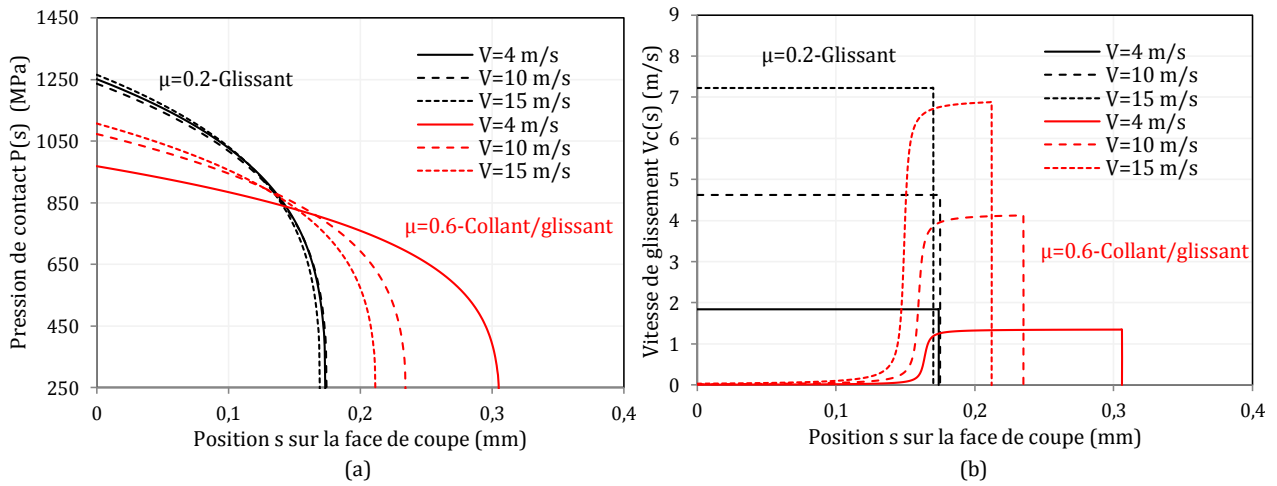


Figure V.17 : (a) Evolution de la pression de contact et de (b) la vitesse de glissement du copeau pour différentes vitesses de coupe et deux types de contacts outil/copeau (glissant $\mu = 0,2$ -collant $\mu = 0,6$).

Pour $\mu = 0,6$, la Fig V.17(b) met clairement en évidence la partie collante du contact lorsque $v_{loc}(s)$ est négligeable, la zone de transition lorsque $v_{loc}(s)$ commence à croître et la partie glissante du contact lorsque $v_{loc}(s)$ atteint son maximum. Pour $\mu = 0,2$, une augmentation de la vitesse de coupe conduit à une augmentation du taux d'usure locale. Cette tendance est due exclusivement à l'influence directe de $\bar{V}_c$ sur le volume enlevé par l'action de l'ensemble des particules actives. Plus précisément, lorsque $\mu = 0,2$ $P(s)$ semble peu influencé par la vitesse de coupe comme l'illustre la Fig V.17(a) montrant l'évolution de la pression le long de la face de coupe. De ce fait, on observera pour ce cas le même nombre de particules actives et l'usure locale ne dépendra que de la vitesse de glissement $V_c(s)$ donnée par l'Eq (V.4), comme illustrée en Fig V.17(b). Lorsque $\mu = 0,6$, les longueurs de contact varient avec la vitesse de coupe mais la pression au début de la partie glissante du contact (autour de $s = L_s + L_t = 0,16 - 0,17$ mm) est de même amplitude conduisant aux mêmes conclusions concernant l'effet marquant de la vitesse sur $v_{loc}(s)$ pour un coefficient de frottement donné. Pour une vitesse de coupe donnée, une augmentation de μ conduit à une diminution de la valeur maximale de $v_{loc}(s)$ autour de $s = L_s + L_t$, accompagnée d'un étalement (dans le cas $\mu = 0,6$) de l'évolution de $v_{loc}(s)$ sur toute l'étendue du contact. Cet effet est principalement contrôlé par la différence de pression $P(s = L_s + L_t)$ au début de la partie glissante du contact (e.g. considérant $V = 10$ m/s, $L_s + L_t = 0$ pour $\mu = 0,2$ et $L_s + L_t = 0,172$ pour $\mu = 0,6$)

2.1.1.2 Effet de la distribution

(i) Influence du choix de la loi statistique

Sur la Fig V.18 nous représentons la variation du paramètre $v_{loc}(s)$ sur la face de coupe pour les deux lois de distribution choisies (voir Fig V.5 et Tab V.1) en considérant $\mu = 0,2$ (contact glissant) et $\mu = 0,6$ (contact collant/glissant) pour $V = 4 \text{ m/s}$ (Fig V.18 a) et 8 m/s (Fig V.18b).

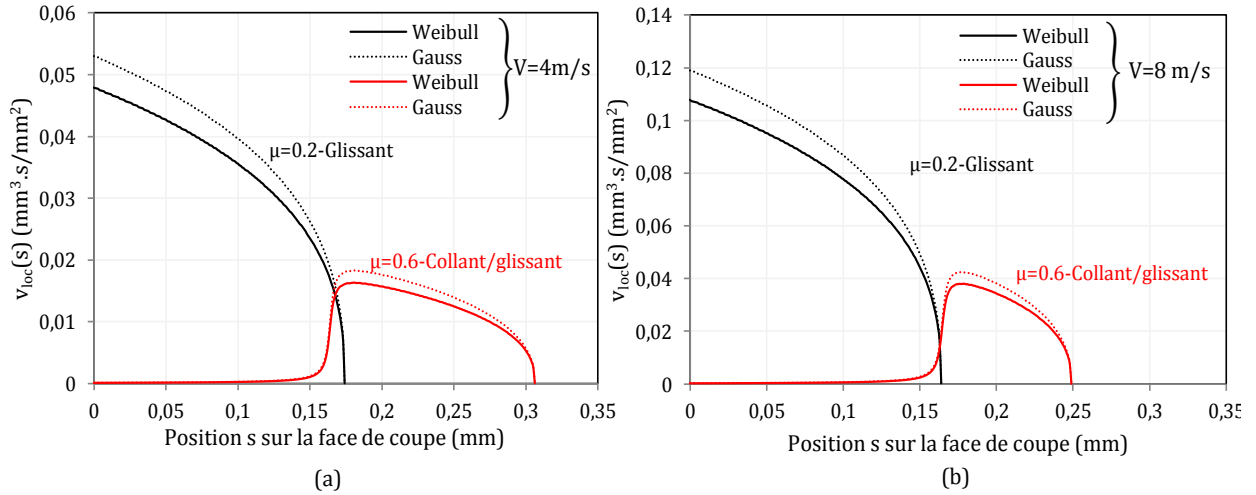


Figure V.18 : Effet de la loi de distribution sur $v_{loc}(s)$, en considérant $\mu = 0,2$ (contact glissant) et $\mu = 0,6$ (contact collant/glissant), pour deux vitesses de coupe (a) $V = 4 \text{ m/s}$ et (b) $V = 8 \text{ m/s}$.

Dans les deux cas de figures, le choix d'une loi de distribution ne révèle que peu de différences sur le taux de volume enlevé $v_{loc}(s)$. Toutefois, nous remarquons qu'au début du contact glissant ($s = 0$ pour $\mu = 0,2$, $s = 0,168$ pour $\mu = 0,6$ et $V = 4 \text{ m/s}$, $s = 0,18$ pour $\mu = 0,6$ et $V = 8 \text{ m/s}$), le taux de volume enlevé local obtenu dans le cas d'une gaussienne (courbe pointillé) est plus élevé que celui trouvé dans le cas d'une Weibull (courbe continue). A la fin du contact, la tendance semble s'inverser. Ce résultat est lié au nombre de particules actives donnée par :

$$N_{act}(s) = N \int ds \Pr^R(R \geq R_{min}(s)) \quad (V.6)$$

et dont la distribution le long de la face de coupe est illustrée en Fig V.19(a) pour le cas $V = 4 \text{ m/s}$, en considérant $\mu = 0,2$ et $\mu = 0,6$.

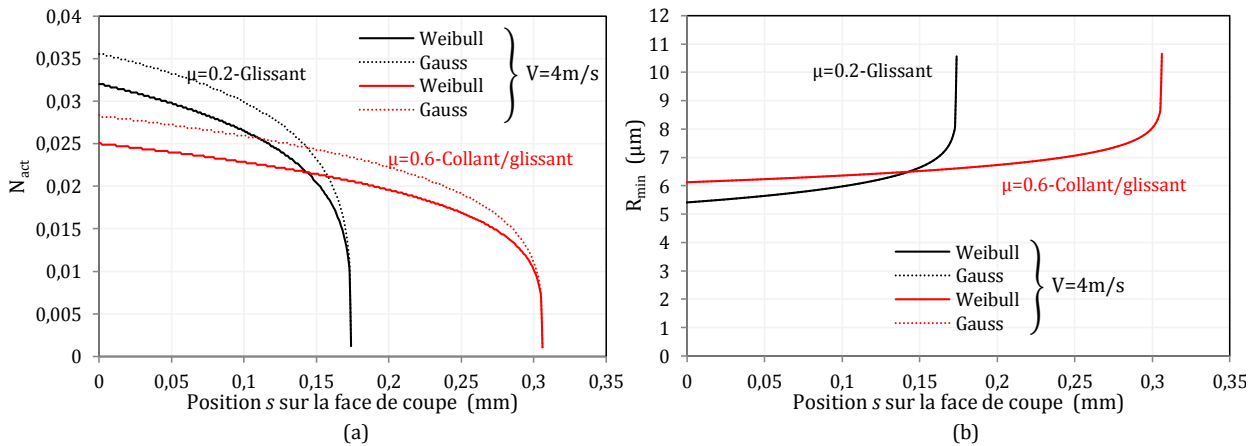


Figure V.19 : Effet de la loi statistique sur (a) le nombre de particules actives $N_{act}(s)$ et sur (b) la taille de la plus petite particule active $R_{min}(s)$

Ce résultat s'explique de la même manière que pour l'usure en dépouille c'est-à-dire au travers du terme $\Pr^R(R \geq R_{\min}(s))$ dont une représentation de sa variation par rapport à $R_{\min}$ a été donnée en Fig V.7 (b). En combinant la Fig V.7 (b) et la Fig V.19(b) donnant l'évolution de $R_{\min}$ en fonction de s , il s'avère que jusqu'à la fin du contact, la probabilité $\Pr^R(R \geq R_{\min}(s))$ donnée par une loi de Gauss est toujours supérieure ou égale à celle donnée par une loi de Weibull pour $\mu = 0,2$ et $\mu = 0,6$. Au-delà de ces positions, la tendance de $\Pr^R(R \geq R_{\min}(s))$ donnée par les deux lois s'inverse. Ce comportement est reproduit de façon directe sur la variation de N_{act} au travers de l'Eq (V.6) et par conséquent sur la variation de v_{loc} en fonction de s . Il est à noter que la taille $R_{\min}(s)$ donnée par une loi de Gauss et une loi de Weibull sont identiques (voir Fig V.19b) en raison de la pression de contact $P(s)$ qui ne dépend pas de la loi choisie

(ii) Effets des paramètres de distribution

Nous intéressons à présent à l'influence des paramètres statistiques sur l'usure en face de coupe en considérant une vitesse $V = 4\text{m/s}$ et deux valeurs de coefficient de frottement $\mu = 0,2$ et $\mu = 0,6$.

Seule la distribution de Weibull est considérée ici. Les paramètres de chaque cas sont résumés dans le Tab V.2 et l'allures des fonctions de probabilité correspondantes sont illustrées en Fig V.5 . La Figure V.20 montre l'évolution de v_{loc} en fonction de la position s pour le cas d'un contact glissant ($\mu=0,2$). Le taux de volume local v_{loc} calculé dans les deux cas d'étude C2 et C3 est supérieur à celui trouvé dans le cas de référence C1. Cette réponse est sans doute due à l'influence directe du nombre de particules actives N_{act} dont la variation peut être observée en Fig V.21. Le nombre N_{act} est environ 2 fois plus élevé dans le cas C2 et C3 comparativement au cas de référence C1.

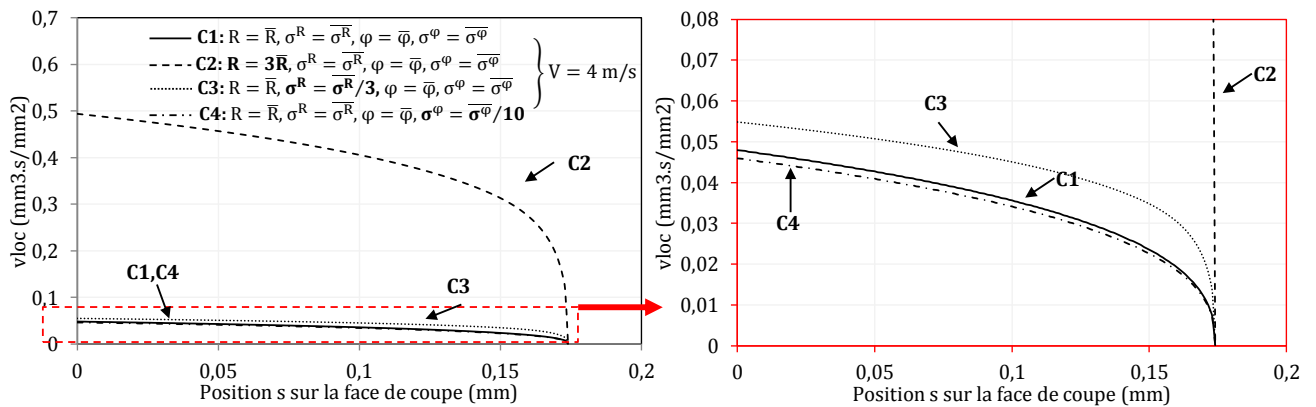


Figure V.20 : Influence des paramètres statistiques sur l'évolution de $v_{\text{loc}}(s)$ pour une vitesse de coupe $V=4\text{m/s}$ et un coefficient de frottement $\mu = 0,2$ (contact glissant). Les paramètres des distributions sont résumés dans le Tab V.2.

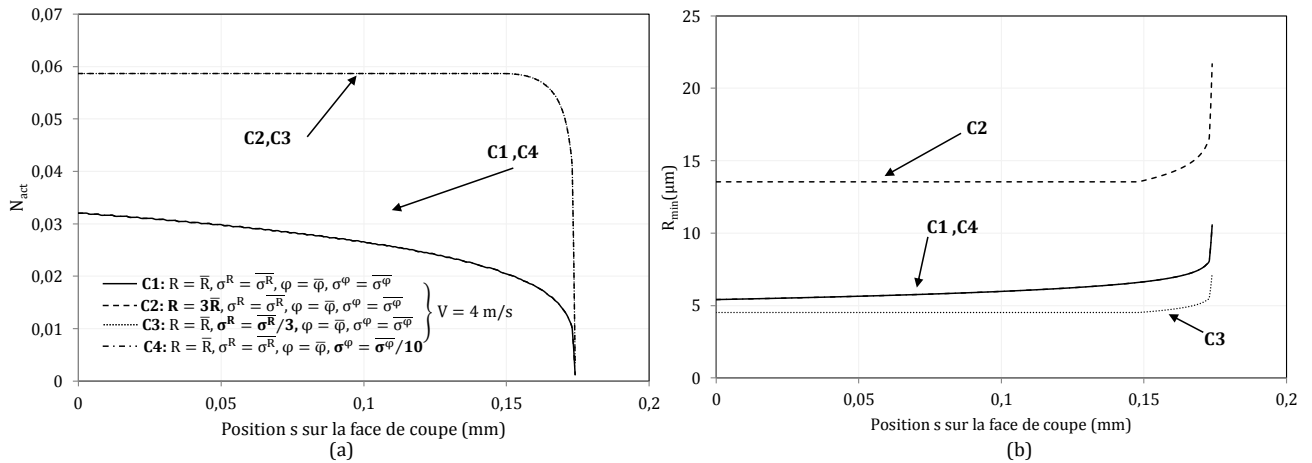


Figure V.21 : Influence des paramètres statistiques sur l'évolution de $N_{\text{act}}(s)$ pour une vitesse de coupe $V=4\text{m/s}$, un coefficient de frottement $\mu = 0,2$ (contact glissant). Les paramètres des distributions sont résumés dans le Tab V.2.

D'après la Fig V.21(a), il convient de relever que $N_{act}^{C2}(s) = N_{act}^{C3}(s)$ quelque soit s et qu'ils présentent une valeur constante jusqu'à environ $s = 0.150$ mm puis diminuent rapidement à la fin du contact. Observons par ailleurs la Fig V.21(b) donnant la variation de R_{min} dans le contact relevant que $R_{min}^{C2} \neq R_{min}^{C3}$ bien $N_{act}^{C2} = N_{act}^{C3}$. En effet, il apparaît que R_{min}^{C2} et R_{min}^{C3} sont constants pour les positions $s \leq 0.150$ mm avec $R_{min}^{C2} = R_{low}^{C2} = 13.5 \mu m$ et $R_{min}^{C3} = R_{low}^{C3} = 4.25 \mu m$. Notons P_{sat} , la pression de saturation au-delà de laquelle toutes les particules abrasives sont actives. A partir de l'Eq (III.49) en substituant R_{min} par R_{low} , la pression de saturation peut alors être exprimée sous la forme :

$$P_{sat} = \left(\frac{2(R_{sup} - R_{low})}{R_{sup} \left(\sqrt{\frac{2}{H_t}} - \sqrt{\frac{1}{H_t}} \right)} \right)^2 \quad (V.7)$$

Dans les deux cas d'études C2 et C3, la pression de saturation vaut environ 800 MPa. La Figure V.22 donnant l'évolution de la pression de contact P en fonction de la position s pour $V = 4m/s$ et $\mu = 0.2$, montre que pour $s \leq 0.150$ mm, $P(s) > P_{sat}$ et aussi toutes les particules sont actives quelque soit le cas C1 ou C3. Ceci permet d'expliquer que $N_{act}^{C2} = N_{act}^{C3}$ tout en ayant $R_{min}^{C2} \neq R_{min}^{C3}$.

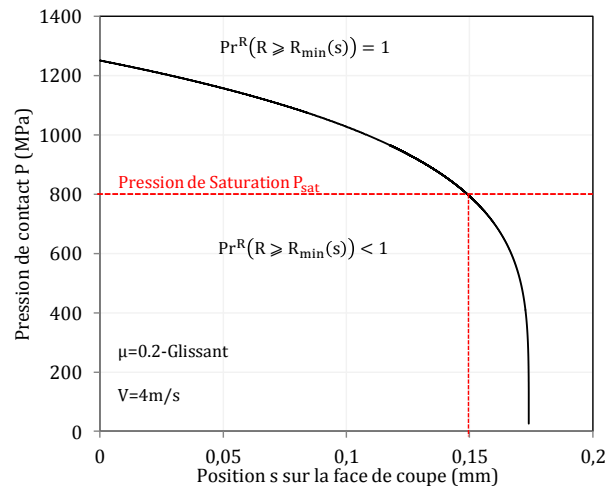


Figure V.22 : Pression de contact P appliquée le long de la face de coupe de l'outil pour $V = 4m/s$ et pour un contact glissant $\mu = 0.2$. Pour $s \leq 0.15$, $P(s) \geq P_{sat}$ et toutes les particules piégées dans le contact sont actives, $Pr^R(R \geq R_{min}(s)) = 1$. Au-delà, $P(s) < P_{sat}$ et $Pr^R(R \geq R_{min}(s)) < 1$.

Revenons à la Fig V.21 où la comparaison entre C2 et C1 révèle que la taille des particules R influence fortement l'usure. Lorsque l'on considère une taille de particules moyennes deux fois élevée, le taux de volume local enlevé est 4 fois supérieur à celui de la valeur de référence (C2 comparé à C1 à l'abscisse $s = 0$). Une augmentation du paramètre taille $\bar{R}$ entraîne naturellement une augmentation de la taille des particules abrasives actives dans le contact conduisant à un volume enlevé par usure plus important.

Enfin, concernant le cas C4, il apparaît que l'effet d'une variation de l'écart-type sur la distribution de l'angle d'attaque σ^ϕ est très limité voir Fig V.21. Ceci confirme l'observation faite dans l'analyse de l'usure en dépouille où aucune différence. Aucune différence majeure n'a été relevée entre la courbe de référence C1 et la courbe C4 (voir Fig V.20). Dans ce cas, nous aurions probablement pu considérer une valeur unique d'angle d'attaque au lieu d'une distribution statique. Précisons toutefois que cet aspect est dépendant de la valeur moyenne considérée comme cela a été vérifié dans la Fig V.10.

Finalement nous proposons en Fig V.23 l'évolution de $v_{loc}(s)$ dans le cas d'un contact collant/glissant ($\mu = 0.6$). Nous remarquons que l'effet d'une variation des paramètres statiques est similaire à celui du cas

glissant ($\mu = 0.2$). Par conséquent, les observations et conclusions faites pour le cas où $\mu = 0,2$ s'appliquent ici.

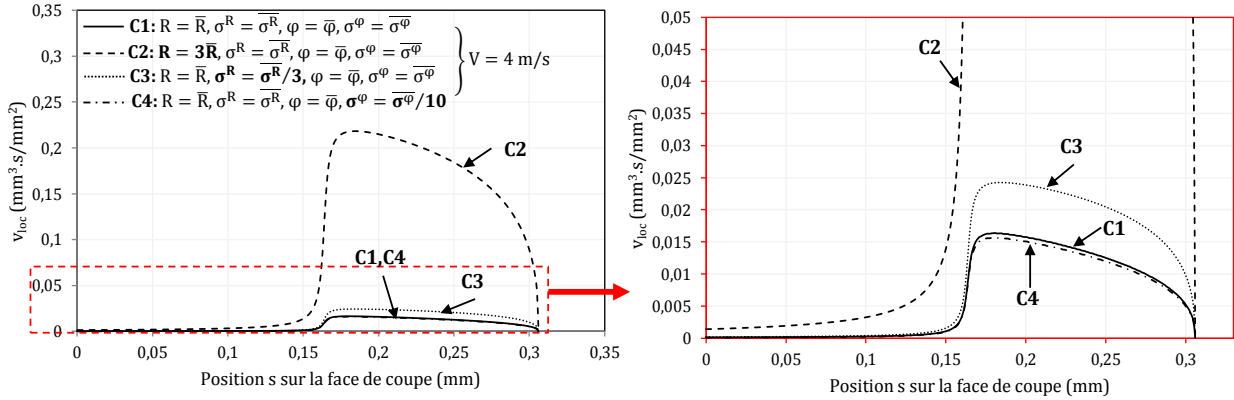


Figure V.23 : Influence des paramètres statistiques sur l'évolution de $v_{loc}(s)$ pour une vitesse de coupe $V=4$ m/s, un coefficient de frottement $\mu = 0,6$ (contact glissant). Les paramètres des distributions sont résumés dans le Tab V.2.

2.1.2 Taux de volume enlevé global

Seule la distribution de Weibull est considérée ici. La Figure V.24 montre l'évolution du taux de volume enlevé global v_{tot} donné par l'Eq (V.3) considérant une largeur de coupe $w = 3$ mm. Ce paramètre représente (au facteur multiplicatif près w) l'aire sous la courbe du taux de volume enlevé local en fonction de la position s décrit en Fig V.16. Par conséquent, comme illustré en Fig V.24(a), v_{tot} dépend du coefficient de frottement local et de la vitesse de coupe. Plus précisément, mis à part pour le cas $\mu = 0,4$, l'augmentation de la vitesse de coupe conduit à un accroissement linéaire de v_{tot} . De plus, lorsque le contact est glissant quelque soit la vitesse (pour $\mu = 0,2$), $\partial v_{tot} / \partial V$ est approximativement 5 fois plus élevé que la valeur correspondant au cas d'un contact collant/glissant pour toutes les vitesses de coupe ($\mu = 0,8$).

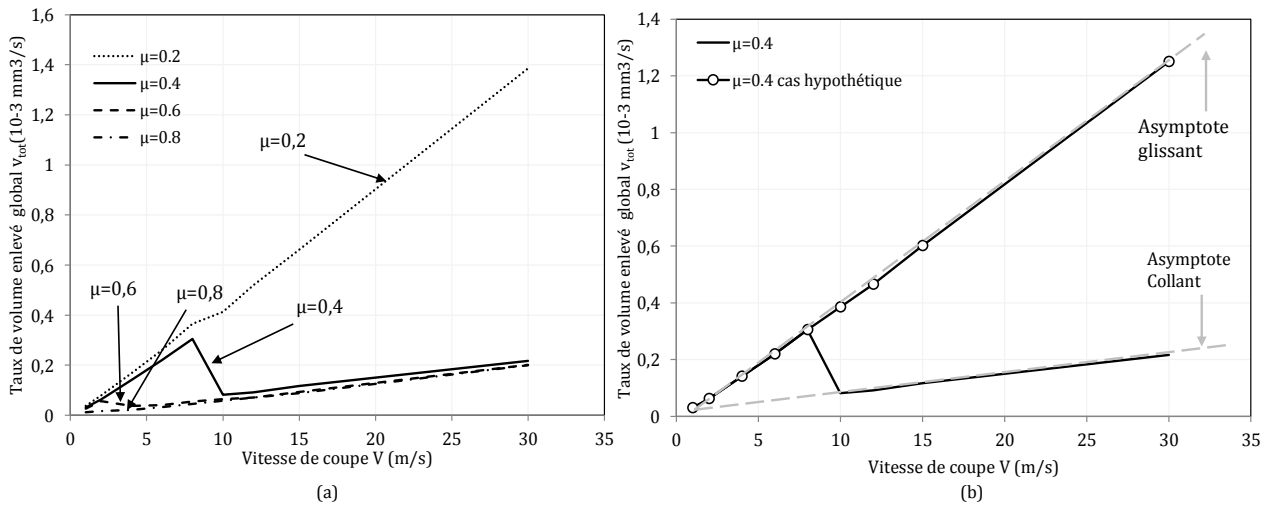


Figure V.24 : (a) Effet de la nature du contact sur l'évolution du taux de volume enlevé global v_{tot} en fonction de la vitesse de coupe pour plusieurs valeurs de μ . (b) Evolution du taux de volume enlevé globale v_{tot} en fonction de la vitesse de coupe V en considérant le cas hypothétique de $\mu = 0,4$ avec $L_s = L_t = 0$.

L'effet de la nature du contact est davantage mis en évidence pour le cas particulier où $\mu = 0,4$. L'évolution représentée par la courbe en trait continu noir de la Fig V.24(b) montre un « saut » à une vitesse de coupe $V = 8$ m/s, d'une évolution asymptotique correspondant au cas glissant $\forall V$ où $L_s = 0$, vers une évolution asymptotique correspondant au cas collant $\forall V$ où $L_s \neq 0$. Afin de montrer plus précisément l'effet important de la nature du contact sur l'usure par abrasion, nous considérons le cas hypothétique défini par

$\mu = 0,4$ et où le contact est glissant pour toutes les vitesses de coupe ($L_s = L_t = 0, \forall V$). La comparaison entre le cas effectif ($\mu = 0,4$ et transition dans la nature du contact) est illustré en Fig V.24(b). Il apparaît que pour le cas hypothétique, le taux de volume global v_{tot} augmente de façon linéaire avec un taux de croissance $\partial v_{tot}/\partial V$ similaire à celui obtenu dans le cas où $\mu = 0,2$ (même au-delà de 8m/s), suivant ainsi l'asymptote correspondant au cas glissant. Comme indiqué précédemment, le cas effectif présente une évolution avec un « saut » de l'asymptote glissant vers l'asymptote collant à la vitesse de transition $V = 8\text{m/s}$, où il est observé une usure moins prononcée.

En conclusion, nous remarquons au travers de la Fig V.24 que la nature du contact conditionne fortement l'usure par abrasion qui se manifeste au niveau du contact outil/copeau. Il est intéressant de relever qu'un contrôle adéquat de la nature du contact permet de réduire le volume usé et ainsi augmenter la durée de vie de l'outil.

Conclusion

Dans ce chapitre nous avons conduit une étude paramétrique des modèles 2 et 3 développés dans le chapitre 3. L'étude du modèle 2 a révélé que la vitesse de coupe semble être le paramètre le plus influant sur l'usure en dépouille. D'autre part, nous avons mis en évidence l'effet des duretés des matériaux en contact et notamment l'influence indirecte de H_t sur l'usure en dépouille VB au travers du volume enlevé par une seule particule. Il a également été souligné l'effet de H_w au travers du nombre de particules actives N_{act} . Deux densités de probabilités ont été considérées. L'étude sur les aspects statistiques et la description de la population de particules potentiellement abrasives ont révélé quelques différences. Cela étant, sur la base de ce que nous avons obtenu, nous ne pouvons réellement discriminer une loi par rapport à une autre, dans la mesure où la moyenne et l'écart-type ont été définis de sorte à ne différencier la description que via l'aspect mathématique de la formulation. Toutefois, la loi de Weibull qui intègre dans son expression une valeur minimale qui peut avoir un sens physique (plus petite particule) nous dispense en tout cas de l'introduction d'un paramètre supplémentaire comme dans le cas de la loi de Gauss.

Dans la seconde partie de ce chapitre, nous avons porté notre attention sur le modèle 3 dédié à l'estimation de l'usure en face de coupe, en intégrant la nature du contact et l'hétérogénéité de la pression de long de l'interface outil/copeau. Des conclusions similaires ont pu être dressées quant à l'influence des paramètres constitutifs tels que la vitesse de coupe, les duretés et les paramètres statistiques. La différence réside dans l'effet de la nature du contact outil/copeau sur l'usure par abrasion. En effet, il a été montré que l'usure dans le cas d'un contact glissant conduit naturellement à une usure globale plus marquée, étant donné qu'il se manifeste sur toute la longueur du contact L_c depuis la pointe de l'outil. Le cas d'un contact collant/glissant conduit à une usure concentrée sur la partie glissante (pour $s > L_s + L_t$) où la vitesse de glissement du copeau est non nulle. Nous avons par ailleurs mis en évidence l'existence d'asymptotes dépendant de la nature du contact. Ainsi, pour un contact glissant quel que soit la vitesse de coupe, le taux de volume enlevé global v_{tot} présente une pente d'évolution $\partial v_{tot}/\partial V$ bien plus élevée que celle observée pour le cas d'un contact collant/glissant pour toutes les vitesses de coupe. Les résultats alors obtenus dans la seconde partie de ce chapitre nous renseignent sur la possibilité de contrôler l'usure par abrasion en agissant sur la nature du contact outil/copeau.

Enfin, une durée de vie théorique a été définie afin de répondre aux besoins des industriels voulant prédire la fin de vie d'un outil de coupe. Cette durée de vie théorique a été développée et mise en application en considérant le critère d'usure $VB_{lim} = 0.3 \text{ mm}$ applicable au niveau de la face de dépouille. Elle suppose uniquement l'usure par abrasion comme mode d'usure dominant. Cette approximation reste vraie puisqu'il a été montré dans les chapitres 1 et 4 que l'usure de la face de dépouille est dominée par les mécanismes d'usure par abrasion.

Conclusion générales et perspectives

Synthèse

L'objectif de cette thèse était de proposer une modélisation de l'usure par abrasion des outils de coupe pendant une opération d'usinage. Ce modèle se devait de restituer les mécanismes physiques régissant l'usure par abrasion aux interfaces de contact en prenant en compte l'hétérogénéité de particules abrasives liée au matériau usiné.

Le manuscrit de thèse débute par une revue bibliographique exposée au chapitre 1 dans laquelle un bilan des connaissances acquises dans le domaine de l'usinage en général et celui de l'usure en particulier a été donné. Après une brève introduction sur les généralités de la coupe et la phénoménologie de la formation du copeau, l'étude bibliographique s'est décomposée en deux parties. La première partie a traité la problématique du contact outil/copeau en exposant les résultats de la littérature afin notamment de définir les différents types de contact (collant, glissant, collant/glissant) tout en mettant l'accent sur les coefficients de frottement locaux et globaux. Cette partie a permis de rendre compte du lien étroit existant entre le contact outil/copeau et l'usure des outils en face de coupe. La seconde partie du 1er chapitre est dédiée à la présentation des analyses et résultats relatifs à l'usure avec une description des principaux modes et des manifestations d'usure rencontrés en usinage. Une attention plus particulière a été portée sur le mode d'usure par abrasion pour lequel nous avons pu mettre en évidence, sur la base de plusieurs travaux portant sur la caractérisation expérimentale [16, 47, 52, 53, 60-62], que cette usure mécanique est due à l'action de particules abrasives piégés dans les zones de contact pendant l'opération d'usinage. Ces particules abrasives sont pour la plupart des inclusions non-métalliques initialement présentes dans le matériau usiné. Ces inclusions non métalliques possèdent une dureté jusqu'à trois fois supérieure à celle d'un outil en carbure de tungstène dépassant ainsi le seuil de 20% établi par Torrance [69] pour l'activation de l'usure par abrasion. La seconde partie de ce premier chapitre propose également une liste non exhaustive des différents modèles d'usure de la littérature fondés sur des approches empiriques, analytiques ou numériques. La synthèse de ces modèles montre en outre que la plupart des travaux développés sont le plus souvent dédiés aux modes d'usure par diffusion et par adhésion aux dépens de l'usure par abrasion. Ce mode d'usure a sans doute été souvent négligé en raison de sa faible contribution à l'usure totale estimée entre 5% et 25% selon les auteurs [50-52]. Cela étant, les quelques modèles prédictifs de l'usure par abrasion trouvés dans la littérature ne prennent pas en compte les phénomènes complexes rencontrés au niveau des interfaces liés notamment à la nature du contact outil/copeau et traite le mécanisme d'usure par abrasion d'un point de vue macroscopique. La nature et l'étude de l'action des inclusions non métalliques à l'échelle microscopique

sont alors écartés des modélisations ainsi que les interactions tribologiques aux niveaux des interfaces de contact.

Le volet expérimental de ces travaux de thèse est le principal aspect traité dans le second chapitre. La finalité de cette étude est la caractérisation de l'usure d'un outil de coupe lors des essais d'usinage. La première partie fut dédiée à la présentation des matériaux usinant et usiné ainsi que leurs propriétés physiques et mécaniques respectives. Le matériau usiné est un acier de construction faiblement allié 42CrMo4 ayant une dureté d'environ 300 HV et le matériau usinant est un carbure de tungstène non revêtu fourni par Evatec Tools de dureté approximativement égale à 1550 HV et de configuration géométrique identique à celle des outils de tronçonnage. Le choix de cet acier est issu d'une réflexion quant à la présence d'inclusions non métalliques potentiellement abrasives. Le choix de la géométrie spécifique de l'outil de coupe s'est effectué en vue de se placer dans une configuration de coupe orthogonale en plongée. La deuxième partie de ce chapitre a été consacrée à la présentation de la procédure mise en place pour la réalisation des essais d'usinage. Une première série d'essais basée sur une étude préliminaire de Couple Outil Matière COM a permis de relier les paramètres d'usinage (vitesse de coupe et avance) aux efforts d'usinage acquis par la table dynamométrique ainsi que l'état d'usure des outils de coupe. A l'issue, deux régimes d'évolution ont été mis en évidence qui correspondent à deux plages de valeurs de vitesse de coupe $0.833 \text{ m/s} \leq V < 3 \text{ m/s}$ et $3 \text{ m/s} \leq V < 5 \text{ m/s}$. Par ailleurs, il a été montré qu'une augmentation de l'avance induit une augmentation quasi-linéaire commune pour les efforts de coupe F_c et d'avance F_a . Cette première série d'essais a permis de définir les paramètres de coupe considérés pour l'étude expérimentale de l'usure des différentes faces de l'outil de coupe. De ce fait, quatre vitesses de coupe (1.667 m/s, 2.5 m/s, 3 m/s et 4.166 m/s) et deux avances (0.18 mm et 0.25 mm) ont été retenues qui permettent de couvrir les 2 régimes observés lors de la première série d'essais: le régime stable identifié par une valeur minimale de l'effort spécifique de coupe et un régime extrême caractérisé par des vitesses de coupe élevées et une manifestation relativement rapide des mécanismes d'usure. Il s'est avéré d'après l'analyse de l'usure sur la face de coupe que la cratérisation est essentiellement due à de l'usure par diffusion avec une contribution de l'usure par abrasion et par adhésion surtout pour les faibles vitesses de coupe. Cette conclusion est établie suite à des observations microscopiques des zones d'usure, des mesures de températures et surtout grâce à l'analyse EDS. A cette étape, supposer que l'usure par abrasion est dominante en la face de dépouille ne contredit pas les résultats de la littérature en raison des niveaux de température relativement faibles à cet endroit.

Fort du constat fait au cours de l'étude bibliographique qui a révélé que l'usure par abrasion a souvent été souvent négligée dans la plupart des approches, nous avons proposé dans le chapitre 3 les étapes d'une modélisation qui ont abouti à la mise au point du modèle analytique permettant de décrire l'usure par abrasion. Afin de restituer l'action mécanique des particules dures piégées dans les contacts et à l'origine de l'enlèvement de matière, cette modélisation propose une approche tribologique où les particules sont supposées avoir une forme conique. Dans un volume élémentaire représentatif défini dans les zones de contact avec l'outil, une particule abrasive piégée agit comme un indenteur dans un contact glissant par rapport à l'outil et dans un contact quasi-statique par rapport au copeau ou la pièce. L'approche proposée au chapitre 3 a permis le développement de trois modèles allant du modèle le plus simple (modèle 1) au modèle le plus complet (modèle 3). Les trois modèles proposés se basent sur la même équation qui donne le taux de volume enlevé par unité de temps. Le principe de base consiste à déterminer l'évolution de volume enlevé par une seule particule puis de le généraliser à l'ensemble des particules qui participent au processus d'usure. Le modèle 1 est ainsi dédié à l'usure lors de l'usinage de matériaux homogènes contenant une population de particules de même morphologie sous des conditions de pression et de vitesse de glissement constantes. Dans ce cas de figure la totalité des inclusions non métalliques présentes dans le matériau usiné est qualifiée d'active et participent au processus d'usure. L'étude de sensibilité des paramètres du modèle 1 menée dans le chapitre 3 a montré qu'une augmentation de la dureté de l'outil, de la vitesse de

glissement, de la pression, de la taille de particule ou une diminution de l'angle d'attaque conduisent à une augmentation de l'usure. La plupart des matériaux contiennent une population d'inclusions non métalliques plutôt hétérogène et le modèle 2 proposé permet, via une extension du modèle 1, la prise en compte de ce type de matériaux. Ainsi, sur la base d'une approche statistique, la variation des valeurs des paramètres géométriques R et de φ a été décrite en utilisant une loi de Weibull et une loi de Gauss. Dans ce cas, toutes les particules ne participent pas au processus d'abrasion et la détermination du nombre de particules actives est basée sur la taille de la plus petite particule active $R_{\min}$. Ce paramètre dépend de la pression aussi de la dureté des matériaux en contact. Toutefois, à l'image du modèle 1, la pression et la vitesse de glissement ont été considérées homogènes dans le modèle 2. De ce fait, ce modèle peut être utilisé pour décrire les essais pions/disques ou les essais de grenaillage mais aussi et surtout l'usure en face de dépouille où la vitesse de glissement est égale à la vitesse de coupe et la pression est homogène. A cet effet, le modèle 2 a nécessité une adaptation à l'estimation de la longueur VB qui caractérise habituellement l'usure en dépouille.

Le modèle 3 décrivant l'usure sur la face de coupe est le plus enrichi puisqu'il tient compte notamment de la zone de cisaillement secondaire ZCS et l'effet de la nature de contact sur les distributions de la vitesse de glissement ainsi que de la pression le long du contact outil/copeau. La formulation proposée met en jeu les longueurs des différentes zones de contact (zone de contact collant, zone de contact glissant et zone de transition). En raison du profil de la vitesse de glissement, il a été admis que l'usure par abrasion ne se manifeste que sur la partie glissante du contact où la vitesse de glissement du copeau est maximale.

Dans le chapitre 4, nous nous sommes intéressés à la confrontation des résultats issus de la modélisation analytique de l'usure par abrasion aux mesures expérimentales. Pour ce faire, une pré-analyse a été effectuée afin de compléter l'identification du vecteur paramètres sur la base duquel s'appuie le taux de volume enlevé $v_{\text{tot}} = v_{\text{tot}}(\Omega_c, \Omega_t, \Omega_w)$. Ainsi, la première partie du chapitre porte sur l'analyse inclusionnaire du matériau usiné servant à la détermination du vecteur Ω_w . L'étude qualitative a permis d'identifier l'ensemble des inclusions non-métalliques présentes dans l'acier usiné 42CrMo4. Quatre espèces d'inclusions ont été identifiées (sulfure de manganèse, alumine, aluminates de calcium et silice) parmi lesquelles seules trois espèces (alumine, aluminates de calcium et silice) sont potentiellement responsables de l'usure par abrasion.

L'analyse inclusionnaire quantitative a ensuite permis d'estimer le nombre d'inclusions potentiellement abrasives sur la base de d'un critère de morphologie de circularité et d'un critère de taille défini par le diamètre de Féret. Il été montré à cette étape que le nombre d'inclusions augmente à mesure que l'on s'approche de l'axe de révolution du cylindre à usiner, ce qui a été pris en compte dans la mise en œuvre du modèle. L'analyse quantitative a également conduit à l'identification des paramètres de distribution des particules abrasives qui ont révélé une taille moyenne $\bar{R} = 6.01 \mu\text{m}$ avec un écart type de $\sigma^R = 2.36 \mu\text{m}$, des valeurs comparables à celles trouvées dans la littérature [152]. La seconde partie du chapitre 4 était consacré à la détermination des efforts normaux appliqués sur la face de coupe et la face en dépouille essentiels à la détermination des pressions de contact. La détermination de ces efforts s'est appuyée sur les efforts de coupe et d'avance mesurés expérimentalement (chapitre 2) mais aussi en utilisant les résultats de la modélisation analytique/numérique de Molinari et al. [42] qui ont considéré les mêmes matériaux. Grâce à une étude paramétrique complète les auteurs ont pu déterminer les valeurs des efforts de coupe et d'avance et les efforts normaux et tangentiels à la face de coupe en fonction de la vitesse de coupe V , de l'avance f , du rayon d'arête r_β et du coefficient de frottement local μ à l'interface outil/copeau.

Enfin la dernière partie de ce chapitre a porté sur la confrontation des résultats analytiques issus des modèles 2 et 3 aux mesures expérimentales relevées en face de dépouille et en face de coupe. Il apparaît alors de cette comparaison que le modèle 2 reproduit fidèlement les mesures de VB expérimentales pour les faibles vitesses de coupe. A plus grandes vitesses de coupe, le modèle montre ses limitations en raison de l'activation d'autres modes d'usure. Sur la face de coupe le modèle 3 montrent qu'il permet de restituer la

part de l'usure mécanique qui a été évalué à un faible pourcentage par Ho et al. [50] et par Gekonde et al. [51].

L'analyse paramétrique réalisée dans le chapitre 5 a confirmé l'effet important la vitesse de coupe sur l'usure en dépouille ou en cratère. D'autre part, l'effet indirect de la dureté de l'outil a été mis en évidence au travers du taux de volume enlevé par une seule particule et l'effet de la dureté de la pièce sur le nombre de particules actives. L'étude paramétrique de l'aspect statistique a été menée par l'introduction de deux densités de probabilités (Weibull et Gauss). Malgré les quelques différences relevées, nous retenons la loi de Weibull intégrant dans sa formulation une valeur minimale de taille de particule que l'on associe à la taille de la plus petite particule active $R_{\min}$. Les résultats obtenus suite à l'exploitation du modèle 3 nous ont relevés qu'un contrôle adéquat de la nature du contact permet de réduire le volume usé.

Enfin, une durée de vie théorique répondant aux besoins industriels a été définie. Cette durée de vie a été développée en considérant uniquement l'usure en face de dépouille via un critère $VB_{\lim} = 0.3 \text{ mm}$ et supposant que l'usure par abrasion est le mode d'usure dominant.

En conclusion, les travaux de thèse visent à compréhension plus approfondie et une meilleure maîtrise de l'usure par abrasion lors d'une opération d'usinage. Les travaux présentés appellent naturellement à poursuite et approfondir certains aspects.

Perspectives

Bien que l'usure par abrasion soit une usure purement mécanique, la température peut avoir un rôle important notamment au travers de paramètres matériaux tels que la dureté. Dans la présente modélisation la dureté a été considérée constante au cours du processus de coupe ainsi que le long du contact. Comme perspective nous pouvons considérer une dureté dépendant de la température sous la forme $H(\theta) = A\theta^3 + B\theta^2 + C\theta + D$ à l'instar de [153] ou $H(\theta) = H_0 \exp(-\alpha\theta)$ à l'image de Kramer et al. [154] ou d'Usui et Shirakashi [67]. Les constantes de ces deux équations peuvent être déterminées à partir d'essais de dureté sous températures contrôlées ou en se référant aux travaux antérieurs de la littérature (i.e. Zhao et al. [104]). L'intégration des valeurs de températures pourrait se faire suite à une détermination numérique ou expérimentale de la distribution de température.

La présente modélisation peut être généralisée au cas d'outils de coupe revêtus multi couches. A mesure que l'usure évolue, les différents revêtements vont successivement être exposés aux inclusions dures. Une approche relativement immédiate s'appuierait sur les travaux de Malzbender et al. [155]. Les auteurs ont proposé une équation de l'évolution de la dureté de l'outil $H_T = H_{WC} + (H_{rev} + H_{WC}) \exp -0.65^{d/tck}$ en fonction de la dureté de carbure de tungstène H_{WC} , de l'épaisseur tck de la couche de revêtement, de la profondeur d ainsi que de la dureté H_{rev} correspondantes. En adoptant cette équation nous pouvons ainsi généraliser la modélisation à un outil en carbure de tungstène revêtu par plusieurs couches de différentes natures (TiN, Al_2O_3 , TiCN). Le taux d'usure évolue alors en fonction de la dureté de la couche de revêtement qui est en contact avec le copeau ou la pièce.

Il pourrait être intéressant de supposer des particules abrasives sphérique caractérisée par un unique paramètre géométrique (le rayon R) et de comparer les résultats obtenus à ceux trouvés avec une particule conique. Nous avons en effet pu montrer que sous certaines conditions, l'angle d'attaque des particules coniques ne révèle que peu d'influence. Ainsi, sous ces conditions, cela revient à considérer une population de particules abrasives présentant une hétérogénéité décrite par un unique paramètre, comme pour le cas de particules sphériques.

Nous avons introduit le degré d'usure via le paramètre ζ qui permet de restituer la proportion de matière évacuée lors du mouvement d'une particule abrasive. Rappelons que d'après Kato et Hokkirigawa [83], le

volume de matière enlevée s'évacue suivant trois processus : la micro-coupe, le labourage et la formation de bourrelet. Fixer ce paramètre à 1 comme c'est le cas dans cette étude revient à surestimer (sous certaines conditions de coupe) le taux d'usure enlevé par abrasion. Il serait alors plus judicieux de proposer une fonction $\zeta(\varphi)$ qui dépend de l'angle d'attaque de la particule abrasive, Masen [121] et Kato et Hokkirigawa [83]. Les valeurs de φ qui permettent de passer d'un processus d'évacuation à un autre peuvent être déterminées grâce à des essais de tribologie où l'indenteur pourrait avoir une forme conique dont on contrôlerait l'angle d'attaque.

Au travers de l'analyse de la population inclusionnaire, le choix de l'aluminate de Calcium de forme simple ($\text{CaO-Al}_2\text{O}_3$) comme particule abrasive, reste une hypothèse et devrait faire le sujet d'une étude plus approfondie pour remonter au pourcentage d' Al_2O_3 présent dans ce composé puisque ce dernier conditionne le degré d'abrasivité de $\text{CaO-Al}_2\text{O}_3$ ainsi que la valeur de sa température de fusion (Fig IV.10). Une telle étude pourrait se faire avec une analyse chimique EDS sur un MEB possédant une résolution supérieure à celle du microscope utilisé pour cette étude. L'analyse EDS fournira le pourcentage des oxydes Al_2O_3 dans le composé $\text{CaO-Al}_2\text{O}_3$. Notons aussi que la plupart des composés $\text{CaO-Al}_2\text{O}_3$ avaient une forme apparentée plus à une forme sphérique qu'à une forme conique. Nous proposons comme perspective pour cette partie d'intégrer une nouvelle loi de probabilité décrivant la variation des inclusions ayant une forme sphérique et des inclusions ayant une forme conique. Par la suite une comparaison pourrait être réalisée entre le taux d'usure donné par un ensemble de particules sphériques et coniques et celui donnée par des particules ayant uniquement une forme conique ou uniquement une forme sphérique.

Nous rappelons que l'analyse quantitative a été réalisée dans chaque échantillon sur un tirage de 16 images correspondant à 16 différentes zones. Là aussi nous proposons d'augmenter le nombre de tirage afin d'avoir une meilleur représentativité de la distribution des inclusions. De plus, il est judicieux d'effectuer cette analyse quantitative sur des échantillons collectés dans différents disques usinés le long du cylindre d'acier brut. Ceci aura comme objectif d'étudier l'influence de la direction de laminage sur la répétabilité des résultats.

Enfin, les logiciels de traitement d'image utilisé pour l'analyse de la population inclusionnaire ne permettent de traiter que des données en 2D. Sachant que les inclusions ont une forme 3D, les résultats donnés par le logiciel de traitement d'image peuvent être considéré comme une approximation surtout que rien ne garantit que la surface de l'échantillon étudié ait coupé l'inclusion en son milieu. Pour remédier à cela, il faut effectuer une conversion des données en 2D à des données en 3D en utilisant la méthode de correction CSD (Crystal Size Distributions), une description détaillée de la méthode de calcul est rapporté dans les travaux de Higgins [156].

Références bibliographiques

- [1] M.E. Merchant, An interpretive look at 20th century research on modeling of machining, *Machining Science and Technology*, 2 (1998) 157-163.
- [2] N. He, T. Lee, W. Lau, S. Chan, Assessment of deformation of a shear localized chip in high speed machining, *Journal of materials processing technology*, 129 (2002) 101-104.
- [3] M.E. Merchant, Mechanics of the Metal Cutting Process. I. Orthogonal Cutting and a Type 2 Chip, *Journal of Applied Physics*, 16 (1945) 267-275.
- [4] M.E. Merchant, Mechanics of the metal cutting process. II. Plasticity conditions in orthogonal cutting, *Journal of applied physics*, 16 (1945) 318-324.
- [5] P.L.B. Oxley, *The mechanics of machining : an analytical approach to assessing machinability*, Ellis Horwood, Chichester, 1989.
- [6] P. Gilormini, Contribution à la modélisation de la formation du copeau en usinage des métaux, ENS des Mines Paris, 1982.
- [7] D. Dudzinski, A. Molinari, A modelling of cutting for viscoplastic materials, *International Journal of Mechanical Sciences*, 39 (1997) 369-389.
- [8] E.G. Thomsen, C.T. Yang, S. Kobayashi, *Mechanics of Plastic Deformation in Metal Processing*, Macmillan, 1965.
- [9] G. Liyao, W. Minjie, D. Chunzheng, On adiabatic shear localized fracture during serrated chip evolution in high speed machining of hardened AISI 1045 steel, *International Journal of Mechanical Sciences*, 75 (2013) 288-298.
- [10] A. Molinari, D. Dudzinski, Stationary shear band in high-speed machining, *Comptes rendus de l'Académie des sciences. Série 2, Mécanique, Physique, Chimie, Sciences de l'univers, Sciences de la Terre*, 315 (1992) 399-405.
- [11] A. Mallock, The Action of Cutting Tools, *Proceedings of the Royal Society of London*, 33 (1881) 127-139.
- [12] R. M'Saoubi, H. Chandrasekaran, Innovative Methods for the Investigation of Tool-Chip Adhesion and Layer Formation during Machining, *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 54 (2005) 59-62.
- [13] P.L.B. Oxley, W.F. Hastings, Minimum work as a possible criterion for determining the frictional conditions at the toolchip interface in machining, *Royal Society, London*, 1976.
- [14] W. Bouzid, Etude expérimentale et numérique de la coupe orthogonale, Paris. ENSAM, 1993.
- [15] S. Bahi, M. Nouari, A. Moufki, M. El Mansori, A. Molinari, A new friction law for sticking and sliding contacts in machining, *Tribology International*, 44 (2011) 764-771.
- [16] E.M. Trent, P.K. Wright, *Metal Cutting*, Butterworth-Heinemann, 2000.
- [17] V.R. Marinov, Hybrid analytical–numerical solution for the shear angle in orthogonal metal cutting — Part I: theoretical foundation, *International Journal of Mechanical Sciences*, 43 (2001) 399-414.
- [18] D. Germain, Développement d'un modèle d'efforts de coupe intégrant le contact en dépouille: application au tournage de superfinition du cuivre Cu-c2, *Arts et Métiers ParisTech*, 2011.
- [19] P. Albrecht, New Developments in the Theory of the Metal-Cutting Process: Part I. The Ploughing Process in Metal Cutting, *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, 82 (1960) 348-357.
- [20] D. Germain, G. Fromentin, G. Poulachon, S. Bissey-Breton, From large-scale to micromachining: A review of force prediction models, *Journal of Manufacturing Processes*, 15 (2013) 389-401.
- [21] G. Boothroyd, Temperatures in orthogonal metal cutting, *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers*, 177 (1963) 789-810.
- [22] E. Doyle, J. Horne, D. Tabor, Frictional interactions between chip and rake face in continuous chip formation, *Proceedings of the Royal Society of London. A. Mathematical and Physical Sciences*, 366 (1979) 173-183.
- [23] V. Madhavan, S. Chandrasekar, T. Farris, Direct observations of the chip-tool interface in the low speed cutting of pure metals, *Journal of tribology*, 124 (2002) 617-626.
- [24] S. Iqbal, P. Mativenga, M. Sheikh, Characterization of machining of AISI 1045 steel over a wide range of cutting speeds. Part 1: investigation of contact phenomena, *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture*, 221 (2007) 909-916.
- [25] E. Lee, B. Shaffer, *The theory of plasticity applied to a problem of machining*, Division of Applied Mathematics, Brown, 1949.
- [26] N. Abuladze, Character and the length of tool–chip contact, *Proceedings Machinability of Heat-resistant and Titanium Alloys*, Kuibyshev, 1962, pp. 68-78.

- [27] G. Andreev, Photoelastic study of stresses in a cutting tool using cinematography, *Vestnyk Machinostroeniya*, 38 (1958) 54-57.
- [28] D. Stephenson, Assessment of steady-state metal cutting temperature models based on simultaneous infrared and thermocouple data, *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, 113 (1991) 121-128.
- [29] S. Kato, K. Yamaguchi, M. Yamada, Stress distribution at the interface between tool and chip in machining, *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, 94 (1972) 683-689.
- [30] T.r. Özel, E. Zeren, A Methodology to Determine Work Material Flow Stress and Tool-Chip Interfacial Friction Properties by Using Analysis of Machining, *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, 128 (2006) 119.
- [31] M. Shatla, C. Kerk, T. Altan, Process modeling in machining. Part I: determination of flow stress data, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 41 (2001) 1511-1534.
- [32] S. Bahi, M. Nouari, A. Moufki, M.E. Mansori, A. Molinari, Hybrid modelling of sliding–sticking zones at the tool–chip interface under dry machining and tool wear analysis, *Wear*, 286-287 (2012) 45-54.
- [33] S. Bahi, Modélisation hybride du frottement local à l'interface outil-copeau en usinage des alliages métalliques, *Arts et Métiers ParisTech*, 2010.
- [34] N.N. Zorev, *Metal cutting mechanics*, Pergamon Press, 1966.
- [35] V.P. Astakhov, *Tribology of metal cutting*, Elsevier, 2006.
- [36] E. Amini, Photoelastic analysis of stresses and forces in steady cutting, *The Journal of Strain Analysis for Engineering Design*, 3 (1968) 206-213.
- [37] A. Bagchi, P. Wright, Stress analysis in machining with the use of sapphire tools, *Proceedings of the Royal Society of London. A. Mathematical and Physical Sciences*, 409 (1987) 99-113.
- [38] G. List, G. Sutter, A. Bouthiche, Cutting temperature prediction in high speed machining by numerical modelling of chip formation and its dependence with crater wear, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 54-55 (2012) 1-9.
- [39] L. Lee, X. Liu, K. Lam, Determination of stress distribution on the tool rake face using a composite tool, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 35 (1995) 373-382.
- [40] T.H.C. Childs, M.I. Mahdi, G. Barrow, On the Stress Distribution Between the Chip and Tool During Metal Turning, *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 38 (1989) 55-58.
- [41] D. Buryta, R. Sowerby, I. Yellowley, Stress distributions on the rake face during orthogonal machining, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 34 (1994) 721-739.
- [42] A. Molinari, R. Cheriguene, H. Miguelez, Numerical and analytical modeling of orthogonal cutting: The link between local variables and global contact characteristics, *International Journal of Mechanical Sciences*, 53 (2011) 183-206.
- [43] A. Moufki, A. Molinari, D. Dudzinski, Modelling of orthogonal cutting with a temperature dependent friction law, *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 46 (1998) 2103-2138.
- [44] T.H.C. Childs, Friction modelling in metal cutting, *Wear*, 260 (2006) 310-318.
- [45] T. Shirakashi, E. Usui, Friction characteristics on tool face in metal machining, *JSPE*, 39 (1973) 966-972.
- [46] E. Ozlu, E. Budak, A. Molinari, Analytical and experimental investigation of rake contact and friction behavior in metal cutting, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 49 (2009) 865-875.
- [47] T.H. Childs, K. Maekawa, T. Obikawa, Y. Yamane, *Metal Machining-Theory and Application*, Arnold, (2000) 177-198,265.
- [48] W. Grzesik, *Advanced machining processes of metallic materials: theory, modelling and applications*, Elsevier, 2008.
- [49] L. Xie, Estimation of two-dimension tool wear based on finite element method, *Zugl.: Karlsruhe, Univ., Diss., 2004*, 2004.
- [50] C.F. Ho, N.N.S. Chen, Prediction of wear of carbide cutting tools, *International Journal of Production Research*, 15 (1977) 277-290.
- [51] H.O. Gekonde, S. Subramanian, Tribology of tool–chip interface and tool wear mechanisms, *Surface and Coatings Technology*, 149 (2002) 151-160.
- [52] V. Marinov, Experimental study on the abrasive wear in metal cutting, *Wear*, 197 (1996) 242-247.
- [53] S. Ramalingam, P.K. Wright, Abrasive Wear in Machining: Experiments With Materials of Controlled Microstructure, *Journal of Engineering Materials and Technology*, 103 (1981) 151-156.
- [54] G. List, Etude des mécanismes d'endommagement des outils carbure WC-Co par la caractérisation de l'interface Outil-Copeau: application à l'usinage à sec de l'alliage d'aluminium aéronautique AA2024 T351, (2004).

- [55] T. Akasawa, Y. Hashiguti, K. Suzuki, Crater wear mechanism of wc-co tools at high cutting speeds, *Wear*, 65 (1980) 141-150.
- [56] N. Cook, P. Nayak, The thermal mechanics of tool wear, *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, 88 (1966) 93-100.
- [57] T. Loladze, Of the theory of diffusion wear, *CIRP Annals-Manufacturing Technology*, 30 (1981) 71-76.
- [58] Y. Naerheim, E. Trent, Diffusion wear of cemented carbide tools when cutting steel at high speeds, *Metals Technology*, 4 (1977) 548-556.
- [59] A. Molinari, M. Nouari, Modeling of tool wear by diffusion in metal cutting, *Wear*, 252 (2002) 135-149.
- [60] B.M. Kramer, B.F. von Turkovich, A Comprehensive Tool Wear Model, *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 35 (1986) 67-70.
- [61] G. Bittès, F. Leroy, G. Auclair, The relationship between inclusionary deposits and the wear of cutting tools, *Journal of Materials Processing Technology*, 54 (1995) 88-96.
- [62] L. François, Endommagement des outils de coupe, *Techniques de l'ingénieur Travail des matériaux, mise en forme et tribologie*, (1993).
- [63] M.-A. Van Ende, Formation and morphology of non-metallic inclusions in aluminium killed steels, UCL, 2010.
- [64] S.R. Collins, G.M. Michal, Effects of processing on the transverse fatigue properties of low-sulfur AISI 4140 steel, *Metallurgical Transactions A*, 24 (1993) 2701-2708.
- [65] J. Larsen-Basse, Effect of composition, microstructure, and service conditions on the wear of cemented carbides, *JOM*, 35 (1983) 35-42.
- [66] T. Kagnaya, C. Boher, L. Lambert, M. Lazard, T. Cutard, Microstructural analysis of wear micromechanisms of WC-6Co cutting tools during high speed dry machining, *International Journal of Refractory Metals and Hard Materials*, 42 (2014) 151-162.
- [67] E. Usui, T. Shirakashi, T. Kitagawa, Analytical prediction of cutting tool wear, *Wear*, 100 (1984) 129-151.
- [68] N.P. Suh, New theories of wear and their implications for tool materials, *Wear*, 62 (1980) 1-20.
- [69] A.A. Torrance, Modelling abrasive wear, *Wear*, 258 (2005) 281-293.
- [70] E. Rabinowicz, L.A. Dunn, P.G. Russell, A study of abrasive wear under three-body conditions, *Wear*, 4 (1961) 345-355.
- [71] P. Kwon, Predictive models for flank wear on coated inserts, *Journal of tribology*, 122 (2000) 340-347.
- [72] N. Axén, S. Jacobson, S. Hogmark, Influence of hardness of the counterbody in three-body abrasive wear — an overlooked hardness effect, *Tribology International*, 27 (1994) 233-241.
- [73] L. Jianfeng, D.A. Dornfeld, Material removal mechanism in chemical mechanical polishing: theory and modeling, *IEEE Transactions on Semiconductor Manufacturing*, 14 (2001) 112-133.
- [74] J. Lorentzon, N. Jarvstrat, Modelling the influence of carbides on tool wear, *Archives of Computational Materials Science and Surface Engineering*, 1 (2009) 29-37.
- [75] P. Wright, A. Bagchi, Wear mechanisms that dominate tool-life in machining, *Journal of Applied Metalworking*, 1 (1981) 15-23.
- [76] V. Jardret, Apport des techniques sclérométriques à la caractérisation des propriétés mécaniques des surfaces, Ecully, Ecole centrale de Lyon, 1996.
- [77] D. Tabor, Surface forces and surface interactions, *Journal of Colloid and Interface Science*, 58 (1977) 2-13.
- [78] M.A. Masen, M.B. de Rooij, D.J. Schipper, Micro-contact based modelling of abrasive wear, *Wear*, 258 (2005) 339-348.
- [79] J. Greenwood, J. Williamson, Contact of nominally flat surfaces, *Proceedings of the Royal Society of London. Series A. Mathematical and Physical Sciences*, 295 (1966) 300-319.
- [80] K. Johnson, *Contact Mechanics*, Cambridge University Press, 1985.
- [81] F. Bowden, D. Tabor, The area of contact between stationary and between moving surfaces, *Proceedings of the Royal Society of London. Series A, Mathematical and Physical Sciences*, (1939) 391-413.
- [82] K.-H. Zum Gahr, *Microstructure and wear of materials*, Elsevier, 1987.
- [83] K. Hokkirigawa, K. Kato, An experimental and theoretical investigation of ploughing, cutting and wedge formation during abrasive wear, *Tribology international*, 21 (1988) 51-57.

- [84] Z. Pálmai, Proposal for a new theoretical model of the cutting tool's flank wear, *Wear*, 303 (2013) 437-445.
- [85] E. Müller, *Der Verschleiss von Hartmetallwerkzeugen und seine kurzzeitige Ermittlung*, 1962.
- [86] F. Taylor, On the art of metal cutting, *Trans. ASME*, 28 (1907) 31-350.
- [87] B.N. Colding, A tool-temperature/tool-life relationship covering a wide range of cutting data, *CIRP Annals-Manufacturing Technology*, 40 (1991) 35-40.
- [88] M. Kronenberg, Replacing the Taylor formula by a new tool life equation, *International Journal of Machine Tool Design and Research*, 10 (1970) 193-202.
- [89] W. Gilbert, Economics of machining, *Machining theory and practice*, (1950) 465-485.
- [90] M. Nouari, *Modélisation de l'usure par diffusion des outils de coupe en usinage à grande vitesse*, Université Paul Verlaine - Metz, 2000.
- [91] Z. Sipos, Investigation of cutting performance of coated HSS tools made in Hungary, *NME*, Miskoc, 1986.
- [92] D.W. Smithey, S.G. Kapoor, R.E. DeVor, A worn tool force model for three-dimensional cutting operations, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 40 (2000) 1929-1950.
- [93] Y. Koren, Flank wear model of cutting tools using control theory, *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, 100 (1978) 103-109.
- [94] J.F. Archard, W. Hirst, The Wear of Metals under Unlubricated Conditions, *Proceedings of the Royal Society A: Mathematical, Physical and Engineering Sciences*, 236 (1956) 397-410.
- [95] R. Holm, A. Heijne, *Electric Contacts*, H. Geber, 1946.
- [96] M. Shaw, S. Dirke, On the wear of cutting tools, *Microtechnic*, 10 (1956) 187-193.
- [97] E. Usui, T. Shirakashi, T. Kitagawa, Analytical Prediction of Three Dimensional Cutting Process—Part 3: Cutting Temperature and Crater Wear of Carbide Tool, *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, 100 (1978) 236-243.
- [98] K. Trigger, B. Chao, The mechanism of crater wear of cemented carbide tools, *Trans. ASME*, 78 (1956) 1119.
- [99] H. Takeyama, R. Murata, Basic Investigation of Tool Wear, *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, 85 (1963) 33-37.
- [100] P. Mathew, Use of predicted cutting temperatures in determining tool performance, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 29 (1989) 481-497.
- [101] A. Bhattacharyya, *Metal Cutting: Theory and Practice*, Jamini Kanta Sen of Central Book Publishers, 1984.
- [102] C. Singh, S. Vajpayee, Evaluation of flank wear on cutting tools, *Wear*, 62 (1980) 247-254.
- [103] X. Luo, K. Cheng, R. Holt, X. Liu, Modeling flank wear of carbide tool insert in metal cutting, *Wear*, 259 (2005) 1235-1240.
- [104] H. Zhao, G.C. Barber, Q. Zou, A study of flank wear in orthogonal cutting with internal cooling, *Wear*, 253 (2002) 957-962.
- [105] M. Khrushchov, Principles of abrasive wear, *Wear*, 28 (1974) 69-88.
- [106] Y. Huang, S.Y. Liang, Modeling of CBN Tool Flank Wear Progression in Finish Hard Turning, *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, 126 (2004) 98.
- [107] 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.
- [108] L.J. Xie, J. Schmidt, C. Schmidt, F. Biesinger, 2D FEM estimate of tool wear in turning operation, *Wear*, 258 (2005) 1479-1490.
- [109] J. Lorentzon, N. Järvstråt, Modelling tool wear in cemented-carbide machining alloy 718, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 48 (2008) 1072-1080.
- [110] L. Filice, F. Micari, L. Settineri, D. Umbrello, Wear modelling in mild steel orthogonal cutting when using uncoated carbide tools, *Wear*, 262 (2007) 545-554.
- [111] A. Attanasio, E. Ceretti, A. Fiorentino, C. Cappellini, C. Giardini, Investigation and FEM-based simulation of tool wear in turning operations with uncoated carbide tools, *Wear*, 269 (2010) 344-350.
- [112] H. Zhao, G.C. Barber, Q. Zou, A study of flank wear in orthogonal cutting with internal cooling, *Wear*, 253 (2002) 957-962.
- [113] C. Courbon, *Vers une modélisation physique de la coupe des aciers spéciaux: intégration du comportement métallurgique et des phénomènes tribologiques et thermiques aux interfaces*, Ecully, Ecole centrale de Lyon, 2011.

- [114] M. Nouari, M. Calamaz, F. Girot, Mécanismes d'usure des outils coupants en usinage à sec de l'alliage de titane aéronautique Ti-6Al-4V, *Comptes Rendus Mécanique*, 336 (2008) 772-781.
- [115] T. Kagnaya, Contribution à l'identification des mécanismes d'usure en usinage d'un WC-6% Co par une approche tribologique et thermique, (2009).
- [116] M. Habak, Etude de l'influence de la microstructure et des paramètres de coupe sur le comportement en tournage dur de l'acier à roulement 100Cr6, Arts et Métiers ParisTech, 2006.
- [117] M. Nouari, A. Molinari, Experimental verification of a diffusion tool wear model using a 42CrMo4 steel with an uncoated cemented tungsten carbide at various cutting speeds, *Wear*, 259 (2005) 1151-1159.
- [118] A. Devillez, S. Lesko, W. Mozer, Cutting tool crater wear measurement with white light interferometry, *Wear*, 256 (2004) 56-65.
- [119] N. Abukhshim, P. Mativenga, M. Sheikh, An investigation of the tool-chip contact length and wear in high-speed turning of EN19 steel, *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture*, 218 (2004) 889-903.
- [120] F. Leroy, Endommagement des outils de coupe, Ed. Techniques Ingénieur, 1993.
- [121] M.A. Masen, Abrasive tool wear in metal forming processes, University of Twente, 2004.
- [122] K.L. Johnson, K.L. Johnson, Contact mechanics, Cambridge university press, 1987.
- [123] A.E.H. Love, The stress produced in a semi-infinite solid by pressure on part of the boundary, *Philosophical Transactions of the Royal Society of London. Series A, Containing Papers of a Mathematical or Physical Character*, (1929) 377-420.
- [124] H.-b. Gao, Y.-h. Jia, M.-l. Li, L.-j. Yuan, H.-z. Wang, Research on original position statistic distribution analysis model for grain size of aluminium inclusion in steel, *Metallurgical Analysis*, 5 (2009) 003.
- [125] E. Rabinowicz, A. Mutis, Effect of abrasive particle size on wear, *Wear*, 8 (1965) 381-390.
- [126] T. Gladman, Development in inclusions control and their effects on steel properties, *Ironmaking & steelmaking*, 19 (1992) 457-463.
- [127] Y. Wanibe, T. Itoh, K. Umezawa, H. Nagahama, Y. Nuri, Application of new techniques for characterization of non-metallic inclusions in steel, *Steel research*, 66 (1995) 172-177.
- [128] H.V. Atkinson, G. Shi, Characterization of inclusions in clean steels: a review including the statistics of extremes methods, *Progress in Materials Science*, 48 (2003) 457-520.
- [129] T.O. Mulhearn, L.E. Samuels, The abrasion of metals: A model of the process, *Wear*, 5 (1962) 478-498.
- [130] J.A. Williams, Y. Xie, The generation of wear surfaces by the interaction of parallel grooves, *Wear*, 155 (1992) 363-379.
- [131] L. Zhang, B.G. Thomas, State of the art in evaluation and control of steel cleanliness, *ISIJ international*, 43 (2003) 271-291.
- [132] L.-f. Zhang, Indirect Methods of Detecting and Evaluating Inclusions in Steel—A Review, *Journal of Iron and Steel Research, International*, 13 (2006) 1-8.
- [133] E. Turkdogan, R. Fruehan, Fundamentals of iron and steelmaking, *The Making, Shaping and Treating of Steel*, (1998) 123-126.
- [134] H. Zhou, Modification of non-metallic inclusions to improve the fatigue properties of nitriding steels, (1993).
- [135] R. Dekkers, B. Blanpain, P. Wollants, F. Haers, C. Vercruyssen, B. Gommers, Non-metallic inclusions in aluminium killed steels, *Ironmaking & steelmaking*, 29 (2002) 437-444.
- [136] H.C. Chao, L.H. Van Vlack, F. Oberlin, L. Thomassen, M. University of, C. Department of, E. Metallurgical, Inclusion deformation, University of Michigan, College of Engineering, Dept. of Chemical and Metallurgical Engineering, Ann Arbor, 1962.
- [137] A. Nordgren, A. Melander, Tool wear and inclusion behaviour during turning of a calcium-treated quenched and tempered steel using coated cemented carbide tools, *Wear*, 139 (1990) 209-223.
- [138] P. Leskovar, J. Grum, The Metallurgical Aspects of Machining, *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 35 (1986) 537-550.
- [139] J.C. Hamann, V. Grolleau, F. Le Maître, Machinability Improvement of Steels at High Cutting Speeds – Study of Tool/Work Material Interaction, *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 45 (1996) 87-92.
- [140] L.E.K. Holappa, A.S. Helle, Inclusion Control in High-Performance Steels, *Journal of Materials Processing Technology*, 53 (1995) 177-186.
- [141] N. Ånmark, A. Karasev, P.G. Jönsson, The Effect of Different Non-Metallic Inclusions on the Machinability of Steels, *Materials*, 8 (2015) 751-783.

- [142] C.P.P. Wu, Inclusion Characterization in High Strength Low Alloy Steel, University of Toronto, 2009.
- [143] Y. Weng, H. Dong, Y. Gan, Advanced Steels: The Recent Scenario in Steel Science and Technology, Springer Science & Business Media, 2011.
- [144] S.-f. Yang, J.-s. Li, L.-f. Zhang, P. Kent, Z.-f. Wang, Behavior of MgO • Al₂O₃ Based Inclusions in Alloy Steel During Refining Process, Journal of Iron and Steel Research, International, 17 (2010) 1-6.
- [145] S.-f. Yang, J.-s. Li, Z.-f. Wang, J. Li, L. Lin, Modification of MgO·Al₂O₃ spinel inclusions in Al-killed steel by Ca-treatment, Int J Miner Metall Mater, 18 (2011) 18-23.
- [146] A. Larsson, S. Rupp, Structure and composition of built-up layers on coated tools during turning of Ca-treated steel, Materials Science and Engineering: A, 313 (2001) 160-169.
- [147] Y. Yamada, T. Kuwabara, Materials for springs, Springer Science & Business Media, 2007.
- [148] T. Ototani, U. Oelschlagel, Calcium Clean Steel, Springer London, Limited, 2011.
- [149] T. Ototani, Calcium Clean Steel.(Translation), Springer-Verlag, 1986, (1986) 141.
- [150] J.C.S. Pires, A. Garcia, Modification of oxide inclusions present in aluminum-killed low carbon steel by addition of calcium, Rem: Revista Escola de Minas, 57 (2004) 183-189.
- [151] F. Valiorgue, Simulation des processus de génération de contraintes résiduelles en tournage du 316L Nouvelle approche numérique et expérimentale, Université Paris VI, 2009.
- [152] P. Juvonen, Effects of non-metallic inclusions on fatigue properties of calcium treated steels, Helsinki University of Technology, 2004.
- [153] E. Almond, Towards improved tests based on fundamental properties, Proceedings of the International Conference on Improved Performance of Tool Materials, the National Laboratory and the Metals Society, Teddington, Middlesex, 1981, pp. 161-169.
- [154] B.M. Kramer, P.K. Judd, Computational design of wear coatings, Journal of Vacuum Science & Technology A, 3 (1985) 2439-2444.
- [155] J. Malzbender, G. de With, J.M.J. den Toonder, Determination of the elastic modulus and hardness of sol-gel coatings on glass: influence of indenter geometry, Thin Solid Films, 372 (2000) 134-143.
- [156] M.D. Higgins, Measurement of crystal size distributions, American Mineralogist, 85 (2000) 1105-1116.

Annexes

Annexe A : Modèle et schéma statistique associée à l'angle d'attaque de particule φ

Dans ce qui suit, le modèle et le schéma statistiques associés à l'angle d'attaque de particule φ sont développés et détaillés.

(i) Loi de Gauss

Dans le cas de la loi de Gauss, la densité de probabilité associée à φ et notée $G^\varphi(\varphi)$ est donnée par la relation suivante :

$$G^\varphi(\varphi) = \frac{1}{\sigma_g^\varphi \sqrt{2\pi}} \exp \left[-\frac{1}{2} \left(\frac{\varphi - \overline{\varphi}_g}{\sigma_g^\varphi} \right)^2 \right] \quad (\text{A.1})$$

où σ_g^φ désigne l'écart-type de la distribution et $\overline{\varphi}_g$ sa valeur moyenne.

(ii) Loi de Weibull

Pour cette loi de distribution, la densité de probabilité associée au paramètre φ et notée $W^\varphi(\varphi)$ s'exprime par :

$$W^\varphi(\varphi) = \frac{\beta_\varphi}{\eta_\varphi} \left(\frac{\varphi - \varphi_{\text{low}}}{\eta_\varphi} \right)^{\beta_\varphi - 1} \exp \left[- \left(\frac{\varphi - \varphi_{\text{low}}}{\eta_\varphi} \right)^{\beta_\varphi} \right], \text{ si } \varphi > \varphi_{\text{low}} \quad (\text{A.2})$$

où $\beta_\varphi > 1$ désigne le paramètre de forme, $\eta_\varphi > 0$ le paramètre d'échelle et φ_{low} le paramètre de position de la distribution. La probabilité de trouver une particule abrasive dans un intervalle $d\varphi$ centrée sur φ est : $G^\varphi(\varphi)d\varphi$ si l'on considère la loi de Gauss et $W^\varphi(\varphi)d\varphi$ si l'on considère la loi de Weibull. Dans ce dernier cas, $W^\varphi(\varphi)$ croît avec φ jusqu'à une valeur maximale $\tilde{\varphi}$ (le mode) avant de décroître exponentiellement :

$$\tilde{\varphi} = \varphi_{\text{low}} + \eta_\varphi (1 - 1/\beta_\varphi)^{1/\beta_\varphi} \quad (\text{A.3})$$

Notons que pour le cas d'une distribution de Weibull, la probabilité de trouver une particule abrasive d'angle d'attaque inférieure à φ_{low} et nulle ($W^\varphi(\varphi) = 0$ si $\varphi < \varphi_{\text{low}}$), tandis que la densité de probabilité de Gauss est positive quel que soit son argument ($G^\varphi(\varphi) > 0 \forall \varphi$).

La valeur moyenne de l'angle d'attaque de particule $\overline{\varphi}_w$ associée à la loi de Weibull est donnée par :

$$\overline{\varphi}_w = \varphi_{\text{low}} + \eta_\varphi \Gamma(1 + 1/\beta_\varphi) \quad (\text{A.4})$$

où $\Gamma(\cdot)$ désigne la fonction gamma définie par $\Gamma(u) = \int_0^\infty e^{-x} x^{u-1} dx$. L'écart type de la distribution s'exprime par :

$$\sigma_w^\varphi = \eta_\varphi \sqrt{\Gamma(2/\beta_\varphi + 1) - \Gamma(1/\beta_\varphi + 1)^2} \quad (\text{A.5})$$

Les deux distributions possèdent une valeur moyenne et un écart-type identiques si le paramètre position

$$\varphi_{\text{low}} = \overline{\varphi}_g + \eta_\varphi \Gamma(1 + 1/\beta_\varphi) \text{ et l'écart-type } \sigma_g^\varphi = \eta_\varphi \sqrt{\Gamma(2/\beta_\varphi + 1) - \Gamma(1/\beta_\varphi + 1)^2}.$$

Une combinaison de ces deux relations conduit à exprimer le paramètre d'échelle η_φ et le paramètre de position φ_{low} de la loi de Weibull en fonction des paramètres de la loi de Gauss σ_g^φ et $\overline{\varphi}_g$ et de l'exposant β_φ de la loi de Weibull :

$$\eta_\varphi = \frac{\sigma_g^\varphi}{\sqrt{\Gamma(2/\beta_\varphi + 1) - \Gamma(1/\beta_\varphi + 1)^2}} \quad (\text{A.6})$$

$$\varphi_{\text{low}} = \bar{\varphi}_g - \sigma_g^\varphi \frac{\Gamma(1/\beta_\varphi + 1)}{\sqrt{\Gamma(2/\beta_\varphi + 1) - \Gamma(1/\beta_\varphi + 1)^2}} \quad (\text{A.7})$$

A noter que $\bar{\varphi}_g$ et σ_g^φ pourraient également être exprimés en fonction de φ_{low} et η_φ , pour une valeur de β_φ donnée.

(iii) Schéma de discrétisation

A l'inverse du paramètre R , la totalité du domaine $[\varphi_{\text{inf}}, \varphi_{\text{sup}}]$ est discrétisé en un nombre impair $I = 2k + 1$ d'intervalles de longueur $L_{\text{int}} = (\varphi_{\text{sup}} - \varphi_{\text{inf}})/I$. Nous définissons F_i^φ comme la famille de particules dont l'angle d'attaque appartient à l'intervalle $\text{Int}(i)$ défini par :

$$\text{Int}(i) = [\varphi_{1i}, \varphi_{2i}] \quad \varphi_{1i} = \varphi_{\text{min}} + L_{\text{int}}(i - 1) \quad \varphi_{2i} = \varphi_{1i} + L_{\text{int}} \quad (\text{A.8})$$

centré sur l'angle d'attaque :

$$\varphi_i = \varphi_{\text{min}} + L_{\text{int}}(i - 1/2) \quad (\text{A.9})$$

Par conséquent, d'après le schéma de discrétisation adopté et illustrée par la Fig A.1, la probabilité de trouver une particule d'angle d'attaque φ_i comprise entre φ_{1i} et φ_{2i} et appartenant à la famille F_i^φ est donnée par :

$$\begin{aligned} \text{Pr}^\varphi(\varphi_i) &= \text{Pr}^\varphi(\varphi_{1i}, \varphi_{2i}) \\ &= \text{Pr}^\varphi(\varphi_{1i} \leq \varphi \leq \varphi_{2i}) \\ &= \begin{cases} \int_{\varphi_{1i}}^{\varphi_{2i}} G^\varphi(\varphi) d\varphi = \frac{1}{2} \left[\text{erf}\left(\frac{\varphi_{2i} - \bar{\varphi}}{\sigma^\varphi \sqrt{2}}\right) - \text{erf}\left(\frac{\varphi_{1i} - \bar{\varphi}}{\sigma^\varphi \sqrt{2}}\right) \right], & \text{Gauss} \\ \int_{\varphi_{1i}}^{\varphi_{2i}} W^\varphi(\varphi) d\varphi = \exp\left[-\left(\frac{\varphi_{1i} - \varphi_{\text{low}}}{\eta_\varphi}\right)^{\beta_\varphi}\right] - \exp\left[-\left(\frac{\varphi_{2i} - \varphi_{\text{low}}}{\eta_\varphi}\right)^{\beta_\varphi}\right], & \text{Weibull} \end{cases} \end{aligned} \quad (\text{A.10})$$

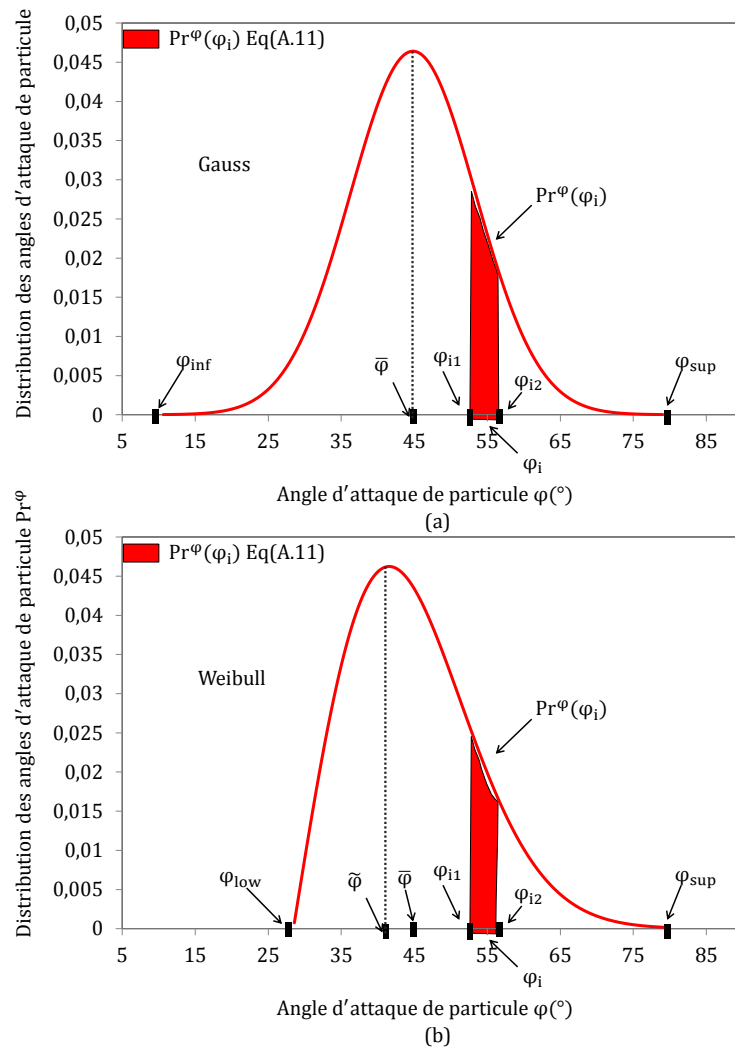


Figure A.1 : Distribution des angles d'attaque de particules et schéma de discrétisation de (a) la loi de Gauss et (b) la loi de Weibull

Annexe B : Résultats de l'approche numérique/analytique de Molinari et al. [43]

(i) Résultats numérique de Molinari et al. pour différentes valeurs de V et μ

Tableau B.1 : Résultats numérique de Molinari et al. [42] issus de leur étude sur la simulation numérique de la coupe orthogonale d'un acier 42CrMo4 avec un outil en carbure de tungstène non revêtu en fonction de la vitesse de coupe V et du coefficient de frottement local μ . $f = 0.1$ mm, $r_\beta = 0.015$ mm

μ	$V(\text{m/s})$	$F_c(\text{kN/m})$	$F_a(\text{kN/m})$	$F_{N/r}(\text{kN/m})$	$F_{T/r}(\text{kN/m})$	$L_c(\text{mm})$	L_s/L_c	$\Phi(^{\circ})$
0.1	1	202	44.0	179	17.9	0.194	0	22.8
0.1	2	192	45.8	169	16.9	0.180	0	24.5
0.1	4	188	43.8	158	15.8	0.173	0	25.9
0.1	6	186	45.7	157	15.7	0.169	0	26.2
0.1	8	187	45.3	156	15.7	0.168	0	26.6
0.1	10	188	47.6	158	15.8	0.168	0	26.0
0.1	12	188	47.8	157	15.7	0.168	0	26.2
0.1	15	188	47.7	157	15.7	0.168	0	26.4
0.1	30	191	47.9	157	15.7	0.168	0	27.2

0.1	50	191	47.8	157	15.7	0.163	0	27.7
0.2	1	227	64.0	199	39.9	0.200	0	20.7
0.2	2	212	64.0	186	37.1	0.188	0	23.1
0.2	4	204	65.5	177	35.3	0.174	0	24.7
0.2	6	203	66.0	167	33.3	0.163	0	26.5
0.2	8	202	65.5	173	34.7	0.164	0	26.1
0.2	10	203	65.5	176	35.2	0.175	0	24.8
0.2	12	203	66.0	175	35.1	0.170	0	25.3
0.2	15	203	66.4	175	34.9	0.170	0	25.7
0.2	30	205	66.5	167	33.5	0.159	0	27.3
0.2	50	205	66.6	168	33.6	0.165	0	26.7
0.4	1	308	132	292	117	0.341	0	14.0
0.4	2	271	119	240	95.9	0.278	0	17.2
0.4	4	246	112	213	85.4	0.238	0	20.7
0.4	6	246	111	214	85.6	0.235	0	20.9
0.4	8	241	110	208	83.3	0.226	0	22.0
0.4	10	232	104	199	76.4	0.217	0.608	23.2
0.4	12	227	99.0	195	71.4	0.213	0.625	23.8
0.4	15	221	92.5	188	64.6	0.204	0.629	25.1
0.4	30	212	78.5	172	47.2	0.184	0.653	27.6
0.4	50	207	70.5	175	42.0	0.180	0.673	27.6
0.6	1	363	222	339	204	0.450	0.000	12.7
0.6	2	339	205	311	185	0.414	0.060	16.1
0.6	4	270	154	241	134	0.306	0.510	18.7
0.6	6	261	134	225	110	0.273	0.613	20.4
0.6	8	247	120	214	95.4	0.249	0.630	21.6
0.6	10	239	109	205	83.9	0.235	0.647	22.6
0.6	12	231	100	197	74.5	0.223	0.668	23.5
0.6	15	224	93.0	191	67.9	0.212	0.670	24.9
0.6	30	214	77.0	173	48.7	0.187	0.669	27.8
0.6	50	209	68.5	175	36.6	0.182	0.693	27.6
0.8	1	437	327	408	309	0.662	0.227	10.4
0.8	2	350	238	319	217	0.465	0.474	13.6
0.8	4	295	176	265	158	0.356	0.626	17.4
0.8	6	264	136	231	116	0.291	0.649	19.9
0.8	8	252	122	219	100	0.267	0.653	21.3
0.8	10	243	112	211	88.9	0.247	0.663	22.2
0.8	12	236	102	204	81.0	0.233	0.671	23.1
0.8	15	230	93.0	192	69.9	0.219	0.674	24.8
0.8	30	215	76.0	173	49.1	0.175	0.678	26.6
0.8	50	212	70.4	174	42.6	0.168	0.637	27.3

(ii) Résultats numérique de Molinari et al. pour différentes valeurs de V et pour $r_\beta = 0.03$ mm

Tableau B.2 : Résultats numérique de Molinari et al. [42] issus de leur étude sur la simulation numérique de la coupe orthogonale d'un acier 42CrMo4 avec un outil en carbure de tungstène non revêtu en fonction de la vitesse de coupe V. $f = 0.1$ mm, $\mu = 0.8$

r_β (mm)	V(m/s)	F_c (kN/m)	F_a (kN/m)	$F_{N/r}$ (kN/m)	$F_{T/r}$ (kN/m)	L_c (mm)	L_s/L_c	$\Phi(^{\circ})$
0.03	4	288	182	227	133	0.312	0.503	18.7

0.03	6	268	157	214	111	0.276	0.518	20.5
0.03	10	249	133	189	83.0	0.237	0.565	22.7
0.03	15	239	119	180	70.0	0.215	0.605	23.9
0.03	30	227	104	168	53.8	0.194	0.608	25.8

(iii) Résultats numérique de Molinari et al. pour différentes valeurs de V et f

Tableau B.3 : Résultats numérique de Molinari et al. [42] issus de leur étude sur la simulation numérique de la coupe orthogonale d'un acier 42CrMo4 avec un outil en carbure de tungstène non revêtu en fonction de la vitesse de coupe V et du coefficient de frottement local f. $r_\beta = 0.015$ mm, $\mu = 0.6$

f(mm)	V(m/s)	F _c (kN/m)	F _a (kN/m)	F _{N/r} (kN/m)	F _{T/r} (kN/m)	L _c (mm)	L _s /L _c	Φ(°)
0.05	4	173	110	143	86.7	0.185	0	15.4
0.05	8	158	96.2	124	69.7	0.160	0.413	18.1
0.05	20	151	78.3	119	53.2	0.143	0.566	19.5
0.05	40	145	67.7	114	42.3	0.132	0.576	21.0
0.15	4	367	182	333	158	0.381	0.654	21.5
0.15	8	327	138	294	111	0.318	0.695	24.8
0.15	20	306	105	273	78.1	0.287	0.704	26.7
0.15	40	294	87.9	256	58.9	0.269	0.699	28.4
0.25	4	554	234	516	209	0.560	0.725	23.0
0.25	8	500	172	475	150	0.470	0.745	27.0
0.25	20	471	126.0	436	101	0.437	0.767	28.3
0.25	40	455	102.0	432	80.7	0.406	0.756	30.3
0.50	4	981	324	942	298	0.949	0.813	26.2
0.50	8	920	240	883	212	0.849	0.820	28.8
0.50	20	879	168	843	141	0.802	0.832	29.4
0.50	40	854	130	813	102	0.750	0.837	31.1

(iv) Résultats numérique de Molinari et al. ayant servi comme paramètres d'entrée pour l'étude paramétrique du modèle 3.

Tableau B.4 : Résultats de Molinari et al. issus de [42] ayant servi comme paramètres d'entrée pour l'étude paramétrique du modèle 3.

μ	V(m/s)	F _{N/r} (kN/m)	L _c (mm)	L _s /L _c	L _s (mm)	L' _s (mm)	κ	$\bar{V}_c$ (m/s)	P ₀ (MPa)
0.2	1	199	0.200	0	0	0	/	0.4	1224
0.2	2	186	0.188	0	0	0	/	0.9	1217
0.2	4	177	0.174	0	0	0	/	1.8	1251
0.2	6	167	0.163	0	0	0	/	3.0	1260
0.2	8	173	0.164	0	0	0	/	3.9	1298
0.2	10	176	0.175	0	0	0	/	4.6	1237
0.2	12	175	0.170	0	0	0	/	5.7	1266
0.2	15	175	0.170	0	0	0	/	7.2	1266
0.2	30	167	0.159	0	0	0	/	15.5	1292
0.4	1	292	0.341	0	0	0	/	0.2	1053
0.4	2	240	0.278	0	0	0	/	0.6	1062
0.4	4	213	0.238	0	0	0	/	1.5	1101
0.4	6	214	0.235	0	0	0	/	2.3	1120
0.4	8	208	0.226	0	0	0	/	3.2	1132
0.4	10	199	0.217	0.61	0.132	0.139	465	4.3	1128
0.4	12	195	0.213	0.63	0.134	0.141	459	5.3	1126
0.4	15	188	0.204	0.63	0.129	0.135	479	7.0	1134
0.4	30	172	0.184	0.65	0.120	0.126	515	15.7	1150
0.6	1	339	0.450	0	0	0	/	0.2	927
0.6	2	311	0.414	0.06	0.025	0.026	2478	0.6	924
0.6	4	241	0.306	0.51	0.156	0.164	394	1.4	969

0.6	6	225	0.273	0.61	0.167	0.175	370	2.2	1014
0.6	8	214	0.249	0.63	0.157	0.165	392	3.2	1057
0.6	10	205	0.235	0.65	0.153	0.16	403	4.2	1073
0.6	12	197	0.223	0.67	0.149	0.157	412	5.2	1087
0.6	15	191	0.212	0.67	0.142	0.149	433	7.0	1108
0.6	30	173	0.187	0.67	0.125	0.132	491	15.8	1138
0.8	1	408	0.662	0.23	0.152	0.16	404	0.2	758
0.8	2	319	0.465	0.47	0.219	0.229	282	0.5	844
0.8	4	265	0.356	0.63	0.224	0.235	274	1.3	916
0.8	6	231	0.291	0.65	0.189	0.199	325	2.2	976
0.8	8	219	0.267	0.65	0.174	0.182	355	3.1	1009
0.8	10	211	0.247	0.66	0.163	0.171	378	4.1	1051
0.8	12	204	0.233	0.67	0.156	0.164	394	5.1	1077
0.8	15	192	0.219	0.67	0.147	0.154	420	6.9	1078
0.8	30	173	0.175	0.68	0.119	0.125	517	15.0	1216

Annexe C : Formule empirique pour les efforts d'usinage.

C.1. Comparaison entre les efforts F_a , $F_{N/r}$ et $F_{T/r}$ numériques et empiriques

(v) Effort d'avance F_a

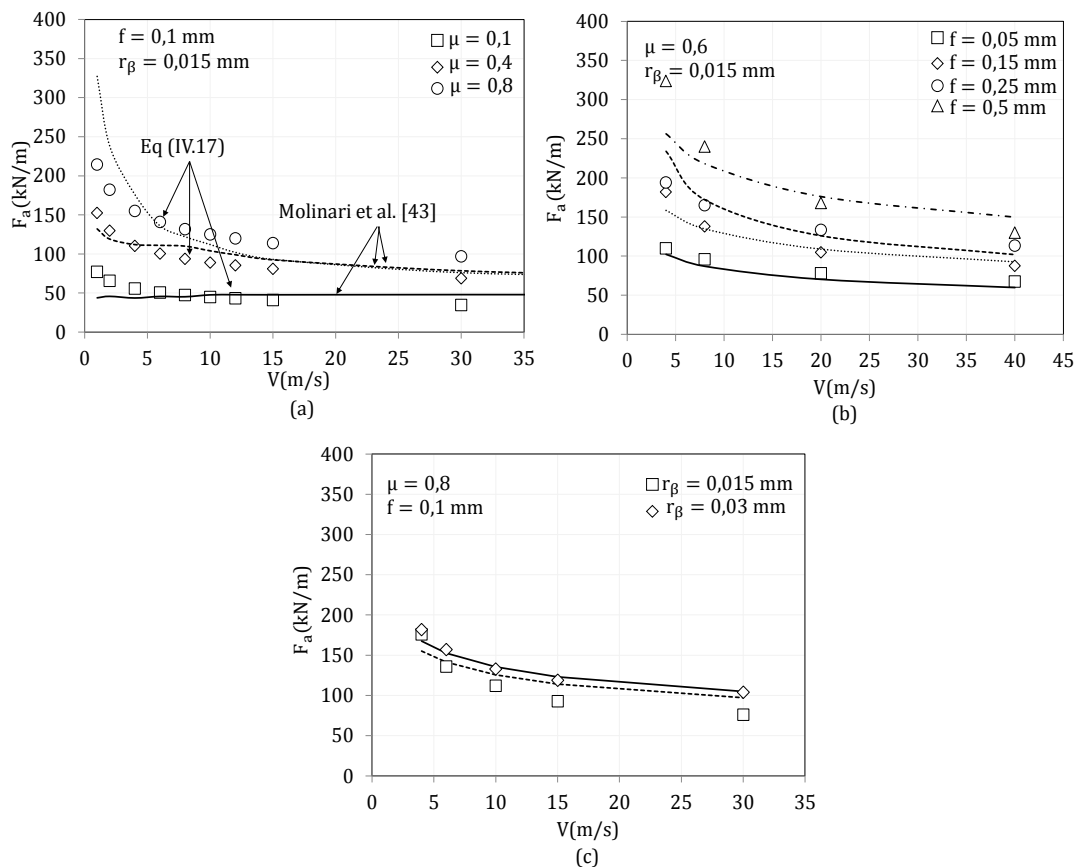


Figure C.1 : Comparaison entre les valeurs d'efforts de coupe F_a obtenus par Molinari et al. [42] et celles prédites par l'Eq (IV.17) en fonction de la vitesse de coupe pour les différentes valeurs de (a) μ , (b) f et (c) r_{β} .

(vi) Effort d'avance $F_{N/r}$

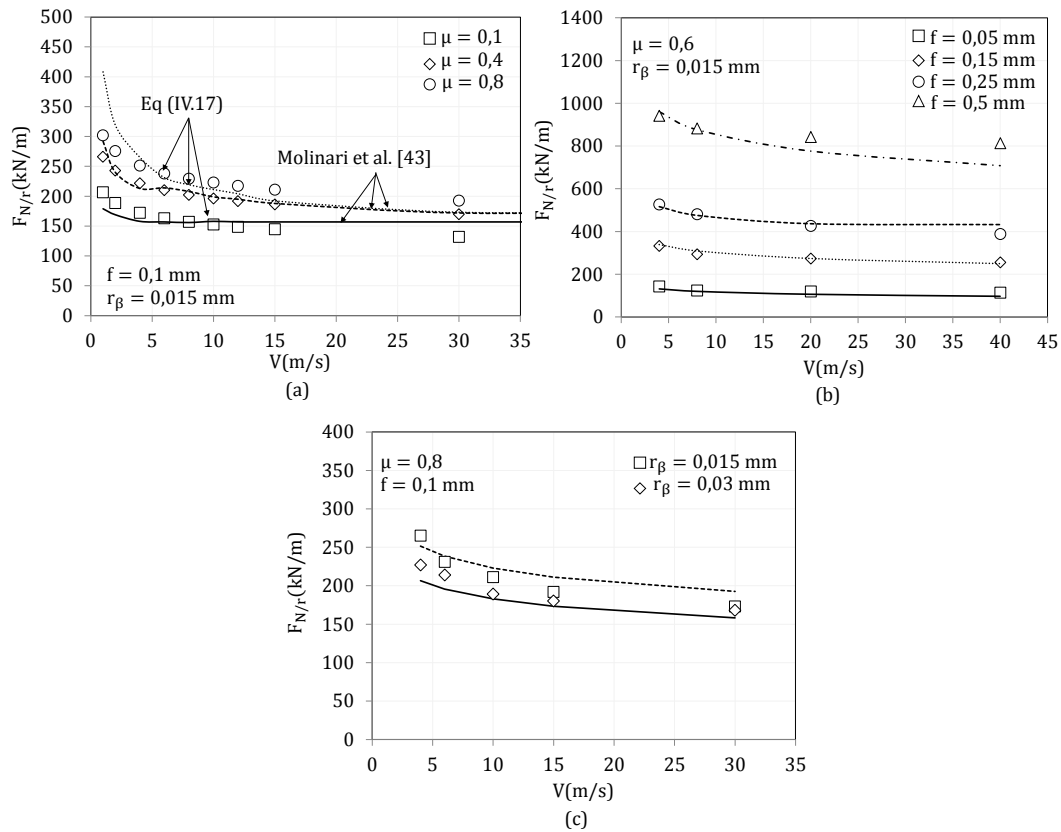


Figure C.2 : Comparaison entre les valeurs d'efforts de coupe $F_{N/r}$ obtenus par Molinari et al. [42] et celles prédites par l'Eq (IV.17) en fonction de la vitesse de coupe pour les différentes valeurs de (a) μ , (b) f et (c) r_β .

(vii) Effort d'avance $F_{T/r}$

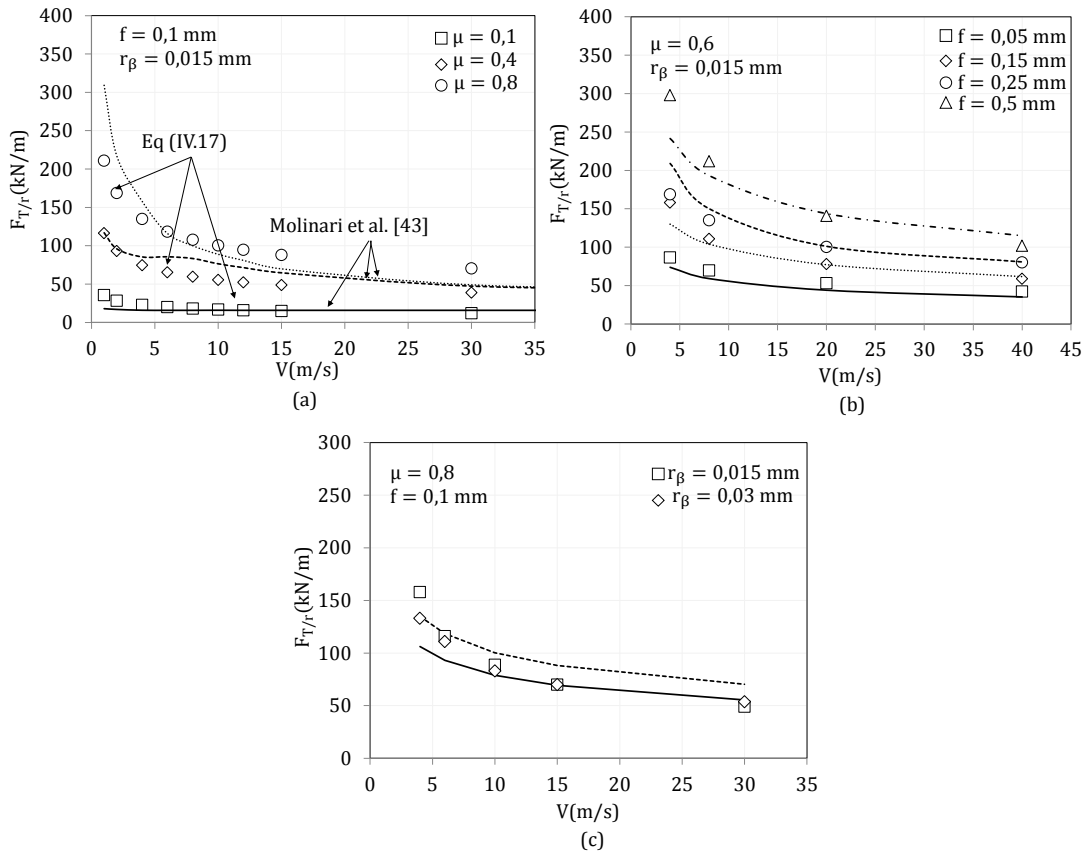


Figure C.3 : Comparaison entre les valeurs d'efforts de coupe $F_{T/r}$ obtenus par Molinari et al. [42] et celles prédites par l'Eq (IV.17) en fonction de la vitesse de coupe pour les différentes valeurs de (a) μ , (b) f et (c) r_β .

C.2. Identification du coefficient de frottement local expérimental μ

Dans cette partie nous allons la manière de détermination du coefficient de frottement local expérimentale μ . Il s'agit ici de minimiser la somme des moindres carrés construits à partir des efforts expérimentaux et des efforts donnés par l'Eq (IV.17) en considérant les conditions de coupe de l'étude expérimentale du chapitre 2. La somme des moindres carrés est définie par l'Eq (C.1) pour le cas de l'effort de coupe F_C :

$$\Sigma(\mu) = \sum_{i=1}^{nbr} (F_{c,i} - \bar{F}_{c,i}(\mu))^2 \quad (C.1)$$

avec nbr le nombre des essais expérimentaux, $\bar{F}_{c,i}$ l'effort expérimental enregistré à l'essai i et $F_{c,i}$ l'effort donné par l'Eq (IV.17) pour les conditions de coupe correspondant à l'essai i.

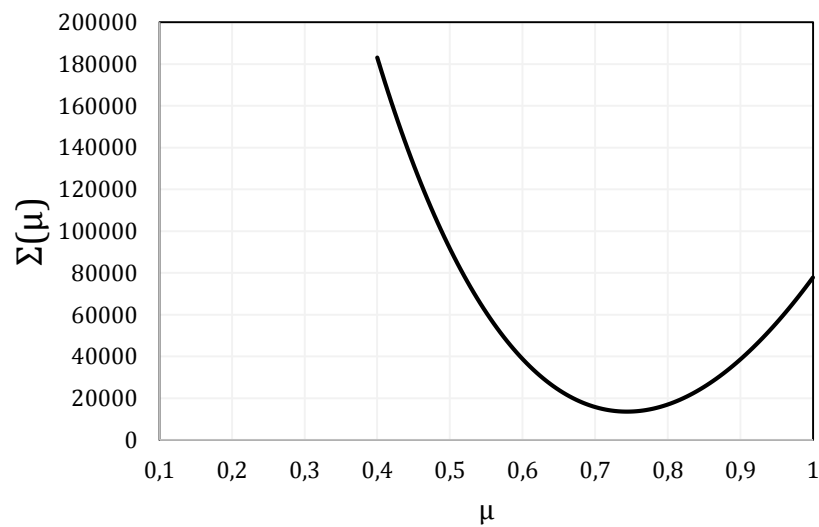


Figure C.4 : Le coefficient de frottement local $\mu = 0.744$ est déterminé par la méthode des moindres carrés construite à partir des efforts expérimentaux et des efforts analytiques déterminés par l'Eq (IV.17)

Liste des Figures

Figure I.1 : (a) Illustration 2D de la coupe orthogonale et présentation des paramètres opératoires et géométriques. (b)- Diagramme des efforts en coupe orthogonale : l'effort de coupe F_c , l'effort d'avance F_a , l'effort normal à la face de coupe F_N/r , l'effort tangentiel à la face de coupe F_T/r , l'effort de cisaillement F_s et la résultante le long du plan du cisaillement F_{cp} . λ est l'angle de frottement. Le plan de cisaillement primaire est incliné d'un angle ϕ appelé angle de cisaillement primaire (Eq (I.1)).	4
Figure I.2 : Principales zones de cisaillement en usinage : Zone de Cisaillement Primaire ZCP, Zone de Cisaillement Secondaire ZCS et la Zone de Cisaillement Tertiaire ZCT.	5
Figure I.3 : Copeaux d'acier AISI 1045 de forme : (a) continue, (b) faiblement segmentée et (c) fortement segmentée selon Liyao et al. [9].	6
Figure I.4 : (a) Section de copeau obtenue par « Quick stop » montrant la ZCS d'un acier avec 0.1% de carbone et usiné avec une vitesse de coupe élevée, Trent et al. [16]. (b) Cinématique simplifiée de la formation du copeau montrant la variation de la vitesse dans l'épaisseur du copeau, Gilormini [6]. (c) Représentation du champ de vitesse dans le copeau en fonction de la position sur la face de coupe Marinov [17].	7
Figure I.5 : Schématisation des contacts collant et glissant et de la forme triangulaire de la ZCS, Özel et Zeren [30]	9
Figure I.6 : Schématisation de la zone de contact outil-copeau, la zone de cisaillement secondaire ZCS, la distribution de la vitesse et les conditions aux limites du problème thermique dans le copeau, selon Bahi et al. [15].	10
Figure I.7 : (a) Analyse du contact à l'interface outil/copeau et estimation des zones de contact (1) collant et (2) glissant pour $V = 15, 30$ et 60 mm/min, $f = 0,12$ mm et $\alpha = 20^\circ$. (b) Comparaison entre le ratio Ls/Lc simulé et celui mesuré expérimentalement en fonction de la vitesse de coupe V pour $f = 0,12$ mm et $\alpha = 20^\circ$.	11
Figure I.8 : Influence de la vitesse de coupe sur l'évolution de la longueur de contact totale L_c et de la longueur de contact collant L_s . Les conditions de coupe sont $f = 0,15$ mm et $\alpha = 5^\circ$ selon l'étude de Zorev [34] sur la coupe orthogonale de l'acier AISI 4130, selon Astakhov, [35].	11
Figure I.9 : Distributions des contraintes à l'interface outil/copeau selon l'approche de Zorev [34] fondée sur des observations expérimentales utilisant la technique de l'outil coupé.	12
Figure I.10 : (a) Observation des contraintes dans un outil photoélastique en saphir lors de l'usinage d'un matériau en plomb où $V = 31$ mm/min et $\alpha = 10^\circ$, Amini [36]. (b) Distributions des contraintes normale et de cisaillement sur la face de coupe durant un test d'usinage sur un acier AISI 1020 pour $V = 10$ mm/min et $f = 0,132$ mm Bagchi et al. [37].	13
Figure I.11 : Distributions de la contrainte normale et de la contrainte de cisaillement relevées en utilisant la technique de l'outil coupé: (a) lors de l'usinage d'un acier AISI C1045, Buryta et al. [41], (b) lors de l'usinage d'un acier doux avec un outil en carbure de tungstène $V = 120$ mm/min, $f = 0,254$ mm et $\alpha = 6^\circ$ Lee et al. [39].	13
Figure I.12 : Evolution du coefficient de frottement (a) moyen μ et (b) apparent μ_{app} en fonction de la vitesse de coupe V et pour différentes valeurs du coefficient de frottement local $\mu = 0, 0,2, 0,4, 0,6, 0,8$ et 1 , Molinari et al. [42].	15
Figure I.13 : Evolution de : (a) ratio Ls/Lc , (b) la contrainte de cisaillement moyenne τ_{sz} et (c) la température maximale T_{max} à l'interface outil/copeau pour différentes valeurs de V et μ .	15
Figure I.14 : Endommagement de type usure (a-b-c) et rupture (d-e-f) d'un outil de coupe selon Grzesik [48] et Childs et al. [47] : (a) usure en cratère (b) usure en dépouille (c) collage et (d) ébréchure d'arête (e) rupture brutale (f) rupture de la pointe de l'outil.	16
Figure I.15 : Usure en dépouille et usure sur la face de coupe (cratérisation) : Les critères de surveillance de l'usure définis par la norme NF E66-505 sont la largeur VB , la hauteur de l'entaille sur la face de dépouille VB_N ,	

VBmax = maxVB, la profondeur du cratère KT, la position du centre du cratère par rapport à la point de l'outil KM, la largeur du cratère KB et la position du cratère par rapport à la point de l'outil KF.....	17
Figure I.16 : Classification des modes d'usure en fonction des paramètres opératoires de l'usinage selon König [49], rapporté par Xie [49].	18
Figure I.17 : Mode d'usure par adhésion. L'attrition et l'arête rapportée sont les conséquences de l'adhésion.	19
Figure I.18 : Schématisation du mode d'usure par diffusion dans le cas d'un outil de coupe en carbure de tungstène et d'un copeau en acier.....	20
Figure I.19 : Schématisation du mode d'usure par abrasion. La présence des impuretés non-métalliques est responsable de ce phénomène d'usure.....	21
Figure I.20 : Mise en évidence de la fragmentation des grains de WC constitutifs d'un outil de coupe Kagnaya [66] et susceptibles de se piéger dans les interfaces de contact et d'agir alors comme des particules abrasives.	22
Figure I.21 : Courbe d'évolution du taux d'usure total $W\Sigma$ et du taux d'usure par abrasion $Wabr$ en fonction de la température au niveau la face de dépouille.	23
Figure I.22 : Influence de la température d'usinage sur le paramètre Ca traduisant la qualité abrasive des inclusions non-métalliques Al_2O_3 , SiC et SiO_2	23
Figure I.23 : (a) Description du dispositif utilisé pour les essais d'usure par abrasion dans le cadre d'une opération de chariotage. (b) Influence de la température et de la taille des particules abrasives Al_2O_3 sur l'usure par abrasion. Les conditions de coupe sont les mêmes que celles de la Fig I.43, Usui et Shirakashi [67].	24
Figure I.24 : Différents types d'usure par abrasion (a) à trois corps (b) à deux corps qui peut être générée soit par des particules abrasives piégées dans un des corps en contact soit par (c) des aspérités de la surface rugueuse.	24
Figure I.25 : Interactions possibles entre les particules d'usure et les surfaces en glissement, selon Axén et al. [72].	25
Figure I.26 : Taux d'usure lors d'un essai d'abrasion impliquant une surface en carbure de tungstène et des surfaces constituées de matériaux de duretés différentes.....	25
Figure I.27 : Morphologies considérées dans la littérature pour décrire la forme des particules abrasives. (a) Forme conique caractérisée par la hauteur R et l'angle d'attaque φ , (b) forme sphérique caractérisée par le rayon R.	26
Figure I.28 : Particule abrasive TiC piégée dans la matrice de l'acier inoxydable (AISI 321). Formation d'une rayure et enlèvement de matière sur la face de coupe de l'outil. Agrandissement X1500, [75].	26
Figure I.29 : Schématisation du contact dans le cas de matériau rugueux (a) et idéalement non rugueux (b) sous l'effet d'une pression apparente P.....	27
Figure I.30 : Déformation plastique dans un contact statique et dans un contact glissant. Dans le premier cas, la projection de la surface de déformation est un disque. Pour un contact glissant, l'aire correspondante est un demi-disque. F est la force normale appliquée sur la particule et Q est la force tangentielle.	28
Figure I.31 : Modes de déformation rencontrés lors du glissement d'une particule. (a) déformation élastique (b) déformation plastique (c) déformation élasto-plastique. F désigne l'effort normal et Q l'effort tangentiel.	28
Figure I.32 : Représentation schématique du volume enlevé lors d'un test de rayage : (a) Labourage (b) formation de bourrelet et (c) micro coupe.	29
Figure I.33 : Evolution du paramètre d'usure VB en fonction du temps d'usinage. La courbe montre trois régimes : un régime d'usure rapide suivi d'un régime stable, et puis d'un régime très rapide jusqu'à la rupture finale de l'outil.....	29

Figure I.34 : Comparaison entre les résultats donnés par l'Eq (I.15) et les valeurs expérimentales issues des essais d'usure en coupe orthogonale d'un acier K5 avec deux outils en carbure de tungstène (P10 et P20), Müller [85]	30
Figure I.35 : (a) Evolution de l'usure en dépouille d'un outil en fonction du temps pour plusieurs vitesses de coupe. (b) Evolution de la durée de vie T de l'outil en fonction de la vitesse de coupe (en échelle logarithmique), la droite de Taylor donnée par l'Eq (I.16) est située dans le domaine des vitesses de coupe élevées.....	30
Figure I.36 : Représentation graphique de plusieurs modèles. Les courbes en noirs sont les courbes expérimentales et les courbes en rouge sont les courbes empiriques données par les lois d'usure correspondant à chaque modèle.....	31
Figure I.37 : Représentation du modèle d'usure sous forme d'un diagramme intégrant deux bloc, d'après Koren [93]. Le 1 ^{er} bloc correspond à l'usure mécanique, le 2 ^{ème} bloc à l'usure thermiquement activée. Les paramètres K0, K3 et l'effort F0 dépendent uniquement de la largeur de coupe w et de l'avance f. Les paramètres K1, K2 sont des paramètres liés à la vitesse de coupe.	32
Figure I.38 : Courbe d'usure selon l'Eq (I.31) donnée par Usui et Shirakashi [97] (a) appliquée sur la face de coupe et sur (b) la face de dépouille pour différentes conditions de coupe et teneur en carbone des aciers.	34
Figure I.39 : Comparaison entre les valeurs de VB(t) prédites par l'Eq (I.38) et les valeurs mesurées expérimentalement pour une avance f = 0.3175mm et plusieurs vitesses de coupe V, selon Luo et al. [103].	36
Figure I.40 : Prédiction des taux d'usure totale, par abrasion et par dissolution chimique selon le modèle de Kramer et al. [60] donné par l'Eq (I.44). Chaque valeur de température correspond à une vitesse de coupe comprise entre 200 mmin et 700 mmin.....	38
Figure I.41 : Distribution de température dans l'outil et dans le copeau selon Usui et Shirakashi [97].	39
Figure I.42 : Comparaison entre les profils numériques et expérimentaux du cratère formé sur la face de coupe. L'Equation (I.31) d'Usui et Shirakashi [97] est implémentée dans la modélisation numérique. Le matériau usiné est un acier C48 et l'outil est en carbure de tungstène de grade P20. Les conditions de coupe sont : ap = 2mm, f = 0.25mmtr et (a) V = 2.50ms (b) V = 4.17ms (c) V = 3.33ms et (d) V = 5ms.	40
Figure I.44 : Approche numérique proposée par Yen et al. [107] s'appuyant sur quatre phases pour la simulation de l'usure et la mise à jour de la géométrie de l'outil.....	41
Figure I.45 : Direction de l'évolution de l'usure. Les nœuds sont déplacés dans la direction n, d'après Yen et al. [107].	41
Figure I.46 : Prédiction de l'évolution de la géométrie de l'outil usé lors de la simulation numérique en coupe orthogonale d'un acier AISI1045 avec un outil en WC-Co non revêtu, V = 300mmin f = 0.145mmtr, Yen et al. [107].	42
Figure II.1 : Micrographies montrant les inclusions non-métalliques (spots noirs) initialement présentes dans l'acier 42CrMo4.	47
Figure II.2 : Diagramme de transformation en refroidissement continu TRC de l'acier 42CrMo4. A désigne la phase d'austénite, B la phase de bainite, F la phase de ferrite, P à la phase de perlite et M à la phase de Martensite. -(Source ThyssenKrupp).	48
Figure II.3 : Microstructure bainito-martensitique de l'acier 42CrMo4 avec une taille de grain >9µm.	48
Figure II.4 : Résultats des mesures des duretés Vickers en fonction du diamètre de l'éprouvette	49
Figure II.5 : Plaquette WC-9%Co de désignation 151 MT6 fournie par le fabricant d'outils EVATEC TOOLS.	49
Figure II.6 : (a) Porte outil et (b) micrographie optique montrant le rayon d'arête rβ.....	50
Figure II.7 : Microstructure du carbure de tungstène constituant l'outil de coupe utilisé	50
Figure II.8 : Montage de la pièce sur le tour en configuration de coupe orthogonale.....	51
Figure II.9 : Instrumentation du dispositif expérimental de la coupe orthogonale : système d'acquisition de la température, des efforts de coupe et des vibrations.	51

Figure II.10 : Schéma de principe du positionnement de la sonde thermocouple dans la plaquette	52
Figure II.11 : Différentes configurations de coupe orthogonale, (a) usinage de disque en plongée, (b) usinage de tube avec w la largeur de coupe, f l'avance.	53
Figure II.12 : (a) Epreuve en acier 42CrMo4, (b) dimensions des disques à usiner. $w = 3$ mm est la largeur de coupe.	54
Figure II.13 : Variation du diamètre du disque au cours de l'usinage. r_D est le rayon du disque usiné.	54
Figure II.14 : Etude paramétrique de la vitesse de coupe V avec $V = 0.833, 1.33, 1.667, 2.5, 3, 3.33, 4.166, 4.667$ et 5 m/s	55
Figure II.15 : Mesure des efforts de coupe et d'avance. $V = 0.833$ m/s , $f = 0.15$ mm.	56
Figure II.16 : (b) Variation des efforts F_c et F_a (b) Variation des efforts spécifiques k_c et k_a en fonction de la vitesse. $f = 0.15$ mm	56
Figure II.17 : Morphologies des copeaux générés pour différentes vitesses de coupe (a) $V = 0.833$ m/s (b) $V = 1.333$ m/s (c) $V = 1.667$ m/s (d) $V = 2.5$ m/s (e) $V = 3$ m/s (f) $V = 3.333$ m/s (g) $V = 4.166$ m/s (h) $V = 4.666$ m/s (i) $V = 5$ m/s. $f = 0.15$ mm.....	57
Figure II.18 : Usure en dépouille mesurée à la fin de l'usinage; (a) $V = 4.166$ m/s, (b) $V = 4.667$ m/s et (c) $V = 5$ m/s. $f = 0.15$ mm	58
Figure II.19 : Efforts de coupe F_c pour $f=0.15$ mm et (a) $V=4.166$ m/s, (c) $V=4.667$ m/s et (e) $V=5$ m/s. Efforts d'avance F_a pour $f=0.15$ mm et (b) $V=4.166$ m/s, (d) $V=4.667$ m/s et (f) $V=5$ m/s.	58
Figure II.20 : Evolution de l'usure en dépouille VB et l'usure en cratère KT en fonction de la vitesse de coupe V pour $f = 0.15$ mm	59
Figure II.21 : Etude paramétrique de l'avance $f = 0.05, 0. , 0.15, 0.18, 0.2, 0.25, 0.3$ mm	59
Figure II.22 : (a) Evolution des efforts et des (b) efforts spécifique de coupe et d'avance en fonction de l'avance f	60
Figure II.23 : Morphologie des copeaux obtenue pour différentes avances f et pour une vitesse de coupe 3 m/s.	60
Figure II.24 : Effet de l'avance f sur l'usure en dépouille VB et pour $V_{min} = 3$ m/s.....	61
Figure II.25 : Matrices des conditions de coupe.....	61
Figure II.26 : Procédure illustrant la réalisation des essais d'usure	62
Figure II.27 : Efforts de coupe en fonction de la vitesse de coupe. F_{c1} mesuré en début d'usinage, F_{c2} mesure en fin d'usinage pour (a) $f = 0.18$ mm et (b) $f = 0.25$ mm.....	63
Figure II.28 : Efforts de coupe en fonction de la vitesse de coupe. F_{a1} mesure en début d'usinage, F_{a2} mesure en fin d'usinage pour (a) $f = 0.18$ mm et (b) $f = 0.25$ mm.....	63
Figure II.29 : Ecart entre les efforts relevés à la première passe (F_{c1}, F_{a1}) et les efforts relevés à la dernière passe (F_{c2}, F_{a2}) pour les deux cas d'avance considérés $f = 0.18$ mm et $f = 0.25$ mm	64
Figure II.30 : Courbe conventionnelle de température au cours d'un essai d'usinage, θ_{max} la température maximale atteinte, $\theta_{ambiante}$ est la température ambiante avant usinage	64
Figure II.31 : Températures mesurées par thermocouples pour différentes vitesses de coupe et deux avances lors de l'usinage à sec de l'acier 42CrMo4 avec des outils de coupe en carbure tungstène WC-Co.....	65
Figure II.32 : Taux d'évolution de la température θ en fonction des quatre vitesses de coupe $1.667, 2.5, 3$ et 4.166 m/s dans les deux cas d'avance 0.18 et 0.25 mm.....	66
Figure II.33 : topographie de l'usure en cratère. $V = 1.667$ m/s $f = 0.18$ mm	67
Figure II.34 : Zones de contact outil/copeau. $V = 2.5$ m/s, $f = 0.25$ mm.....	67
Figure II.35 : Arête rapporté sur la zone 1 au début de l'essai d'usure pour $V = 2.5$ m/s, $f = 0.25$ mm.....	68

Figure II.36 : Topographie du cratère dans la direction X à la fin de la coupe. $V = 3 \text{ m/s}$, $f = 0.18 \text{ mm}$	68
Figure II.37 : Collage de fer dans la zone 3. $V = 3 \text{ m/s}$, $f = 0.25 \text{ mm}$	69
Figure II.38 : Analyse EDS. Composition des différents éléments présents dans le cratère formé sur la face de coupe de l'outil. $V = 3 \text{ m/s}$, $f = 0.18 \text{ mm}$	69
Figure II.39 : Micrographie MEB. Mise en évidence de l'oxyde de fer FeO	70
Figure II.40 : (a) Vue schématique du cratère formé par abrasion sur la face de coupe de l'outil ; KB est la largeur du cratère, KM est la position relative du cratère par rapport à l'arête de coupe et KT est la profondeur du cratère. (b) Illustration des différentes zones constituant l'interface de contact outil/copeau, Lc est la longueur totale du contact, Lt est la longueur de la zone de transition, Ls est la longueur de la zone collante du contact, Vc(s) est la vitesse de glissement du copeau.	70
Figure II.41 : Longueur totale Lc , longueur glissante Lc – Ls et longueur collante Ls	71
Figure II.42 : (a) Largeur du cratère KB, (b) position du cratère KM et (c) longueur totale du contact outil/copeau Lc en fonction de la vitesse de coupe pour $f = 0.18$ et 0.25 mm	72
Figure II.43 : Evolution de la profondeur du cratère KT et de son volume VKT en fonction de la vitesse de coupe pour différentes valeurs d'avances.....	73
Figure II.44 : Evolution de la profondeur du cratère KT et de son volume VKT en fonction de la vitesse de coupe pour différentes valeurs d'avances.....	73
Figure II.45 : Evolution de l'usure en dépouille VB en fonction du temps pour différentes vitesses de coupe V (a) $f = 0.18 \text{ mm}$ (b) $f = 0.25 \text{ mm}$	74
Figure II.46 : Effet de l'avance ($f = 0.18$ et 0.25 mm) sur l'usure en dépouille pour différentes vitesses de coupe $V =$ (a) 1.667 m/s (b) 2.5 m/s (c) 3 m/s (d) 4.166 m/s	75
Figure III.1 : (a) Approche 2D de coupe orthogonale. Illustration de l'écoulement de la matière lors du processus de formation du copeau et représentation des zones de contact au niveau de (b) la face de coupe et (c) la face de dépouille de l'outil. f est l'épaisseur du copeau non déformé, t l'épaisseur du copeau déformé, V la vitesse de coupe, Vc la vitesse de glissement à l'interface outil/copeau et γ est l'angle de dépouille.....	78
Figure III.2 : Illustration des différentes échelles d'observation dans l'étude de l'usure par abrasion, échelle (a) macroscopique (b) mésoscopique (c) microscopique. Le Volume Élémentaire Représentatif (VER) est constitué d'une population de particules potentiellement abrasives. w est la profondeur du VER, ds sa largeur, V est la vitesse de coupe et Vc est la vitesse de glissement à l'interface outil/copeau.	79
Figure III.3 : Représentation 2D du VER contenant des particules abrasives actives et des particules non actives. P est la pression de contact.	79
Figure III.4 : Géométrie du contact entre la particule d'une part et l'outil et la pièce d'autre part. (a) types de contact et surfaces projetées correspondantes (b) formation d'une rayure lors du glissement de la particule sur la face de l'outil de coupe	81
Figure III.5 : Taux de volume enlevé par une seule particule v_{1p} donné par l'Eq (III.12) en fonction de la vitesse de glissement. Influence des paramètres du modèle 1	84
Figure III.6 : Illustration de cas de particules actives ($R \geq R_{min}$) et inactives ($R < R_{min}$). L'activation d'une particule abrasive R_{min} constitue la taille de la plus petite particule active	87
Figure III.7 : Distribution des tailles de particules et schéma de discrétisation de (a) la loi de Gauss et (b) la loi de Weibull	88
Figure III.8 : Evolution de l'usure en dépouille à l'instant t VB(t) et VB(t + dt). P(t) est la pression appliquée sur l'interface de contact outil/pièce, vtot(t) est le volume totale enlevé à l'instant t, FN/f force normale appliquée sur la face de dépouille.....	90
Figure III.9 : Distribution du champ de vitesses dans la pièce et le copeau illustrant l'écoulement de la matière lors du procédé de coupe. Localisation des zones ZCP et ZCS. Lc est la longueur totale du contact outil/copeau,	

L_s désigne celle du contact collant, L_t désigne la longueur de la zone de transition et $L_c - (L_s + L_t)$ correspond à la zone du contact glissant.	92
Figure III.10 : Evolution de la vitesse de glissement à l'interface outil/copeau V_{cs}.....	93
Figure III.11 : Evolution de la vitesse de glissement $V_c * s *$ sur la face de coupe pour plusieurs valeurs de $\kappa *$	93
Figure III.12 : Evolution de $P(s)/P_0$ donné par l'Eq (III.44) pour différentes valeurs du paramètre ξ.....	94
Figure IV.1 : Distribution de l'angle d'attaque φ. Une loi Weibull est adoptée avec les paramètres caractéristiques suivants : $\eta\varphi = 18.55^\circ$, $\varphi_{low} = 28.55^\circ$ et $\beta\varphi = 2$ correspond à une valeur moyenne $\varphi = 45^\circ$ et un écart type $\sigma\varphi = 8.6^\circ$.	99
Figure IV.3 : Position de l'échantillon collecté pour l'analyse inclusionnaire. La surface étudiée est parallèle au sens de laminage.	100
Figure IV.4 : Effet du surpolissage sur les inclusions non-métalliques. Déplacement des inclusions et apparition de queues de comètes.	101
Figure IV.5 : (a) Image MEB d'une inclusion de sulfure de manganèse (MnS) de type II de taille 18 μm. Analyse EDS pour la mise en évidence du : (b) fer Fe, (c) soufre S et (d) manganèse Mn.	103
Figure IV.6 : Présentation générale de la poche de coulée et origines de la formation des différents types d'inclusions non-métalliques.....	104
Figure IV.7 : Micrographie montrant une inclusion d'alumine Al_2O_3 de taille 1.8 μm. Dans le cas présent, l'inclusion est enrobée d'une inclusion de MnS. Mise en évidence par EDS de la présence de (b) Al, (c) O, (d) Mn et de (e) S.	105
Figure IV.8 : (a) Micrographie montrant une inclusion d'alumine spinelle $MgO-Al_2O_3$ avec une taille atteignant 10 μm formée d'une inclusion d'alumine et d'un composé MgO. L'analyse EDS montre la présence de : (b) Al, (c) O et du (d) Mg.	106
Figure IV.9 : (a) Image MEB d'une inclusion d'aluminate de calcium complexe $CaO-Al_2O_3-Mn, CaS$ constituée d'une inclusion de $CaO-Al_2O_3$ entourée par une inclusion solide Mn, CaS. Elle est présente dans les aciers qui ont été traités au calcium. La présence de : (b) Al, (c) Mn, (d) Ca, (e) O et (f) S a été mise en évidence par l'analyse EDS.	107
Figure IV.10 : (a) Nombre d'inclusions non-métalliques dures en fonction de la concentration d'alumine [147]. (b) Evolution de la température de fusion des aluminates de calcium en fonction de la contraction massique d'alumine dans l'inclusion, [148].	107
Figure IV.11 : (a) Inclusion de silice SiO_2 d'une taille de 2.67 μm obtenue par image MEB. (b) Elément Si obtenu par EDS.	108
Figure IV.12 : La présence d'une contamination a permis l'identification de l'oxygène et l'inclusion de SiO_2 a pu être détectée. Identifications par analyse EDS du carbone (b) du Silicium (c) et de l'oxygène.	109
Figure IV.13 : (a) Mise en évidence d'une contamination extérieure d'origine organique de la surface polie de l'échantillon. (a) par image MEB et analyse EDS. (b) Présence de vide dans la matrice de fer de forme circulaire.	109
Figure IV.14 : Position des échantillons étudiés. Les trois échantillons sont situés à l'extérieur A0 (bleu), au demi rayon A1/2(rouge) et au centre de la pièce avant usinage A1(vert).	110
Figure IV.15 : Construction de la matrice d'observation à partir d'un tirage aléatoire de 16 sous-zones appartenant à la surface de chaque échantillon.....	111
Figure IV.16 : (a) Image obtenue par MO sans traitement préalable. L'image est polluée par la présence de scratch de polissage, de vides ou de trous de gaz et des traces d'oxydation (halo marron entourant les inclusions). (b) Image obtenue après traitement sous ImageJ où seules les inclusions sont mises en évidence.	111

Figure IV.17 : Différentes caractérisations de la taille d'une inclusion. (a) Diamètre équivalent, (b) grand axe de l'ellipse inscrite, (c) diamètre de Féret max.	112
Figure IV.18 : Mesure du nombre total d'inclusions relevées en différentes positions de l'échantillon sur le cylindre de diamètre 100 μm	113
Figure IV.19 : Distribution des tailles de l'ensemble des inclusions dans chaque échantillon analysée.	113
Figure IV.20 : Classification des inclusions selon le critère de taille et le critère de morphologie.	114
Figure IV.21 : Répartition du nombre total des inclusions en fonction de la taille R et de la circularité Cir. Identification de la région d'inclusions potentiellement abrasives pour A1, A1/2 et A0.	114
Figure IV.22 : Répartition des particules de taille $3\mu\text{m} < R < 12\mu\text{m}$ et $0.61 < \text{Cir} < 0.65$ présentant des caractéristiques communes aux MnS et SiO ₂ . Leur nombre est évalué à 54 pour A0, à 59 pour A1/2 et à 58 pour A1.	114
Figure IV.23 : Variation du nombre d'inclusions abrasives par mm ² en fonction de la position sur le disque usiné.	115
Figure IV.24 : Distribution des tailles d'inclusions abrasive.	115
Figure IV.25 : Lois de Weibull identifiées pour les trois positions dans l'échantillon d'observation et loi adoptée. Les paramètres sont résumés dans le Tab IV.1.	115
Figure IV.26: Bilan des efforts appliqués sur les différentes faces de contact de l'outil pendant une opération de coupe orthogonale, d'après [18] et Valiorgue [151].	116
Figure IV.26 : Efforts donnés par Molinari et al. [42] en fonction des efforts calculés par la relation (IV.17) (a) F _c (b) F _a (c) FN/r (b) FN/f pour l'ensemble des cas considérés.	118
Figure IV.27 : Comparaison entre les valeurs d'efforts de coupe F _c obtenus par Molinari et al. [42] et celles prédites par l'Eq (IV.17) en fonction de la vitesse de coupe pour les différentes valeurs de (a) μ , (b) f et (c) $r\beta$	118
Figure IV.28 : Evolution des efforts de coupe en fonction de (a) la vitesse pour f = 0,15 mm, de (b) l'avance pour V = 3m/s. Evolution des efforts d'avance en fonction de (c) la vitesse pour f = 0,15 mm, de (d) l'avance pour V = 3m/s. Le coefficient de frottement local est évalué à $\mu = 0,744$ à partir de la méthode des moindres carrés, voir annexe C.	119
Figure IV.29 : Effort normal appliqué sur la face de coupe FN/r en fonction de la vitesse de coupe f = 0,18 mm et f = 0,25 mm.	120
Figure IV.30 : Effort normal appliqué sur la face de dépouille FN/f en fonction de la vitesse de coupe f = 0,18 mm et f = 0,25 mm.	121
Figure IV.31 : Evolution de (a) de l'effort moyen de coupe et (b) de l'effort moyen d'avance en fonction du temps d'usinage t. Mise en évidence de la notion des passes d'usinage.	122
Figure IV.32 : changement du nombre d'inclusions en fonction de temps d'usinage.	122
Figure IV.33 : Comparaison entre l'usure en dépouille expérimentale VB et analytique VB donnée par le modèle 2 pour f=0.18mm et (a) V=1.667m/s, (c) V=2.5m/s (e) V=3m/s (g) V=4.16m/s et pour f=0.25mm et (b) V=1.667m/s, (d) V=2.5m/s (f) V=3m/s (h) V=4.16m/s. Représentation des taux d'usure expérimental $\partial VB / \partial t$ et analytique $\partial VB / \partial t$	124
Figure IV.34 : Evolution des taux d'usure $\partial VB / \partial t$ et $\partial VB / \partial t$ déduits de la Fig IV.33 en fonction de la vitesse de coupe pour f = 0.18 mm et f = 0.25 mm.	124
Figure IV.35 : Evolutions de K _T , K _T , V _{K_T} , V _{K_T} en fonction de la vitesse de coupe V pour f = 0.18 mm et f = 0.25 mm.	125
Figure IV.36 : Contribution de l'usure par abrasion prédite par le modèle 3 à l'usure totale en fonction de la vitesse de coupe V.	126

Figure V.1 : Variation de l'effort normal appliqué sur la face de coupe FN/f en fonction de la vitesse de coupe V pour différentes valeurs du coefficient de frottement μ . FN/f est calculé en utilisant l'Eq (III.35) à l'aide de l'effort d'avance Fa et l'effort tangentiel appliqué sur la face de coupe Ft/r donnés par Molinari et al. [42].	129
Figure V.2 : (a) Variation de l'usure en dépouille VB en fonction du temps calculée en utilisant l'Eq (III.39), (b) Influence de la vitesse de coupe sur VB pour différents temps d'usinage $t=0, 5, 10, 15$ et 20 min.	130
Figure V.3 : (a) Variation de la pression P(t) en fonction du temps. (b) Effet de la vitesse de coupe sur la pression de contact P(t) pour $t=0, 5, 10, 15, 20$ min.	130
Figure V.4 : Influence de la dureté de l'outil Ht et de la pièce Hw sur l'évolution de l'usure en dépouille. C1 Courbe de référence ($H_t = H_t, H_w = H_w$) ; C2 ($H_t = 2H_t, H_w = H_w$) ; C3 ($H_t = H_t, H_w = 2H_w$).	131
Figure V.5 : Courbes montrant les lois statistiques de Weibull et de Gauss de la distribution en (a) taille et en (b) angle d'attaque des particules abrasives. Les valeurs correspondant à chaque loi sont listées dans le Tab V.1. Les deux distributions présentent une même valeur moyenne et un même écart type.	131
Figure V.6 : Influence de la loi de distribution sur (a) l'évolution de l'usure en dépouille VB(t). (b) Evolution du nombre de particule active Nact en fonction du temps et Influence de la loi de distribution utilisée.	132
Figure V.7 : Variation (a) de l'écart $\Delta 1 = N_{act}(t = 0)_{Weibull} - N_{act}(t = 0)_{Gauss}$ et (b) de la probabilité $Pr(R \geq R_{min})$ en fonction de R_{min} .	133
Figure V.8 : Effet de la vitesse sur l'écart $\Delta 2 = VB_{Weibull} - VB_{Gauss}$. Le temps d'usinage t a été fixé à 15 min et $R_{min} = 10 \mu m$ est une valeur imposée.	133
Figure V.9 : Différents cas d'étude pour l'analyse de l'influence des paramètres de distributions.	134
Figure V.10 : Evolution de VB(t) pour les cas résumés en Tab V.2 et illustrés en Fig V.9	134
Figure V.11 : (a) Influence de la valeur moyenne de taille de particules sur le paramètre Nact. Représentation du nombre de particules actives NactC1 et NactC2 en fonction de la valeur de R_{minC1} et de R_{minC2} .	135
Figure V.12 : (a) Influence de la valeur moyenne de taille de particules sur le paramètre Nact. Représentation du nombre de particules actives NactC1 et NactC3 en fonction de la valeur de R_{minC1} et de R_{minC3} .	135
Figure V.13 : (a) Evolution de $Pr(R \geq R_{min})$ et identification de R_{min} conduisant au même nombre de particules actives pour les cas C1 et C3 (b) Mise en évidence de l'effet de la taille R dans le cas C3. La valeur de $R_{min} = 6 \mu m$ a été imposée afin de négliger l'effet du paramètre Nact.	136
Figure V.14 : (a) Evolution de l'usure en dépouille et (b) du nombre de particules actives dans le cas où $VB_0 = 0,05$ mm, $VB_{01} = VB_0/10$ et $VB_{02} = 3VB_0$. Les autres paramètres sont listés dans le Tab V.1.	137
Figure V.15 : (a) Usure en dépouille pour différentes vitesses de coupe. (b) Evolution de la durée de vie T en fonction de la vitesse de coupe V en prenant comme critère $VB = VB_{lim} = 0.3$ mm.	138
Figure V.16 : Evolution du taux de volume enlevé local vlocs le long de la face de coupe illustrant l'effet de la nature du contact (glissant pour $\mu = 0.2$, collant/glissant pour $\mu = 0.6$) et de la vitesse de coupe V (4, 10 et 15 m/s).	140
Figure V.17 : (a) Evolution de la pression de contact et de (b) la vitesse de glissement du copeau pour différentes vitesses de coupe et deux types de contacts outil/copeau (glissant $\mu = 0,2$ -collant $\mu = 0,6$).	140
Figure V.18 : Effet de la loi de distribution sur vlocs, en considérant $\mu = 0,2$ (contact glissant) et $\mu = 0,6$ (contact collant/glissant), pour deux vitesses de coupe (a) $V=4$ m/s et (b) $V=8$ m/s.	141
Figure V.19 : Effet de la loi statistique sur (a) le nombre de particules actives Nacts et sur (b) la taille de la plus petite particule active $R_{min}(s)$.	141
Figure V.20 : Influence des paramètres statistiques sur l'évolution de vlocs pour une vitesse de coupe $V=4$ m/s et un coefficient de frottement $\mu = 0,2$ (contact glissant). Les paramètres des distributions sont résumés dans le Tab V.2.	142

Figure V.21 : Influence des paramètres statistiques sur l'évolution de Nacts pour une vitesse de coupe $V=4\text{m/s}$, un coefficient de frottement $\mu = 0,2$ (contact glissant). Les paramètres des distributions sont résumés dans le Tab V.2.	142
Figure V.22 : Pression de contact P appliquée le long de la face de coupe de l'outil pour $V = 4\text{m/s}$ et pour un contact glissant $\mu = 0,2$. Pour $s \leq 0,15$, $P_s \geq P_{sat}$ et toutes les particules piégées dans le contact sont actives, $PrRR \geq R_{mins} = 1$. Au-delà, $P_s < P_{sat}$ et $PrRR \geq R_{mins} < 1$	143
Figure V.23 : Influence des paramètres statistiques sur l'évolution de vlocs pour une vitesse de coupe $V=4\text{m/s}$, un coefficient de frottement $\mu = 0,6$ (contact glissant). Les paramètres des distributions sont résumés dans le Tab V.2.	144
Figure V.24 : (a) Effet de la nature du contact sur l'évolution du taux de volume enlevé global v_{toten} fonction de la vitesse de coupe pour plusieurs valeurs de μ . (b) Evolution du taux de volume enlevé globale v_{tot} en fonction de la vitesse de coupe V en considérant le cas hypothétique de $\mu = 0,4$ avec $L_s = L_t = 0$	144
Figure A.1 : Distribution des angles d'attaque de particules et schéma de discrétisation de (a) la loi de Gauss et (b) la loi de Weibull	160
Figure C.1 : Comparaison entre les valeurs d'efforts de coupe F_a obtenus par Molinari et al. [42] et celles prédites par l'Eq (IV.17) en fonction de la vitesse de coupe pour les différentes valeurs de (a) μ , (b) f et (c) $r\beta$	163
Figure C.2 : Comparaison entre les valeurs d'efforts de coupe FN/r obtenus par Molinari et al. [42] et celles prédites par l'Eq (IV.17) en fonction de la vitesse de coupe pour les différentes valeurs de (a) μ , (b) f et (c) $r\beta$	164
Figure C.3 : Comparaison entre les valeurs d'efforts de coupe FT/r obtenus par Molinari et al. [42] et celles prédites par l'Eq (IV.17) en fonction de la vitesse de coupe pour les différentes valeurs de (a) μ , (b) f et (c) $r\beta$	164
Figure C.4 : Le coefficient de frottement local $\mu = 0.744$ est déterminé par la méthode des moindres carrés construite à partir des efforts expérimentaux et des efforts analytiques déterminés par l'Eq (IV.17)	165

Liste des Tableaux

Tableau I.1 : Bilan des modèles d'usure.	43
Tableau II.1 : Composition chimique de l'acier 42CrMo4.....	47
Tableau II.2 : Caractéristiques thermique et mécanique de l'acier 42CrMo4. (Source IMS France).....	48
Tableau II.3 : Caractéristiques mécaniques et thermiques de la plaquette WC-Co. (Source Evatec Tools)	50
Tableau II.4 : Synthèse des différentes techniques expérimentales d'acquisition	53
Tableau II.5 : Evolution des modes d'usure en fonction des paramètres de coupe sur les faces de coupe et de dépouille.	76
Tableau III.1 : Paramètres de référence	83
Tableau IV.1 : Valeurs des paramètres de position R_{low} , de forme β_R et d'échelle η_R descriptifs des distributions de tailles de particules abrasives relatives aux trois zones d'observation dans l'échantillon d'étude et valeurs, finalement adoptées.	116
Tableau IV.2 : Coefficients de l'Eq (IV.17) issue de l'analyse de régression pour chaque type d'effort d'usinage	117
Tableau IV.3 : Coefficients constitutifs des équations (IV.19) et (IV.22) décrivant les efforts F_N/f et F_N/r ..	121
Tableau V.1 : paramètres d'entrée du modèle 2.	129
Tableau V.2 : Paramètres d'entrée considérés pour chaque cas d'étude.....	134
Tableau B.1 : Résultats numérique de Molinari et al. [42] issus de leur étude sur la simulation numérique de la coupe orthogonale d'un acier 42CrMo4 avec un outil en carbure de tungstène non revêtu en fonction de la vitesse de coupe V et du coefficient de frottement local μ . $f = 0.1$ mm, $r\beta = 0.015$ mm	160
Tableau B.2 : Résultats numérique de Molinari et al. [42] issus de leur étude sur la simulation numérique de la coupe orthogonale d'un acier 42CrMo4 avec un outil en carbure de tungstène non revêtu en fonction de la vitesse de coupe V . $f = 0.1$ mm, $\mu = 0.8$	161
Tableau B.3 : Résultats numérique de Molinari et al. [42] issus de leur étude sur la simulation numérique de la coupe orthogonale d'un acier 42CrMo4 avec un outil en carbure de tungstène non revêtu en fonction de la vitesse de coupe V et du coefficient de frottement local f . $r\beta = 0.015$ mm, $\mu = 0.6$	162
Tableau B.4 : Résultats de Molinari et al. issus de [42] ayant servi comme paramètres d'entrée pour l'étude paramétrique du modèle 3.	162

Titre :

Modélisation analytique et caractérisation expérimentale de l'usure par abrasion des outils de coupe.

Mots clés :

Usinage, usure, outil, modélisation, abrasion, statistique

Résumé :

Les difficultés majeures rencontrées en production des pièces mécaniques métalliques sont dues aux conditions de chargements extrêmes appliqués lors de la mise en forme ainsi qu'au problème de l'usure prématurée des outils de coupe. Dans ce cadre, les travaux de thèse sont centrés sur la mise en évidence et la compréhension des mécanismes physiques mis en jeu lors de l'usure des outils de coupe depuis l'échelle de la microstructure jusqu'à celle du système usinant, en passant par l'échelle de la pointe de l'outil (échelle mésoscopique). A cet effet, Un modèle analytique permettant de décrire l'usure par abrasion et de prédire la durée de vie des outils a été développé sur la base d'une approche statistique rendant compte de l'hétérogénéité des particules pouvant être à l'origine de la dégradation de l'outil. La prise en compte de la nature du contact collant-glissant et de l'effet du coefficient de frottement via des résultats de la littérature couplés au modèle proposé ont permis de mettre en évidence l'influence des paramètres opératoires de la coupe des métaux sur le volume d'usure enlevé par abrasion. A la suite ce modèle a été confronté à des résultats expérimentaux préalablement réalisé dans le cadre de la coupe orthogonale. En parallèle une analyse inclusionnaire est réalisée pour l'identification et la quantification des inclusions non métallique jugées responsable de l'usure par abrasion. Les résultats obtenue via des observations MEB et microscopique ainsi que des traitements d'images a permis d'alimenter en données le modèle prédictif.

Title :

Analytical modeling and experimental investigation into abrasive wear of cutting tools.

Keywords :

Machining, cutting tool, tool wear, modelings, abrasion, statistic

Summary :

Tool wear and tool failure are critical problems in the industrial manufacturing field since they affect the quality of the machined workpiece (unexpected surface finish or dimensional tolerance) and raise the production cost. Improving our knowledge of wear mechanisms and capabilities of wear prediction are therefore of great importance in machining. The three main wear modes usually identified at the tool/chip and the tool/workpiece interfaces are abrasion, adhesion and diffusion. Besides the fact that understanding mechanisms that govern these wear mechanisms are still incomplete, the experimental analysis is very difficult because friction interface features (such as temperature, pressure, particles embedded in the contact ...) are not easily measurable. The objective of this research work is to understand the physical mechanisms governing the tool wear by taking into account the sensibilities to scale going from the microscopic scale (microstructure scale) to the macroscopic scale (scale of the manufacturing operation) passing by the mesoscopic scale (tool tip scale). For this purpose, an analytic wear model was developed to describe the abrasive wear and to predict the cutting tool life. The proposed model is based on a tribological approach including a statistical description of the distribution of particles seen as non-metallic inclusions. The latter are assumed embedded at the interface of contact and having a conical shape characterized by two main parameters in the present approach: the corresponding size and apex angle. The volume of the removed material per unit time is chosen in this study as the main parameter to describe the abrasive wear mode. Coupled with literature results, the developed model is able to take into account the nature of the sticking-sliding contact and the effect of the friction coefficient on the rake face of the cutting tool. In order to identify all the material's parameters of the predictive model, a study of non-metallic inclusion considered responsible of the abrasive wear was performed on the 42CD4 steel. The determination of inclusion type and inclusion morphology was assessed qualitatively and quantitatively through microscopic and MEB observations as well as image processing. Finally, the volume removed by abrasion given by the model was compared to the experimental results previously achieved under orthogonal cutting.

