



ÉCOLE
CENTRALE LYON



N° d'ordre NNT : 2017LYSEE006

THESE de DOCTORAT DE L'UNIVERSITE DE LYON
opérée conjointement
au sein de l'École centrale de Lyon
et de l'École Nationale d'Ingénieurs de Saint-Etienne

Ecole Doctorale N° 488
Science Ingénierie Santé

Spécialité
Mécanique et Ingénierie

Soutenue publiquement le 24/10/2017, par :
Mayssa GUEDICHE

MOdélisation et Simulation de l'Usure des
Outils de Coupe au cours du processus
d'enlèvement de matière : Approche
expérimentale et numérique (MOSUOC)

Devant le jury composé de :

Examineurs :

Alain RASSINEUX
Madalina CALAMAZ

Professeur, Université de Technologie de Compiègne
Maître de conférences, Ecole Nationale Supérieure d'Arts et Métiers, Paris

Rapporteurs :

Carl LABERGÈRE
Franck LAURO

Maître de Conférences HDR, Université de Technologie de Troyes
Professeur, Université de Valenciennes

Encadrants :

Hédi HAMDI
Jean Michel BERGHEAU
Tarek MABROUKI

Professeur, Ecole Nationale d'Ingénieurs de Saint-Etienne (Directeur)
Professeur, Ecole Nationale d'Ingénieurs de Saint-Etienne (Co-directeur)
Maître de Conférences HDR, Ecole Nationale d'Ingénieurs de Tunis (Co-encadrant)

Christophe DONNET

Professeur, Université Jean Monnet, Saint Etienne (Co-encadrant)

Spécialités doctorales :
 SCIENCES ET GENIE DES MATERIAUX
 MECANIQUE ET INGENIERIE
 GENIE DES PROCÉDES
 SCIENCES DE LA TERRE
 SCIENCES ET GENIE DE L'ENVIRONNEMENT
 MATHEMATIQUES APPLIQUEES
 INFORMATIQUE
 IMAGE, VISION, SIGNAL

Responsables :
 K. Wolski Directeur de recherche
 S. Drapier, professeur
 F. Gruy, Maître de recherche
 B. Guy, Directeur de recherche
 D. Graillet, Directeur de recherche
 O. Roustant, Maître-assistant
 O. Boissier, Professeur

EMSE : Enseignants-chercheurs et chercheurs autorisés à diriger des thèses de doctorat (titulaires d'un doctorat d'État ou d'une HDR)

AVRIL	Stéphane	PR2	Mécanique et ingénierie	CIS
BATTON-HUBERT	Mireille	PR2	Sciences et génie de l'environr	FAYOL
BENABEN	Patrick	PR1	Sciences et génie des matériat	CMP
BERNACHE-ASSOLLAN	Didier	PR0	Génie des Procédés	CIS
BIGOT	Jean Pierre	MR(DR2)	Génie des Procédés	SPIN
BILAL	Essaid	DR	Sciences de la Terre	SPIN
BOISSIER	Olivier	PR1	Informatique	FAYOL
BORBELY	Andras	MR(DR2)	Sciences et génie de l'environr	SMS
BOUCHER	Xavier	PR2	Génie Industriel	FAYOL
BRODHAG	Christian	DR	Sciences et génie de l'environr	FAYOL
BURLAT	Patrick	PR2	Génie Industriel	FAYOL
COURNIL	Michel	PR0	Génie des Procédés	DIR
DARRIEULAT	Michel	IGM	Sciences et génie des matériat	SMS
DAUZERE-PERES	Stéphane	PR1	Génie Industriel	CMP
DEBAYLE	Johan	CR	Image Vision Signal	CIS
DELAFOSSÉ	David	PR1	Sciences et génie des matériat	SMS
DESRAYAUD	Christophe	PR2	Mécanique et ingénierie	SMS
DOLGUI	Alexandre	PR0	Génie Industriel	FAYOL
DRAPIER	Sylvain	PR1	Mécanique et ingénierie	SMS
FEILLET	Dominique	PR2	Génie Industriel	CMP
FOREST	Bernard	PR1	Sciences et génie des matériat	CIS
FORMISYN	Pascal	PR0	Sciences et génie de l'environr	DIR
FRACZKIEWICZ	Anna	DR	Sciences et génie des matériat	SMS
GARCIA	Daniel	MR(DR2)	Génie des Procédés	SPIN
GERINGER	Jean	MA(MDC)	Sciences et génie des matériat	CIS
GIRARDOT	Jean-jacques	MR(DR2)	Informatique	FAYOL
GOEURIOT	Dominique	DR	Sciences et génie des matériat	SMS
GRAILLOT	Didier	DR	Sciences et génie de l'environr	SPIN
GROSSEAU	Philippe	DR	Génie des Procédés	SPIN
GRUY	Frédéric	PR1	Génie des Procédés	SPIN
GUY	Bernard	DR	Sciences de la Terre	SPIN
GUYONNET	René	DR	Génie des Procédés	SPIN
HAN	Woo-Suck	CR	Mécanique et ingénierie	SMS
HERRI	Jean Michel	PR1	Génie des Procédés	SPIN
INAL	Karim	PR2	Microélectronique	CMP
KERMOUCHE	Guillaume	PR2	Mécanique et Ingénierie	SMS
KLOCKER	Helmut	DR	Sciences et génie des matériat	SMS
LAFOREST	Valérie	MR(DR2)	Sciences et génie de l'environr	FAYOL
LERICHE	Rodolphe	CR	Mécanique et ingénierie	FAYOL
LI	Jean Michel		Microélectronique	CMP
MALLIARAS	Georges	PR1	Microélectronique	CMP
MOLIMARD	Jérôme	PR2	Mécanique et ingénierie	CIS
MONTHEILLET	Franck	DR	Sciences et génie des matériat	SMS
PERIER-CAMBY	Laurent	PR2	Génie des Procédés	DFG
PIJOLAT	Christophe	PR0	Génie des Procédés	SPIN
PIJOLAT	Michèle	PR1	Génie des Procédés	SPIN
PINOLI	Jean Charles	PR0	Image Vision Signal	CIS
POURCHEZ	Jérémy	CR	Génie des Procédés	CIS
ROUSTANT	Olivier	MA(MDC)		FAYOL
STOLARZ	Jacques	CR	Sciences et génie des matériat	SMS
SZAFNICKI	Konrad	MR(DR2)	Sciences et génie de l'environr	CMP
TRIA	Assia		Microélectronique	CMP
VALDIVIESO	François	MA(MDC)	Sciences et génie des matériat	SMS
VIRICELLE	Jean Paul	MR(DR2)	Génie des Procédés	SPIN
WOLSKI	Krzystof	DR	Sciences et génie des matériat	SMS
XIE	Xiaolan	PR0	Génie industriel	CIS

ENISE : Enseignants-chercheurs et chercheurs autorisés à diriger des thèses de doctorat (titulaires d'un doctorat d'État ou d'une HDR)

BERGHEAU	Jean-Michel	PU	Mécanique et Ingénierie	ENISE
BERTRAND	Philippe	PU	Génie des procédés	ENISE
DUBUJET	Philippe	PU	Mécanique et Ingénierie	ENISE
FEULVARCH	Eric	MCF	Mécanique et Ingénierie	ENISE
FORTUNIER	Roland	PR	Sciences et Génie des matériat	ENISE
HAMDI	Hédi	PU	Mécanique et Ingénierie	ENISE
LYONNET	Patrick	PU	Mécanique et Ingénierie	ENISE
RECH	Joël	PU	Mécanique et Ingénierie	ENISE
SI LARBI	Amir	PU	Mécanique et Ingénierie	ENISE
SMUROV	Igor	PU	Mécanique et Ingénierie	ENISE
TOSCANO	Rosario	PU	Mécanique et Ingénierie	ENISE
ZAHOUANI	Hassan	PU	Mécanique et Ingénierie	ENISE

PR 0	Professeur classe exceptionnelle
PR 1	Professeur 1 ^{ère} classe
PR 2	Professeur 2 ^{ème} classe
PU	Professeur des Universités

Ing.	Ingénieur
MCF	Maître de conférences
MR (DR2)	Maître de recherche
CR	Chargé de recherche

SMS	Sciences des Matériaux et des Structures
SPIN	Sciences des Processus Industriels et Naturels
FAYOL	Institut Henri Fayol
CMP	Centre de Microélectronique de Provence

École Nationale d'Ingénieurs de Saint-Etienne de Saint-Étienne

Ecole Centrale de Lyon

N° d'ordre : 2017LYSEE006

Mayssa GUEDICHE

Modélisation et Simulation de l'Usure des Outils de Coupe au cours du processus d'enlèvement de matière : Approche expérimentale et numérique (MOSUOC)

Spécialité: Mécanique et Ingénierie

Mots clefs : Usure de l'outil, Loi d'Archard, intégrité de surface

Résumé :

Les conséquences induites par la coupe, en termes de contraintes résiduelles, dépendent fortement des conditions opératoires et de l'évolution de l'usure des outils de coupe. Cette usure est en effet un phénomène complexe à étudier du fait de la multitude de ses origines notamment physico-chimiques (affinités entre certains matériaux constituant du couple plaquette/ pièce, etc.) ou thermo-mécaniques (abrasion, diffusion, adhésion, etc.). Egalement, l'usure des outils de coupe induit un impact considérable sur le déroulement de l'opération de coupe : augmentation des efforts de coupe, des vibrations...

Dans ce contexte, ce projet de thèse a pour but d'élaborer un modèle de coupe par éléments finis, sous le code de calcul ABAQUS®, permettant de simuler l'usure des outils de coupe. Il s'intéresse au cas de la coupe orthogonale de l'acier faiblement allié 42CrMo4, très utilisé dans le milieu industriel, et ce par un outil en carbure de tungstène non-revêtu.

Le fait que l'usure de l'outil se manifeste au bout de quelques minutes d'usinage nécessite le développement en amont d'une procédure permettant d'augmenter la durée d'usinage simulée : Modélisation baptisée « verticale ».

L'usure est, en effet, prise en compte par l'implémentation de la loi d'Archard. Pour ce faire, une stratégie de modélisation alliant ABAQUS/explicit® et l'outil de programmation python® a été mise en œuvre. Elle repose sur la relocalisation des nœuds de la surface de l'outil après calcul des profondeurs d'usure via la loi d'Archard. Cette dernière dépend de la pression de contact et des vitesses de glissements à la surface de l'outil et d'un coefficient d'usure k . Ce dernier est déterminé via des essais d'usure expérimentaux.

École Nationale d'Ingénieurs de Saint-Etienne de Saint-Étienne

Ecole Centrale de Lyon

N° d'ordre : 2017LYSEE006

Mayssa GUEDICHE

Modelling and simulation of cutting tool wear in machining operations:
Experimental and numerical approach

Speciality: Mechanics & Engineering

Keywords: Tool wear, Archard law, surface integrity

Abstract:

The quality of finished products is one of the most important concerns of manufacturers. In fact, surface integrity is strongly related to several machining parameters such as cutting conditions, environment and especially tool wear evolution. The latest has been the subject of many researches during last decades but the majority of them were based on experimental tests and still valid for restricted cutting conditions. The lack of efficient models to simulate tool wear is explained by the fact that it is a complicated phenomenon to deal with due to different origins it can result from (abrasion, diffusion, adhesion...).

In this context, the main purpose of the proposed research work is to develop a Finite Element Model based on the commercial code ABAQUS© to simulate wear phenomenon of an uncoated tungsten carbide tool insert. The study focuses on the case of orthogonal cutting operation of AISI 4140 and studies the impacts of tool wear on final functional surface integrity.

The developed cutting model is based on a lagrangian description of the mesh movement. A damageable zone in the workpiece is considered to simulate the chip formation. Since tool wear occurs after several minutes, a procedure to increase the machining time simulated, named "VERTical Modeling of CUTting" (VEMCUT), is developed. The wear occurred on tool insert is taken into account by the implementation of the Archard law in Abaqus. Wear depth values are computed on each node of tool surface then a procedure for tool nodes relocation is applied. Wear coefficient needed for calculation is determined via non-lubricated experimental wear tests.

Sommaire

SOMMAIRE	I
LISTE DES FIGURES	IV
LISTE DES TABLEAUX	VIII
NOMENCLATURE	X
ABREVIATIONS	XII
INTRODUCTION GENERALE	1
CHAPITRE 1 ETAT DE L'ART	4
I. INTRODUCTION	4
II. NOTIONS DE BASE SUR L'ENLEVEMENT DE MATIERE PAR OUTIL COUPANT	5
1. Eléments de l'outil coupant.....	5
2. Cinématique de l'outil de coupe.....	7
2.1. Paramètres de coupe.....	7
2.2. Mouvements de l'outil coupant.....	8
3. Configurations géométriques pour l'étude de la coupe.....	8
III. MODELISATION DE L'ENLEVEMENT DE MATIERE PAR OUTIL COUPANT	10
1. Mécanismes de formation du copeau.....	10
2. Modélisation de la séparation du copeau.....	11
2.1. Ligne de séparation prédéfinie.....	11
2.2. Modèle d'endommagement.....	12
2.3. Déformation plastique.....	12
3. Description de la cinématique de la coupe.....	12
3.1. Approche Lagrangienne.....	12
3.2. Approche Eulérienne.....	12
3.3. Formulation Arbitrairement Lagrangienne Eulérienne (ALE).....	13
4. Interface outil-copeau.....	13
5. Loi de comportement du matériau.....	16
5.1. Modèle de Johnson-Cook.....	16
5.2. Modèle de Zerilli-Armstrong.....	17
5.3. Modèle de Marusich et Ortiz.....	17
IV. USURE DES OUTILS COUPANTS	18
1. Mécanismes/modes d'usure.....	18
1.1. Usure par abrasion.....	19
1.2. Usure par adhésion.....	19
1.3. Usure par diffusion.....	19

2.	Formes d'usure.....	21
2.1.	Usure en dépouille	21
2.2.	Usure en cratère.....	22
V.	MODELISATION DE L'USURE DES OUTILS DE COUPE	23
1.	Historique	23
1.1.	Modèles empiriques.....	23
1.2.	Modèles analytiques	25
1.2.1.	Modèle de Takeyama et Murata.....	26
1.2.2.	Modèle d'Usui et Shirakashi.....	26
1.2.3.	Modèle d'Archard	26
1.3.	Modèles numériques	27
2.	Augmentation de la durée d'usinage simulée	31
VI.	INTEGRITE DE SURFACE.....	34
1.	Introduction.....	34
2.	Contraintes résiduelles.....	34
VII.	REVETEMENT DES OUTILS DE COUPE.....	35
CONCLUSION		37
CHAPITRE 2 ETUDE EXPERIMENTALE DE L'USURE DES OUTILS DE COUPE		38
I. INTRODUCTION.....		38
II. DISPOSITIF EXPERIMENTAL		40
1.	Matériaux étudiés	40
1.1.	Propriétés de la pièce : Acier 42CrMo4	40
1.2.	Propriétés de l'outil de coupe : plaquette TPUN 16 03 08 H10F	41
2.	Moyens expérimentaux	42
2.1.	Mesure du flux de chaleur transmis à l'outil de coupe.....	44
2.2.	Mesure de l'usure sur les plaquettes	45
III. PROTOCOLE DES ESSAIS DE COUPE.....		45
1.	Configuration de coupe orthogonale	45
2.	Essais préliminaires	46
	Essais d'usure en coupe orthogonale.....	49
2.1.	Préparation des disques	49
2.1.1.	Préparation de la pièce d'essai	49
2.1.2.	Réalisation des gorges.....	50
2.2.	Mesures in situ	51
2.2.1.	Mesure des efforts de coupe et d'avance.....	51
2.2.2.	Mesure du flux de chaleur transmis à l'outil	54
3.	Analyse des copeaux	57
IV. OBSERVATION DE L'USURE PAR MICROSCOPIE 3D.....		59
1.	Montage	59
2.	Mesure des paramètres d'usure	60
2.1.	Sur la face de coupe	60

2.2.	Sur la face de dépouille	62
3.	Résultats et discussion	63
3.1.	Evolution du volume usé au cours du temps	64
3.2.	Evolution du volume usé en fonction du volume de matière enlevé.....	65
3.3.	Evolution de l'usure en dépouille au cours du temps.....	68
3.4.	Evolution de l'usure en cratère au cours du temps	68
V.	ANALYSE MEB-EDX	69
CHAPITRE 3 MODELISATION DE L'USURE DES OUTILS DE COUPE DE L'ACIER 42CRMO4:		
APPROCHE NUMERIQUE		76
VI.	INTRODUCTION	76
VII. MODELE DE COUPE ORTHOGONALE POUR LA SIMULATION DE L'USINAGE DE L'ACIER 42CRMO4		
42CRMO4		78
1.	Hypothèses de modélisation.....	78
2.	Modèle géométrique	79
3.	Etude de sensibilité du maillage.....	85
4.	Type d'élément et problème des modes d'Hourglass	86
5.	Conclusion sur le modèle de coupe	87
VIII.	AUGMENTATION DE LA DUREE D'USINAGE SIMULEE EN COUPE ORTHOGONALE	88
1.	Introduction.....	88
2.	Mass Scaling (MS).....	88
3.	Calcul stationnaire sous le code de calcul SYSWELD [®]	91
4.	Modélisation baptisée « verticale »	93
5.	Ajustement des conditions aux limites	102
IX.	IMPLEMENTATION DE LA LOI D'USURE DANS ABAQUS[®] : LOI D'ARCHARD	104
1.	Stratégie de modélisation de l'usure de l'outil de coupe	104
2.	Implémentation de la loi d'Archard	106
CONCLUSION GENERALE		115
PERSPECTIVES.....		119
REFERENCES BIBLIOGRAPHIQUES.....		120

Liste des figures

Figure 1 :	Zones caractérisant l'outil de coupe en tournage.....	6
Figure 2 :	Angles caractéristiques de l'outil de coupe	7
Figure 3 :	Mouvements différents de l'outil de coupe	8
Figure 4 :	Différentes configurations de coupe (a). Coupe orthogonale, (b). Coupe oblique, (c). Coupe réelle	9
Figure 5 :	Formation du copeau en coupe orthogonale	11
Figure 6 :	Description du mouvement en formulation Lagrangienne, Eulérienne et ALE [DON04]	13
Figure 7 :	Effet des paramètres de coupe sur les mécanismes d'usure [LI12].....	20
Figure 8 :	Formes d'usure observées sur une plaquette de coupe [KAG09].....	21
Figure 9 :	Images MEB d'usure observée sur la face de dépouille [KHR07].....	22
Figure 10 :	Observations d'usure en cratère. (a) $V_c = 155 \text{ m/min}$, $f = 0.12 \text{ mm/tr}$; (b) $V_c = 235 \text{ m/min}$, $f = 0.17 \text{ mm/tr}$, [FIL07]	23
Figure 11 :	Principaux modèles d'usure développés [HAL15].....	25
Figure 12 :	Stratégie de simulation de l'usure Via DEFORM-2D, [YEN04].....	28
Figure 13 :	Schéma illustrant la mise à jour de la géométrie de l'outil par déplacement nodal : cas de l'usinage de l'acier C45 par un outil en carbure non revêtu, $V=300\text{mmin}$; $f=0.145\text{mmtr}$, [YEN04]	28
Figure 14 :	Modèle d'usure de Xie : (a) Calcul de l'usure en dépouille; (b) Stratégie de définition de l'incrément de calcul, [XIE05]	29
Figure 15 :	Modèle d'usure de Filice : (a) Stratégie de modélisation de l'usure ; (b) Procédure de mise à jour de la géométrie de l'outil [FIL07]	30
Figure 16 :	Simulation de l'usure de l'outil de coupe Via le module « Konti-Cut » ($V_c=300 \text{ m/min}$, $f=0.145 \text{ mm/tr}$, $VB=0.1 \text{ mm}$ [YEN04].....	32
Figure 17 :	Solution pour la réduction du temps de calcul, $e=80 \mu\text{m}$ [SAL13]	33

Figure 18 :	Caractéristiques géométriques de la plaquette TPUN 16 03 08 H10F.....	41
Figure 19 :	Centre d'usinage TRANSMAB 450	42
Figure 20 :	Dynamomètre KISTLER de type 9257A.....	43
Figure 21 :	Porte-plaquette CTFPL 2020K 16 [Sandvik].....	43
Figure 22 :	Dispositif expérimental pour la mesure du flux de chaleur transmis à l'outil	44
Figure 23 :	Système 3D de mesure de surfaces ALICONA	45
Figure 24 :	Configuration de coupe orthogonale	46
Figure 25 :	Disque à usiner pour les essais préliminaires	46
Figure 26 :	Dispositif expérimental pour les essais préliminaires	47
Figure 27 :	Loupe binoculaire pour l'observation de l'usure sur les plaquettes.....	47
Figure 28 :	Cratères d'usure observés sur les plaquettes de coupe à des vitesses de coupe différentes; $f=0.1\text{mm/tr}$; $a_p=3\text{mm}$	48
Figure 29 :	Paramètres de coupe à adopter pour les essais d'usure	49
Figure 30 :	Réalisation des gorges sur les barres d'acier 42CrMo4.....	50
Figure 31 :	(a). Dispositif expérimental pour la mesure des efforts de coupe lors du tournage de l'acier 42CrMo4 (b). Efforts de coupe et d'avance [HAL15]	51
Figure 32 :	Efforts d'usinage pour $V_c=120\text{m/min}$; $f=0,1\text{mm/tr}$; $a_p=3\text{mm}$: (a). Efforts de coupe, (b). Efforts d'avance.....	52
Figure 33 :	Evolution des efforts de coupe et d'avance en fonction de l'avance f pour des vitesses de coupe différentes	53
Figure 34 :	Evolution des efforts de coupe et d'avance en fonction de la vitesse de coupe pour des avances différentes.....	54
Figure 35 :	Répartition du flux de chaleur au cours de l'usinage	55
Figure 36 :	Evolution du flux de chaleur transmis à l'outil de coupe au cours du temps : (a) $V_c=120\text{m/min}$; $f=0,1\text{mm/tr}$ (b). $V_c=120\text{m/min}$; $f=0,2\text{mm/}$ (c). $V_c=150\text{m/min}$; $f=0,1\text{mm/tr}$	56
Figure 37 :	Morphologie de copeaux obtenus selon les conditions de coupe	58
Figure 38 :	Mesure des paramètres d'usure via ALICONA : (a). Dispositif expérimental (b). Reconstitution des faces d'attaque et de dépouille (c). Montage spécial pour la mesure de l'usure (d). Paramètres d'usure à mesurer.....	59
Figure 39 :	Mesure des paramètres d'usure sur la face de coupe de l'outil : $V_c=180\text{m/min}$; $f=0,2\text{mm/tr}$; $a_p=3\text{mm}$; $T_u=40\text{s}$	60
Figure 40 :	Profil d'usure en cratère : $V_c=180\text{m/min}$; $f=0,2\text{mm/tr}$; $a_p=3\text{mm}$; $T_u=40\text{s}$	61

Figure 41 :	Evolution de l'usure en cratère au cours du temps à $V_c=180\text{m/min}$, $f=0,2\text{mm/tr}$ et $a_p=3\text{mm}$ (a). $T_u=10\text{s}$; (b). $T_u=20\text{s}$; (c). $T_u=30\text{s}$; (d). $T_u=40\text{s}$	61
Figure 42 :	Evolution de l'usure en cratère au cours du temps pour $V_c=150\text{m/min}$; $f=0,2\text{mm/tr}$	62
Figure 43 :	Evolution de l'usure en dépouille au cours du temps : $V_c=180\text{m/min}$; $f=0,1\text{mm/tr}$; $a_p=3\text{mm}$ (a). $T_u=10\text{s}$; (b). $T_u=20\text{s}$; (c). $T_u=30\text{s}$; (d). $T_u=40\text{s}$	63
Figure 44 :	Evolution du volume usé : (a). En fonction de la vitesse de coupe à avance constante : $f=0,2\text{mm/tr}$ (b). En fonction de l'avance à vitesse de coupe constante : $V_c=180\text{m/min}$	65
Figure 45 :	Calcul du volume de matière enlevée.....	66
Figure 46 :	Evolution du volume de matière usé sur l'outil en fonction du volume de copeau enlevé	67
Figure 47 :	Evolution de l'usure en dépouille VB au cours du temps : (a). en fonction de la vitesse de coupe à avance constante : $f=0,2\text{mm/tr}$ (b). en fonction de l'avance à vitesse de coupe constante : $V_c=180\text{m/min}$	68
Figure 48 :	Evolution de l'usure en cratère KT au cours du temps : (a). en fonction de la vitesse de coupe à avance constante : $f=0,2\text{mm/tr}$ (b). en fonction de l'avance à vitesse de coupe constante : $V_c=180\text{m/min}$	69
Figure 49 :	Analyse MEB-EDX d'une plaquette neuve	70
Figure 50 :	Analyse MEB-EDX du dépôt de matière sur les plaquettes pour différents conditions de coupe avec $f=0,1\text{mm/tr}$ et $T_u=40\text{s}$: (a). $V_c=120\text{m/min}$; (b). $V_c=150\text{m/min}$, (c). $V_c=180\text{m/min}$	71
Figure 51 :	Extraction du dépôt de matière sur les plaquettes pour différents conditions de coupe avec $f=0,1\text{mm/tr}$ et $T_u=40\text{s}$: (a). $V_c=120\text{m/min}$; (b). $V_c=150\text{m/min}$, (c). $V_c=180\text{m/min}$	72
Figure 52 :	Schéma du modèle EF adopté pour la simulation de la coupe [MAB 08]	80
Figure 53 :	Caractéristiques géométriques de l'outil de coupe	82
Figure 54 :	Cas de la distorsion du maillage et arrêt du calcul pour une taille de maille de $6\mu\text{m}$	86
Figure 55 :	Apparition du phénomène de Hourglass.....	87
Figure 56 :	Schématisation géométrique du modèle de coupe développé.....	87
Figure 57 :	Evolution du rapport énergie cinétique/énergie interne et de la différence entre le travail des forces extérieures et l'énergie interne du système.....	91
Figure 58 :	Séquences de points de Gauss	93

Figure 59 :	Procédure pour l'augmentation de la durée d'usinage simulée [GUE15]	94
Figure 60 :	Modélisation «horizontale» du problème.....	95
Figure 61 :	Modélisation « verticale» du problème.....	96
Figure 62 :	Procédure pour l'augmentation de la durée d'usinage simulée.....	98
Figure 63 :	Algorithme résumant le programme Python exploité pour l'augmentation de la durée d'usinage simulé.....	99
Figure 64 :	Changement de la numérotation des instances à chaque calcul	100
Figure 65 :	(a). Localisation du nœud de calcul sur l'outil (b). Evolution de la température en un nœud de la face d'attaque de l'outil.....	101
Figure 66 :	Comparaison de l'évolution de la température de l'outil avec et sans refroidissement de la pièce.....	101
Figure 67 :	Evolution de la température d'un nœud de l'outil à des step time différents	103
Figure 68 :	Comportement du modèle géométrique à différents incréments de calcul.....	103
Figure 69 :	Evolution de la température d'un nœud de la face d'attaque de l'outil.....	104
Figure 70 :	Stratégie de la modélisation de l'usure de la plaquette de coupe en se basant sur une relocalisation des nœuds de l'outil.....	105
Figure 71 :	Schéma illustrant la stratégie de modélisation avec relocalisation des nœuds de l'outil	106
Figure 72 :	Distribution de la pression de contact (MPa) sur la surface de l'outil.....	107
Figure 73 :	Diagramme de Merchant	108
Figure 74 :	Procédure de changement de coordonnées des nœuds.....	110
	111
Figure 75 :	Champs de température dans la plaquette de coupe et sa géométrie après le 1er calcul de l'usure (état à 10 secondes d'usinage).....	111
Figure 76 :	Mise à jour du maillage après le calcul Implicit purement élastique (a). Maillage initial et déformé superposés (b). Maillage déformé	112

Liste des tableaux

Tableau 1.	Principaux modèles de frottements dans la littérature	15
Tableau 2.	Désignation de l'acier 42CrMo4 selon la norme	40
Tableau 3.	Composition chimique de l'acier 42CrMo4	40
Tableau 4.	Propriétés thermomécaniques de l'acier 42CrMo4 [BAR05].....	41
Tableau 5.	Désignation de la plaquette TPUN 16 03 08 H10F.....	42
Tableau 6.	Caractéristiques géométriques du porte-plaquette CTFPL 2020K 16	43
Tableau 7.	Evolution des efforts de coupe et d'avance au cours du temps.....	53
Tableau 8.	Paramètres d'usure mesurés via ALICONA.....	63
Tableau 9.	Evolution du volume usé sur l'outil en fonction du volume de copeau enlevé.....	67
Tableau 10.	Evolution de la surface couverte de dépôt en fonction de la vitesse de coupe pour un temps d'usinage $T_u=40s$	72
Tableau 11.	Evolution de la surface couverte de dépôt en fonction de la vitesse de coupe pour l'usinage d'un disque en entier.....	73
Tableau 12.	Paramètres de la loi de comportement Johnson-Cook pour l'acier 42CrMo4	81
Tableau 13.	Paramètres thermomécaniques de l'acier 42CrMo4 [BAR05].....	82
Tableau 14.	Paramètres thermomécaniques de l'outil de coupe [ZEM07]	83
Tableau 15.	Paramètres de la loi d'endommagement de type Johnson-Cook [JOH85].....	84
Tableau 16.	Comparaison entre efforts expérimentaux et efforts simulés pour chaque taille de maille	85
Tableau 17.	Efforts de coupe pour chaque valeur d'incrément de temps minimal	90
Tableau 18.	Temps de calcul et temps d'usinage simulé en fonction de la longueur de la pièce.. ..	96
Tableau 19.	Valeurs expérimentales de l'usure en cratère KT pour $V_c=120m/min$; $f=0,1mm/tr$; $a_p=3mm$	109

Tableau 20.	Valeurs numériques des profondeurs d'usure pour $V_c=120\text{m/min}$; $f=0,1\text{mm/tr}$ et $a_p=3\text{mm}$	110
--------------------	--	-----

Nomenclature

A	Limite élastique de la loi Johnson-Cook, (MPa)
B	Consistance de la loi Johnson-Cook, (MPa)
C	Coefficient de sensibilité à la vitesse de déformation
D_{1,...}, D₅	Paramètres de la loi d'endommagement de Johnson-Cook
F_n	Effort normal appliqué, (N)
K	Coefficient d'usure, (MPa ⁻¹)
KT	Usure en cratère, (μm)
KM	Distance du centre de cratère, (μm)
m	Coefficient de la dépendance à la température de la loi Johnson-Cook
N	Coefficient d'érouissage de la loi Johnson-Cook
P	Pression de contact, (MPa)
Pf	Plan de travail conventionnel de l'outil de coupe
Po	Plan orthogonal de l'outil de coupe
Pr	Plan de référence de l'outil de coupe
Ps	Plan d'arête de l'outil de coupe
P_m	Contrainte d'écoulement du matériau le plus ductile, (Pa)
R	Constante des gaz parfaits, (J/mol.K)
T_L	Durée de vie de l'outil, (min)
Tu	Temps d'usinage, (s)
V	Volume de matériau usé, (mm ³)
VB	Usure en dépouille, (μm)
V_c	Vitesse de coupe, (m/min)
V_f	Vitesse d'avance, (mm/min)
V_g	Vitesse de glissement, (m/s)
ap	Profondeur de passe, (mm)
d	Distance parcourue, (mm)
dw/dt	Taux d'usure, (m/s)
e	Epaisseur du copeau, (mm)

f	Avance par tour, (mm/tr)
k	Coefficient d'usure (sans unités)
w	Largeur du copeau, (mm)
α	Angle de dépouille, ($^{\circ}$)
β	Angle de taillant, ($^{\circ}$)
γ	Angle de coupe, ($^{\circ}$)
ε	Déformation plastique équivalente
$\dot{\varepsilon}$	Vitesse de déformation plastique, (s^{-1})
$\dot{\varepsilon}_0$	Vitesse de déformation plastique de référence, (s^{-1})
$\bar{\varepsilon}_f$	Déformation plastique équivalente
$\bar{\sigma}$	Contrainte équivalente de Von Mises, (MPa)
σ_n	Contrainte normale, (MPa)

Abréviations

ALE	Arbitrairement Lagrangien-Eulérien
UGV	Usinage à Grande Vitesse
EDX	Energy Dispersive X-ray spectroscopy
EF	Eléments Finis
MEB	Microscope Electronique à Balayage
MEF	Méthode des Eléments Finis

Introduction générale

L'usinage par outil coupant est une activité industrielle qui ne cesse d'évoluer et qui intervient dans divers domaines notamment dans les secteurs du nucléaire et du transport : automobile, ferroviaire, aéronautique et spatiale, navale... Les industriels cherchent à produire des pièces qui répondent aux exigences des cahiers des charges et qui soient également à moindres coûts. Ainsi, une compréhension approfondie du processus d'enlèvement de matière est cruciale pour le choix du matériau de l'outil et de sa géométrie pour un matériau donné et ce pour respecter les contraintes bureau d'étude en termes de la cotation dimensionnelle et d'intégrité de surface de la pièce finie.

Parmi les facteurs les plus influents sur l'intégrité de surface, l'usure des outils de coupe représente l'une des problématiques majeures rencontrées par les usineurs et fabricants d'outils et à laquelle les chercheurs essayent de faire face. Ce phénomène résulte à la fois du contact et du glissement relatif entre l'outil et la pièce d'une part et l'outil et le copeau d'autre part. En outre, sa prépondérance est fortement dépendante, entre autres, des températures élevées à l'interface outil-matière.

Dans ce contexte, il apparaît que l'usure des outils de coupe est un phénomène complexe à étudier du fait de la multitude de ses origines notamment physico-chimiques (affinités entre certains matériaux constituant du couple plaquette/pièce, etc.) ou thermo-mécaniques (abrasion, diffusion, adhésion, etc.). Egalement, l'usure des outils de coupe induit un impact considérable sur le déroulement de l'opération de coupe : augmentation des efforts de coupe, des vibrations, changement de morphologie de copeau et de la température de l'outil ce qui entraîne une détérioration de la qualité de la surface à usiner.

A partir d'un certain seuil, l'arête de coupe atteint sa limite de vie et l'outil doit donc être changé ce qui entraîne l'interruption de l'opération d'usinage en cours et induit des pertes en

termes de temps et d'argent, ce qui à grande échelle constitue un enjeu économique très important.

Il est donc crucial de devoir maîtriser le phénomène d'usure des outils de coupe et étudier son impact sur l'intégrité de surface. Pour ce faire, les chercheurs n'ont cessé depuis quelques décennies de proposer des modèles pour la prédiction de l'usure; qu'ils soient analytiques, empiriques ou numérique. En effet, la plupart des études menées sur l'usure des outils de coupe reposent sur des essais expérimentaux et des formules empiriques liant la durée de vie des outils de coupe principalement aux conditions opératoires de l'usinage. Ces modèles renseignent uniquement la durée de vie de l'outil mais ne permettent pas de prédire l'évolution temporelle de l'usure et la géométrie du profil des zones usées de l'outil qui sont des éléments clés pour les fabricants d'outils et les chercheurs.

Quant aux modèles numériques, ils sont restreints à des temps d'usinage simulés très réduits du phénomène d'usure. Cela implique généralement la réalisation des essais expérimentaux dans des conditions de coupe loin du contexte industriel.

Ainsi, dans le cadre de ce travail thèse, un modèle de coupe par éléments finis est développé sous le code de calcul ABAQUS® dans le but de simuler l'usure des outils de coupe. Il s'intéresse au cas de la coupe orthogonale de l'acier faiblement allié 42CrMo4, très utilisé dans le milieu industriel, par un outil en carbure de tungstène non-revêtu. L'usure est prise en compte par l'implémentation de la loi d'Archard. Ceci nécessite le développement en amont d'une procédure pour l'augmentation de la durée d'usinage simulée.

Une campagne d'essais expérimentaux a été menée pour étudier l'évolution de l'usure de l'outil de coupe au cours du temps. Ces essais ont servi aussi pour évaluer l'impact des différents paramètres de coupe sur cette évolution d'usure et valider les résultats issus de la modélisation numérique. L'effet de l'usure sur l'intégrité de surface est également étudié sur le plan numérique.

Le présent manuscrit s'articule donc autour de quatre chapitres :

Le premier chapitre est dédié à la présentation de l'état de l'art traitant les phénomènes liés à l'enlèvement de matière par outil coupant et les mécanismes qui régissent le phénomène d'usure. Il présente également l'historique des modèles d'usure proposés dans la littérature et les premières tentatives de simulation numérique effectuées.

Le deuxième chapitre est consacré aux essais expérimentaux d'usure en coupe orthogonale. Le dispositif et le protocole expérimental y sont décrits. Les résultats trouvés en termes de paramètres d'usure, d'efforts de coupe, de température de l'outil, etc. sont analysés.

Le troisième chapitre traite de la modélisation par éléments finis du phénomène d'usure sous le logiciel ABAQUS®. La méthode développée, notamment pour l'augmentation de la durée d'usinage simulée, et la stratégie de simulation de l'usure via la loi d'Archard y sont exposés.

Le dernier chapitre est dédié à la présentation des principaux résultats issus du modèle numérique et leur confrontation aux résultats expérimentaux. Dans ce chapitre des interprétations et des discussions à partir des résultats trouvées sont exposées.

Le manuscrit fini par une conclusion générale et des perspectives.

Chapitre 1

Etat De l'art

I. Introduction

Ce chapitre introductif constitue une synthèse bibliographique sur les thèmes liés à l'étude de l'usure des outils en coupe orthogonale. Il présente dans un premier temps les notions de base relatives au processus d'enlèvement de matière notamment la géométrie de l'outil, sa cinématique et les configurations de coupe possibles.

Il s'intéresse également à la physique d'enlèvement de matière en présentant les principaux modèles Eléments Finis (EF) de simulation de la coupe développés dans la littérature et les aspects thermo-mécaniques du processus d'enlèvement de matière.

Une section sera dédiée à l'analyse du phénomène d'usure des plaquettes et ce par la présentation, dans un premier temps, de l'historique des modèles d'usure proposés dans la littérature. Par la suite, les mécanismes provoquant l'usure seront abordés mais aussi les formes d'usure et les revêtements possibles.

La dernière section s'intéresse aux problématiques accompagnant la simulation du phénomène d'usure des outils de coupe notamment l'augmentation de la durée d'usinage simulée.

II. Notions de base sur l'enlèvement de matière par outil coupant

1. Eléments de l'outil coupant

1.1. Faces et arêtes de l'outil coupant

Etant donné que cette étude s'intéresse à la quantification de l'usure de l'outil de coupe en usinage, il est indispensable de définir les différents éléments qui le constituent.

Certes, il existe une large gamme d'outils de coupe, néanmoins, ces éléments restent les mêmes quel que soit l'outil. Toutefois, un outil de coupe en tournage sera considéré dans la description qui suit.

En effet, un outil coupant est composé d'un corps d'outil et d'une queue. Le corps peut comporter une ou plusieurs parties actives. Quant à la queue, elle est définie comme étant la partie par laquelle l'outil est maintenu.

La partie active est celle qui intervient directement dans la coupe et est constituée d'une arête de coupe ; intersection de la face de coupe (A_γ) et de face de dépouille (A_α) (Figure 1).

On distingue donc :

- A_γ : Face de coupe ; face le long de laquelle glisse le copeau.
- A_α : Face de dépouille principale ; face devant laquelle passe la surface qui vient d'être usinée.
- $A_{\alpha'}$: Face de dépouille secondaire ; face devant laquelle passe la surface engendrée
- S : Arête de coupe principale définie comme étant l'intersection entre A_γ et A_α
- S' : Arête de coupe secondaire définie comme étant l'intersection entre A_γ et $A_{\alpha'}$

La jonction des arêtes principales et secondaires forme le bec de l'outil.

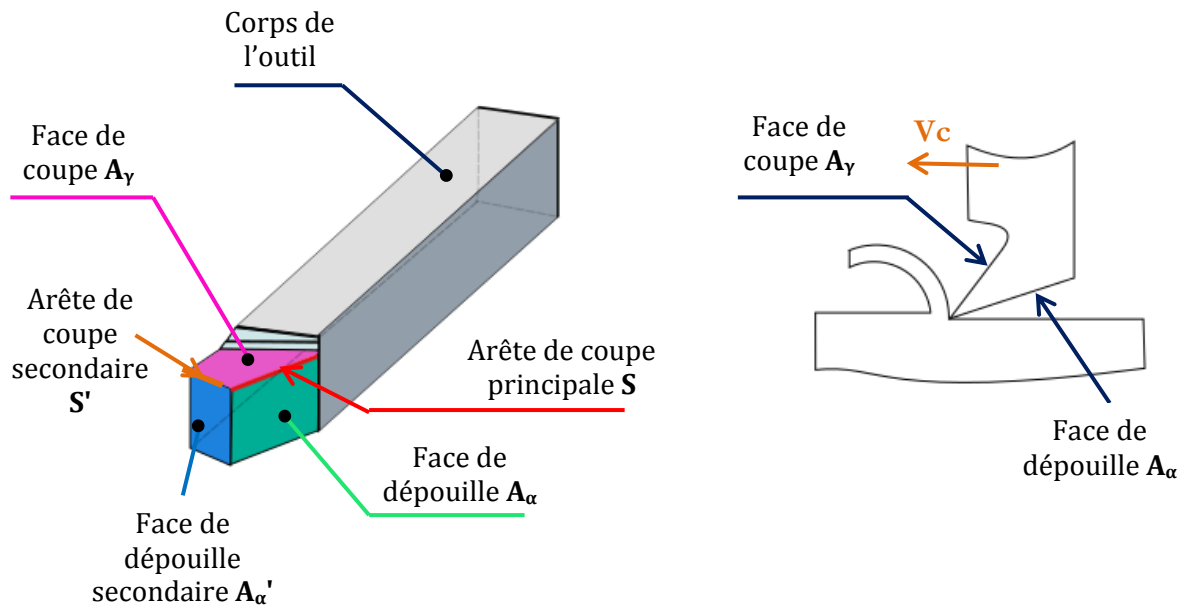


Figure 1 : Zones caractérisant l'outil de coupe en tournage

1.2. Angles de l'outil coupant

L'étude des phénomènes liés à l'enlèvement de matière par outil coupant met en exergue différents angles sur l'outil. On distingue donc :

- Angle de dépouille α : il a un impact sur le frottement entre l'outil et la pièce et par conséquent il influe sur la durée de vie de l'outil
- Angle de taillant β : il a un impact sur la résistance à la rupture du taillant
- Angle de coupe γ : il a un impact sur les efforts de coupe, la puissance consommée, le flux de chaleur...

On a toujours $\alpha + \beta + \gamma = 90^\circ$ (Figure 2)

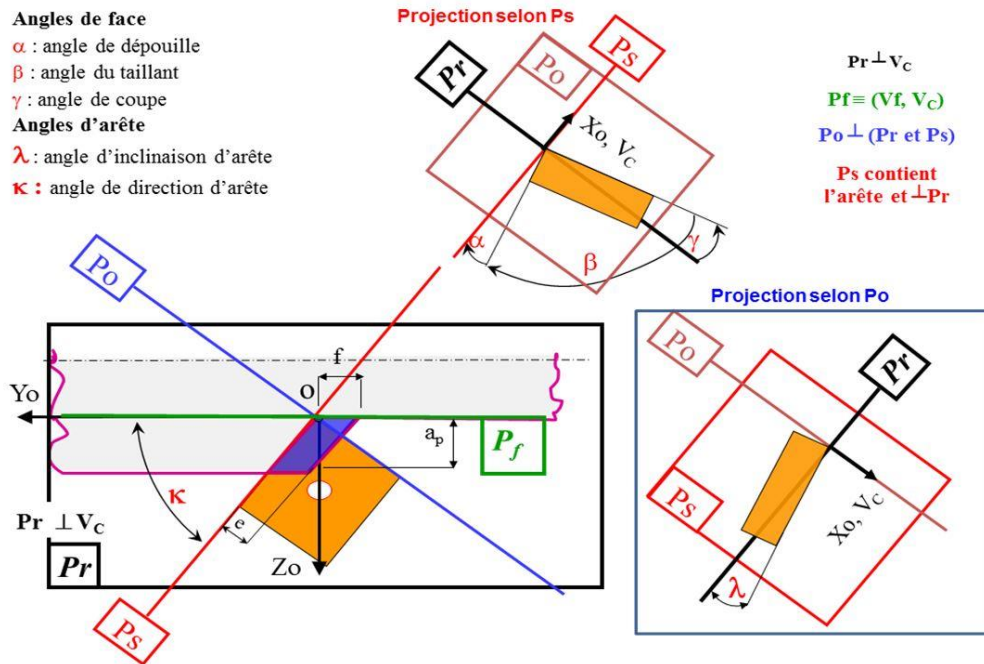


Figure 2 : Angles caractéristiques de l'outil de coupe

2. Cinématique de l'outil de coupe

2.1. Paramètres de coupe

En fabrication mécanique, trois paramètres principaux régissent le processus d'enlèvement de matière et ont un impact significatif sur les mécanismes provoquant l'usure des outils coupant. Ces paramètres sont :

- Vitesse de coupe V_c : définie comme la vitesse tangentielle Elle dépend du matériau à usiner et de la fréquence de rotation de la pièce (en tournage). Elle joue un rôle majeur dans le processus de coupe à savoir les mécanismes d'enlèvement de matière.
- Avance par tour f : est le second paramètre qui a une influence significative dans le procédé de coupe car il détermine la section du copeau. Il correspond au déplacement de l'outil pour une révolution de la pièce en tournage.
- Profondeur de passe a_p : est la pénétration de l'arête de coupe dans la matière. En chariotage, elle correspond à la différence entre le rayon de la pièce avant et après

une passe alors qu'en coupe orthogonale, elle correspond à l'épaisseur du disque (Figure 2).

2.2. Mouvements de l'outil coupant

Afin d'enlever la quantité de matière souhaitée, l'outil est muni de deux mouvements : un mouvement de coupe et un mouvement d'avance.

- Mouvement de coupe : est le mouvement relatif principal permettant à l'outil de couper la pièce. Il est régi par la vitesse de coupe V_c ;
- Mouvement d'avance : est le mouvement permettant à l'outil de se déplacer le long de la pièce. Il est régi par la vitesse d'avance V_f (Figure 3).

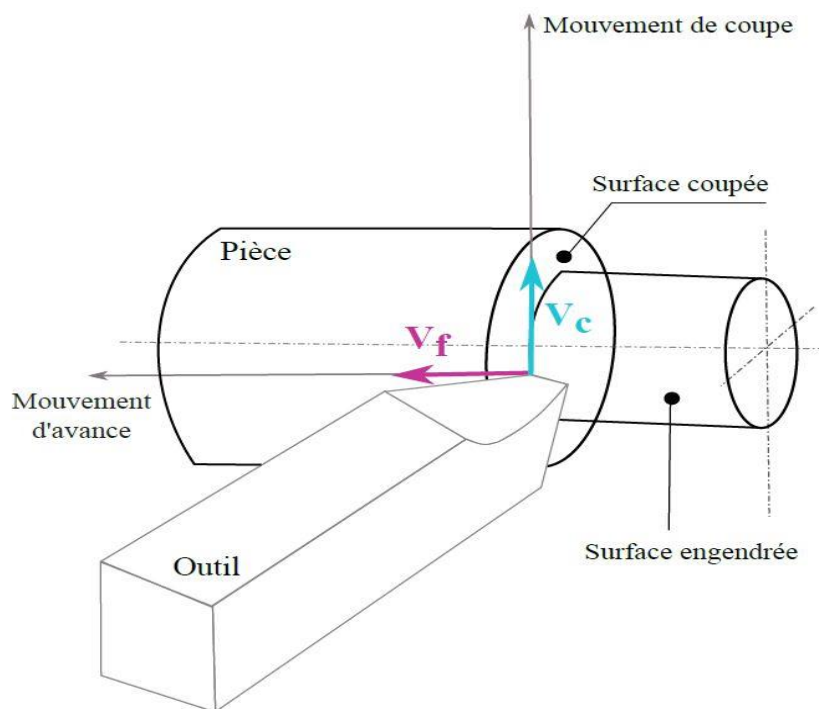


Figure 3 : Mouvements différents de l'outil de coupe

3. Configurations géométriques pour l'étude de la coupe

La modélisation du processus d'enlèvement de matière est certainement une tâche délicate vu que la géométrie de l'outil n'est pas toujours simple à modéliser. Adopter des hypothèses simplificatrices, quant à la configuration de coupe considérée, est une étape primordiale.

En effet, en tournage, on distingue trois configurations de coupe : Coupe orthogonale, Coupe oblique, Coupe réelle ou tridimensionnelle.

- La coupe orthogonale : c'est la configuration la plus simple à adopter bien qu'elle soit rarement utilisée dans le milieu industriel. En effet, du point de vue de la modélisation, cette hypothèse permet de ramener un problème en 3D à un problème en 2D vu que les vitesses de coupe V_c et d'avance V_f sont orthogonales par rapport à l'arête de coupe ;
- La coupe oblique : cette approche est plus réaliste que la coupe orthogonale, mais elle est également plus compliquée à traiter. Dans cette configuration, l'arête de coupe est inclinée par rapport à la normale à la direction de coupe. Ainsi, le copeau ne s'évacue pas dans la direction normale à l'arête de coupe, mais dans une direction faisant un angle avec la normale.
- Il est à noter que la coupe orthogonale est un cas particulier de la coupe oblique ;
- Coupe réelle ou tridimensionnelle : Contrairement aux deux configurations précédentes où l'on considère que les arêtes de coupe sont parfaitement vives, dans le cas de la coupe 3D, la géométrie réelle de l'outil est prise en compte (Figure 4).

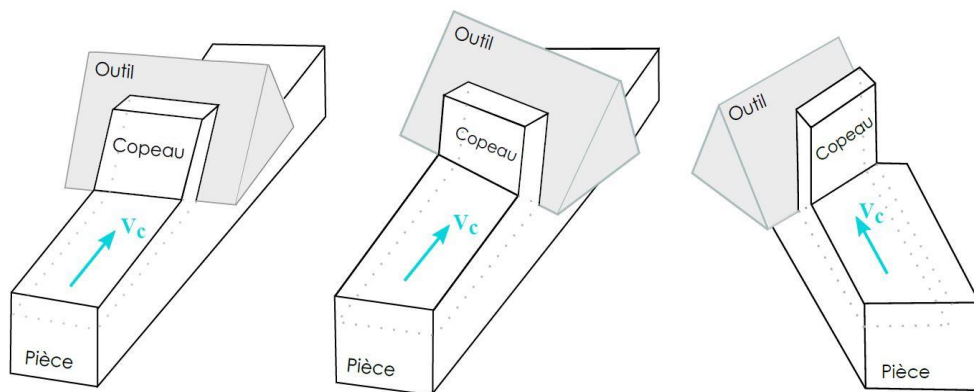


Figure 4 : Différentes configurations de coupe (a). Coupe orthogonale, (b). Coupe oblique, (c). Coupe réelle

III. Modélisation de l'enlèvement de matière par outil coupant

Bien que l'usinage par outil coupant soit l'un des processus d'enlèvement de matière les plus répandus, la modélisation de ce phénomène est loin d'être triviale. Elle est particulièrement complexe en raison de la diversité des phénomènes physiques mis en jeu, notamment la présence de grandes déformations élasto-plastiques, la complexité du contact et du frottement caractérisant l'interaction outil-matière, le couplage thermomécanique du processus et la diversité des mécanismes durant la formation du copeau [BON07, MAB08, COU11].

1. Mécanismes de formation du copeau

Le processus de formation du copeau repose sur le cisaillement de la matière au voisinage de l'arête de coupe. Ceci est caractérisé par l'apparition de 5 zones [OXL63] :

Zone 1 ou **zone cisaillement primaire (ZCP)** : C'est la zone principale de genèse du copeau. Elle est le siège d'un cisaillement intense de la matière et s'étend de la pointe de l'outil jusqu'à la surface libre du copeau. Elle est idéalement représentée par un plan dit de « cisaillement », incliné d'un angle φ par rapport à la direction de coupe ;

Zone 2 ou **zone de cisaillement secondaire (ZCS)** : Cette zone est le siège d'un frottement intense entre la face de coupe de l'outil et le copeau. Elle est également caractérisée d'une part, par une élévation considérable de la température et d'autre part, par un changement des propriétés mécaniques et physico-chimiques de l'outil ;

Zone 3 ou **zone de cisaillement tertiaire (ZCT)** : Dans cette zone, l'outil exerce un effort de compression qui engendre la séparation du métal à la pointe de l'outil formant ainsi le copeau et la pièce usinée ;

Zone 4 : Cette zone traduit le frottement entre la face en dépouille de l'outil et la surface usinée. Les phénomènes qui s'y passent ont un impact direct sur l'intégrité de surface et sur l'usure en dépouille ;

Zone 5 : Cette zone est caractérisée par des déformations plastiques et élastiques du matériau en amont de l'outil. Ceci engendre des contraintes résiduelles

au niveau de la surface de la pièce à usiner (Figure 5).

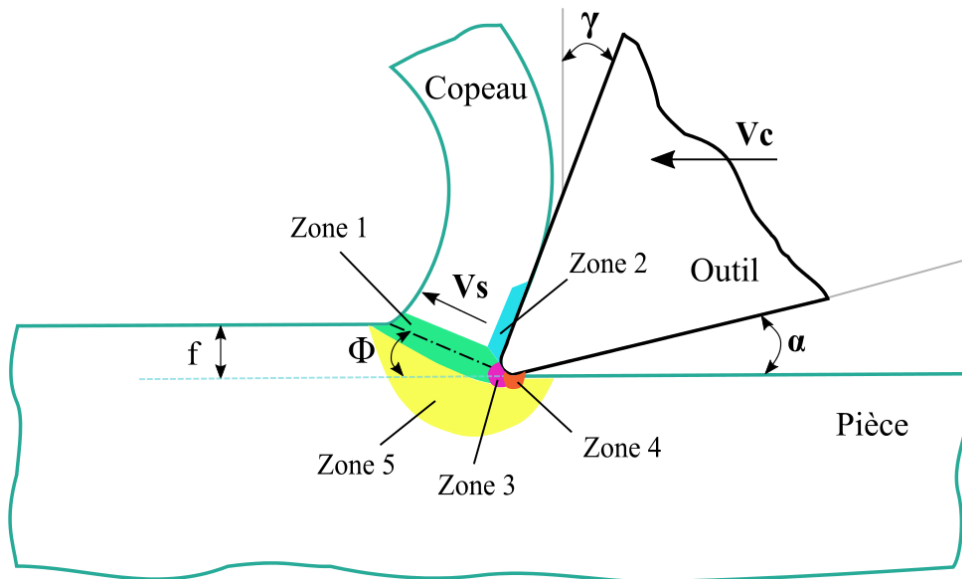


Figure 5 : Formation du copeau en coupe orthogonale

2. Modélisation de la séparation du copeau

La modélisation de la séparation du copeau en usinage est une opération délicate qui constitue l'un des principaux points de blocage de la simulation numérique. En effet, des déformations très importantes et difficiles à gérer apparaissent lors de la désolidarisation entre la pièce et le copeau.

On trouve essentiellement 3 modèles pour la simulation de la séparation du copeau : soit par une ligne de séparation prédéfinie, soit par un modèle d'endommagement, soit par déformation plastique.

2.1. Ligne de séparation prédéfinie

Cette méthode de séparation compte parmi les premiers modèles développés mais aussi les plus utilisés pour modéliser la séparation du copeau. Elle repose sur le principe de propagation de fissures selon une ligne prédéfinie et ce par dédoublement des nœuds. Ce dédoublement est régi soit, par un critère physique; notamment la déformation plastique [XIE98] ou la contrainte de cisaillement, soit par un critère géométrique qui n'est autre que la distance entre la pointe de l'outil et le nœud à déboutonner [SHI93, UED93].

2.2. Modèle d'endommagement

La séparation de copeau, dans ce cas, comme dans la méthode précédemment exposée, suit une ligne de séparation mais qui n'est pas déterminée au préalable. La formation du copeau est modélisée soit par propagation de fissure en 2D [HAS94], soit par suppression d'éléments en 2D et 3D [BAK06].

2.3. Déformation plastique

Le développement des procédures de remaillage au début des années 90 a permis de remédier au problème de distorsion des mailles au niveau de la pointe de l'outil. La séparation de la matière peut donc se faire par déformation plastique avec une modélisation précise des champs de contraintes et de déformations en pointe d'outil.

Cette approche est simple à adopter mais n'est pas forcément la plus économique en termes de temps de calcul [MAR95, MOL02, BAR05].

3. Description de la cinématique de la coupe

De nombreux chercheurs se sont intéressés durant les trois dernières décennies à la simulation numérique de l'usinage et donc de nombreux modèles ont été établis se basant sur des simulations mécaniques ou thermo-mécaniques. Différentes approches décrivant le mouvement des corps en interaction peuvent être exploitées. On distingue :

3.1. Approche Lagrangienne

Selon cette approche, la matière est liée au maillage. Ce type de formulation utilisé en simulation numérique, peut causer de grandes distorsions tout en induisant des instabilités au niveau du maillage lorsqu'il s'agit d'éléments finis quadrangle à intégration réduite. Ces instabilités sont connues sous le nom de modes d'énergie nulle ou encore de modes de "Hourglass".

3.2. Approche Eulérienne

Dans ce cas, la matière va s'écouler à travers un maillage fixe. C'est une approche très utilisée en mécanique des fluides, étant adaptée pour les très grandes vitesses de déformation (cas de l'UGV). Par contre, la formulation eulérienne nécessite la connaissance antérieure de la géométrie finale ou le recours à un algorithme de réactualisation de la géométrie au cours du calcul.

3.3. Formulation Arbitrairement Lagrangienne Eulérienne (ALE)

Cette formulation combine à la fois les avantages des deux formulations lagrangienne et eulérienne. Elle permet de réduire le problème de distorsions des éléments typique aux approches lagrangiennes. Donc, dans un premier temps, une approche lagrangienne est adoptée en supposant que la matière est liée au maillage. Par la suite, le système de référence est déplacé; il y a donc remaillage.

Malgré le fait que les méthodes ALE réduisent le problème de distorsion des éléments, un traitement numérique soigneux des termes d'advection est requis.

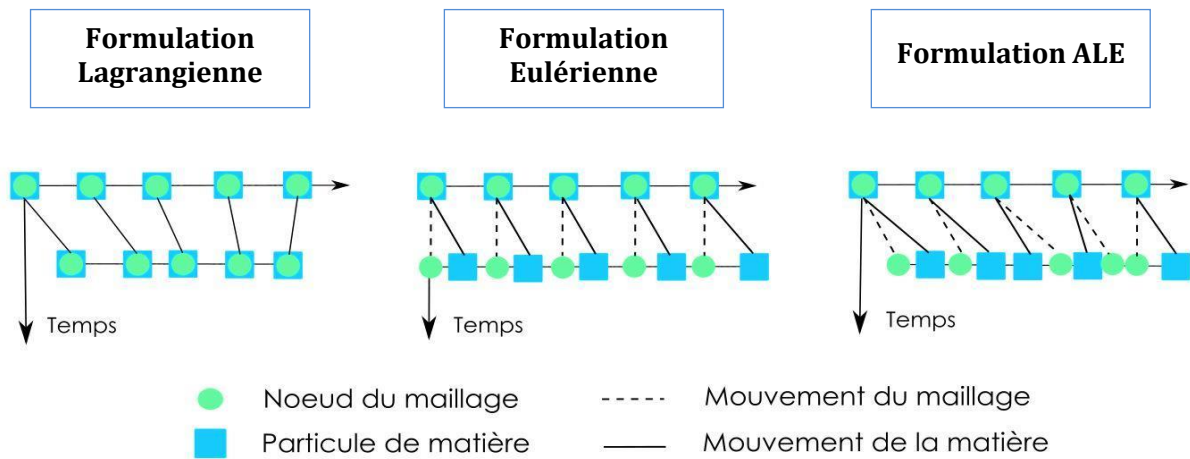


Figure 6 : Description du mouvement en formulation Lagrangienne, Eulérienne et ALE [DON04]

4. Interface outil-copeau

Le frottement entre l'outil et le copeau durant l'opération d'enlèvement de matière par outil coupant est un phénomène très complexe qui influe sur la géométrie du copeau, la formation de l'arête rapportée, la longueur de contact copeau-outil, la température de coupe, l'usure de l'outil...

Il est donc indispensable de comprendre les phénomènes de frottement sur les faces et autour de l'arête de l'outil, pour pouvoir développer des modèles robustes pour la simulation de l'usure.

Les lois utilisées pour l'usinage présentent encore des limitations. Elles sont nombreuses, pour la plupart basées sur le modèle de Coulomb, différenciant adhérence (frottement statique) et glissement (frottement dynamique), transition qui dépend des efforts de frottement.

Un modèle communément utilisé considère la contrainte de cisaillement égale à la résistance au cisaillement du matériau à usiner dans la zone d'adhérence, et la contrainte de friction proportionnelle à la contrainte normale dans la zone de glissement avec un coefficient de proportionnalité égal au coefficient de frottement de Coulomb :

$$\tau_f = \begin{cases} \tau_Y & 0 \leq l \leq l_c (\mu \sigma_n \geq \tau_Y) \\ \mu \sigma_n & l > l_c (\mu \sigma_n < \tau_Y) \end{cases} \begin{array}{l} \rightarrow \text{adhérence} \\ \rightarrow \text{glissement} \end{array} \quad (I.1)$$

Où τ_f est la contrainte de frottement, τ_Y la contrainte limite au cisaillement et l_c la longueur critique délimitant la transition entre glissement et adhérence.

Cependant, il existe des modèles plus pertinents pour la modélisation de coupe qui tiennent compte de la dépendance entre vitesse, pression et température.

Moufki et al [MOU98] ont montré l'existence d'une forte dépendance du coefficient de frottement avec la température à l'interface outil-copeau et la vitesse de coupe. L'étude donne l'expression d'un coefficient de frottement apparent μ_{app} en fonction de la température à l'interface T_{int} ; de la température de fusion T_f , de valeurs de température et de coefficient de frottement de référence T_0 et μ_0 respectivement et une constante α .

$$\mu_{app} = \mu_0 \left(1 - \left(\frac{T_{int} - T_0}{T_f - T_0} \right) \right)^\alpha \quad (I.2)$$

Le coefficient μ_{app} est calculé à travers la mesure des efforts de coupe pour un essai en coupe orthogonale.

Les travaux plus récents de Zemzemi et el [ZEM07] exprime le coefficient de frottement adhésif en fonction de la vitesse locale de glissement et ce dans le cadre de l'étude du frottement du 42CrMo4 prétraité contre des pions en carbure de tungstène revêtus TiN (Eq. I.3).

$$\left\{ \begin{array}{ll} \mu_{adh} = 0,48 & \text{si } V_g < 3,7 \text{ m/min} \\ \mu_{adh} = 0,17 & \text{si } V_g > 172 \text{ m/min} \\ \mu_{adh} = 1,055(V_g)^{-0,36} & \text{si } 3,7 \text{ m/min} < V_g < 172 \text{ m/min} \end{array} \right. \quad (I. 3)$$

En se basant sur ces travaux, Bonnet et al [BON08] donnent l'expression du coefficient de frottement adhésif en fonction de la vitesse locale de glissement V_{ls} :

$$\mu_{adh} = 2.10^3 V_{ls} + 0,39 \quad (I. 4)$$

Ces travaux ont été repris également par Courbon et al et [COU11] et Saadlaoui et al [SAA14] pour l'usinage de l'acier 42CrMo4.

Le tableau ci-après résume l'essentiel des modèles de frottement développés pour la modélisation du contact aux interfaces outil-pièce-copeau :

Tableau 1. Principaux modèles de frottements dans la littérature

Modèle	Expression de la loi de frottement
Shirakashi et Usui [SHI73]	$\tau = \tau_e \left(1 - \exp\left(-\mu \frac{\sigma_n}{\tau_e}\right) \right)$
Iwata et al. [IWA84]	$\tau = \frac{H_v}{0.07} \tanh\left(\frac{0.07\mu\sigma_n}{H_v}\right)$
Eldridg et al. [ELD91]	$\tau = \tau_0 \exp\left(\frac{A}{T}\right)$
Sekhon et Chenot [SEK93]	$\tau = -\alpha K \ V_g\ ^{p-1} V_g$
Wu et al. [WU96]	$\tau = -\Omega \sigma_{eq}$

Childs [CHI06]

$$\tau = m \frac{\sigma_{eq}}{\sqrt{3}} \left(1 - \exp \left(-\mu \frac{\sqrt{3}\sigma_n}{m\sigma_{eq}} \right) \right)$$

τ_e étant la contrainte limite de cisaillement, σ_n la contrainte normale, H_v la dureté du matériau, A , α et m des constantes, τ_0 la contrainte de cisaillement à température ambiante, K la contrainte d'écoulement en cisaillement, V_g la vitesse de glissement relative entre le copeau et l'outil et σ_{eq} la contrainte équivalente.

5. Loi de comportement du matériau

Le choix de la loi de comportement du matériau est crucial pour la simulation numérique du processus d'enlèvement de matière par outil coupant. En effet, le modèle doit tenir compte à la fois des sollicitations thermiques, des phénomènes d'écrouissage et des vitesses de déformation plastique.

Dans la littérature, on trouve divers modèles développés pour décrire le comportement du matériau à usiner. Ils sont tous basés sur l'équation constitutive (I.5) :

$$\bar{\sigma} = f(\bar{\epsilon}, \dot{\bar{\epsilon}}, T) \tag{I. 5}$$

5.1. Modèle de Johnson-Cook

Le modèle le plus utilisé pour la simulation de l'usinage reste celui développé par Johnson-Cook [JOH 83]. En effet, l'identification de cette loi est facilitée par sa forme multiplicative. C'est également une loi qui résume le comportement thermo-visco-plastique du matériau en usinage.

Selon Johnson-Cook, la contrainte de von Mises est donnée par l'équation (I.6) :

$$\bar{\sigma} = \underbrace{(A + B\bar{\epsilon}^n)}_{\text{Ecrouissage}} \left[\underbrace{1 + C \ln \left(\frac{\dot{\bar{\epsilon}}}{\dot{\bar{\epsilon}}_0} \right)}_{\text{Viscosité}} \right] \left[\underbrace{1 - \left(\frac{T - T_0}{T_f - T_0} \right)^m}_{\text{Température}} \right] \tag{I. 6}$$

$\dot{\boldsymbol{\varepsilon}}$ étant la vitesse de déformation plastique, $\dot{\boldsymbol{\varepsilon}}_0$ la vitesse de déformation plastique de référence, \mathbf{T}_0 la température de référence, \mathbf{T}_f la température de fusion, \mathbf{A} étant la limite élastique, \mathbf{B} le paramètre d'écrouissage, \mathbf{C} la sensibilité à la vitesse de déformation, \mathbf{m} le coefficient de la dépendance à la température et \mathbf{n} le coefficient d'écrouissage de la loi Johnson-Cook. L'influence de ces paramètres est caractérisée essentiellement par les essais aux barres de Hopkinson [BAR05].

Dans le but de définir un critère d'initiation de l'endommagement, ce modèle est souvent couplé à une loi d'endommagement qui s'écrit sous la forme suivante [JOH85]:

$$\bar{\boldsymbol{\varepsilon}}_f = \left[\mathbf{D}_1 + \mathbf{D}_2 \exp(\mathbf{D}_3 \frac{\mathbf{P}}{\bar{\boldsymbol{\sigma}}}) \right] \left[1 + \mathbf{D}_4 \ln\left(\frac{\dot{\boldsymbol{\varepsilon}}}{\dot{\boldsymbol{\varepsilon}}_0}\right) \right] \left[1 + \mathbf{D}_5 \left(\frac{\mathbf{T} - \mathbf{T}_0}{\mathbf{T}_f - \mathbf{T}_0}\right) \right] \quad (\text{I. 7})$$

$\bar{\boldsymbol{\varepsilon}}_f$ étant la déformation plastique équivalente, $\mathbf{D}_1, \dots, \mathbf{D}_5$ les paramètres de la loi d'endommagement de Johnson-Cook.

5.2. Modèle de Zerilli-Armstrong

Ce modèle est adapté à l'étude des matériaux soumis à des sollicitations dynamiques élevées. En effet, Zerilli et Armstrong [ZER87] proposent plusieurs expressions de la contrainte d'écoulement équivalente $\bar{\boldsymbol{\sigma}}$ selon la structure cristalline du matériau.

On trouve donc :

- Pour une structure cubique à faces centrées :

$$\bar{\boldsymbol{\sigma}} = \mathbf{C}_1 + \frac{\mathbf{C}_2}{\sqrt{\mathbf{D}}} + \mathbf{C}_3 \sqrt{\boldsymbol{\varepsilon}} \exp(-\mathbf{C}_6 \mathbf{T} + \mathbf{C}_7 \mathbf{T} \ln \dot{\boldsymbol{\varepsilon}}) \quad (\text{I. 8})$$

- Pour une structure cubique centrée:

$$\bar{\boldsymbol{\sigma}} = \mathbf{C}_1 + \frac{\mathbf{C}_2}{\sqrt{\mathbf{D}}} + \mathbf{C}_4 \bar{\boldsymbol{\varepsilon}}^{\mathbf{n}} + \mathbf{C}_5 \exp(-\mathbf{C}_6 \mathbf{T} + \mathbf{C}_7 \mathbf{T} \ln \dot{\boldsymbol{\varepsilon}}) \quad (\text{I. 9})$$

5.3. Modèle de Marusich et Ortiz

Ce modèle figure parmi les premiers modèles EF développés pour la simulation de l'Usinage à Grande Vitesse (UGV) [MAR95]. Il s'agit d'un modèle Explicit Lagrangien en coupe

orthogonale, implémenté dans le logiciel éléments finis ADVANTEDGE®. Il prend en compte les effets dynamiques, la conduction thermique et le couplage thermo-mécanique et assure la transition entre le copeau continu et le copeau segmenté avec l'augmentation de la vitesse de coupe.

Le comportement du matériau est donc régi par les équations (I.10) et (I.11) :

$$\left(\mathbf{1} + \frac{\dot{\bar{\epsilon}}}{\dot{\bar{\epsilon}}_0} \right) = \left(\frac{\bar{\sigma}}{\mathbf{Pm}(\bar{\epsilon})} \right)^{\mathbf{m}_1} \quad \text{si } \dot{\bar{\epsilon}} \leq \dot{\bar{\epsilon}}_t \quad (\text{I. 10})$$

$$\left(\mathbf{1} + \frac{\dot{\bar{\epsilon}}}{\dot{\bar{\epsilon}}_0} \right) \left(\mathbf{1} + \frac{\dot{\bar{\epsilon}}_t}{\dot{\bar{\epsilon}}_0} \right)^{\mathbf{m}_2 - \mathbf{m}_1} = \left(\frac{\bar{\sigma}}{\mathbf{Pm}(\bar{\epsilon})} \right)^{\mathbf{m}_2} \quad \text{si } \dot{\bar{\epsilon}} > \dot{\bar{\epsilon}}_t \quad (\text{I. 11})$$

\mathbf{Pm} étant la contrainte d'écoulement, \mathbf{m}_1 et \mathbf{m}_2 sont respectivement les sensibilités à faibles et à hautes vitesses de déformation et $\dot{\bar{\epsilon}}_t$ est le taux de déformation seuil séparant les deux régimes.

IV. Usure des outils coupants

D'une manière générale, on peut définir l'usure comme une perte de masse à l'interface de deux solides en contact, engendrée par des phénomènes liés au frottement.

Dans le domaine de la fabrication mécanique, l'usure des outils de coupe résulte de l'action de plusieurs mécanismes chimiques, mécaniques ou physiques et peut se manifester sous diverses formes sur la plaquette.

1. Mécanismes/modes d'usure

Dans le domaine de la fabrication mécanique, le phénomène de l'usure est perçu comme une problématique majeure à résoudre. Il est donc indispensable de comprendre les mécanismes qui régissent cette usure. Selon Shaw [SHA05], trois modes d'usure peuvent être répertoriés: usure par abrasion, usure par adhésion et usure par diffusion.

1.1. Usure par abrasion

Ce mode d'usure est certainement le mode auquel les industriels doivent le plus faire face. Il peut être défini comme un phénomène mécanique qui provoque l'enlèvement de matière sous forme de micro-copeaux et ce par l'impact sur leur surface de particules ayant une dureté équivalente ou supérieure à la leur. La matière dans l'outil est enlevée par l'action mécanique de particules solides dans les interfaces copeau-outil et outil-surface usinée. Les chercheurs estiment que la contribution de l'abrasion peut atteindre 25% de l'usure totale de l'outil de coupe [MAR96].

Halila et al [HAL13] ont élaboré un modèle pour la quantification de l'usure par abrasion pour l'usinage de l'acier 42CrMo4 par un carbure de tungstène non revêtu. Dans cette approche tribologique, les particules abrasives dans la zone de contact sont modélisées par des cônes aléatoirement distribués aux niveaux des interfaces. L'usure par abrasion est donnée par le volume enlevé par l'ensemble des particules.

Ce mode d'usure par abrasion est étroitement lié à la composition chimique du matériau à usiner mais également à son procédé d'élaboration. Il est accentué dans le cas d'usinage à faible vitesse de coupe et à faible profondeur de passe.

1.2. Usure par adhésion

Ce mode d'usure d'origines physico-chimiques se manifeste par la création puis la rupture de jonctions métalliques à l'interface outil-copeau et ce sous l'effet de pressions et températures locales élevées entre les aspérités du copeau et de l'outil.

L'usure adhésive dépend fortement des caractéristiques de dureté et de ductilité du matériau usiné et de l'affinité chimique, notamment les solubilités mutuelles, des corps en contact. Elle se manifeste principalement lors de l'usinage avec des outils en carbure métallique à des vitesses de coupe relativement faibles. Le choix de gamme de vitesses de coupe élevées permet ainsi de limiter l'impact de ce mode d'usure [XIE04].

1.3. Usure par diffusion

C'est un mode d'usure d'origine physico-chimique thermiquement activé, sous fortes pressions de contact. Il se manifeste par un transfert des atomes de l'outil vers la pièce à cause de

la différence de potentiel chimique. Il se manifeste pour des vitesses de coupe et une température de l'outil élevées [LIS04].

Dans la référence [NOU00] l'auteur s'est intéressé à la prédiction de l'usure par diffusion des outils de coupe dans le cadre de l'usinage à grande vitesse (UGV) en proposant 2 modèles basés sur les travaux de Molinari, Dudzinski et Moufki [MOL92, DUD97, MOU98]. Dans un premier temps, une température moyenne à l'interface outil-copeau a été considéré puis une distribution non uniforme ou réelle. Grâce à ces modèles, le volume de matière enlevé, l'usure en cratère et les concentrations des espèces chimiques ont été déterminées. Également l'influence des paramètres de coupe et des caractéristiques physico-chimiques de l'outil et de la pièce sur l'usure dans le but de déterminer les conditions de coupe optimales ont été étudiés [NOU00].

Outre ces trois principaux modes d'usure : abrasion, adhésion et diffusion, d'autres mécanismes dont l'effet est moins important peuvent être cités tel que l'usure par oxydation qui se manifeste par une attaque chimique sur la surface et est accentuée par les contraintes mécaniques de frottement. Il peut aussi s'agir de l'usure par érosion due à l'action d'enlèvement de matière des particules dans un fluide ou l'usure par fatigue soit thermique provoqué par l'usinage à grande vitesse avec des outils à faible conductivité thermique ou mécanique qui se manifeste par des vibrations.

Selon les conditions d'usinage (vitesse de coupe, avance, etc.), la contribution de chacun de ces modes d'usure peut varier et plusieurs mécanismes peuvent même opérer de manière concomitante ce qui rend l'étude de ce phénomène encore plus complexe (Figure 7).

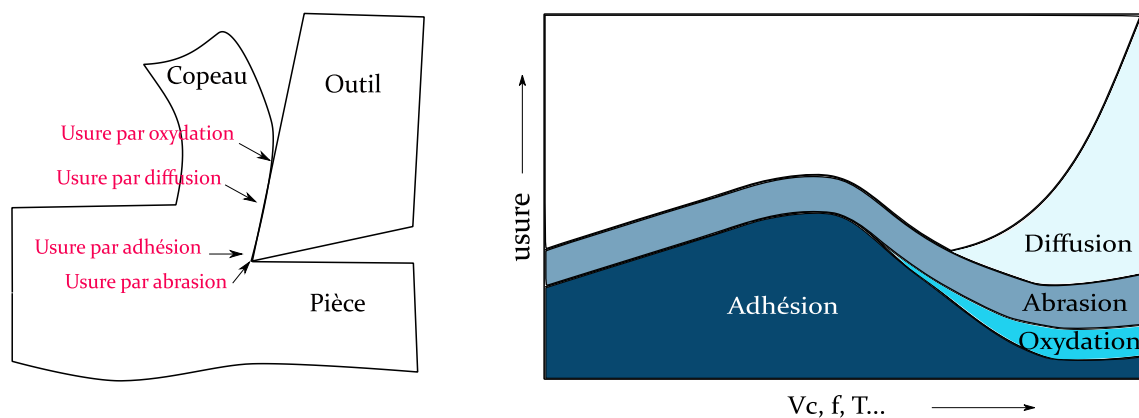


Figure 7 : Effet des paramètres de coupe sur les mécanismes d'usure [LI12]

2. Formes d'usure

La durée de vie d'un outil de coupe est conditionnée par son état de détérioration et donc son usure. Cette dernière provient des sollicitations mécaniques et thermiques dues aux mouvements relatifs entre la pièce, l'outil et le copeau, ce qui génère un transfert de particules au niveau des surfaces en contact. Cette usure peut être estimée sur le plan macroscopique par la mesure de paramètres géométriques sur l'outil (VB, KT).

Les formes d'usure sont donc : l'usure en dépouille, l'usure en cratère, l'usure en entaille, l'effondrement de l'arête de coupe, la fissuration, l'écaillage de l'arête, l'arête rapportée (Figure 8).

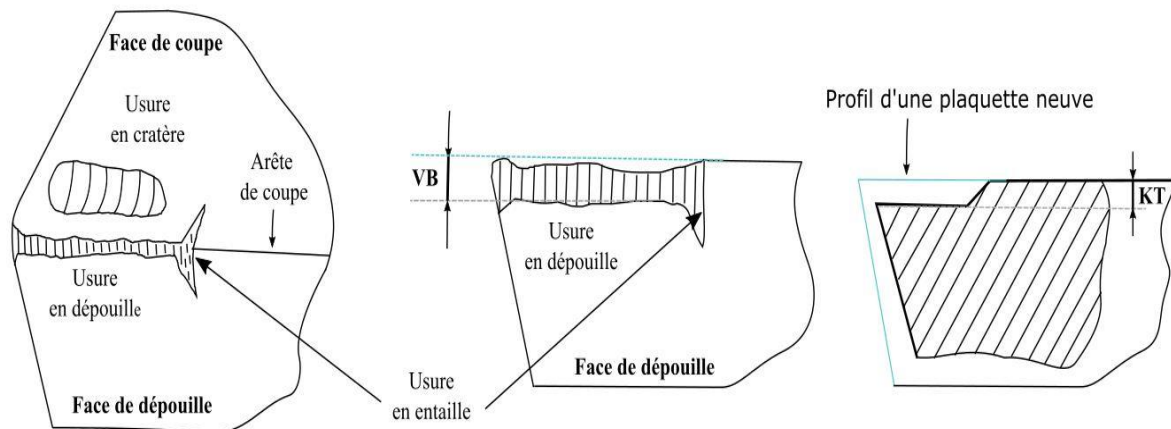


Figure 8 : Formes d'usure observées sur une plaquette de coupe [KAG09]

2.1. Usure en dépouille

Cette forme d'usure apparaît sur la face de dépouille principale de l'outil, qui est en contact avec la pièce fraîchement usinée et résulte essentiellement de l'usure par abrasion et par adhésion.

L'usure en dépouille affecte considérablement les efforts de coupe provoquant un mauvais état de surface ou des cotes hors tolérances. Elle est caractérisée par VB ; largeur moyenne du cratère qui constitue le critère pour le calcul de la durée de vie d'un outil de coupe.

Khrais et al [KHR07] ont observé l'usure provoquée par l'usinage de l'acier 42CrMo4 avec un outil en carbure cémenté revêtu. La figure 9 illustre des images MEB d'usure observée sur la face en dépouille et ce pour une vitesse de coupe de 360 m/min, une vitesse d'avance de 0,14 mm/tr et une profondeur de passe de 1 mm [KHR07].

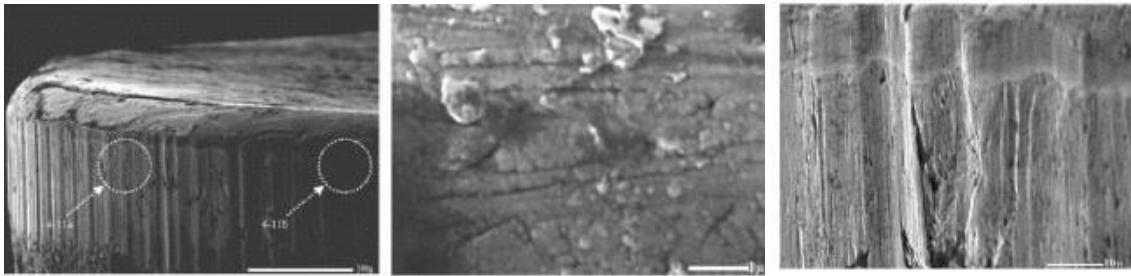


Figure 9 : Images MEB d'usure observée sur la face de dépouille [KHR07]

2.2. Usure en cratère

Elle apparaît sur la face de coupe de l'outil à une faible distance de l'arête de coupe et résulte de l'action de l'écoulement du copeau sur la face de coupe à des températures très élevées; elle est donc due à l'usure par abrasion et par diffusion.

Cette forme d'usure peut augmenter l'angle de coupe et diminuer les efforts de coupe mais elle peut également affaiblir l'arête de coupe. La dégradation, voire la rupture de l'arête, a un impact néfaste sur l'état de surface. La profondeur du cratère notée KT est le critère le plus utilisé pour évaluer l'usure en cratère.

La figure 10 montre des observations, via un microscope LEICA®, d'usure en cratère observée lors de l'usinage d'un acier C20 par un outil en carbure non revêtu P25 et ce au bout de 4 minutes d'usinage [FIL07].

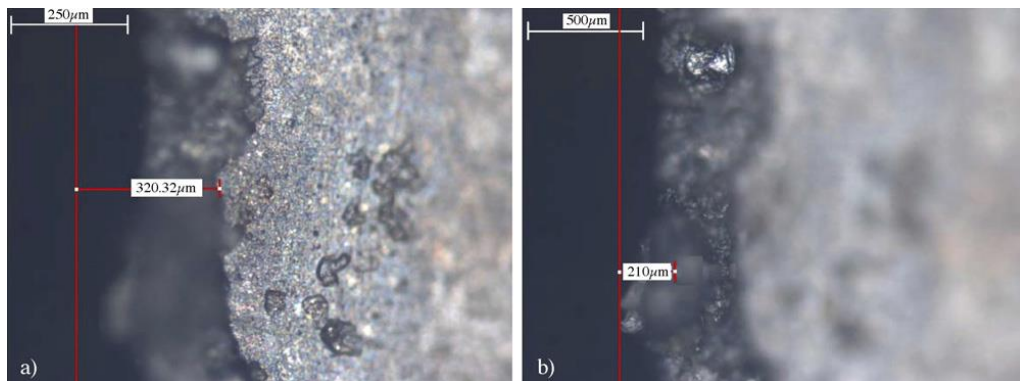


Figure 10 : Observations d'usure en cratère. (a) $V_c = 155$ m/min, $f = 0.12$ mm/tr; (b) $V_c = 235$ m/min, $f = 0.17$ mm/tr, [FIL07]

V. Modélisation de l'usure des outils de coupe

Bien que la prédiction de l'usure soit une étape cruciale pour les industriels dans le secteur de l'usinage, elle reste une tâche délicate à accomplir vu les limitations des moyens de modélisation de l'usure.

En effet, à travers la modélisation de l'usure, la contribution de chaque forme d'usure et son évolution au cours du temps vont être mises en évidence. Il est également possible de voir l'influence des divers paramètres de coupe sur le processus de l'usure.

Cette section sera donc dédiée à la présentation des principaux modèles développés pour quantifier l'usure des outils de coupe ainsi que les formes et modes d'usure existantes.

1. Historique

1.1. Modèles empiriques

Les premières tentatives ayant pour objectif de prédire l'usure des outils de coupe consistait en l'élaboration de modèles empiriques reliant la durée de vie à un ou plusieurs paramètres de coupe. Certes, leur inconvénient majeur est la restriction de leur application pour un intervalle de conditions de coupe très limité. Avec le développement des technologies d'usinage, comme l'Usinage à Grande Vitesse (UGV), les équations de durée de vie de l'outil doivent être mises à jour avec l'introduction de nouvelles constantes et une focalisation sur l'expérimentation.

De plus, seule la durée de vie peut être prédite par ces équations mais elles ne fournissent aucun renseignement sur la progression de l'usure de l'outil, son profil ou les mécanismes qui la régissent qui sont parfois importants pour les fabricants d'outils de coupe [LI12].

Le modèle de **Taylor** est le modèle le plus utilisé dans l'industrie pour estimer la durée de vie d'un outil de coupe [TAY07]. Sa forme la plus simplifiée est la suivante :

$$T_L = C V_c^n \quad (I. 12)$$

T_L est la durée de vie de l'outil exprimée en min, C une constante qui dépend du couple outil matière et n un paramètre qui dépend essentiellement de la nuance de la plaquette de coupe. La détermination des paramètres C et n sont se fait expérimentalement

Dans le but d'améliorer l'estimation de la durée de vie des outils coupants, d'autres formes dérivées du modèle de Taylor ont été élaborées. Le modèle de **Gilbert** [GIL50] (appelé également modèle de Taylor généralisé), en est une. Dans cette formulation, la durée de vie de l'outil ne dépend plus uniquement de la vitesse de coupe mais prend en compte d'autres paramètres d'usinage (avance, profondeur de passe). Elle est donnée par l'équation suivante :

$$T_L = C V_c^n f^x a p^y \quad (I. 13)$$

n , C , x , y sont des constantes dépendant du matériau utilisé.

Ce modèle a été également amélioré par **Koning-Depiereux** [REM01]. Ses recherches ont abouti à une représentation qui s'approche le mieux de l'évolution de l'usure donnée par les essais expérimentaux. Il propose donc l'expression ci-dessous :

$$T_L = \exp(-\alpha V_c^\mu - \gamma f^\nu - \delta a p^\lambda) \quad (I. 14)$$

Le Modèle de **Kronenberg** [KRO70] est une autre forme d'estimation de l'usure des outils de coupes, développée en 1970 :

$$T_L + K = C_1 V_c^{n_1} \quad (I. 15)$$

K , C_1 et n_1 sont des constantes.

Ci-après les courbes qui illustrent l'évolution de l'usure des outils de coupe en fonction de la vitesse de coupe pour chacune des lois citées précédemment.

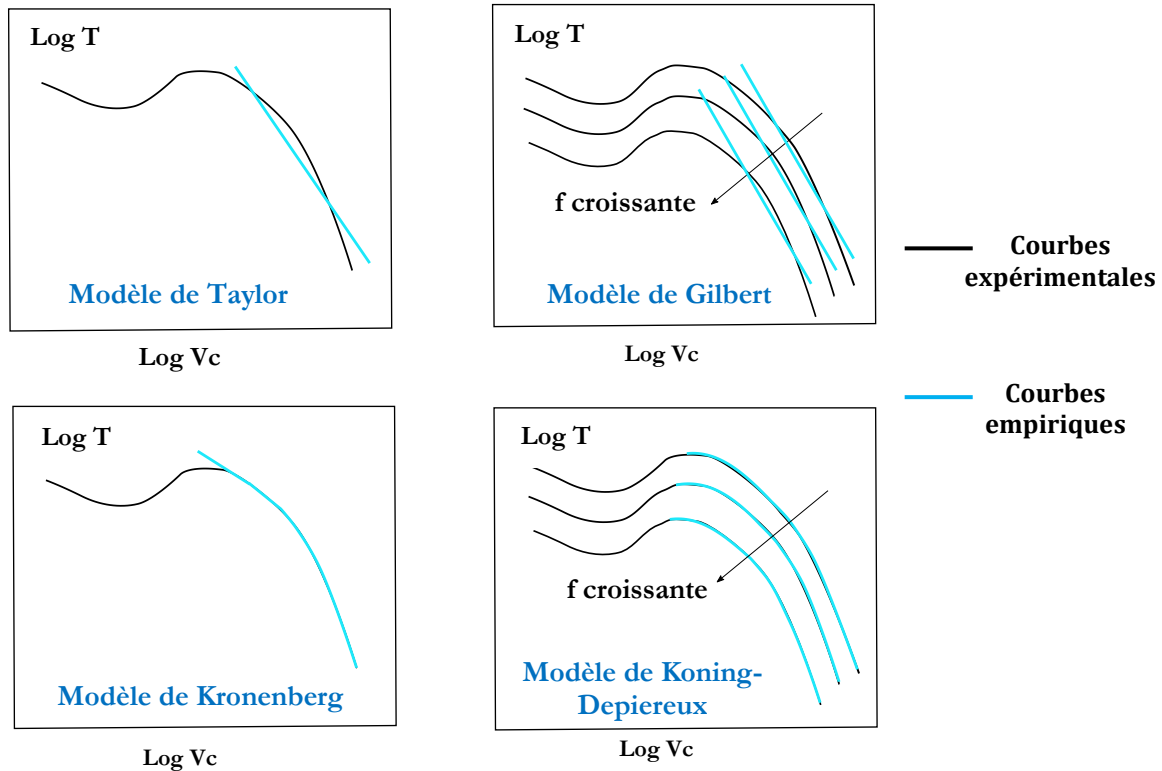


Figure 11 : Principaux modèles d'usure développés [HAL15]

1.2. Modèles analytiques

Vu les limites des modèles empiriques quant à la prédiction de l'usure de l'outil de coupe et des différents phénomènes qui le régissent, les chercheurs ont essayé d'élaborer des modèles qui mettent l'accent sur un ou plusieurs mécanisme d'usure notamment l'abrasion, la diffusion...

Contrairement aux modèles établis précédemment et qui donnent directement la durée de vie de l'outil et non l'évolution de l'usure de l'outil au cours du temps, ces modèles permettent de prédire l'évolution de la forme de l'outil au cours du temps.

Les principaux modèles analytiques d'usure trouvés dans la littérature sont :

1.2.1. Modèle de Takeyama et Murata

Ce modèle a été développé en 1963 [TAK63]. Il prend en compte l'usure par abrasion et par diffusion. Il est donné par l'expression (I.16) :

$$\frac{dw}{dt} = G(V, f) + D \exp\left(-\frac{E_a}{RT}\right) \quad (I. 16)$$

$\frac{dw}{dt}$ étant le taux d'usure, E_a l'énergie d'activation du processus de diffusion, R la constante des gaz parfaits, T la Température de l'outil, G et D des constantes du matériau à déterminer expérimentalement.

1.2.2. Modèle d'Usui et Shirakashi

Ce modèle a été développé en 1984 [USU84]. Il prend en compte l'usure par adhésion. Il est donné par l'expression suivante :

$$\frac{dw}{dt} = A \sigma_n V_g \exp\left(-\frac{B}{T}\right) \quad (I. 17)$$

σ_n est la contrainte normale à la surface de contact, V_g la vitesse de glissement, A et B des constantes.

V_g , T et σ_n peuvent être déterminés grâce à la Méthode des Eléments Finis ou en combinant une méthode analytique avec la Méthode des Différences Finies.

Ainsi, cette méthode est pratique pour l'implémentation de l'estimation de l'usure.

1.2.3. Modèle d'Archard

Pour estimer le volume de matière usé par abrasion dans le cas d'un frottement pion-disque, Archard [ARC53] établit la relation ci-après ; celle-ci reste valable pour le cas d'un contact glissant à vitesse constante :

$$V = k \frac{F_n}{P_m} d \quad (I. 18)$$

\mathbf{k} étant le coefficient d'usure sans unités, \mathbf{F}_n étant l'effort normal appliqué, \mathbf{P}_m étant la contrainte d'écoulement du matériau le plus mou et \mathbf{d} la distance parcourue.

Si on pose $\mathbf{K} = \frac{\mathbf{k}}{\mathbf{P}_m}$, \mathbf{K} étant le coefficient d'usure [MPa^{-1}], l'expression de la loi d'Archard devient :

$$\mathbf{V} = \mathbf{K} \cdot \mathbf{F}_n \cdot \mathbf{d} \quad (\text{I. 19})$$

La loi d'Archard peut également s'écrire sous la forme suivante :

$$\frac{\mathbf{h}}{\mathbf{t}} = \mathbf{K} \cdot \mathbf{V}_g \cdot \mathbf{P} \quad (\text{I. 20})$$

\mathbf{h} est la profondeur d'usure et \mathbf{P} la pression de contact à la surface.

1.3. Modèles numériques

Le développement d'outils de calcul de plus en plus sophistiqués et de méthodes numériques pour la résolution de problématiques complexes a engendré un progrès considérable dans la simulation des opérations d'usinage. Parmi ces méthodes on cite principalement la Méthode des Eléments Finis (FEM) qui a permis de simuler les efforts de coupe, les températures de coupe, les contraintes résiduelles...

Ainsi, vu l'impact considérable de l'usure sur l'intégrité de surface et notamment le déroulement de l'opération d'usinage, les chercheurs ont essayé d'élaborer des modèles numériques pour la prédiction du phénomène d'usure des plaquettes de tournage.

Les principaux modèles d'usure par éléments finis établis ont été développés sous le code de calcul DEFORM®. En effet, Yen et al [YEN04] ont été les premiers à développer un modèle éléments finis pour la prédiction de l'usure sous le code de calcul DEFORM-2D. Le modèle élaboré traite l'usinage de l'acier C45 par un outil en carbure non revêtu en coupe orthogonale. Il permet de calculer l'usure en cratère \mathbf{KT} et en dépouille \mathbf{VB} en se basant sur le modèle d'usure d'Usui.

Comme l'illustre la figure 12, la stratégie de calcul de l'usure débute par un calcul thermo-mécanique lagrangien suivi d'un calcul purement thermique dans le but d'avoir la distribution de température en régime permanent.

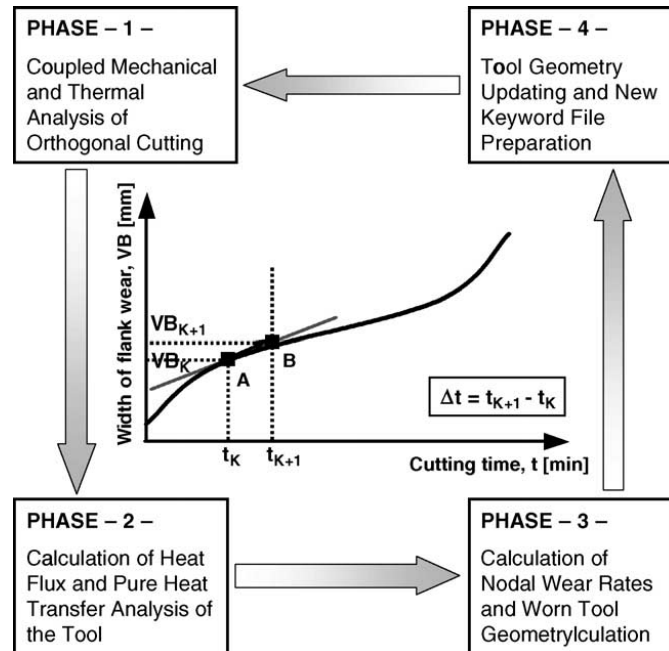


Figure 12 : Stratégie de simulation de l'usure Via DEFORM-2D, [YEN04]

Après un nombre d'incrémentes choisi arbitrairement, le taux d'usure est calculé en chaque nœud de la surface de l'outil via la loi d'Usui et Shirakashi [USU84] et la géométrie de l'outil est mise à jour par déplacement des nœuds dans une direction normale à l'arête de coupe (Figure 13).

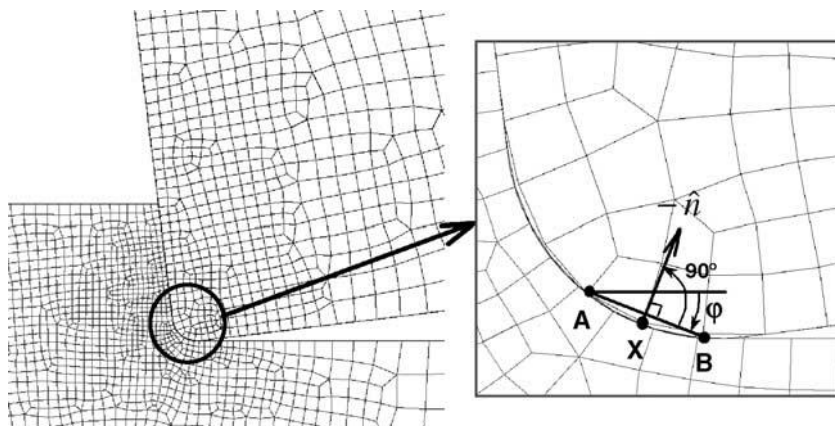


Figure 13 : Schéma illustrant la mise à jour de la géométrie de l'outil par déplacement nodal : cas de l'usinage de l'acier C45 par un outil en carbure non revêtu, $V=300\text{mmin}$; $f=0.145\text{mmtr}$, [YEN04]

Xie et al [XIE05] se sont inspirés de ce modèle pour la simulation de l'usure de l'outil avec l'ajout d'une subroutine permettant de déterminer l'incrément de calcul adéquat entre 2 calculs de géométries usées.

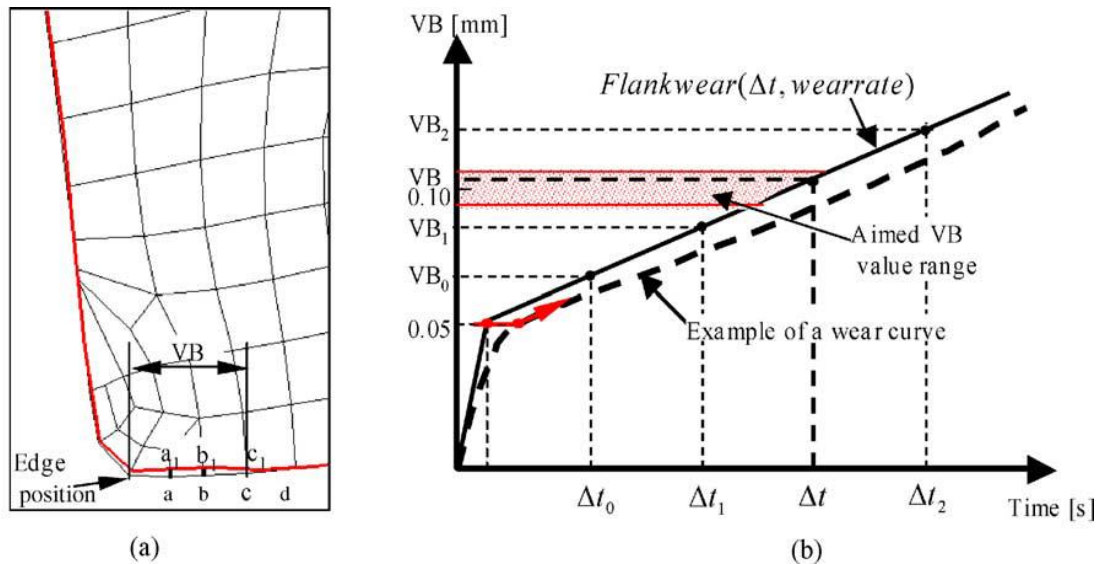


Figure 14 : Modèle d'usure de Xie : (a) Calcul de l'usure en dépouille; (b) Stratégie de définition de l'incrément de calcul, [XIE05]

Filice et al. [[FIL07] ont étudié l'usure d'un outil en carbure non revêtu pour l'usinage de l'acier C20 et ce à travers la loi de Takeyama et Murata [TAK63] et en supposant que la diffusion est le phénomène prédominant à hautes températures ; ce qui donne l'expression simplifiée suivante :

$$\frac{dw}{dt} = D \exp\left(-\frac{E_a}{RT}\right) \quad (I. 21)$$

Une subroutine utilisateur assure le remaillage de l'outil et ce après calcul de la profondeur d'usure correspondant à chaque nœud (Figure 15-b). La confrontation des résultats numériques aux résultats expérimentaux conforte la robustesse du modèle établi.

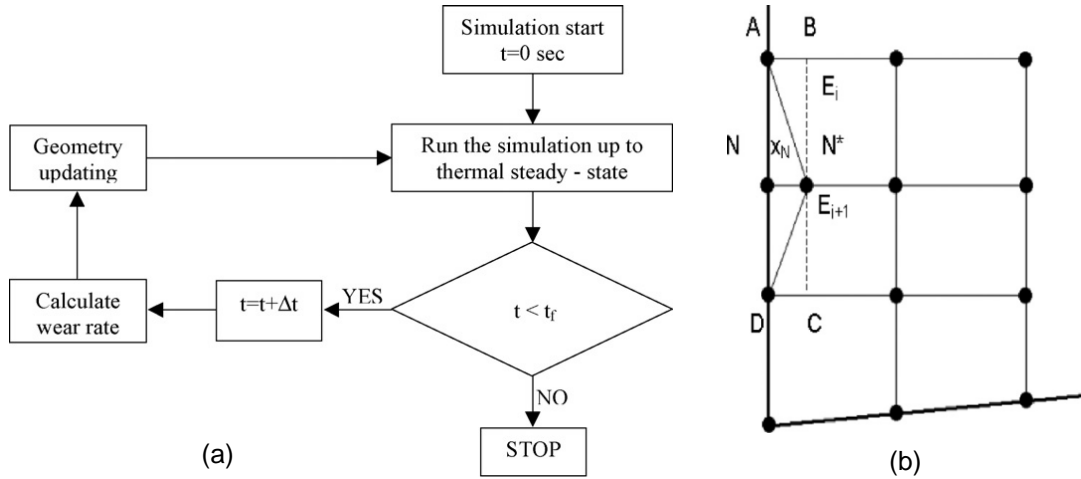


Figure 15 : Modèle d'usure de Filice : (a) Stratégie de modélisation de l'usure ; (b) Procédure de mise à jour de la géométrie de l'outil [FIL07]

Attanasio et al [ATT10] se sont inspirés du modèle de Filice et al mais pour l'élaboration d'un modèle 3D et non 2D pour la simulation de l'usure d'un outil en carbure non revêtu P40 pour l'usinage de l'acier C45. Pour la simulation de l'usure et pour une meilleure prédiction de l'usure en cratère, ils ont combiné les modèles de Takeyama et Murata et d'Usui et Shirakashi pour prendre en compte à la fois les mécanismes d'abrasion et ceux de la diffusion.

Ce modèle couplé Abrasion-Diffusion s'exprime par les équations suivantes :

$$\left\{ \begin{array}{l} \frac{dw}{dt} = \frac{dw_a}{dt} A P V_g \exp\left(-\frac{B}{T}\right) \quad \text{si } T \leq T_{act} \quad (I.22) \end{array} \right.$$

$$\left\{ \begin{array}{l} \frac{dw}{dt} = \frac{dw_a}{dt} + \frac{dw_d}{dt} = A P V_g \exp\left(-\frac{B}{T}\right) + D(t) \exp\left(-\frac{E_a}{RT}\right) \quad \text{si } T > T_{act} \quad (I.23) \end{array} \right.$$

$\frac{dw_a}{dt}$ étant le taux d'usure calculé selon le modèle ne prenant en compte que l'abrasion, $\frac{dw_d}{dt}$ le taux d'usure calculé selon le modèle prenant en compte que la diffusion, \mathbf{P} la pression de contact à l'interface outil-copeau et \mathbf{T}_{act} la température d'activation du phénomène de diffusion.

La prise en compte de l'usure se fait également par réactualisation des nœuds de l'outil via une subroutine.

Cheon et al [CHE16] ont proposé un modèle d'usure sous DEFORM® qui prend en compte l'usure par abrasion et par fatigue et ce en combinant une loi d'Archard modifiée et une loi d'endommagement en rupture ductile : Modèle de Lemaitre.

La profondeur d'usure s'exprime comme suit :

$$\mathbf{w} = \mathbf{k} \frac{\mathbf{P}^a \mathbf{V}_g^b}{\mathbf{H}^c} \mathbf{t} \quad (\text{I. 24})$$

\mathbf{P} étant la Pression de contact, \mathbf{V}_g la vitesse de glissement, \mathbf{a} , \mathbf{b} et \mathbf{c} sont des constantes déterminées via des essais expérimentaux pion-disque.

Le taux d'usure est calculé en chaque nœud et la mise à jour de la géométrie de l'outil est effectuée par mise à jour des coordonnées des nœuds de la surface de l'outil suivant la normale à la surface. Si la valeur du Jacobien d'un élément de la surface de l'outil est négative, l'élément est estimé suffisamment usé et est donc supprimé.

Pour l'usure en fatigue, le taux d'endommagement est calculé sur tous les éléments de la surface de l'outil. Quand ce taux atteint un seuil critique d'endommagement, l'usure est prise en compte par suppression d'éléments.

2. Augmentation de la durée d'usinage simulée

La durée d'usinage simulée est un point clé pour l'estimation de l'usure d'une plaquette donnée, sous des conditions de coupe spécifiques. En effet, l'usure apparaît expérimentalement au bout de quelques secondes, alors que la plupart des simulations numériques sont de quelques

millisecondes dans des conditions de coupe orthogonale (2D) tout en nécessitant plusieurs heures CPU de calcul [YEN04] [XIE05].

D'autre part, le temps de calcul lors d'une simulation numérique est réparti principalement entre la nécessité de calculer les déformations dans le matériau et la nécessité de gérer les contacts. Ce temps dépend fortement de la formulation utilisée et est d'autant moins important dans l'ordre des formulations ci-après, lagrangienne, eulérienne et ALE.

Ainsi, pour atteindre des temps d'usinage élevés, le recours à des machines de calcul puissantes est jugé indispensable mais présente l'inconvénient d'être une alternative coûteuse. Pour y remédier, les chercheurs ont donc essayé de développer des méthodes numériques qui visent à augmenter la durée d'usinage simulée sans pour autant générer des temps de calcul énormes.

Yen et al [YEN04] ont développé la méthode « Konti-Cut », sous DEFORM-2D, qui consiste à éliminer le copeau et la pièce usinée après une certaine durée d'usinage (Figure 16). Bien qu'il soit parvenu à atteindre un temps d'usinage de six minutes, cette méthode a l'inconvénient de supprimer tout l'historique des champs de température et des contraintes transmises à la pièce usinée et à la zone de contact particulièrement. Elle ne permet pas également de s'intéresser à l'intégrité de surface vu qu'elle supprime la partie de la pièce ayant été usinée (suppression de la surface finie) (Figure 16).

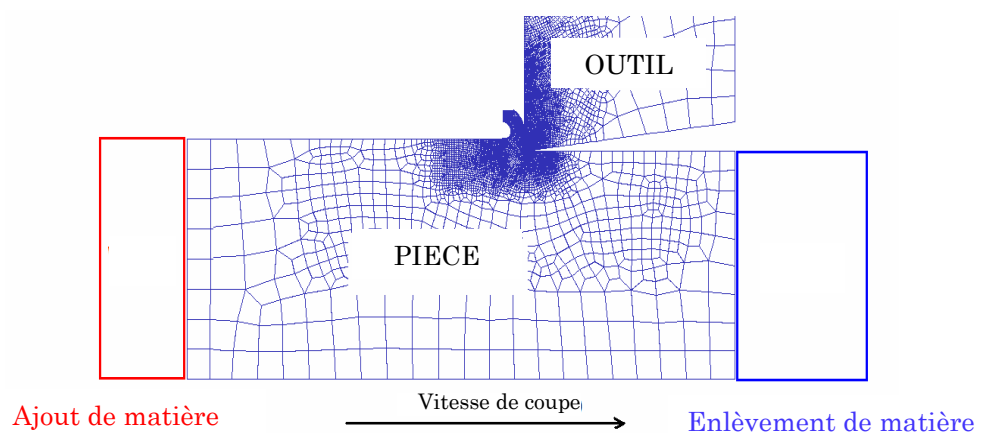


Figure 16 : Simulation de l'usure de l'outil de coupe Via le module « Konti-Cut » ($V_c=300$ m/min, $f=0.145$ mm/tr, $V_B=0.1$ mm [YEN04])

Plus récemment, Salvatore et al [SAL13] ont proposé une solution dans le but de réduire le temps de calcul. Cette solution consiste à fractionner le copeau, considéré comme inintéressant pour son étude qui est focalisée sur la prédiction de l'usure des outils de coupe. La simulation va donc être effectuée sur une longueur usinée plus élevée ce qui va permettre de réaliser un temps simulé plus important. Le copeau, initialement continu, est désormais formé par des portions de copeau distantes de $80\mu\text{m}$. Chaque portion du copeau va être éliminée au fur et à mesure de l'avancement du calcul.

Le gain de temps est donc réalisé à travers l'élimination du temps alloué à la gestion de contact entre le copeau lui-même et la surface brute grâce à la réduction considérable des surfaces de contact et des équations résultantes.

Par contre, cette méthode ne permettra pas de simuler la coupe avec un copeau continu et d'étudier la morphologie du copeau et l'influence de l'usure sur ce dernier.

La figure ci-dessous présente le modèle développé avec le copeau discontinu. Après une période de temps, le copeau est éjecté de la zone de coupe.

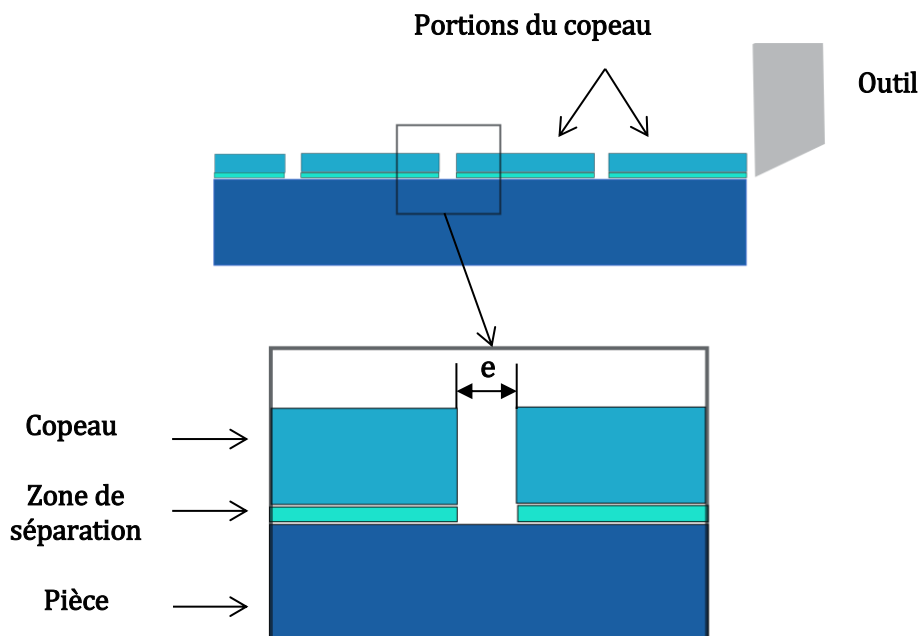


Figure 17 : Solution pour la réduction du temps de calcul, $e=80\ \mu\text{m}$ [SAL13]

Le recours au « Mass scaling » est également possible pour réduire le temps de calcul sur ABAQUS®. En effet, cette méthode consiste à augmenter de manière artificielle la masse volumique d'un élément du maillage pour augmenter le pas de temps et par conséquent réduire le nombre d'incrément de calculs.

Prior [PRI94] et Wang et al [WAN06] ont utilisé le mass scaling dans la simulation de mise en forme des métaux et Ducobu et al [DUC15] dans la simulation de la coupe orthogonale du titane. Le principal avantage de cette méthode est, que malgré la modification de la densité du matériau, sa dépendance à la vitesse de déformation et à la température reste inchangée.

Cette méthode permet donc de diminuer le temps de calcul d'une façon artificielle sans influencer les résultats. L'utilisation du mass scaling dans la simulation de la coupe orthogonale du titane a permis à Ducobu et al [DUC15] de diminuer le temps de calcul de 70%.

VI. Intégrité de surface

1. Introduction

L'opération d'usinage a un impact considérable sur l'intégrité de surface et donc sur le comportement de la pièce finie. Cet impact concerne la rugosité de la surface, la microstructure des sous-couches et les contraintes résiduelles.

L'initiation de fissures peut être liée à la présence de contraintes résiduelles de tension provoquées par un usinage mal ou insuffisamment maîtrisé, d'où l'importance de l'identification des effets des procédés d'usinage, notamment ceux en cours de développement, sur l'intégrité des surfaces et, de plus, d'être informé sur l'évolution de ces effets lorsqu'un paramètre d'usinage varie même légèrement, cela particulièrement pour maîtriser les contraintes résiduelles.

2. Contraintes résiduelles

Les contraintes résiduelles sont des contraintes qui subsistent en l'absence de toute force extérieure appliquée à la pièce. Elles résultent d'un dépassement local de la limite d'élasticité ce qui peut entraîner la génération d'une déformation plastique hétérogène.

En usinage, l'apparition de contraintes résiduelles résulte d'une combinaison d'effets produits par l'opération de coupe :

- Des transformations physicochimiques (transformations microstructurales, changements de phase dus à l'élévation de la température).

- Des effets thermiques (échauffement non homogène)

- Des effets mécaniques (écrouissage, mécanismes de la coupe)

Les contraintes résiduelles sont la superposition de trois types de contraintes que l'on appelle du premier ordre, deuxième ordre et troisième ordre.

VII. Revêtement des outils de coupe

Le revêtement des outils coupants est un procédé fréquent en usinage notamment avec l'usinage à grande vitesse (UGV). Ce procédé permet d'améliorer la performance des outils dans le but de lutter contre les problèmes résultants de l'usinage notamment les températures élevées.

Le choix d'un revêtement spécifique se base sur 4 points :

- La résistance aux températures : En usinage, le frottement outil/pièce ou outil/copeau produit de la chaleur sur la partie supérieure de la pièce. Le revêtement doit constituer un barrage thermique afin de réduire la propagation de la chaleur dans le substrat (matière de l'outil sous le revêtement), sous peine de voir se déformer l'outil et son revêtement.

Notons que la température qui a le plus grand intérêt n'est pas la température de fusion du revêtement mais d'oxydation. Il s'agit d'une réaction chimique à l'oxygène qui détériore les propriétés du revêtement. Ainsi, le revêtement TiCN ne fond qu'à partir de 3000 °C, mais s'oxyde à partir de 400°C.

La dureté : Capacité de résistance d'un revêtement à la déformation, c'est-à-dire à l'usure. Elle est mesurable grâce à la dureté Rockwell C : HRC. Cela permet la comparaison entre les divers revêtements. Ainsi le TiN possède généralement une dureté de 80 HRC. La dureté indiquée est celle de l'outil à température ambiante. Elle diminue en cas d'augmentation de la température, comme lors de l'usinage.

Le coefficient de friction : Il résulte notamment du frottement de l'outil avec la matière. Quand ce coefficient est modéré, la chaleur est basse et l'évacuation des copeaux est aisée, ce qui évite le problème d'adhérence. Utile lors d'un travail sur de l'aluminium ou du cuivre, pour éviter que leurs copeaux ne collent à l'outil. La qualité de finition (aspérités...) de la surface du revêtement et à fortiori de son substrat, joue un rôle dans la baisse de ce coefficient

La réactivité chimique : La pression et la température peuvent entraîner un phénomène de diffusion. C'est une réaction chimique provoquant un transfert de matière qui tend à égaliser le potentiel chimique. En résumé, les atomes d'un matériau seront absorbés par un autre matériau. Ex : il ne faut pas usiner de l'acier carbone avec un outil revêtu de diamant. Ce dernier est chargé à 100% d'atome de carbone, contrairement à l'acier qui en contient moins. Le phénomène de diffusion provoquera une détérioration du revêtement à cause du transfert des atomes de carbone de l'outil sur les copeaux.

Les revêtements : d'une épaisseur de quelques μm , on distingue principalement 4 types de revêtements possédant chacun des spécificités :

TiN : revêtement (en nitrure de titane) caractérisé par une bonne résistance à l'usure à un coût réduit.

TiCN : revêtement (en carbonitrure de titane) caractérisé par une grande dureté, recommandé pour l'usinage des matériaux difficiles. L'usure due au frottement de l'outil contre la matière lors de l'usinage (l'abrasion) est limitée.

TiAlN: revêtement (en nitrure de titane aluminium) résistant aux fortes températures, il est destiné à un usinage grande vitesse. Haute performance de coupe et productivité accrue. Il assure une plus grande durée de vie de l'outil.

Diamant : revêtement possédant une dureté très importante. Il assure un état de surface excellent dans les pièces usinées. Revêtement recommandé pour l'usinage des graphites, plastiques renforcés et alliages d'aluminium à fort taux de silicium.

Conclusion

L'usure des outils de coupe est l'un des points clés dans le domaine de la fabrication mécanique. Maîtriser ce phénomène permet de relever un enjeu économique très important quant aux coûts de rechange des plaquettes, les contraintes en termes de temps et essentiellement la réalisation de pièces avec des états de surfaces irréprochables et le pour le respect de la cotation dimensionnelle.

Prédire l'usure a constitué un véritable challenge pour les chercheurs qui n'ont cessé de proposer des modèles d'usure qu'ils soient empiriques, analytiques ou numériques.

Les modèles empiriques renseignent uniquement la durée de vie de l'outil en fonction des paramètres de coupe sans pour autant évoquer l'évolution de l'usure au cours du temps ou la contribution de chaque mécanisme d'usure.

Les modèles analytiques donnent le taux de matière enlevée sur la plaquette en fonction de paramètres de coupe divers. Par contre ils ne s'intéressent qu'à un seul mécanisme d'usure à la fois et proposent des modèles propres à un seul mode d'usure (abrasion, diffusion, adhésion...). Donc, la validité de ces modèles est restreinte à des conditions de coupe bien particulières.

Les modèles numériques ont été, la plupart du temps, développés sous le code de calcul DEFORRM-2D ou 3D. Peu de modèles éléments finis ont été proposés sous le code de calcul ABAQUS®. Ceci est expliqué par le temps de simulation très réduit des modèles de coupe développés sous ce logiciel (quelques millisecondes) loin du temps requis pour atteindre l'usure.

Il est donc indispensable de pouvoir, dans un premier temps, développer une méthode qui sert à prolonger la durée d'usinage simulée pour pouvoir par la suite implémenter une loi d'usure et suivre l'évolution de ce phénomène au cours du temps.

Une modélisation adéquate de l'interface outil-copeau et outil-pièce est également requise pour une modélisation plus réaliste de la physique d'usure.

Chapitre 2

Etude expérimentale de l'usure des outils de coupe

I. Introduction

Ce chapitre est dédié à l'étude expérimentale menée dans le cadre de ce projet de thèse et qui a pour but d'analyser l'influence des conditions d'usinage (vitesse de coupe, avance...) sur le phénomène d'usure des plaquettes de coupe en tournage et également de voir l'évolution de ce phénomène au cours du temps.

Cette étude permettra également d'améliorer et de valider le modèle numérique développé. L'ensemble des essais a été effectué selon une configuration de coupe orthogonale pour l'usinage de l'acier 42CrMo4, matériau fréquemment utilisé dans le milieu industriel. L'usinage se fait avec une plaquette en carbure de tungstène non revêtue.

Dans un premier temps, le dispositif expérimental déployé dans le cadre de cette étude est présenté, à savoir les matériaux étudiés et les moyens expérimentaux mis en œuvre (machines, appareils de mesure...). Par la suite, une section sera consacrée à la présentation du protocole d'essais et notamment de la campagne d'essais préliminaires qui a été conduite pour se situer dans une gamme de vitesses de coupe propices à l'observation du phénomène d'usure avec des temps d'usinage raisonnables. Ayant choisi les conditions de coupe à faire varier, 36 essais avec un couple (V_c , f) différent ont été effectués à des temps d'usinage allant de 10 à 40 secondes. In situ, les efforts de d'usinage (efforts de coupe, efforts d'avance) ont été récupérés.

Quelques essais ont été refaits avec un porte outil instrumenté dans le but d'évaluer le flux de chaleur transmis à l'outil.

La morphologie du copeau fait également partie de cette étude. Les copeaux collectés suite à chaque opération d'usinage ont été analysés dans le but de déterminer l'effet de la variation des conditions de coupe sur l'usinage de l'acier 42CrMo4.

Durant ces essais expérimentaux, les évolutions de l'usure sur la face de coupe et la face de dépouille et ce par microscopie 3D ont été aussi analysées. L'influence de chacun des paramètres de coupe (V_c et f) est évaluée sur l'évolution de l'usure. Les principaux résultats issus de la campagne d'essais sont exposés.

Une analyse MEB-EDX a également été menée pour quelques échantillons de plaquettes dans le but d'identifier et de quantifier le dépôt de matière sur les plaquettes. Cette étude est primordiale dans la quantification de l'usure adhésive.

II. Dispositif expérimental

1. Matériaux étudiés

1.1. Propriétés de la pièce : Acier 42CrMo4

Dans le cadre de ce projet, le matériau étudié est le 42CrMo4. Il s'agit d'un acier faiblement allié au chrome et au molybdène, qui présente un bon compromis entre dureté et résilience à l'état trempé et revenu. Ce matériau a également une bonne résistance à l'usure.

Cet acier est fréquemment utilisé dans le secteur industriel avec des champs d'applications très variées notamment pour l'élaboration d'arbres, d'engrenages et pièces mécaniques travaillant à l'usure.

Sa dénomination dans les différentes normes est présentée dans le tableau qui suit :

Tableau 2. Désignation de l'acier 42CrMo4 selon la norme

Euronorm	42CrMo4
AFNOR	42CD4
AISI/SAE	4140

Ce matériau est livré sous forme de barres dans le cadre de cette étude par le fabricant COUZON ACIERS SERVICE. La composition chimique du lot étudié est présentée dans le tableau 3.

Tableau 3. Composition chimique de l'acier 42CrMo4

Elément	C	Si	Mn	S	P	Cr	Mo	Ni	Cu	Sn	Al
%	0.41	0.27	0.82	0.028	0.015	1.02	0.198	0.05	0.03	0.003	0.028

Elément	V	Ti	N	H
%	0.005	0.0012	0.0055	1.10

Les principales propriétés thermomécaniques de l'acier 42CrMo4 sont illustrées dans le tableau 4.

Tableau 4. Propriétés thermomécaniques de l'acier 42CrMo4 [BAR05]

Paramètres thermomécaniques de la pièce	
Masse volumique, ρ (kg.m^{-3})	$7,8.10^3$
Module d'Young, E (GPa)	210
Coefficient de Poisson, ν	0.3
Chaleur spécifique, C_p ($\text{mJ.t}^{-1}.\text{K}^{-1}$)	379.10^6
Conductivité thermique, λ ($\text{W/m } ^\circ\text{C}$)	47
Coefficient de dilatation thermique, α_d ($^\circ\text{C}^{-1}$)	11.10^{-6}
Température de fusion, T_f (K)	1793
Limite élastique, R_e (MPa)	770
Résistance à la rupture, R_m (MPa)	980
Allongement à la rupture, A %	11

1.2. Propriétés de l'outil de coupe : plaquette TPUN 16 03 08 H10F

L'outil de coupe utilisé dans cette étude est une plaquette de coupe du constructeur SANDVICK COROMONT. Il s'agit d'une plaquette triangulaire non revêtue de référence TPUN 16 03 08 H10F avec comme substrat du Carbure de tungstène (WC). La référence TPUN est relative aux caractéristiques géométriques de la plaquette (Figure 18). La désignation est explicitée dans le tableau 5.

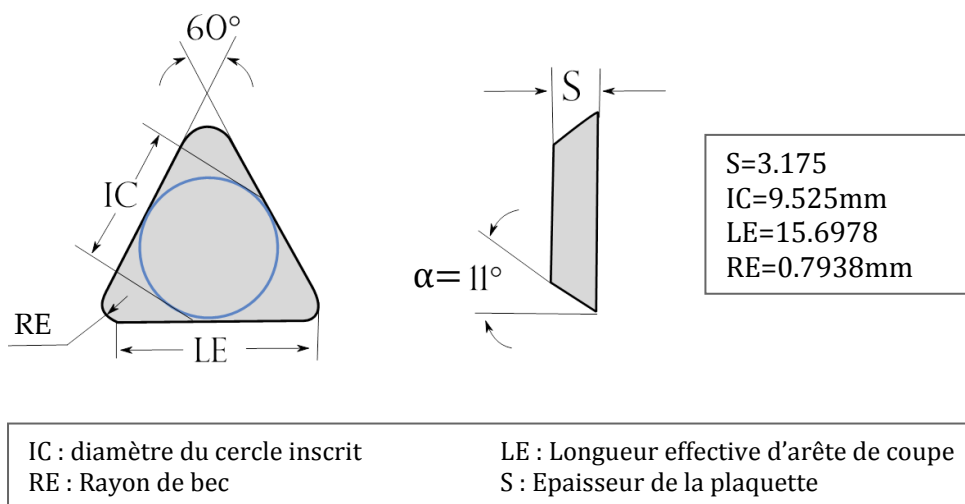


Figure 18 : Caractéristiques géométriques de la plaquette TPUN 16 03 08 H10F [Sandvik]

Tableau 5. Désignation de la plaquette TPUN 16 03 08 H10F

T	P	U	N	16	03	08	H10F
Plaquette triangulaire	Angle de dépouille 11°	Tolérance sur la hauteur	Absence de brise copeau	Longueur d'arête de 16mm	Epaisseur 3,18 mm	Rayon de bec 0.7938mm	Nuance

La nuance H10F (HW) est une nuance carbure non revêtue à grain fin. La taille moyenne de grain est de 0,8 μm . Ce carbure est utilisé comme substrat pour des revêtements TiN et MoS₂. Cette plaquette est recommandée pour l'usinage des superalliages réfractaires ou les alliages de titane avec de très faibles vitesses de coupe. Ces plaquettes ont une grande résistance aux chocs thermiques et à l'usure en entaille et conviennent pour la coupe intermittente et les passes longues (Catalogue SANDVIK).

2. Moyens expérimentaux

Les opérations de tournage en coupe orthogonale ont été menées sur le centre de tournage 3 axes SIEMENS TRANSMAB[®] 450 (machine du pôle productive de l'ENISE). Ce dernier est muni d'une broche dont la fréquence de rotation peut atteindre 3500 tr/min avec une puissance maximale de 30 kW.



Figure 19 : Centre d'usinage TRANSMAB 450

Les mesures des efforts sont réalisées à l'aide d'un dynamomètre KISTLER de type 9257A.



Figure 20 : Dynamomètre KISTLER de type 9257A

Les signaux captés par le dynamomètre sont transmis vers un amplificateur de charge puis vers un logiciel d'acquisition DASYLAB. Les acquisitions sont faites avec une fréquence d'échantillonnage $f_s = 1000$ Hz.

Le porte- plaquette adéquat pour les plaquettes de type TPUN 16 03 08 H10F est un outil CTFPL 2020K 16 (Figure 21).

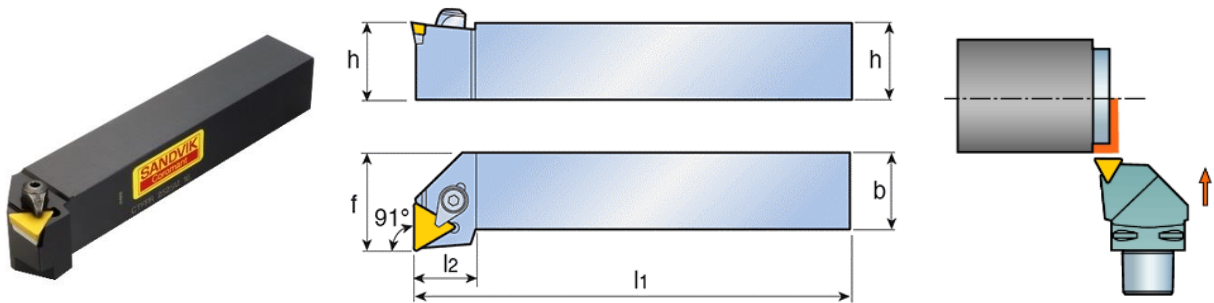


Figure 21 : Porte-plaquette CTFPL 2020K 16 [Sandvik]

Les caractéristiques géométriques de ce porte- plaquette sont données par le tableau 6 :

Tableau 6. Caractéristiques géométriques du porte-plaquette CTFPL 2020K 16

h (mm)	b (mm)	l1 (mm)	l2 (mm)	f (mm)
20	20	125	20	25

2.1. Mesure du flux de chaleur transmis à l'outil de coupe

Pour la détermination du flux de chaleur transmis à l'outil, il y a eu recours à un porte-outil instrumenté. En effet, ce dernier comprend une thermistance qui permet l'acquisition de la température locale du porte-outil via un ordinateur d'acquisition et un logiciel de la société THERMICAR. Cette température va permettre de déterminer le flux de chaleur transmis à l'outil par une méthode inverse et ce en identifiant la fonction de transfert thermique qui caractérise le couple outil/porte-outil. Cette méthode a été mise en place en premier par Battaglia [BAT01] et al. et a été reprise dans les travaux de Rech et al [REC02] et Courbon et al [COU11].

Les essais instrumentés ont été effectués sur un tour à commande numérique CMZ[®] TC-25-Y. Le dispositif expérimental déployé est présenté sur la figure 22:

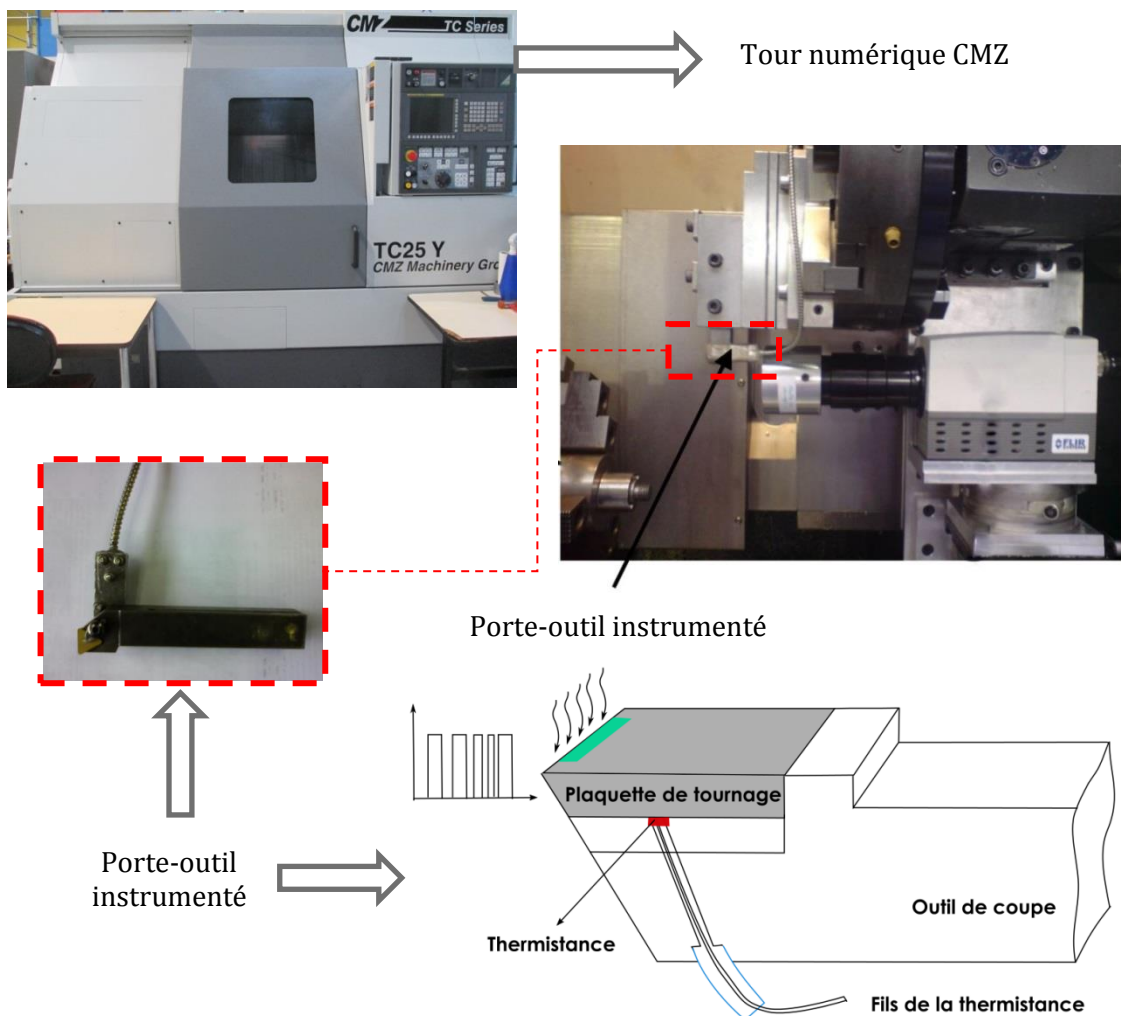


Figure 22 : Dispositif expérimental pour la mesure du flux de chaleur transmis à l'outil

2.2. Mesure de l'usure sur les plaquettes

La mesure de l'usure sur les plaquettes de tournage se fait à l'aide d'un système 3D de mesure de surface ALICONA[®] InfiniteFocus qui assure à la fois une mesure de forme et de rugosité par méthode optique avec une résolution élevée allant jusqu'à 20 nm.

Le principe de fonctionnement de ce système est de combiner un microscope optique et une caméra. Il utilise un capteur de contraste en couleurs et permet, à partir de la variation de focalisation, de générer une information topographique combinée à une image en couleurs. Une mesure 3D précise est donnée par le logiciel à partir de cette information.

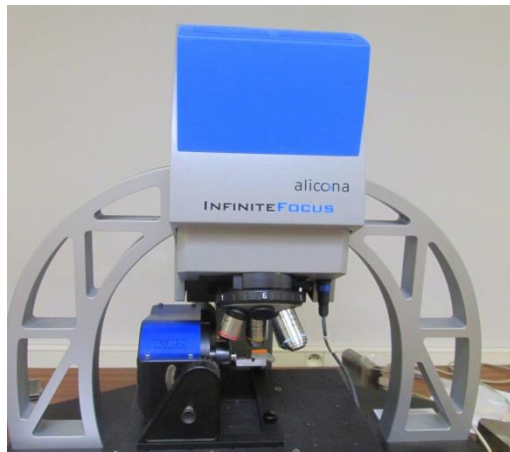


Figure 23 : Système 3D de mesure de surfaces ALICONA

III. Protocole des essais de coupe

1. Configuration de coupe orthogonale

Dans cette étude, les essais expérimentaux sont menés suivant une configuration de coupe orthogonale. Le recours à cette configuration est lié à des fins de simplification de la modélisation numérique de la coupe vu qu'elle ramène le problème de coupe en 3D à un problème en 2D. En effet, dans cette configuration les vitesses de coupe V_c et d'avance V_f sont orthogonales par rapport à l'arête de coupe.

Pour se mettre dans des conditions de coupe orthogonale, le porte-plaquette a été choisi avec un angle d'attaque $K_r = 90^\circ$ (Figure 24).

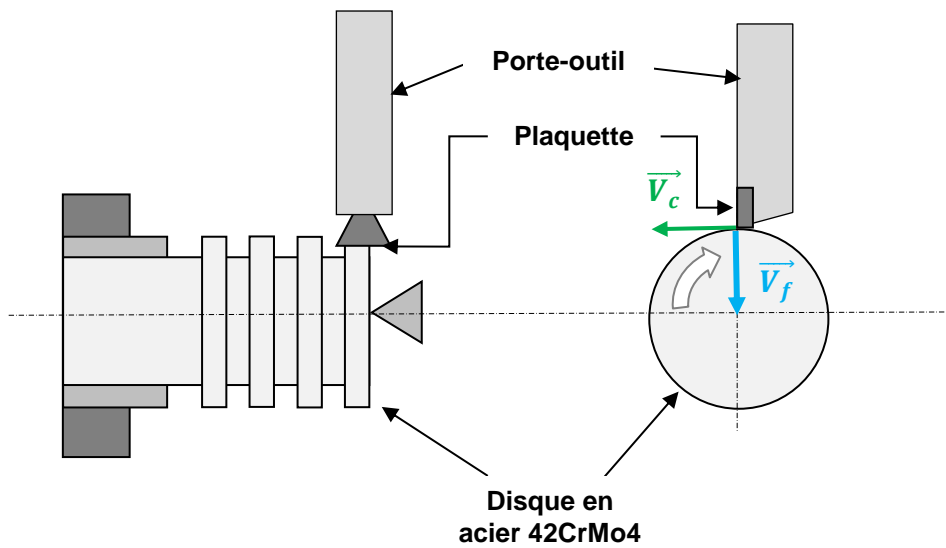


Figure 24 : Configuration de coupe orthogonale

2. Essais préliminaires

Afin de choisir une gamme de vitesses de coupe propices à l'étude du phénomène d'usure sur les plaquettes de tournage, une campagne d'essais préliminaires a été menée.

Les disques utilisés dans cette partie sont les mêmes que ceux utilisés dans le cadre de la thèse de Cédric COURBON [COU11]. Il s'agit de disques en 42CrMo4 de 3 mm d'épaisseur. Leur diamètre intérieur est de 42mm et le diamètre extérieur est de 80mm. Ils ont une dureté de 300HB. L'outil utilisé dans ces essais est un outil en carbure de tungstène TPUN 16 03 08 H10F.

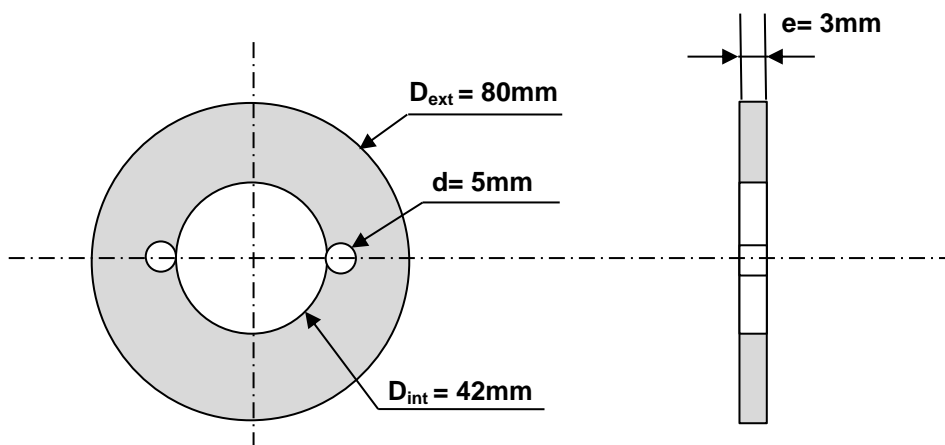


Figure 25 : Disque à usiner pour les essais préliminaires

La configuration de coupe adoptée est une configuration de coupe orthogonale (Figure 26) et l'usinage des disques se fait sans lubrification (à sec).

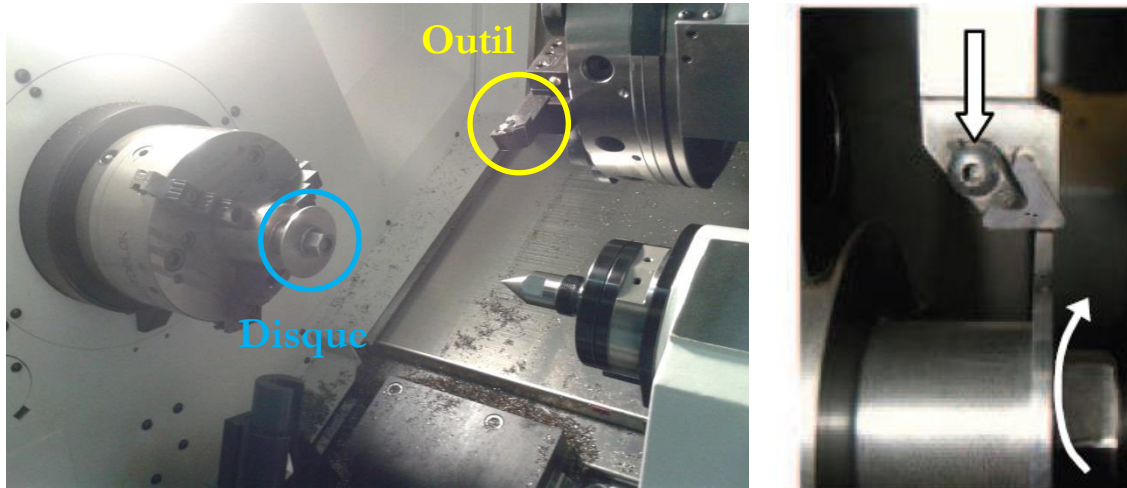


Figure 26 : Dispositif expérimental pour les essais préliminaires

Chaque disque va être usiné jusqu'au diamètre intérieur $D_{int}=42\text{mm}$, à une avance par tour constante $f=0.1\text{mm/tr}$ et ce en variant à chaque fois la vitesse de coupe. La gamme de vitesse de coupe choisie est la suivante : $V_c = [120, 150, 180, 210, 240, 270, 300]$ m/min.

A l'issue de chaque essai, l'usure en cratère obtenue sur la face de coupe est observé via une loupe binoculaire de type Leica[®] MZ 125 ainsi que d'un logiciel d'acquisition (Figure 27).

Pour optimiser l'utilisation des plaquettes, chaque arête de coupe est utilisée pour un essai avec un couple (V_c, f) différent.



Figure 27 : Loupe binoculaire pour l'observation de l'usure sur les plaquettes

Suite aux essais préliminaires, les résultats obtenus sont illustrés par la figure 28.

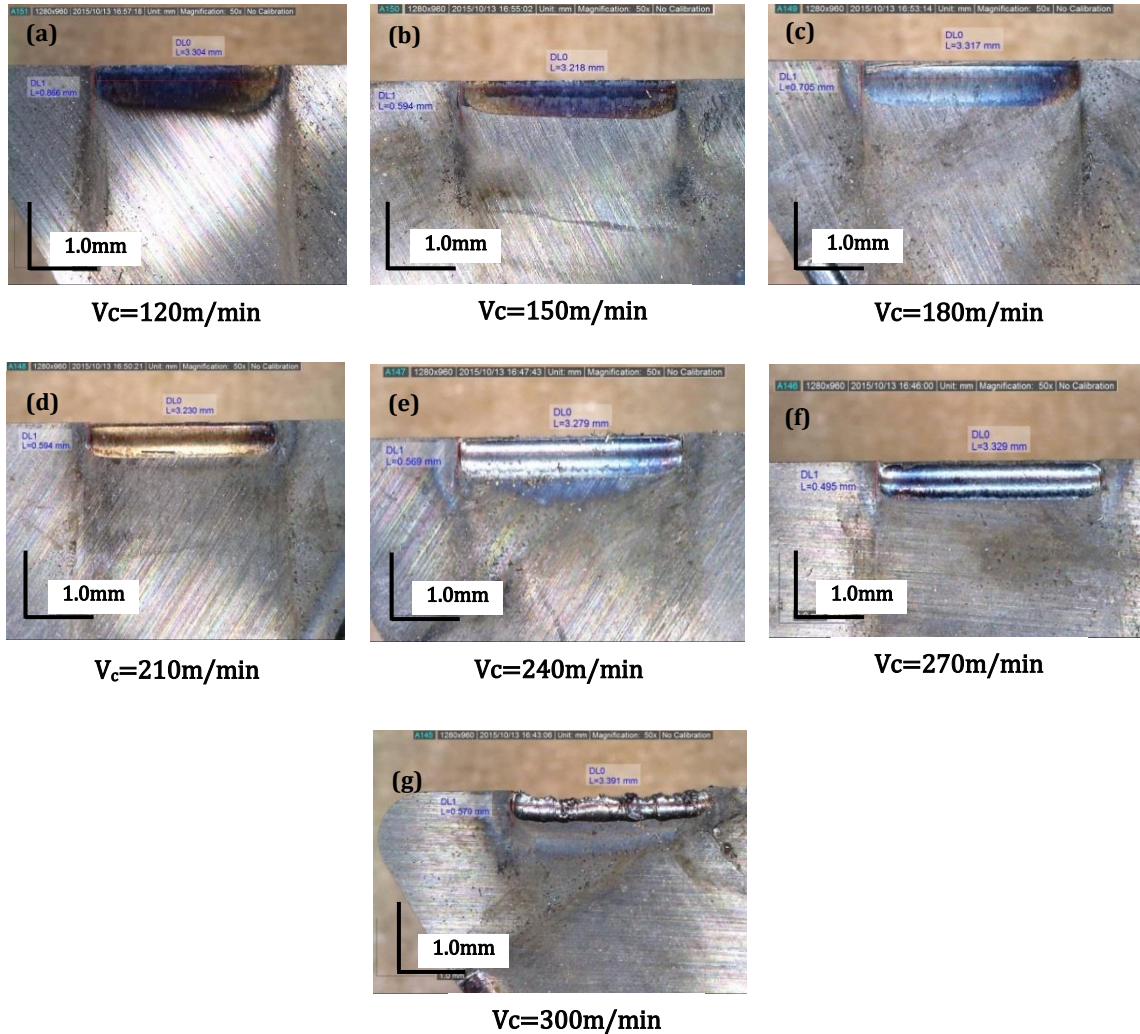


Figure 28 : Usure en cratère observée sur les plaquettes de coupe à des vitesses de coupe différentes; $f=0.1\text{mm/tr}$; $a_p=3\text{mm}$

À l'issue de la campagne d'essais préliminaires, et après observation de l'usure en cratère à des vitesses de coupe différentes (Figure 28), les paramètres de coupe à adopter pour les essais d'usure sont présentés par le schéma de la figure 29.

Le choix pour les vitesses de coupe va se limiter sur uniquement 3 valeurs pour ne pas avoir un nombre d'essais très élevé. Ainsi, les vitesses de coupe choisies dans le cadre de cette étude sont : 120, 150 et 180m/min.

Les avances choisies sont : 0.1, 0.15 et 0.2 mm/tr.

Pour chaque couple (V_c , f) indiqué sur cette figure par un numéro (de 1 à 9), une série d'essais est effectuée à des temps d'usinage différents : $T_u = [10s, 20s, 30s, 40s]$.

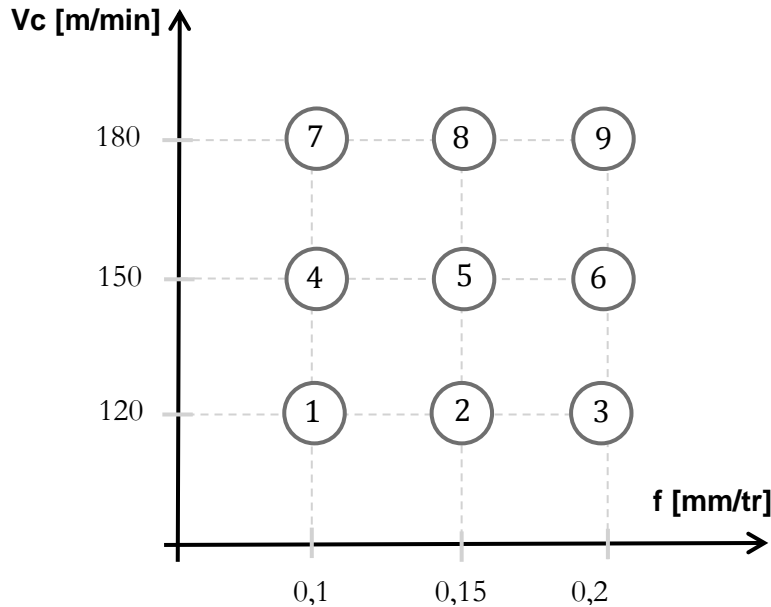


Figure 29 : Paramètres de coupe à adopter pour les essais d'usure

Essais d'usure en coupe orthogonale

2.1. Préparation des disques

Etant donné que le matériau à étudier se présente sous formes de barres de 42CrMo4 de longueur 500 mm et de diamètre 200 mm, et que les essais vont être effectués sur des disques d'épaisseur 3mm, il a été décidé de réaliser des gorges sur ces cylindres de manière à obtenir des disques comme convenu (figure 30).

Les opérations effectuées sur les barres d'acier sont énumérées par la suite.

2.1.1. Préparation de la pièce d'essai

La préparation des disques débute avec une opération de blanchissement des barres qui est en fait une opération de chariotage avec lubrification, effectuée sur le centre de tournage 3 axes TRANSMAB 450 TD et selon les conditions de coupe suivantes $V_c=120m/min$; $f= 0,25mm/tr$; $ap=1mm$.

Les caractéristiques de la broche pour cette opération sont une vitesse de rotation de 3500tr/min, une puissance maximale de 30kW et un couple maximal de 380N.m

Cette opération de chariotage est suivie par une opération de dressage pour assurer la planéité de la surface à usiner. La profondeur de passe a_p est de 1mm.

2.1.2. Réalisation des gorges

La réalisation de gorges sur les barres cylindriques est une solution économique qui permet d'obtenir des disques d'épaisseur 3mm sans pour autant devoir les tronçonner (Figure 30). Les paramètres de coupe sont : $V_c=120\text{m/min}$, $f=0,1\text{mm/tr}$; La fréquence de rotation de la broche étant $N=1000\text{tr/min}$.

Etant donné la longueur importante des barres d'acier (500mm), des problèmes de vibration ont été rencontrés. Il a fallu donc, dans un premier temps, tronçonner le cylindre en deux parties. Le problème de vibration ayant persisté, un épaulement de longueur 60mm et de diamètre 50mm a été usiné sur l'extrémité de chaque barre.

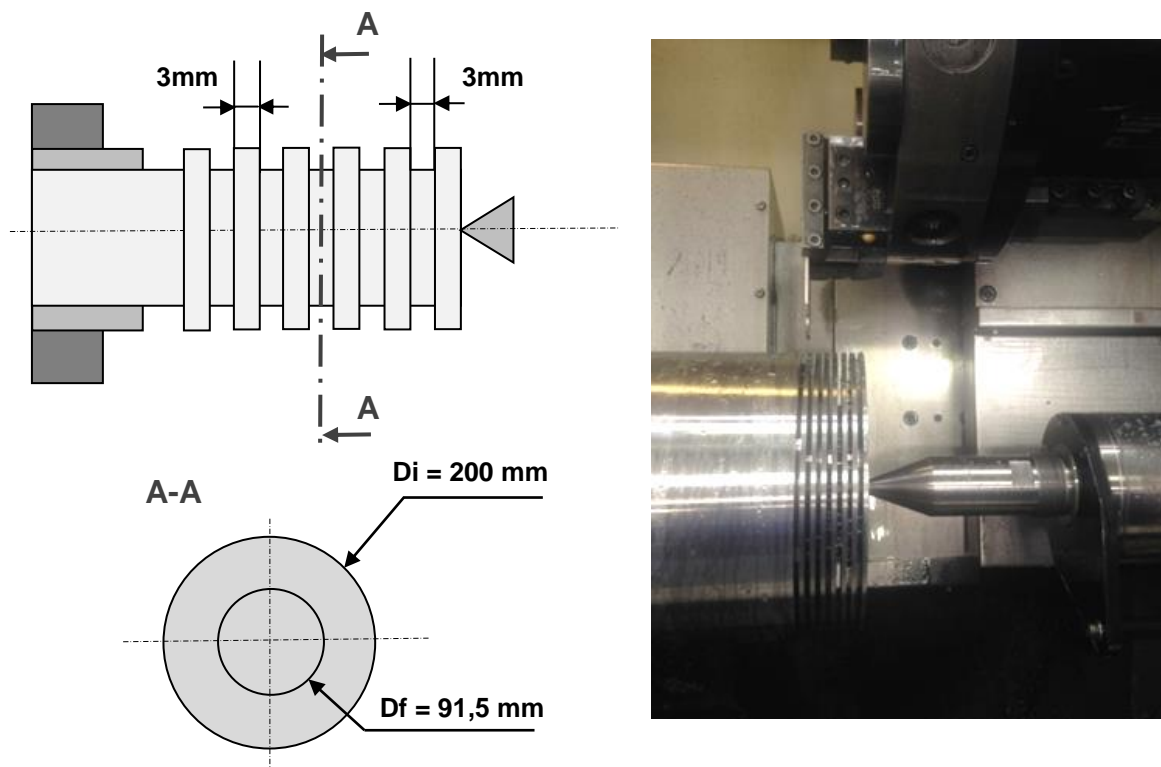


Figure 30 : Réalisation des gorges sur les barres d'acier 42CrMo4

2.2. Mesures in situ

2.2.1. Mesure des efforts de coupe et d'avance

Les efforts de coupe et d'avance sont mesurés à l'aide d'une table dynamométrique de type KISTLER® de type 9257A. Les signaux captés par le dynamomètre sont transmis vers un amplificateur de charge puis vers un logiciel d'acquisition DASYLab® (Figure 31). Les acquisitions sont faites avec une fréquence d'échantillonnage $f_s = 1000$ Hz. Le système de mesure est une plateforme piézoélectrique dynamométrique à trois axes, reliée à un amplificateur de charge.

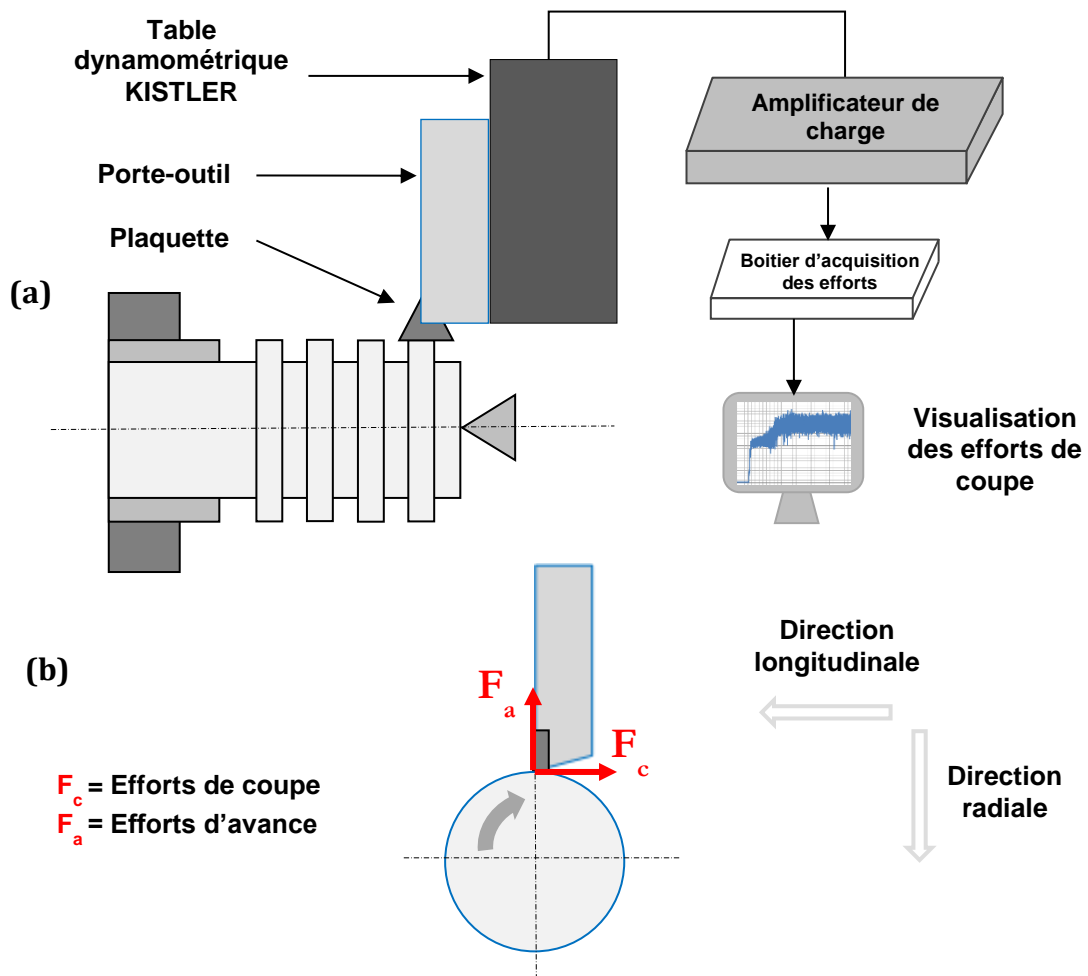


Figure 31 : (a). Dispositif expérimental pour la mesure des efforts de coupe lors du tournage de l'acier 42CrMo4 (b). Efforts de coupe et d'avance [HAL15]

Le temps d'usinage est fixé à 40 secondes, seuls les paramètres de coupe V_c et f changent : $V_c = [120 ; 150 ; 180]$ m/min et $f = [0,1 ; 0,2 ; 0,3]$ mm/tr.

L'évolution des efforts de coupe et des efforts d'avance au cours du temps est donnée respectivement par la figure 32, et ce pour une vitesse de coupe $V_c=120$ m/min, une avance $f=0,1$ mm/tr, une profondeur de passe $ap=3$ mm et un temps d'usinage $T_u=40$ s.

Etant donné que les efforts d'usinage sont très instables au cours du temps, une fonction filtrage (moyenne mobile) a été appliquée pour avoir les efforts moyens au cours du temps (figure 32).

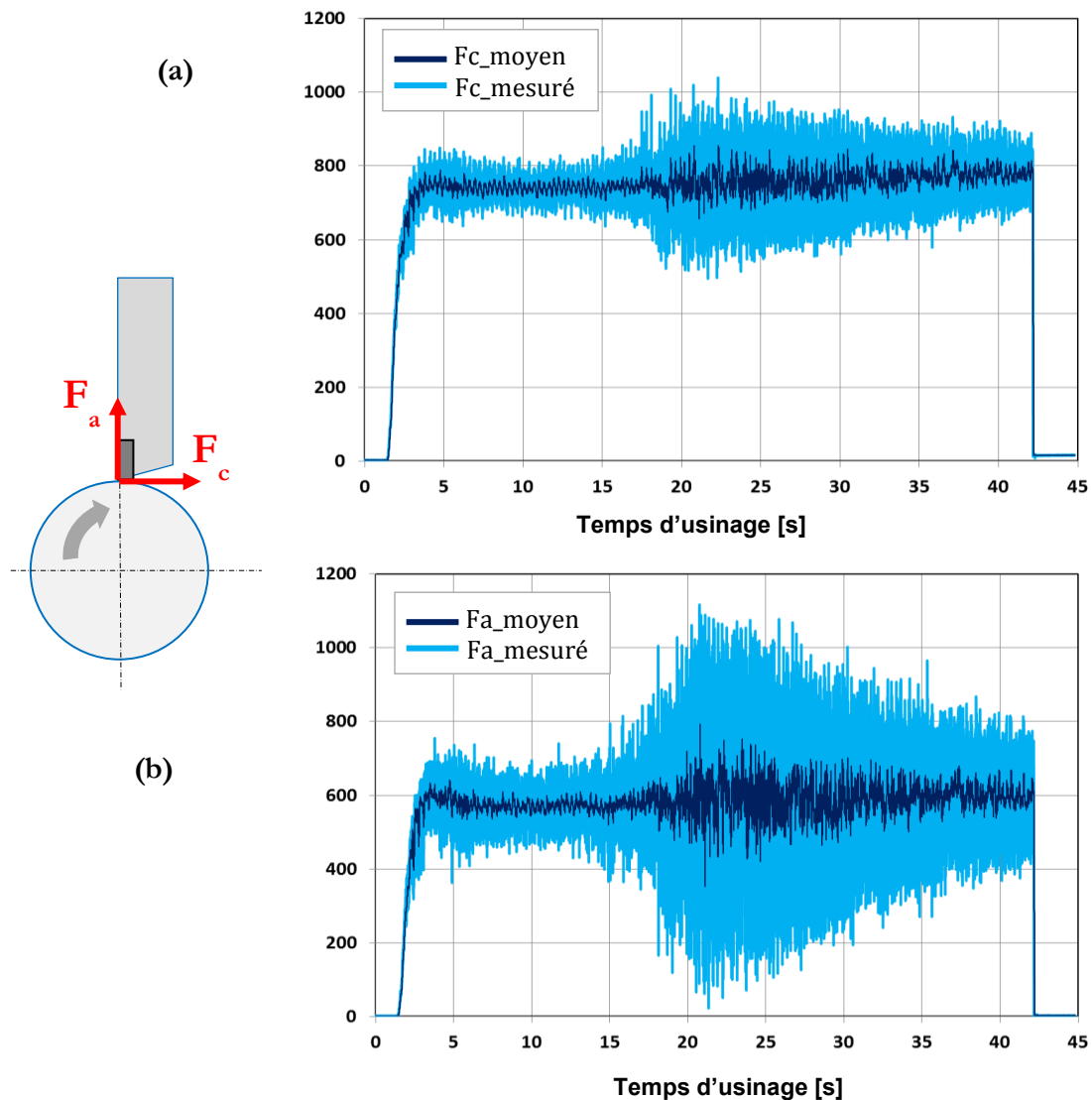


Figure 32 : Efforts d'usinage pour $V_c=120$ m/min ; $f=0,1$ mm/tr ; $ap=3$ mm: (a). Efforts de coupe, (b). Efforts d'avance

À l'issue de chaque essai, les valeurs moyennes des efforts de coupe et d'avance pour un couple (V_c , f) différent sont regroupées dans le tableau 7.

Tableau 7. Evolution des efforts de coupe et d'avance au cours du temps

V_c [m/min]	f [mm/tr]	F_{a_moy} [N]	F_{c_moy} [N]
120	0,1	574	760
	0,15	825	1173
	0,2	984	1463
150	0,1	792	982
	0,15	874	1190
	0,2	893	1507
180	0,1	708	913
	0,15	798	1164
	0,2	820	1390

L'influence des paramètres de coupe, notamment la vitesse de coupe et l'avance, sur l'évolution des efforts de coupe et d'avance, a été étudiée (Figure 33 et 34).

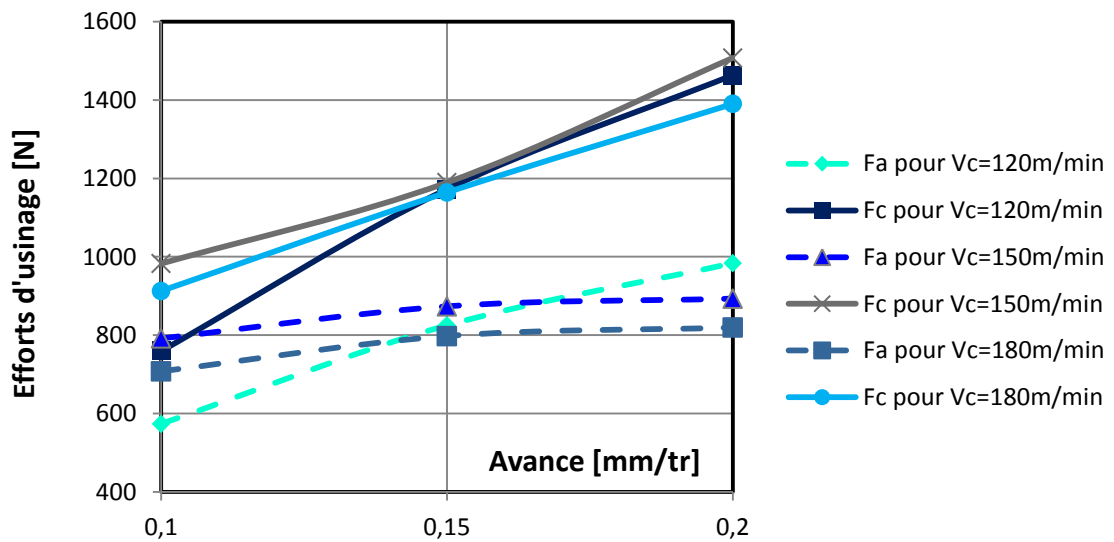


Figure 33 : Evolution des efforts de coupe et d'avance en fonction de l'avance f pour des vitesses de coupe différentes

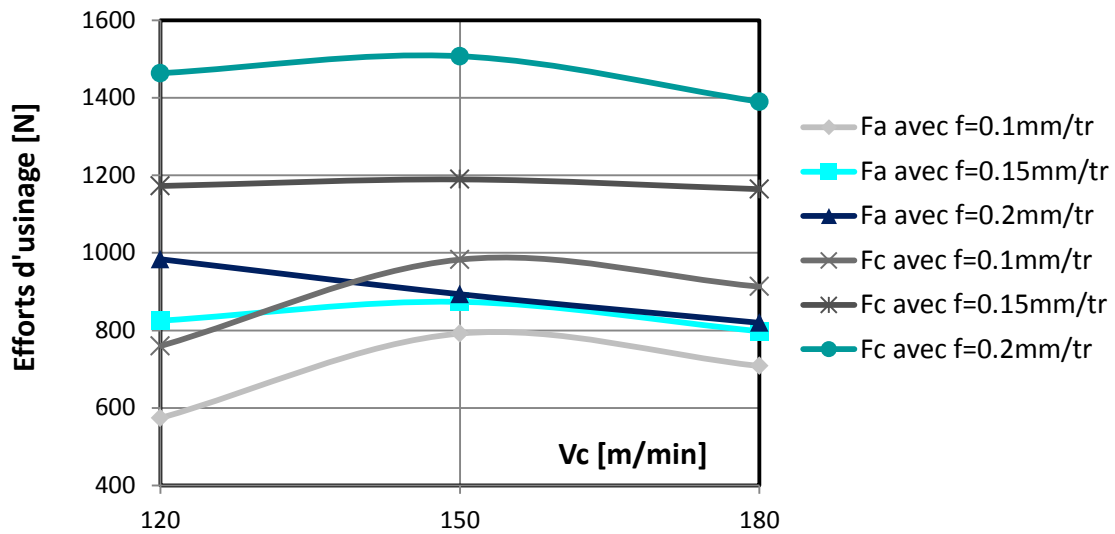


Figure 34 : Evolution des efforts de coupe et d'avance en fonction de la vitesse de coupe pour des avances différentes

La première conclusion à tirer à partir des courbes des figures 33 et 34 est que les efforts de coupe F_c sont toujours plus élevés que les efforts d'avance F_a et ce quels que soient les paramètres de coupe utilisés.

Il est aussi à noter que les efforts F_c augmentent fortement et quasi linéairement avec l'avance, quelle que soit la vitesse de coupe. Cela est dû au fait que le volume de matière à enlever est plus important lorsque l'avance augmente. Il est constaté également que les efforts d'avance F_a sont moins sensibles à l'avance que les efforts F_c mais augmentent quand même lorsque l'avance augmente.

D'autre part, les efforts de coupe varient légèrement lorsque la vitesse de coupe augmente. Cette évolution est quasi stable.

Une évolution semblable des efforts d'usinage est retrouvée dans les travaux de Moussaoui pour l'usinage en coupe orthogonale de l'alliage de Titane Ti6Al4V [MOU13].

2.2.2. Mesure du flux de chaleur transmis à l'outil

En usinage, l'énergie totale de coupe est convertie essentiellement en flux de chaleur. Même si la majeure partie de ce flux est évacuée par le copeau, la quantification du flux de chaleur transmis à l'outil de coupe est primordiale dans l'étude de l'usure. En effet, les températures de coupe élevées accentuent le phénomène de l'usure et réduisent donc la durée de

vie de l'outil. Elles provoquent également des dilatations thermiques et affecte les propriétés du matériau.

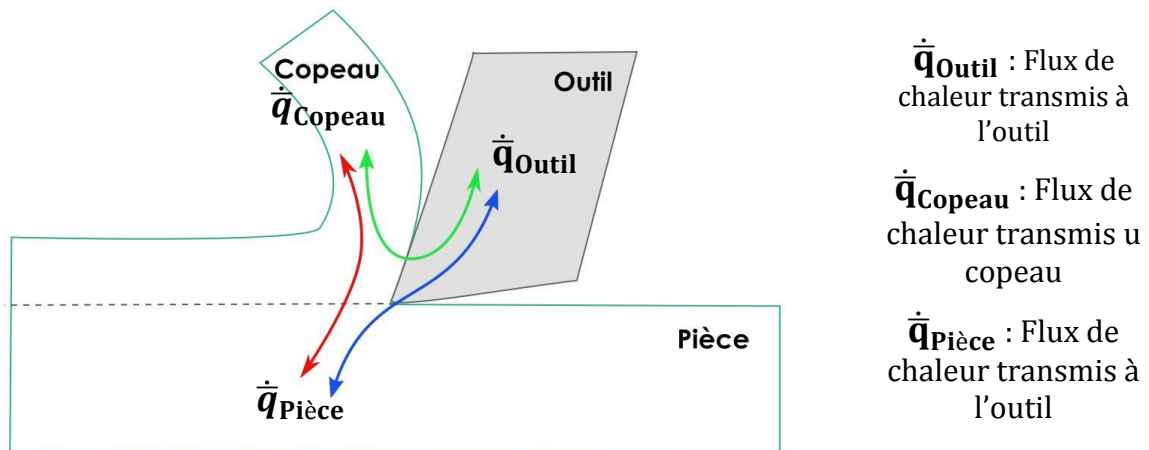


Figure 35 : Répartition du flux de chaleur au cours de l'usinage

Dans le but d'estimer le flux de chaleur transmis à l'outil de coupe, une campagne d'essais instrumentés a été menée. Dans cette partie, le flux de chaleur transmis à l'outil est calculé grâce à une thermistance noyée dans l'outil.

Etant donné le nombre élevé de combinaisons d'essais (V_c , f), seules les 3 conditions d'essais suivantes sont retenues:

- 1- $V_c=120\text{m/min}$; $f=0,1\text{mm/tr}$; $a_p=3\text{mm}$; $T_u=124\text{s}$
- 2- $V_c=120\text{m/min}$; $f=0,2\text{mm/tr}$; $a_p=3\text{mm}$; $T_u=62\text{s}$,
- 3- $V_c=150\text{m/min}$; $f=0,1\text{mm/tr}$; $a_p=3\text{mm}$; $T_u=99\text{s}$

Les essais ont été exécutés 2 fois pour chaque condition de coupe (V_c , f) considéré.

L'évolution du flux de chaleur transmis à l'outil au cours du temps est donnée par la figure 36 et ce pour les différentes conditions de coupe.

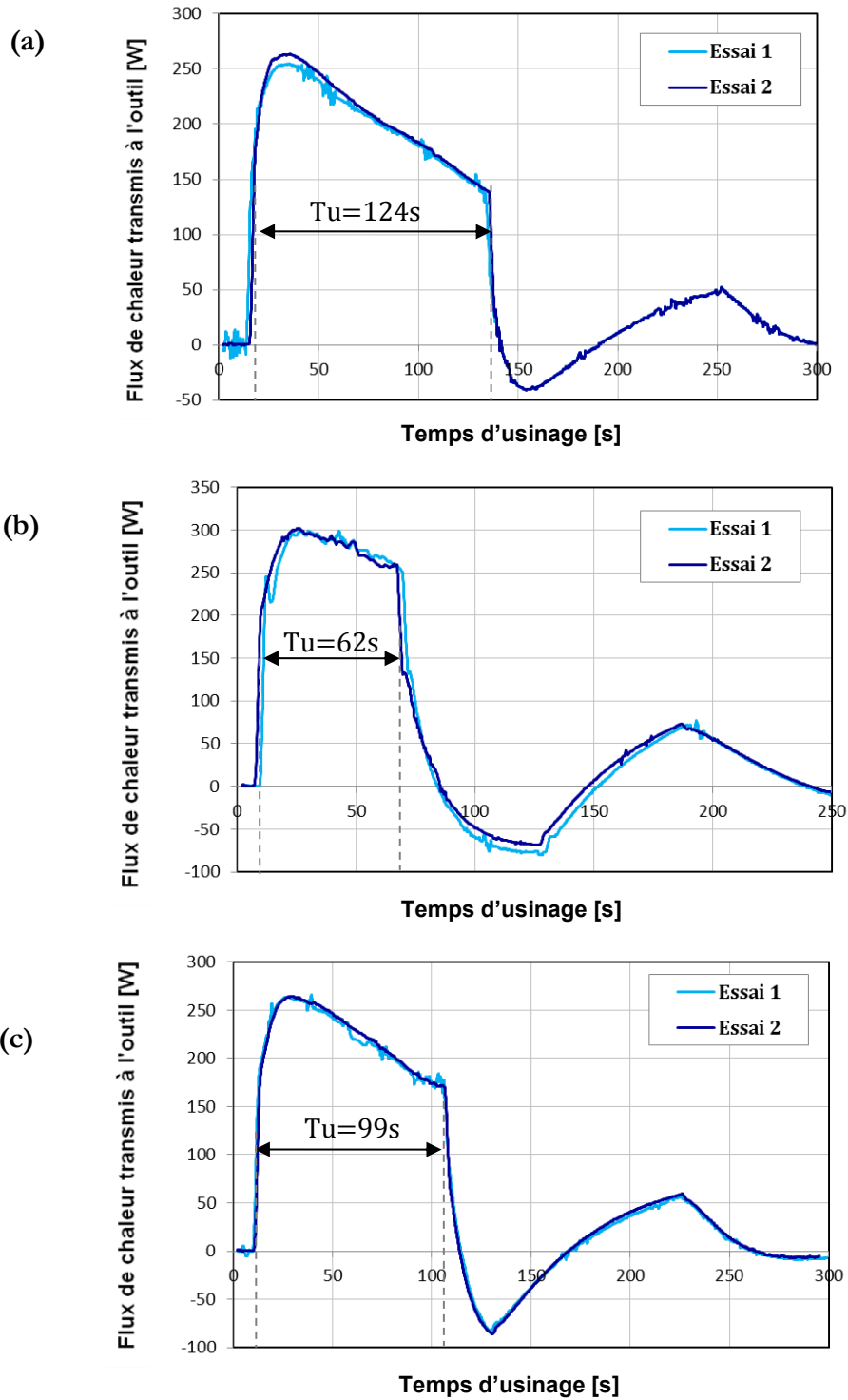


Figure 36 : Evolution du flux de chaleur transmis à l'outil de coupe au cours du temps : (a) $V_c=120\text{m/min}$; $f=0,1\text{mm/tr}$ (b). $V_c=120\text{m/min}$; $f=0,2\text{mm/tr}$ (c). $V_c=150\text{m/min}$; $f=0,1\text{mm/tr}$

La première constatation à partir de la figure 36 est la bonne répétabilité des essais vu que dans les 2 cas présentés les 2 courbes (essai 1 et essai 2) sont pratiquement confondues. D'un autre côté, il est à noter que, quelque soient les conditions de coupe, l'évolution du flux de chaleur transmis à l'outil reste identique : elle augmente jusqu'à atteindre une valeur maximale :

(environ 250W pour l'essai (a) et (c) et 300W pour l'essai (b)), puis chute brusquement à l'arrêt de la machine. L'absence de phase de stabilisation du flux est due au temps d'usinage réduit dans les 3 cas présentés (entre 99 et 124secondes).

D'autre part, l'augmentation de la vitesse de coupe ou de l'avance provoque un réchauffement plus rapide de l'outil. Ceci est dû à l'augmentation du frottement à l'interface outil-copeau et également l'augmentation du taux de déformation du matériau.

3. Analyse des copeaux

L'étude de la morphologie des copeaux obtenus à l'issue d'une opération d'usinage est très importante vu qu'ils constituent un indicateur sur le bon ou mauvais déroulement du processus de coupe. Les informations issues de l'analyse des copeaux permettent, d'une part, d'agir sur la qualité des pièces produites par l'amélioration de l'intégrité de surface et d'autre part d'améliorer la durée de vie de l'outil.

La forme du copeau est étroitement lié à plusieurs paramètres d'usinage notamment la vitesse de coupe V_c , la profondeur de passe ap , la vitesse d'avance V_f , la lubrification, la géométrie de l'outil...

Pour ce faire, suite à chaque opération d'usinage pour un couple (V_c, f) différent, un échantillon de copeaux a été prélevé. La figure 37 récapitule les différentes formes de copeaux obtenues selon les conditions de coupe adoptées ; le temps d'usinage et la profondeur de passe étant constants : $T_u=40s$; $ap=3mm$.

Pendant une durée d'usinage identique, et pour des conditions de coupe (V_c, f) différentes, la morphologie du copeau est différente. Les copeaux obtenus peuvent être classés en 2 catégories (figure 37) :

- **Copeaux continus** : Observés généralement pour les faibles avances notamment 0,05 mm/tr ; 0,07mm/tr et 0,1mm/tr
- **Copeaux fragmentés ou discontinus** : Observés surtout pour les avances élevés (0,15 mm/tr et 0,2mm/tr) et les vitesses de coupe élevées également (150m/min et 180m/min).

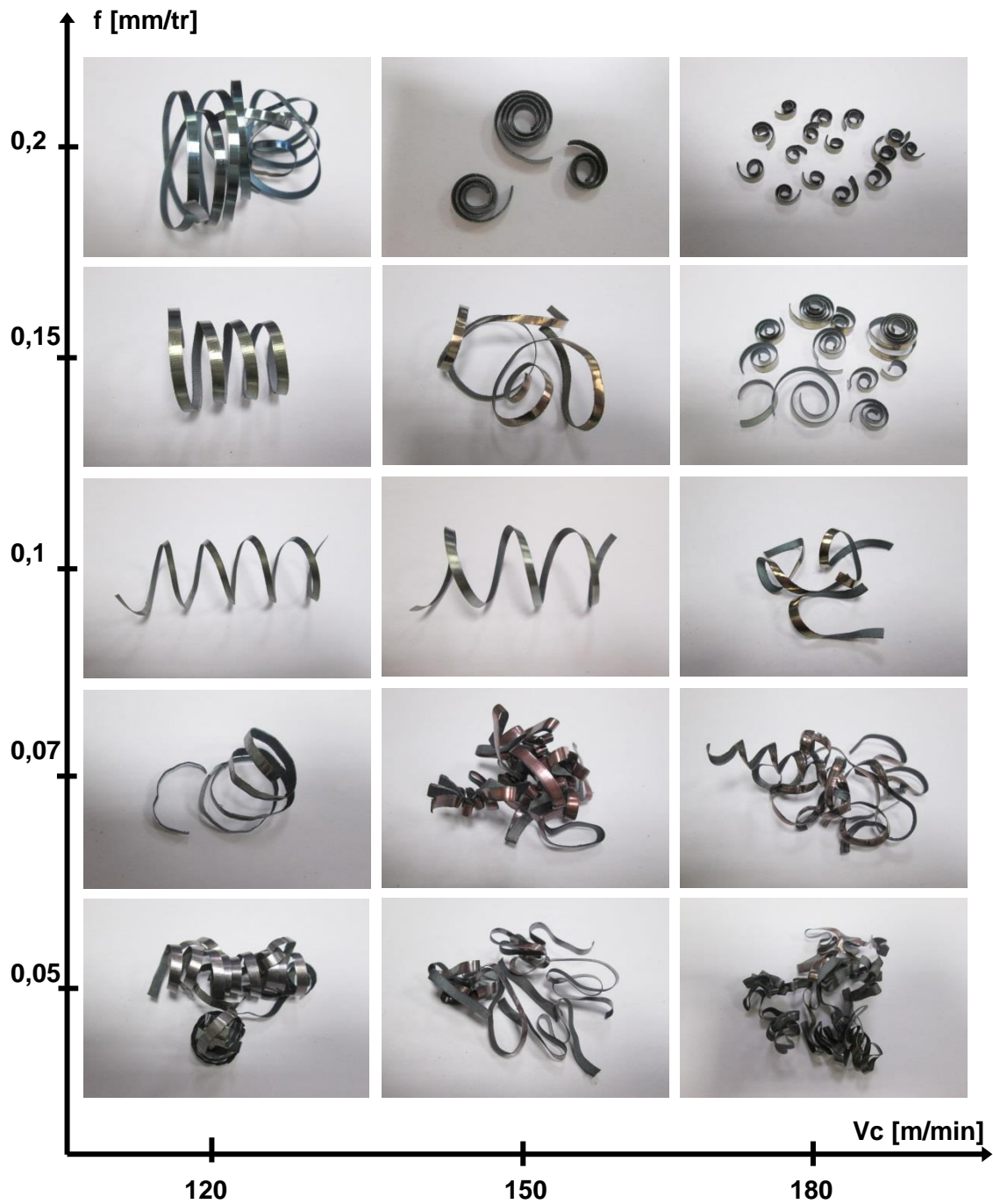


Figure 37 : Morphologie de copeaux obtenus selon les conditions de coupe

Pour un bon déroulement de l'opération d'usinage, il est préférable d'avoir des copeaux courts, fragmentés qui ne s'enroulent pas autour de la pièce ou de l'outil. Pour l'usinage de l'acier 42CrMo4, et selon les gammes de vitesses de coupe et d'avance choisies dans cette étude, il est

donc préférable de privilégier une avance de 0,15mm/tr ou 0,2mm/tr et des vitesses de coupe de 150m/min ou 180m/min.

IV. Observation de l'usure par microscopie 3D

1. Montage

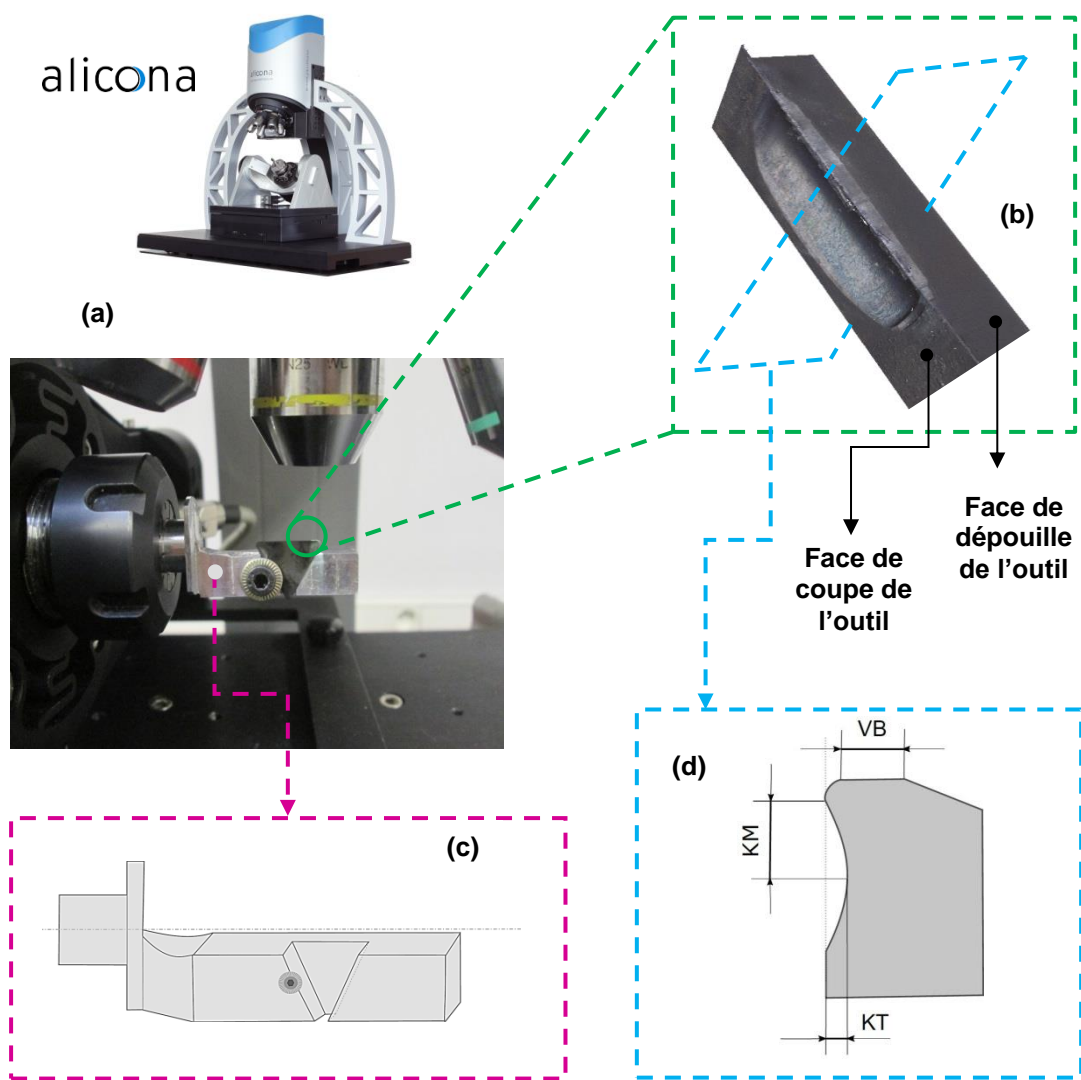


Figure 38 : Mesure des paramètres d'usure via ALICONA : (a). Dispositif expérimental (b). Reconstitution des faces d'attaque et de dépouille (c). Montage spécial pour la mesure de l'usure (d). Paramètres d'usure à mesurer

L'observation de l'usure en cratère sur les plaquettes de tournage se fait grâce au système de mesure par microscopie 3D : ALICONA®. Pour mesurer les grandeurs caractéristiques de

l'usure, à la fois sur la face de coupe et sur la face de dépouille, un montage spécial a été conçu (Figure 38 (c)). Ceci permet un gain de temps considérable en tournant de manière automatique la plaquette ce qui évite son repositionnement manuel.

Le système de mesure permet la reconstitution de l'arête de coupe : face de coupe, face de dépouille et la jonction entre les 2 (Figure 38 (b)). La figure 38 (d) montre les divers paramètres à mesurer sur la plaquette.

2. Mesure des paramètres d'usure

L'usure d'une plaquette de coupe est caractérisée par un ensemble de paramètres comme déjà expliqué au Chapitre 1. Dans ce qui suit nous intéressons à étudier paramètres d'usure **KM**, **KT** et **VB**.

2.1. Sur la face de coupe

Les paramètres d'usure **KM** et **KT** sont mesurés sur la face de coupe de la plaquette considérée dans la présente étude (figures 39 et 40).

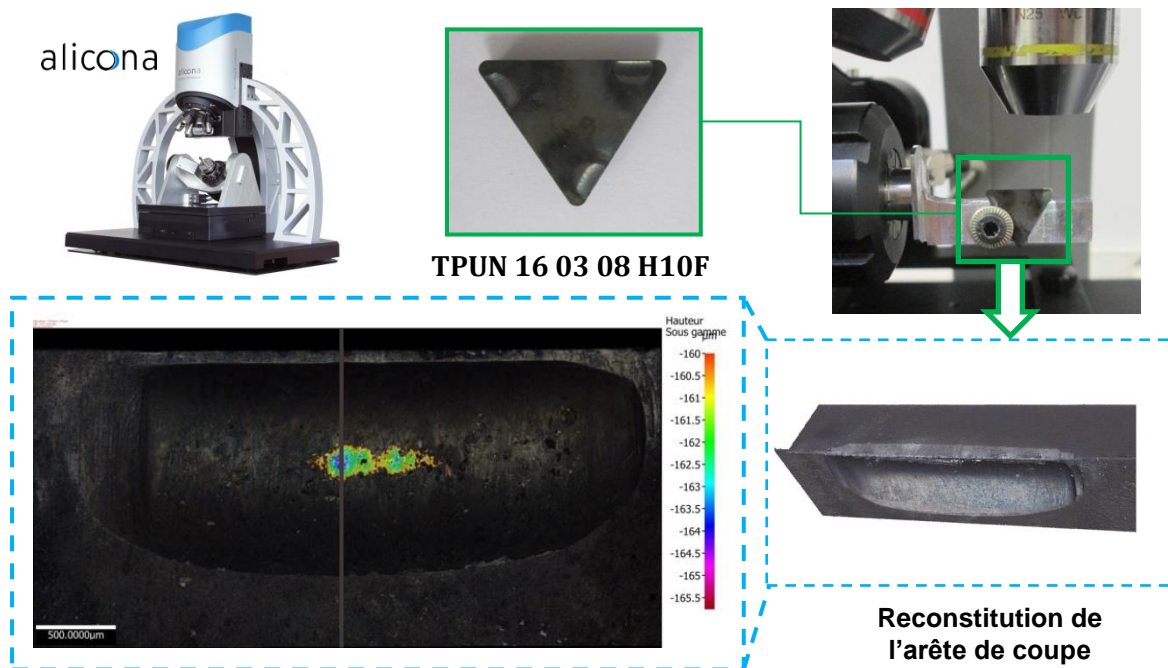


Figure 39 : Mesure des paramètres d'usure sur la face de coupe de l'outil : $V_c=180\text{m/min}$; $f=0,2\text{mm/tr}$; $a_p=3\text{mm}$; $T_u=40\text{s}$

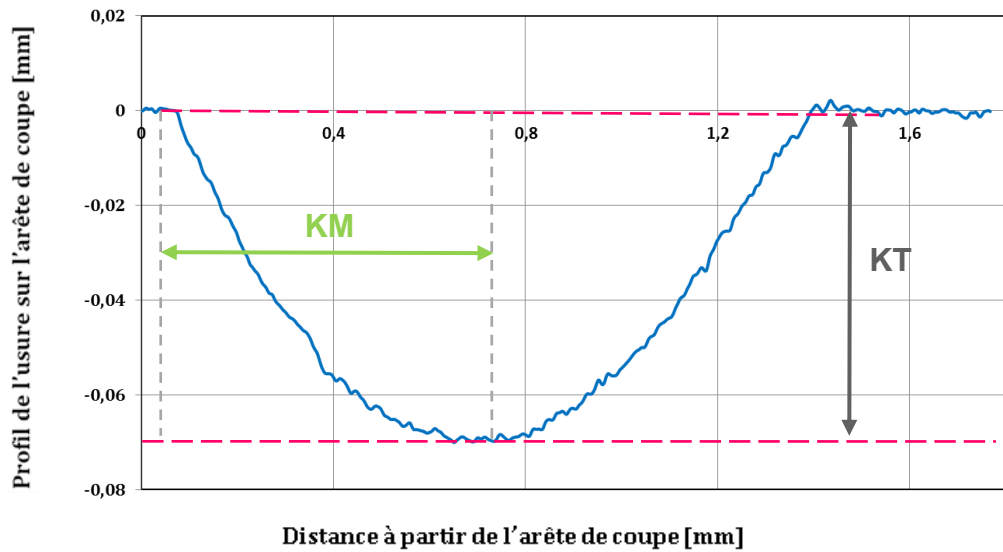


Figure 40 : Profil d'usure en cratère : $V_c=180\text{m/min}$; $f=0,2\text{mm/tr}$; $a_p=3\text{mm}$; $T_u=40\text{s}$

Pour chacune des combinaisons des essais (V_c , f), l'usure sur la face de coupe de l'outil a été mesurée via ALICONA. La figure 41 illustre l'évolution de l'usure en cratère au cours du temps (10s, 20s, 30s, 40s) et ce pour les conditions de coupe suivantes : $V_c=180\text{m/min}$, $f=0,2\text{mm/tr}$ et $a_p=3\text{mm}$.

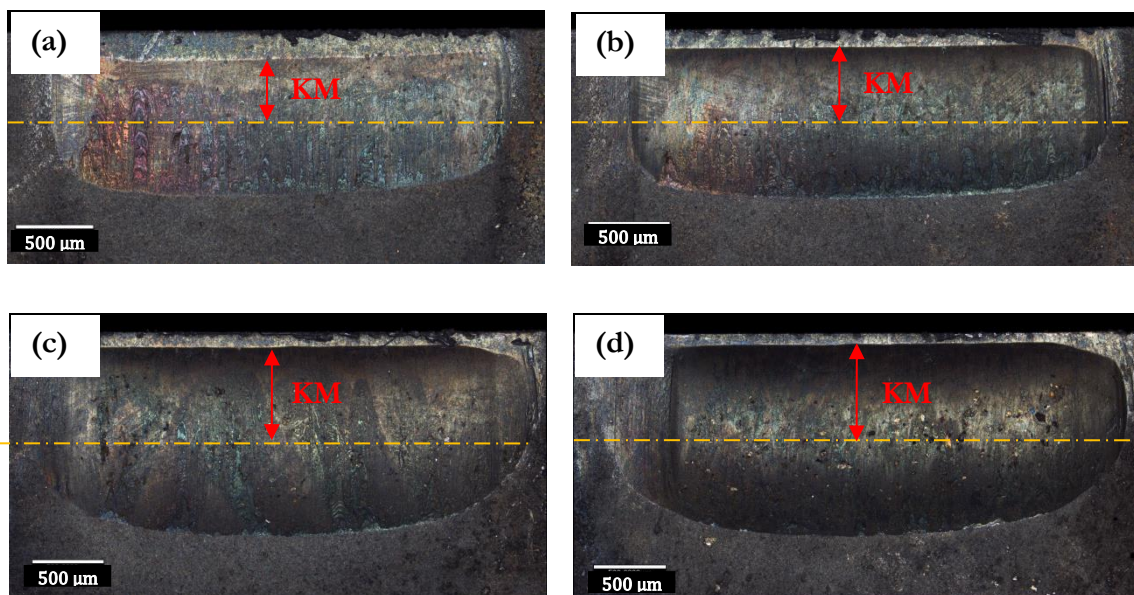


Figure 41 : Evolution de l'usure en cratère au cours du temps à $V_c=180\text{m/min}$, $f=0,2\text{mm/tr}$ et $a_p=3\text{mm}$ (a). $T_u=10\text{s}$; (b). $T_u=20\text{s}$; (c). $T_u=30\text{s}$; (d). $T_u=40\text{s}$

Le volume de la surface usée sur la face de coupe de l'outil est également mesuré via ALICONA. Ce volume est très important dans l'établissement d'une loi d'usure (notamment la loi de Preston-Archard) [FEL15].

L'ensemble des valeurs trouvées pour chaque essai sont regroupés dans le tableau des résultats présenté dans un paragraphe ultérieur.

Les mesures permettent également de voir l'évolution du profil d'usure sur la face de coupe de l'outil au cours du temps. A titre d'exemple, la figure 42 illustre l'évolution de ce profil à des temps d'usinage différents : 10s, 20s, 30s et 40 s et ce pour les conditions de coupe suivantes : $V_c=150\text{m/min}$; $f=0,2\text{mm/tr}$; $ap=3\text{mm}$.

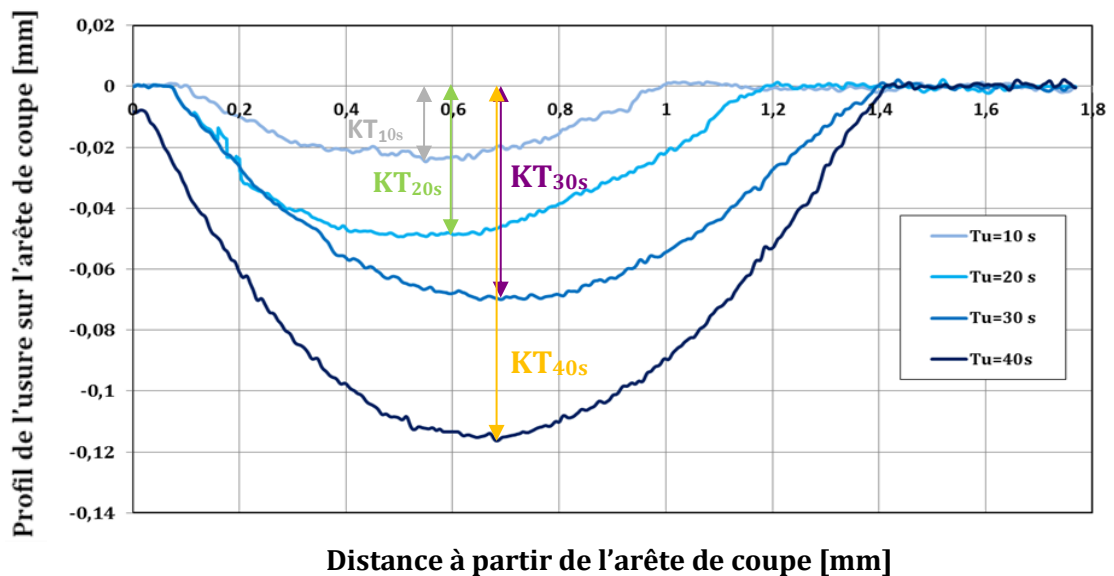


Figure 42 : Evolution de l'usure en cratère au cours du temps pour $V_c=150\text{m/min}$; $f=0,2\text{mm/tr}$

2.2. Sur la face de dépouille

Contrairement aux paramètres KM et KT mesurés sur la face de coupe de l'outil, la mesure de l'usure en dépouille VB se fait directement. La figure 42 illustre l'évolution de l'usure en dépouille au cours du temps à 10s, 20s, 30s et 40s et ce pour les conditions de coupe suivantes : $V_c=180\text{m/min}$, $f=0,2\text{mm/tr}$ et $ap=3\text{mm}$.

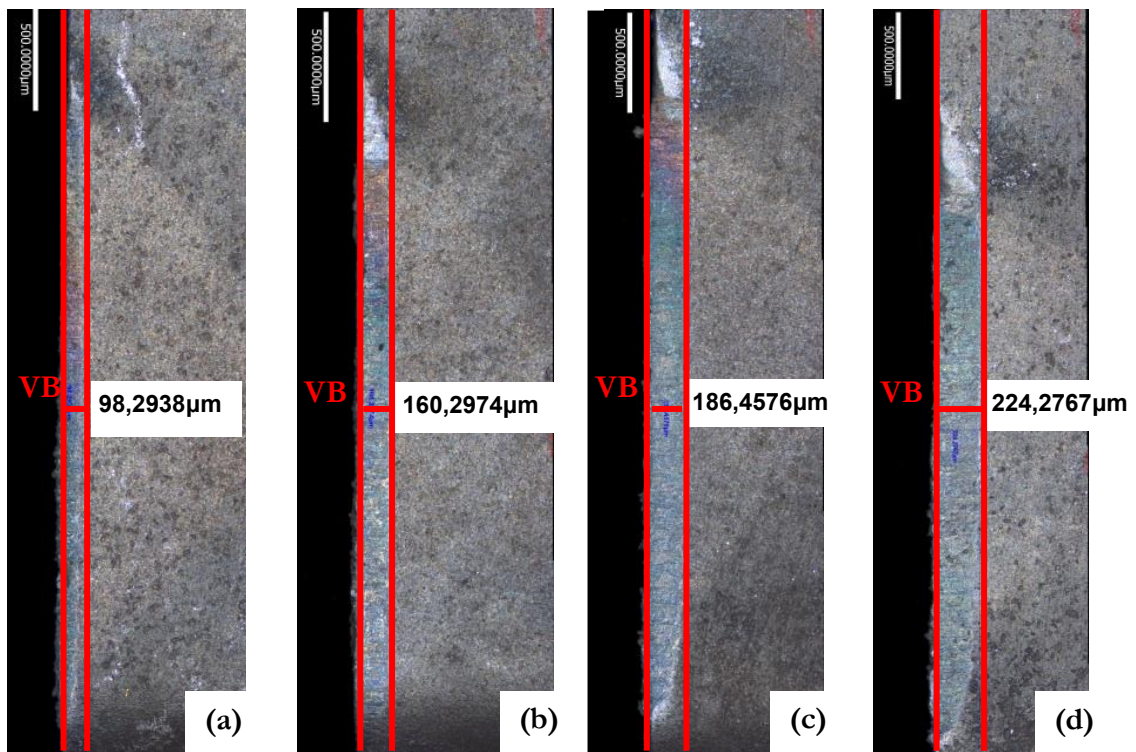


Figure 43 : Evolution de l'usure en dépouille au cours du temps : $V_c=180\text{m/min}$; $f=0,1\text{mm/tr}$; $a_p=3\text{mm}$ (a). $T_u=10\text{s}$; (b). $T_u=20\text{s}$; (c). $T_u=30\text{s}$; (d). $T_u=40\text{s}$

3. Résultats et discussion

Les résultats expérimentaux, en termes d'ure en dépouille **VB**, de distance du centre de cratère **KM**, d'usure en cratère **KT** et de volume de matière de l'outil **V_{usé}**, us issus des observations ALICONA, sont présentés dans le tableau 8.

Tableau 8. Paramètres d'usure mesurés via ALICONA

V_c [m/min]	f [mm/tr]	Temps [s]	VB [μm]	KM [μm]	KT [μm]	V usé [mm^3]
120	0,1	10	16	418	3	0,0123
		20	29	333	13	0,0218
		30	53	434	16,5	0,0432
		40	81	499	33	0,0764
	0,15	10	52	301	9	0,0225
		20	75	502	18	0,0354
		30	91	415	22	0,0524
		40	123	478	37	0,0871

Vc [m/min]	f [mm/tr]	Temps [s]	VB [μm]	KM [μm]	KT [μm]	V usé [mm³]
120	0,2	10	42	592	13	0,0174
		20	67	561	23	0,0448
		30	90	575	33	0,0876
		40	138	653	47	0,1163
150	0,1	10	29	223	8	0,0163
		20	62	345	28	0,0354
		30	86	507	34	0,0669
		40	157	489	45	0,0823
	0,15	10	97	407	17	0,0249
		20	120	475	38	0,0711
		30	124	532	53	0,1132
		40	143	615	71	0,1594
	0,2	10	120	451	24	0,0489
		20	121	477	49	0,1052
		30	146	583	70	0,1594
		40	186	667	116	0,2582
180	0,1	10	98	508	17	0,0273
		20	160	418	40	0,0637
		30	186	411	46	0,0954
		40	224	493	79	0,1266
	0,15	10	94	569	26	0,0531
		20	173	66	453	0,1175
		30	182	93	558	0,1849
		40	222	117	600	0,2574
	0,2	10	94	515	42	0,0721
		20	176	482	87	0,1708
		30	196	603	121	0,2867
		40	281	645	165	0,3626

3.1. Evolution du volume usé au cours du temps

L'évolution du volume d'usure sur l'outil de coupe, au cours du temps, est étudiée dans cette section et ce en fonction des paramètres de coupe **Vc** et **f** (Figure 44).

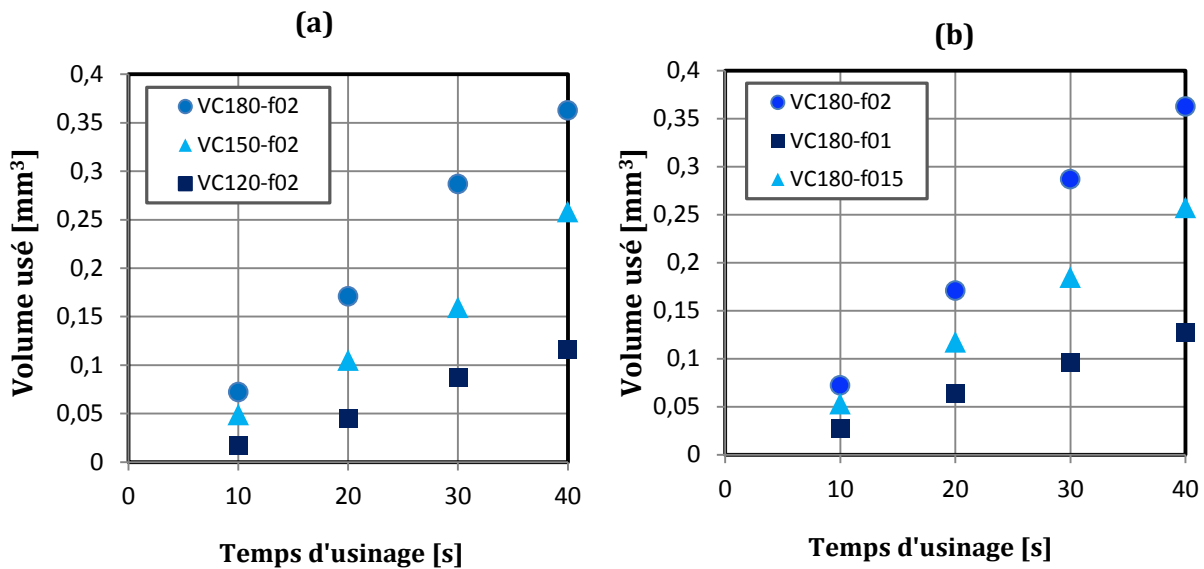


Figure 44 : Evolution du volume usé : (a). En fonction de la vitesse de coupe à avance constante : $f=0,2\text{mm/tr}$ (b). En fonction de l'avance à vitesse de coupe constante : $V_c=180\text{m/min}$

La première constatation à faire d'après ces courbes, est que l'évolution du volume de l'usure au cours du temps est quasi linéaire dans les conditions de coupe mentionnées et dans un intervalle de temps d'usinage de 40s. Le choix de l'application de la loi d'Archard dans le chapitre suivant sera basé sur ces constatations.

D'autre part, le volume usé augmente proportionnellement à la vitesse de coupe à avance constante et augmente aussi proportionnellement à l'avance à vitesse de coupe constante.

3.2. Evolution du volume usé en fonction du volume de matière enlevé

Il est intéressant à ce stade de l'étude d'essayer de relier le volume de matière usé sur l'outil et le volume de matière enlevé.

Pour ce faire, une portion de disque est considérée comme le montre la figure 45.

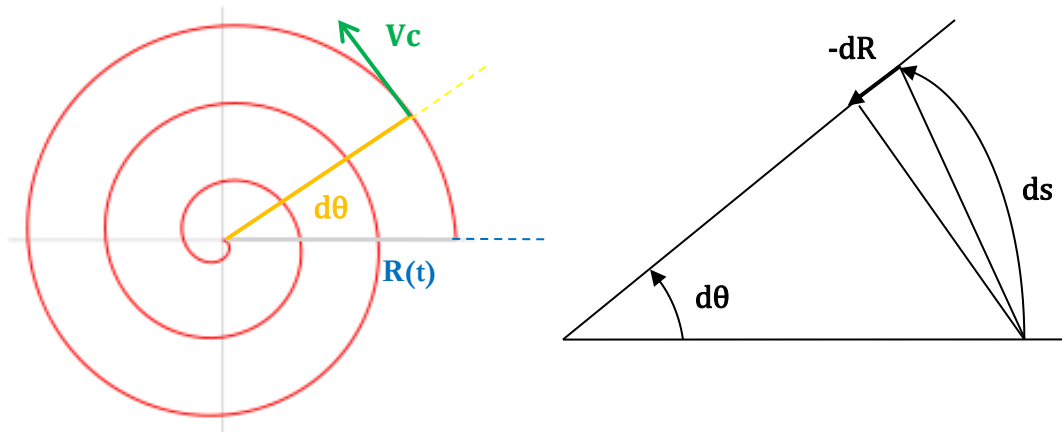


Figure 45 : Calcul du volume de matière enlevée

$d\theta$ et ds étant respectivement la rotation du disque la distance parcourue par l'outil pendant la durée dt , $R(t)$ le rayon du disque à l'instant t et $-dR$ est la variation du rayon du disque entre t et $t+dt$.

Ces paramètres sont représentés par les équations suivantes :

$$ds = V_c dt \quad (II. 1)$$

$$d\theta = \frac{ds}{R(t)} \quad (II. 2)$$

$$-dR = d\theta \frac{1}{2\pi} f \quad (II. 3)$$

Après développement, l'équation (II.3) devient :

$$-RdR = \frac{fV_c}{2\pi} dt \quad (II. 4)$$

Après intégration, de l'équation (II.4), le rayon du disque à l'instant t est donnée par l'expression suivante :

$$R = \left(R_0^2 - \frac{fV_c}{\pi} t \right)^{\frac{1}{2}} \quad (II. 5)$$

R_0 étant le rayon initial du disque (à $t=0s$).

Le volume de matière enlevée noté V_e est donc donné par l'expression de l'équation II.6 :

$$V_e = \frac{1}{2} a_p V_c R_0 t + \frac{\pi}{3f} a_p \left[\left(R_0^2 - \frac{f V_c t}{\pi} \right)^{\frac{3}{2}} - R_0^3 \right] \quad (\text{II. 6})$$

Vu le nombre élevé d'essais effectués, le volume de matière enlevé V_e est donc calculé pour les couples (V_c, f) suivants : (120,0.1), (150,0.1) et ce pour les temps d'usinage T_u suivants : 10s, 20s, 30s, 40s (Tableau 9).

Tableau 9. Evolution du volume usé sur l'outil en fonction du volume de copeau enlevé

V_c [m/min]	f [mm/tr]	Temps [s]	V usé [mm ³]	V copeau [mm ³]
120	0,1	10	0,0123	6000
		20	0,0218	12000
		30	0,0432	18000
		40	0,0764	24000
150	0,1	10	0,0163	7500
		20	0,0354	15000
		30	0,0669	22500
		40	0,0823	30000

Par la suite, l'évolution du volume de matière usé sur l'outil $V_{usé}$ est tracée en fonction du volume de copeau enlevé V_e pour chaque couple (V_c, f) .

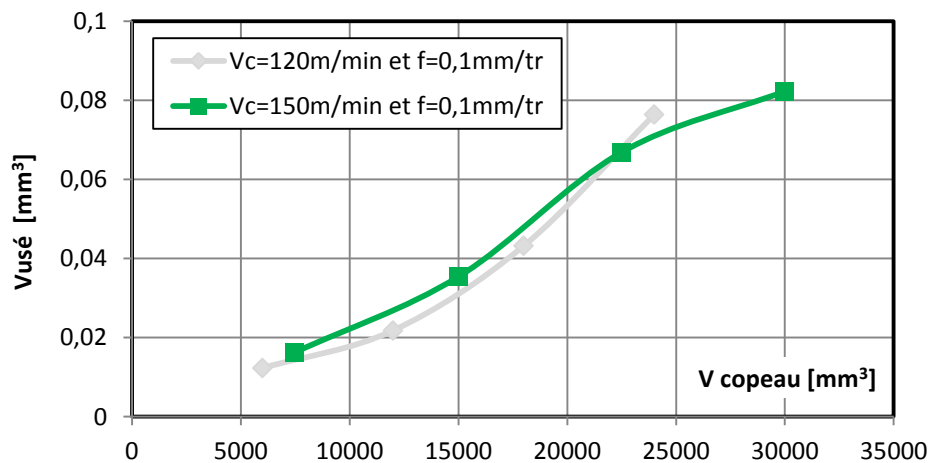


Figure 46 : Evolution du volume de matière usé sur l'outil en fonction du volume de copeau enlevé

Il est donc noté, d'après la figure 46, que l'évolution du volume de matière usé sur l'outil $V_{usé}$ en fonction du volume de copeau enlevé V_e est quasi linéaire pour les conditions de coupe citées ci-dessus.

3.3. Evolution de l'usure en dépouille au cours du temps

L'évolution de l'usure en dépouille au cours du temps est étudiée et ce en fonctions des paramètres de coupe V_c et f (Figure 47).

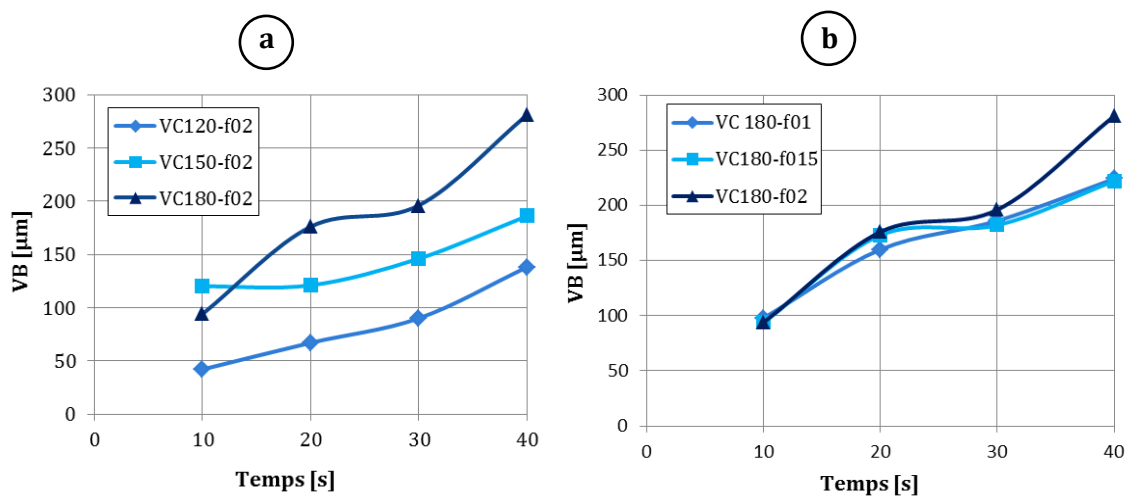


Figure 47 : Evolution de l'usure en dépouille VB au cours du temps : (a). en fonction de la vitesse de coupe à avance constante : $f=0,2\text{mm/tr}$ (b). en fonction de l'avance à vitesse de coupe constante : $V_c=180\text{m/min}$

Il est noté, d'après la figure 47, que l'usure en dépouille VB est plus importante pour les vitesses de coupe les plus élevées mais elle est aussi moins sensible à l'augmentation de l'avance.

3.4. Evolution de l'usure en cratère au cours du temps

L'évolution de l'usure en cratère au cours du temps est étudiée et ce en fonctions des paramètres de coupe V_c et f (Figure 48).

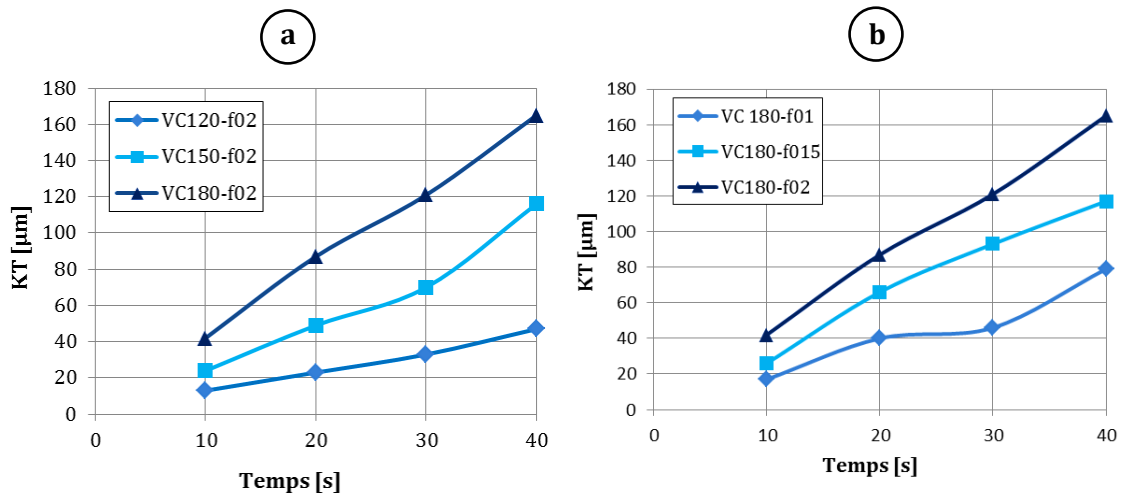


Figure 48 : Evolution de l'usure en cratère KT au cours du temps : (a). en fonction de la vitesse de coupe à avance constante : $f=0,2\text{mm/tr}$ (b). en fonction de l'avance à vitesse de coupe constante : $V_c=180\text{m/min}$

D'après la figure 48, il est noté que l'usure en cratère KT augmente fortement avec la vitesse de coupe. Ceci peut être expliqué par les températures élevées, à l'interface outil/copeau, qui surviennent pour les vitesses de coupe les plus élevées et qui favorisent entre autre une usure par diffusion.

KT augmente également avec l'avance f vu l'augmentation du volume de matière à enlever.

V. Analyse MEB-EDX

La Microscopie Electronique à Balayage (MEB) est une technique de contrôle de routine et méthode puissante d'investigation. Associée à la microanalyse par Energie Dispersive de rayons X (EDX). Elle offre d'une part, une analyse locale ou globale des matériaux non organiques les plus divers et d'autre part, une analyse quantitative du dépôt de matière sur les échantillons.

Etant donné qu'il existe 36 échantillons (plaquettes) dans cette étude, l'analyse MEB-EDX s'est faite uniquement sur 9 échantillons. Le choix de ces derniers a été effectué de manière à pouvoir étudier l'influence de la variation de l'avance et de la vitesse de coupe sur le dépôt de matière sur les plaquettes.

Dans un premier temps, une plaquette TPUN 16 03 08 H10F neuve est analysée. Elle est composée principalement de tungstène W et de Cobalt Co (Figure 49).

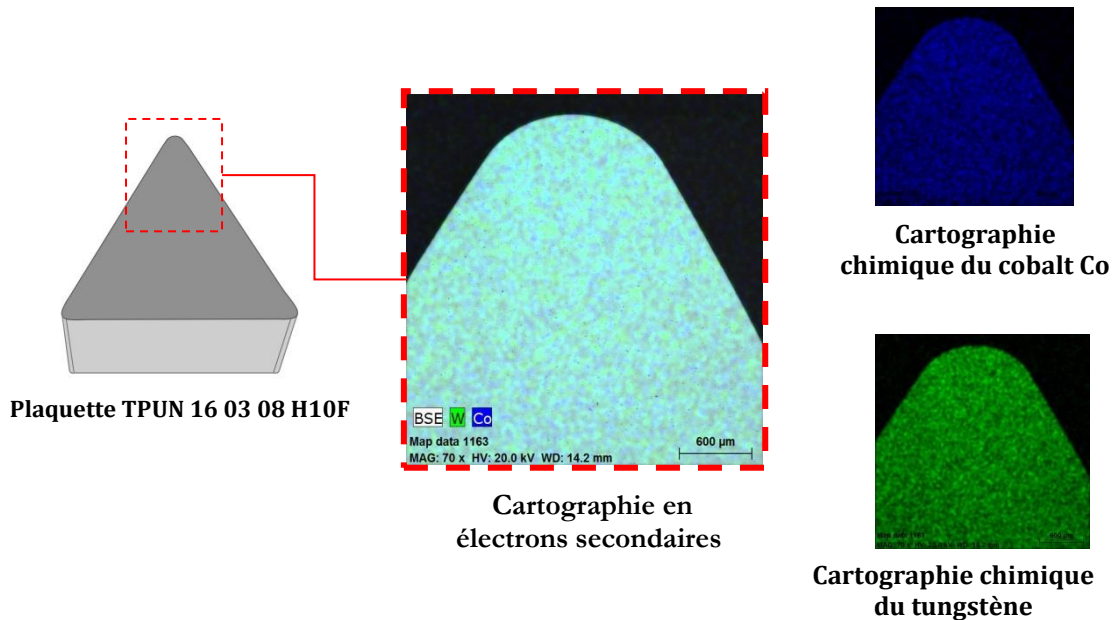


Figure 49 : Analyse MEB-EDX d'une plaquette neuve

Le but de l'analyse MEB-EDX est d'étudier l'influence des paramètres d'usinage sur les possibilités de collage entre la plaquette en carbure de tungstène et les disques en 42CrMo4. Pour cela, 3 échantillons de plaquettes sont soumis à une analyse MEB-EDX. Chaque essai a été effectuée avec une vitesse de coupe différente mais à un temps d'usinage et une avance constants : $Tu=40s$ et $f=0,1mm/tr$.

La figure 50 montre les images issues de l'analyse MEB-EDX. Les clichés obtenus témoignent d'une forte affinité chimique entre l'outil en carbure de tungstène et la pièce. En effet l'absence de lubrification et de revêtement sur la plaquette stimule la migration d'atomes de fer de l'acier vers l'outil. L'affinité chimique entre le cobalt et le fer étant très élevée, rend le transfert de particules fortement adhésif. [HOL03, HUA16].

D'un autre côté, il est important de quantifier ce dépôt essentiellement ferreux pour voir l'évolution de l'usure adhésive en fonction des paramètres de coupe. Pour ce faire, les clichés MEB obtenus vont être soumis à un traitement d'image grâce à un programme MATLAB [COU11].

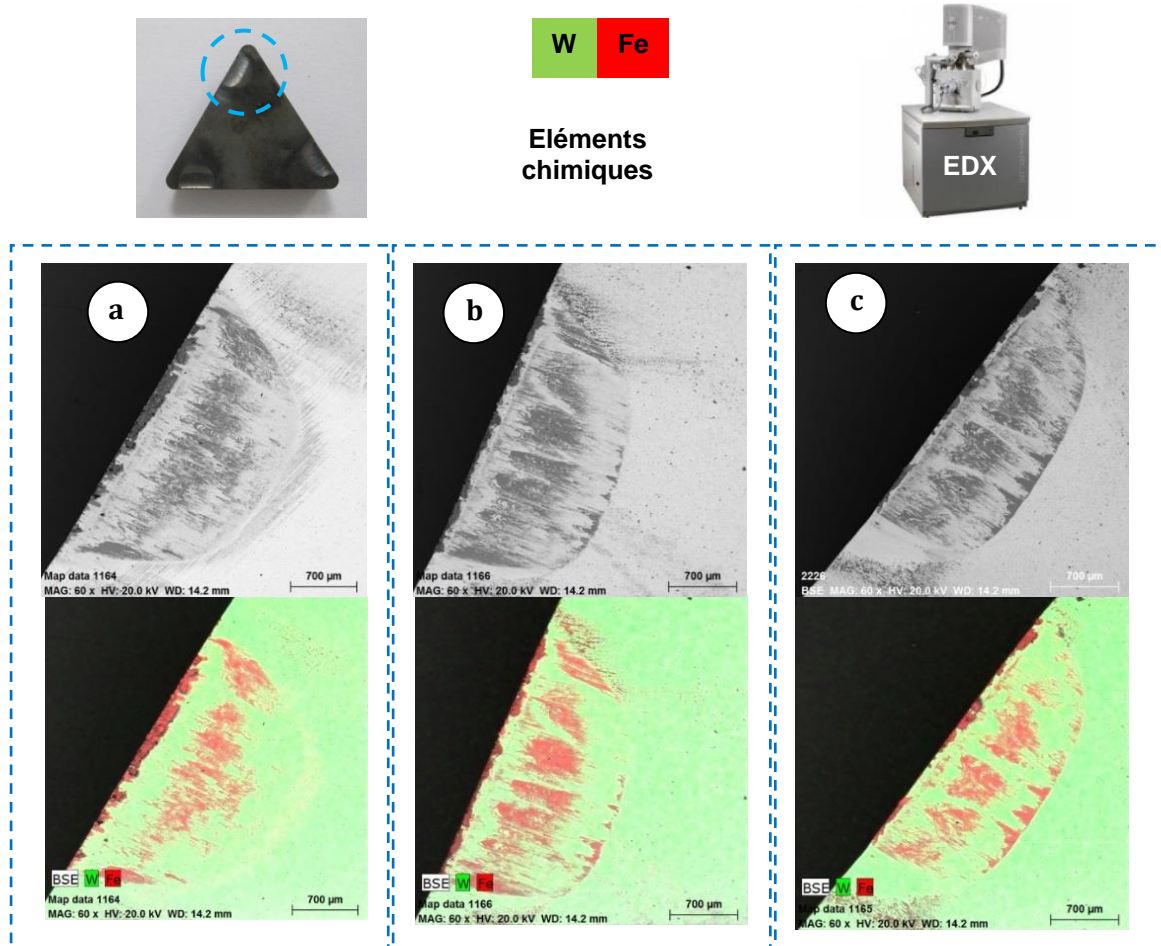


Figure 50 : Analyse MEB-EDX du dépôt de matière sur les plaquettes pour différents conditions de coupe avec $f=0,1\text{mm/tr}$ et $T_u=40\text{s}$: (a). $V_c=120\text{m/min}$; (b). $V_c=150\text{m/min}$, (c). $V_c=180\text{m/min}$

Les résultats obtenus, à l'issue du traitement d'images provenant de l'analyse MEB-EDX, en termes de dépôt ferreux sont présentés sur la figure 51.

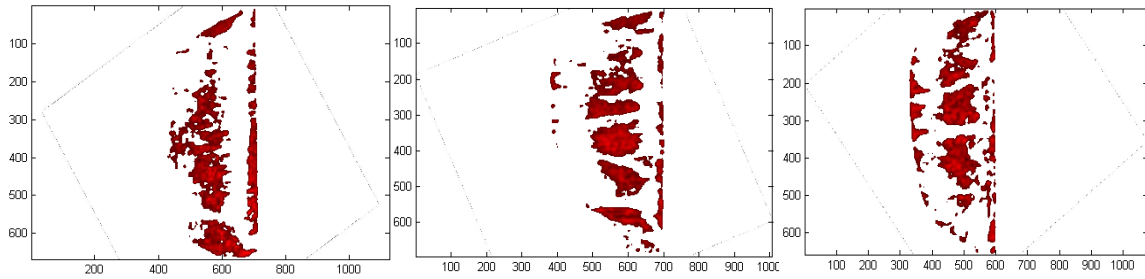


Figure 51 : Extraction du dépôt de matière sur les plaquettes pour différents conditions de coupe avec $f=0,1\text{mm/tr}$ et $T_u=40\text{s}$: (a). $V_c=120\text{m/min}$; (b). $V_c=150\text{m/min}$, (c). $V_c=180\text{m/min}$

Le programme MATLAB permet également de calculer l'aire de la surface couverte par le dépôt ferreux. Les résultats sont regroupés dans le tableau 10, pour les différentes vitesses de coupe.

Tableau 10. Evolution de la surface couverte de dépôt en fonction de la vitesse de coupe pour un temps d'usinage $T_u=40\text{s}$

V_c [m/min]	f [mm/tr]	T_u [s]	Aire de la surface du dépôt ferreux [mm ²]
120	0.1	40	6,488
150	0.1	40	5,105
180	0.1	40	4,467

Il apparait donc que le collage entre la plaquette et le disque en acier est d'autant plus important pour une vitesse de coupe plus faible. En effet, Xie a montré dans ses travaux [XIE04] que l'usure par adhésion se manifeste principalement lors de l'usinage avec des outils en carbure métallique à des vitesses de coupe relativement faibles. Le choix de gamme de vitesses de coupe élevées permet donc de limiter l'impact de ce mode d'usure.

Xie a montré également que les températures de coupe élevées générés à l'interface outil/copeau et les caractéristiques chimiques du matériau à usiner (ductilité, dureté...) stimulent le processus d'usure par adhésion

Par la suite, 6 échantillons de plaquettes sont soumis à une analyse MEB-EDX. Dans ce cas, il s'agit de l'usinage d'un disque en entier avec à chaque fois un couple (V_c , f) différent.

De même que pour les échantillons précédents, le dépôt de matière est quantifié via MATLAB. Les résultats sont regroupés dans le tableau 11.

Tableau 11. Evolution de la surface couverte de dépôt en fonction de la vitesse de coupe pour l'usinage d'un disque en entier

Vc [m/min]	f [mm/tr]	Tu [s]	Aire de la surface du dépôt ferreux [mm²]
120	0.10	124	4.469
120	0.15	83	6.373
150	0.10	99	4.213
150	0.15	66	5.878
180	0.10	82	6.153
180	0.15	55	5.527

Le phénomène d'adhésion des particules de fer sur la plaquette en carbure de tungstène est donc plus accentué pour les vitesses de coupe les plus faibles et les avances les plus élevés. Il faut donc trouver le bon compromis entre ces différentes conditions d'usinage.

Conclusion

Ce chapitre a exposé l'étude expérimentale menée dans le cadre de ce projet et qui a pour but d'investiguer l'usure d'un outil de coupe en carbure de tungstène pour l'usinage de l'acier faiblement allié 42CrMo4. La configuration de coupe adoptée est une configuration de coupe orthogonale.

Le chapitre a débuté par la présentation du dispositif expérimental qui englobe les matériaux étudiés et les moyens expérimentaux déployés.

Une campagne d'essais préliminaires a permis d'identifier la gamme de vitesses de propices à l'étude de l'usure (120, 150 et 180m/min). Par la suite, 36 essais ont été effectués pour observer le phénomène d'usure des plaquettes de tournage pour différentes conditions de coupe et également suivre son évolution au cours du temps.

Lors des essais, les efforts d'usinage (efforts de coupe et efforts d'avance) ont été récupérés ce qui a permis de voir leur évolution en fonction de la vitesse de coupe et de l'avance. Une campagne d'essais avec un outil instrumenté a permis de suivre l'évolution du flux de chaleur transmis à l'outil au cours du temps et ce pour des conditions de coupe différentes. En effet, l'augmentation de la vitesse de coupe ou de l'avance provoque un réchauffement plus rapide de l'outil.

L'étude s'est intéressée aussi à la morphologie des copeaux dont un échantillon a été récupéré suite à chacun des 36 essais effectué. Il a été conclu de privilégier une avance de 0,15mm/tr ou 0,2mm/tr et des vitesses de coupe de 150m/min ou 180m/min

L'usure apparaissant sur les plaquettes suite aux essais de coupe orthogonale a été observée par microscopie 3D. Ceci a permis de mesurer les paramètres d'usure sur la face de coupe de l'outil (**KM**, **KT** et volume usé) et sur la face de dépouille (**VB**). L'influence des paramètres de coupe sur l'évolution des paramètres d'usure a été étudiée aussi.

La conclusion la plus importante à faire est la légitimité du choix de l'application de la loi d'Archard dans le chapitre suivant « **Modélisation de l'usure des outils de coupe : Approche numérique** » vu que l'évolution du volume de l'usure au cours du temps est quasi linéaire dans les conditions de coupe mentionnées et dans un intervalle de temps d'usinage de 40s.

Une analyse MEB-EDX a permis de mettre l'accent sur le phénomène d'usure adhésive sur les plaquettes. Il est plus accentué pour les vitesses de coupe les plus faibles et les avances les plus élevés d'où l'importance trouver le bon compromis entre ces différentes conditions d'usinage.

Chapitre 3

Modélisation de l'usure des outils de coupe de l'acier 42CrMo4: Approche numérique

VI. Introduction

La synthèse bibliographique exposée au premier chapitre de ce manuscrit révèle, non seulement l'importance de la prise en compte du phénomène d'usure des plaquettes dans la simulation de l'usinage mais également l'enjeu économique très important pour la maîtrise de l'évolution de cette usure.

Cependant, la bibliographie cite très peu de modèles numériques simulant l'usure des plaquettes de coupe. Il existe essentiellement des modèles développés sous DEFORM-2D/3D© et très peu de modèles sous ABAQUS®. Tous ces modèles ne permettent que de simuler des temps de coupe très réduits (quelques millisecondes) ; largement loin du temps requis pour atteindre l'usure même d'une plaque de mauvaise gamme.

Il est donc indispensable de pouvoir, dans un premier temps, développer une méthodologie qui sert à simuler des durées d'usinage représentatives de ce qui se passe réellement. En outre, il est important de signaler qu'une modélisation adéquate de l'interface outil-copeau et outil-pièce est d'une importance primordiale pour une modélisation plus réaliste de phénomène d'usure.

Pour cela, un choix judicieux d'une loi d'usure à implémenter dans ABAQUS® s'impose. Cette loi doit être en adéquation avec les résultats obtenus à l'issue de la campagne d'essais expérimentaux qui ont été exposés dans le chapitre précédent.

Le matériau étudié est l'acier faiblement allié 42CrMo4, fréquemment utilisé dans le secteur industriel avec des champs d'applications très variés surtout pour les composants de machines notamment les axes, vilebrequins, pignons....

Dans ce contexte, ce chapitre est dédié à la modélisation de l'usure des outils de coupe dans le cas d'une configuration géométrique correspondant à la coupe orthogonale de l'acier 42CrMo4 par un outil en carbure de tungstène.

Etant donnée la complexité des phénomènes thermomécaniques mis en jeu et la gestion de contact à l'interface outil/copeau et outil/matière, un modèle 2D est proposé. Il est muni de quelques hypothèses simplificatrices (déformations planes, coupe orthogonale...). Le code de calcul par éléments finis ABAQUS[®] dans sa version 6.11 a été choisi pour l'élaboration du modèle de coupe moyennant un schéma d'intégration Explicit.

La sensibilité du maillage est également un point capital à traiter, comme pour tout modèle basé sur la MEF. De ce fait, une étude y est consacrée au début de ce chapitre. Ce dernier traite également le problème de distorsion du maillage qui est plus prononcé pour les modélisations basées sur des approches lagrangiennes, tel le cas dans la présente étude.

Ainsi, les diverses méthodes proposées par ABAQUS[®] pour pallier à ce problème sont également discutées dans le cadre de ce chapitre.

La première problématique à aborder est donc l'augmentation de la durée d'usage simulée. Pour ce faire plusieurs pistes ont été investiguées. Elles sont exposées dans ce chapitre (calcul quasi-statique sous SYSTUS[®], rajout du Mass Scaling...).

La solution retenue dans la suite de l'étude est donc une modélisation numérique baptisée « verticale », implémentée dans ABAQUS[®] par le biais de l'outil de programmation PYTHON[®].

Après une analyse des résultats expérimentaux, qui révèle une évolution quasi linéaire du volume d'usure au cours du temps, dans les conditions de coupe adoptées, il apparaît légitime d'opter pour la loi d'Archard pour la prise en compte du phénomène d'usure dans la simulation de la coupe.

VII. Modèle de coupe orthogonale pour la simulation de l'usinage de l'acier 42CrMo4

Dans cette partie, il s'agit de développer un modèle numérique permettant la simulation de l'opération de tournage de l'acier 42CrMo4 par un outil en carbure de tungstène.

Pour ce faire, la méthode des éléments finis semble être une solution adéquate pour la simulation de la coupe vu qu'elle permet une modélisation pertinente de la formation du copeau, du contact et du frottement caractérisant l'interaction outil-matière et du couplage thermomécanique du processus.

Ceci justifie le recours à la MEF dans plusieurs études relatives à la simulation de la coupe et ce sur divers codes de calcul : DEFORM 2D/3D[®], ABAQUS[®], ANSYS[®], LS -DYNA[®] et ADVANTAGE[®].

Dans le cadre de cette étude et selon les moyens disponibles au laboratoire LTDS, les simulations numériques sont effectuées sous le code de calcul ABAQUS[®].

1. Hypothèses de modélisation

Le modèle de coupe est élaboré sous ABAQUS/ Explicit[®] dans sa version 6.11. En effet, le schéma d'intégration explicite convient à la résolution des problèmes dynamiques ou quasi-statiques non linéaires et est très efficace pour les problèmes fortement non-linéaires avec changement de conditions de contact comme la simulation de la coupe. Les équations du solveur peuvent être résolues directement pour déterminer la solution sans avoir à inverser un système d'équations.

Etant donné la complexité des phénomènes thermomécaniques mis en jeu et la difficulté de gestion de contact et du frottement à l'interface outil/matière, certaines hypothèses simplificatrices ont été adoptées. Ces hypothèses sont retrouvées dans la plupart des travaux qui traitent la simulation de la coupe [KAL07, MAB08] :

- Formulation lagrangienne : Selon cette approche, la matière est liée au maillage. Ce type de formulation simple à appliquer à l'inconvénient de générer de grandes distorsions tout en induisant des instabilités au niveau du maillage lorsqu'il s'agit d'éléments finis quadrangle à intégration réduite.

Le choix de cette approche est lié d'une part, au fait que le temps de calcul est moins important dans les formulations lagrangiennes, comme le souligne le premier chapitre (Section V.2), et d'autre part, à l'expérience des membres du projet MOSUOC dans la modélisation de la coupe avec ce genre de formulations.

- Coupe orthogonale : hypothèse fréquemment adoptée dans tous les travaux de simulation de la coupe. En effet, dans cette configuration, la vitesse de coupe V_c est orthogonale à la vitesse d'avance V_a . Il s'agit également d'une configuration facile à reproduire à l'échelle expérimentale,
- Coupe continue : Hypothèse qui reste valable uniquement dans le cas du tournage,
- Configuration en déformation plane : La configuration de coupe orthogonale stipule tournage l'orthogonalité des vitesses de coupe V_c et d'avance V_a , par rapport à l'arête de coupe. Si l'épaisseur du copeau e peut être négligée par rapport à sa largeur w , le procédé peut alors se ramener à un problème en déformations planes : problème en 2D. Ceci permet un gain considérable en niveau du temps de calcul.

2. Modèle géométrique

Afin d'optimiser la gestion de contact entre le copeau et la face de coupe, un modèle en plusieurs parties (Multi-Part) a été mis au point. Il est inspiré du modèle de coupe proposé par Mabrouki et al [MAB 08].

La figure 52 montre une représentation schématique du modèle. Il est en effet décomposé en 4 parties regroupant : (Figure 52)

- **PART 1** : L'outil en carbure de tungstène nuance H10F. Il est muni d'un mouvement de translation de droite à gauche à une vitesse V_c correspondant à la vitesse de coupe,
- **PART 2** : Le copeau pour lequel les dimensions varient en fonction de l'avance par tour.
- **PART 3** : appelée aussi zone de passage ou zone de séparation. Elle constitue une zone endommageable restreinte à une bande très fine et dont la dégradation permet de simuler la formation du copeau,

- **PART 4:** Le support pièce permettant de contribuer à augmenter la raideur des éléments autour de la zone copeau (représentatif de l'encombrement global de la pièce).

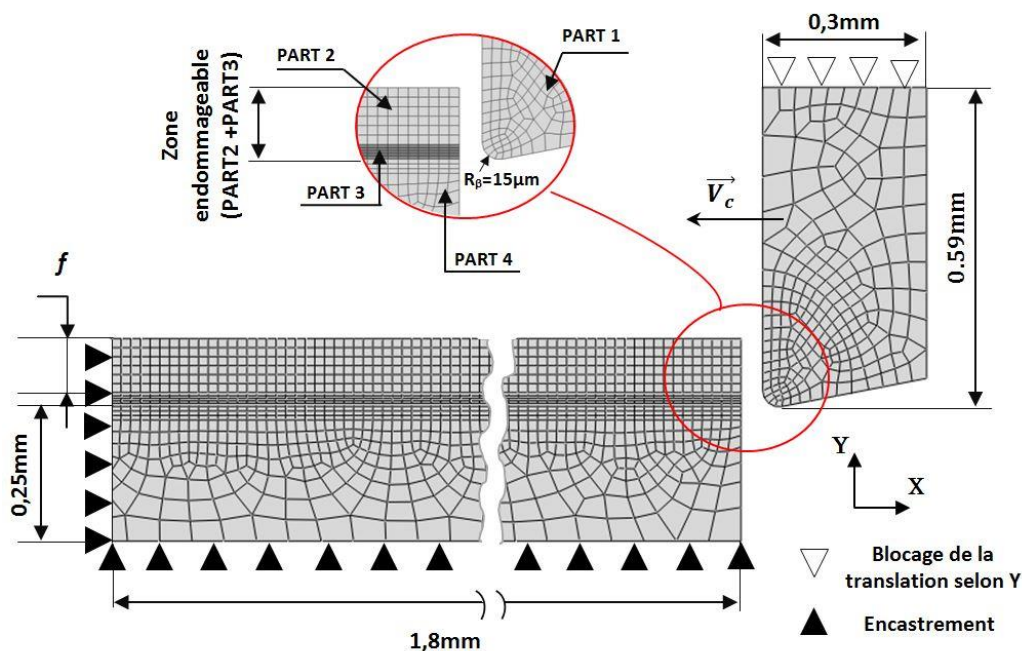


Figure 52 : Schéma du modèle EF adopté pour la simulation de la coupe [MAB 08]

Il est à noter qu'il y a suppression des éléments complètement endommagés dans la zone de séparation (PART 3). Les éléments non endommagés font partie du copeau.

Concernant les conditions aux limites, la pièce est encastree et l'outil mobile.

L'assemblage des différentes parties a été réalisé par des contraintes de type collage (Tie constraint) avec une très grande rigidité.

Le bec de l'outil est placé exactement à mi-hauteur de la zone d'endommagement.

Les éléments utilisés sont de type CPE4RT, élément quadrilatère à intégration réduite, avec un couplage température/déplacement.

L'interaction outil/matière a été considérée sans lubrification (à sec) comme pour les essais expérimentaux.

2.1. Modélisation de la pièce

Comme l'a révélé la synthèse bibliographique menée au premier chapitre, le choix de la loi de comportement du matériau est crucial pour la simulation numérique de la coupe vu que le modèle doit tenir compte à la fois des sollicitations thermiques, des phénomènes d'écrouissage et des vitesses de déformation plastique.

Malgré la diversité des lois de comportement proposées dans la littérature, la plupart des travaux de recherche sur la simulation de la coupe recourent au modèle thermo-visco-plastique développé par Johnson-Cook [JOH 83], privilégié par la facilité de l'identification expérimentale des constantes de cette loi pour un matériau donné.

La loi de comportement Johnson-Cook est également adoptée dans le cadre de cette étude. De ce fait, la contrainte de von Mises est exprimée comme suit :

$$\bar{\sigma} = (\mathbf{A} + \mathbf{B}\bar{\epsilon}^n) \left[1 + \mathbf{C} \ln \left(\frac{\dot{\bar{\epsilon}}}{\dot{\bar{\epsilon}}_0} \right) \right] \left[1 - \left(\frac{\mathbf{T} - \mathbf{T}_0}{\mathbf{T}_f - \mathbf{T}_0} \right)^m \right] \quad (\text{III. 1})$$

$\dot{\bar{\epsilon}}$ étant la vitesse de déformation plastique, $\dot{\bar{\epsilon}}_0$ la vitesse de déformation plastique de référence, \mathbf{T}_0 la température de référence, \mathbf{T}_f la température de fusion, \mathbf{A} étant la limite élastique, \mathbf{B} le paramètre d'écrouissage, \mathbf{C} la sensibilité à la vitesse de déformation, \mathbf{m} le coefficient de la dépendance à la température et \mathbf{n} le coefficient d'écrouissage de la loi.

Vu l'existence de valeurs différentes de paramètres de la loi J-C pour le matériau étudié, à savoir le 42CrMo4, les valeurs adoptées sont celles utilisées dans les travaux de thèse de Barge [BAR05] (Tableau 12) :

Tableau 12. Paramètres de la loi de comportement Johnson-Cook pour l'acier 42CrMo4

Pièce	A (MPa)	B (MPa)	n	C	m	$\dot{\bar{\epsilon}}_0$ (s ⁻¹)
42CrMo4	595	580	0.133	0.023	1.03	0.001

La température de référence \mathbf{T}_0 étant égale à 20°C.

Les paramètres thermomécaniques caractéristiques de l'acier faiblement allié 42CrMo4 sont également ceux utilisés par Bacaria [BAR05]. Ils sont regroupés dans le tableau 13.

Tableau 13. Paramètres thermomécaniques de l'acier 42CrMo4 [BAR05]

Propriétés	Pièce (42CrMo)
Masse volumique, ρ (kg.m ⁻³)	7,8.10 ³
Module d'Young, E (GPa)	210
Coefficient de Poisson, ν	0.3
Chaleur spécifique, C_p (J.kg ⁻¹ . °C ⁻¹)	379.10 ⁶
Conductivité thermique, λ (W/m °C)	47
Coefficient de dilatation thermique, α_a (°C ⁻¹)	11.10 ⁻⁶
T_f (°C), température de fusion	1520

2.2. Modélisation de l'outil de coupe

Pour permettre la prise en compte du phénomène d'usure de l'outil dans la simulation de la coupe, l'outil est considéré élastique. Il est modélisé avec un angle de coupe γ nul et un angle de dépouille α de 11°. Le rayon d'acuité d'arête R_β est de 15 μ m (Figure 53).

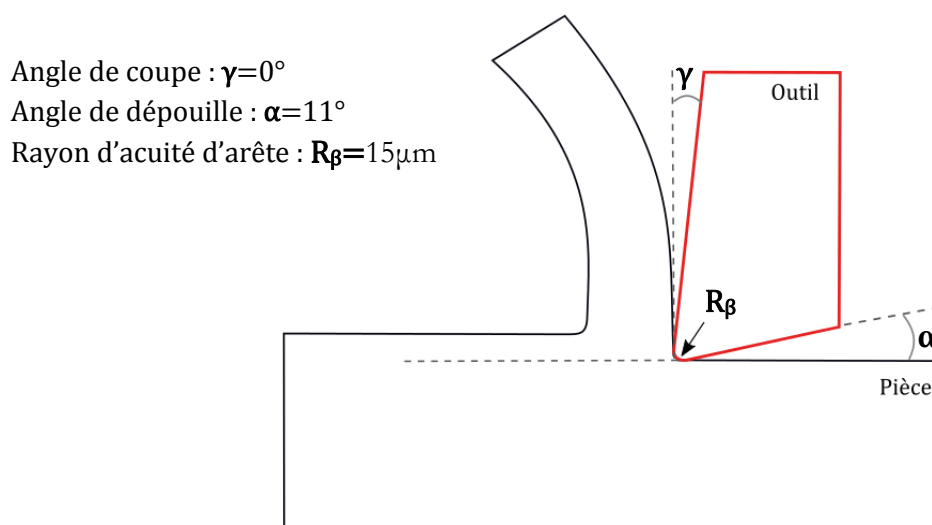


Figure 53 : Caractéristiques géométriques de l'outil de coupe

Les principaux paramètres thermomécaniques de l'outil sont illustrés dans le tableau 14. Ils correspondent à ceux utilisés dans les travaux de Zemzmi [ZEM07].

Tableau 14. Paramètres thermomécaniques de l'outil de coupe [ZEM07]

Propriétés	Outil (TPUN 16 03 H10F)	
	Température [°C]	Valeur
Masse volumique, ρ [kg.m ⁻³]	20	12800
Chaleur spécifique, C_p [J/kg. °C]	20	226
	320	296
	520	326
	820	342
Conductivité thermique, λ [W/m °C]	20	44,6
	600	59
	800	51,2
Module d'Young, E [GPa]	-	630
Coefficient de Poisson, ν	-	0.22

2.3. Modélisation de la rupture

Le recours à une formulation lagrangienne pour la simulation de la coupe requiert de définir un critère de séparation de la matière.

En effet, la synthèse bibliographique a révélé l'existence, dans la littérature, de plusieurs méthodes de séparation du copeau. Il a été remarqué aussi l'utilisation fréquente de modèles d'endommagement qui permettent une séparation de la matière suivant une ligne non connue au préalable et régie par une suppression d'éléments du maillage .

Les paramètres de la loi d'endommagement pour l'acier 42CrMo4 sont : (D_1, D_2, D_3) [BAC01], (D_4, D_5) [JOH85] sont présentés dans le tableau 15.

Dans le but de définir un critère d'initiation de l'endommagement, ce modèle est souvent couplé à une loi d'endommagement qui s'écrit sous la forme suivante [JOH85]:

$$\bar{\epsilon}_f = \left[D_1 + D_2 \exp\left(D_3 \frac{P}{\bar{\sigma}}\right) \right] \left[1 + D_4 \ln\left(\frac{\dot{\epsilon}}{\epsilon_0}\right) \right] \left[1 + D_5 \left(\frac{T - T_0}{T_f - T_0}\right) \right] \quad (\text{III. 2})$$

$\bar{\epsilon}_f$ étant la déformation plastique équivalente, D_1, \dots, D_5 les paramètres de la loi d'endommagement de Johnson-Cook.

Tableau 15. Paramètres de la loi d'endommagement de type Johnson-Cook [JOH85]

Pièce	D_1	D_2	D_3	D_4	D_5
42CrMo4	0.088	4.7	-3.15	0.002	0.61

2.4. Gestion de contact

La gestion de contact entre les différentes surfaces constituant le modèle de coupe, est un point sensible dans les problèmes de simulation de fabrication. Pour ce faire, le code de calcul EF ABAQUS[®] offre deux possibilités : soit un contact « Général » qui définit le contact entre les différents parts du modèle avec une seule interaction, soit un contact « maître-esclave » où chacune des surfaces maître ou esclave est choisie selon la rigidité de l'une ou l'autre (la surface maître étant la plus rigide) ou le raffinement du maillage (la surface esclave est la moins grossière) dans le cas où les 2 corps dont elles sont issues ont des rigidités similaires [ZEM07].

Etant donné que la présente étude s'intéresse à la simulation de l'usure des outils de coupe au cours du temps, et que comme expliqué récemment, le temps de calcul est un point clé dans les simulations effectuées, il est le facteur sur lequel le choix de l'algorithme de gestion de contact se portera. En effet, la première approche de contact « Général » fait intervenir tous les nœuds du modèle alors que le deuxième algorithme ne prend en compte que les nœuds des surfaces en contact ce qui consomme forcément moins de temps de calcul.

Ainsi, l'algorithme de gestion de contact « maître-esclave » est retenu dans le cadre de cette étude : la surface « maître » est donc représentée par les éléments de l'outil. Quant à la surface esclave, il s'agit de la pièce.

Il est donc indispensable d'identifier les nœuds de la pièce susceptibles d'entrer en contact avec l'outil. Une approche bilatérale, maître-esclave/esclave-maître permettrait donc de mieux gérer le contact en évitant l'interpénétration des nœuds dans la pièce. Cependant, cette approche nécessite la définition d'une surface d'éléments et non pas des nœuds avec lesquels l'outil pourrait rentrer en contact avec les nœuds de l'outil.

2.5. Modélisation de l'interface outil/copeau

Durant la simulation numérique de la coupe, la plupart des chercheurs utilisent des paramètres thermomécaniques constants à l'interface outil-matière. Dans la plupart des modèles de coupe développés, la loi de Coulomb reste la loi la plus utilisée pour définir l'interaction mécanique entre l'outil et la pièce. En effet, elle donne un coefficient de frottement constant qui ne permet pas de tenir compte de la variation des grandeurs locales à l'interface outil-matière. Les essais tribologiques montrent que ce coefficient est variable le long du contact outil-copeau et qu'il dépend des grandeurs locales comme la vitesse de glissement.

Pour simplifier la modélisation du problème, le contact entre l'outil et la pièce est modélisé par un coefficient de frottement constant égal à 0.2. Le coefficient de partage de flux de chaleur généré à l'interface outil /copeau est de 0,5. Quant à l'énergie générée, 90% est convertie en chaleur.

3. Etude de sensibilité du maillage

L'un des paramètres les plus importants pour la résolution d'un problème via la Méthode des Eléments Finis est la taille des mailles utilisées pour la discrétisation du problème.

Pour étudier donc l'impact de la variation de la taille des mailles, quatre longueurs caractéristiques sont testées dans le cadre de cette étude : il s'agit respectivement de mailles de taille 6, 12, 18 et 24 μm . Pour valider le modèle et juger sa dépendance ou son indépendance à la taille des mailles, une comparaison entre l'effort moyen simulé et l'effort moyen expérimental est faite. Les différentes valeurs expérimentales et numériques sont exposées dans le tableau 16. Les conditions de coupe adoptées dans cette étude de sensibilité sont : $V_c = 120\text{m/min}$, $f=0,1\text{mm/tr}$ et $a_p=3\text{mm}$.

Tableau 16. Comparaison entre efforts expérimentaux et efforts simulés pour chaque taille de maille

Taille de maille [μm]	Effort normal moyen expérimental [N]	Effort normal moyen simulé [N]	Ecart des efforts [N]
6	760	713	47
12	760	706	54
18	760	783	23
24	760	845	85

Il est à noter que la simulation avec des mailles de taille $6\ \mu\text{m}$ s'arrête au bout de quelques incréments de calcul et ce à cause de la distorsion excessive des éléments (figure 54).

D'autre part, après comparaison des valeurs d'efforts de coupe expérimentaux et simulés (tableau 16), la valeur de taille de maille de $18\ \mu\text{m}$ est retenue et ce vu qu'elle correspond à l'écart le plus faible entre efforts expérimentaux et simulés. Cette valeur est adoptée sur l'ensemble des simulations réalisées dans le cadre de cette étude.

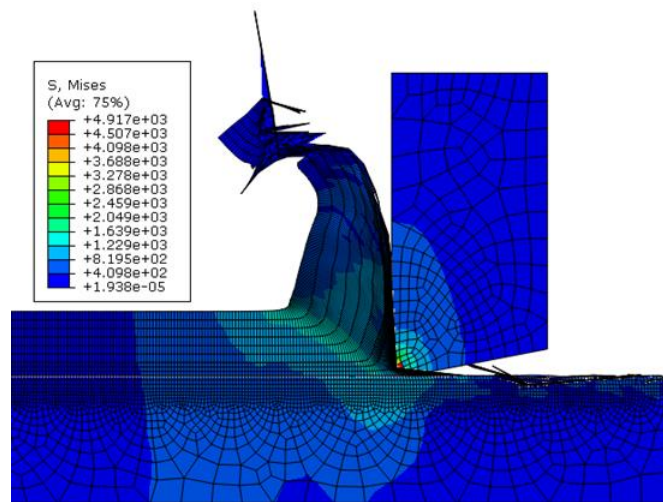


Figure 54 : Cas de la distorsion du maillage et arrêt du calcul pour une taille de maille de $6\ \mu\text{m}$

4. Type d'élément et problème des modes d'Hourglass

Le recours aux éléments finis quadrangle à intégration réduite peut engendrer de grandes distorsions et des instabilités au niveau du maillage plus connus sous le nom de modes d'énergie nulle ou encore de modes de "Hourglass".

En effet, pour pallier au problème d'Hourglass, le code éléments finis ABAQUS[®] propose cinq méthodes : «Enhanced», «Relax Stiffness», «Stiffness», «Viscous» et «Combined». Une étude de sensibilité à la méthode de contrôle d'Hourglass a été menée par Barge [BAR05]. Il en a conclu que la méthode qui présente une dépendance moins importante au maillage est la méthode «Relax Stiffness». Cette méthode est adoptée dans l'ensemble des simulations effectuées dans le cadre de cette étude. Elle repose sur la combinaison d'une raideur, agissant pour maintenir une résistance nominale au cours de la simulation, et d'un amortissement,

généralisant une résistance supplémentaire sous chargement dynamique qui seront injectées dans le modèle au début de l'analyse lorsque les chargements dynamiquement sont soudains.

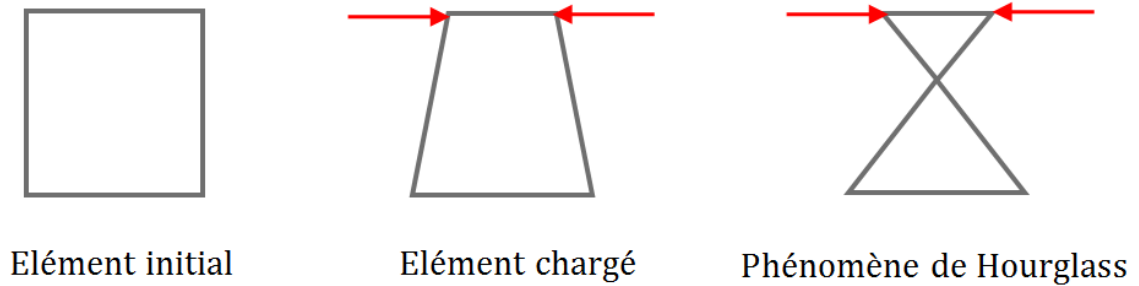


Figure 55 : Apparition du phénomène de Hourglass

5. Conclusion sur le modèle de coupe

Pour la modélisation, dans un premier temps, de la coupe orthogonale de l'acier 42CrMo4, mais également de l'usure de l'outil en carbure de tungstène, un modèle Lagrangien 2D est adopté, moyennant un schéma d'intégration explicite.

Il s'agit d'un modèle multi-parts, facilitant la gestion de contact entre l'outil et la pièce. Le coefficient de frottement est constant sur tout le modèle et est égal à 0,2. La figure 56 résume donc la loi de comportement et d'endommagement dans chaque partie du modèle.

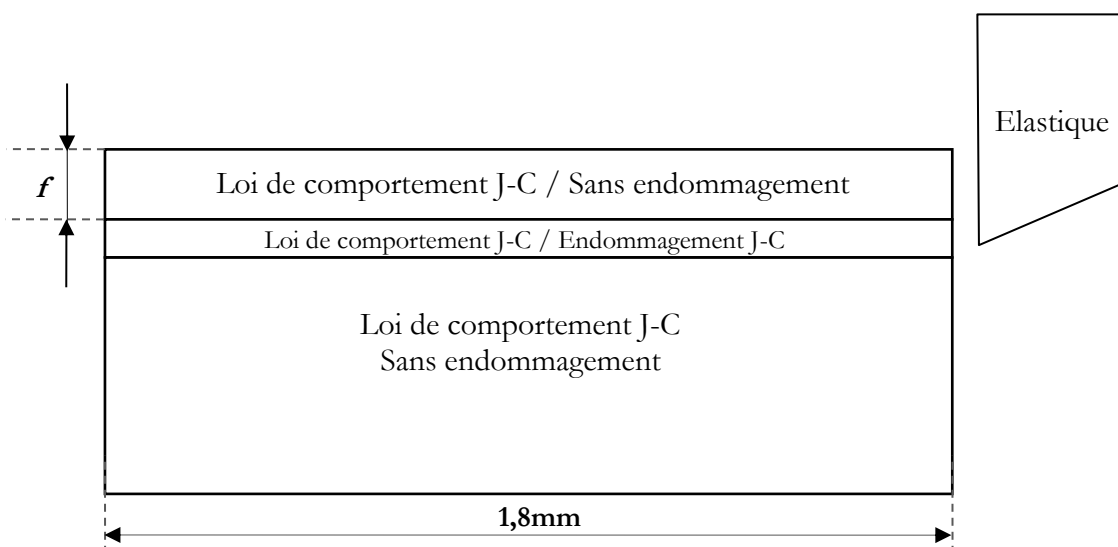


Figure 56 : Schématisation géométrique du modèle de coupe développé

VIII. Augmentation de la durée d'usinage simulée en coupe orthogonale

1. Introduction

Le temps d'usinage simulé est un point clé pour la prédiction de l'évolution de l'usure d'une plaquette donnée sous des conditions de coupe spécifiques. En effet, l'usure apparaît expérimentalement au bout de quelques secondes alors que la plupart des simulations numériques sont de quelques millisecondes dans des conditions de coupe orthogonale (2D) et durant plusieurs heures CPU de calcul [XIE05] [YEN04]. Ainsi, pour la simulation de l'usure, il est nécessaire de mettre en place une stratégie de calcul visant à réduire le temps CPU et en augmentant le temps d'usinage simulé.

En effet, dans la simulation numérique de la coupe, le temps de calcul est généralement réparti entre le calcul des déformations dans le matériau à usiner et la gestion du contact entre les différentes surfaces en contact.

Ce temps est également lié à la formulation choisie. Comme mentionné au premier chapitre (Section V.2), le temps de calcul est moins important dans les formulations lagrangiennes.

D'où le choix de cette dernière dans le cadre de cette étude.

Pour permettre davantage de gain en termes de temps de calcul en vue de l'augmentation de la durée d'usinage simulé, plusieurs pistes ont été investiguées sur le plan numérique.

Les principales méthodes testées sont exposées ci-après.

2. Mass Scaling (MS)

2.1. Schéma de calcul explicite

Pour la modélisation de la coupe de l'acier 42CrMo4 avec la prise en compte de l'usure de l'outil, il y a eu recours à un schéma d'intégration explicite. Ce dernier conduit en effet à des temps de calcul moins importants comparés au schéma implicite (ABAQUS[®]/Standard). En effet, les équations du solveur peuvent être résolues directement pour déterminer la solution sans avoir à inverser un système d'équations, et donc il permet d'aboutir à une solution plus robuste.

Ce schéma d'intégration est mis en œuvre par une méthode de différences finies centrées et est représenté par les équations suivantes :

$$\mathbf{U}_{t+\Delta t} = \mathbf{U}_t + \Delta t \dot{\mathbf{U}}_{t+\frac{\Delta t}{2}} \quad (\text{III. 3})$$

$$\dot{\mathbf{U}}_{t+\frac{\Delta t}{2}} = \dot{\mathbf{U}}_{t-\frac{\Delta t}{2}} + \frac{1}{2} (\Delta t_{t+\Delta t} + \Delta t_t) \ddot{\mathbf{U}}_t \quad (\text{III. 4})$$

Avec \mathbf{U} le vecteur déplacement, $\dot{\mathbf{U}}$ le vecteur vitesse et $\ddot{\mathbf{U}}$ le est le vecteur accélération.

2.2. Recours au Mass Scaling

Pour le schéma d'intégration explicite, l'incrément de temps Δt est donné par la relation suivante :

$$\Delta t = \frac{\mathbf{L}_e}{\mathbf{C}_d} \quad (\text{III. 5})$$

\mathbf{L}_e étant la longueur la plus petite d'un élément du maillage et \mathbf{C}_d la vitesse de propagation de l'onde élastique dans le matériau. Cette dernière est donnée par l'équation suivante :

$$\mathbf{C}_d = \sqrt{\frac{\mathbf{E}}{\rho}} \quad (\text{III. 6})$$

\mathbf{E} étant le module d'Young et ρ la masse volumique de l'élément.

En effet, le module de calcul ABAQUS®/Explicit offre la possibilité d'augmenter l'incrément de temps à travers le Mass scaling (MS). Ce dernier constitue une augmentation artificielle de masse volumique d'un élément. Cette augmentation de la valeur de l'incrément sert à diminuer le nombre d'itérations et par conséquent diminuer le temps de calcul. Elle peut également être attribuée à un ou plusieurs éléments du modèle.

Cependant, cette augmentation artificielle de la masse volumique des éléments, et donc ce rajout de masse physique dans le modèle, peut affecter d'une manière considérable les résultats, surtout lorsqu'il s'agit de calculs dynamiques tel le cas de cette étude. Ainsi, pour s'assurer que le modèle EF reste cohérent, il est recommandé selon WANG et al [WAN06] de comparer l'énergie cinétique et l'énergie interne du système. Le rapport entre ces deux derniers ne devrait pas dépasser 5-10%. Zybell [ZYB05] recommande également de vérifier que la valeur du travail des forces extérieures reste proche de celle de l'énergie interne.

Cette augmentation de masse volumique se fait sous ABAQUS[®] par la définition d'un incrément de temps minimal en-dessous duquel le code de calcul détermine le facteur d'échelle correspondant et l'utilise pour augmenter la masse des éléments.

Ainsi, pour la détermination de la valeur minimale de l'incrément de temps aboutissant à des résultats cohérents (les plus proches des résultats obtenus sans recours au MS), cinq valeurs d'incrément de temps ont été testées dans le cadre de cette étude. Le choix de ces valeurs repose sur le fait que d'incrément de temps pour le calcul sans MS est égal à $9,14 \cdot 10^{-7}$. Les valeurs testées sont donc : $9 \cdot 10^{-7}$, $8 \cdot 10^{-7}$, $7 \cdot 10^{-7}$, $6 \cdot 10^{-7}$ et $5 \cdot 10^{-7}$.

Une comparaison entre les efforts de coupe obtenues avec et sans MS permet de choisir l'incrément de temps minimal (tableau 17).

Tableau 17. Efforts de coupe pour chaque valeur d'incrément de temps minimal

	Efforts de coupe moyens [N]	Ecart entre les efforts de coupe avec et sans MS [N]
Sans MS	819	-
MS = $9 \cdot 10^{-7}$	834	15
MS = $8 \cdot 10^{-7}$	860	41
MS = $7 \cdot 10^{-7}$	876	57
MS = $6 \cdot 10^{-7}$	909	90
MS = $5 \cdot 10^{-7}$	820	1

En se basant sur les valeurs données dans le tableau 17, la valeur de l'incrément minimal à retenir, et qui donne l'écart minimal entre les efforts de coupe avec et sans MS est faite est donc égale à $5 \cdot 10^{-7}$.

Il reste donc à vérifier que le rapport entre l'énergie cinétique et l'énergie interne ne dépasse pas 5-10% et que la valeur du travail des forces extérieures reste proche de celle de l'énergie interne.

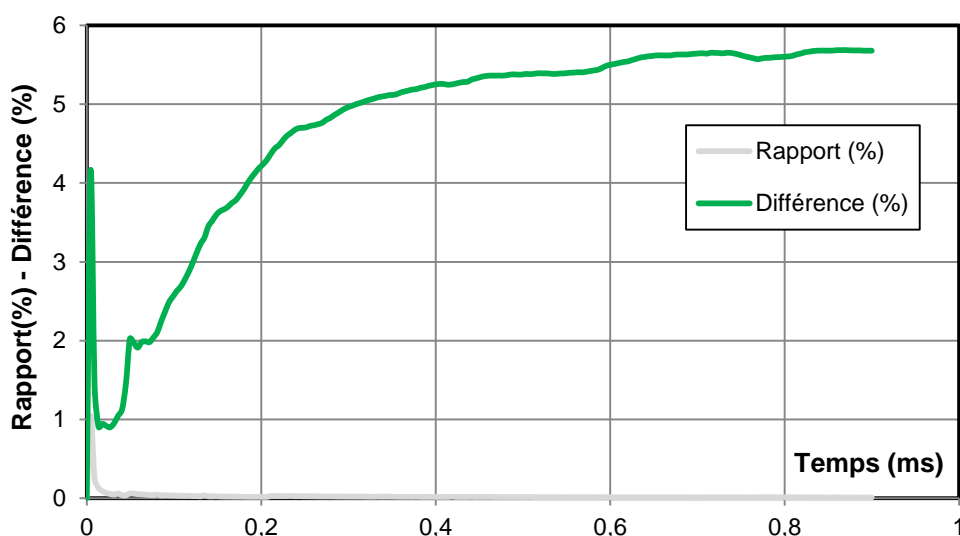


Figure 57 : Evolution du rapport énergie cinétique/énergie interne et de la différence entre le travail des forces extérieures et l'énergie interne du système

La figure 56 montre donc que les deux conditions citées auparavant sont respectées. Le choix d'un incrément de temps minimal égal à $5 \cdot 10^{-7}$ est donc judicieux.

Cette valeur sera considérée dans tous les calculs effectués dans le cadre de cette étude.

3. Calcul stationnaire sous le code de calcul SYSWELD®

Le logiciel SYSWELD propose un algorithme spécifique pour calculer directement les états thermiques, métallurgiques et mécaniques stationnaires dans un référentiel lié aux sollicitations. Les problèmes visés sont par exemple, les problèmes mettant en jeu une source de chaleur se déplaçant à vitesse constante (le problème est alors formulé dans un repère lié à la source de chaleur mobile) ou encore les problèmes mettant en jeu un déplacement de matière soumise à des sollicitations fixes comme le laminage par exemple.

La méthode a été développée à l'origine pour simuler les contraintes et distorsions (dans l'hypothèse des petites perturbations) au cours des procédés de soudage ou de traitement de surface [BER91, BER00]. Elle se décompose en :

- une analyse thermo- métallurgique couplée qui fournit les températures et les différentes phases métallurgiques,
- une analyse mécanique élastoplastique ou élastoviscoplastique qui utilise les températures et phases issues du calcul thermo-métallurgique précédent pour calculer les champs mécaniques (contraintes, déformations plastiques, etc.).

Les analyses comportent un calcul stationnaire dans le référentiel lié à la source de chaleur, suivi d'un calcul transitoire permettant de simuler la sortie de la source de chaleur de la pièce soudée.

Les principes de la méthode implémentée dans SYSWELD sont les suivants :

Pour ce qui concerne les aspects strictement thermiques, il s'agit de résoudre un problème non-linéaire de diffusion-convection. Ce calcul nécessite une formulation décentrée de type SUPG (Streamline Upwind Petrov Galerkin) [HUG82].

Les calculs métallurgiques et élastoplastiques sont un peu plus complexes car ils nécessitent en chaque point de la structure de connaître l'histoire métallurgique ou élastoplastique de la matière. Dans l'hypothèse de l'état stationnaire, cette histoire se retrouve dans les points qui le précèdent sur la ligne de courant à laquelle il appartient.

L'algorithme proposé par SYSWELD nécessite ainsi de réaliser un maillage par translation d'une section (Fig. 67). Les points de Gauss des éléments, qui sont les points où les phases métallurgiques et les champs mécaniques sont calculés, sont ainsi situés le long de lignes de courant (Fig. 67). Les calculs des champs métallurgiques et mécaniques sont alors réalisés en intégrant les cinétiques de transformation métallurgique et les équations constitutives du comportement élastoplastique le long de ces lignes de courant, en parcourant les séquences de points de Gauss.



Figure 58 : Séquences de points de Gauss

La généralisation de cet algorithme au cas des grandes transformations est également disponible dans SYSWELD. On peut en effet montrer que chaque séquence de points de Gauss représentant une ligne de courant sur le maillage initial représente encore une ligne de courant sur le maillage déformé. La formulation est alors de type eulérienne avec un calcul itératif de la géométrie déformée. Mais l'application de cet algorithme en présence d'une séparation de matière comme dans le cas de la coupe orthogonale nécessite des adaptations et les tentatives qui ont été menées pour ce faire n'ont pas encore abouti à ce jour.

Cette méthode a donc été abandonnée. Néanmoins elle fait l'objet d'un projet de thèse mené par M. Yabo Jia au sein du laboratoire LTDS.

4. Modélisation baptisée « verticale »

L'état de l'art a révélé que le temps d'usinage simulé est un facteur capital pour la prédiction de l'usure d'une plaquette donnée, sous des conditions de coupe spécifiques. En effet, l'usure apparaît expérimentalement au bout de quelques secondes alors que la plupart des simulations numériques sont de quelques millisecondes dans des conditions de coupe orthogonale (2D) et durant plusieurs heures CPU de calcul [XIE05] [YEN04]. Ainsi, pour la simulation de l'usure, il est nécessaire de mettre en place une stratégie de calcul visant à réduire le temps CPU et en augmentant le temps d'usinage simulé.

4.1. Modélisation horizontale /Modélisation verticale

En s'inspirant des travaux de Yen et al [YEN04] et Salvatore et al [SAL13], qui consistent à fractionner le copeau, deux configurations de modélisations ont été testées pour voir laquelle permettait un gain de temps de calcul plus intéressant. (Figure 59)

- Modélisation baptisée « horizontale » (figure 59.b) : il s'agit d'augmenter la longueur de la pièce pour pouvoir prolonger le temps d'usinage simulé.

L'avantage dans ce cas est la continuité des champs de températures et de contraintes sur toute la longueur considérée. Cependant, dans la démarche de modélisation numérique du problème, une hypothèse de planéité de surface a été émise (figure 59.a).

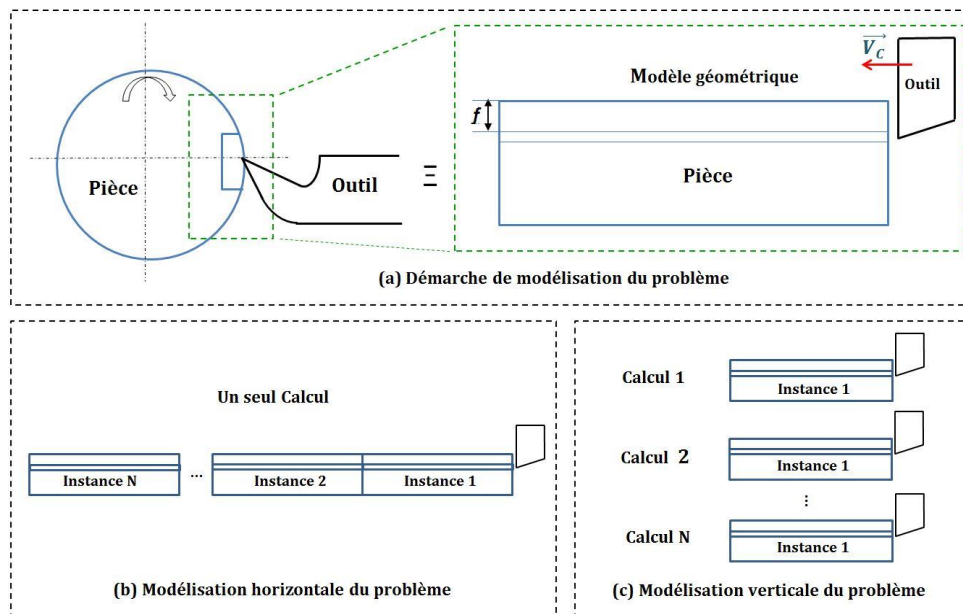


Figure 59 : Procédure pour l'augmentation de la durée d'usinage simulée [GUE15]

En effet, la surface à usiner est considérée plane vu que le modèle représente une portion suffisamment petite du cylindre. En augmentant la longueur de la portion à représenter sur ABAQUS®, cette hypothèse de planéité n'est donc plus respectée.

- Modélisation baptisée verticale (figure 59.c) : Dans ce cas, il d'agit de garder la longueur initiale de la pièce (1,8 mm) et de faire plusieurs simulations successives

sur la même portion du cylindre et ce pour respecter la planéité de la surface à usiner.

L'inconvénient dans ce cas est la discontinuité des champs de températures et de contraintes.

Pour pouvoir trancher quant au recours à l'une des modélisations précédemment exposées et déterminer laquelle des deux va permettre un gain plus important en termes de temps de calcul, deux séries de calcul ont été lancées :

- Série 1 : Modélisation « horizontale » : un seul step de calcul sur une pièce de longueur 3 fois plus importante que dans le modèle géométrique de base comme indiqué sur la figure 52.

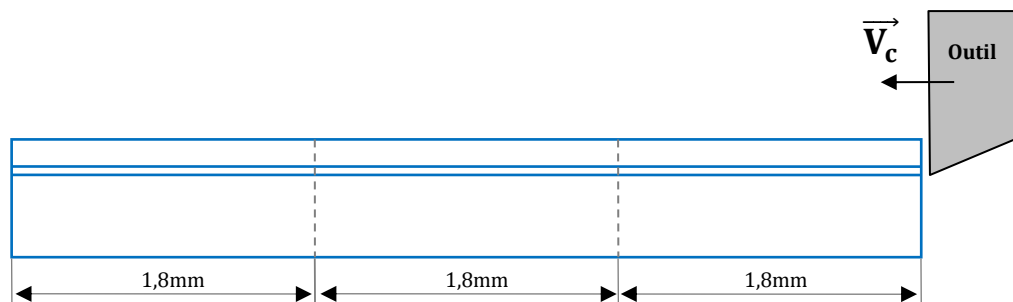


Figure 60 : Modélisation « horizontale » du problème

- Série 2 : Modélisation « verticale » : 3 steps de calcul sur la même longueur de base du modèle géométrique (1,8mm).

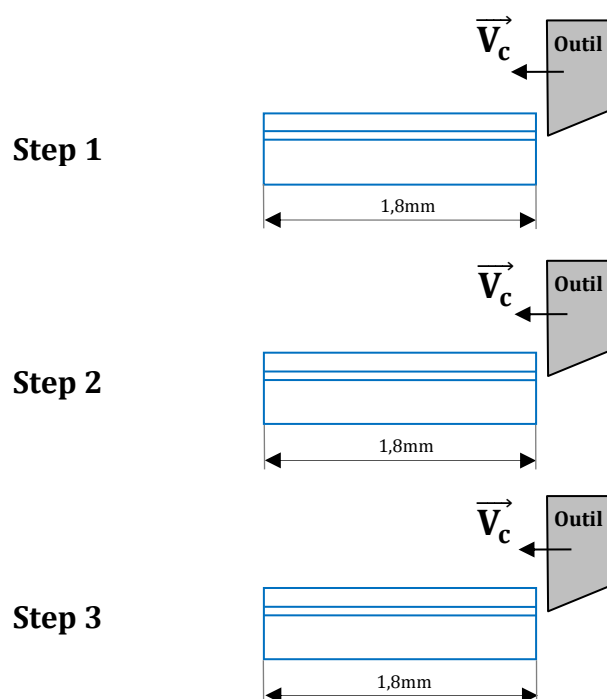


Figure 61 : Modélisation « verticale » du problème

Les deux séries de calcul ont été lancées dans les conditions de coupe suivantes :

Une vitesse de coupe $V_c=120\text{m/min}$, une avance par tour $f=0,1\text{mm/tr}$ et une profondeur de passe $a_p = 3 \text{ mm}$.

Les calculs ont été menés sur un ordinateur de bureau ayant les caractéristiques suivantes :

Un processeur Intel® Core™ i5-4300M CPU @ 2.60GHz et une RAM de 8,00 Go.

Tableau 18. Temps de calcul et temps d'usinage simulé en fonction de la longueur de la pièce

Longueur de la pièce (mm)	Temps de calcul en modélisation horizontale (min)	Temps de calcul en modélisation verticale (min)	Temps d'usinage simulé (ms)
1,8	15	15	0,85
3,6	91	30	1,70
5,4	234	45	2,55

Le tableau 18 présente donc une comparaison entre le temps de calcul en minutes et le temps d'usinage simulé en millisecondes, en fonction de la longueur de la pièce et ce pour la modélisation horizontale et la modélisation verticale respectivement.

Après analyse des résultats obtenus suite aux deux séries de calcul lancées (tableau 18), la modélisation « verticale » semble être l'approche qui consomme le moins de temps de calcul. En effet, au bout de 3 steps de calcul, cette modélisation permet un gain de 520% en termes de temps de calcul par rapport à la modélisation horizontale.

Vu que cette modélisation respecte également l'hypothèse de la planéité de la surface à usiner adoptée dans la démarche de modélisation suivie, elle sera retenue dans le cadre de cette étude. Par ailleurs, cette démarche permettra de connaître au cours d'un temps propice à l'étude de l'usure, les chargements thermiques simulant l'action de la matière sur l'outil. Pour cela, l'outil de coupe sera considéré comme étant parfaitement élastique.

Le problème de discontinuité des champs de température et de contraintes sera résolu via un programme Python qui sera explicité dans la section suivante.

4.2. Algorithme d'augmentation de la durée d'usinage simulée

Pour permettre l'augmentation de la durée d'usinage simulé tout en respectant la planéité de la surface à modéliser et la continuité des champs de températures et de contraintes sur les différentes portions de la pièce, un programme Python est développé. Il permet de lancer plusieurs simulations successivement selon la modélisation baptisée « verticale ».

Dans un premier temps, seule la continuité au niveau thermique est prise en compte.

Pour ce faire, pour chaque calcul (i), la longueur de la pièce, telle que modélisée sur la figure 52, va être dédoublée et comportera donc 2 portions : une partie en amont et une partie en aval chacune de longueur 1,8 mm.

Le calcul (i) s'achève dès que l'outil aurait fini l'usinage de la partie en amont. Par la suite, les valeurs de champs de température aux nœuds de la partie aval au calcul i, seront sauvegardées dans un fichier sortie « .ODB » puis attribuées aux nœuds correspondants de la partie amont du calcul i+1.

Ceci est assuré par les champs prédéfinis dans ABAQUS® (Predefined Fields) disponibles dans le module **Load** [ABA03].

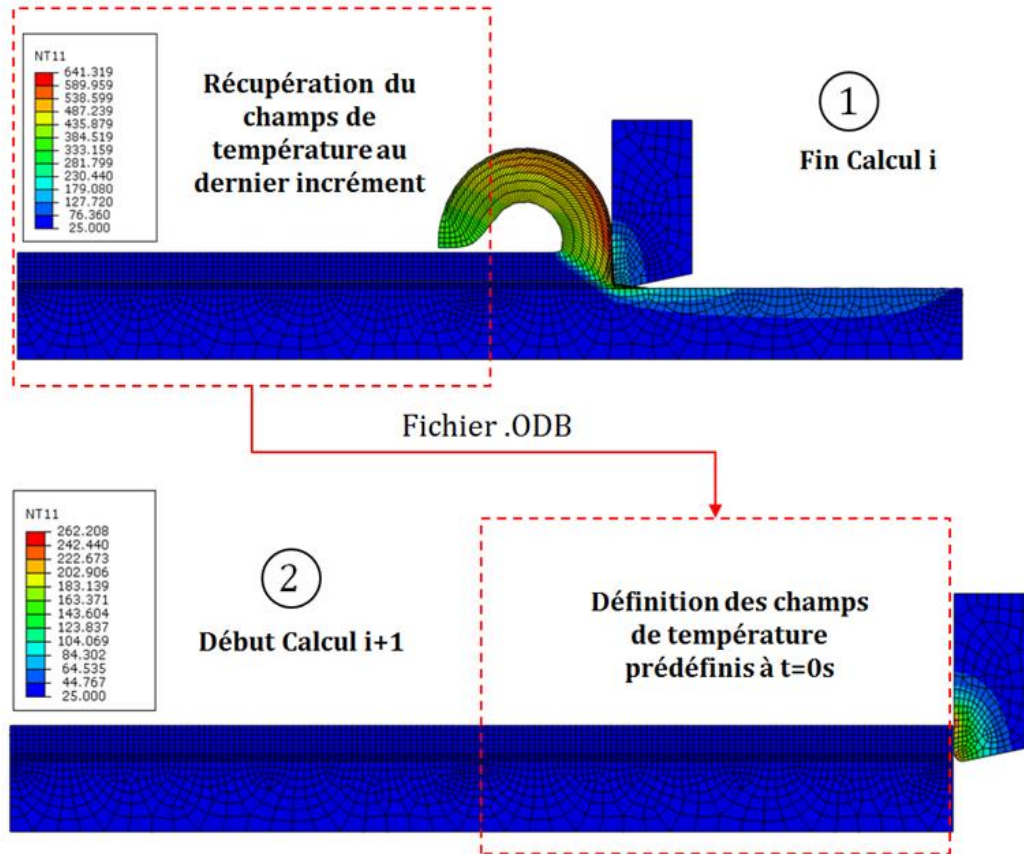


Figure 62 : Procédure pour l'augmentation de la durée d'usinage simulée

L'opération va être répétée n fois jusqu'à ce que le régime stationnaire soit atteint.

Le script Python va donc gérer ces itérations ; les principales étapes qui le constituent sont explicitées dans le schéma de la figure 63.

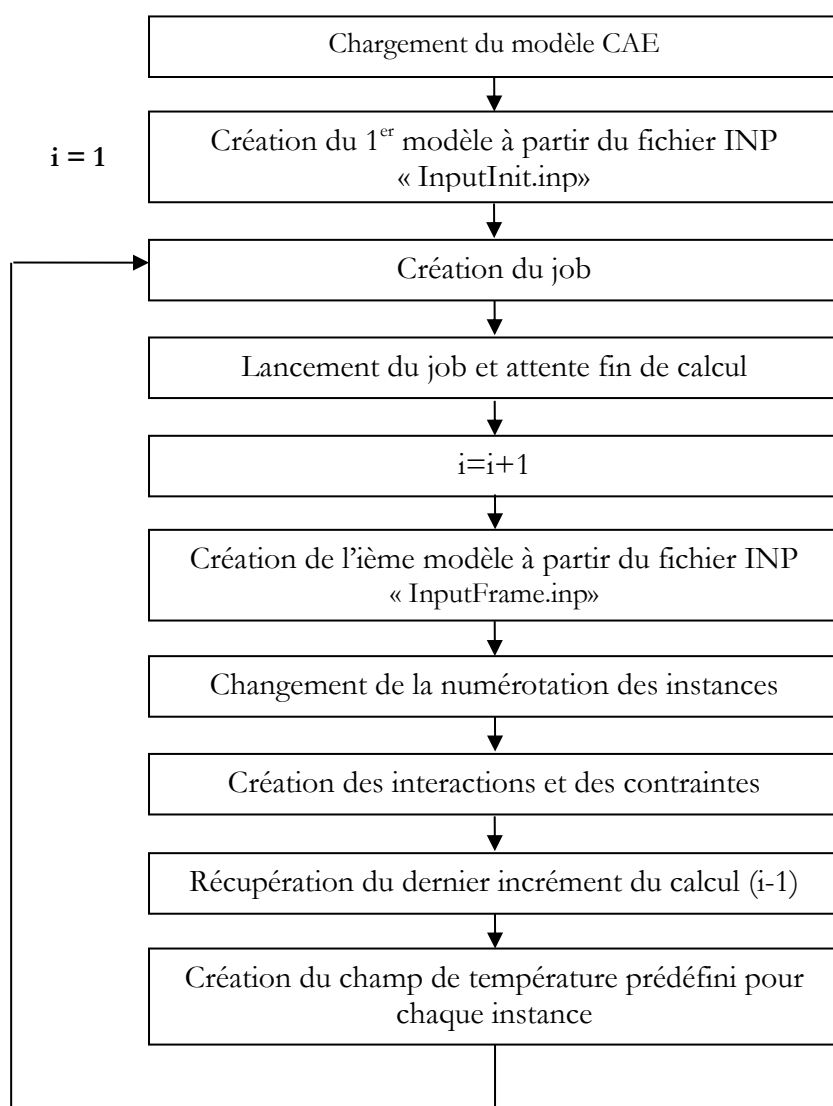


Figure 63 : Algorithme résumant le programme Python exploité pour l'augmentation de la durée d'usinage simulé

Ce script Python repose donc sur deux fichiers .INP :

- InputInit.inp : fichier .INP correspondant au 1^{er} calcul sur le modèle dédoublé (figure 62). La condition initiale au niveau de la température de l'outil et de la pièce est $T_0=25^{\circ}\text{C}$;
- InputFrame.inp : fichier .INP permettant de lancer le ième calcul (pour $i>1$).

Contrairement à InputInit.inp, ce fichier ne contient pas les interactions et les contraintes. Ces dernières doivent être créées après le changement de la numérotation de chacune des 2

instances pour que l'instance en amont du calcul $i+1$ ait le même numéro que celle en aval du calcul i . Ceci est indispensable pour permettre l'affectation d'un champ de température initial via les champs prédéfinis d'ABAQUS®.

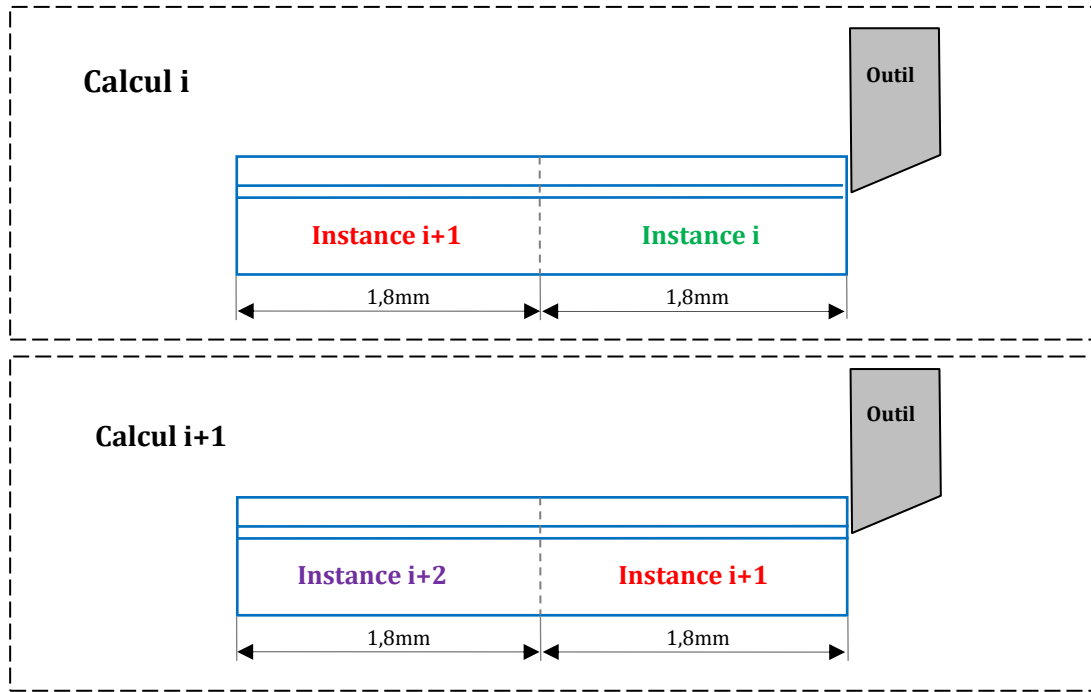


Figure 64 : Changement de la numérotation des instances à chaque calcul

Une fois le programme Python lancé, il est important de suivre l'évolution de la température au niveau de la face d'attaque de l'outil. Le but est au final d'atteindre le régime stationnaire.

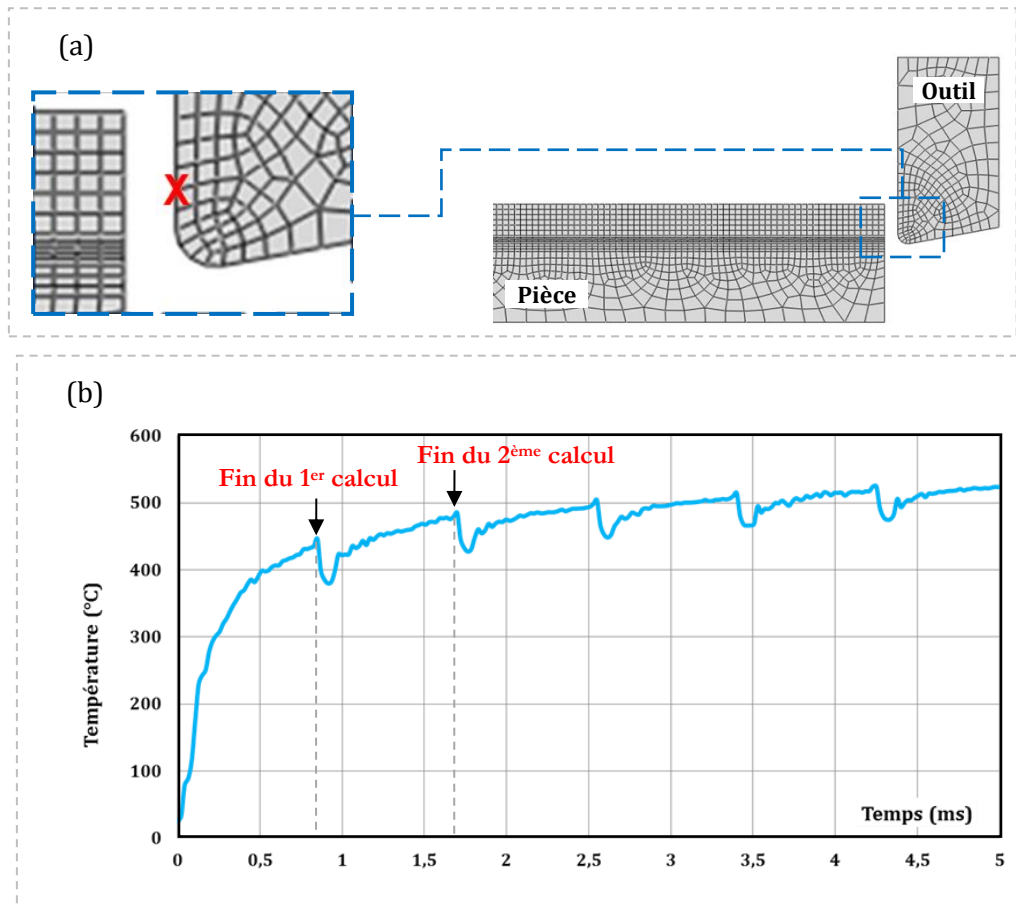


Figure 65 : (a). Localisation du nœud de calcul sur l'outil (b). Evolution de la température en un nœud de la face d'attaque de l'outil

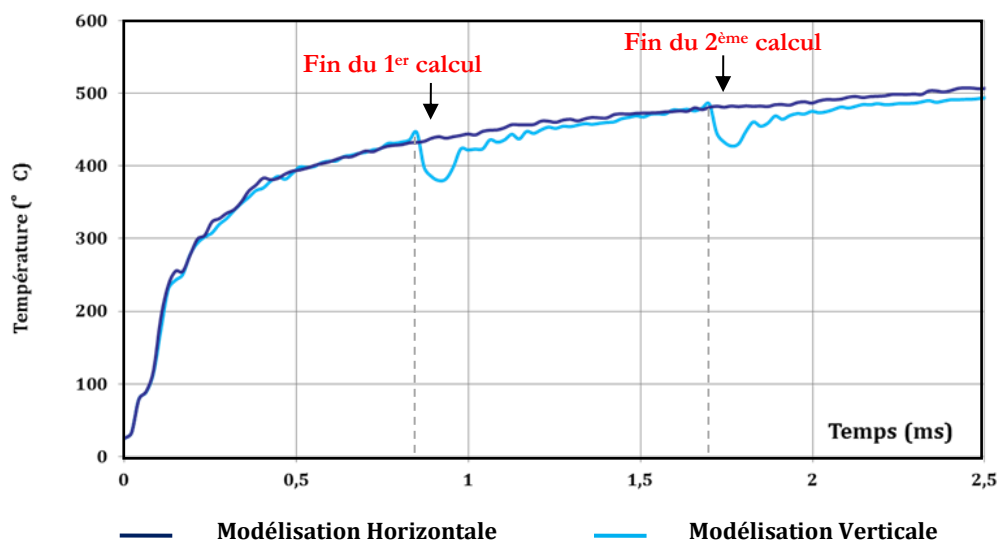


Figure 66 : Comparaison de l'évolution de la température de l'outil avec et sans refroidissement de la pièce

Après observation des 2 courbes es figures 65 et 66, deux conclusions peuvent être formulées :

- La température de l'outil augmente continuellement. Ceci est lié à la condition de parois adiabatiques imposée sur l'outil. Donc, pour pouvoir atteindre un régime stationnaire, les conditions aux limites doivent être rectifiées (Figure 65).
- La transition d'un calcul à un autre est traduite par une fluctuation de la température de l'outil ; la courbe n'est donc pas lisse (Figure 66).

5. Ajustement des conditions aux limites

5.1. Température imposée sur les bords de l'outil

La condition de parois adiabatiques imposée sur l'outil fait que sa température augmente continuellement.

Pour atteindre un état thermique stationnaire au niveau de l'outil, une condition de convection entre l'outil est le porte outil est requise.

A ce stade de l'étude, cette condition est traduite par une température imposée sur les bords de l'outil de 25°C.

D'autre part, il faudrait déterminer le temps de calcul (step-time) de façon à avoir une évolution plus ou moins homogène au niveau de la température de l'outil. Pour ce faire, 3 simulations sont lancées avec 3 temps de calculs différents : 0.7875ms, 0.855ms et 0.9ms.

Les résultats sont présentés sur la figure 67.

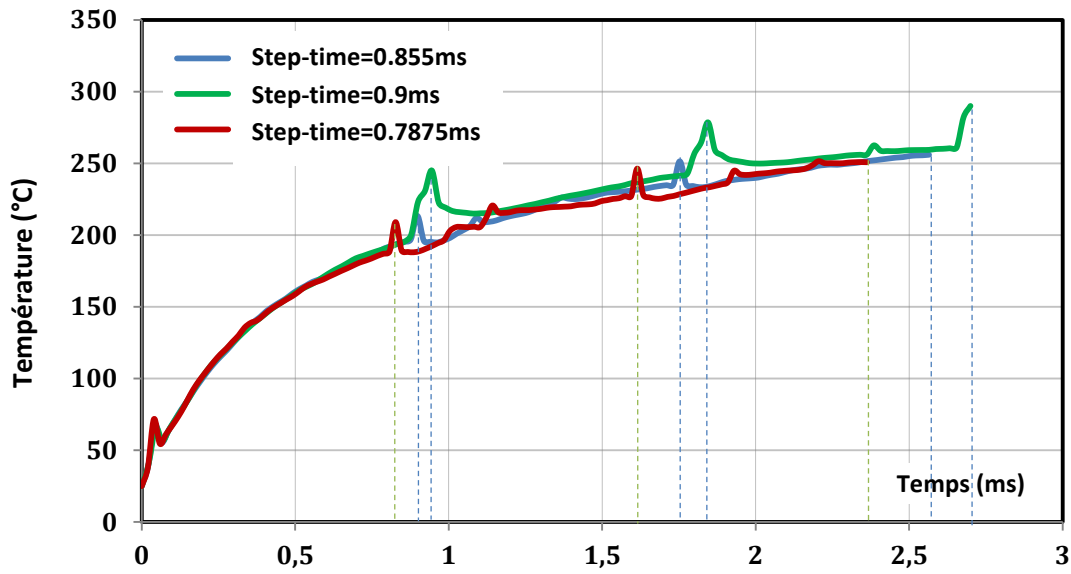


Figure 67 : Evolution de la température d'un nœud de l'outil à des step time différents

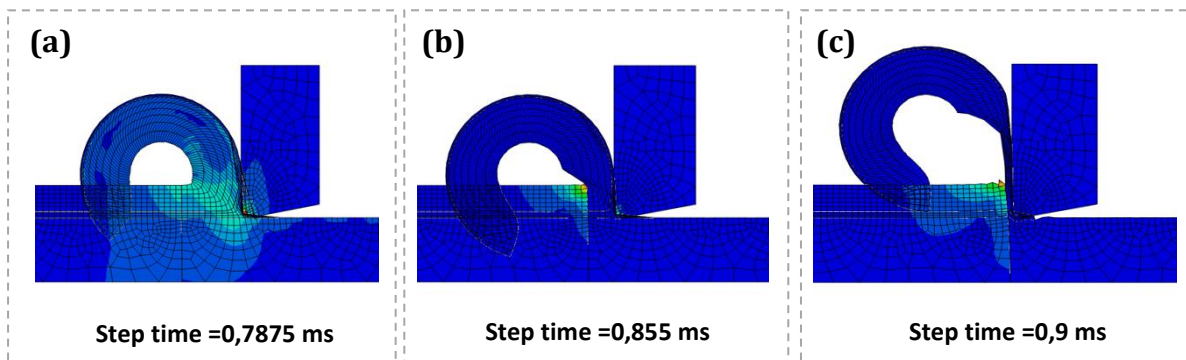


Figure 68 : Comportement du modèle géométrique à différents incréments de calcul

Dans un premier temps, on choisit un temps de fin de step = 0,7875 ms.

Au bout de plusieurs simulations, la température en un nœud de la face de coupe de l'outil évolue comme suit :

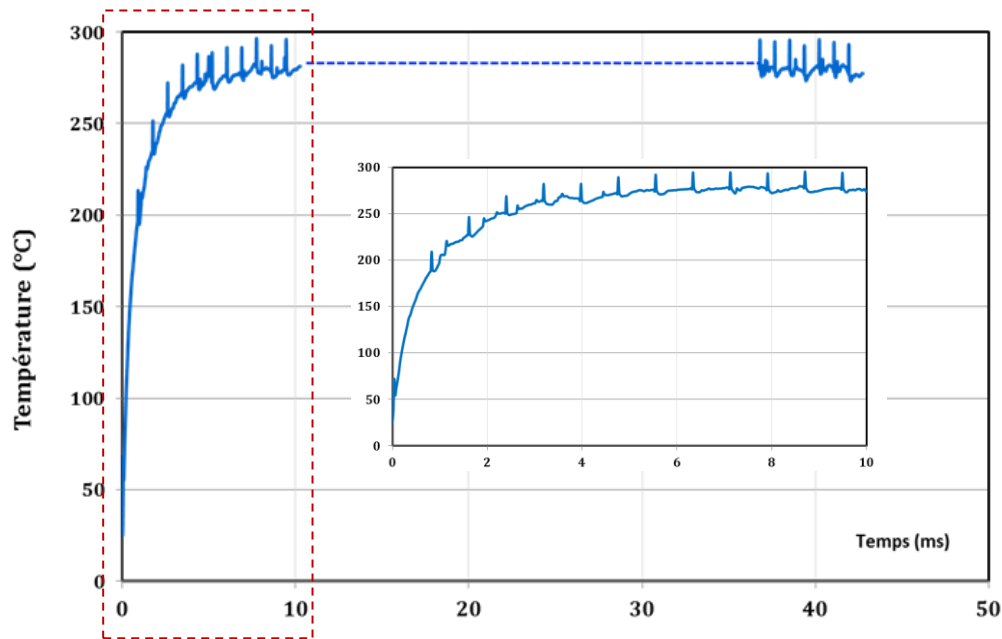


Figure 69 : Evolution de la température d'un nœud de la face d'attaque de l'outil

En comparant les résultats expérimentaux et numériques en termes de température au niveau de l'outil et d'efforts de coupe, on peut supposer qu'on a atteint un régime 'pseudo-stationnaire'.

IX. Implémentation de la loi d'usure dans ABAQUS[®] :

Loi d'Archard

1. Stratégie de modélisation de l'usure de l'outil de coupe

L'analyse des résultats expérimentaux exposés au second chapitre de ce manuscrit révèle une évolution quasi linéaire du volume d'usure au cours du temps, dans les conditions de coupe adoptées : $V_c = [120, 150, 180]$ m/min ; $f = [0.1 ; 0.15 ; 0.2]$ mm/tr et $T_u = [10, 20, 30, 40]$ s.

Il apparaît donc légitime d'opter pour une loi type 'Archard' pour la prise en compte du phénomène d'usure de la plaquette dans la simulation l'usure.

La figure 70 détaille la stratégie adoptée pour la prise en compte de l'usure de l'outil dans la simulation de la coupe orthogonale du 42CrMo4.

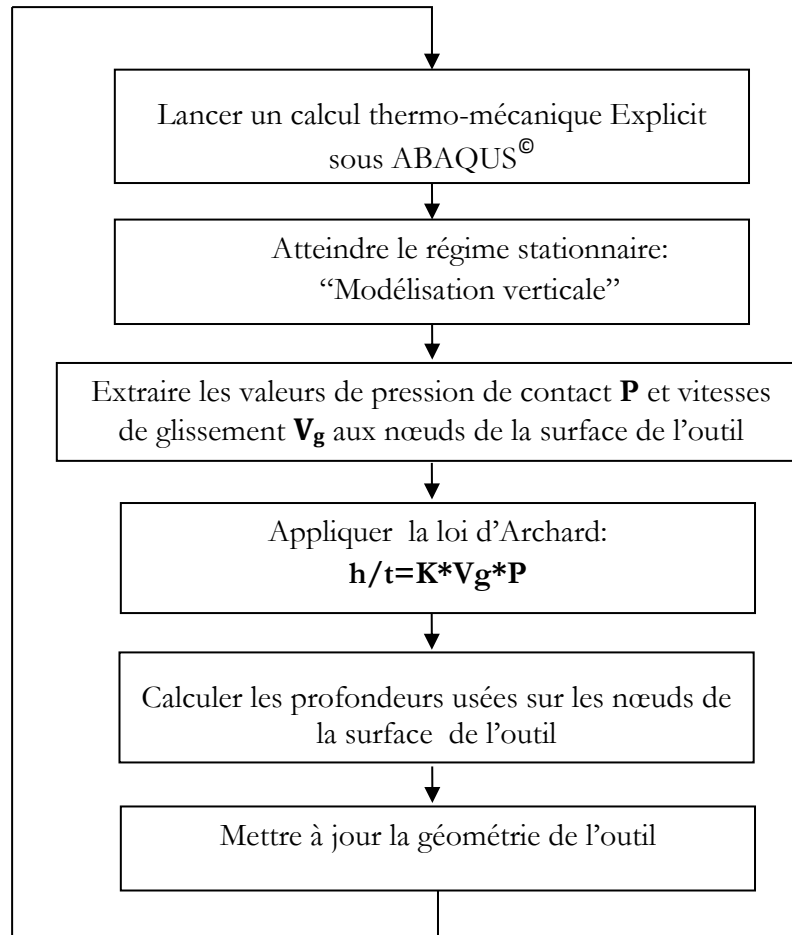


Figure 70 : Stratégie de la modélisation de l'usure de la plaquette de coupe en se basant sur une relocalisation des nœuds de l'outil

L'application de la loi d'Archard sur les nœuds de la surface de l'outil requiert donc l'extraction des valeurs de la vitesse de glissement aux nœuds V_g et la pression de contact P en régime stationnaire. Pour ce faire, la modélisation baptisée « verticale » détaillée dans la section III.4 est mise en œuvre.

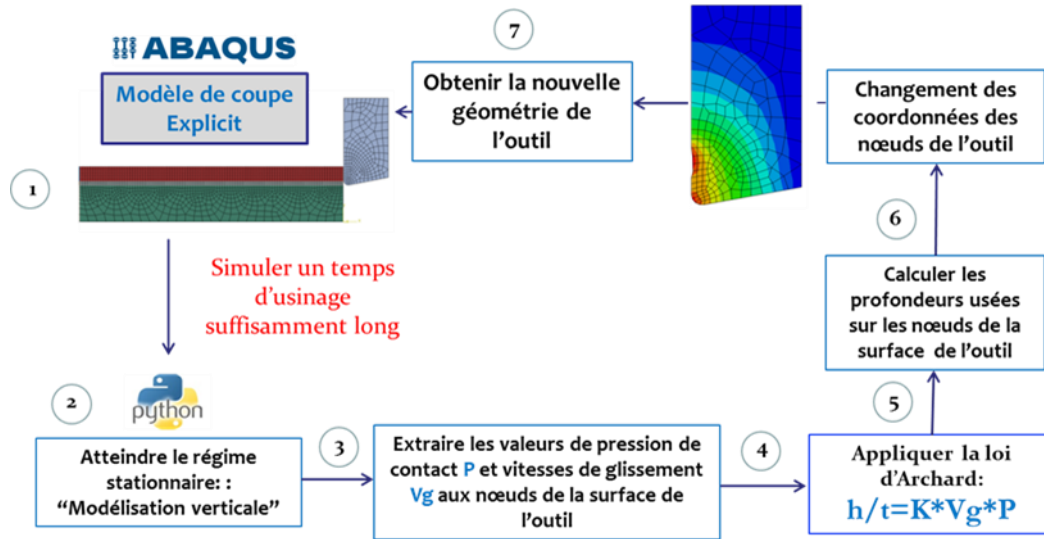


Figure 71 : Schéma illustrant la stratégie de modélisation avec relocalisation des nœuds de l'outil

2. Implémentation de la loi d'Archard

La procédure développée pour l'augmentation de la durée d'usinage simulée, à savoir la modélisation baptisée « vertical » avait pour but d'aboutir à un état stationnaire du système pendant un temps de calcul réduit. Une fois ce régime stationnaire atteint, il est donc possible d'appliquer la loi d'Archard sur les nœuds à la surface de l'outil.

En effet cette loi est régie par la relation ci-après qui reste valable pour le cas d'un contact glissant à vitesse constante [ARC53] :

$$\mathbf{V} = \mathbf{k} \frac{\mathbf{F}_n}{\mathbf{P}_m} \mathbf{d} \quad (\text{III. 7})$$

\mathbf{V} étant le volume de matériau usé, \mathbf{k} étant le coefficient d'usure sans unités, \mathbf{F}_n étant l'effort normal appliqué, \mathbf{P}_m étant la contrainte d'écoulement du matériau le plus mou et \mathbf{d} la distance parcourue.

Dans cette partie, une autre forme de la loi d'Archard est adoptée, il s'agit de l'expression suivante qui donne la profondeur d'usure \mathbf{h} [mm] en fonction de la distance parcourue \mathbf{S} [mm] et de la pression de contact \mathbf{P} [MPa] :

$$h = \frac{k}{H} * S * P \quad (\text{III. 8})$$

k étant le coefficient d'usure [sans unités] et H la dureté du matériau le plus mou [MPa].

L'expression du taux d'usure est donc donnée par l'expression suivante avec V_g la vitesse de glissement [m/s] et $K = \frac{k}{H}$ le coefficient d'usure [MPa^{-1}] :

$$\frac{h}{t} = K * V_g * P \quad (\text{III. 9})$$

2.1. Extraction des pressions de contact sur les nœuds de la surface de l'outil

En vue de l'application de la loi d'Archard, les valeurs de la pression de contact sur les nœuds de la surface de l'outil sont extraites et ce sur la face de coupe ainsi que sur la face de dépouille de l'outil.

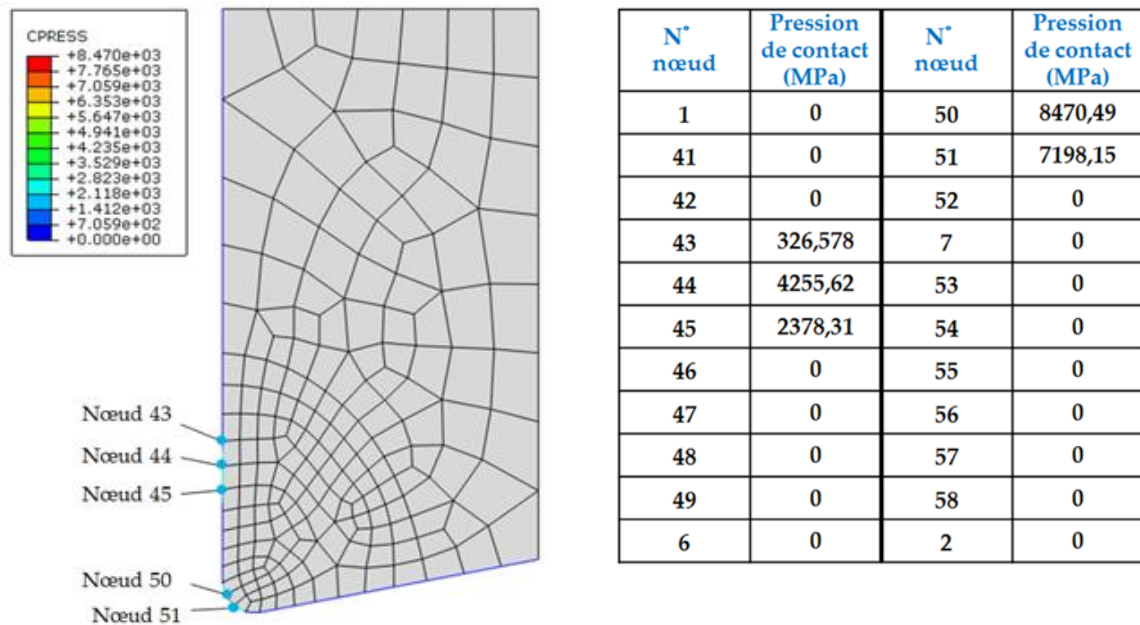


Figure 72 : Distribution de la pression de contact (MPa) sur la surface de l'outil

2.2. Extraction des vitesses de glissement à l'interface Outil/Copeau

Pour le calcul de la vitesse de glissement à l'interface outil/copeau, il faut le Diagramme de Merchant qui donne l'expression la vitesse de glissement en fonction de la vitesse de coupe [MER45] :

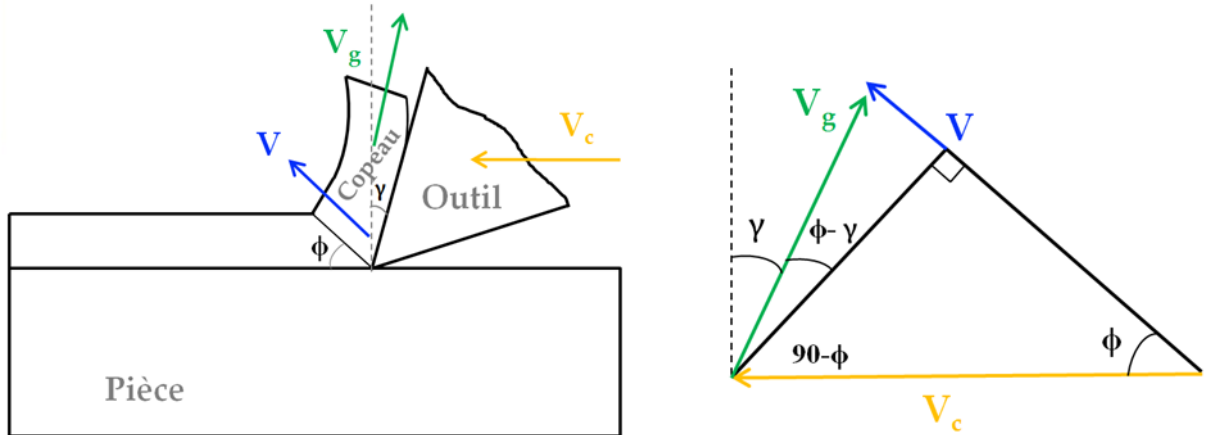


Figure 73 : Diagramme de Merchant

Selon ce diagramme, la vitesse de glissement est donnée par l'expression suivante :

$$V_g = V_c \frac{\sin(\phi)}{\cos(\phi - \gamma)} \quad \text{(III. 10)}$$

$$V = V_c \frac{\cos(\phi)}{\cos(\phi - \gamma)} \quad \text{(III. 11)}$$

γ étant l'angle de coupe et ϕ l'angle de cisaillement et V la vitesse de cisaillement.

Pour le modèle adopté dans cette étude : $\gamma = 0$; $\phi = 49^\circ$ (valeur numérique).

Selon l'équation (III. 10), la valeur de la vitesse de glissement est donc : $V_g = 2,3 \text{ m/s}$.

2.3. Détermination du coefficient d'usure

Ayant déterminé les valeurs de pression de contact aux nœuds de la surface de l'outil et également la vitesse de glissement à l'interface, la seule inconnue de la loi d'Archard est donc le coefficient d'usure K exprimé en $[\text{MPa}^{-1}]$.

Il s'agit du coefficient d'usure pour un contact acier faiblement allié/ carbure de tungstène. Malheureusement, peu d'études ont été menées pour pouvoir quantifier cette variable.

Ainsi, ce coefficient K va être déterminé à partir des résultats expérimentaux détaillés au second chapitre de ce manuscrit. K est calculé de manière à avoir des valeurs de profondeurs d'usure h dans la direction x qui se rapprochent de la valeur d'usure en cratère KT pour chaque intervalle de temps considéré.

Tableau 19. Valeurs expérimentales de l'usure en cratère KT pour $V_c=120\text{m/min}$; $f=0,1\text{mm/tr}$; $a_p=3\text{mm}$

Temps d'usinage (s)	Usure en cratère KT (μm)
10	3
20	13
30	16,5
40	33

Etant donné que le taux d'usure s'écrit : $\frac{h}{t} = \mathbf{K} * \mathbf{V}_g * \mathbf{P}$

Dans le premier intervalle de temps : $\mathbf{K}=3,5 \cdot 10^{-11}\text{MPa}^{-1}$

Cette valeur est adoptée dans le premier step de calcul, par la suite l'évolution du coefficient d'usure K au cours du temps est étudiée.

2.4. Prise en compte de l'usure de l'outil dans la simulation de la coupe

Pour chaque nœud de la de la surface de l'outil, la profondeur d'usure dans la direction x correspondante est calculée.

La prise en compte de l'usure se fera par changement des coordonnées de l'outil selon l'équation (III.12).

$$\mathbf{X}_{\text{usé}} = \mathbf{X}_{\text{init}} + \mathbf{h} \quad (\text{III. 12})$$

D'après (III.9) :

$$\mathbf{h} = \mathbf{K} * \mathbf{V}_g * \mathbf{P} * \mathbf{t} \quad (\text{III. 13})$$

La figure 23 expose donc la mise à jour de la géométrie de l'outil après le calcul de chaque profondeur d'usure correspondante selon la loi d'Archard.

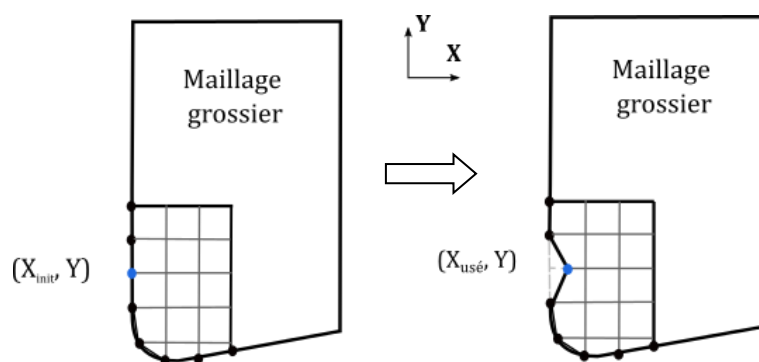


Figure 74 : Procédure de changement de coordonnées des nœuds

Les valeurs des coordonnées des nœuds dans la nouvelle configuration de l'outil sont résumées dans le tableau 20.

Tableau 20. Valeurs numériques des profondeurs d'usure pour $V_c=120\text{m/min}$; $f=0,1\text{mm/tr}$ et $a_p=3\text{mm}$

N° nœud	P (MPa)	Vg (m/s)	t (s)	h (μm)	X init (mm)	X usé (mm)
43	326,58	2,3	10	0,228605	0,04341115	0,04363976
44	4255,62	2,3	10	2,978934	0,04341115	0,04639008
45	2378,31	2,3	10	1,664817	0,04341115	0,04507597

La nouvelle géométrie de l'outil, au bout de 10 secondes d'usinage est présentée dans la figure 75.

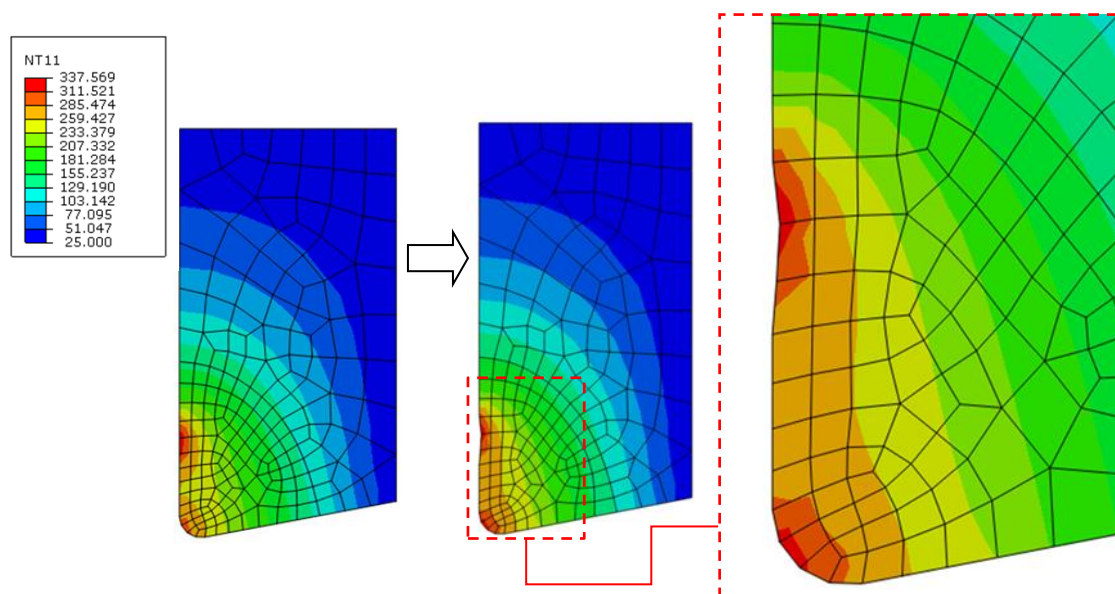


Figure 75 : Champs de température dans la plaquette de coupe et sa géométrie après le 1er calcul de l'usure (état à 10 secondes d'usinage)

Il est à noter que, la procédure de calcul de profondeur d'usure et la mise à jour de la géométrie de l'outil reste applicable tant que la profondeur usée ne dépasse pas la taille d'une maille ($18\mu\text{m}$). Dans le cas contraire ($h > 18\mu\text{m}$), un calcul purement élastique est lancé sur ABAQUS/Implicit[®] sur un modèle contenant l'outil uniquement. Ce dernier aura comme conditions aux limites les déplacements correspondants aux profondeurs d'usure.

Les déplacements sur les nœuds à l'intérieur de l'outil sont récupérés. Ceci permettra d'avoir les nouvelles coordonnées des nœuds même à l'intérieur de l'outil.

La géométrie de l'outil obtenue à l'issue du calcul purement élastique sur l'outil est donnée par la figure 76.

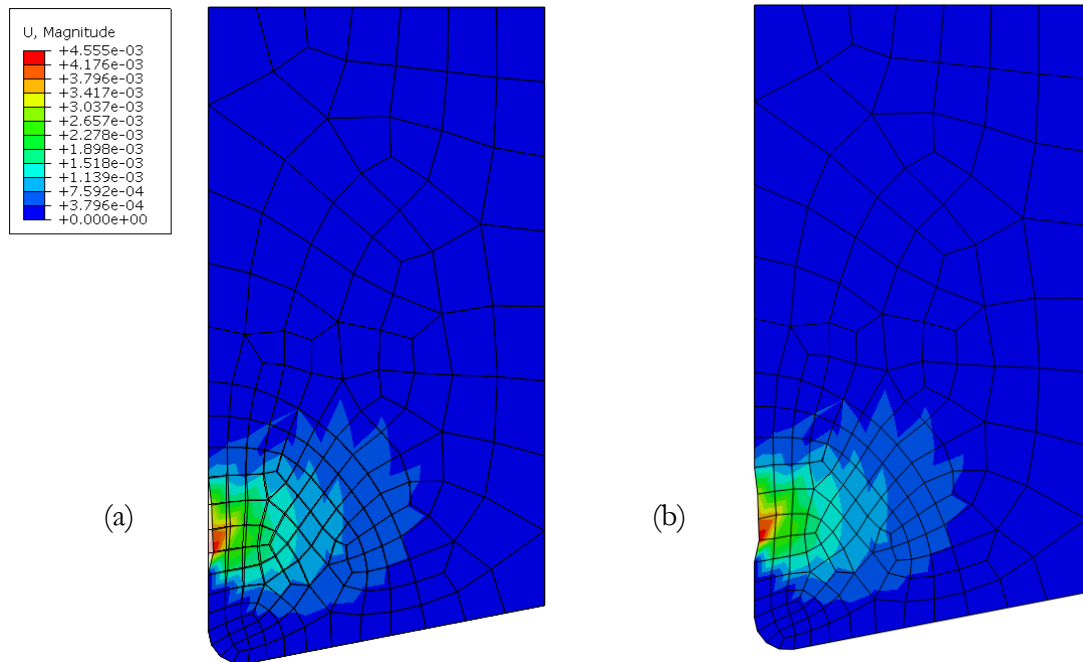


Figure 76 : Mise à jour du maillage après le calcul Implicit purement élastique (a). Maillage initial et déformé superposés (b). Maillage déformé

Conclusion

Ce chapitre avait pour but d'aboutir à un modèle EF permettant de simuler l'usure des outils de coupe et ce dans le cas de la coupe orthogonale de l'acier 42CrMo4 par un outil en carbure de tungstène. Tous les calculs ont été effectués sous le code de calcul EF ABAQUS®.

Dans un premier temps, le modèle EF, développé pour la modélisation de la coupe orthogonale, a été présenté. Il s'agit d'un modèle Lagrangien en 2D, moyennant un schéma d'intégration Explicite. Vu la complexité des phénomènes thermomécaniques mis en jeu et les problématiques liées à la gestion de contact à l'interface outil/copeau et outil/matière, quelques hypothèses simplificatrices (déformations planes, coupe orthogonale...) ont été adoptées.

Par la suite, une étude de sensibilité du maillage a été menée dans le but de choisir des tailles de mailles adéquates pour la modélisation du problème. Le choix s'est donc porté sur une valeur de taille de maille de 18µm. Les éléments choisis sont de type CPE4RT, élément quadrilatère à intégration réduite, avec un couplage température/déplacement.

Etant donné que le recours à ce type d'éléments peut engendrer de grandes distorsions et des instabilités au niveau du maillage (Hourglass), la méthode «Relax Stiffness» est utilisée pour pallier ce problème.

La première problématique à traiter était l'augmentation de la durée d'usinage simulée vu les limites du code de calcul ABAQUS® pour la simulation de l'usinage. Les diverses pistes investiguées ont été donc exposées.

Le recours au Mass Scaling était une première solution permettant de diminuer le temps de calcul. Cependant, une tentative d'élaborer un modèle de coupe en quasi statique sur le code de calcul SYSWELD® a échoué essentiellement à cause d'un problème de convergence.

La solution qui a été retenue pour l'augmentation de la durée d'usinage simulée est donc une modélisation baptisée « verticale », implémentée dans ABAQUS® par le biais de l'outil de programmation PYTHON®. Cette solution a permis en effet de réduire considérablement le temps de calcul : 520% de gain au bout de 3 steps de calcul.

L'analyse des résultats expérimentaux menée au second chapitre a révélé une évolution quasi linéaire du volume d'usure au cours du temps, dans les conditions de coupe adoptées. Il est donc légitime d'opter pour la loi d'Archard pour la prise en compte du phénomène d'usure dans la simulation de la coupe.

Pour ce faire, une stratégie de modélisation alliant ABAQUS/Explicit[®] et l'outil de programmation PYTHON[®] a été mise en œuvre. Elle repose sur la relocalisation des nœuds de la surface de l'outil après calcul des profondeurs d'usure via la loi d'Archard. Cette dernière dépend de la pression de contact et des vitesses de glissements à la surface de l'outil et d'un coefficient d'usure K.

Les valeurs de pression de contact sur les nœuds de la surface de l'outil ont été calculées via ABAQUS[®]. Pour les vitesses de glissement, il y a eu recours au modèle de Merchant. Quant à la valeur du coefficient d'usure K et ce pour un contact acier faiblement allié/ carbure de tungstène, elle a été déterminée par le biais des essais expérimentaux.

Une première configuration d'outil usé a été obtenue sous ABAQUS[®] au bout de 10s d'usinage. Il a été constaté par la suite que dans le cas où la profondeur d'usure dépasserait 18 μ m (taille d'une maille), il était judicieux de lancer un calcul purement élastique sous ABAQUS/Implicit[®] sur un modèle contenant l'outil uniquement. Ce dernier ayant comme conditions aux limites les déplacements correspondants aux profondeurs d'usure.

Conclusion générale

Ce projet de thèse avait pour but d'élaborer un modèle de coupe par éléments finis, sous le code de calcul ABAQUS[®], permettant de simuler l'usure des outils de coupe. Il s'intéresse au cas de la coupe orthogonale de l'acier faiblement allié 42CrMo4, très utilisé dans le milieu industriel, et ce par un outil en carbure de tungstène non-revêtu.

Le choix de cette thématique réside en l'importance de la maîtrise du phénomène d'usure qui constitue un enjeu économique très important quant aux coûts de rechange des plaquettes, les contraintes en termes de temps et essentiellement la réalisation de pièces avec des états de surfaces de très bonne qualité et pour le respect des contraintes BE telles que la cotation dimensionnelle.

La synthèse bibliographique a permis d'actualiser l'état de l'art sur les phénomènes liés à l'enlèvement de matière par outil coupant, les mécanismes qui régissent le phénomène d'usure ainsi que l'historique des modèles d'usure proposés dans la littérature et surtout de point de vue de la modélisation numérique.

Cet état de l'art a révélé, dans un premier temps, que ce phénomène a constitué un véritable challenge pour les chercheurs qui ont proposé plusieurs modèles d'usure, qu'ils soient empiriques, analytiques ou numériques. Néanmoins, les modèles empiriques présentent certaines limites vu qu'ils renseignent uniquement la durée de vie de l'outil en fonction des paramètres de coupe sans pour autant évoquer l'évolution de l'usure au cours du temps ou le degré de la contribution de chaque mécanisme d'usure.

Il a été constaté également que les modèles analytiques donnent le taux de matière enlevée sur la plaquette en fonction de paramètres de coupe divers. Par contre ils ne s'intéressent qu'à un seul mécanisme d'usure à la fois et proposent des modèles propres à un seul mode d'usure (abrasion, diffusion, adhésion...). Donc, la validité de ces modèles est restreinte à des conditions de coupe bien particulières.

A travers l'étude bibliographique, peu de modèles éléments finis ont été proposés sous le code de calcul ABAQUS[®]. Ceci est expliqué par le temps de simulation très réduit des modèles de coupe développés sous ce logiciel (quelques millisecondes) loin du temps requis pour atteindre l'usure.

Donc, cette synthèse bibliographique témoigne non seulement de l'insuffisance de modèles numériques qui simulent l'usure des outils de coupe mais également de la nécessité de développer une méthode qui sert à prolonger la durée d'usinage simulée pour pouvoir par la suite implémenter une loi d'usure et suivre l'évolution de ce phénomène au cours du temps.

L'étude expérimentale a permis d'investiguer l'usure d'un outil de coupe pour l'usinage de l'acier 42CrMo4. Cette étude a débuté par une campagne d'essais préliminaires permettant d'identifier la gamme de vitesses de coupe à l'étude de l'usure à savoir 120, 150 et 180m/min ; les avances étant égales à 0,1, 0,15 et 0,2mm/tr. Par la suite, 36 essais avec des couples (V_c , f) différents ont été effectués pour observer le phénomène d'usure des plaquettes de tournage pour les différentes conditions de coupe et également suivre son évolution au cours du temps.

Pour chaque essai, les efforts d'usinage (efforts de coupe et efforts d'avance) ont été récupérés, ce qui a permis de voir leur évolution en fonction de la vitesse de coupe et de l'avance.

Une campagne d'essais avec un outil instrumenté a permis de suivre l'évolution du flux de chaleur transmis à l'outil au cours du temps et ce pour des conditions de coupe différentes. En effet, l'augmentation de la vitesse de coupe ou de l'avance provoque un réchauffement plus rapide de l'outil.

L'étude s'est intéressée également à la morphologie des copeaux dont un échantillon a été récupéré suite à chacun des 36 essais effectués. Suite à l'observation des différents cratères d'usure sur les plaquettes, il a été conclu de privilégier une avance de 0,15mm/tr ou 0,2mm/tr et des vitesses de coupe de 150m/min ou 180m/min et ceci dans l'objectif d'accélérer le processus d'usure afin de le mettre en exergue pour des temps relativement courts.

L'usure apparaissant sur les plaquettes suite aux essais de coupe orthogonale a été observée par microscopie 3D. Ceci a permis de mesurer les paramètres d'usure sur la face de coupe de l'outil (**KM**, **KT** et volume usé) et sur la face de dépouille (**VB**). L'influence des paramètres de coupe sur l'évolution des paramètres d'usure a été étudiée aussi.

Cette recherche a permis également d'apporter une légitimité au choix de l'application de la loi d'Archard dans la simulation de l'usure de l'outil vu que l'évolution du volume de l'usure au cours du temps est quasi linéaire dans les conditions de coupe mentionnées et dans un intervalle de temps d'usinage de 40s.

Finalement, une analyse MEB a révélé que le phénomène d'usure adhésive est d'autant plus prépondérant pour les vitesses de coupe les plus faibles et les avances les plus élevés d'où l'importance de trouver le bon compromis entre ces différentes conditions d'usinage.

La troisième phase de ces travaux de recherche présente le modèle EF développé sous ABAQUS[®], permettant de simuler l'usure des outils de coupe et ce dans le cas de la coupe orthogonale de l'acier 42CrMo4 par un outil en carbure de tungstène.

Cette section a débuté par une présentation du modèle de coupe orthogonale. Il s'agit d'un modèle Lagrangien en 2D, moyennant un schéma d'intégration explicite, muni de quelques hypothèses simplificatrices.

Les éléments du maillage sont de type CPE4RT, élément quadrilatère à intégration réduite, avec un couplage température/déplacement avec une taille de maille de $18\mu\text{m}$, définie à l'issue d'une étude de sensibilité du maillage.

La première problématique à traiter était donc l'augmentation de la durée d'usinage simulée. Pour la pallier, plusieurs stratégies ont été investiguées notamment le recours au Mass Scaling qui a donné des résultats intéressants ou l'élaboration d'un modèle de coupe en quasi statique sur le code de calcul SYSWELD[®] qui a échoué à cause de problèmes de convergence.

Une modélisation baptisée « verticale » a été retenue pour l'augmentation de la durée d'usinage simulée. Elle a été implémentée dans ABAQUS[®] par le biais de l'outil de programmation PYTHON[®].

Cette procédure facilite donc l'application de la loi d'Archard pour la prise en compte du phénomène d'usure dans la simulation de la coupe. Elle repose sur la relocalisation des nœuds de la surface de l'outil après calcul des profondeurs d'usure via la loi d'Archard. Cette dernière dépend de la pression de contact et des vitesses de glissements à la surface de l'outil et d'un coefficient d'usure K .

Cette procédure a donc abouti à une première configuration d'outil usé après un temps d'usinage de 10s.

Il a été constaté par la suite que dans le cas où la profondeur d'usure dépasserait $18\mu\text{m}$ (taille d'une maille), il était judicieux de lancer un calcul purement élastique sous ABAQUS/Implicit[®] sur un modèle contenant l'outil uniquement. Ce dernier ayant comme conditions aux limites les déplacements correspondants aux profondeurs d'usure.

Pour conclure, ce travail de recherche a donc permis d'établir une première approche de modélisation de la coupe de l'acier 42CrMo4 avec la prise en compte de l'usure de l'outil durant

des temps de simulations assez raisonnables. Ce modèle étant basé sur une approche Lagrangienne permettra également de s'intéresser à l'intégrité de surface de la pièce finie.

Perspectives

Ce travail de thèse avait pour objectif la modélisation et la simulation de l'usure des outils de coupe pour l'acier 42CrMo4 et ce dans une approche expérimentale et numérique.

Une première approche numérique a été développée en se basant sur la loi d'Archard mais le choix d'une approche Lagrangienne a engendré des problématiques diverses au niveau de la convergence (distorsion excessive des éléments, temps de calcul élevé...)

Cette approche reste donc à améliorer et surtout au niveau des procédures permettant d'augmenter la durée d'usinage simulée.

Il serait également intéressant de recourir à d'autres lois d'usure notamment la loi d'Usui et Shirakashi [SHI73] qui dépend de la contrainte normale à la surface de contact et de la vitesse de glissement. Il serait possible aussi de tester la loi de Takeyama, qui dépend de l'énergie d'activation du processus de diffusion et de la température de l'outil. Le test de ces diverses lois permettra d'établir un comparatif entre les diverses géométries de l'outil utilisé pour chaque modèle avec à chaque fois un mécanisme d'usure prépondérant.

L'intégrité de surface est aussi un point important à investiguer par la suite notamment le retour élastique. Il est éventuellement possible d'élaborer un modèle EF de la pièce, sous ABAQUS[®]/Implicit et ce dans le but de modéliser les contraintes résiduelles.

Il serait également judicieux d'adopter une loi de frottement plus pertinente que la loi de Coulomb (Loi de frottement avec décroissance exponentielle, par exemple).

Il pourrait être aussi intéressant d'étudier l'évolution du coefficient d'usure au cours du temps surtout que très peu d'études dans la littérature s'intéressent à l'identification de ce paramètre.

Telles sont quelques perspectives que la réalisation de ce travail de recherche ont permis d'envisager pour pousser encore plus loin la problématique scientifique et industrielle de l'usinage dans des conditions extrêmes.

Références bibliographiques

- [ABA03] **ABAQUS** – Analysis user’s manual - Abaqus Inc., 2003.
- [ARC53] **J. F. Archard**, Contact and Rubbing of Flat Surfaces, Journal of Applied Physics, vol. 24 (8), p. 981- 988, 1953
- [ATT10] **A. Attanasio, E. Ceretti, A. Fiorentino, C. Cappellini et C. Giardini**, Investigation and FEM-based simulation of tool wear in turning operations with uncoated carbide tools, Wear, vol. 269, p. 344-350, 2010
- [BAC01] **J.L. Bacaria**, Un modèle comportemental et transitoire pour la coupe des métaux, Thèse de l’Institut National Polytechnique de Toulouse, 2001
- [BAK06] **M. Bäker**, Finite element simulation of high-speed cutting forces, Journal of Materials Processing Technology, vol.176, p. 117-126, 2006
- [BAR05] **M. Barge, H.Hamdi, J. Rech et J.M. Bergheau**, Numerical modelling of orthogonal cutting: influence of numerical parameters, Journal of Materials Processing Technology, vol. 164-165, p.1148-1153, 2005
- [BAR11] **M. Barge**, Étude expérimentale et numérique des mécanismes de coupe par abrasion, thèse soutenue de L’Ecole Centrale de Lyon, 2011
- [BAT01] **J-L. Battaglia, O. Cois, L. Puigsegur, et A. Oustaloup**. Solving an inverse heat conduction problem using a non-integer identified model. International Journal of Heat and Mass Transfer, vol. 44, p. 2671-2680, 2001
- [BER00] **J.M. Bergheau, V. Robin et F. Boitout**, Finite Element Simulation of processes involving moving heat sources. Application to welding and

- surface treatment, Journal of Shanghai Jiaotong University (Science), vol 5(1), p.114-122, 2000
- [BER91] **J.M. Bergheau, D. Pont et J.B. Leblond**, Three-dimensional simulation of a laser surface treatment through steady state computation in the heat source's comoving frame, Mechanical Effects of Welding, International Union of Theoretical and Applied Mechanics, Springer, p.85-92, 1991
- [BON07] **C. Bonnet**, Simulation numérique de la coupe du 316L, Mémoire de Master 2 Recherche, ENI de Saint-Etienne, 2007
- [BON08] **C. Bonnet, F. Valiorgue, J. Rech, C. Claudin, H. Hamdi, J.M. Bergheau et P. Gilles**, Identification of a friction model : application to the context of dry cutting of an AISI 316L austenitic stainless steel with a TiN coated carbide tool, International Journal of Machine Tools & Manufacture, vol. 48, p.1211-1223, 2008
- [CHE16] **S. Cheon et N. Kim**, Prediction of tool wear in the blanking process using updated geometry, Wear, vol. 352-353, p. 160–170, 2016
- [CHIL06] **T.H.C. Childs**, Friction modelling in metal cutting, Wear, vol. 260, p. 310–318, 2006.
- [COU11] **C. Courbon**, Vers une modélisation physique de la coupe des aciers spéciaux : intégration du comportement métallurgique et des phénomènes tribologiques et thermiques aux interfaces, thèse soutenue de L'Ecole Centrale de Lyon, 2011
- [DON04] **J. Donea, A. Huerta, J. P. Ponthot et A. Rodriguez-Ferran**, Arbitrary Lagrangian–Eulerian Methods, Encyclopedia of Computational Mechanics, Vol. 1: Fundamentals, 2004
- [DUC15] **F. Ducobu, E. Rivière-Lorphèvre et E. Filippi**, On the introduction of adaptative mass scaling in a finite element model of Ti6Al4V orthogonal cutting, Simulation Modelling Practice and Theory, vol. 53, p.1-14, 2015.

- [DUD97] **D. Dudzinski** et **A. Molinari**, A modelling of cutting for viscoplastic materials, International Journal of Mechanical Sciences, vol. 39, p. 369-389, 1997
- [ELD91] **K.F. Eldridge**, **O.W Dillon** et **W.Y. Lu**, Thermo-viscoplastic finite element modelling of machining under various cutting conditions, Transaction of NAMIR/SME, p. 162-169, 1991.
- [HAL13] **F. Halila**, **C. Czarnota** et **M. Nouari**, Modélisation par une approche probabiliste et tribologique de l'usure par abrasion des outils de coupe, 21ème Congrès Français de Mécanique, 2013
- [HAL15] **F. Halila**, Modélisation analytique et caractérisation expérimentale de l'usure par abrasion des outils de coupe, thèse de Doctorat, Université de Lorraine, 2015
- [HAS94] **J. Hashemi**, **A.A. Tseng** et **P.C. Chou**, Finite element Modelling of segmental chip formation in high-speed machining, Journal of Material Engineering and Performance, vol.3(5), p.712-721, 1994
- [FEL15] **E. Felder** et **P. Montmitonnet**, Théorie de l'usure- Mesure, caractérisation des contacts et vitesse d'usure, Techniques de l'Ingénieur, 2015
- [FIL07] **L. Filice**, **F. Micari**, **L. Settineri** et **D. Umbrello**, Wear modelling in mild steel orthogonal cutting when using uncoated carbide tools, Wear, vol. 262 (5-6), p. 545-554, 2007
- [GIL50] **W. Gilbert**, Economics of machining, Machining theory and practice, p. 465-485, 1950
- [GOI16] **G. S. Goindi** et **K. Saini**, Thermal Modelling of Heat Flux and Tool-chip Interfacial Temperature Distribution in Orthogonal Machining, Indian Journal of Science and Technology, vol 9(36), 2016

- [GUE15] **Guediche, T. Mabrouki, C. Donnet, J.M. Bergheau et H. Hamdi**, A new procedure to increase the orthogonal cutting machining time simulated, *Procedia CIRP*, vol. 31, p. 299-303, 2015
- [HOL03] **S. Hollinger, E. Depraetere et O. Giroux**, Wear mechanism of tungsten carbide dies during wet drawing of steel tyre cords, *Wear*, vol 255, p. 1291-1299, 2003
- [HUA16] **Huang, B. Zou, P. Guo, Y. Liu, C. Huang et J. Wang**, Sliding behavior and wear mechanism of iron and cobalt-based high-temperature alloys against WC and SiC balls, *Int. Journal of Refractory Metals and Hard Materials*, vol 59, p. 40-55, 2016
- [HUG82] **T.J .R. Hugues et A. Brooks**, A theoretical framework for Petrov-Galerkin methods with discontinuous weighting functions: application to the streamline-upwind procedure, *Finite Elements in Fluids*, John Wiley & Sons, vol. 4, p. 47-65, 1982
- [JOH83] **G.R. Johnson et W. H. Cook**, A constitutive model and data for metals subjected to large strains, high strain rates and high temperatures. In: *Proceedings of the Seventh International Symposium on Ballistics*, The Hague, p.541-547, 1983
- [JOH85] **G.R. Johnson et W. H. Cook**- Fracture characteristics of three metals subjected to various strains, strain rates, temperatures and pressures- *Engineering Fracture Mechanics*, vol. 21, p.31-48, 1985
- [KAL07] **F. Kalay**, Simulation numérique de l'usinage : Application à l'aluminium AU4G (A2024-T351), Master recherche à l'INSA de Lyon, 2007
- [IWA84] **K. Iwata, K. Osakada et Y. Terasaka**, Process modelling of orthogonal cutting by the rigid plastic finite element method, *Journal of Engineering Materials and Technology*, vol. 106 (2), p. 132-138, 1984

- [KHR07] **S.K. Khrais** et **Y.J. Lin**, Wear mechanisms and tool performance of TiAlN PVD coated inserts during machining of AISI 4140 steel, *Wear*, vol. 262 (1-2), p. 64-69, 2007
- [KR070] **M. Kronenberg**, Replacing the Taylor formula by a new tool life equation, *International Journal of Machine Tool Design and Research*, vol. 10, p 193-202, 1970
- [LI12] **B. Li**, A review of tool wear estimation using theoretical analysis and numerical simulation technologies, *International Journal of Refractory Metals and Hard Materials*, vol. 35, p. 143-151, 2012
- [LIS04] **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, Thèse soutenue à l'Ecole Nationale Supérieure d'Arts et Métiers, 2004
- [MAB08] **T. Mabrouki**, **F. Girardin**, **M. Asad** et **J. F. Rigal**, Numerical and experimental study of dry cutting for an aeronautic aluminium alloy (A2024-T351), *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, vol. 48 (11), p. 1187-1197, 2008
- [MAR96] **V. Marinov**, Experimental study on the abrasive wear in metal cutting, *Wear*, vol. 197 p. 242-247, 1996
- [MAR95] **T.D. Marusich** et **M. Ortiz**, Modelling and simulation of high-speed machining, *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, vol 38, p. 3675-3694, 1995
- [MER45] **M. E. Merchant**, Mechanics of the metal cutting process I : Orthogonal cutting and a type 2 chip, *Journal of Applied Physics*, ASME, Vol. 16, pp. 267-275, 1945.
- [MOL92] **A. Molinari** et **D. Dudzinski**, Stationary shear band in high speed machining, *C. R. Acad. Sci. Paris Ser. II* 315, p. 399-405, 1992

- [MOL02] **J.F. Molinari**, Three-dimensional finite-element analysis of high-speed machining, from Metal cutting and high speed machining, edited by D. Dudunski et al., Kluwer Academic/Plenum Publishers, 2002
- [MOU13] **K. Moussaoui**, Influence de l'usinage sur la durée de vie en fatigue de pièces aéronautiques en alliage de titane, thèse soutenue de l'Université Toulouse III Paul Sabatier, 2013
- [MOU98] **A. Moufki**, Contribution à la modélisation de l'usinage par une approche thermo-viscoplastique : Application à la coupe orthogonale et oblique, thèse de Doctorat, Université de Metz, 1998
- [NOU00] **M. Nouari**, Modélisation de l'usure par diffusion des outils de coupe en usinage à grande vitesse, thèse de Doctorat, Université de Metz, 2000
- [OXL63] **P. L. B. Oxley**, Mechanics of metal cutting for a material of variable flow stress, Journal of Engineering for Industry, series B, vol. 85, p.339-345, 1963
- [OZE06] **T. Ozel**, The influence of friction models on finite element simulations of machining, International Journal of Machine Tools & Manufacture, vol. 46, p. 518-530, 2006
- [PRI94] **A. M. Prior**, Application of implicit and explicit finite element technique to metal forming, Journal of Materials Processing Technology, vol.45, p. 649-656, 1994
- [REM01] **M. Remadna**, Le comportement du système usinant en tournage dur : application au cas d'un acier trempé usiné avec des plaquettes CBN (nitrure de bore cubique), thèse de l'Institut National des Sciences appliquées de Lyon, 2001
- [SAA14] **S. Saadlaoui**, Modélisation des conditions de contact outil-copeau en coupe orthogonale, Mémoire de Master 2 Recherche, ENI de Saint-Etienne, 2014

- [SAL13] **F. Salvatore, S. Saad et H. Hamdi**, Modeling and simulation of tool wear during the cutting process, *Procedia CIRP* 8, p. 305-310, 2013
- [SANDVIK] Catalogue SANDVIK Coromont – Outils de tournage
- [SEK93] **G.S. Sekhon et J.L. Chenot**, Numerical simulation of continuous chip formation during non-steady orthogonal cutting, *Engineering Computations*, vol.10, p.31–48, 1993.
- [SHA05] **M.C. Shaw**, *Metal Cutting Principles*, Oxford Science Publications, p. 651, 2005
- [SHI73] **T. Shirakashi et E. Usui**, Friction characteristics on tool face in machining, *Journal of the Japan Society of Precision Engineering* vol. 39 (464), p. 966-972, 1973
- [SHI93] **A. J. Shih et H.T.Y. Yang**, Experimental and finite element predictions of residual stresses due to orthogonal metal cutting, *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, vol. 36, p. 1487–1507, 1993
- [SO96] **H. So**, Characteristics of wear results tested by pin-on-disc at moderate to high speeds, *Tribol.Int*, vol.29 (5), p.415–423, 1996
- [TAK63] **H. Takeyama et R. Murata**, Basic Investigation of Tool Wear, *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, vol. 85, p.33-37, 1963
- [TAY07] **F. Taylor**, On the art of cutting metals, *Transactions of ASME* 1907, 28:70–350, 1907
- [UED93] **K. Ueda et K. Manabe**, Rigid-plastic FEM analysis of three-dimensional deformation field in chip formation process, *Annals of the CIRP*, vol. 42(1), p. 35-38, 1993
- [USU84] **E. Usui, T. Shirakashi et T. Kitagawa**, Analytical prediction of cutting tool wear, *Wear*, vol. 100, p. 129-151, 1984

- [WAN06] **M. Wang, H. Yang, Z. Sun, L. Guo et X. Ou**, Dynamic explicit F.E modeling of hot rolling process, Transactions of Nonferrous Metals Society of China, vol. 16, p. 1274-1280, 2006
- [WU96] **J.S. Wu, Dillon Jr. et W.Y. Lu**, Thermo-viscoplastic modelling of machining process using a mixed finite element method, Journal of Manufacturing Science and Engineering, vol. 118 (4), p. 470-482, 1996.
- [XIE98] **J.Q. Xie, A. E. Bayoumi et H.M. Zbib**, FEA modelling and simulation of shear localized chip formation in metal cutting, International Journal of Machine Tools and Manufacture, vol. 38, p. 1067-1087, 1998
- [XIE04] **L. Xie**, Estimation of two-dimension tool wear based on finite element method, thèse soutenue à l'Université de Karlsruhe, 2004
- [XIE05] **L.J. Xie, J. Schmidt, C. Schmidt et F. Biesinger**, 2D FEM estimate of tool wear in turning operation, Wear, vol. 258 (10), p. 1479-1490, 2005
- [YEN04] **Y. Yen, J. Söhner, B. Lilly et T. Altan**, Estimation of tool wear in orthogonal cutting using the finite element analysis, Journal of Materials Processing Technology, vol. 146, p. 82-91, 2004
- [ZEM07] **F. Zemzemi**, Caractérisation de modèles de frottement aux interfaces pièce-outil-copeau en usinage : application au cas de l'usinage des aciers et de l'inconel 718, thèse soutenue à l'Ecole Centrale de Lyon, 2007
- [ZER87] **F. J. Zerilli et R. W. Armstrong**, Dislocation-mechanics-based constitutive relations for material dynamics calculations. Journal of Applied Mechanics, vol. 61(5), p. 1816-18, 1987
- [ZYB05] **L. Zybelle**, Finite element analysis of ductile fracture behaviour of pipe sections with surface crack, Technical Report, 2005
- [WAN06] **M. Wang, H. Yang, Z. Sun, L. Guo et X. Ou**, Dynamic explicit F.E modeling of hot rolling process, Transactions of Nonferrous Metals Society of China, Vol. 16, p.1274-1280, 2006