UNIVERSITÉ DE GRENOBLE

THÈSE

Pour obtenir le grade de

DOCTEUR DE L'UNIVERSITÉ DE GRENOBLE

Spécialité : **Génie Industriel : Conception et Production**

Arrêté ministériel : 7 août 2006

Présentée par

« Olcay / ÖNDER »

Thèse dirigée par **« Henri PARIS »** et
codirigée par **« Joël RECH »**

préparée au sein du **Laboratoire G-SCOP (UMR 5272) et LTDS (UMR 5513) …**
dans **l'École Doctorale I-MEP²**

Extension de la technique de perçage vibratoire à des matériaux difficiles à usiner et au domaine du décolletage

Thèse soutenue publiquement le **« 17 Octobre 2011 »**,
devant le jury composé de :

M. Jean François RIGAL
Professeur, INSA de Lyon, Président
M. Pascal MOGNOL
Professeur, ENS Cachan antenne de Bretagne, Rapporteur
M. Pierre CHEVRIER
Professeur, ENIM, Rapporteur
M. Henri PARIS
Professeur, Université Grenoble 1, Directeur de thèse
M. Joël RECH
MCF-HDR, ENISE, Co directeur de thèse,
M. Pascal, GERMAIN
Ingénieur CTDEC, Examinateur
M. Patrice LAURENT,
Responsable de département R&D CTDEC, Invité

Remerciements

Tout d'abord je veux remercier ma famille pour leur soutien pendant mon séjour en France. Sans eux, je ne peux même pas imaginer ma situation aujourd'hui.

Je remercie mon professeur de thèse Henri PARIS qui a énormément changé ma perception sur la conception mécanique et l'industrialisation. Grace à ses remarques et nos réunions de travail, je suis devenu bien plus autonome et j'ai développé mes connaissances sur la conception et l'industrialisation de produit. Je veux également remercier mon co-encadrant Joël RECH qui m'a proposé différentes méthodes et idées dans le cadre du projet.

Je veux aussi remercier Daniel Brissaud, Fabrice Mathieux et Mustafa Guden qui sont mes anciens professeurs durant mon master en Turquie et mon Erasmus en France. Grace à eux, j'ai trouvé une occasion de travailler sur ce projet innovant et intéressant.

Je tiens également à remercier :

Le personnel technique de l'ENISE pour leur aide pendant mes travaux et aussi pour leur amitié pendant nos pauses. Laurent GRENIER pour son aide sur les livraisons d'outils et la coordination entre les différents partenaires du projet. Je remercie particulièrement à Patrick POLLY, Florian DUMONT, Benoit LAMBERT pour leur assistance pendant mes travaux. Luigi MINTRONE et Patrice CHABOISSIER pour fabriquer les pièces pour mes essais.

Le personnel technique du C.T.Dec et particulièrement Pascal GERMAIN et Patrice LAURENT pour leur aide sur le développement de la technologie dans l'industrie du décolletage et la validation des différentes versions de la tête de perçage vibratoire.

Le personnel administratif de G-SCOP et particulièrement à Roxane TOMASINI pour organiser mes déplacements.

Table des matières

INTRODUCTION **1**

CHAPITRE I. ETAT DE L'ART **3**

I.1. Introduction **4**
I.1.1. Problème d'évacuation des copeaux en perçage traditionnel 4
I.1.1.a. Utilisation d'une géométrie du foret mieux adaptée pour le perçage 4
I.1.1.b. Utilisation d'un revêtement adapté 5
I.1.1.c. Utilisation des cycles de débourrage 5
I.1.1.d. Utilisation de la lubrification 6
I.1.1.d.1. Aspect sur la santé humaine 6
I.1.1.d.2. Aspect environnemental et coût d'utilisation de lubrifiant 6
I.1.1.e. Conclusions 7
I.1.2 Perçage vibratoire 7
I.1.2.a. Introduction 7
I.1.2.b. Les techniques existantes 8
I.1.2.b.1. Utilisation d'un vibreur piézoélectrique pour générer des vibrations 8
I.1.2.b.2. Utilisation des vibrations ultrasoniques 8
I.1.2.c. Conclusions 9

I.2. Perçage vibratoire auto-entretenu 9
I.2.1. Modelisation dynamique de la tete de perçage vibratoire auto-entretenu 10
I.2.2. Theorie des lobes 11
I.2.3. Avantages de la tete de perçage vibratoire 11
I.2.4. Limitations et les methodes pour ameliorer la technologie 15

I.3. Aspect tribologique 16
I.3.1. Frottement sec des solides 16
I.3.2 Loi classique du frottement à sec et ses limites 17
I.3.2.a. Loi d'Euler 17
I.3.2.b. Loi de Coulomb 17
I.3.2.b.1. Théorie 17

I.3.2.b.2. Les limites de la loi de Coulomb 19
I.3.2.b.2.1. Influence de la vitesse sur le frottement 19
I.3.2.b.2.2. Influence de l'aire du contact 19
I.3.2.b.2.3. Influence du temps de contact 21
I.3.2.b.2.4. Influence de la température 22
I.3.2.c. Loi de Bowden et Tabor 23
I.3.2.c.1. Théorie 23
I.3.2.c.2. Limites de la loi de Bowden et Tabor 24
I.3.2.d. Autres Modèles 24

I.4. Conclusion 26

CHAPITRE 2. Modelisation tribologique et validation experimentale 27

II.1. Introduction 28

II.2. Modelisation du frottement à l'interface copeau outil en perçage vibratoire auto-entretenu 28
II.2.1. Les travaux existant dans la littérature 28
II.2.2. Modélisation du frottement à l'interface copeau-outil 32
II.2.3. Proposition des nouveaux critères 34
II.2.3.a. Coefficient de frottement 34
II.2.3.b. L'Aire de la matière restant collée sur le pion 34
II.2.3.c. La Rugosité du sillon laissé par le pion sur l'éprouvette 35

II.3. Essais tribologiques 35
II.3.1. Objectif des essais 35
II.3.2 Moyens techniques utilisés pour les essais tribologiques 36
II.3.2.a. Tribomètre 36
II.3.2.b. Système de mesure optique 37
II.3.2.c. Système de mesure de la rugosité 38
II.3.2.d. Système de micro lubrification 38
II.3.3. Procedure des essais 39
II.3.3.a. Préparation des pions et des éprouvettes 39
II.3.3.b. Caractéristiques des revêtements testés 40
II.3.3.b.1. CBC 40
II.3.3.b.2. CrN 40
II.3.3.b.3. ZrN 41
II.3.3.c. Les conditions des essais 41
II.3.4. Résultats des essais 43
II.3.4.1. Résultats des essais dans l'aluminium AS10tth 43
II.3.4.1.a. Analyse du coefficient de frottement 43
II.3.4.1.b. Analyse de l'aire de la matière restant collée sur le pion 44
II.3.4.1.c. Analyse de la rugosité 45
II.3.4.1.d. Conclusion des résultats avec la matière AS10tth 46

II.3.4.2. Résultats des essais dans l'aluminium AS7 46
II.3.4.2.a. Analyse du coefficient de frottement 46
II.3.4.2.b. Analyse de l'aire de la matière restant collée sur le pion 47
II.3.4.2.c. Analyse de la rugosité 48
II.3.4.2.d. Conclusion des analyses dans AS7 49
II.3.4.3. Résultats des essais dans ASU4G 49
II.3.4.3.a. Analyse du coefficient de frottement 49
II.3.4.3.b. Analyse de l'aire de la matière restant collée sur le pion 50
II.3.4.3.c. Analyse de la rugosité 51
II.3.4.3.d. Conclusion des analyses dans AU4G 51

II.3.5 Conclusion Générale 51

CHAPITRE 3. Simulation 52

III.1. Objectif du simulateur 53

III.2. Fonctionnement du simulateur 53
III.2.1. Modélisation de la tête de perçage vibratoire auto-entretenu 55
III.2.1.a. Modélisation géométrique de l'outil 55
III.2.1.b. Détermination expérimentale de(s) paramètre(s) les plus importants pour la modélisation de la géométrie outil 57
III.2.1.c. Modélisation d'enlèvement de la matière 61
III.2.2. Modèle de l'effort de poussée 64
III.2.2.a. Modélisation de l'effort de poussée dans la zone 1 64
III.2.2.b. Modélisation de l'effort de poussée dans la zone 2 65
III.2.2.c. Modélisation de l'effort de poussée dans la zone 3 65

III.3. Validation experimentale 65
III.3.1. Détermination des coefficients avec la méthodologie CAM 65
III.3.2 Campagne expérimentale pour déterminer les coefficients d'un outil Tivoly HSS type 389 diamètre 3 et 5 mm réalisant un perçage dans un acier 25CD4 66
III.3.2.1. La méthodologie expérimentale 66
III.3.2.2. Détermination des coefficients 67
III.3.2.2.a. Coefficients de la zone 3 67
III.3.2.2.b. Coefficients de la zone 2 69
III.3.2.2.b. Coefficients de la zone 1 70
III.3.3. Exploitation des résultats du simulateur 71

III.4. Conclusions 73

CHAPITRE 4. Validation Expérimentale 74

IV.1. Instrumentation utilisée pendant les essais 75

IV.1.1. Description de la machine utilisée 75
IV.1.2. Description de l'équipement de mesure 75

IV.2. Validation de la tête de perçage vibratoire version décolletage dans un acier INOX 78
IV.2.1. Détermination des plages de fonctionnement de la tête de décolletage version à lames 79
IV.2.1.a. Validation dans des aciers Inox 4404 et 4305 79
IV.2.1.a.1. Objectif des essais 79
IV.2.1.a.2. Protocole des essais 79
IV.2.1.a.3. Résultats des essais 80
IV.2.1.a.4. Conclusions 80
IV.2.1.b. Validation dans l'acier 25CD4 80
IV.2.1.b.1. Objectif des essais 80
IV.2.1.b.2. Protocole des essais 81
IV.2.1.b.3. Résultats des essais 81
IV.2.1.b.4. Conclusions 83
IV.2.1.c. Validation dans l'acier S300Pb 83
IV.2.1.c.1. Objectif des essais 83
IV.2.1.c.2. Protocole des essais 83
IV.2.1.c.3. Résultats des essais 83
IV.2.1.c.4. Conclusions 84
IV.2.2. Détermination des plages de fonctionnement de la tête de décolletage (version douille à billes) 84
IV.2.2.a. Validation dans des aciers Inox 4404 et 4305 84
IV.2.2.a.1. Objectif des essais 84
IV.2.2.a.2. Protocole des essais 84
IV.2.2.a.3. Résultats des essais 84
IV.2.2.a.4. Conclusions 85
IV.2.2.b. Validation dans l'acier 25CD4 86
IV.2.2.b.1. Objectif des essais 86
IV.2.2.b.2. Protocole des essais 86
IV.2.2.b.3. Résultats des essais 86
IV.2.2.b.4. Conclusions 87
IV.2.2.c. Validation dans l'acier S300Pb 87
IV.2.2.c.1. Objectif des essais 87
IV.2.2.c.2. Protocole des essais 87
IV.2.2.c.3. Résultats des essais 87
IV.2.2.c.4. Conclusions 88

IV.3. Essais de durée de vie 89
IV.3.1. Résultats des essais avec la version douille à billes 89
IV.3.2. Résultats des essais avec la tête version à lames 89
IV.3.3. Conclusion des essais de durée de vie 90

IV.4. Validation de la tête de perçage vibratoire dans l'aluminium avec le revêtement déterminé suite aux essais de tribologie 91

IV.4.1. Influence du revêtement....91
IV.4.1.a. Objectif des essais....91
IV.4.1.b. Protocole des essais....91
IV.4.1.c. Résultats des essais....92
IV.4.1.d. Conclusion générale....94
IV.4.2. Influence de la géométrie de l'outil....94
IV.4.2.a. Protocole des essais....95
IV.4.2.b. Résultats des essais....95
IV.4.2.c. Conclusion générale....99
IV.4.3. Usinage avec un foret carbure....99
IV.4.3.a. Objectif des essais....99
IV.4.3.b. Protocole des essais....99
IV.4.3.c. Résultats des essais....100
IV.4.3.d. Conclusion des essais avec les forets carbure....101

CHAPITRE 5. Conclusions et perspectives....103

REFERENCES....105

ANNEXES....113

Table des illustrations

CHAPITRE I

Figure I.1: ***Procédé de perçage*** 4
Figure I.2: ***Cycles de débourrage*** 5
Figure I.3: ***Coûts de production en usinage par outil coupant*** 7
Figure I.4: ***Evolution temporelle des conditions de perçage*** 7
Figure I.5: ***Système avec un vibrateur piézoélectrique*** 8
Figure I.6: ***Utilisation des vibrations ultrasoniques*** 9
Figure I.7: ***Modélisation de la tête de perçage vibratoire*** 10
Figure I.8: ***Lobes d'instabilité*** 11
Figure I.9: ***Conception de la tête de perçage vibratoire auto-entretenu développée pendant les travaux de Kamnev [Kamnev 2003]*** 12
Figure I.10: ***Conception de la tête de perçage vibratoire auto-entretenu développée pendant les travaux de Guibert [Guibert 2008]*** 13
Figure I.11: ***Comparaison des domaines d'utilisation des différents outils [Guibert 2008]*** 14
Figure I.12: ***Comparaison des efforts de poussée générés en perçage traditionnel et perçage vibratoire [Önder 2010]*** 14
Figure I.13: ***Comparaison du taux de production [Önder 2010]*** 15
Figure I.14: ***Gravures originales qui indiquent les travaux de Leonardo Da Vinci*** 16
Figure I.15: ***Travaux d'Euler, P répresent le poids de l'objet, F_f la force de frottement et R_N la force normale au contact*** 17
Figure I.16: ***Modélisation des travaux de Coulomb, F la force appliquée, F_F est la force de frottement*** 18
Figure I.17: ***Les lois de Coulomb ; Vt est la vitesse tangentielle, F_f est la force tangentielle et R_N est la force normale*** 18
Figure I.18: ***Variations du coefficient de frottement suite aux travaux de Baumberger*** 19
Figure I.19: ***Résultat du coefficient de frottement suite aux travaux d'Eui*** 20

Figure I.20: ***Résultat d'Eguchi et Yamamoto sur influence de l'aire du contact sec et en utilisant un lubrifiant***. 20
Figure I.21: ***L'influence du temps de contact*** 21
Figure I.22: ***Coefficient de frottement obtenu par les travaux de Bureau*** 22
Figure I.23: ***Influence de la température sur l'aire de contact*** 22
Figure I.24: ***Influence de la température sur le coefficient de frottement*** 23
Figure I.25: ***L'aire de contact réelle entre différents matériaux*** 23
Figure I.26: ***Différents modèles de frottement, a)Modèle de Coulomb b) Modèle de Bowden et Tabor c) Modèle d'Orowan d) Modèle de Shaw*** 25

CHAPITRE II

Figure II.1: ***Selon les travaux de Zorev, les courbes représentent la distribution de la contrainte normale (σ_n) et la distribution de la contrainte liée au frottement (τ_f) sur la face de coupe de l'outil.*** 29
Figure II.2: ***Variation de la contrainte sur l'aire de contact copeau outil*** 29
Figure II.3: ***Influence du lubrifiant et comparaison avec un usinage sec*** 30
Figure II.4: ***Limites de la lubrification*** 30
Figure II.5: ***Evolution du coefficient de frottement [Zemzemi 2007]*** 31
Figure II.6: ***Domaine de fonctionnement en perçage traditionnel sous lubrification dans l'acier 35MnV7 avec un Foret Tivoly388 avec un revêtement TiAlN [Guibert 2008]*** 31
Figure II.7: ***Scenarios possibles à l'interface copeau-outil*** 32
Figure II.8: ***Identification du changement de la contrainte à l'interface copeau-outil. (V_{coupe}=150m/min) [Ozel 2000]*** 32
Figure II.9: ***Les differentes zones à l'interface copeau outil*** 33
Figure II.10: ***Caractérisation des zones à l'interface copeau outil*** 33
Figure II.11: ***Comparaison des domaines d'utilisation des différents outils [Guibert 2008]*** 34
Figure II.12: ***Aire de matiere restant collée sur le pion*** 35
Figure II.13: ***Détermination de la valeur R_a*** 35
Figure II.14: ***Tribomètre*** 36
Figure II.15: ***Table Kistler type 9367C*** 37
Figure II.16: ***Loupe Binoculaire Leica*** 37
Figure II.17: ***Rugosimètre MAHR et le logiciel MarSurf*** 38
Figure II.18: ***Appareil de micro lubrification SKF VOGEL*** 38
Figure II.19: ***Choix des efforts et des vitesses de glissement*** 41
Figure II.20: ***Résultats du coefficient de frottement pour AS10tth sous un effort de 560N*** 43
Figure II.21: ***Résultats du coefficient de frottement pour AS10tth sous un effort de 690N*** 43
Figure II.22: ***Aire de la matière restant collée sur le pion : matière AS10tth sous un effort de 560N*** 44

Figure II.23: ***Aire de la matière restant collée sur le pion matière AS10tth sous un effort de 690N*** 44
Figure II.24: ***Valeur de la rugosité : matière AS10tth sous un effort de 560N*** 45
Figure II.25: ***Valeur de la rugosité : matière AS10tth sous un effort de 690N*** 45
Figure II.26: ***Résultats du coefficient de frottement : matièreAS7 sous un effort de 560N*** 46
Figure II.27: ***Résultats du coefficient de frottement : matière AS7 sous un effort de 630N*** 46
Figure II.28: ***Résultats du coefficient de frottement : matière AS7 sous un effort de 690N*** 47
Figure II.29: ***Aire de la matière restant collée : matière AS7 sous un effort de 690N*** 47
Figure II.30: ***Valeurs de rugosité matière AS7 sous un effort de 560N*** 48
Figure II.31: ***Valeurs de rugosité matière AS7 sous un effort de 630N*** 48
Figure II.32: ***Valeurs de rugosité matière AS7 sous un effort de 690N*** 48
Figure II.33: ***Résultats du coefficient de frottement pour l'AU4G sous un effort de 560N*** 49
Figure II.34: ***Résultats du coefficient de frottement pour l'AU4G sous un effort de 690N*** 50
Figure II.35: ***Aire de la matière restant collée sur le pion : matière AU4G sous un effort de 560N*** 50
Figure II.36: ***Surface après les essais tribologiques dans l'AU4G avec revêtement ZrN F=690N, V=376m/min*** 51

CHAPITRE III

Figure III.1: ***Fonctionnement du simulateur*** 53
Figure III.2: ***Modèle dynamique de la tête de perçage vibratoire*** 55
Figure III.3: ***Les différentes zones de l'outil*** 56
Figure III.4: ***Modélisation de la géométrie du foret*** 56
Figure III.5: ***Fonctionnement des forets diamètre 5mm : Efforts de poussée moyens et fréquence de vibration.*** 58
Figure III.6: ***Fonctionnement des forets diamètre 5mm analyse de l'effort de poussée*** 59
Figure III.7: ***Fonctionnement des forets diamètre 5mm Analyse de la fréquence de vibration*** 59
Figure III.8: ***Fonctionnement des forets diamètre 2mm dans un acier 25CD4*** 60
Figure III.9: ***Comparaison des efforts de poussées obtenus par expérimentalement et par simulation*** 61
Figure III.10: ***Modélisation d'enlèvement de la matière : 'Outil en dehors de la matière'*** 62
Figure III.11: ***Génération de la nouvelle surface dans le cas : 'Outil en dehors de la matière.'*** 63
Figure III.12: ***Modélisation d'enlèvement de la matière :'Outil dans la matière'*** 63
Figure III.13: ***Génération de la nouvelle surface dans le cas : 'Outil dans la matière.'*** 64
Figure III.14: ***Les zones de coupe pour un foret Tivoly type : 389*** 66
Figure III.15: ***Effort de poussée pour différentes valeurs d'avance pour un outil Tivoly type 389 diamètre 3 mm.*** 67
Figure III.16: ***Effort de poussée pour différentes valeurs d'avance pour un outil Tivoly type 389 diamètre 5 mm.*** 67

Figure III.17: ***Identification de fin de la zone 3*** 67

Figure III.18: ***Evaluation de l'effort de poussée créé par la zone 3*** 69

Figure III.19: ***Evaluation de l'effort de poussée créé par la zone 2 pour un foret Tivoly type 389 diamètres 5 mm.*** 70

Figure III.20: ***Comparaison de l'effort de poussée simulé et mesuré pour les différentes zones : outil Tivoly type 389 diamètre 5mm.*** 71

Figure III.21: ***Comparaison de la fréquence de la vibration entre les résultats simulés et expérimentaux*** 72

Figure III.22: ***Comparaison de l'effort de poussée (rouge : effort simulé, bleu : effort mesuré)*** 72

CHAPITRE IV

Figure IV.1: ***Machine utilisée*** 75

Figure IV.2: ***Instrumentation Kistler et les résultats obtenus avec un foret Tivoly type 14007 revêtu ZrN pendant un usinage dans un aluminium AS7 : V=5000tr/min, Avance= 0,03mm/tr*** 75

Figure IV.3: ***Positionnement du capteur de déplacement*** 76

Figure IV.4: ***Analyse des signaux d'effort de poussée et de déplacement pour un foret Tivoly type 14007 revêtu ZrN pendant un usinage dans alliage d'aluminium AS7 : N=5000tr/min, f= 0,03mm/tr*** 77

Figure IV.5: ***Système utilisé pendant les essais*** 78

Figure IV.6: ***Capteur rotatif Kistler*** 79

Figure IV.7: ***Analyse du domaine de fragmentation des copeaux dans les aciers INOX*** 80

Figure IV.8: ***a)Analyse du domaine de vibration dans l'acier 25CD4 avec le foret Tivoly type 389 diamètre 5mm. b) Résultats pour une avance de 0,03mm/tr et une vitesse de 5000tr/min*** 81

Figure IV.9: ***a)Analyse du domaine de vibration dans l'acier 25CD4 avec le foret Tivoly type 389 diamètre 3 mm. b) Résultats pour une avance de 0,05mm/tr et une vitesse de 8000tr/min*** 82

Figure IV.10: ***Domaine de vibration dans l'acier 25CD4 avec le foret Tivoly type 389 diamètre 2 mm.*** 82

Figure IV.11: ***Domaine de fonctionnement de la tête (version à lames) dans l'acier S300Pb pour les diamètres 5 mm. et 3mm.*** 83

Figure IV.12: ***Domaine de fonctionnement de la tête (version douille à billes) dans l'acier INOX 4404*** 85

Figure IV.13: ***Domaine de fonctionnement de la tête (version douille à billes) dans l'acier INOX 4305***. 85

Figure IV.14: ***Domaine de fonctionnement de la tête (version douille à billes) dans l'acier 25CD4 pour un foret diamètre 5mm.*** 86

Figure IV.15: ***Domaine de fonctionnement de la tête (version douille à billes) dans l'acier 25CD4 pour les diamètres 2 et 3 mm*** 87

Figure IV.16: ***Domaine de fonctionnement de la tête (version douille à billes) dans l'acier S300Pb*** 88

Figure IV.17: ***Domaine de fonctionnement de la tête de décolletage (version douille à billes) dans l'acier S300Pb pour un diamètre 3mm.*** 88

Figure IV.18: ***Mesure du diamètre pour identifier la qualité*** 89

Figure IV.19: ***Mesure du diamètre (version à lames)*** 90

Figure IV.20: ***Mesure de concentricité (version à lames)*** 90

Figure IV.21: ***Qualité de la surface après usinage dans l'aluminium AU4G avec un foret Tivoly 388 revêtu ZrN*** 92

Figure IV.22: ***Domaine de fonctionnement dans l'aluminium AU4G avec un foret Tivoly 388 revêtu ZrN*** 92

Figure IV.23: ***Domaine de fonctionnement dans l'aluminium AS10 avec un foret Tivoly 388 diamètre 10mm. revêtu ZrN*** 93

Figure IV.24: ***La qualité de la surface après l'usinage dans l'aluminium AS10 traitement thermique*** 93

Figure IV.25: ***Le domaine de fonctionnement de la tête de perçage vibratoire pendant un usinage dans l'aluminium AS7 avec un foret Tivoly 388 revêtu CrN*** 94

Figure IV.26: ***Phénomène de collage pendant l'usinage de l'aluminium AS7 avec des vitesses de rotation élevées*** 94

Figure IV.27: ***Influence du revêtement sur le domaine de fonctionnement dans l'aluminium AU4G*** 96

Figure IV.28: ***Surface après usinage dans l'aluminium AU4G avec un foret Tivoly 14007 revêtu ZrN*** 96

Figure IV.29: ***Influence de la lubrification (MQL) Vitesse 5000tr/min, avance 0,05mm/tr dans l'aluminium AU4G avec un foret 14007 revêtu ZrN de diamètre 10mm.*** 97

Figure IV.30: ***Influence du revetement sur le domaine de fonctionnement de la tête de perçage vibratoire pendant un usinage dans aluminium AS10tth*** 97

Figure IV.31: ***Influence du revêtement sur le domaine de fonctionnement de la tête de perçage vibratoire dans l'aluminium AS7.*** 98

Figure IV.32: ***Foret diamètre 10mm. géométrie 14007 revêtu CrN, phénomène de collage pour une avance 0,1mm/tr et une vitesse 9000tr/min*** 99

Figure IV.33: ***Domaine de fonctionnement de la tête de perçage vibratoire dans l'aluminium AU4G avec le foret carbure.*** 100

Figure IV.34: ***Analyse des efforts de poussée avec les forets carbures dans l'aluminium AU4G (V= 8000tr/min, avance= 0,05mm/tr).*** 100

Figure IV.35: ***Analyse du phénomène de collage pendant utilisation d'un foret carbure non revêtu.*** 101

Figure IV.36: ***Analyse des efforts de poussée avec la tête de perçage vibratoire dans l'aluminium AS10 pour des vitesses élevées. (avance=0,05tr/min, a) Vitesse= 7000tr/min b) Vitesse=8000tr/min)*** 101

Figure IV.37: ***Phénomène de collage pendant l'utilisation du foret carbure dans l'aluminium AS7 avec une avance de 0,05mm/tr et une vitesse de rotation de 5000tr/min*** 102

Introduction

Aujourd'hui la productivité, la qualité des surfaces générées, le temps et les couts de fabrication sont les critères qui décident du choix du procédé de fabrication le plus adéquat. On continue à chercher des solutions pour augmenter la productivité en usinage en jouant sur la vitesse de coupe, l'avance, le revêtement et la géométrie d'outil, etc.…

En raison de l'importance croissante de la prise en compte des impacts sur l'environnement, les industriels souhaitent réduire voire supprimer l'utilisation de la lubrification. L'usinage à sec tend donc à se développer dans l'industrie aujourd'hui. Les opérations de perçage sont cependant difficiles à réaliser à sec car la lubrification permet d'évacuer le copeau d'une part et de refroidir la zone de coupe qui est confinée d'autre part. Les techniques utilisées aujourd'hui ne sont plus suffisantes pour obtenir un taux de production élevé avec une haute qualité du produit. Ainsi, il est nécessaire de trouver des nouvelles méthodes plus efficaces.

Le développement d'une nouvelle technologie comme le perçage vibratoire auto-entretenu permet de fractionner le copeau en utilisant les vibrations axiales du foret générées par le phénomène d'instabilité du système usinant composé du foret, du porte outil et de la pièce. L'évacuation du copeau est alors assurée par la combinaison de la géométrie du foret et des vibrations axiales. Pour cela une tête de perçage vibratoire a été développée. Les résultats obtenus dans l'acier montrent toute la pertinence de ce saut technologique [Guibert 2008]. Cependant, les résultats des travaux nous indiquent qu'il est nécessaire de mieux maitriser l'interface copeau outil afin d'éviter le collage du copeau sur l'outil qui perturbe le bon fonctionnement de la tête de perçage vibratoire. Ce collage apparaît essentiellement lorsque l'on usine des alliages d'aluminium.

Les objectifs de ce travail sont donc :

- D'identifier les phénomènes tribologiques à l'interface copeau-outil pour être capable de réduire le phénomène de collage en utilisant un revêtement adapté.
- D'améliorer la performance de la technologie dans le domaine du décolletage.
- De déterminer l'influence de la géométrie du foret sur la performance de la tête de perçage vibratoire auto-entretenu

- De développer un simulateur intégrant l'influence de la géométrie outil et des défauts d'affutage pour obtenir des prédictions plus réalistes.

Le premier chapitre de ce travail commence avec une introduction sur le perçage vibratoire et les travaux existant aujourd'hui dans la littérature. Cette partie sera suivie d'une présentation des différentes lois de frottement permettant de modéliser les aspects tribologiques. Différentes approches ont été examinées et les points forts et les limites sont mis en évidence. Le but principal est de trouver la réponse à la question : "Est-ce qu'il existe une loi universelle avec laquelle il est possible de modéliser l'interface copeau-outil."

Le deuxième chapitre présente la modélisation tribologique de l'interface copeau outil et les nouveaux paramètres que nous avons mis en place pour quantifier les grandeurs tribologiques liées à cet interface. Ces paramètres permettent de qualifier un revêtement adapté pour un usinage des alliages d'aluminium.

Le troisième chapitre présente la méthodologie adoptée pour le développent du simulateur de perçage vibratoire. Ce simulateur est basé sur une méthode d'identification des coefficients spécifiques des modèles d'effort. Une méthode expérimentale d'identification de ces coefficients sera présentée. Une nouvelle méthodologie prenant en compte la géométrie du foret a été utilisée. La validation expérimentale du simulateur et la comparaison entre les résultats expérimentaux et simulés sont présentées à la fin de ce chapitre.

Le quatrième chapitre aborde les performances et les avantages de la tête de perçage vibratoire dans différentes types de matériaux (alliages d'aluminium, inox) en usinage à sec. Ainsi une validation de l'influence de la géométrie et des revêtements pour un usinage dans différents types d'alliages aluminium fait partie de ce chapitre. Coté décolletage, la validation des 2 versions de tête de perçage vibratoire dans les aciers 25CD4, S300Pb et les INOX 4404 et 4305 sera présentée. Les perçages ont été réalisés avec des forets de diamètres compris entre 2mm et 6mm. Les essais de durée de vie seront aussi présentés.

Les points forts de ce travail et les perspectives seront données dans la partie conclusion de ce travail.

Ce travail est effectué dans le cadre du projet FUI Forage Grande Vitesse Vibratoire. Un consortium d'industriels, de trois laboratoires de recherche (G-SCOP, LTDS et LAMI), le CTDEC et le CETIM se sont mobilisés autour d'un projet de développement d'une méthode de forage profond assistée par vibration. Cette action se place au sein des pôles de compétitivité VIAMECA et ARVE INDUSTRIE. Ce travail s'est aussi déroulé dans le cadre d'une thèse CIFRE avec le CTDEC.

Chapitre I. Etat de l'art

Aujourd'hui la population humaine est estimée à 6,91 milliard est continue à augmenter chaque jour. Les estimations indiquent que la population mondiale sera de 10,5 milliard en 2050. Cette augmentation apporte une augmentation de la demande des produits technologiques et industriels. Les industriels doivent trouver des méthodes plus productives tout en conservant une qualité élevée.

Aujourd'hui les techniques de perçage traditionnelles ne répondent plus aux contraintes de productivité. Les techniques pour améliorer la productivité du perçage traditionnel; comme l'utilisation de lubrification haute pression ou les cycles de débourrage génèrent des problèmes écologiques, économiques et aussi énergétiques.

Aujourd'hui nous proposons une technologie innovante pour l'usinage des trous profonds avec des conditions d'usinage à sec et des vitesses élevées.

I.1. Introduction

Le perçage est une opération couramment utilisée en usinage. Dans les 20 dernières années, l'importance du perçage a augmenté au sein de l'industrie automobile et aéronautique. Les travaux d'El-Sonbaty et al. [Sonbaty 2004] montrent que plus de 10000 trous sont nécessaires pour l'usinage d'un moteur d'avion. Le développement de nouvelles techniques plus productives est donc nécessaire pour répondre à la demande industrielle [Nalbant 2007].

I.1.1. Problème d'évacuation des copeaux en perçage traditionnel

Parmi les méthodes d'enlèvement de matière : perçage, tournage, fraisage etc.… le perçage est le plus difficile à contrôler et l'évacuation des copeaux devient cruciale lorsque le trou devient profond.



Figure I.1. Procédé de perçage

Aujourd'hui il existe certaines méthodes qui facilitent une bonne évacuation du copeau pendant l'opération de perçage.

I.1.1.a) Utilisation d'une géométrie du foret adaptée pour le perçage

Dans la littérature, de nombreux travaux portent sur l'amélioration de la performance du foret pour faciliter l'évacuation des copeaux. Paul et al. [Paul 2005] proposent d'optimiser la géométrie de l'arête de coupe pour réduire l'effort de poussée. Ko et al. [Ko 2000] travaillent sur la qualité du trou en faisant varier la géométrie du foret. L'étude de l'influence de l'angle de pointe et l'angle d'hélice sur les efforts générés pendant l'usinage de matériaux composites est menée par Chen [Chen 1997]. Hocheng et Tsao [Hocheng 2006] travaillent sur 5 géométries de foret différentes pour déterminer leurs influences sur l'évacuation des copeaux pendant l'usinage des matériaux composites. Les travaux montrent que l'utilisation d'une géométrie bien adaptée, peut faciliter l'évacuation des copeaux.

I.1.1.b) Utilisation d'un revêtement adapté

Le revêtement est une couche mince qui est appliquée à la surface d'un outil pour améliorer les propriétés thermiques, résistance à l'adhésion, à la diffusion ou à la corrosion. Afin d'obtenir une bonne évacuation des copeaux et aussi une longue durée de vie de l'outil, il est nécessaire de bien choisir le revêtement. Les travaux de Assad et Zhang [Assad 2009, Zhang 2007] montrent que le revêtement a un rôle clé sur :

- La génération de la température entre l'outil et la matière ayant un impact sur le frottement à l'interface copeau face de coupe
- La durée de vie du foret et les éléments de la machine outil
- Le phénomène de diffusion entre la matière et l'outil

I.1.1.c) Utilisation des cycles de débourrage

Une des méthodes la plus utilisée pendant le perçage profond est l'utilisation des cycles de débourrage [Debongnie 2006]. Lorsque le trou est profond, les goujures ne suffisent pas à assurer l'évacuation des copeaux. Il faut alors sortir le foret partiellement de la pièce, pour laisser les copeaux s'échapper sous l'effet de la force centrifuge. Cette méthode peut être utilisée avec tout type de machine outil.

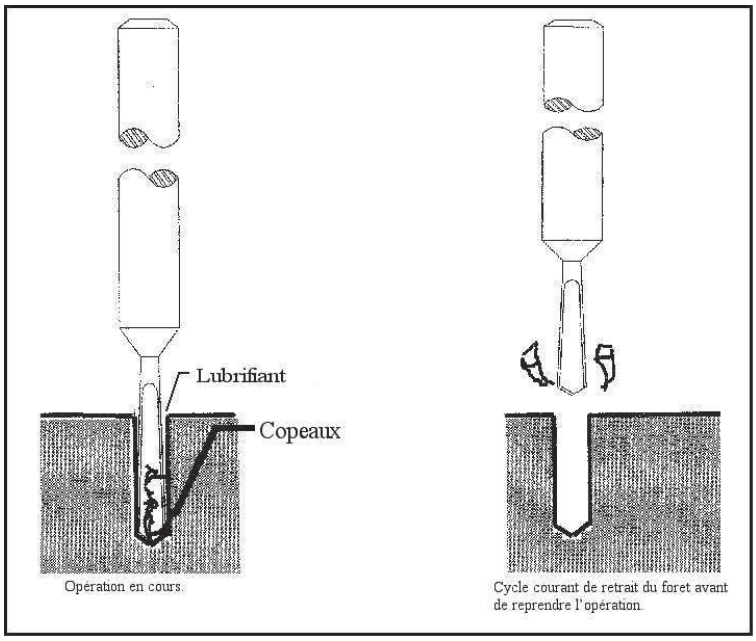


Figure I.2. Cycles de débourrage

Il y a deux grands problèmes liés à l'utilisation de cette méthode :

- Le problème de productivité : Le temps d'usinage en utilisant les cycles de débourrage peut être multiplié par 3 par rapport à une opération de perçage sans cycles de débourrage. Cette augmentation de temps conduit à une augmentation du coût de l'opération de perçage en prenant en compte l'énergie utilisée, le coût de la machine, le personnel etc.…

- Le deuxième grand problème est lié aux copeaux qui ne peuvent pas s'évacuer pendant cette opération. Il est évident que certains copeaux ne peuvent pas s'évacuer et restent dans le trou. Le foret peut alors descendre dans un amas de copeaux coincés au fond du trou. Cette situation peut poser des problèmes avec un endommagement de l'outil.

I.1.1.d) Utilisation de la lubrification

Une compétition, pour augmenter la productivité se poursuit dans l'industrie. Pour augmenter la production, il est nécessaire d'utiliser des vitesses de rotation et des avances les plus élevées. Avec les vitesses élevées, le défi de fournir du liquide de refroidissement suffisant pour éliminer les copeaux devient plus critique. En ce point, la lubrification est une méthode très efficace pour l'évacuation du copeau. Pendant une opération de perçage, l'utilisation d'un lubrifiant peut aider à :

- Obtenir une bonne qualité de surface
- Eliminer les problèmes liés à la génération de chaleur
- Faciliter l'évacuation des copeaux

Cependant aujourd'hui, l'utilisation de la lubrification est de plus en plus discutée dans l'industrie à cause des aspects de santé, d'environnement et de coût.

I.1.1.d.1) Aspect sur la santé humaine

Depuis les dernières années, l'influence sur la santé humaine des lubrifiants en usinage est une très grande question [Balulescu 1997]. Les estimations indiquent que plus de 100 million de gallons de lubrifiant sont utilisés chaque année dans l'industrie Américaine [Feng 2000] et plus de 700000 personnes sont exposées aux lubrifiants. Cette exposition peut couvrir 2 grands aspects :

- *Suite à un contact direct* : Les travaux montrent que 80% des problèmes de santé causés par les lubrifiants sont basées à un contact direct entre le lubrifiant et l'utilisateur.
- *Suite à la respiration* : Il est évident que pendant l'usinage, il existe une génération de chaleur qui est capable de vaporiser une partie du lubrifiant utilisé. Cette vapeur peut rester dans l'espace de travail pendant 7h voire quelques jours si les conditions de ventilation ne sont pas correctes [Raynor 1996]. Ce problème peut générer un risque élevé de cancer.

I.1.1.d.2) Aspect environnemental et coût d'utilisation de lubrifiant

La compétition entre les compagnies industrielles de production de pièces mécaniques est de plus en plus sévère. Afin de gagner cette compétition, le point le plus important est l'utilisation de méthodes plus efficaces afin de minimiser les coûts de fabrication sans perdre en qualité. Les travaux montrent que le lubrifiant a une très grande influence sur les coûts d'un produit (estimé à 16% du coût total [F. Klocke 2007] (Figure I.3)). A cause des nouvelles réglementations environnementales, ce pourcentage continue à augmenter chaque année pour :

- Acheter des lubrifiants plus respectueux de l'environnement
- Recycler le lubrifiant après l'utilisation
- Payer l'énergie pour utiliser le lubrifiant

En Amérique, ce coût est estimé à 8 milliard $ par année et au Japon le coût estimé est de 71 milliard de Yen.

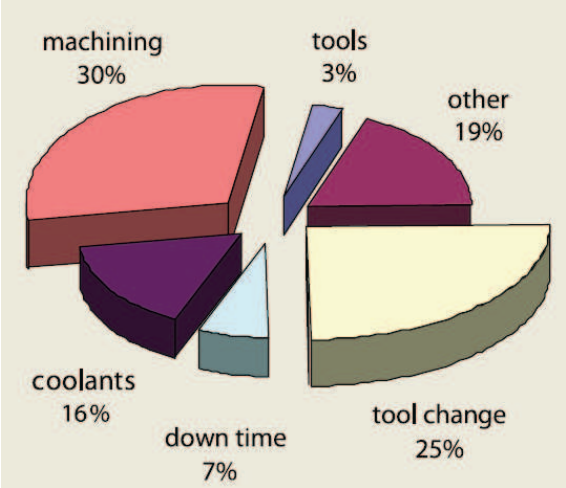


Figure I.3. Coûts de production en usinage par outil coupant

I.1.1.e) Conclusions

Aujourd'hui il est évident que les performances du perçage traditionnel ne sont pas suffisantes pour améliorer la productivité. Certaines méthodes ont été développées pour améliorer la performance du perçage traditionnel mais aucune de ces méthodes n'est satisfaisante.

Suite aux nouvelles réglementations, il est nécessaire de réduire la quantité du lubrifiant utilisée pendant l'usinage. Dans l'année 1997, OSHA (Occupational Safety and Health Administration) a déclaré les standards pour protéger la santé humaine et l'environnement pendant l'utilisation de la lubrification. Ces réglementations peuvent réduire les risques mais ne peuvent être efficace à 100%. Aujourd'hui, les recherches s'orientent vers un usinage à sec en utilisant les conditions d'usinage à grande vitesse.

I.1.2. Perçage Vibratoire

I.1.2.a) Introduction

Suite aux réglementations environnementales et aussi aux coûts de recyclage, lubrifiant etc.… les industriels recherchent des nouvelles techniques qui permettent un usinage à sec. Les chercheurs avaient commencé à explorer de nouvelles méthodes de perçage qui sont basées sur l'utilisation des vibrations axiales. Le but principal est d'utiliser les vibrations pour aider l'évacuation des copeaux pendant l'usinage sans utiliser le lubrifiant (Figure I.4) ou les cycles de débourrage.

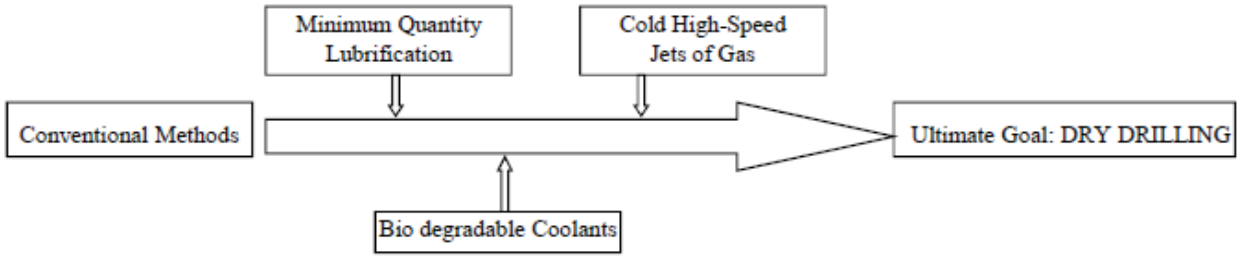


Figure I.4. Evolution temporelle des conditions de perçage

I.1.2.b) Les techniques existantes

Les techniques de perçage vibratoire sont basées sur la discontinuité de la coupe grâce à une vibration axiale. Cette vibration permet d'obtenir des copeaux bien fragmentés qui sont faciles à évacuer. Il existe plusieurs méthodes pour créer une vibration axiale : ultrasonique, mécanique, hydraulique etc.… Le but principal de toutes les méthodes est d'obtenir une bonne fragmentation des copeaux avec une bonne qualité de surface et aussi une longue durée de vie de l'outil.

Les mécanismes de perçage vibratoire peuvent être décrits en 2 groupes :

- Les vibrations forcées
- Les vibrations auto-entretenues

Ici tout d'abord, nous allons présenter des travaux sur la génération des vibrations forcées.

I.1.2.b.1) Utilisation d'un vibreur piézoélectrique pour générer des vibrations

L'utilisation d'un vibrateur piézoélectrique n'est pas une méthode tout à fait nouvelle. Il existe plusieurs travaux théoriques et expérimentaux dans la littérature [Toews 1998, Arul 2006, Simon 2009]. Le système peut être illustré par la figure I.5.

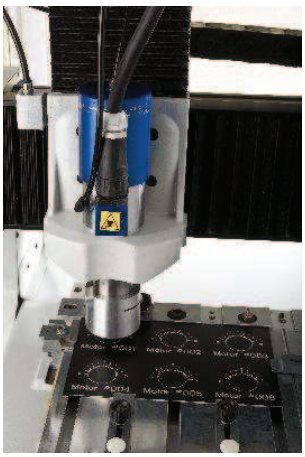


Figure I.5. Système avec un vibrateur piézoélectrique

Le point fort de cette technique est le contrôle de la vibration. L'utilisateur peut définir l'amplitude et la fréquence qui permet d'obtenir des vibrations avec une très grande fiabilité. Cependant, il existe des points négatifs de cette technologie :

- Le montage de la technologie nécessite des modifications sur la machine ou la broche. Pour être capable d'utiliser cette technologie les machines doivent subir des modifications importantes.
- Le système est assez complexe et n'est pas encore tout à fait maitrisé pour des opérations de perçage de petits diamètres.

I.1.2.b.2) Utilisation des vibrations ultrasoniques

Kumabe [Kumabe 1979] est un des premiers chercheurs qui a proposé l'utilisation des vibrations ultrasoniques pendant l'opération de perçage pour faciliter l'évacuation des copeaux. Avec leurs travaux, Zhang et al. [Zhang 1994] ont trouvé qu'une fréquence de 16kHz a un effet important sur la fragmentation des copeaux (Figure I.6).

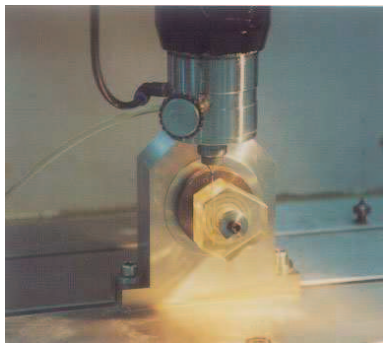


Figure I.6. Utilisation des vibrations ultrasoniques

Simon et al. [Simon 2005] ont fait des recherches pour obtenir une bonne qualité de la surface pendant l'usinage en utilisant les vibrations ultrasoniques. Récemment Liao et al. [Liao 2007] font des travaux sur l'usinage de l'Inconel et ils déterminent une grande augmentation de la durée de vie de l'outil et de la qualité de la surface en utilisant des vibrations ultrasoniques.

D'un autre coté, il existe des limitations associées à l'utilisation des vibrations ultrasoniques :

- Utilisation des vibrations nécessitent des machines spéciales pour cette opération.
- Le mécanisme ne donne pas la possibilité d'un taux de production trop élevé [Thoe 1997].

I.1.2.c) Conclusions

Aujourd'hui il existe plusieurs méthodes et nouvelles technologies pour générer une fragmentation des copeaux en utilisant une vibration forcée. Toutes les techniques ont des points positifs et négatifs. Malheureusement, suite aux 3 points négatifs suivants, ces technologies ne sont pas faciles à industrialiser :

- Cout : Le cout pour ces technologies est vraiment important. Dans certains cas, il peut être nécessaire de modifier toute la machine. Et aussi, le cout d'installation peut être élevé à cause de la complexité de ces systèmes.
- Energie : Tous les systèmes qui créent une vibration forcée nécessitent une source d'énergie externe.
- La limite d'utilisation : Le taux de production et les limites d'utilisation ne sont pas encore bien fiabilisés.

- Maitrise de la technologie : Une bonne maitrise est nécessaire pour utiliser la technologie et aujourd'hui ces techniques ne sont pas bien maitrisées.

Il est donc nécessaire d'utiliser une nouvelle technologie qui peut éliminer ces points négatifs.

I.2. Perçage vibratoire auto entretenu

Les recherches sur l'utilisation de la vibration axiale forcée pendant le perçage sont assez couteuses et complexes. Aujourd'hui l'industrialisation de ces techniques n'est pas avantageuse pour les industriels. C'est pour cela, qu'il est nécessaire de développer d'autres méthodes qui peuvent prendre en compte les points positifs du perçage vibratoire forcé et éliminer les points négatifs.

L'idée d'utiliser une tête vibratoire auto-entretenue a été proposée et brevetée en France en 1997 par M. Daniel Brun Picard et M. Alexandre Gouskov. Le perçage vibratoire auto entretenu est une technique de perçage à basse fréquence qui génère des vibrations grâce à un phénomène de broutement. Le but principal de la nouvelle technologie reste le même que les techniques basées sur les vibrations forcées. C'est l'utilisation des vibrations axiales pour briser les copeaux.

I.2.1. Modélisation dynamique de la tête de perçage vibratoire auto-entretenu

La tête de perçage vibratoire est basée sur la génération des vibrations à partir de l'énergie générée par la coupe. Il existe certains paramètres qui ont une très forte influence sur la génération des vibrations. Ces paramètres doivent être pris en compte pendant la modélisation de la tête de perçage vibratoire. Le modèle dynamique de la tête de perçage vibratoire auto-entretenu peut être expliqué par une équation dynamique du 2eme ordre (Equation I.1.) (Figure I.7.) [Paris 2005].

$$m.\ddot{x} + c.\dot{x} + k.x = F$$

Equation I.1

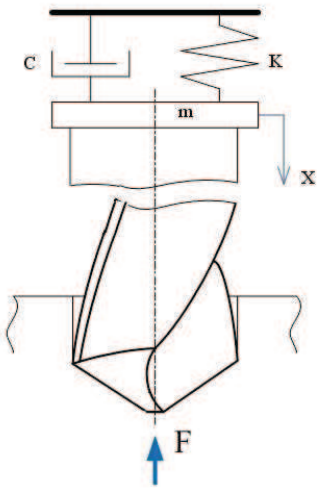


Figure I.7. Modélisation de la tête de perçage vibratoire

où « m » est la masse mobile de la tête, « k » est la raideur, « c » est l'amortissement et F est l'effort de poussée. L'équation I.1 est valable sous certaines hypothèses :

- Tout d'abord on suppose que les autres éléments du système usinant, (la machine outil, la pièce et l'outil), ont une raideur très grande par rapport à la raideur axiale du ressort spécifique de la tête. Les déformations de ces éléments sont négligeables et ne vont pas entrainer des vibrations axiales supplémentaires.
- On suppose que la raideur en torsion de l'ensemble de la tête est bien plus grande que la raideur axiale du ressort spécifique.

I.2.2. Théorie des lobes

Pendant l'usinage avec la tête de perçage vibratoire auto-entretenu, l'aspect le plus important est la continuité de la génération des vibrations. Cette continuité peut être définie grâce à la théorie des lobes d'instabilité. Altintas [Altintas 2000] a observé un rapport entre la raideur et la fréquence du système usinant. A partir de cette observation, il a défini les limites des zones pour un usinage stable et instable (Figure I.8).

Aujourd'hui à partir de la figure I.8, les industriels qui utilisent le perçage traditionnel peuvent choisir les conditions d'usinage avec lesquelles il est possible d'obtenir une bonne stabilité.

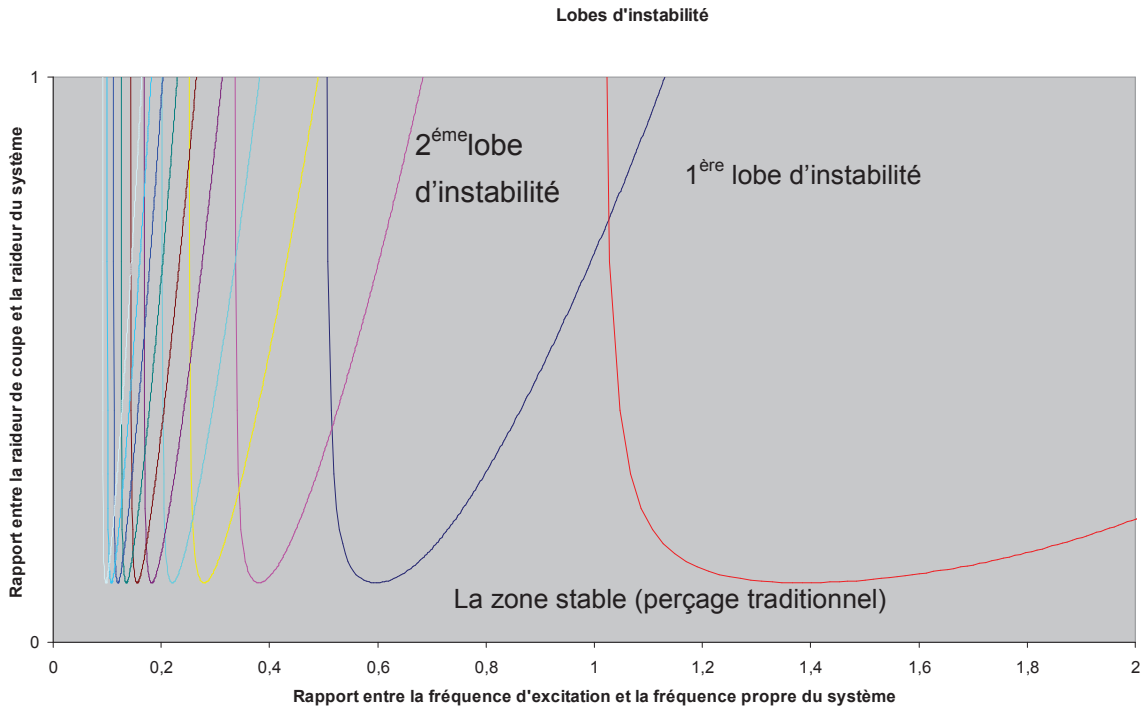


Figure I.8. Lobes d'instabilité

Les travaux de perçage vibratoire sont concentrés sur la zone instable où il existe le phénomène de broutement avec lequel il est possible de générer des vibrations auto-entretenues. Le but du jeu est d'être dans le premier voire le deuxième lobe d'instabilité où il existe une bonne fragmentation des copeaux.

I.2.3. Avantages de la tête de perçage vibratoire

La tête de perçage vibratoire auto-entretenu est un nouveau dispositif qui apporte une grande innovation à l'industrie du perçage. Les points forts de la nouvelle technologie peuvent être expliqués par les remarques suivantes :

Facilité du réglage et installation

Le premier prototype de la tête de perçage vibratoire auto-entretenu a été conçu par A. Gouskov. Cette première version possède un support d'outil rigide avec une raideur ajustable grâce à un ressort. Le premier prototype peut générer une bonne fragmentation des copeaux. Cependant cette version ne convenait pas pour une utilisation sur tout type de machine outil. De plus il n'était pas assez fiable pour une utilisation dans industrie.

Kamnev [Kamnev 2003] a amélioré la performance et fait une nouvelle conception (Figure I.9). Avec la nouvelle conception il est devenu possible d'utiliser la tête de perçage vibratoire sur les différents types de machines présentes dans l'industrie. Cependant le réglage de la tête n'était pas très facile à faire.

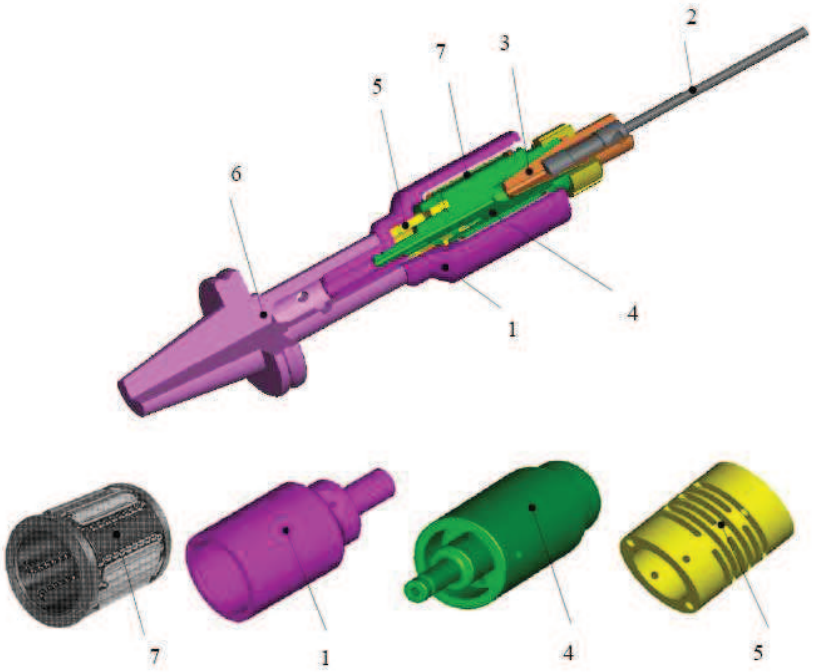


Figure I.9. Conception de la tête de perçage vibratoire auto-entretenu développée pendant les travaux de Kamnev [Kamnev 2003]

Grace aux travaux de Guibert [Guibert 2008] puis de Naisson [Naisson 2011], des améliorations sur les points suivants ont été apportées :

- Un élément de ressort de raideur facilement modifiable, soit un ressort spécifique, soit un empilement de rondelles Belleville.
- Une masse mobile facile à modifier.
- Un bon équilibrage de la tête afin de permettre une rotation supérieure à 10000tr/min.

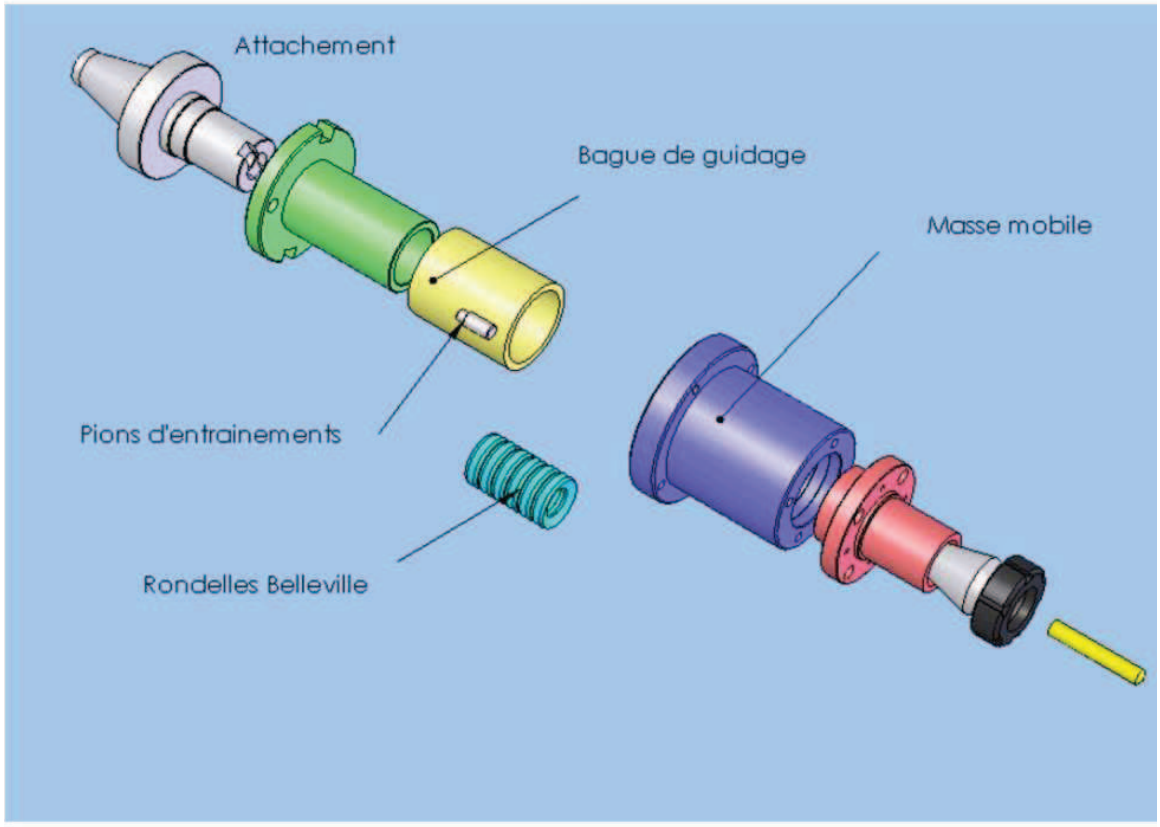
La conception de Nicolas Guibert est présentée sur la Figure I.10. La nouvelle tête est facile à régler.



La tête de perçage positionnée dans la broche de la machine outil



Les trois composants principaux de la tête de perçage



Vue 3D éclatée de la tête de perçage

Figure I.10. Conception de la tête de perçage vibratoire auto-entretenu développée pendant les travaux de Guibert [Guibert 2008]

Taux de production élevé en utilisant moins d'énergie

Un des aspects le plus important pendant les opérations de perçage est le taux de production et l'énergie utilisée pendant cette production. Pour être plus performant, il est important d'obtenir un grand taux de production avec un minimum d'énergie. Les travaux de Guibert [Guibert 2008] montrent qu'il est possible d'utiliser le perçage vibratoire avec des vitesses plus élevées (Figure I.11) que le perçage traditionnel.

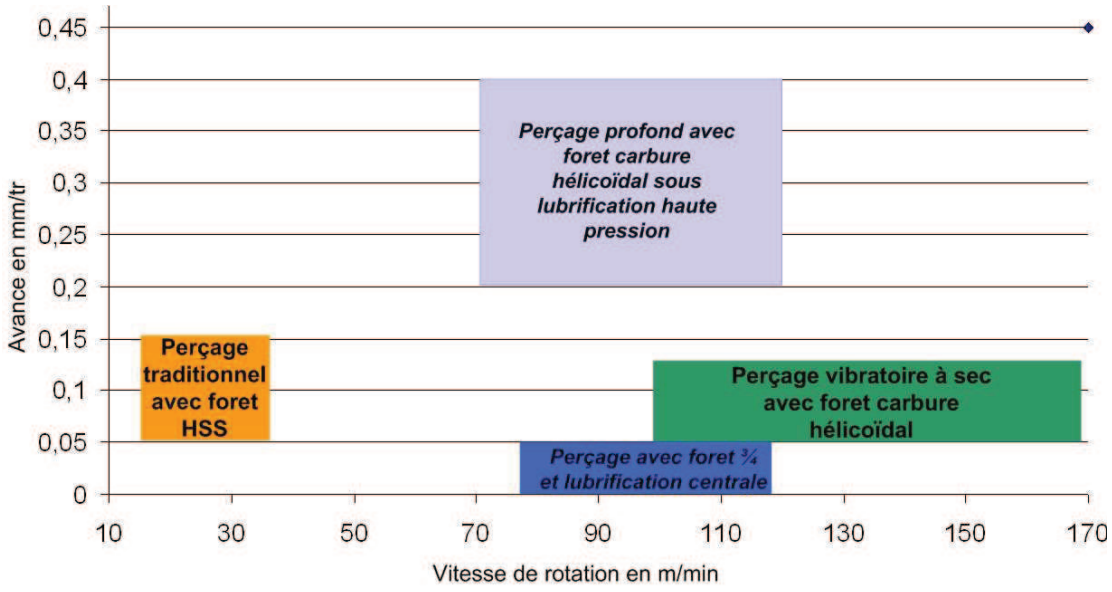


Figure I.11. Comparaison des domaines d'utilisation des différents outils [Guibert 2008]

Les travaux de Guibert ont été validés par Önder [Önder 2010]. Ces travaux montrent qu'il y a une grande différence entre les efforts de poussée en perçage vibratoire et en perçage traditionnel dans l'acier 25CD4 (Figure I.12). Ces résultats indiquent une consommation d'énergie moins importante en perçage vibratoire.

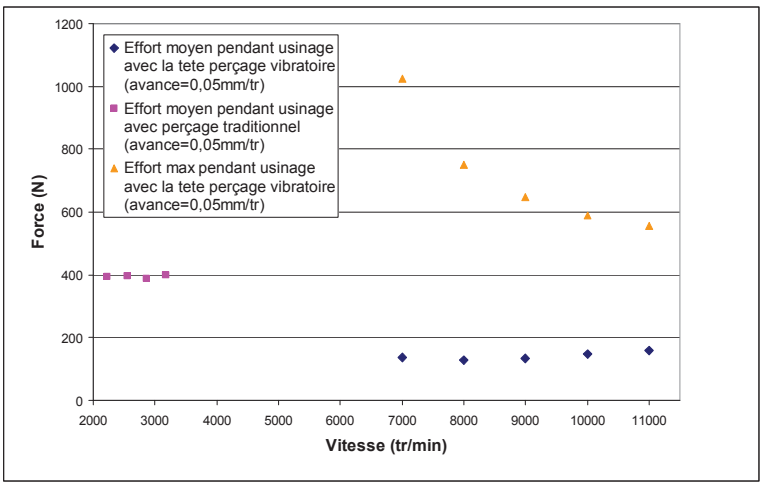


Figure I.12. Comparaison des efforts de poussée générés en perçage traditionnel et perçage vibratoire [Önder 2010]

Ainsi, Önder et al. ont aussi analysé le taux de production lié au perçage traditionnel et au perçage vibratoire auto-entretenu (Figure I.13). Les travaux montrent qu'en utilisant le perçage vibratoire à sec, il est possible de faire un usinage avec des grandes avances et vitesses de rotation.

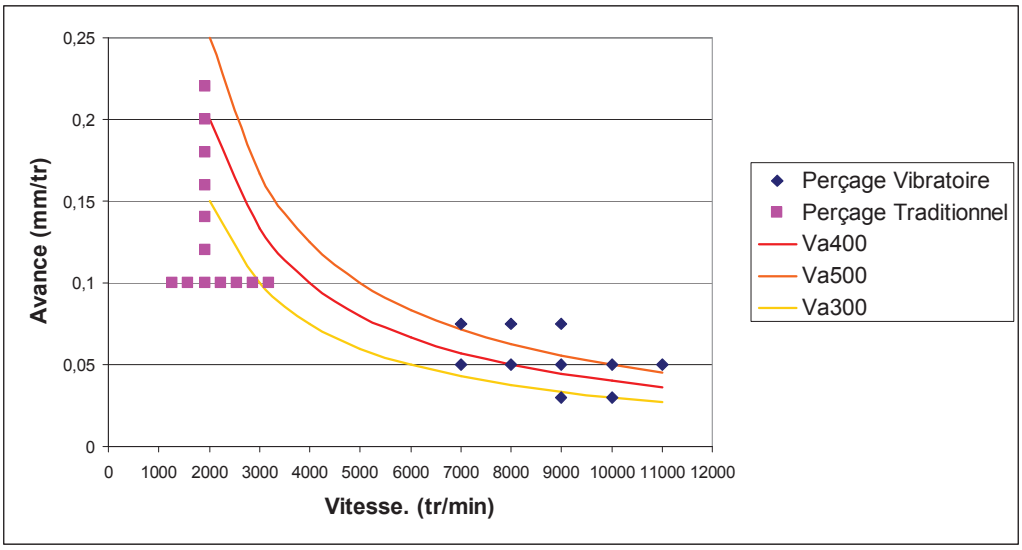


Figure I.13. Comparaison du taux de production [Önder 2010]

Il peut être aussi bien de rappeler que la tête de perçage vibratoire auto-entretenu génère les vibrations grâce à l'énergie générée pendant l'usinage. Elle ne nécessite aucune source d'énergie externe.

Usinage à sec avec un grand domaine d'utilisation

La tête de perçage vibratoire auto-entretenu est la technologie innovante qui peut être la solution pour les industriels. Avec la nouvelle technologie, il est possible de faire un usinage à sec à grande vitesse sans perdre la qualité sur le produit.

Pendant nos travaux, nous avons identifié que la technologie est aussi utilisable pour des petits diamètres allant jusqu'à 2mm dans une matière telle qu'un acier inox.

I.2.4. Limitations et les méthodes pour améliorer la technologie

Chaque technologie développée peut avoir des points positifs et aussi des limites d'utilisation. La tête de perçage vibratoire auto-entretenu n'est pas une exception et il a des limites.

La limite principale du perçage vibratoire auto-entretenu est la limite d'utilisation pendant l'usinage des trous profonds de petits diamètres (diamètres plus petit que 5 mm.). Les têtes développées jusqu'en 2008 (jusqu'au début de cette thèse) ont été testées pour des diamètres variant entre 5mm. et 10mm. Il est nécessaire d'optimiser la tête pour un usinage de diamètre plus petit.

La deuxième limitation est liée à un très grand phénomène de collage pendant l'usinage dans certaines matières comme les alliages d'aluminium. Les travaux montrent que l'usinage à sec dans l'aluminium n'était pas possible avec les anciennes versions de la tête de perçage vibratoire auto-entretenu [Guibert 2008]. De nouvelles méthodes doivent être identifiées pour être capable d'usiner les matières où le

phénomène de collage est possible. Les méthodes peuvent être une bonne maitrise de la géométrie d'outil et aussi une bonne maitrise du revêtement utilisé. Pour cela, une analyse tribologique est le point clé pour le futur de la technologie.

I.3. Aspect Tribologique

Les travaux montrent qu'il existe un très grand phénomène de collage pendant l'usinage des alliages aluminium avec l'utilisation de la tête de perçage vibratoire auto-entretenu [Guibert 2008]. Comme l'aluminium a un point de fusion qui n'est pas élevée, la chaleur générée pendant l'usinage à sec peut être suffisante pour causer un problème de collage. Ce collage peut réduire la durée de vie de l'outil et la qualité de la surface après l'usinage.

La solution pour améliorer les performances est d'analyser les aspects tribologiques à l'interface copeau outil.

I.3.1. Frottement sec des solides

Le frottement sec des solides peut être défini par l'ensemble des phénomènes qui existent dans la zone de contact entre deux corps en absence de lubrification.

Historique

Les premiers travaux que l'on connait sur le frottement sont ceux de Leonardo Da Vinci au 16^{éme} siècle (Figure I.14) [Abdelounis 2010].

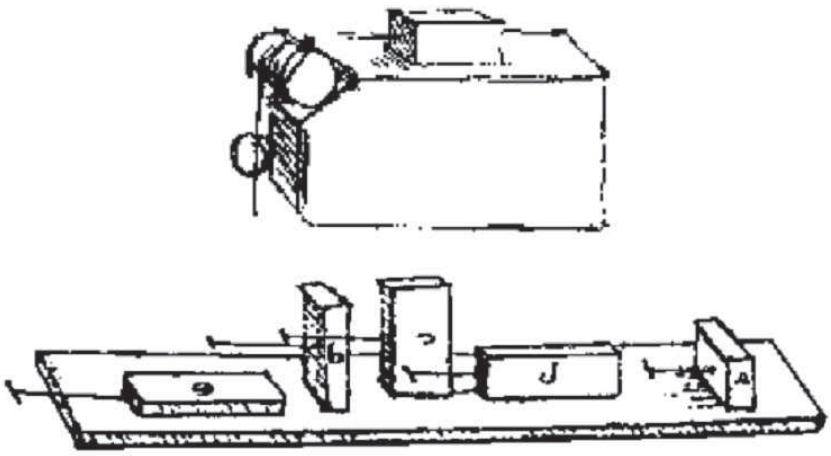


Figure I.14. Gravures originales qui indiquent les travaux de Leonardo Da Vinci

Suite à ses travaux, Leonardo a déterminé que les efforts générés par frottement sont proportionnels au poids du corps déplacé. Il a aussi indiqué que les efforts sont indépendants de l'aire de la surface de contact.

Deux siècles plus tard, G. Amontons (1699) a redécouvert ces deux lois mais la vraie innovation sur le frottement n'a pas débuté avant le 18^{éme} siècle [Bocquet 2005].

I.3.2. Lois classiques du frottement à sec et ses limites

I.3.2.a) Loi d'Euler

Euler était le premier chercheur qui a indiqué la différence entre le frottement statique et le frottement dynamique. Ses travaux s'appuient sur des essais sur un solide posé sur un plan avec un angle d'inclination α (Figure I.15).

Suite à ses travaux, Euler [Renard 1998] propose un coefficient de frottement unique μ, l'accélération du système peut être régie par l'équation I.2 :

$$a = g(\sin\alpha - \mu\cos\alpha)$$

Equation I.2

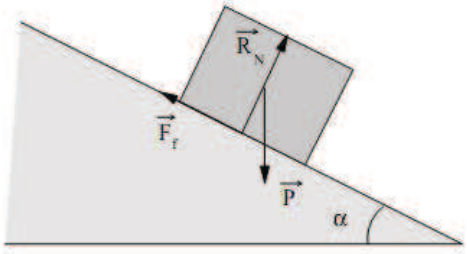


Figure I.15.Travaux d'Euler, P représente le poids de l'objet, F_f la force de frottement et R_N la force normale au contact

Alors il doit être possible d'obtenir une valeur d'accélération aussi petite que l'on veut. Mais les travaux d'Euler montrent qu'il existe une accélération minimale, causée par le coefficient de frottement statique (μ_s), plus important que le frottement dynamique (μ_d). Suite à cette détermination, Euler propose les équations I.3 et I.4:

$$F_f \leq \mu_s . R_N \text{ (Lorsque l'objet est immobile)}$$

Equation I.3

$$F_f = \mu_d . R_N \text{ (Lorsque l'objet est en mouvement)}$$

Equation I.4

I.3.2.b) Loi de Coulomb

I.3.2.b.1.) Théorie

Aujourd'hui la Loi de Coulomb est la loi de frottement la plus utilisée grâce à son efficacité dans plusieurs cas et aussi grâce à sa simplicité. La théorie de Coulomb est née en 1781, suite à la publication de «Théorie des Machines Simples » par Coulomb [Coulomb 1781]. Cette publication inclue les résultats des essais systématiques réalisés par Coulomb pour étudier les phénomènes qui existent pendant le frottement à sec (Figure I.16).

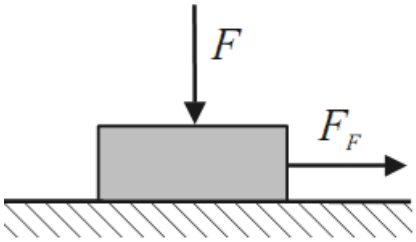


Figure I.16.Modélisation des travaux de Coulomb, F la force appliquée, F_F est la force de frottement

Suite à ses travaux, Coulomb a confirmé les résultats de Leonardo Da Vinci (qui propose la loi de la proportionnalité entre la force de frottement et la force normale) mais il ajoute et précise que le coefficient de frottement obtenu par cette proportionnalité n'est pas le même pour tous les matériaux.

A la fin de ses travaux, Coulomb a mis en place les lois suivantes :

1- Le coefficient de frottement peut être obtenu en prenant en compte la proportionnalité entre la force de frottement et la force normale.

2 Le coefficient de frottement est dépendant des deux matières en contact.

3- La force de frottement est indépendante de l'aire du contact entre les deux corps.

4- La force du frottement est indépendante de la vitesse de glissement.

5 Le coefficient de frottement dynamique (μ_d) est plus petit que le coefficient de frottement statique. (μ_s)

Les 4^{éme} et 5^{éme} lois peuvent être représentées par la figure I.17. Sur la figure I.17 nous pouvons observer un coefficient de frottement qui est indépendant de la vitesse de glissement. On peut aussi observer que pour un objet immobile (V_t=0) le coefficient de frottement statique est plus grand qu'un coefficient de frottement dynamique.

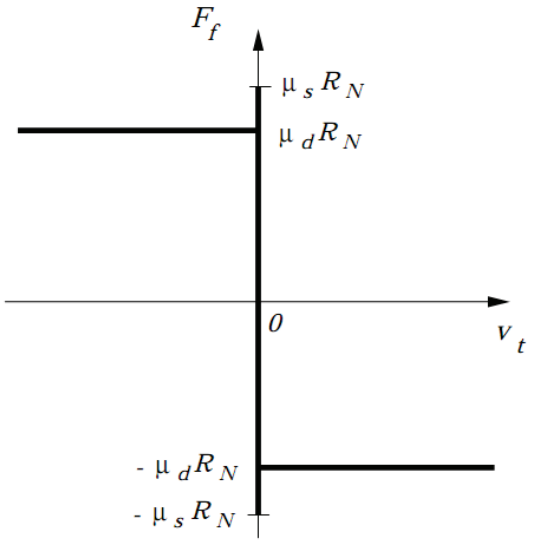


Figure I.17.Les lois de Coulomb ; Vt est la vitesse tangentielle, F_f est la force tangentielle et R_N est la force normale

I.3.2.b.2.) Les limites de la loi de Coulomb

La théorie classique de Coulomb a été discutée depuis longtemps par plusieurs auteurs. Moore [Seireg 1998] indique que les lois 3, 4 et 5 de Coulomb sont valides sous les conditions suivantes :

Pour la loi 3 : On doit supposer que les matériaux ont des limites d'élasticité définies. La loi n'est pas utilisable pour une déformation plastique ou viscoélastique du matériau.

La loi 4 n'est pas valide dans plusieurs types de matériaux.

La loi 5 est valide pour les matériaux qui n'ont pas des propriétés viscoélastiques.

I.3.2.b.2.1.) Influence de la vitesse sur le frottement

Aujourd'hui dans plusieurs applications pour simplifier les méthodes de calcul, on suppose que la vitesse de glissement n'a aucune influence sur le coefficient de frottement. (Comme Coulomb l'a prévu). Avec ses travaux Tyagi. et al. [Tyagi 2011] indiquent que cette hypothèse n'est pas valide. Les travaux de Tyagi ont montré que la diminution de la vitesse de glissement peut causer une augmentation de la force de frottement (Figure I.18), qui conduit à un coefficient de frottement plus élevé. Zhao [Zhao 2001] et Shafiei [Shafiei 2008] ont aussi observé une diminution du coefficient de frottement pour des vitesses élevées.

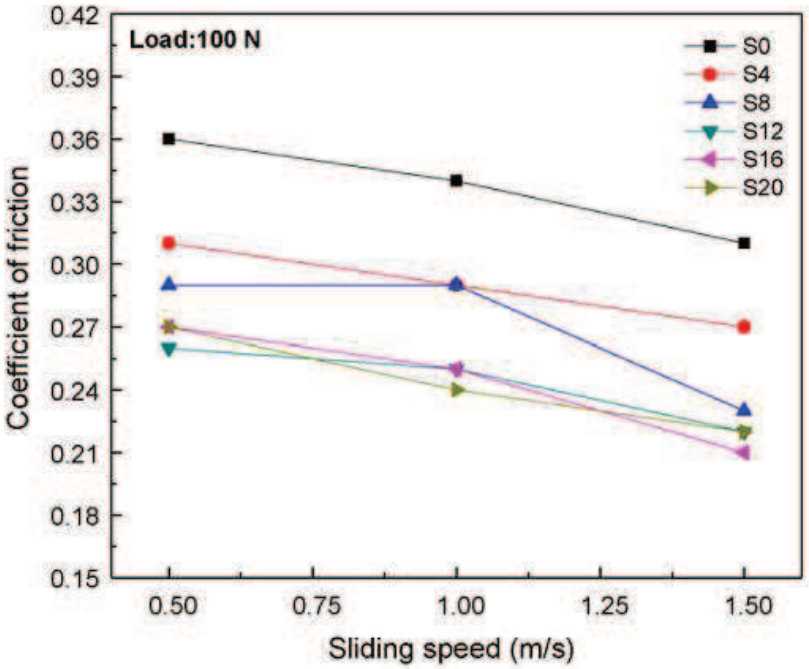


Figure I.18.Variations du coefficient de frottement suite aux travaux de Baumberger

I.3.2.b.2.2.) Influence de l'aire de contact

Suite aux développements technologiques, aujourd'hui on sait bien que la surface parfaite n'existe pas. Alors la rugosité de la surface et l'aire réelle de contact ont une influence sur le frottement. Cette influence a été aussi déterminée par le modèle Bowden et Tabor. [Tabor 1986] (qui sera expliquée avec plus de détails lors de la présentation de la loi de Tabor et Bowden.)

Les travaux de Yoon et al. [Yoon 2005] sont basés sur le nano frottement. Ils utilisent un « Microscope à force atomique» pour observer l'influence de l'aire de contact. Ils observent qu'il existe une relation entre l'effort de frottement et l'aire de contact (Figure I.19). Une augmentation de l'aire de contact conduit à une augmentation de l'effort de frottement. Leurs travaux dans différents types de matériaux ont donné des résultats identiques.

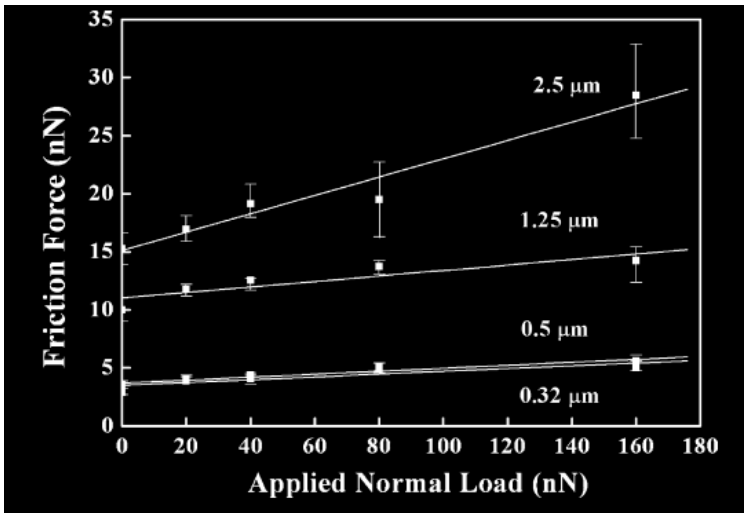


Figure I.19.Résultat du coefficient de frottement suite aux travaux de Yoon [Yoon 2005]

Eguchi et Yamamoto. [Eguchi 2005] ont travaillé sur l'influence de l'aire de contact pendant un usinage en utilisant un lubrifiant. Leurs résultats indiquent une augmentation sur le coefficient de frottement pour une aire de contact plus grande. Cependant ils ont aussi indiqué que cette augmentation est plus petite à sec. (Figure I.20)

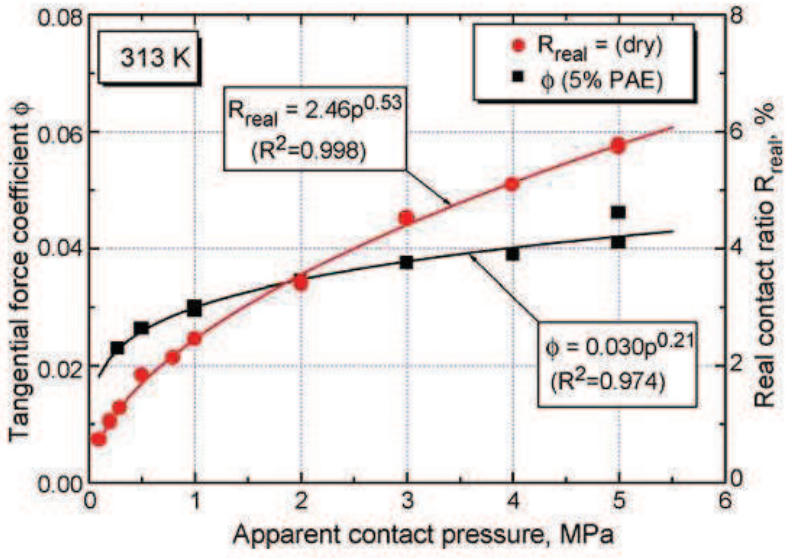


Figure I.20.Résultat d'Eguchi et Yamamoto sur l'influence de l'aire de contact à sec et en utilisant un lubrifiant

Les travaux des autres chercheurs ont aussi vérifié que l'aire de contact a une grande influence sur l'aspect frottement entre deux surfaces. Benabdallah [Benabdallah 2007] a fait des travaux sur l'aluminium, Diomidis et al. [Diomidis 2010] ont travaillé sur la relation entre l'aire de contact et l'influence sur le taux d'usure dans l'acier, Mazzucco et al. [Mazucco 2003] ont travaillé en utilisant la matière polyéthylène.

I.3.2.b.2.3.) Influence du temps de contact

L'influence du temps de contact a aussi été déterminée par Coulomb. Suite à ses travaux avec le bois et l'acier, il a déterminé que le temps de contact a une influence significative pour le bois mais il peut être négligeable pour les métaux (Figure I.21.) [Abdelounis 2010].

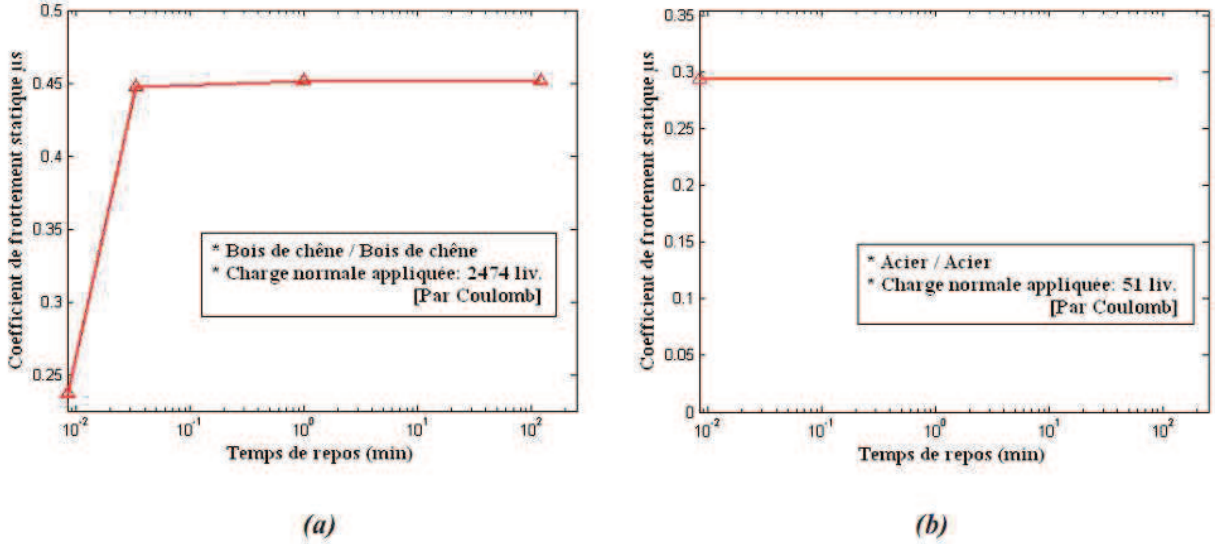


Figure I.21. L'influence du temps de contact

Aujourd'hui grâce aux travaux de Ruina [Ruina 1983], Rice [Rice 1983] et Bureau [Bureau 2002], on a déterminé que le temps a une influence importante sur le frottement entre tout type de matières ; même pour les matières métalliques. Les résultats de Bureau dans les différents types de matériaux sont illustrés par la figure I.22.

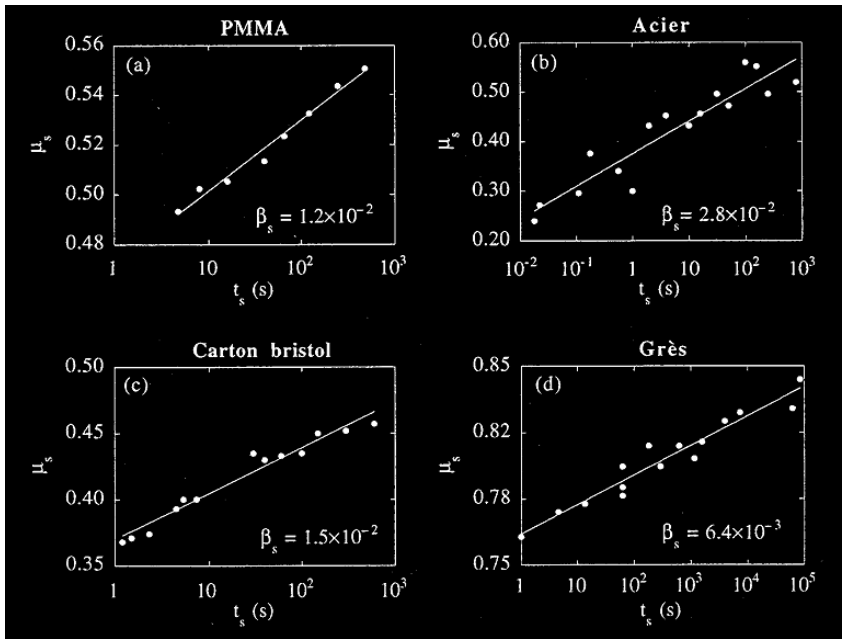


Figure I.22.Coefficient de frottement obtenu par les travaux de Bureau

I.3.2.b.2.4.) Influence de la température

Les travaux de Coulomb n'ont jamais pris en compte l'influence de la température sur le frottement. Mais il est évident que la chaleur générée pendant l'usinage a une très grande influence sur l'aspect frottement. Wang et al. [Wang 2009] ont travaillé sous des températures élevées pour déterminer une relation entre l'aluminium et acier. Ils ont déterminé que l'aire de contact entre deux matières est dépendante de la température générée si la température est suffisamment grande. Cette augmentation entre deux surfaces cause une augmentation de l'effort généré par frottement. (Figure I.23)

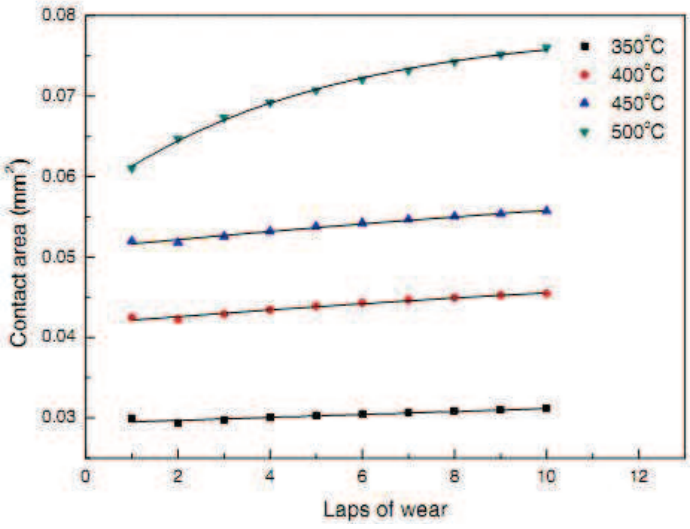


Figure I.23.Influence de la température sur l'aire de contact [Wang 2009]

Jiang et al. [Jiang 2000] ont pris en compte le phénomène de la température avec une méthode énergétique pour l'usinage avec des vitesses élevées. Leur modèle donne des résultats similaires à ceux de

Ruijun et al. [Ruijun 2009] qui ont travaillé avec des alliages de Titane et de cuivre. Ils obtiennent des résultats où le coefficient de frottement peut être 2 fois plus grand pour une température de 450^0C (Figure I.24).

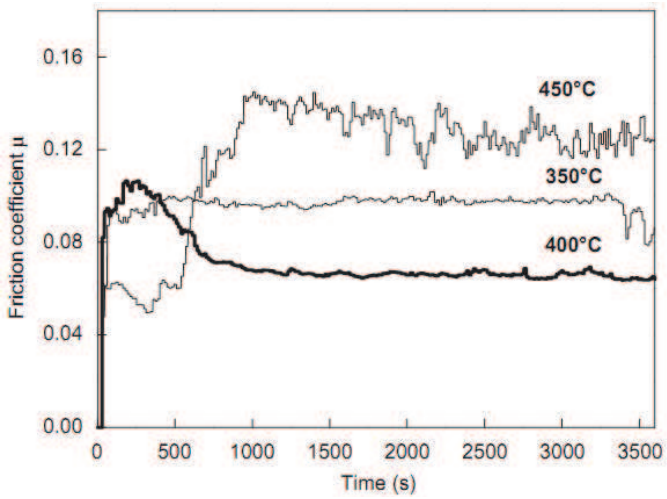


Figure I.24.Influence de la température sur le coefficient de frottement

I.3.2.c) Loi de Bowden et Tabor

I.3.2.c.1.) Théorie

Aujourd'hui la loi de Coulomb est encore sous investigation et sa fiabilité est une grande question. Bowden et Tabor [Tabor 1986] ont pris en compte le phénomène de tribologie par un aspect de rugosité. Ils supposent que même les surfaces les plus polies ont des problèmes de rugosité quand on fait une observation à l'échelle atomique. Ainsi l'aire de contact réelle entre deux surfaces doit être plus petite que l'aire apparente. Cette hypothèse a été validée par Dieterich [Dieterich 1994]. Pendant leurs travaux, ils ont observé que l'aire de contact réelle entre 2 surfaces ne représente que 0,1¨% de l'aire totale (figure I.25.).

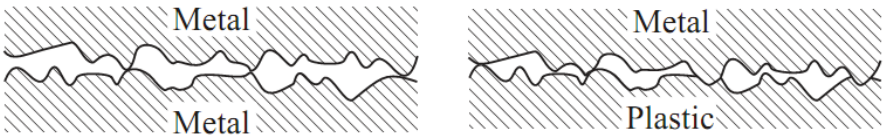


Figure I.25.L'aire de contact réelle entre différents matériaux

Tabor [Tabor 1986] développe l'idée que la force de friction doit avoir une relation avec l'aire de contact réelle entre deux surfaces et il suppose que :

$$F = A_r.S_S$$

Equation I.5

Où F est l'effort de frottement, A_r est l'aire de contact réelle et S_s est la résistance au cisaillement dans la région de contact. Il a validé cette hypothèse avec ses travaux sur l'acier et indium [Popov 2010]

Pour compléter le modèle, Tabor indique que l'effort macroscopique est une fonction de l'aire de contact et aussi de la dureté de la matière. Suite à ses travaux, il détermine

$$W = A_r.P_f$$

Equation I.6

Où P_f est la dureté de la matière. En prenant en compte l'équation I.6, le coefficient de frottement peut être déterminé par l'équation I.7 :

$$\mu = \frac{F}{W} = \frac{A_r S_s}{A_r P_f} = \frac{S_s}{P_f}$$

Equation I.7

I.3.2.c.2.) Limites de la loi de Bowden et Tabor

Aujourd'hui la loi de Bowden et Tabor n'est pas très efficace pour prédire les valeurs du coefficient de frottement μ. Le premier problème de cette méthode est la limitation des mesures des valeurs de A_r. Même avec la dernière technologie, l'utilisation de l'équation I.5 n'est pas fiable et donne une erreur avec un facteur 10.

La deuxième limite de ce modèle est son efficacité juste pour les conditions sous basses pressions. Shaw [Shaw 1980] et Ludema [Ludema 1996] ont montré que la loi de Tabor n'est plus utilisable avec des hautes pressions.

I.3.2.d.) Autres Modèles

Les travaux de Bowden et Tabor influencent les chercheurs sur l'idée de prendre en compte l'état de la surface pour déterminer le frottement entre deux surfaces. De nombreux travaux ont été faits en se concentrant sur l'idée de la déformation qui existe à l'interface des deux solides.

Shaw [Shaw 1980] a déterminé que le modèle de Tabor est valide seulement pour les conditions sous une contrainte normale et il développe une nouvelle méthode pour déterminer le frottement sous une contrainte de friction élevée [Jang 2010] (Figure I.26).

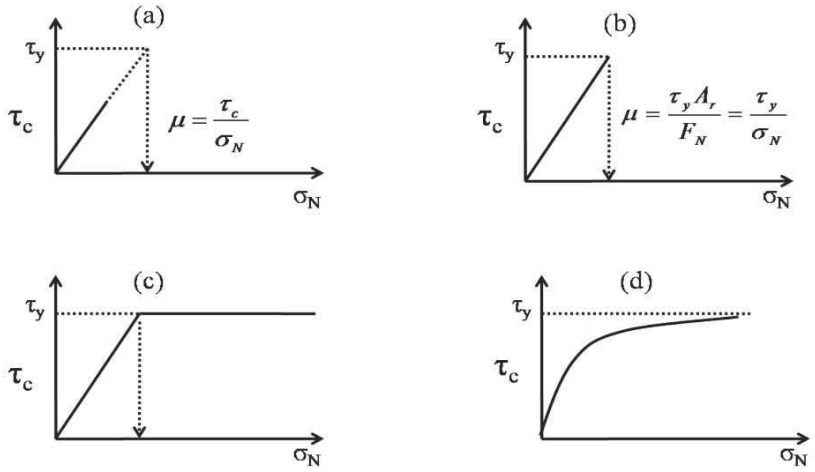


Figure I.26. .Différents modèles de frottement, a)Modèle de Coulomb b) Modèle de Bowden et Tabor c) Modèle d'Orowan d) Modèle de Shaw

Les travaux d'Orowan et Shaw ont été confirmés par Wanheim [Wanheim 1974] et aussi les recherches continuent avec les travaux de Sutcliffe [Sutcliffe 1988].

Karnopp a travaillé à vitesse nulle pour essayer de déterminer le frottement lorsque la vitesse est nulle. [Garcia 2008]

Dahl travaille sur un modèle pour simuler les systèmes de contrôle sous frottement. Son point de départ concerne les roulements à billes. Il développe un modèle pour simuler l'aspect frottement pendant l'utilisation des roulements à billes [Wit 1998]. Dahl a modélisé la courbe contrainte-déformation avec une équation différentielle (Equation I.8).

$$\frac{dF}{dx} = \sigma(1 - \frac{F}{F_c}\operatorname{sgn} v)^{\alpha}$$

Equation I.8

Où F est l'effort de frottement, x est le déplacement, F_c est l'effort de friction de Coulomb, σ est le coefficient de rigidité et α est le coefficient spécifique (en général α=1). Son modèle a été utilisé et validé par différents auteurs [Wit 1998].

Haessig et Friedland ont travaillé sur un modèle qui est capable de prendre en compte l'aspect microscopique des points en contact entre deux surfaces [Gilbart 1973].

Un modèle de frottement (modèle Lugre) qui est capable de prendre en compte les phénomènes liés à l'utilisation des basses vitesses [Wit 1995, Wit 1998]. Ce modèle peut être expliqué avec les équations I.9, I.10, I.11 :

$$\frac{dz}{dt} = v - \frac{|v|}{g(v)} z$$

Equation I.9

$$g(v) = \frac{1}{\sigma_0}\left[F_c + (F_s - F_c)e^{-(v/v_s)^2} \right]$$

Equation I.10

$$F_{Frottement} = \sigma_0 * z + \sigma_1 \frac{dz}{dt} + F_v * v$$

Equation I.11

Où z est la déviation moyenne de l'aire en observation macroscopique, v est la vitesse relative entre deux surfaces, g(v) est la fonction qui précise la relation entre la vitesse et la déformation entre les deux surfaces, σ_0 est le coefficient de rigidité, σ_1 est le coefficient d'amortissement [Koopman 2011].

I.4. Conclusion

Après l'analyse des travaux et des différentes approches, nous pouvons constater que les lois de Coulomb ne sont pas suffisantes pour déterminer les paramètres qui influent sur le phénomène de frottement entre deux surfaces. Les autres lois classiques ne sont pas faciles à mettre en œuvre vue leur complexité, ou nécessite des instrumentations complexes.

Aujourd'hui plusieurs chercheurs continuent à utiliser les coefficients de frottement statique mais cette approche n'est pas efficace pour identifier les problèmes liés au phénomène de collage en usinage. Il faut aussi ajouter de nouveaux paramètres qui nous permettent d'identifier une performance tribologique plus réaliste.

On peut aussi constater qu'il n'existe pas un modèle universel qui explique la nature du frottement à cause de la complexité de ce phénomène.

Pendant l'usinage avec la tête de perçage vibratoire auto-entretenue, il est nécessaire de faire une modélisation tribologique et aussi prendre en compte de nouveaux paramètres pour identifier la relation à l'interface copeau outil pour trouver des solutions pour un meilleur usinage. Dans le cadre de nos travaux nous nous appuyons sur le coefficient de frottement statique avec les lois de Coulomb. Cependant on a ajouté de nouveaux paramètres pour être capable d'identifier des revêtements compatibles avec l'usinage dans des matières difficiles à usiner comme les alliages d'aluminium.

Chapitre II. Modélisation tribologique et validation expérimentale

Le phénomène de frottement à l'interface copeau outil peut poser plusieurs problèmes comme ; une durée de vie d'outil réduite, une mauvaise qualité d'usinage …, etc. Un modèle tribologique est nécessaire pour prédire ces problèmes surtout pendant l'usinage à sec.

Dans ce chapitre, une modélisation tribologique est proposée. Cette partie sera suivie par la proposition de nouveaux critères permettant de qualifier l'interface copeau outil. Les essais tribologiques permettront de déterminer le revêtement le mieux adapté pour l'usinage dans différents alliages d'aluminium avec la tête de perçage vibratoire auto-entretenu. La validation du revêtement choisi en perçage vibratoire sera présentée en détail dans le chapitre 4.

II.1. Introduction

Aujourd'hui le frottement à l'interface copeau outil est l'un des phénomènes qui posent de très grands problèmes pendant une opération de perçage. Le frottement a un rôle très important sur :

- La génération de chaleur à l'interface copeau outil
- Le collage du copeau sur la face de coupe de l'outil
- La diffusion du matériau outil vers le copeau à l'interface copeau outil

Le contrôle et la minimisation du frottement est nécessaire pour obtenir une performance d'usinage élevée. Pour cela, il est nécessaire de développer des modèles permettant de prédire le comportement à l'interface copeau outil pour trouver des conditions d'usinage performantes.

II.2. Modélisation du frottement à l'interface copeau outil en perçage vibratoire auto-entretenu

Le frottement a un rôle très important pendant l'opération de perçage vibratoire. Il ne détermine pas seulement l'effort, mais influe sur la qualité de la surface usinée et sur la durée de vie de l'outil. Une bonne maitrise de l'interface copeau outil est importante pour la mise au point des futures technologies qui utilisent les vitesses élevées et qui envisagent la suppression de la lubrification.
Aujourd'hui la performance de l'utilisation du lubrifiant pendant l'usinage à grande vitesse est une question importante [Childs 2005].

II.2.1. Les travaux existant dans la littérature

Le contrôle de l'interface entre l'outil et le copeau a une influence très grande sur :

- La qualité du produit
- La durée de vie de l'outil
- Le temps nécessaire pour l'usinage

Plusieurs travaux théoriques et expérimentaux existent dans la littérature pour comprendre l'influence du frottement en usinage. Les premiers travaux ont été faits par Zorev [Zorev 2000]. Selon Zorev, deux régions existent simultanément sur la face de coupe de l'outil lors de l'usinage à sec (Figure II.1.).

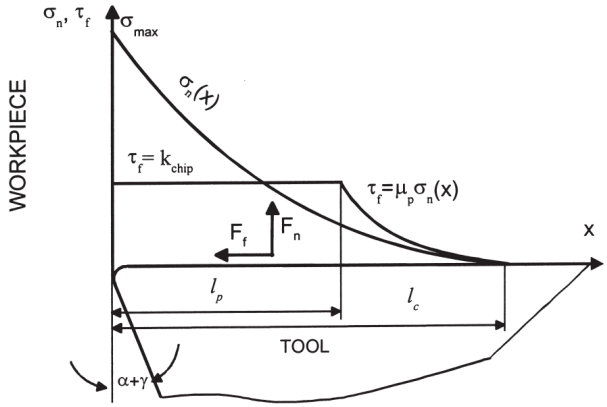


Figure II.1. Selon les travaux de Zorev, les courbes représentent la distribution de la contrainte normale (σ_n) et la distribution de la contrainte liée au frottement (τ_f) sur la face de coupe de l'outil. [Zorev 2000]

Barrow et al. [Barrow 1982], Lee et al. [Lee 1995] et Buryta et al. [Buryta 1994] ont travaillé sur l'identification de la distribution de la contrainte à l'interface copeau outil. Leurs travaux valident l'hypothèse de Zorev. Marty et al. [Marty 2001] indiquent l'existence de différentes zones sur la face de coupe de l'outil. De plus, ils ont travaillé sur un modèle de frottement de type Coulomb pour identifier le phénomène de frottement à l'interface copeau outil (Figure II.2).

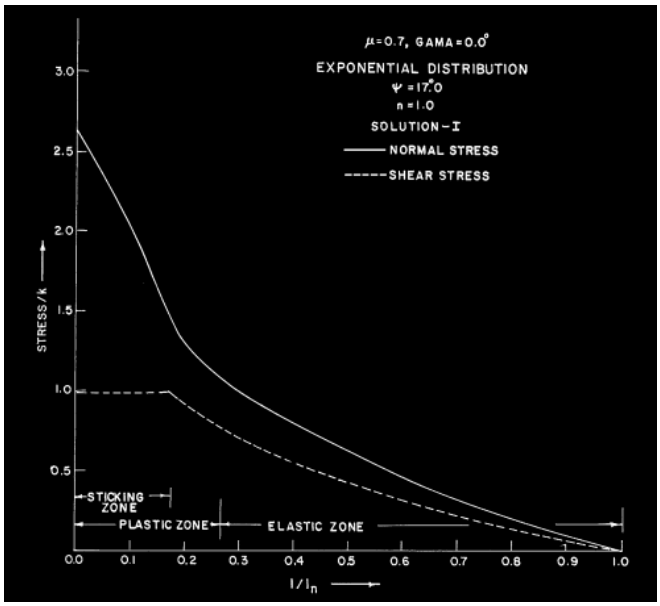


Figure II.2. Variation de la contrainte sur l'aire de contact copeau outil [Marty 2001]

Tao et al. [Tao 2003] ont supposé que les propriétés de la matière ont une influence sur le frottement aussi importante que la géométrie de l'outil. Leur travaux expérimentaux ont permis d'identifier le phénomène de frottement en prenant en compte la géométrie de l'outil et les propriétés mécaniques de la matière. Ils déterminent que la microstructure de la matière a un rôle très important sur le frottement.

Childs [Childs 2005] a travaillé sur la modélisation du frottement en prenant en compte l'utilisation de la lubrification à basse vitesse et en prenant en compte l'aspect thermique en usinage grande vitesse. Ses

travaux indiquent que l'utilisation du lubrifiant est effective pour les basses vitesses mais n'a pas une grande influence lorsque les vitesses sont plus élevées (Figure II.3).

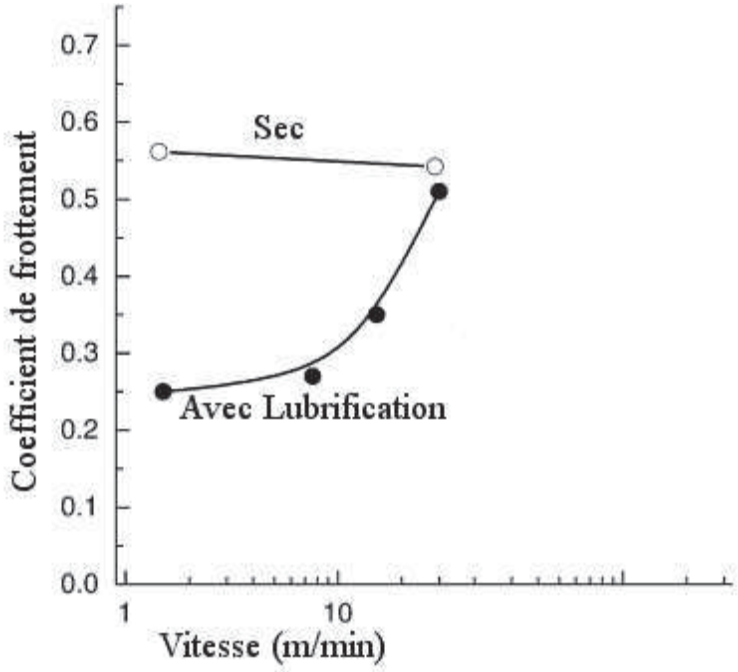


Figure II. 3. Influence du lubrifiant et comparaison avec un usinage sec [Childs 2005]

Grace à ses travaux, Childs a aussi déterminé les limites effectives de l'utilisation du lubrifiant. (Figure II.4)

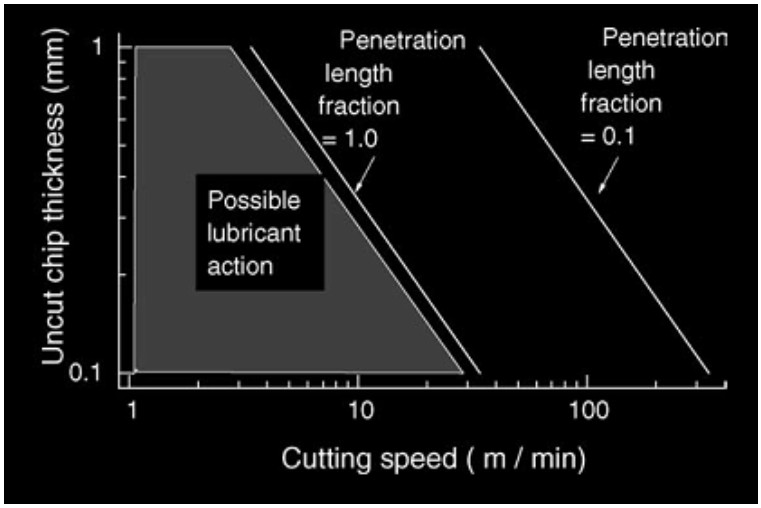


Figure II. 4. Limites de la lubrification

Les travaux sur la qualification du frottement a été faite par Zemzemi [Zemzemi 2007]. Zemzemi a pris en compte la loi de Coulomb pendant ses travaux dans l'acier 27MnCr5. Il a fait une caractérisation de l'influence du revêtement et de l'influence de la vitesse de frottement sur le coefficient de frottement (Figure II.5).

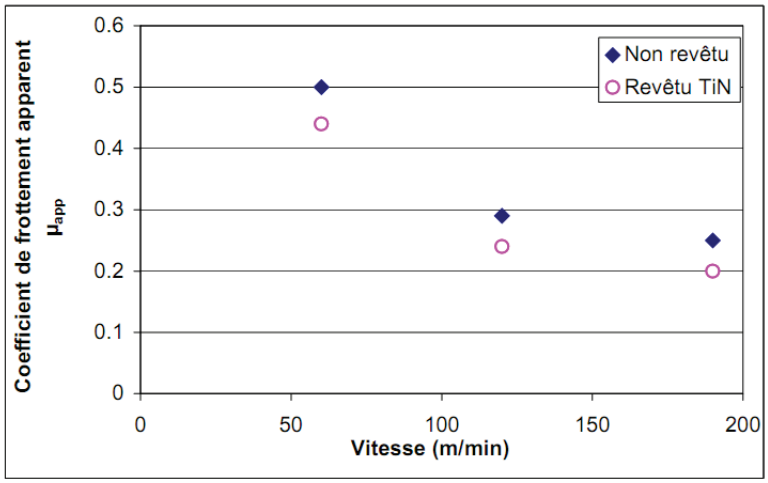


Figure II. 5. Evolution du coefficient de frottement [Zemzemi 2007]

Il a identifié une diminution du coefficient de frottement avec une augmentation de la vitesse de glissement. Il a aussi identifié une diminution du coefficient de frottement en utilisant un revêtement adaptée. Il a aussi constaté que l'utilisation du coefficient de frottement est suffisant pour déterminer un revêtement adapté pour l'usinage dans l'acier. Ses essais dans l'acier 42CrMo4 valident son hypothèse. [Zemzemi 2007]

Pendant ses travaux, Guibert [Guibert 2008] a pris en compte les travaux de Zemzemi et fait ses travaux dans l'acier 35MnV7. Ses résultats en utilisant les revêtements TiN et TiAlN nous indiquent qu'il est possible de faire le choix du revêtement en prenant en compte l'évolution du coefficient de frottement. Guibert valide les résultats des essais de frottement en perçage vibratoire. Les résultats des essais de tribologie sont bien en cohérence avec les résultats des essais en perçage traditionnel et en perçage vibratoire. Il a identifié un effort de poussée plus faible en retenant un revêtement bien adapté (Figure II.6).

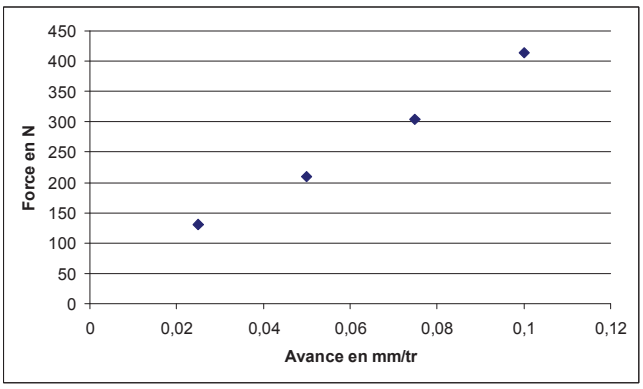


Figure II. 6. Domaine de fonctionnement en perçage traditionnel sous lubrification dans l'acier 35MnV7 avec un Foret Tivoly388 avec un revêtement TiAlN [Guibert 2008]

Pendant les travaux de Guibert aucun phénomène de collage n'est apparu. A partir de ses résultats, il a décidé d'utiliser la même méthodologie avec la matière aluminium AU4G. Cependant, il a observé qu'il

existe un phénomène de collage. Le coefficient de frottement ne semble pas suffisant pour déterminer le revêtement le plus adapté à l'usinage de l'aluminium.

Aujourd'hui on sait bien que le coefficient de frottement n'est pas suffisant pour identifier les phénomènes à l'interface copeau-outil. Il est nécessaire de prendre en compte de nouveaux paramètres pour faire une caractérisation plus efficace.

II.2.2. Modélisation du frottement à l'interface copeau-outil

Les travaux sur la modélisation et la compréhension des phénomènes à l'interface copeau-outil durent depuis plus de 50 ans. Malheureusement aujourd'hui aucune des prédictions n'est efficace [Bonnet 2008]. De nouvelles méthodes et techniques sont nécessaires pour contrôler l'interaction à l'interface copeau outil.

Pendant une opération de perçage, les situations entre le copeau-outil peuvent être les suivantes (Figure II.7).

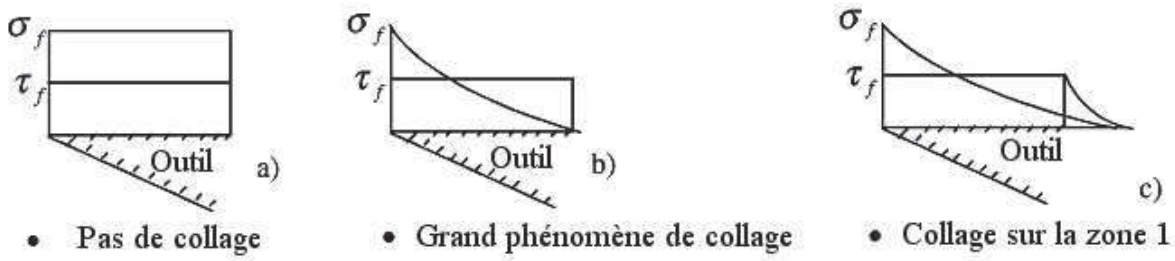


Figure II. 7. Scenarios possibles à l'interface copeau-outil

Ozel et al. [Ozel 2000] ont identifié la distribution de la contrainte à l'interface copeau outil. (Figure II.8). Leurs travaux valident les hypothèses de l'existence de différentes zones dans lesquelles il existe une variation de la pression.

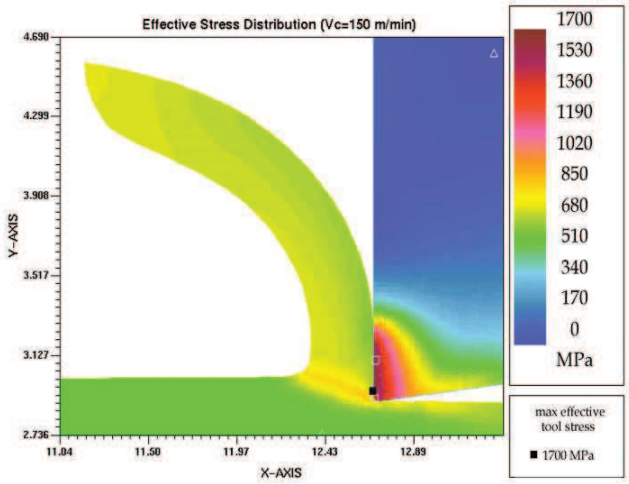


Figure II. 8. Identification de la contrainte à l'interface copeau-outil. (V_{coupe}=150m/min) [Ozel 2000]

Il est évident que les différentes parties de l'outil peuvent avoir des influences différentes sur la génération du copeau à cause de la distribution des efforts. Il est nécessaire de prendre en compte chaque condition liée à chaque partie du foret séparément pendant les tests tribologiques. Afin de déterminer les caractéristiques, deux zones ont été définies à l'interface copeau outil (Figure II.9).

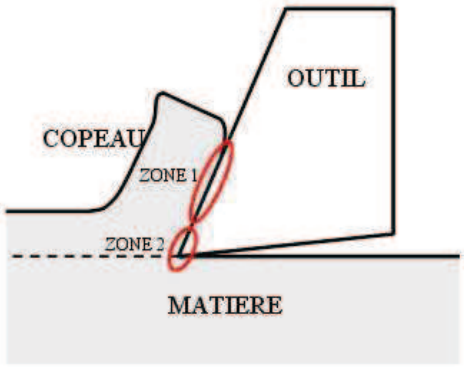


Figure II. 9. Les différentes zones à l'interface copeau outil

Zone 1

- Vitesses élevées
- Une faible pression de contact.
- Une génération de température jusqu'à 1102 ^{0}C (usinage de l'acier)

Zone 2

- Vitesses faibles
- Une pression de contact élevée
- Une génération de température jusqu'à 802 ^{0}C (usinage de l'acier)

Pour déterminer le phénomène de frottement sur les différentes zones à l'interface copeau-outil, il est nécessaire de faire des essais tribologiques avec une variation de la pression et de la vitesse. (Figure II.10)

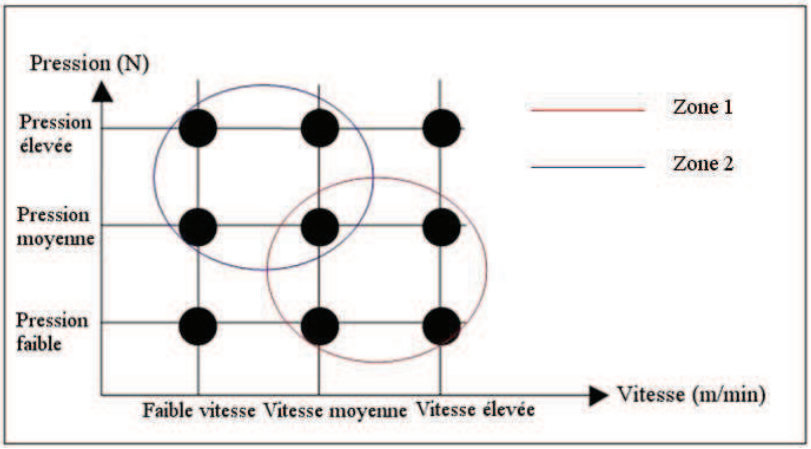


Figure II. 10. Caractérisation des zones à l'interface copeau outil

II.2.3. Proposition de nouveaux critères

Les méthodes actuelles s'appuyant sur le coefficient de frottement trouvent leurs limites, surtout pendant l'usinage de matières collantes comme l'aluminium. Il est donc nécessaire d'utiliser de nouveaux critères pour caractériser et quantifier les grandeurs tribologiques à l'interface copeau-outil.

II.2.3.a) Coefficient de frottement

L'Identification du coefficient de frottement est la méthodologie la plus utilisée dans l'industrie. Dans la littérature, il existe différentes méthodes pour identifier ce coefficient. Chacune de ces méthodes a des points positifs et négatifs. Cependant, la loi de Coulomb est la loi de frottement la plus utilisée grâce à son efficacité et sa simplicité. Pendant nos travaux, nous avons retenu la Loi de Coulomb, pour identifier le coefficient de frottement.

Le coefficient de frottement entre le pion représentant l'outil et l'éprouvette représentant le copeau sur un tribomètre est formulé par l'équation II.1, figure II.11

$$\mu = \frac{F_T}{F_N}$$

Equation II.1

où F_T : Effort tangentiel et F_N : Effort normal

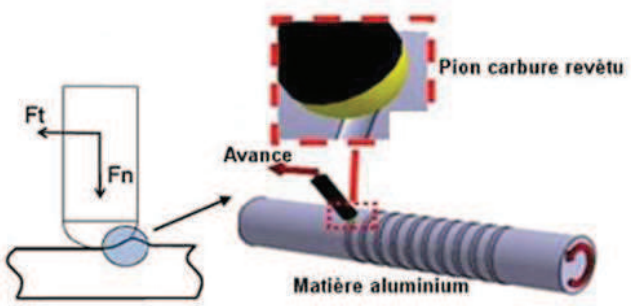


Figure II. 11. Caractérisation du coefficient de frottement [Rech 2009]

II.2.3.b) L'Aire de la matière restant collée sur le pion

Il est évident que pendant l'opération de perçage, l'augmentation de la vitesse conduit à une génération de chaleur importante. Cette chaleur peut être assez élevée et peut causer une élévation de la température proche du point de fusion de la matière enlevée. Comme la vitesse de glissement à l'interface copeau outil varie fortement en perçage vibratoire, elle passe à une vitesse nulle lorsque l'arête quitte la matière, le copeau peut rester collé à la face de coupe. Le copeau suivant doit donc l'évacuer. L'aire de la matière restant collée sur le pion (figure II.12) nous permet de qualifier cette aptitude au collage.

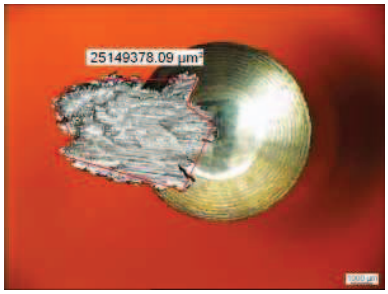


Figure II. 12. Aire de la matière restant collée sur le pion

Ce critère est efficace pour identifier le phénomène de collage et aussi pour comparer la performance des revêtements qui peuvent avoir des coefficients de frottement très proches.

II.2.3.c) La Rugosité du sillon laissé par le pion sur l'éprouvette

Le tribomètre utilisé a été conçu de manière à n'effectuer qu'un seul passage du pion sur la matière de l'éprouvette. En effet, après sa formation le copeau est évacué et ne revoit donc pas la face de coupe de l'outil. Lorsque nous sommes en présence de collage, nous pouvons observer un cisaillement de la matière à l'interface pion éprouvette. Ce cisaillement conduit à un état de surface fortement modifié. Nous avons retenu le critère R_a pour caractériser la rugosité. (Figure II.13)

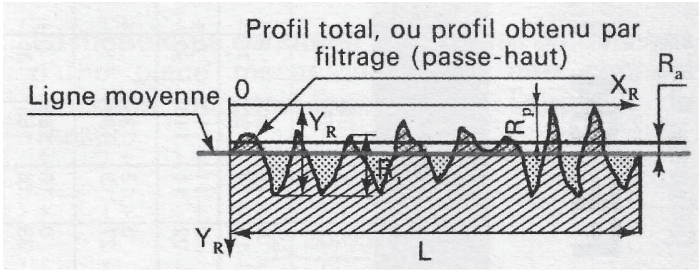


Figure II. 13. Détermination de la valeur R_a

II.3. Essais Tribologiques

II.3.1. Objectif des essais

Les travaux montrent que le choix du revêtement est très important pour l'usinage dans l'aluminium en utilisant la technologie 'perçage vibratoire auto-entretenu'. De plus, nous souhaitons effectuer l'usinage à sec.

Aujourd'hui les partenaires du projet nous proposent 3 revêtements différents (CBC, CrN, ZrN).

L'objectif des essais tribologiques est donc d'identifier le(s) revêtement(s) le(s) plus performant (s) (parmi ces 3 revêtements proposés) pour 3 types d'aluminium (AS7, AS10tth, AU4G). Le coefficient de frottement, l'aire de la matière restant collée sur le pion et la rugosité seront pris en compte pour caractériser ces revêtements.

La validation des outils revêtus, avec le revêtement retenu, en perçage vibratoire auto entretenu sera effectuée par une campagne d'essais. Cette campagne sera détaillée dans le chapitre 4.

II.3.2. Moyens Techniques utilisés pour les essais tribologiques

II.3.2.a) Tribomètre

Les essais tribologiques ont été réalisés sur un tour TRANSMAB 450 fabriqué par la société SOMAB situé au LTDS de l'ENISE (Figure II.14). L'outil est remplacé par un porte pion monté sur un capteur Kistler de type 9367C (Figure II.15). Un vérin hydraulique permet de contrôler l'effort exercé sur le pion. La vitesse de glissement est contrôlée par la rotation de la broche sur laquelle est montée l'éprouvette. Pour que le pion ne repasse pas au même endroit sur l'éprouvette, le pion est animé d'un mouvement d'avance suivant l'axe de l'éprouvette. L'empreinte laissée par le pion sur l'éprouvette a donc une forme d'hélice. Un capteur thermique placé sous le pion permet d'estimer la température au contact pion éprouvette.

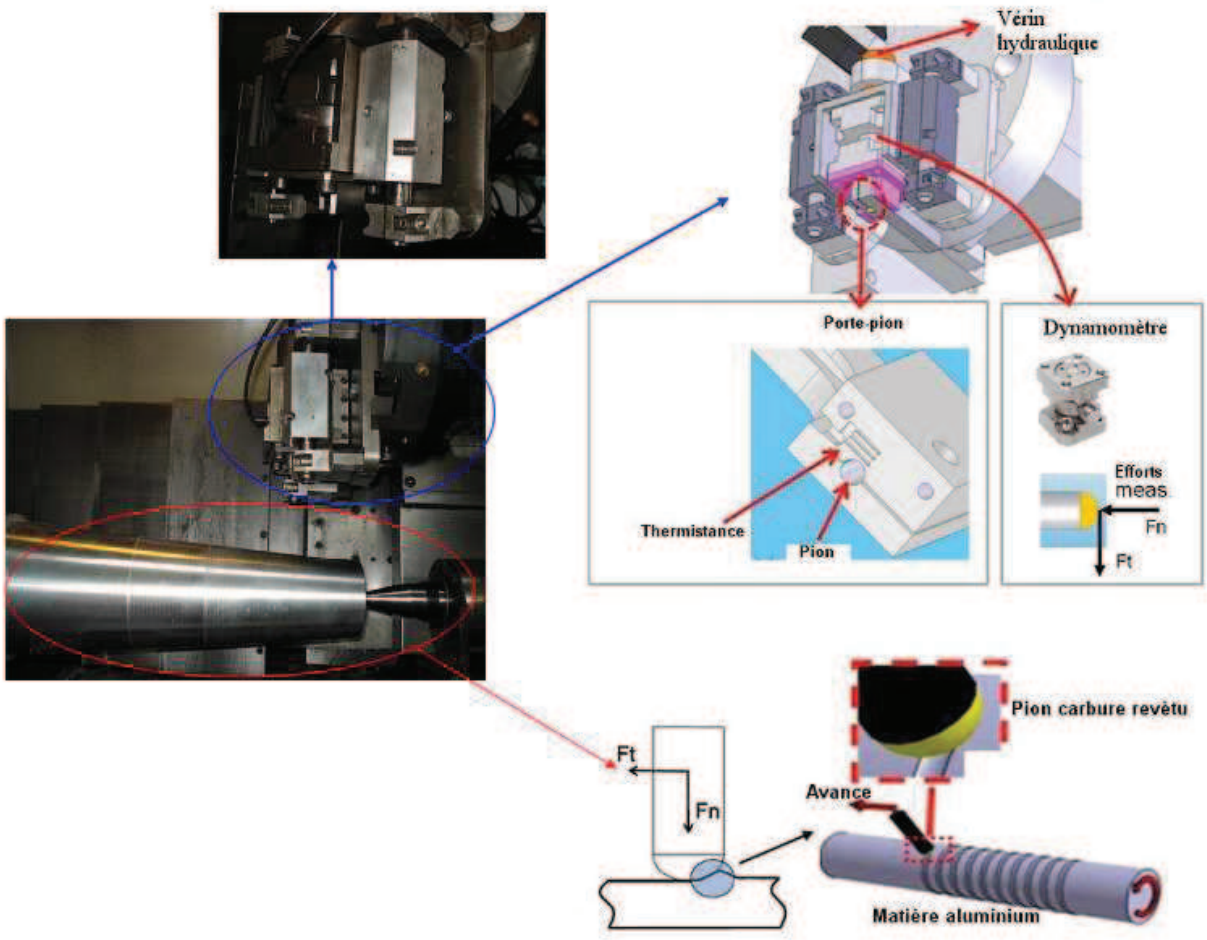


Figure II. 14. Tribomètre



Figure II. 15. Table Kistler type 9367C

II.3.2.b) Système de mesure optique

La détermination de l'aire de la matière restant collée sur le pion a été réalisée à l'aide d'une loupe binoculaire de type Leica MZ 125 et du logiciel Leica IM 1000 (Figure II.16). Grace à son zoom (12 :5 :1) cet appareil permet d'obtenir des résultats avec une grande sensibilité.



Figure II. 16. Loupe binoculaire Leica

Les calculs de l'aire de la matière restant collée sur le pion ont été faits en même temps que l'observation des pions, grâce au logiciel Leica IM 1000.

II.3.2.c) Système de mesure de la rugosité

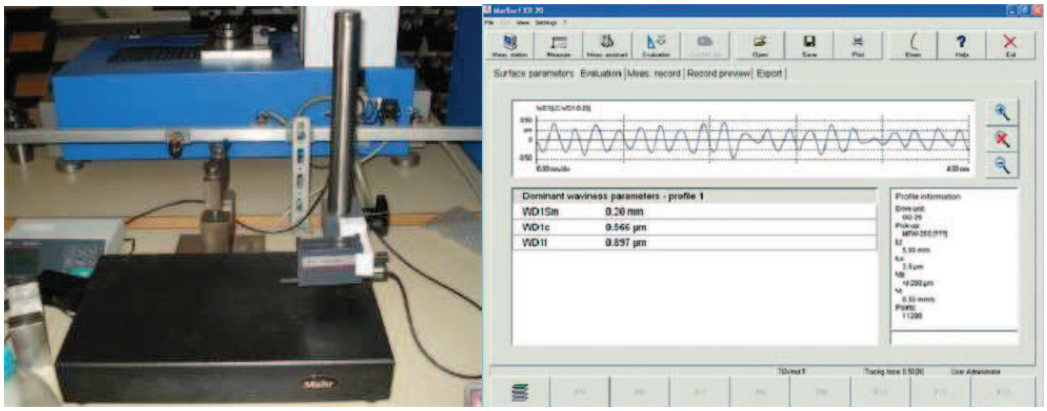


Figure II. 17. Rugosimètre MAHR et le logiciel MarSurf

Les mesures ont été faites avec un rugosimetre Mahr et le logiciel MarSurf XR 20 (Figure II.17). Grace à sa structure compacte il est possible de faire des mesures avec une grande précision.

II.3.2.d) Système de micro lubrification



Figure II. 18. Appareil de micro lubrification SKF VOGEL

L'objectif en perçage vibratoire auto-entretenu est un usinage complètement à sec. Cependant, il peut être intéressant d'examiner l'utilisation de la micro pulvérisation et ses effets sur l'usinage. Les essais tribologiques dans aluminium AS7 et AS10 tth ont été faits à sec et répétés sous micro pulvérisation pour observer l'influence de la micro pulvérisation. Le choix de la matière a été fait en prenant en compte la difficulté d'usinage d'une part et pour répondre aux attentes des partenaires du projet FGVV d'autre part.

L'appareil de micro lubrification SKF VOGEL a été utilisé (Figure II.18) avec une huile Ecocut Microplus de la société Fuchs. La dose de lubrifiant est vaporisée par un jet d'air sous pression dans une buse de projection. Les microgouttelettes ainsi créées sont projetées et arrivent sous forme de brouillard sur la surface à lubrifier.

II.3.3. Procédure des essais

II.3.3.a) Préparation des pions et des éprouvettes

Tous les essais ont été réalisés sur des éprouvettes ayant une conicité de 5°. Cette conicité est liée à leur obtention en fonderie. Les éprouvettes ont été fournies par la société Montupet. 3 types d'aluminium ont été retenus:

- AU4G : cet aluminium a été choisi pour son usinabilité et son utilisation industrielle. L'AU4G est utilisé dans la construction de systèmes mécaniques et de machines spéciales. Il est aussi commercialisé sous de nombreuses formes comme : feuille, tôle, barre ronde, tube etc.… [IMS 2011].
- AS10 tth. : Ce type d'aluminium est utilisé dans l'industrie automobile.
- AS7 : L'AS7 est la matière où le phénomène de collage est le plus important. Il est utilisé dans l'industrie automobile et est celui qui donne les plus mauvais résultats en perçage vibratoire.

Nous avons donc retenu une nuance parmi les alliages aluminium cuivre et deux nuances parmi les alliages aluminium silicium dont celui qui présente un phénomène de collage important.

Des pions en carbure de tungstène de grade H10F (Sandvik) ont été utilisés. Ce matériau contient 10% de cobalt et 90% de tungstène. La taille moyenne des grains est 0,9µm. Ses propriétés sont présentées sur le tableau II.1.

Dureté HV 30	1600 HV
Limite en compression	6250 MPa
Limite de cisaillement	4300MPa
Densité	$14{,}45.10^3$ kg/m^3

Tableau II. 1. Propriétés du carbure H10F

Chaque pion a été poli pour obtenir une surface avec une valeur de rugosité inférieure à 0,3 µm. Cette valeur est cohérente avec la valeur de rugosité de la surface typique d'un outil carbure.

Cette opération a été suivie par un dépôt d'un revêtement parmi les 3 retenus (CBC, CrN et ZrN) par voie physique : PVD (Physical Vapor Deposition) sur la partie sphérique des pions.

II.3.3.b) Caractéristiques des revêtements testés

II.3.3.b .1) CBC

CBC est un revêtement composé de carbure de tungstène enrichi en carbone. Il possède d'excellentes propriétés tribologiques permettant de supprimer les phénomènes d'adhésion et de grippage. Il résiste également sous forte charge en lubrification réduite ou à sec et possède une très bonne résistance à la corrosion.

Ces propriétés (Tableau II.2) en font un excellent candidat pour apporter une solution aux problèmes rencontrés en usinage des matériaux collants. Le revêtement CBC est déposé par PVD (Physical Vapor Deposition) grâce au procédé d'évaporation par arc à guidage magnétique. Ce procédé confère une excellente adhérence au revêtement et peut être réalisé à basse température (minimum 200°C).

Couleur	Gris foncé
Epaisseur Standard	1-3 µm.
Dureté HV 0.01	1500
Tenue à chaud	400^0C
Résistance à l'adhésion	Haut résistance

Tableau II. 2. Propriétés du revêtement CBC [Thermiplatin]

II.3.3.b .2) CrN

CrN est un revêtement composé de nitrure de chrome (Tableau II.3). Grâce à cette composition, il présente une bonne tenue à la corrosion et limite fortement les phénomènes de collage/adhésion rencontrés lors de l'usinage des alliages légers (aluminium, cuivre).

Son excellente résistance à la déformation, lui permet aussi de trouver des applications en emboutissage et découpage des alliages légers. Il se combine aussi parfaitement avec une opération préalable de nitruration - traitement Duplex -, ce qui permet d'augmenter considérablement la durée de vie des outillages utilisés en emboutissage et injection plastique.

Couleur	Chrome
Epaisseur Standard	2-4 µm.
Dureté HV 0.01	2000
Tenue à chaud	700^0C
Résistance à l'adhésion	Haut résistance

Tableau II. 3. Propriétés du revêtement CrN [Thermiplatin]

Le revêtement CrN est déposé par PVD (Physical Vapor Deposition) grâce au procédé d'évaporation par arc à guidage magnétique. Déposé en standard à 450°C, le revêtement CrN peut aussi être obtenu à basse température (250°C), ce qui permet de revêtir un grand nombre d'aciers et de carbures.

II.3.3.b .3) ZrN

ZrN est un revêtement composé de nitrure de zirconium (Tableau II.4). Cette composition possède la particularité de limiter les phénomènes de collage/adhésion rencontrés lors du travail des métaux non ferreux. Il possède à la fois une bonne résistance à l'abrasion, une bonne résistance à la corrosion et une excellente résistance au collage/adhésion.

Couleur	Jaune pâle
Epaisseur Standard	2-4 µm.
Dureté HV 0.01	2800
Tenue à chaud	600^0C
Résistance à l'adhésion	Haut résistance

Tableau II. 4. Propriétés du revêtement ZrN [Thermiplatin]

II.3.3.c) Les Conditions des essais

Les vitesses de glissement et les efforts exercés sur le pion sont présentés sur la figure II.19.

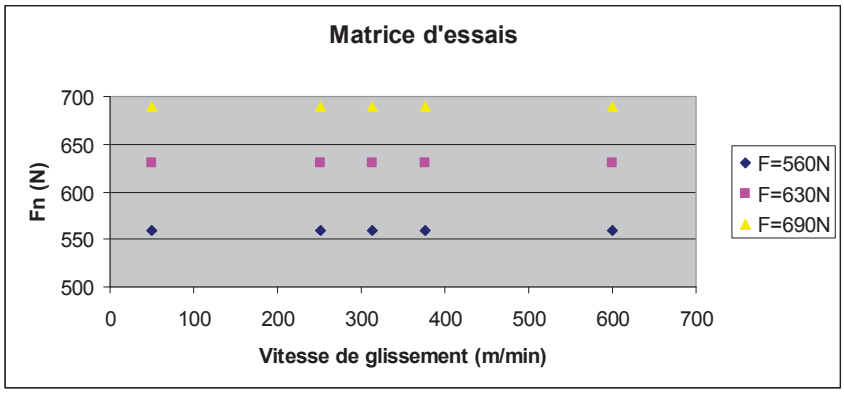


Figure II. 19. Choix des efforts et des vitesses de glissement

Ces conditions ont été déterminées à partir des essais réalisés avec la tête de perçage vibratoire auto-entretenu avec un outil Tivoly HSS 389 diamètre 13mm. La vitesse de rotation limite de la tête de perçage vibratoire a été déterminée à 16000tr/min (la limite de la machine et de l'équilibrage du porte outil). A partir de la, il est possible de calculer la vitesse de coupe utilisée pendant l'opération de perçage (équation II.2).

$$V_{coupe} = \frac{D * N_{max} * \pi}{1000}$$

Equation II.2

Il est possible de calculer une vitesse de glissement à partir de la vitesse de coupe équation II.3

$$V_{glissement} = V_{coupe} * f_{compression}$$

Equation II.3

la valeur du facteur de compression $f_{compression}$ peut être déterminée à partir de la mesure de l'épaisseur du copeau. Il est défini par le rapport entre l'avance instantanée et l'épaisseur réelle du copeau.

Le deuxième point important est la détermination des valeurs de pression à l'interface copeau outil. C'est pour cela, il est nécessaire d'estimer les efforts de coupe générés pendant le perçage. Le calcul des efforts de coupe peut être fait à partir de l'équation II.4. [Dormer 2005]

$$F_{coupe} = (\frac{K_{c1,1}}{h_m}) * a_p * h$$

Equation II.4

Où $K_{c1,1}$ est l'effort spécifique de la coupe (N/mm^2) dépendant principalement de la matière usinée [Dormer 2005] et h_m est l'épaisseur moyenne des copeaux. Ainsi les valeurs des efforts pendant les essais tribologiques peuvent être expliqués par l'équation II.5.

$$\Pr ession = \frac{F_{coupe}}{A_C}$$

Equation II.5

Où A_c est l'aire de contact sur la face de coupe.

De plus, la vitesse de coupe varie le long de l'arête. Comme nous avons un copeau fractionné, la pression à l'interface copeau outil est aussi variable. Pour se placer dans ces diverses situations nous avons retenu 5 vitesses différentes et trois efforts différents.

Les 3 revêtements (CBC, CrN et ZrN) ont été utilisés dans les 3 types d'aluminium (AU4G, AS10tth, AS7). Les pions utilisés pendant les travaux étaient identiques (Sandvik H10F) avec un diamètre de sphère de 13mm.

Tous les essais ont été faits à sec. Cependant les essais dans l'AS7 et AS10tth ont été répétés sous MQL pour observer l'influence de la micro pulvérisation.

II.3.4. Résultats des essais

II.3.4.1. Résultats des essais dans l'aluminium AS10tth

II.3.4.1.a) Analyse du coefficient de frottement

La Figure II.20. présente l'influence de la vitesse de glissement sur le coefficient de frottement sous un effort appliqué de 560N.

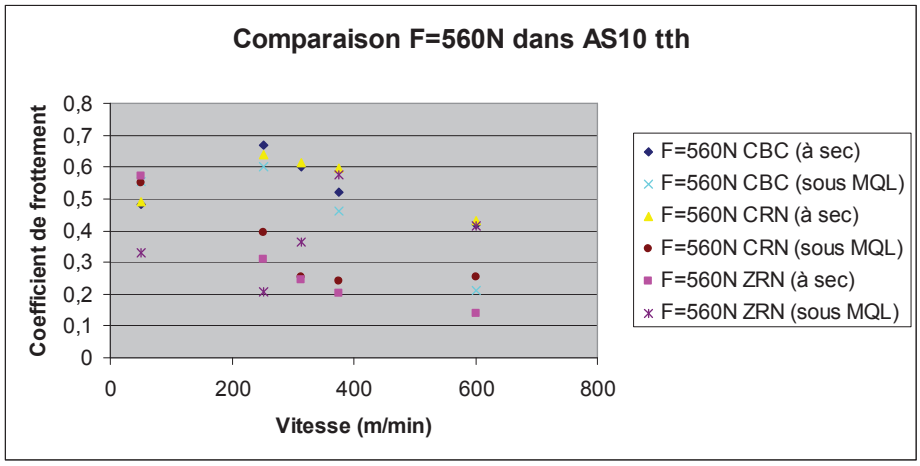


Figure II.20. Résultats du coefficient de frottement pour AS10tth sous un effort de 560N

Nous avons remarqué une diminution sur le coefficient de frottement avec l'augmentation de la vitesse. Jusqu'à une vitesse de 376m/min, cette diminution n'est pas très significative. Cependant pour les vitesses plus élevées, il existe une différence très claire.

Les essais sous lubrification MQL apporte une augmentation de la performance (un coefficient de frottement plus faible que le coefficient de frottement obtenu à sec) pour les basses vitesses de glissement. Cependant pour les vitesses élevées, la lubrification MQL n'apporte pas une influence importante et parfois une augmentation sur le coefficient de frottement. (Observation faite sur la figure II.21, pour des vitesses de 376 m/min et 600 m/min avec un revêtement ZrN). Ces résultats sont conformes aux travaux de Childs [Childs 2005].

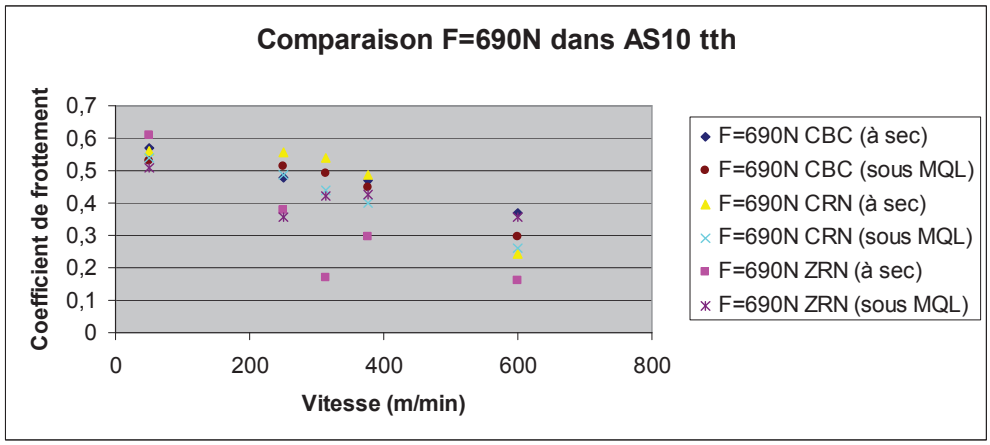


Figure II.21. Résultats du coefficient de frottement pour AS10tth sous un effort de 690N

Suite à notre observation, on a identifié que le revêtement ZrN donne un coefficient de frottement plus petit que les autres revêtements pour différentes vitesses et sous différentes pressions.

II.3.4.1.b) Analyse de l'aire de la matière restant collée sur le pion

Les résultats de l'aire de la matière restant collée sur pion sous un effort de 560N sont présentés sur la figure II.22. Sur la figure, on observe une très grande influence de l'utilisation de la lubrification MQL sur l'aire de la matière restant collée. Il existe une amélioration (diminution du collage) entre 50 et 95%. Nous avons observé une performance similaire pour les revêtements CBC et CrN. Il existe toujours de la matière restant collée de manière significative avec les revêtements CBC ou CrN. Le revêtement ZrN donne la meilleure performance.

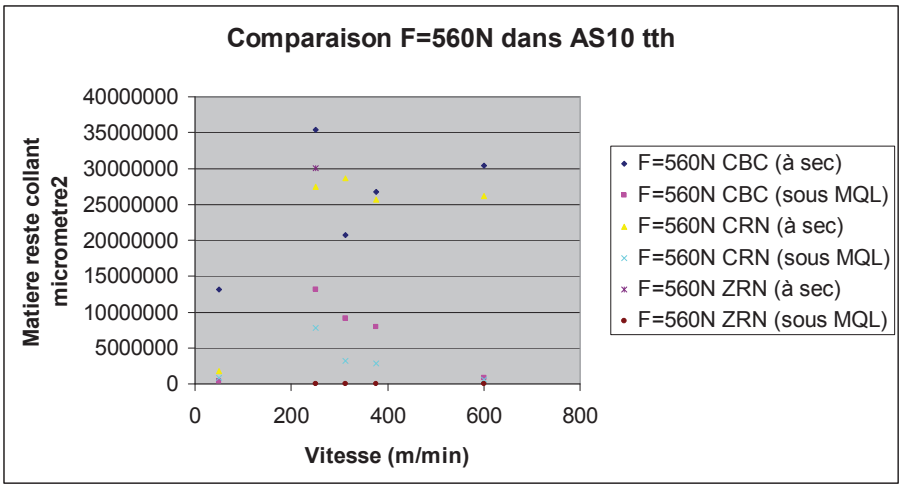


Figure II.22. Aire de la matière restant collée sur le pion : matière AS10tth et sous un effort de 560N

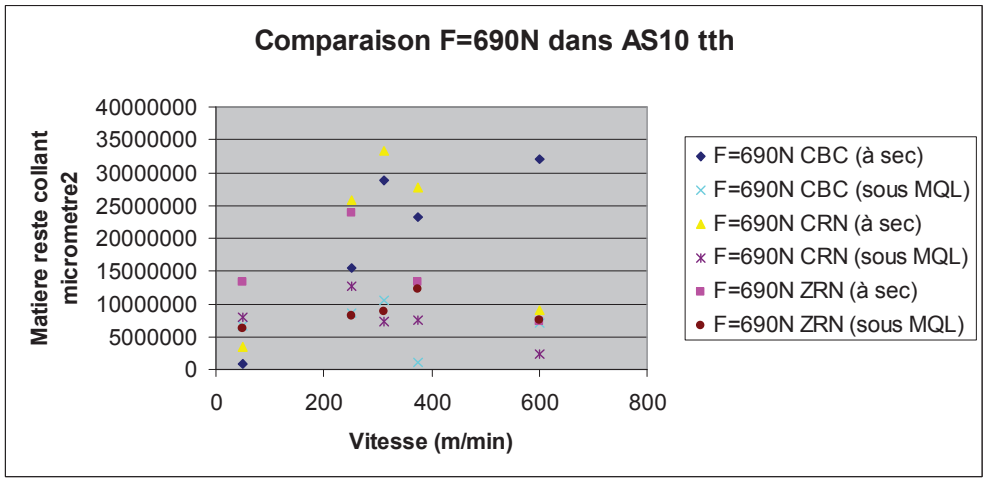


Figure II.23. Aire de la matière restant collée sur le pion : matière AS10tth sous un effort de 690N

Sur la figure II.23, nous observons que le revêtement CBC donne une aire minimale pour une vitesse de 50m/min. Cependant sa performance pour les autres vitesses n'est pas très bonne. Le revêtement ZrN est plus pertinent pour un usinage dans l'aluminium AS10tth.

II.3.4.1.c) Analyse de la rugosité

Les résultats de la rugosité dans l'AS10tth sont présentés sur la figure II.24 et II.25.

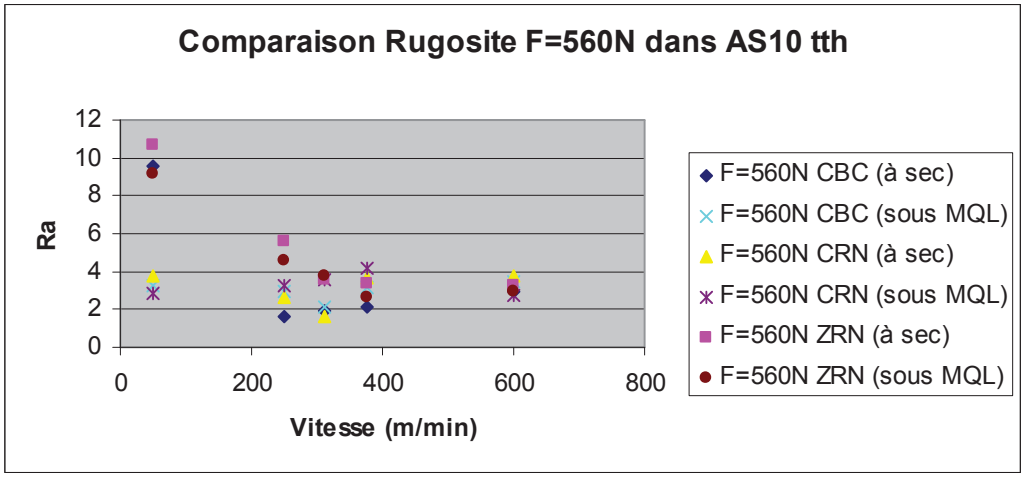


Figure II.24. Valeur de la rugosité : matière AS10tth sous un effort de 560N

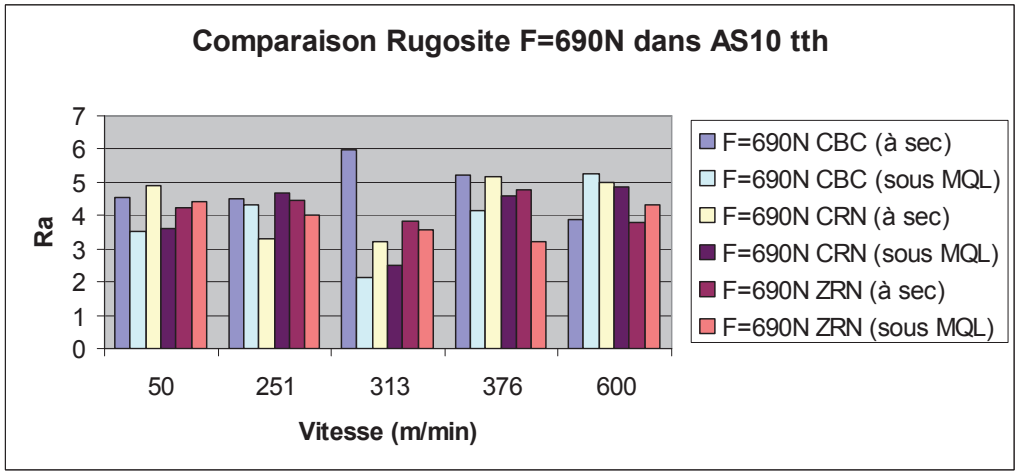


Figure II.25. Valeur de la rugosité : matière AS10tth sous un effort de 690N

Certaines valeurs de Ra n'ont pas été mesurées (à cause des limites de la machine utilisée) car la surface est de très mauvaise qualité.

Pour une basse pression et des vitesses élevées nous avons obtenu des valeurs de rugosité similaires pour les 3 revêtements. Pour une pression élevée aussi, la différence entre les 3 revêtements n'est pas significative.

II.3.4.1.d) Conclusion des résultats avec la matière AS10tth

Les résultats de rugosité sont très similaires pour les 3 types de revêtement. Par contre les résultats obtenus sur le coefficient de frottement et l'aire de matière restant collée sur le pion indiquent que le revêtement ZrN est le plus performant parmi les revêtements testés.

II.3.4.2. Résultats des essais dans l'aluminium AS7

II.3.4.2.a) Analyse du coefficient de frottement

Les résultats du coefficient de frottement sous différents efforts sont présentés sur les figures II.26-27-28.

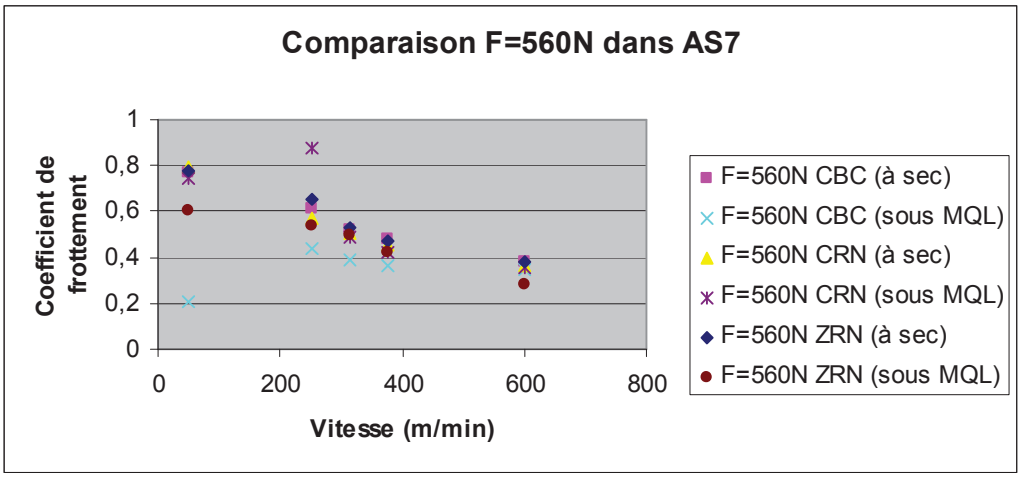


Figure II.26. Résultats du coefficient de frottement : matièreAS7 sous un effort de 560N

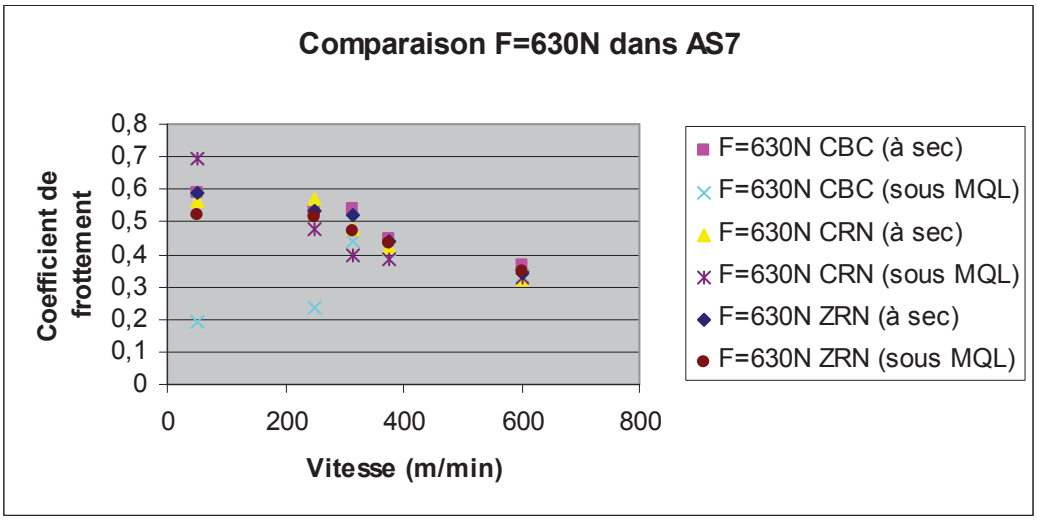


Figure II.27. Résultats du coefficient de frottement : matière AS7 sous un effort de 630N

Sous un effort faible et moyen, il n'existe pas trop de différence entre les valeurs du coefficient de frottement obtenues avec différents revêtements. Quand on examine le coefficient de frottement sous un

effort de 690N, on observe que le revêtement CrN a un coefficient de frottement plus petit que les revêtements CrN et CBC pour des vitesses allant jusqu'à 251m/min.

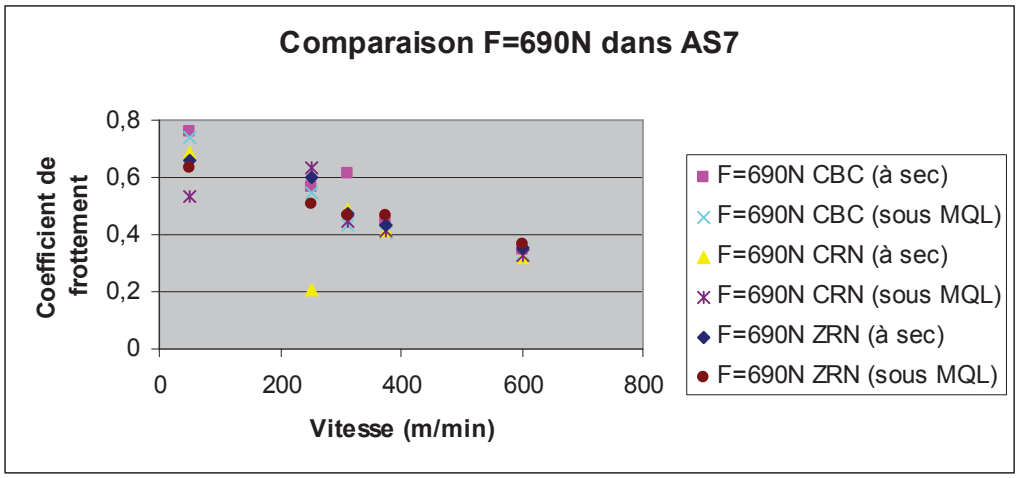


Figure II.28. Résultats du coefficient de frottement : matière AS7 sous un effort de 690N

II.3.4.2.b) Analyse de l'aire de la matière restant collée sur le pion

Des résultats très similaires pendant l'analyse de l'aire de la matière restant collée sur le pion ont été obtenus pour les revêtements CrN, CBC et ZrN. Par contre sous une pression élevée, le revêtement CrN a donné une performance plus élevée (moins de collage sur le pion) que les revêtements CBC et CrN (Figure II.29).

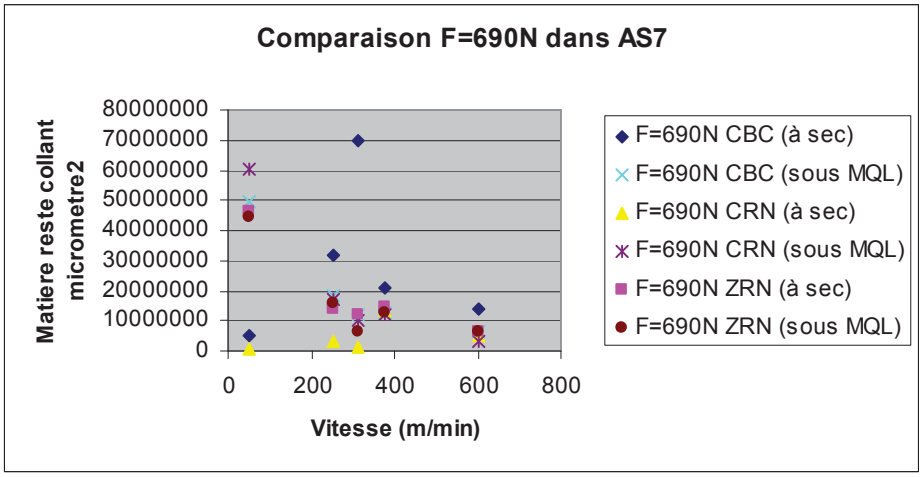


Figure II.29. Aire de la matière restant collée : matière AS7 sous un effort de 690N

Les valeurs de l'aire de la matière restant collée sur le pion montrent que l'utilisation du revêtement CrN apporte une grande amélioration. Les travaux montrent que l'aire de la matière restant collée sur le pion est 75 à 90% plus petite que pour les autres revêtements pour des vitesses inferieures à 313 m/min sous un effort de 690N.

II.3.4.2.c) Analyse de la rugosité

La qualité de la surface a été très mauvaise pour tous les revêtements sous toutes les conditions. C'est pourquoi aucune donnée n'existe sur les figures II.30-31-32 pour une vitesse de 50m/min.

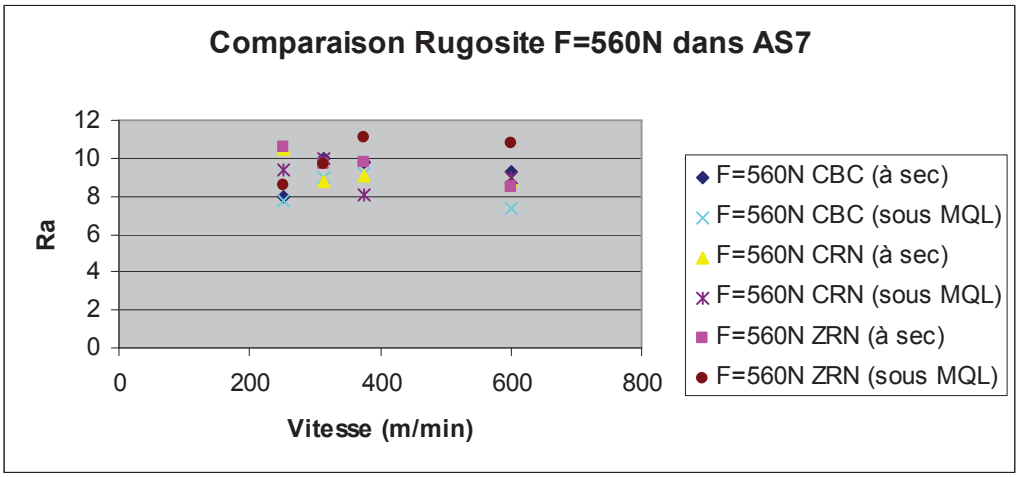


Figure II.30. Valeurs de rugosité : matière AS7 sous un effort de 560N

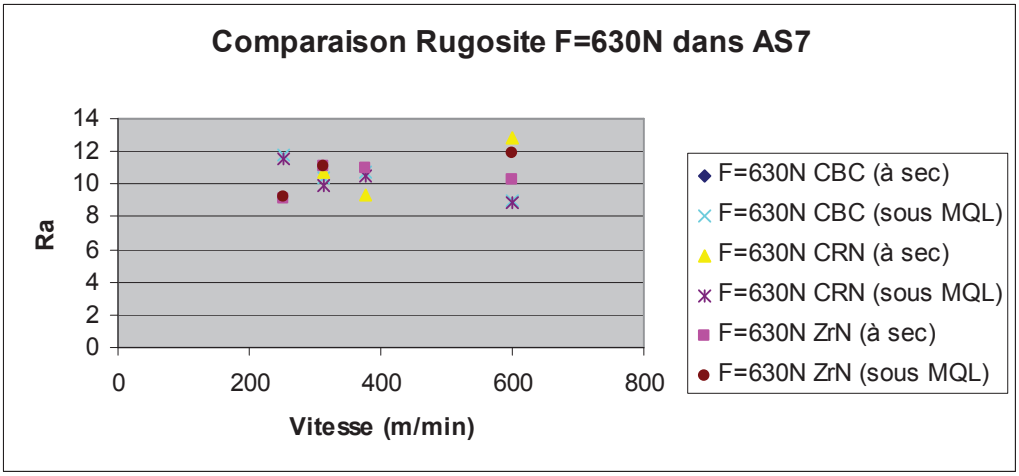


Figure II.31. Valeurs de rugosité : matière AS7 sous un effort de 630N

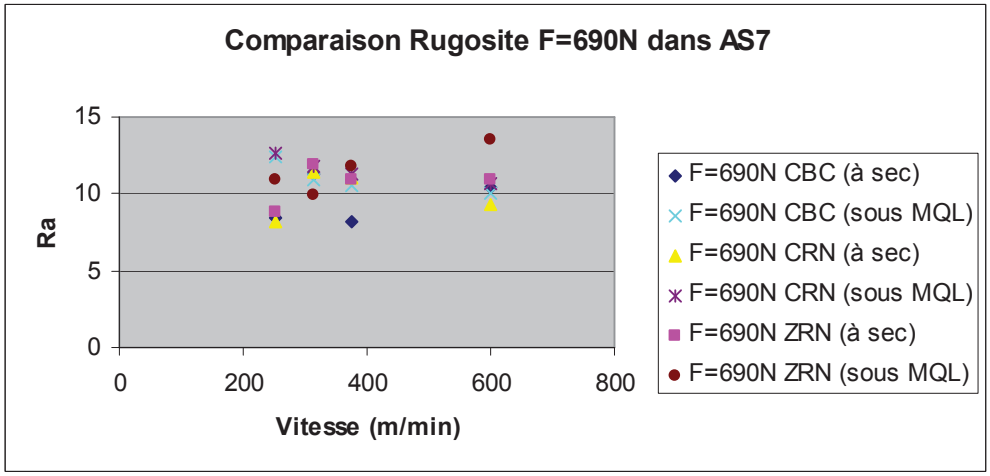


Figure II.32. Valeurs de rugosité : matière AS7 sous un effort de 690N

Sous un effort faible et pour les vitesses élevées, on observe que les 3 revêtements donnent une valeur de rugosité similaire. Le revêtement CrN donne une performance un peu meilleure mais il n'existe pas une différence très significative. Les observations des valeurs de rugosité pour les pressions élevées montrent aussi des résultats similaires.

II.3.4.2.d) Conclusion des analyses dans AS7

Nous pouvons constater que le revêtement CrN est le revêtement le plus adapté pour un usinage à sec dans l'aluminium AS7. Quand on examine les valeurs du coefficient de frottement, il est possible de voir la performance élevée du revêtement CrN sous les pressions élevées et une performance similaire aux autres revêtements pour toutes les vitesses et tous les efforts. A partir des résultats de rugosité, il est possible de dire que le revêtement CrN a une performance très similaire aux autres revêtements. Cependant l'aire de matière restant collée sur le pion pendant l'utilisation du revêtement CrN est moins importante. C'est pour cela que le revêtement CrN a été choisi pour l'usinage de l'AS7.

II.3.4.3. Résultats des essais dans l'AU4G

II.3.4.3.a) Analyse du coefficient de frottement

Les résultats du coefficient de frottement pour les essais tribologiques dans l'AU4G avec les 3 revêtements sont présentés sur la figure II.33

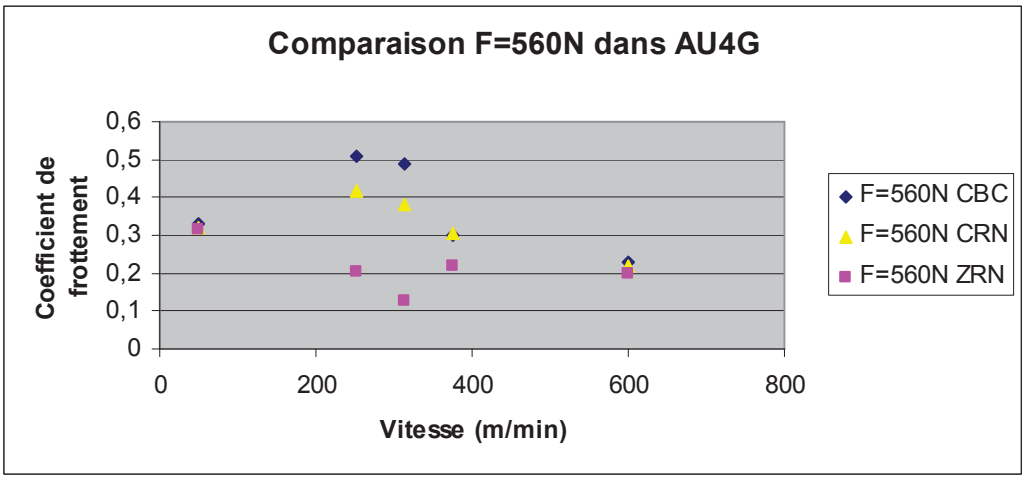


Figure II.33. Résultats du coefficient de frottement pour l'AU4G sous un effort de 560N

Sous une basse pression et basse vitesse (<50m/min) les 3 revêtements donnent un coefficient de frottement similaire qui varie entre 0,31 et 0,33. A partir d'une vitesse de 251m/min, on observe que le coefficient de frottement obtenu avec le revêtement ZrN varie entre 0,196 et 0,203 sous un effort de 560N. Cependant les 2 autres revêtements donnent une variation du coefficient de frottement entre 0,2 et 0,5.

Pour pouvoir être capable d'identifier le revêtement le plus convenable pour un usinage dans l'AU4G, regardons l'évolution du coefficient de frottement avec des efforts moyens et élevés (Figure II.34 F=690N).

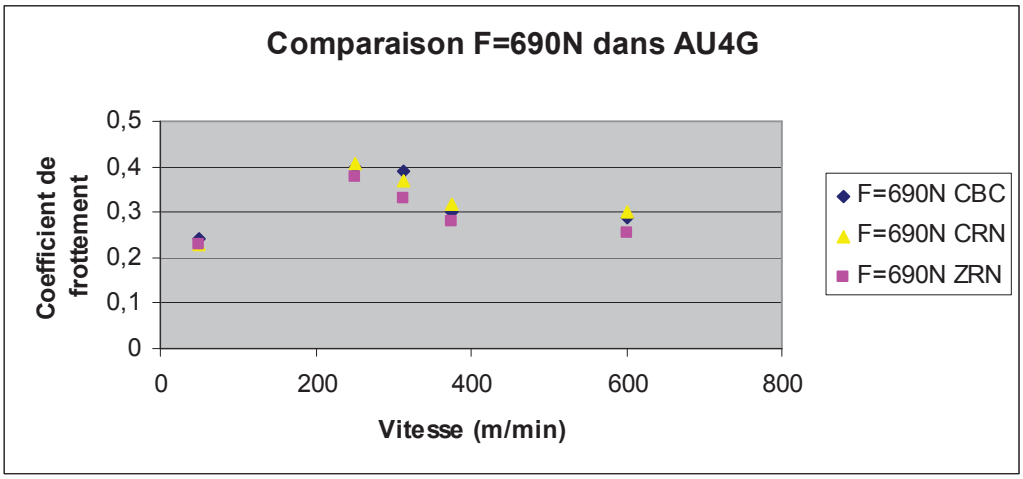


Figure II.34. Résultats du coefficient de frottement pour l'AU4G sous un effort de 690N

Sous des efforts moyens et élevés, les résultats du coefficient de frottement sont très similaires pour les 3 revêtements. Cependant le revêtement ZrN a toujours donné une valeur plus faible que les autres.

II.3.4.3.b) Analyse de l'aire de la matière restant collée sur le pion

La Figure II.35 présente l'aire de la matière restant collée sur le pion pendant les essais tribologiques dans l'AU4G sous un effort de 560N.

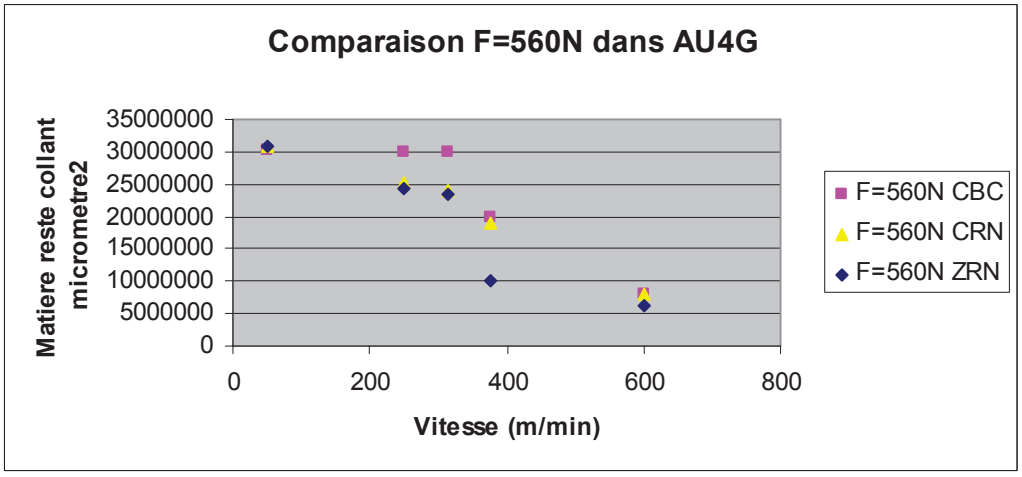


Figure II.35. Aire de la matière restant collée sur le pion : matière AU4G sous un effort de 560N

Jusqu'à une vitesse de 313m/min, la valeur reste similaire pour les revêtements ZrN et CrN. Le revêtement CBC donne toujours des valeurs plus grandes. A partir d'une vitesse de 376m/min, le revêtement ZrN donne une performance meilleure que les 2 autres revêtements. Pour une vitesse de 600m/min, tous les revêtements donnent une performance similaire.

II.3.4.3.c) Analyse de la rugosité

Les résultats de la rugosité ont une grande cohérence avec les résultats du coefficient de frottement. La meilleure qualité de surface a été obtenue avec le revêtement ZrN (Figure II.36).

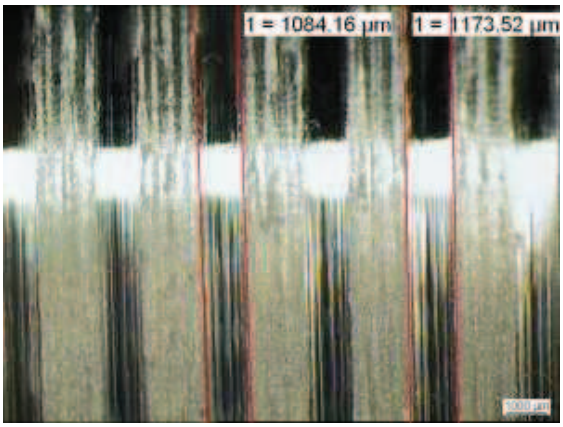


Figure II.36. Surface après les essais tribologiques dans l'AU4G avec revêtement ZrN F=690N, V=376m/min

II.3.4.3.d) Conclusion des analyses dans l'AU4G

Les résultats montrent que le revêtement ZrN est plus performant que les revêtements CBC et CrN pour un usinage dans l'AU4G.

II.3.5. Conclusion Générale

Une série d'essais tribologiques dans différents types d'aluminium a été réalisée pour trouver le revêtement le plus adapté parmi 3 revêtements différents (CBC, CrN, ZrN). Une méthodologie basée sur la loi de Coulomb a été utilisée pour déterminer le coefficient de frottement. La rugosité et l'aire de matière restant collée sur le pion ont été examinées pour obtenir des résultats plus pertinents. Ces paramètres nous aident à déterminer le revêtement le plus efficace lorsque les coefficients de frottement sont très proches pour prendre une décision.

Nos travaux montrent que le revêtement CrN est le revêtement le plus efficace pour un usinage dans l'AS7. Pour les aluminiums AS10tth et AU4G, le revêtement ZrN a été identifié comme le revêtement le plus performant.

Une validation des revêtements avec la technologie perçage vibratoire est présentée dans la chapitre IV.

Chapitre III. Simulation

En général toutes nouvelles technologies nécessitent une période d'essais pour bien maitriser le fonctionnement et identifier la performance. Cette période peut être très couteuse ou peut prendre beaucoup de temps. La simulation devient alors importante pour réduire les couts.

Pendant ce travail, nous avons développé un simulateur avec lequel il est possible de prédire les performances du perçage vibratoire : "le réglage de la tête et des conditions de coupe pour obtenir un bon fractionnement des copeaux." Le simulateur permet des prédictions plus proche du réel en prenant en compte le travail de chaque lèvre du foret et aussi en prenant en compte les défauts géométriques liés à l'affutage de l'outil.

III.1. Objectif du simulateur

Avant le développement technologique des ordinateurs, les nouvelles technologies ont nécessité de nombreux essais avant de prendre leur place sur le marché. Ces essais ont été couteux et ce n'était pas possible de tester la technologie développée pour chaque situation. Aujourd'hui grâce aux ordinateurs et les travaux sur la simulation, il est possible de réduire cette durée d'essais et il est aussi possible de déterminer la performance de la technologie même pour les cas extrêmes.

Le but principal du simulateur développé pendant ce travail est de déterminer le domaine où la tête de perçage vibratoire auto-entretenu donne une bonne fragmentation des copeaux. Ce simulateur permet de gagner du temps, réduire les couts des essais et aussi essayer des cas extrêmes avant de les tester directement sur la machine.

III.2. Fonctionnement du simulateur

Le principe du fonctionnement du simulateur est présenté sur la Figure III.1.

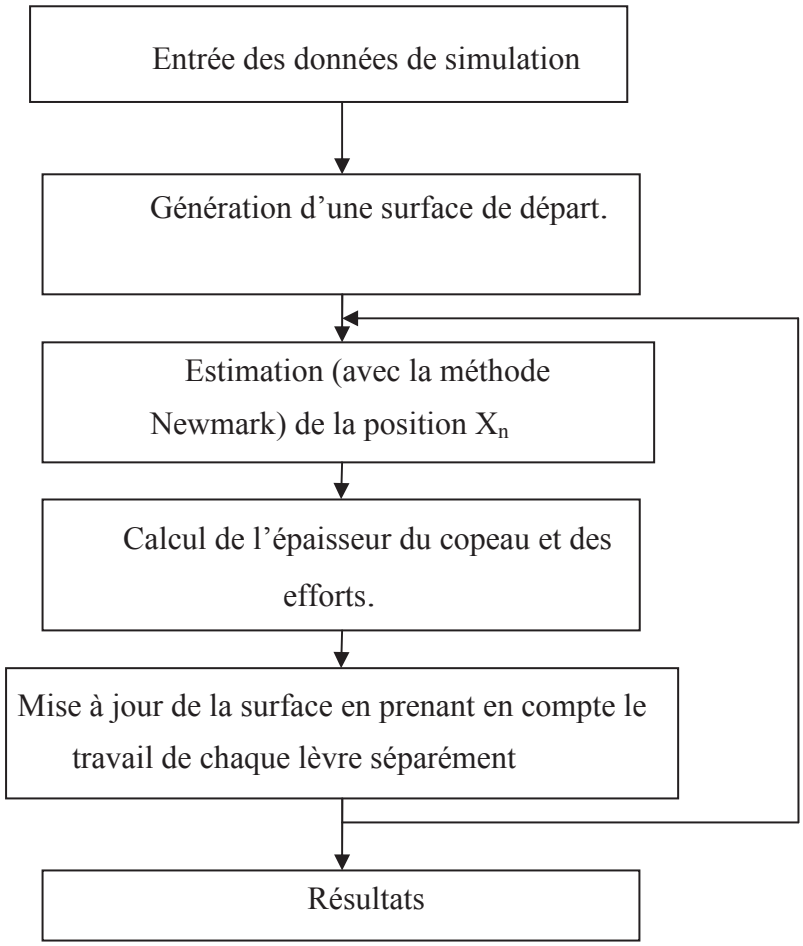


Figure III.1. Fonctionnement du simulateur

Le fonctionnement du simulateur peut être expliqué par 6 points clés :

a) Entrée des données :

Pour simuler une opération de perçage vibratoire, il est nécessaire de fournir certains éléments comme données d'entrée :

- Réglage de la tête : Masse, raideur, amortissement de la tête
- Conditions de coupe : Avance de l'outil, vitesse de rotation utilisée pendant l'opération
- Les paramètres de l'outil : Type d'outil, les coefficients d'effort (K_v, K_2, K_r etc.…) liée au couple outil-matière,
- Paramètres géométriques de l'outil : Angle de dépouille, géométrie de chaque arrête (s'il existe des problèmes géométriques sur le foret.) nombre de lèvre, diamètre de l'outil
- Nombre d'incrément utilisé pendant la simulation.

b) Génération d'une surface de départ :

Pendant nos travaux, nous nous sommes placés sur un perçage sans pré perçage.

c) Estimation de la position X_n avec la méthode Newmark :

La méthode Newmark consiste à déterminer la position de l'outil pour un temps "t" en utilisant la position du système au temps "t-Δt". La résolution de Newmark est réalisée pour chacun des N incréments. Les travaux de Guibert [Guibert 2008] ont été pris en compte pour l'utilisation de la méthode Newmark.

d) Calculs des efforts et de l'épaisseur du copeau :

Il est nécessaire de calculer les efforts et donc l'épaisseur instantanée du copeau pour déterminer la position d'équilibre du foret. Une explication détaillée sur ces calculs est décrite dans ce chapitre.

e) Mise à jour de la surface :

A partir du modèle d'enlèvement de matière, la mise à jour de la surface a été faite en prenant en compte influence de chaque lèvre séparément.

f) Résultats :

A partir de la simulation, on peut obtenir les résultats suivants :

- L'amplitude des vibrations.
- L'évolution des efforts de coupe dans chaque zone d'outil et pour chaque lèvre.
- L'évolution des efforts de talonnage dans chaque zone d'outil et pour chaque lèvre.
- L'évolution de l'épaisseur du copeau dans chaque zone d'outil et pour chaque lèvre.

III.2.1. Modélisation de la tête de perçage vibratoire auto-entretenu

La tête de perçage vibratoire est un porte outil spécifique constitué de trois pièces principales. La première appelée corps se monte dans la broche de la machine outil avec un attachement standard. La deuxième appelée porte foret est liée au corps par une liaison glissière permettant ainsi un déplacement axial du foret tout en transmettant le couple. Enfin, un ressort est placé entre ces deux pièces pour ajuster la raideur axiale du porte outil.

L'ensemble de la tête de perçage vibratoire auto-entretenu peut donc être modélisé [Paris 2005] comme un système dynamique du second ordre caractérisé par (Figure III.2):

- Une masse mobile m correspondant à la masse du porte foret et du foret
- Un élément ressort de raideur k correspondant à la raideur du ressort spécifique,
- Un amortissement c,

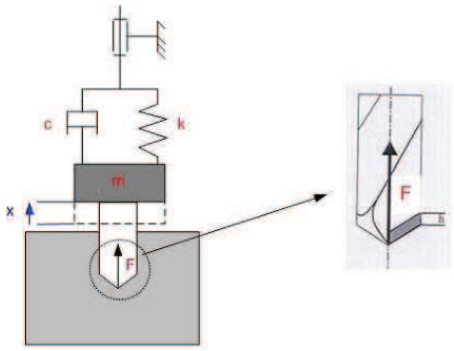


Figure III.2. Modèle dynamique de la tête de perçage vibratoire

En appliquant le principe fondamental de la dynamique nous pouvons écrire l'équation III.1:

$$m.\ddot{x} + c.\dot{x} + k.x = F$$

Equation III.1

où F est l'effort de poussée.

III.2.1.a) Modélisation géométrique de l'outil

La partie active, d'un foret est constituée de trois grandes parties : (Figure III.3)

- La zone de coupe principale (Zone 1)
- La zone de la coupe secondaire (Zone 2)
- La zone centrale (Zone 3)

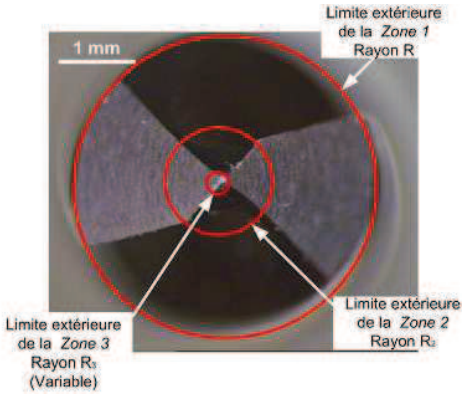


Figure III.3. Les différentes zones de l'outil

La zone 1 est la partie qui est responsable de la majorité de l'enlèvement de matière. Dans cette zone, la vitesse de coupe et la géométrie du foret varient. Pour prendre en compte ces variations, la zone 1 est découpée en un certain nombre de petits éléments de coupe oblique [Yang 2002]. La géométrie de l'arête de coupe est alors modélisée par les coordonnées du point caractérisant chaque élément.

Jusqu'à aujourd'hui les auteurs ont utilisé l'hypothèse : les 2 arrêtes d'un foret sont identiques. Cette hypothèse ne peut être vraie que dans les limites des tolérances. Comme les lèvres ne sont pas identiques, l'effort généré par chaque lèvre et leur influence sur la surface usinée ne seront pas identiques. C'est pour cela qu'il est nécessaire de développer un modèle intégrant les défauts géométriques de chaque arête.

Nous avons donc développé un modèle géométrique intégrant les défauts géométriques. Le modèle pour une lèvre de l'outil est présenté sur la figure III.4

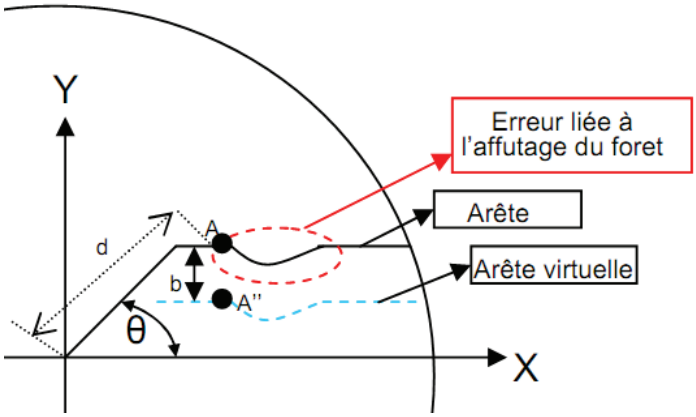


Figure III.4. Modélisation de la géométrie du foret

Sur la figure III.4 le point A indique un point sur l'arête. Ce point est défini en coordonnée polaire par une distance d vis-à-vis de l'axe de rotation du foret et d'un angle « θ ». A partir de ce modèle, il est possible de prendre en compte les erreurs liées à l'affutage mesurées sur le foret considéré.

Vue la grande influence sur la formation de la surface usinée, nous souhaitons prendre en compte aussi le phénomène de talonnage. Pour cela une arête virtuelle a été définie [Bondarenko 2010] à une distance b de l'arête réelle (figure III.4 arête virtuelle). La modélisation géométrique de cette arête est identique à la modélisation géométrique de l'arête principale.

III.2.1.b.) Détermination expérimentale de(s) paramètre(s) le(s) plus importants pour la modélisation de la géométrie de l'outil

Le succès des technologies innovantes en perçage est aussi lié en partie à la conception de forets adaptés. Dans la littérature, de nombreux travaux portent sur l'amélioration de la performance du foret pendant l'usinage. Wang et al. [Wang 2008] ont étudié la géométrie de l'outil et son influence sur la mécanique du perçage. Wang et al. [Wang 1994] utilisent une méthode d'analyse assistée par ordinateur pour déterminer l'influence de l'angle de pointe sur le perçage. Chang et al. [Chang 2003] ont travaillé sur la géométrie du foret pour optimiser la qualité de la surface usinée. Nalbant et al. [Nalbant 2007] ont travaillé sur l'influence de la vitesse de coupe et la géométrie de l'outil pour le perçage de pièces réalisées dans des matériaux difficiles à usiner.

Ces travaux montrent qu'il est nécessaire de choisir une géométrie bien adaptée en perçage vibratoire afin d'obtenir :

- Une bonne qualité de surface
- Une bonne durée de vie de l'outil
- Une bonne fragmentation des copeaux

Pour bien maitriser la géométrie de l'outil, il est nécessaire de déterminer le(s) paramètre(s) le (s) plus influent(s) sur la performance de l'outil en perçage vibratoire auto-entretenu.

Afin de trouver ce(s) paramètre(s), nous avons réalisé des forets avec des géométries différentes. Ces forets ont tous été mesurés avant leur utilisation. Ils ont ensuite été utilisés en perçage vibratoire en retenant deux points de fonctionnement dans le premier lobe d'instabilité. La détermination de ces deux points s'appuie sur nos expériences précédentes réalisées avec les forets Tivoly 389 sur des éprouvettes en acier 25CD4 [Naisson 2009].

Les différentes géométries testées

Nous avons retenu la géométrie correspondante à la référence 389 et nous avons modifié la valeur de l'angle de dépouille, l'angle de pointe et la largeur du listel. Deux diamètres (5mm et 2mm) ont été retenus et tous les forets ont reçu un revêtement TiAlN. La mesure du foret avec un système optique laser a été faite pour déterminer les différentes valeurs liées à la géométrie de chaque foret (Tableau III.1.).

Forets mesurés diamètre 5mm.					
	N°1	N°2	N°3	N°4	N°5
Largeur du listel (mm.)	0,328	0,528	0,561	0,555	0,36
Angle de dépouille (°)	5,232	14,868	13,142	10,998	7,792
Angle de pointe (°)	117,921	118,497	121,928	119,232	119,082

	N°6	N°7	N°8	N°9	N°10
Largeur du listel (mm.)	0,56	0,614	0,505	0,574	0,544
Angle de dépouille (°)	6,567	7,239	15,617	15,079	15,258
Angle de pointe (°)	118,969	118,365	119,014	118,638	118,678

Tableau III.1. Propriétés géométriques des forets de diamètre 5mm.

<u>Résultats obtenues pour différentes géométries</u>

Les résultats des essais nous indiquent que certains forets ne donnent pas une bonne fragmentation des copeaux et une fréquence de vibration dans la première zone d'instabilité avec les conditions retenues. Les résultats des essais réalisés avec les forets de diamètre 5mm sont présentés sur la figure III.5

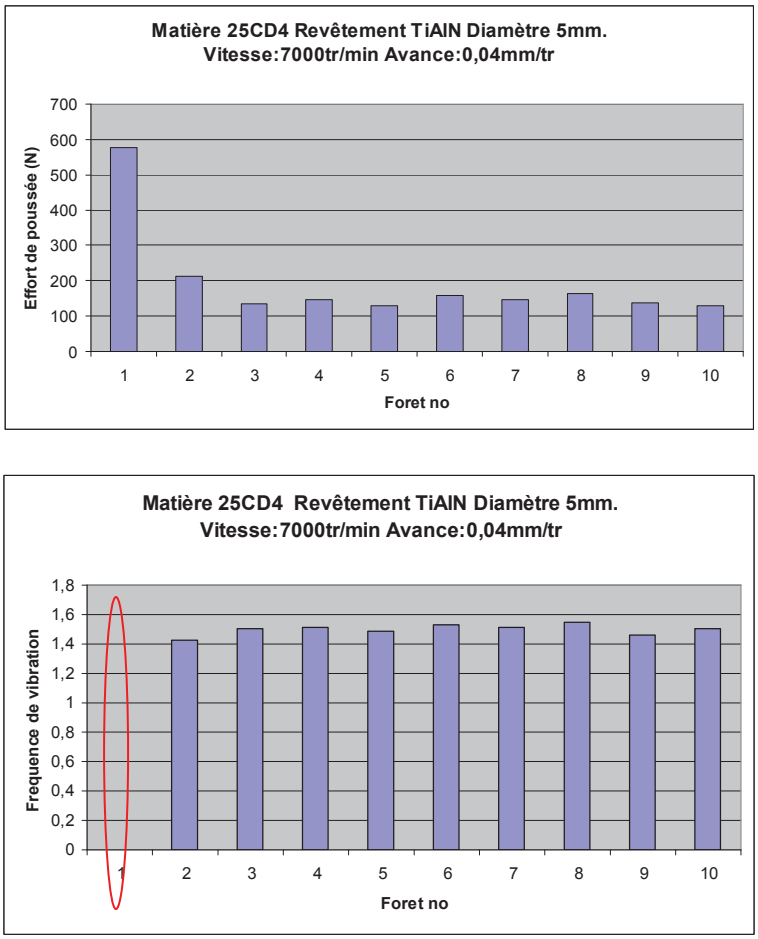


Figure III.5. Fonctionnement des forets diamètre 5mm : Efforts de poussée moyen et fréquence de vibration.

Les résultats des efforts de poussée moyens et la fréquence de vibration du foret sont présentés sur la figure III.5. Nous remarquons que le foret numéro 1 ne fonctionne pas bien ; aucune fragmentation de copeau n'a été observée. Tous les autres forets de diamètre 5mm ont donné une fréquence de vibration comprise entre 1,42vib/tr et 1,55vib/tr. Le copeau est donc fractionné. Le plus grand effort de poussée est associé au foret N° 1 avec une valeur 2,5 fois plus grande que la moyenne obtenue avec les autres forets.

Les essais avec une vitesse de 8000tr/min ont donné des résultats similaires pour le foret N° 1 (figure III.6-7). Par contre, il n'a pas été possible d'obtenir les valeurs pour le foret N° 1 car le foret a cassé dès le premier trou et le copeau obtenu n'était pas factionné. Les résultats obtenus pour le foret N° 8 sont intéressants. Avec une vitesse de 8000tr/min, le foret N° 8 ne fonctionne pas bien. Il ne donne pas une bonne fragmentation du copeau et l'effort de poussée correspondant est plus grand que celui correspondant aux autres forets.

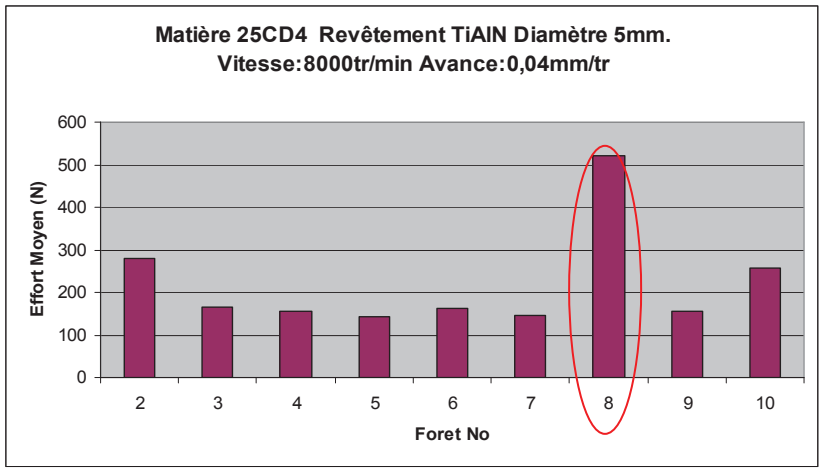


Figure III.6. Fonctionnement des forets diamètre 5mm analyse de l'effort de poussée

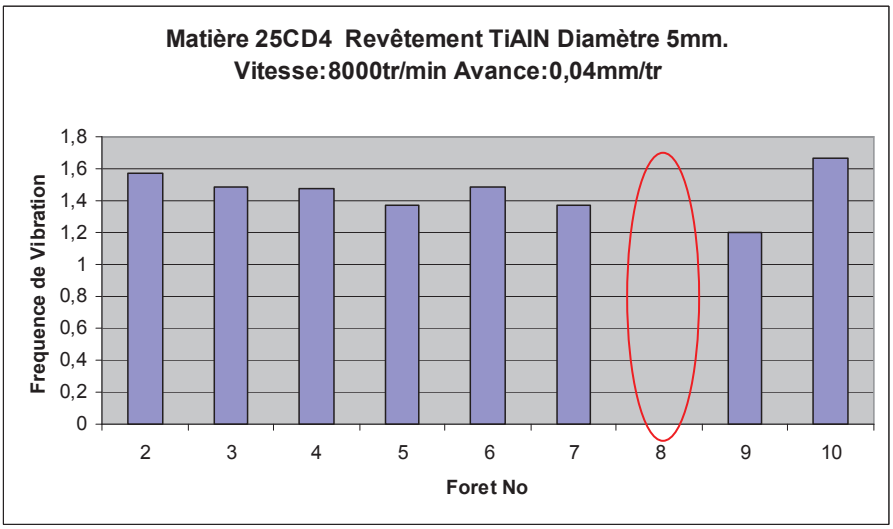


Figure III.7. Fonctionnement des forets diamètre 5mm Analyse de la fréquence de vibration

Les essais ont été faits avec les forets de diamètre 2mm. pour déterminer la caractéristique géométrique qui a la plus grande influence sur le perçage vibratoire. Les forets de diamètre 2 mm qui donnent de bons résultats sont plus limités (Figure III.8).

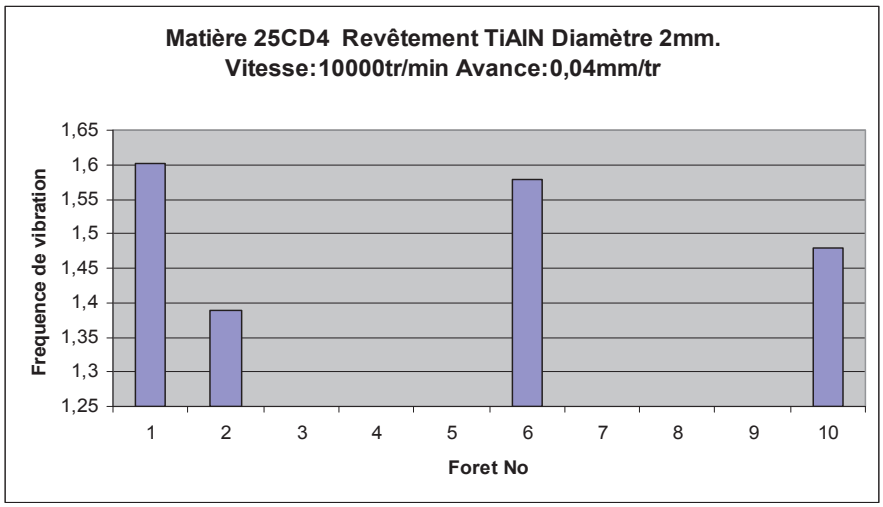


Figure III.8. Fonctionnement des forets diamètre 2mm dans un acier 25CD4

A partir de ces résultats, nous avons examiné la géométrie des forets diamètre 5mm et 2mm pour déterminer les plages compatibles avec un bon fractionnement du copeau (Tableaux III .2 et III.3).

	FORET N°1	FORET N°8
Largeur du listel (mm)	0,328	0,505
Angle de dépouille (^{0})	5,232	15,617
Angle de pointe (^{0})	117,921	119,014

Tableau III.2. Caractéristiques géométriques des forets de diamètre 5mm conduisant à un copeau non fractionné.

Regardons l'influence de la largeur du listel. A partir des résultats obtenus il est difficile de conclure car nous ne pouvons pas déterminer une plage admissible pour une bonne fragmentation des copeaux. Cette conclusion est aussi vérifiée pour les forets de diamètre 5 et 2mm.

Dans un deuxième temps, une observation sur l'angle de pointe a été faite. La conclusion est identique à celle concernant la largeur du listel. Il est donc difficile d'identifier une plage de bon fractionnement du copeau pour ces deux paramètres.

Foret N°	3	4	5	7	8	9
Largeur du listel (mm)	0,208	0,203	0,205	0,178	0,214	0,22
Angle de dépouille (^{0})	8,971	11,72	11,575	7,964	4,149	8,585
Angle de pointe (^{0})	115,865	117,967	115,407	113,145	115,445	116,254

Tableau III.3. Valeurs géométriques pour les forets diamètre 2mm correspondant à l'absence de vibration.

Nous pouvons identifier que l'angle de dépouille est le paramètre ayant une forte influence sur le comportement dynamique de la tête de perçage vibratoire. Une faible valeur conduit à l'absence de vibration ce qui peut s'expliquer par l'augmentation de l'amortissement due au talonnage [Bondarenko 2010]. Une valeur importante (>15° pour les forets de diamètre 5mm.) conduit à une difficulté de maitriser les vibrations. La plage admissible de l'angle de dépouille pour ce couple outil matière est [6,5°-15,26°] pour les forets diamètre 5mm, ce qui représente une plage importante.

Les forets de diamètre 2mm qui conduisent sous ces conditions à des vibrations compatibles avec un bon fractionnement du copeau ont un angle de dépouille compris dans l'intervalle [6,4° - 7,9°]. La comparaison de l'effort maximal et l'effort moyen expérimental et simulé pour un foret de diamètre 5mm est présentée sur la figure III.9.

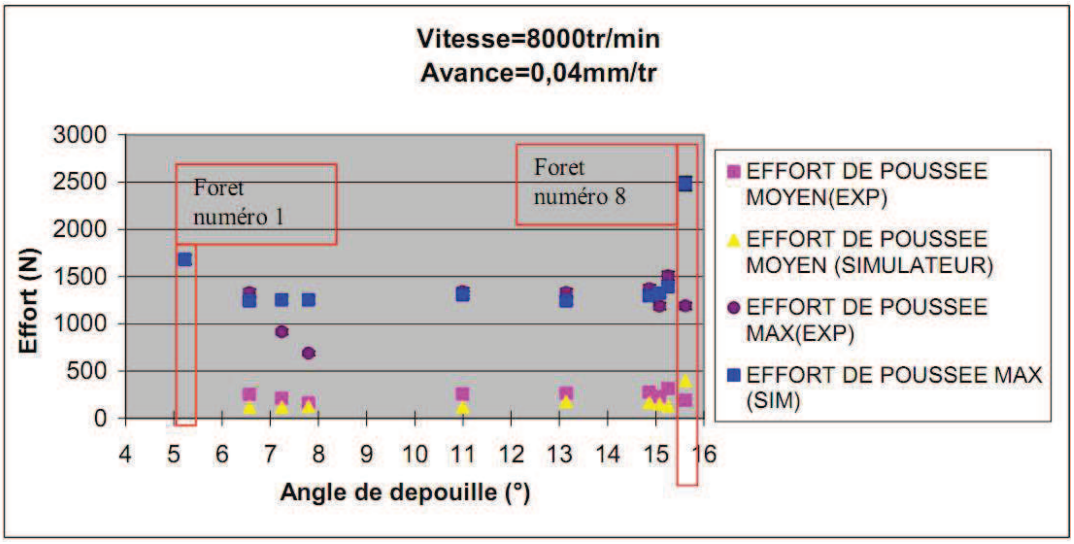


Figure III.9. Comparaison des efforts de poussée obtenus expérimentalement et par simulation

Nous avons obtenu des résultats bien cohérents avec les essais. Nous avons obtenu des valeurs d'effort de poussée moyen et effort de poussée maximum similaires pour les forets qui fonctionnent bien. Pour les forets qui n'ont pas donné une bonne fragmentation du copeau, nous avons obtenu des valeurs d'effort de poussée plus élevées que les valeurs mesurées expérimentalement (Figure III.9). La fréquence de vibration obtenue par simulation est très proche de celle mesurée lors des essais. Nous retrouvons les valeurs de l'angle de dépouille compatibles avec un bon fonctionnement de la tête de perçage vibratoire.

III.2.1.c.) Modélisation d'enlèvement de la matière

Modélisation de la surface usinée :

Pour être capable de faire une bonne prédiction sur les efforts, il est important de bien maitriser une méthode pour modéliser la surface générée. Nous avons modélisé la surface générée en utilisant la matrice suivante :

$$Surface = \begin{bmatrix} \theta & Zone3 & Zone2 & Zone1_{N=1} & Zone1_{N=2.....(N-1)} & Zone1_{N=N} \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ \theta_1 & x1_{Z3} & x1_{Z2} & x1_{Z1_{N=1}} & x1_{Z1_{N=2...(N-1)}} & x1_{Z1_{N=N}} \\ \theta_2 & x2_{Z3} & x2_{Z2} & x2_{Z1_{N=1}} & x2_{Z1_{N=2...(N-1)}} & x2_{Z1_{N=N}} \\ \dots & \dots & \dots & \dots & \dots & \dots \\ \theta_{total} & x_{total_Z3} & x_{total_Z2} & x_{total_{Z1_{N=1}}} & x_{total_{Z1_{N=2...(N-1)}}} & x_{total_{Z1_{N=N}}} \end{bmatrix}$$

La première colonne de la matrice correspond à la position angulaire de chaque point de la surface. Comme les arêtes de l'outil sont discrétisées, il est possible d'associer un point à chaque rayon correspondant. Il est donc possible de déterminer, à tout instant, la position prise par l'arête de coupe pour une position angulaire de l'outil donnée.

Identification de l'épaisseur du copeau:

Pendant le perçage traditionnel, il existe une coupe continue, c'est-à-dire que l'épaisseur du copeau est toujours constante. Cependant pendant l'usinage avec la tête de perçage vibratoire auto-entretenu, il existe une variation de l'épaisseur de copeau à cause de la vibration générée par le système. Pendant l'usinage avec la tête de perçage vibratoire, 2 scenarios sont possibles :

- ***L'arête est en dehors de la matière*** :

Pendant usinage avec la tête de perçage vibratoire auto-entretenu, il existe certains moments où l'outil n'est pas dans la matière (figure III.10). Il n'existe donc pas un enlèvement de matière. La surface usinée n'est donc pas modifiée.

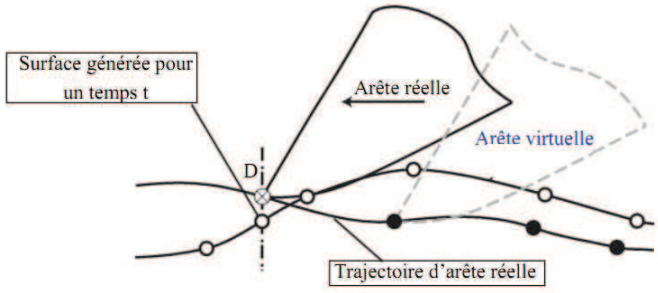


Figure III.10. Modélisation d'enlèvement de la matière : 'Outil en dehors de la matière'

Comme il n'existe pas un enlèvement de la matière, la surface usinée ne sera pas modifiée. Les valeurs des points de la surface générée précédemment sont donc recopiées sur la ligne correspondante à la position angulaire de l'outil à l'instant t (Figure III.11).

$$Surface = \begin{bmatrix} \theta & Zone3 & Zone2 & Zone1_{N=1} & Zone1_{N=2.....(N-1)} & Zone1_{N=N} \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ \theta_1 & x1_{Z3} & x1_{Z2} & x1_{Z1_{N=1}} & x1_{Z1_{N=2...(N-1)}} & x1_{Z1_{N=N}} \\ \theta_2 & x2_{Z3} & x2_{Z2} & x2_{Z1_{N=1}} & x2_{Z1_{N=2...(N-1)}} & x2_{Z1_{N=N}} \\ \cdots & \text{Surface générée au précédent passage d'outil} & & & & \\ \cdots & \cdots & \cdots & \cdots & \cdots & \cdots \\ \cdots & \cdots & \cdots & \cdots & \cdots & \cdots \\ \cdots & \cdots & \cdots & \cdots & \cdots & \cdots \\ \cdots & \cdots & \cdots & \cdots & \cdots & \cdots \\ \theta_{t=t} & \text{Copie des valeurs de la surface générée au précédent passage d'outil} & & & & \end{bmatrix}$$

Figure III.11. Génération de la nouvelle surface dans le cas : 'Outil en dehors de la matière.'

- ***L'arête est dans la matière***

Si l'arête est dans la matière, cela signifie qu'il y a un enlèvement de matière. Pour déterminer la valeur de la matière enlevée, il est nécessaire de savoir la projection du point C à l'instant t, (Figure III.12).

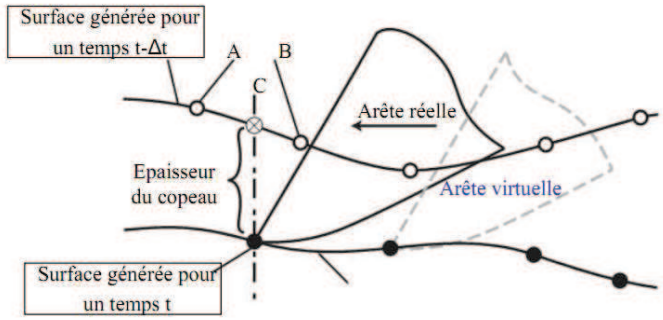


Figure III.12. Modélisation d'enlèvement de la matière :'Outil dans la matière'

Pour déterminer le point C, il est nécessaire de faire une interpolation entre les points les plus proches. Sur la figure III.12, la détermination du point "C" est possible grâce à une interpolation entre les points A et B. Sur la matrice cette situation peut être expliquée par la Figure III.13:

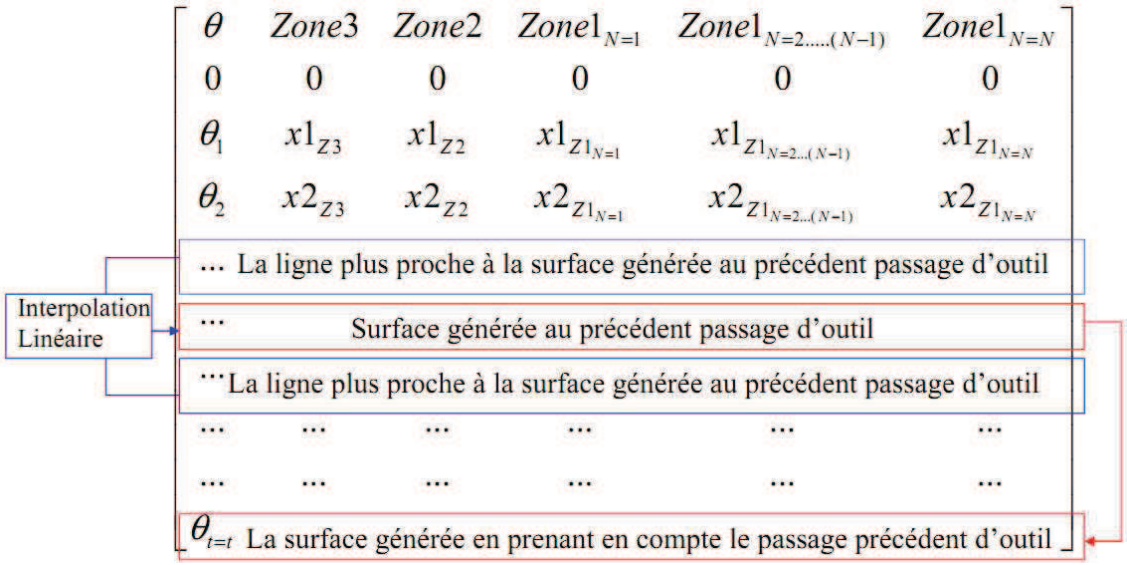


Figure III.13. Génération de la nouvelle surface dans le cas : 'Outil dans la matière.'

III.2.2. Modèle de l'effort de poussée

III.2.2.a) Modélisation de l'effort de poussée dans la zone 1

L'effort de poussée généré sur un élément arête de coupe peut être défini à l'aide de l'équation III.2:

$$\Delta F_{zone1,c,j} = K_v(1-\sin\gamma)^d . V^b . \Delta R . h_{zone1,c,j}{}^{q1}$$

Equation III.2

où c est l'indice correspondant à la c^éme^ lèvre du foret, j est l'indice de l'élément considéré, V la vitesse de coupe de l'élément considéré, γ l'angle de coupe, h l'épaisseur instantanée du copeau. K_v, d, b, q_1 des coefficients.

Un des aspects le plus important est la modélisation de l'effort de poussée du au talonnage. En raison des vibrations axiales, la vitesse instantanée de plongée du foret varie fortement ce qui favorise l'apparition du talonnage qui a un impact important sur le comportement dynamique de la tête de perçage vibratoire [Bandyopaghyay 1997]. L'effort et l'impact du talonnage sur la surface usinée sont modélisés grâce à une arête fictive placée sur la face en dépouille à une distance b de l'arête réelle [Bondarenko 2010]. L'effort généré par le talonnage peut être modélisé par l'équation III.3 où h_{tal} correspond à l'épaisseur virtuelle du copeau associée à l'arête virtuelle, K_{tal} et q_{tal} sont des coefficients:

$$\Delta F_{zone1tal,c,j} = K_{tal} . \Delta R_{tal,c,j} . h_{talzone1,c,j}{}^{qtal}$$

Equation III.3

Ainsi l'effort de poussée total dans la zone 1 peut être défini par l'équation III .4 :

$$F_{totalzone1} = \sum_{c=1}^{n}\sum_{j=1}^{N}\Delta F_{Zone1,c,j} + \sum_{c=1}^{n}\sum_{j=1}^{N}\Delta F_{Zone1tal,c,j}$$

Equation III.4

III.2.2.b) Modélisation de l'effort de poussée dans la zone 2

La zone2 correspond à la zone qui se situe entre la fin de la zone centrale (rayon R_3) et la fin de l'âme du foret (Rayon R_2). Dans cette zone, la vitesse de coupe est faible mais suffisante pour créer un cisaillement de la matière et pour participer à l'enlèvement de la matière [Wang 1998]. L'effort de poussée généré au niveau de la zone 2 peut être modélisé par l'équation III.5 où K_2 et q_2 sont des coefficients:

$$F_{totalzone2} = \sum_{c=1}^{n} K_2.(R_2 - R_3).h_{zone2,c}{}^{q2}$$

Equation III.5

III.2.2.c) Modélisation de l'effort de poussée dans la zone 3

Cette zone se situe dans la partie centrale du foret. Dans cette partie, il existe un phénomène d'extrusion. Le rayon de la zone 3, est défini par l'équation III.6 [Paris 2008] où δ est l'angle de pointe et K_r est le coefficient spécifique :

$$R_3 = \frac{K_r.h}{2.\tan\left(\frac{\pi-\delta}{2}\right)} + r_0$$

Equation III.6

L'effort de poussée lié à la zone 3 peut alors être modélisé par l'équation III.7 :

$$F_{totalzone3} = K_3.R_3.h^{q3}$$

Equation III.7

III.3. Validation expérimentale

III.3.1. Détermination des coefficients avec la méthodologie CAM

Pour modéliser les efforts de poussée, il est nécessaire d'utiliser un certains nombres de coefficients. Ces coefficients doivent être déterminés expérimentalement pour le couple outil-matière utilisé. La détermination de ces coefficients a été faite en utilisant la méthodologie CAM. [Guibert 2008]

On sait bien qu'au-début du perçage, seule la zone 3 de l'outil est en contact avec la matière et participe à la formation du trou. En prenant en compte les données enregistrées au début du perçage, il est possible de déterminer l'effort créé par la zone 3 de l'outil.

Ensuite, la zone 2 commence à participer à l'enlèvement de la matière. Comme la valeur du rayon de la zone 2 est connue (la limite pour chaque zone doit être déterminée avant les essais), il est possible d'analyser la pénétration de l'outil et de déterminer l'effort créé par la zone 2.

Enfin, la zone 1 participe à l'usinage. Comme l'effort créé par les zones 2 et 3 est connu, il sera possible d'identifier l'effort créé par la zone 1.

En répétant cette stratégie pour différentes avances et en s'appuyant sur les équations III.2-7, la détermination des coefficients des différents modèles sera possible pour chaque zone de l'outil.

III.3.2. Campagne expérimentale pour déterminer les coefficients d'un outil Tivoly HSS type 389 diamètre 3 et 5 mm réalisant un perçage dans un acier 25CD4

III.3.2.1) La méthodologie expérimentale

Une série d'essais a été réalisée avant les essais de perçage vibratoire pour obtenir les coefficients liés à chaque zone pour le couple outil-matière retenu. Pour cela, nous nous appuyons sur la mesure de l'effort de poussée lorsque le foret rentre dans la matière pour différentes avances. La vitesse de coupe retenue est celle correspondant aux essais de perçage vibratoire.

L'Identification des coefficients a été faite pour les forets Tivoly type 389 revêtus TiAlN diamètre 3mm et 5mm pendant un usinage dans un acier 25CD4. Avant de commencer les travaux expérimentaux, une détermination des zones de coupe (Figure III.14) a été faite en utilisant le binoculaire Leica.

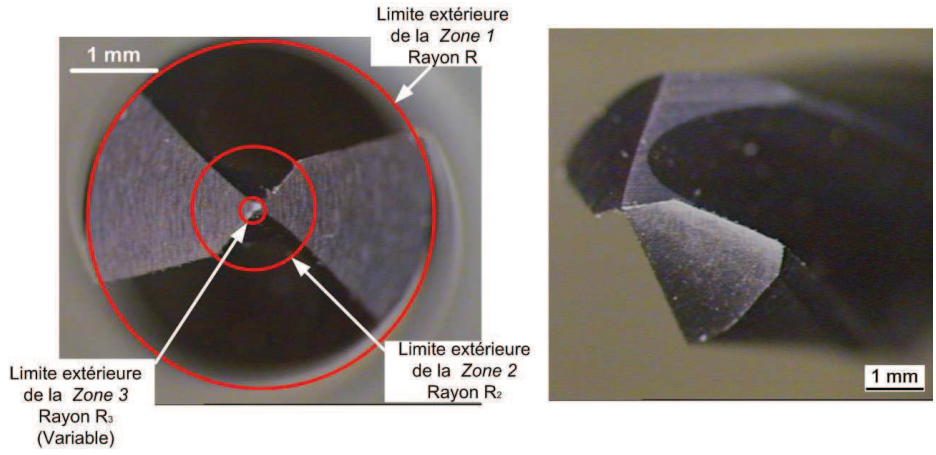


Figure III.14. Les zones de coupe pour un foret Tivoly type : 389

Les essais ont été faits pour 5 différentes avances pour une vitesse fixée à 5000 tr/min. Chaque essai a été répété 4 fois pour chaque avance (Figure III.15 et Figure III.16).

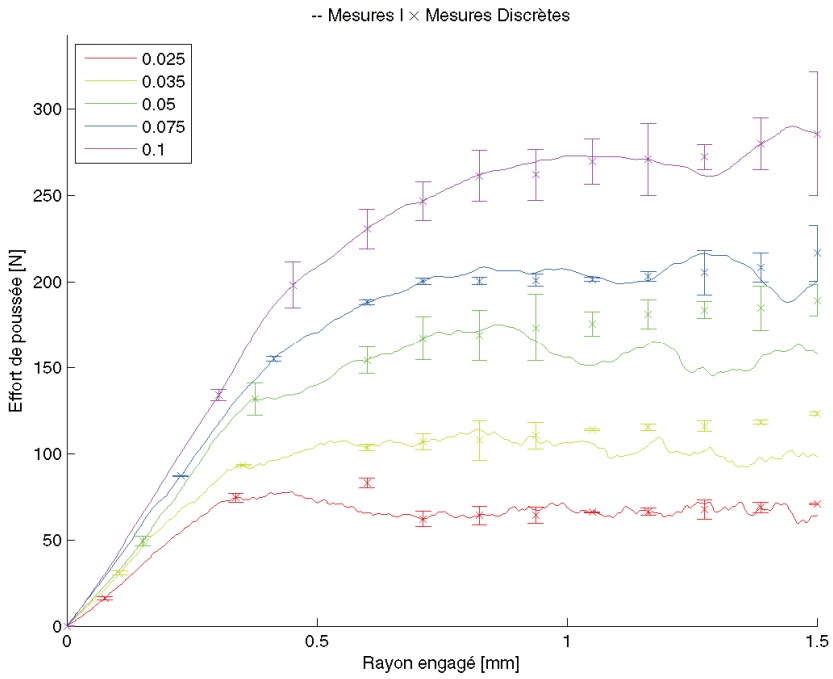


Figure III.15. Effort de poussée pour différentes valeurs d'avance pour un outil Tivoly type 389 diamètre 3 mm.

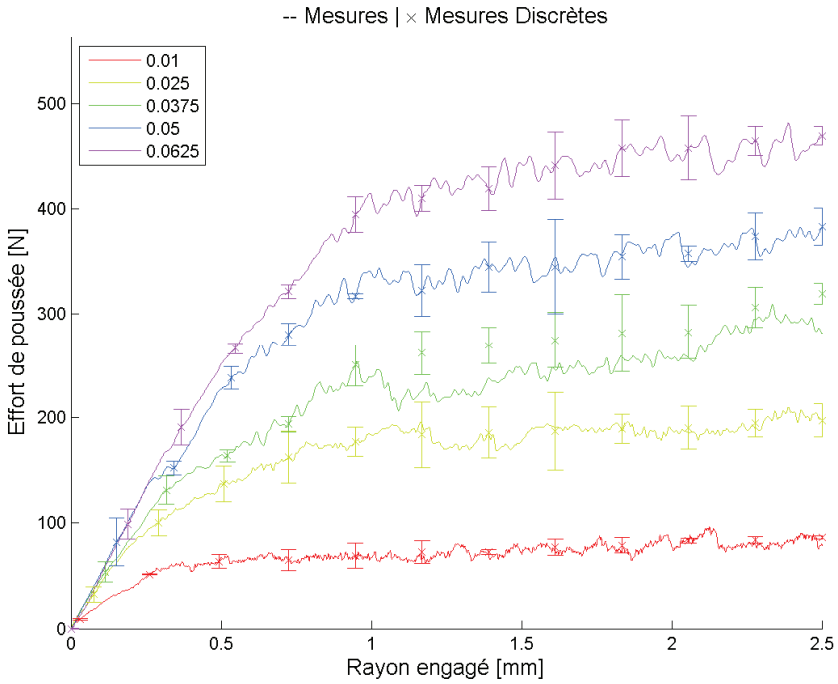


Figure III.16. Effort de poussée pour différentes valeurs d'avance pour un outil Tivoly type 389 diamètre 5 mm.

III.3.2.2) Détermination des coefficients

III.3.2.2.a) Coefficients de la zone 3

La zone 3 est la partie de l'outil qui est la première en contact avec la matière. Pour déterminer les coefficients liés à cette zone, il faut tout d'abord identifier la fin de cette zone. Aujourd'hui les travaux indiquent que dans la zone 3, il existe un phénomène d'extrusion. Par contre dans les zones 2 et 1, il existe un phénomène d'enlèvement de matière. Entre les Zone 3 et 2, il existe un changement de phénomène. Ce changement de phénomène physique est visible sur l'enregistrement de l'effort de pénétration. (Figure III.17)

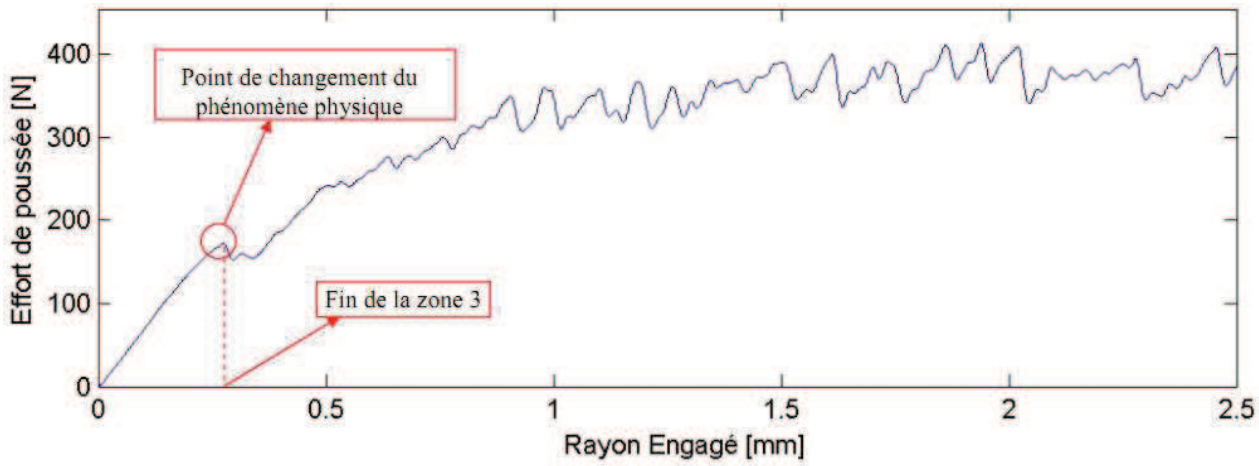


Figure III.17. Identification de fin de la zone 3

Coefficients de la zone 3	Diamètre 3 mm	Diamètre 5 mm
r_o (m.)	7.01e-6	1.17e-5
q_3	0.72	0.612
K_r	3.64e-3	3.64e-3
K_3	1.68e9	1.54e9

Tableau III.4. Coefficients de la zone 3

Evaluation de l'effort de poussée créé par la zone 3 pour un foret diamètre 5mm est présentée sur la figure III.18.

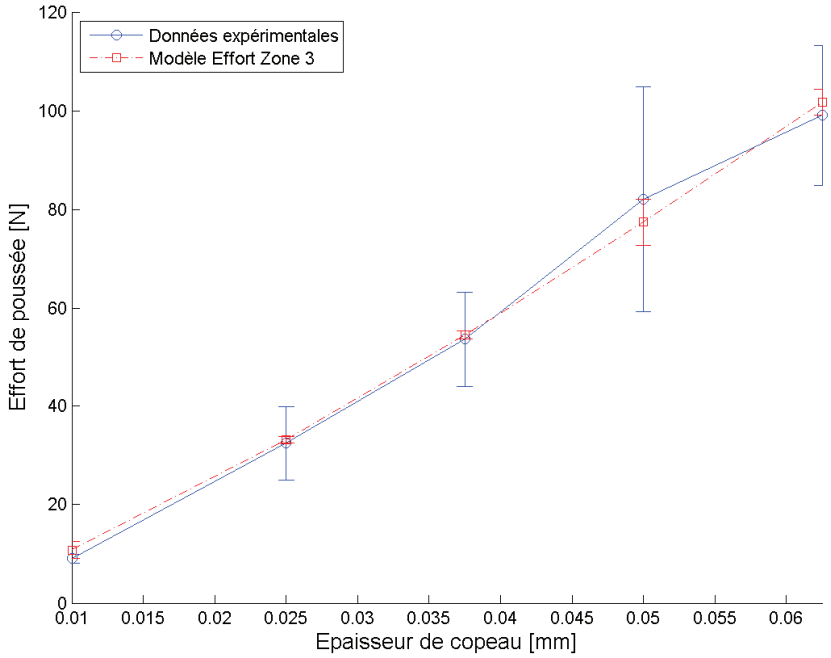


Figure III.18. Evaluation de l'effort de poussée créé par la zone 3

III.3.2.2.b) Coefficients de la zone 2

La zone 2 est la partie de l'outil où le phénomène d'enlèvement de matière commence. L'identification du rayon de cette zone peut être faite par une mesure sur l'outil, tableau III.5 :

Rayon de la zone 2	Diamètre 3mm.	Diamètre 5mm.
R2 (m.)	0.6e-3	0.725e-3

Tableau III.5. Rayon de la zone 2

Les coefficients du modèle effort de poussée de la zone 2 sont présentés dans le tableau III.6.

Coefficients de la zone 2	Diamètre 3mm.	Diamètre 5mm.
q_2	0.12	0.57
K_2	1.37e5	6.49e7

Tableau III.6. Coefficients de la zone 2

La Figure III.19 présente l'effort de poussée créé par la zone 2 pour un foret diamètre 5mm.

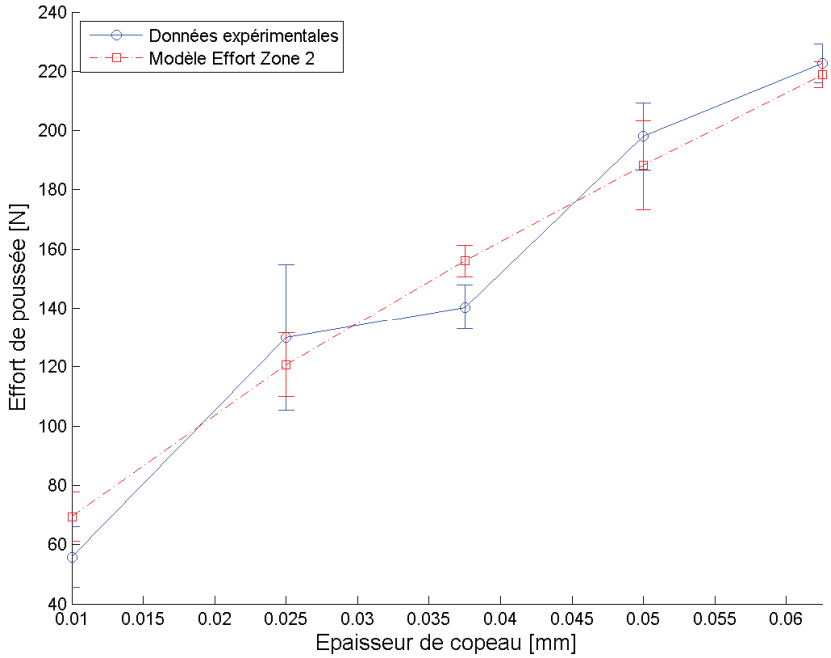


Figure III.19. Evaluation de l'effort de poussée créé par la zone 2 pour un foret Tivoly type 389 diamètre 5 mm.

III.3.2.2.c) Coefficients de la zone 1

La zone 1 est la partie d'outil où la plupart de l'enlèvement de matière est réalisée. Comme on a identifié l'effort généré par les zones 2 et 3, nous pouvons assumer que l'effort qui reste doit être généré par la zone 1.

Les travaux de Bandyopaghyay [Bandyopaghyay 1997] indiquent qu'il existe une variation de la vitesse de coupe importante dans la zone 1. Les travaux de Bandyopaghyay ont été aussi validés par Guibert [Guibert 2008]. Pendant nos travaux, nous avons pris en compte cette variation pour déterminer les coefficients b et K_v. Les coefficients obtenus sont indiquées sur le tableau III.7

Coefficient de la zone 1	Diamètre 3 mm.	Diamètre 5 mm.
K_v	5.81e8	7.5e15
b1	1.08	-5.42

Tableau III.7. Coefficients de la zone 1

En prenant en compte l'évolution de l'effort de poussée dans la zone 1, on peut calculer le coefficient q_1 en faisant une interpolation. Les valeurs de q_1 pour un foret diamètre 3mm et 5mm sont :

- q_1 pour un foret 5mm : 1,81
- q_1 pour un foret 3mm : 1,18

III.3.3. Exploitation des résultats du simulateur

Une comparaison entre les résultats expérimentaux et de simulation en utilisant les coefficients identifiés pour un foret diamètre 5 mm est présentée sur la figure III.20.

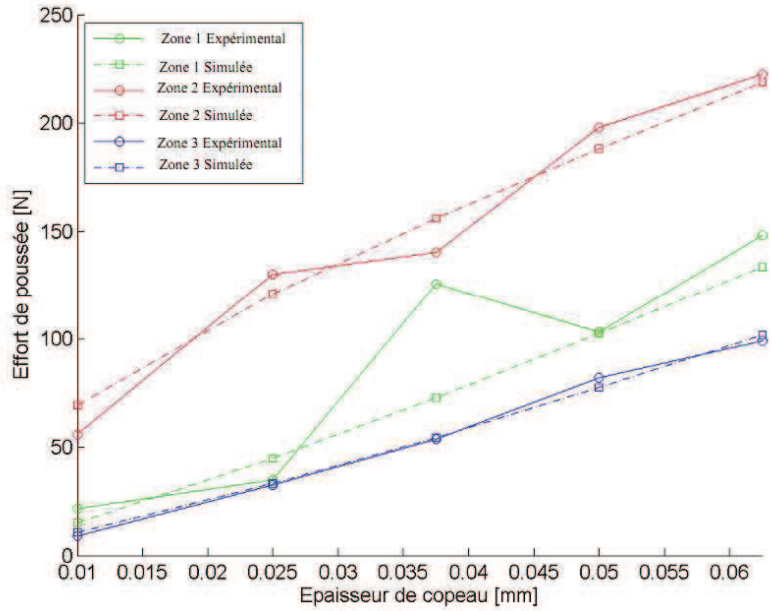


Figure III.20. Comparaison de l'effort de poussée simulé et mesuré pour les différentes zones : outil Tivoly type 389 diamètre 5mm.

Il est nécessaire de bien maitriser le talonnage pour obtenir des résultats proches de la réalité. Guibert [Guibert 2008], a déterminé cette influence en faisant une comparaison entre les résultats du simulateur sans prendre en compte le phénomène de talonnage et les résultats expérimentaux.

Pendant ses travaux, Bondarenko [Bondarenko 2010] a déterminé la localisation du talonnage pendant ses essais avec l'analyse des vitesses instantanées pendant le processus d'usinage. Cette analyse est basée sur la mesure du déplacement de l'outil. Avec sa méthodologie, il est possible de déterminer et modéliser le talonnage plus précisément.

En prenant en compte les coefficients nécessaires pour les modèles d'effort et le modèle de talonnage, il est possible de faire une simulation pour chaque configuration de l'outil. Pendant nos travaux nous avons effectué une série d'essais dans la matière 25CD4 avec les forets Tivoly 3mm et 5mm sur un centre d'usinage HERMLE C800V. Le réglage de la tête a été choisi pour obtenir une bonne fragmentation des copeaux dans le premier lobe d'instabilité.

Dans la première partie de la validation, nos travaux se sont focalisés sur la fréquence de la vibration. La comparaison de la fréquence de vibration, exprimée en nombre de vibration par révolution du foret, entre les résultats expérimentaux (pour un foret diamètre 5 mm et 3 mm) et simulés sont présentés sur la figure III.21.

Les résultats liés à la fréquence de la vibration indiquent une bonne cohérence entre les résultats simulés et les résultats expérimentaux pour les forets diamètre 3mm et 5mm pour des avances de 0,04mm/tr et 0,06mm/tr.

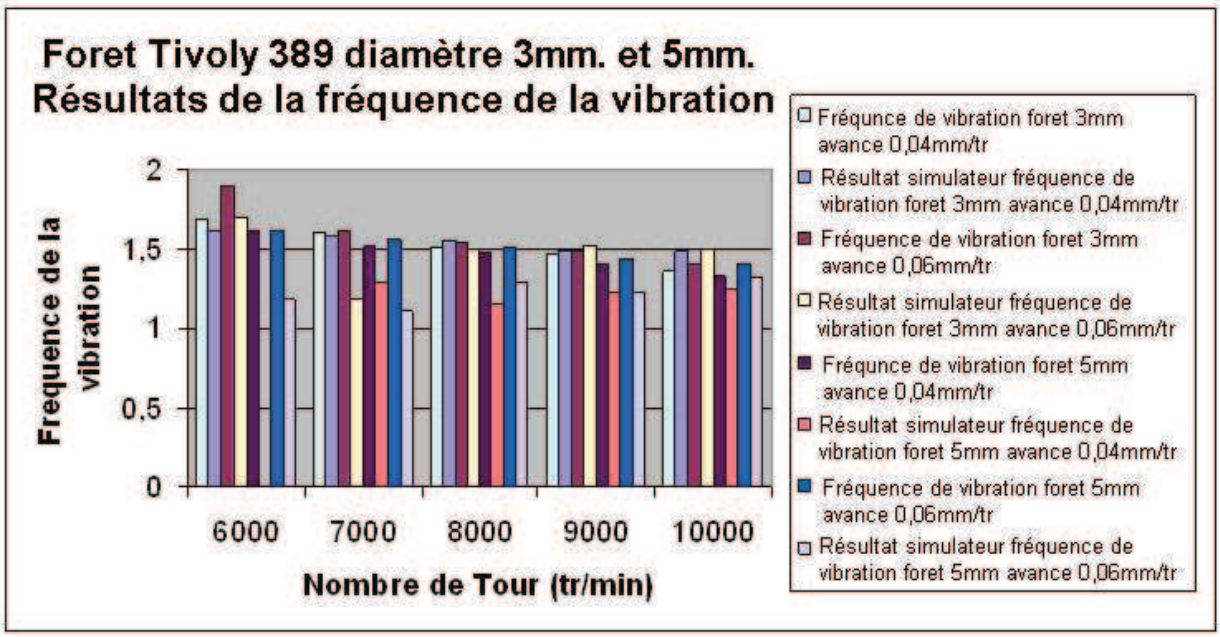


Figure III.21. Comparaison de la fréquence de vibration entre les résultats simulés et expérimentaux

La deuxième partie de la validation du simulateur concerne l'analyse des efforts de poussée. La comparaison entre les résultats expérimentaux et le simulateur est présentée sur la figure III.22

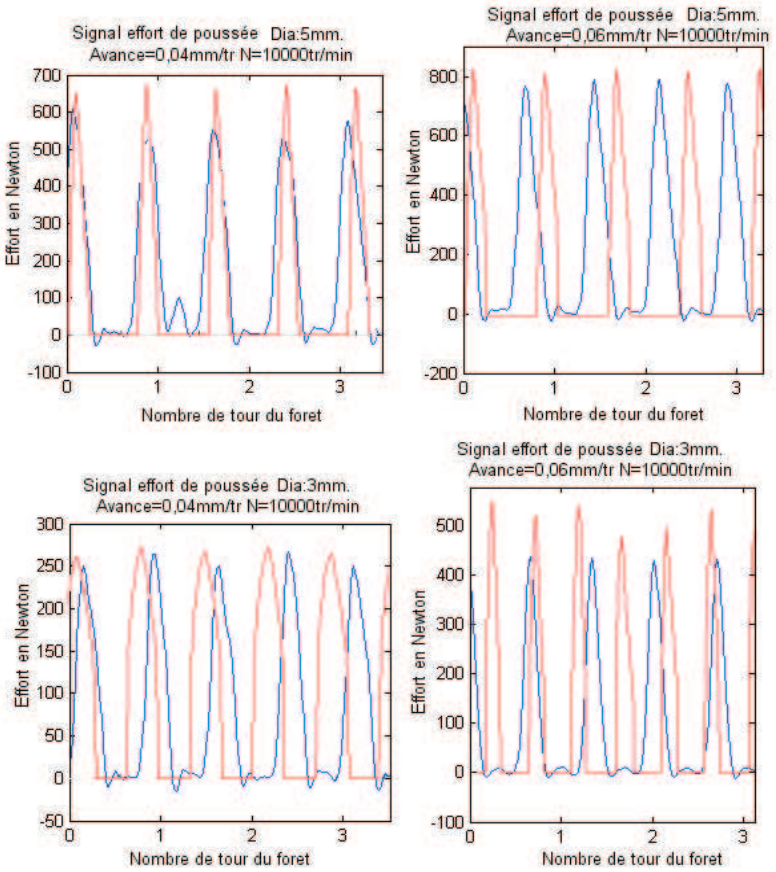


Figure III.22. Comparaison de l'effort de poussée (rouge : effort simulé, bleu : effort mesuré)

Pendant les essais avec le foret diamètre 5mm, une augmentation de l'effort de poussée avec l'augmentation de l'avance a été observée. La valeur de l'effort de poussée atteint environ 800N pour une avance de 0,06mm/tr et 550-600N pour une avance de 0,04mm/tr. Les résultats de simulation atteignent eux aussi 800N pour une avance de 0,06mm/tr.

Une bonne cohérence entre les résultats du simulateur et les essais a donc été observée. Les résultats indiquent aussi que la diminution du diamètre du foret conduit à une diminution de l'effort de poussée, ce qui peut conduire à une stabilisation des vibrations et donc à un copeau non fractionné.

III.4. Conclusions

Un simulateur pour le perçage vibratoire a été développé. Les points forts de ce simulateur sont les suivants :

- Utilisable pour toutes les conditions de réglage et pour toutes les vitesses, avances et géométrie outil,
- Utilisable pour tous les couples outil-matière : Le simulateur développé est utilisable pour tous les couples outil-matière. Il faut juste faire une série d'essais pour déterminer les coefficients spécifiques liés au couple outil-matière.
- Influence de la géométrie d'outil : Une modélisation géométrique a été faite et intégrée dans le simulateur. Il est possible de prendre en compte les défauts géométriques liés à l'outil.
- Nouvelle modélisation de la surface : Grace à la nouvelle modélisation de la surface, le simulateur est capable de prendre en compte le fonctionnement de chaque lèvre séparément.

Aujourd'hui nos travaux montrent que le simulateur est bien capable de donner des résultats proches des résultats expérimentaux.

Chapitre IV. Validation Expérimentale

Le perçage vibratoire auto-entretenu est une technologie innovante. Comme toutes nouvelles technologies, il est nécessaire de faire une série d'essais pour déterminer les points forts et les points faibles. Dans cette partie on a aussi validé les résultats du choix du revêtement outil et de l'influence de la géométrie de l'outil. Les essais ont été réalisés sans lubrification.

IV.1. Instrumentation utilisée pendant les essais

IV.1.1. Description de la machine utilisée

Les essais ont été réalisés sur un centre usinage 3 axes de type HERMLE C800V (Figure IV.1). La machine est équipée de lubrifiant de type MOBICUT 222 dosé à 8%, mais tous les essais ont été réalisés sans lubrification.



Figure IV.1. Machine utilisée

IV.1.2. Description de l'équipement de mesure

Les mesures des efforts de coupe ont été réalisées avec un dynamomètre Kistler de type 9367C, associé à un amplificateur de type 5070A10000 couplé à un PC équipé du logiciel LABVIEW (Figure IV.2). Pendant les travaux, une fréquence d'acquisition de 10 kHz a été utilisée.

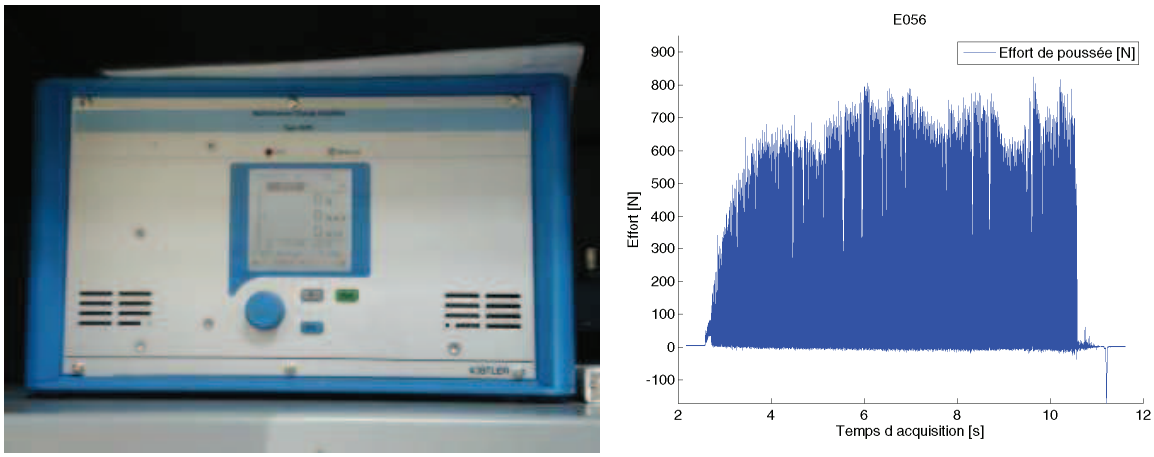


Figure IV.2. Instrumentation Kistler et les résultats obtenus avec un foret Tivoly type 14007 revêtu ZrN pendant un usinage dans un aluminium AS7 : V=5000tr/min, Avance= 0,03mm/tr

La mesure de l'amplitude des vibrations est réalisée par la mesure du déplacement axial de la masse mobile de la tête de perçage vibratoire. Cette mesure est réalisée par un capteur de déplacement inductif

Micro-Epsilon. La mesure se fait au niveau d'un disque de mesure positionné sur la masse mobile de la tête de perçage vibratoire. Le capteur a été fixé sur un support. Le positionnement du capteur est présenté sur la figure IV.3.

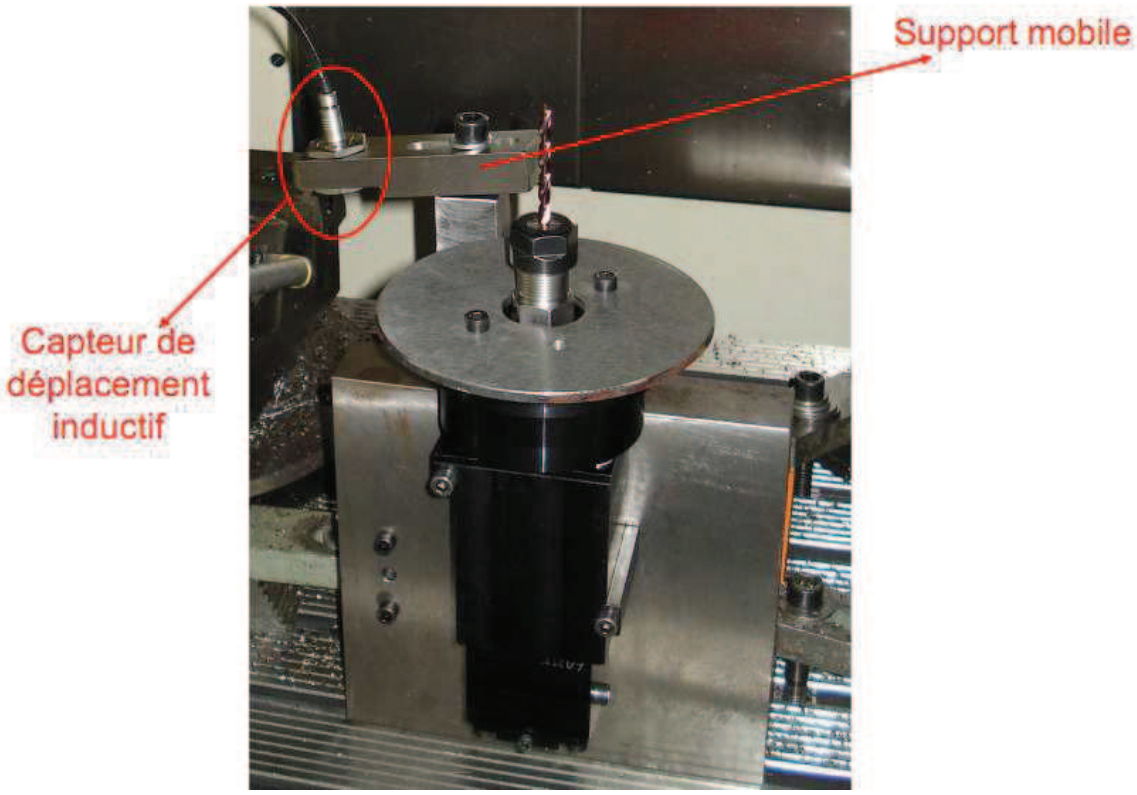


Figure IV.3. Positionnement du capteur de déplacement

Les mesures obtenues sont traitées par le logiciel MATLAB. Nous nous sommes essentiellement intéressés aux valeurs de l'effort de poussée suivant la direction axiale du foret (Figure IV.2.). A partir d'un traitement avec le logiciel MATLAB, il est possible de faire une analyse complète sur : (Figure IV.4.)

- Les efforts générés
- L'épaisseur du copeau
- La fréquence de la vibration

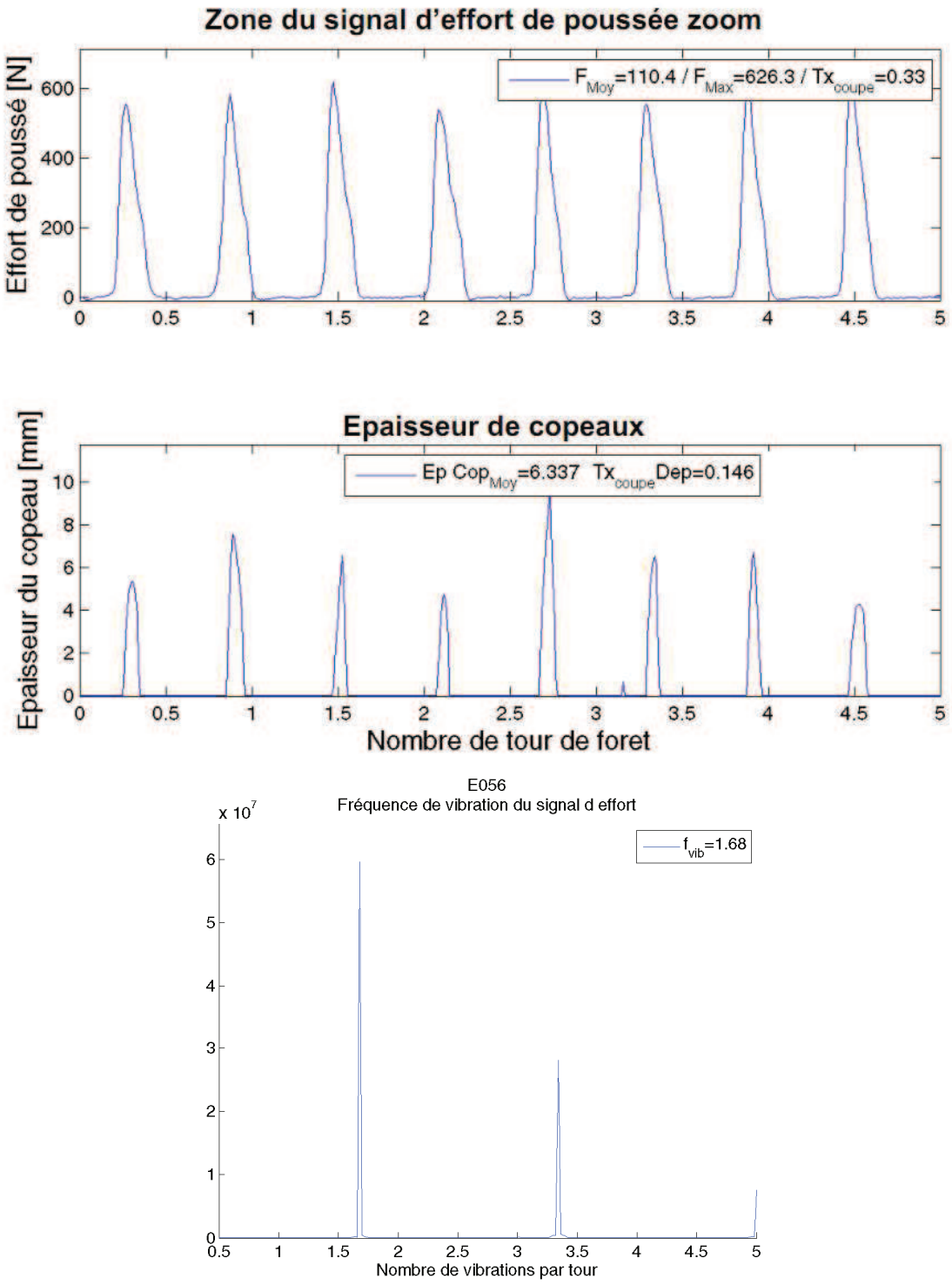


Figure IV.4. Analyse des efforts de poussée et de déplacement pour un foret Tivoly type 14007 revêtu ZrN pendant un usinage dans alliage d'aluminium AS7 : N=5000tr/min, f= 0,03mm/tr

La figure IV.4. présente les résultats du traitement pour un essai dans un aluminium AS7 avec un foret Tivoly revêtu ZrN. Le graphique de la mesure des efforts montre une bonne fragmentation du copeau qui est stable. Les efforts passent par zéro et l'amplitude des efforts est stable dans le temps. Une analyse

FFT permet de déterminer la fréquence de la vibration : 1,596 vib/tr. Nous sommes dans la première zone d'instabilité où l'on peut obtenir une bonne fragmentation du copeau.

IV.2. Validation de la tête de perçage vibratoire version décolletage dans un acier INOX

Pendant nos travaux, la validation de la tête de décolletage a été faite sur centre d'usinage dans un premier temps puis s'est poursuivie sur un tour à décolleter DECO 10000 au C.T.Dec. Les principales raisons de ces essais sont :

- Les essais précédents et pour différentes versions de la tête de perçage vibratoire [Guibert 2008] ont été faits en utilisant un centre d'usinage Hermle. Pour éviter de modifier plusieurs paramètres en même temps, nous avons effectué les premiers essais de la tête version décolletage sur un centre d'usinage en mettant l'éprouvette dans la broche et la tête sur la table de la machine.
- La possibilité d'utiliser les moyens de mesure sur un tour à décolleter est limitée car l'espace est restreint et incompatible avec l'espace nécessaire aux capteurs. Les systèmes de mesure sont adaptés pour une utilisation à l'ENISE sur centre d'usinage.

Pour ces raisons, dans un premier temps, il est nécessaire de poursuivre les études avec le centre d'usinage. La Figure IV.5 montre la configuration lors de la validation des têtes de décolletage. Le détail de ces têtes est donné en Annexe de cette thèse et restera confidentiel.

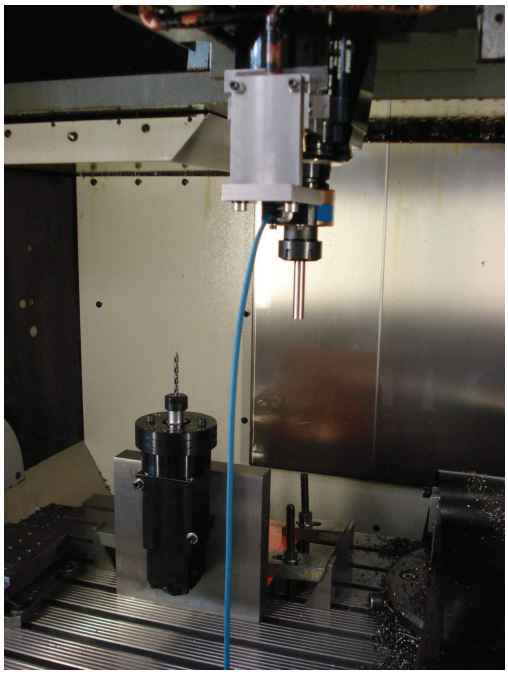


Figure IV.5. Système utilisé pendant les essais

IV.2.1. Détermination des plages de fonctionnement de la tête de décolletage version à lames

IV.2.1.a. Validation dans des aciers Inox 4404 et 4305

IV.2.1.a.1. Objectif des essais

L'objectif de ces essais est de définir le domaine de bon fonctionnement de la tête de perçage vibratoire version décolletage (version à lames) dans un acier INOX 4404 et 4305 (Ugitech).

IV.2.1.a.2. Protocole des essais

Une variation de l'avance de 0,04 mm/tr à 0,06mm/tr et une variation de la vitesse de rotation de 4000tr/min à 9000tr/min. ont été choisies. Ces conditions ont été prédéterminées en utilisant la théorie des lobes de stabilité.

Pendant les essais au lieu de fixer l'équerre sur la platine Kistler, l'équerre a été fixée directement sur la machine. Pour obtenir les efforts, un capteur rotatif Kistler a été utilisé. (Figure IV.6)

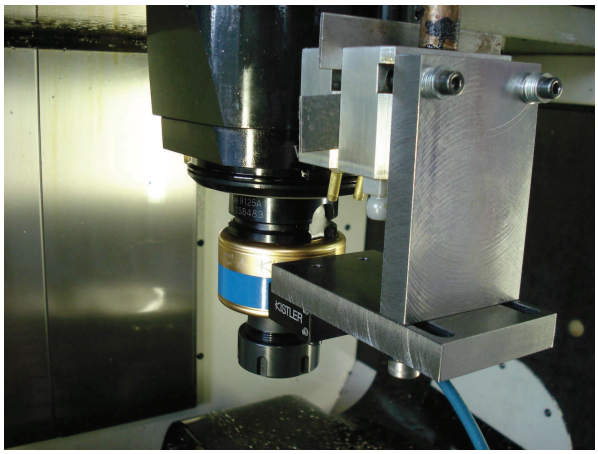


Figure IV.6. Capteur rotatif Kistler

Les conditions des essais sont situées sur le tableau IV.1.

Type de foret	Tivoly HSS 389 Diamètre : 6mm. Revêtement : TiAlN
Masse mobile de la tête	3,1kg.
Raideur	314N/mm.
Lubrification	NON
Avance	0,04mm/tr et 0,06mm/tr
Vitesse	4000tr/min – 9000tr/min

Tableau IV.1: Conditions des essais

IV.2.1.a.3. Résultats des essais

Les résultats pour un acier inox 4404 et 4305 sont présentés sur la figure IV.7.

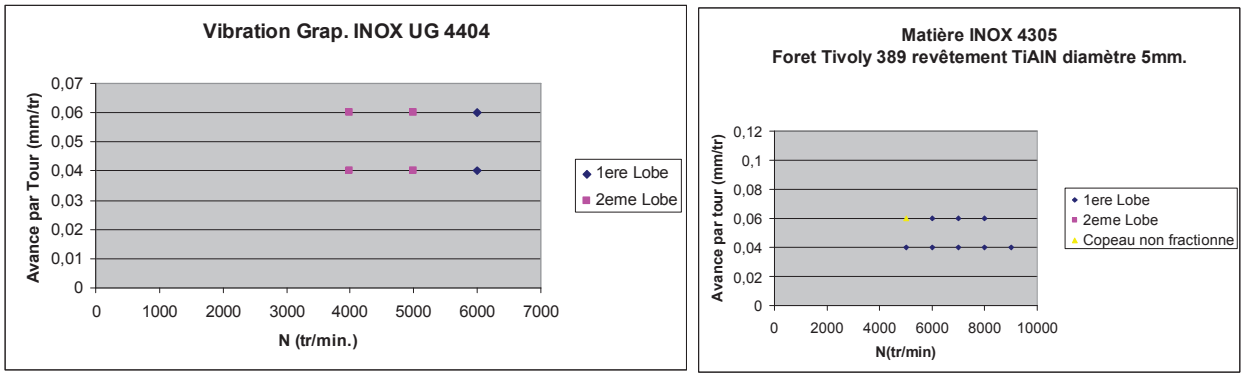


Figure IV.7. Analyse du domaine de fragmentation des copeaux dans les aciers INOX

Dans l'INOX 4404, une fragmentation des copeaux dans le premier et le deuxième lobe est observée. Cependant l'usinage n'était pas performant pour les grandes vitesses. A partir d'une vitesse de 6000tr/min aucune fragmentation n'est observée. En plus le foret à une durée de vie courte à partir d'une vitesse de 7000tr/min.

Les essais dans l'INOX 4305 ont donné des résultats plus encourageants pour des grandes vitesses. Nous avons observé une bonne fragmentation du copeau dans le premier lobe d'instabilité pour les vitesses élevées.

La variation de l'avance n'a pas d'influence sur le comportement de la tête de perçage vibratoire.

IV.2.1.a.4. Conclusions

La tête de perçage vibratoire version décolletage (version à lames) a été testée pour une utilisation dans les matières Inox 4404 et 4305. La plage de vibration a été déterminée dans les deux types d'inox pour un foret Tivoly 389 diamètre 5mm revêtu TiAlN. Les résultats indiquent une absence de fractionnement du copeau dans l'inox 4404 pour des vitesses supérieures à 6000tr/min. Cependant les résultats avec l'inox 4305 sont plus performants en termes de fragmentation du copeau et de durée de vie de l'outil. Il est possible de faire les opérations avec des vitesses allant jusqu'à 9000tr/min à sec.

IV.2.1.b. Validation dans l'acier 25CD4

IV.2.1.b.1. Objectif des essais

L'objectif est de balayer tout le domaine vibratoire de la tête de décolletage (version à lames) dans l'acier 25CD4 en jouant sur 3 paramètres : l'avance, la vitesse de rotation et le diamètre du foret.

IV.2.1.b.2. Protocole des essais

Les essais dans l'acier 25CD4 avec la tête de perçage vibratoire (version à lames) ont été réalisés avec un foret Tivoly type 389 revêtu TiAlN de diamètres différents avec 2 avances différentes et des

vitesses de rotation comprises entre 3000tr/min et 11000tr/min. Deux masses ont été choisies (en se basant sur nos expériences précédentes) parmi celles couramment utilisées. Les conditions des essais sont présentées sur le tableau IV.2.

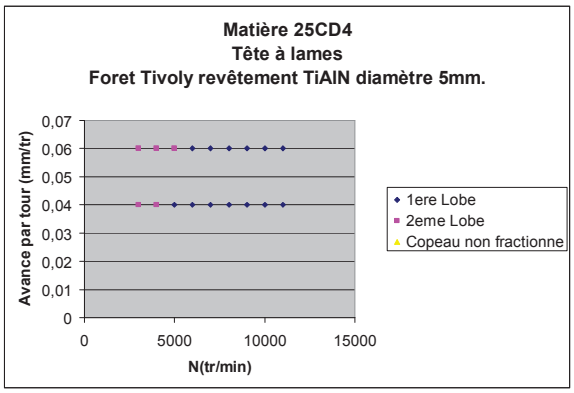
Type de foret	Foret Tivoly HSS 389 Diamètre : 2mm, 3mm, et 5mm.
Masse mobile de la tête	3,1 kg. (plus 1,5 kg. de masse additionnelle) pour les essais avec les forets diamètre 5mm. pas de masse additionnelle pour les diamètres 2 et 3mm.
Profondeur	2,5 fois le diamètre
Raideur	314N/mm.
Lubrification	NON
Avance	0,04mm/tr et 0,06mm/tr
Vitesse	3000tr/min-11000tr/min

Tableau IV.2: Conditions des essais

IV.2.1.b.3. Résultats des essais

Avec la tête de décolletage version à lames, pour les forets de diamètre 5mm une bonne fragmentation du copeau dans le deuxième lobe a été observée (Figure IV.8.) entre 3000 et 5000tr/min et à partir de 5000tr/min, une bonne fragmentation du copeau dans le premier lobe a été observée. Tous les trous ont été réalisés avec le même foret. Jusqu'à 12000tr/min, les efforts de poussée sont stables passant régulièrement par zéro, ce qui indique une bonne fragmentation du copeau régulière et stable. A partir de 12000tr/min, l'analyse montre que les efforts ne passent plus par zéro et le copeau n'est pas fractionné. Pour les forets de diamètre 5mm, les efforts de poussée atteignent 333N. (Figure IV.8.)

a)



b)

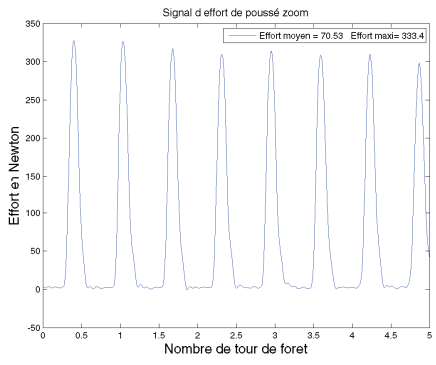


Figure IV.8. a)Analyse du domaine de vibration dans l'acier 25CD4 avec le foret Tivoly type 389 diamètre 5mm. b) Résultats pour une avance de 0,03mm/tr et vitesse de 5000tr/min

Avec les forets de diamètre 3 mm aucune fragmentation du copeau n'a été observée pour une vitesse de rotation inférieure à 4000 tr/min. A partir de 4000 tr/min pour une avance de 0,04 mm/tr/ et a

partir de 5000tr/min pour une avance de 0,06 mm/tr/ une bonne fragmentation du copeau a été observée dans le deuxième lobe d'instabilité. Avec des vitesses plus élevées et jusqu'à 11000tr/min. une bonne fragmentation du copeau dans le premier lobe a été observée pour les avances de 0,04mm/tr et 0,06mm/tr. (Figure IV.9.)

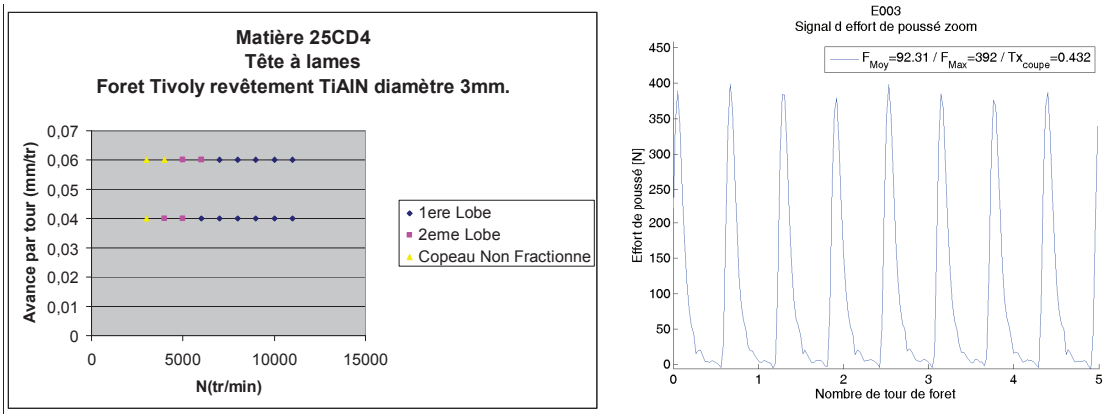


Figure IV.9. a)Analyse du domaine de vibration dans l'acier 25CD4 avec le foret Tivoly type 389 diamètre 3 mm. b) Résultats pour une avance de 0,05mm/tr et vitesse de 8000tr/min

Les forets de diamètre 2mm donnent une bonne fragmentation du copeau dans le premier lobe d'instabilité à partir d'une vitesse de 5000 tr/ min (Figure IV.10.). La limite de la première zone a été déterminée à 10000tr/min pour une avance de 0,06tr/min et 12000tr/min pour une avance de 0,04mm/tr, l'usinage se déroulant à sec.

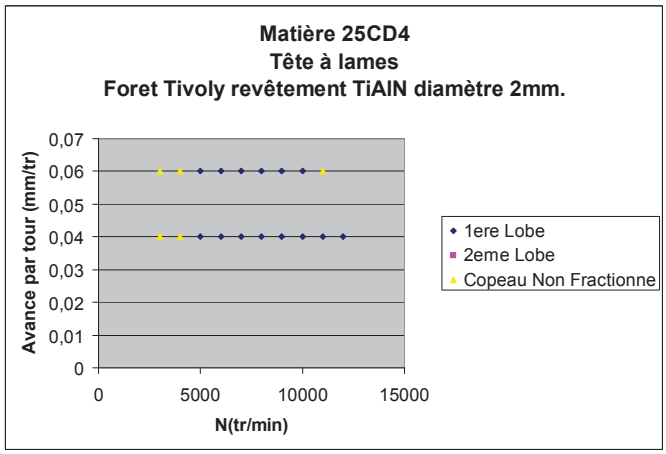


Figure IV.10. Domaine de vibration dans l'acier 25CD4 avec le foret Tivoly type 389 diamètre 2 mm.

IV.2.1.b.4. Conclusions

La tête de perçage vibratoire version décolletage (version à lames) a été validée dans l'acier 25CD4 pour des perçages de petits diamètres. Les résultats montrent que la tête est performante pour des vitesses élevées sous différentes avances et différents diamètres.

IV.2.1.c. Validation dans l'acier S300Pb

IV.2.1.c.1. Objectif des essais

L'acier S300Pb est un acier de type décolletage à très grande usinabilité. Cette propriété lui est conférée par une teneur élevée en soufre améliorée par l'addition de plomb. La composition chimique de l'acier S300Pb est présentée sur le tableau IV.3.

C	MN	SI	P	S	PB	TE
0,069	1,260	0,012	0,056	0,386	0,284	0,008

Tableau IV.3: Composition chimique de l'acier S300Pb

IV.2.1.c.2. Protocole des essais

Les conditions des essais dans l'acier S300PB sont identiques à ceux réalisés dans l'acier 25CD4.

IV.2.1.c.3. Résultats des essais

Le perçage dans l'acier S300Pb était plus délicat que le perçage dans l'acier 25CD4. L'utilisation de forets Tivoly type 389 de diamètre 5mm donne des résultats plus encourageants (une plage de fragmentation du copeau plus grande) que les forets de diamètre 3 et 2mm. A partir d'une vitesse de 5000tr/min. (pour une avance de 0,04mm/tr.) une fragmentation du copeau dans le premier lobe d'instabilité a été observée (Figure IV.11.).

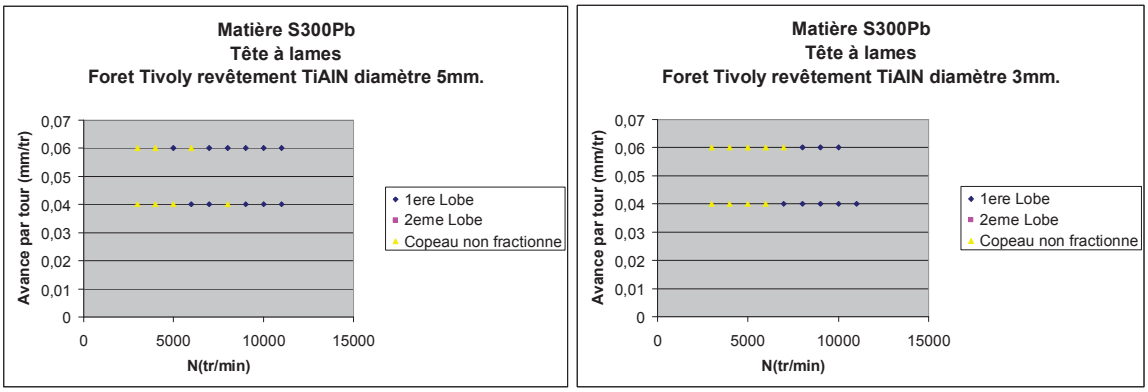


Figure IV.11. Domaine de fonctionnement de la tête (version à lames) dans l'acier S300Pb pour les diamètres 5 et 3mm.

Avec les forets de diamètre 3mm aucune fragmentation n'a été observée pour une vitesse inférieure à 7000tr/min. A partir de 7000tr/min et jusqu'à 10000tr/min une bonne fragmentation du copeau dans le premier lobe d'instabilité a été observée pour une avance de 0,04mm/tr. Avec l'augmentation de l'avance, on a observé que la plage de bonne fragmentation du copeau existe seulement pour une vitesse comprise entre 8000tr/min et 10000tr/min (Figure IV.11.).

Avec les forets de diamètre 2mm aucune fragmentation du copeau n'a été observée.

IV.2.1.d. Conclusions

Les essais sur l'acier S300PB ont donné une bonne fragmentation du copeau avec les forets Tivoly 389 diamètre 5 mm et 3mm. Avec d'un diamètre de 2 mm il n'est pas possible d'obtenir une bonne fragmentation des copeaux ni dans le premier lobe d'instabilité ni dans le deuxième.

IV.2.2. Détermination des plages de fonctionnement de la tête de décolletage (version douille à billes)

IV.2.2.a. Validation dans l'acier Inox 4404 et 4305

IV.2.2.a.1. Objectif des essais

Pour être capable de prendre une décision pour l'industrialisation de l'une des deux versions (version à lames et version douille à billes) de la tête de perçage vibratoire pour le décolletage, les essais dans l'acier inox 4404 et 4305 ont été réalisées avec la version douille à billes. L'objectif est de déterminer la plage de fonctionnement de la tête (version douille à billes).

IV.2.2.a.2. Protocole des essais

Le même foret Tivoly HSS 389 de diamètre 5 mm a été utilisé. Pour chaque configuration un trou d'une profondeur de 3 fois le diamètre a été effectué. Le Tableau IV.4. présente la configuration utilisée pendant les travaux.

La machine utilisée	CU Hermle ENISE 3 axes
Masse mobile de la tête	3,1 kg.
Fréquence d'acquisition	10 kHz.
Raideur du ressort	314N. /mm.
Lubrification	NON
Avance	0,04mm/tr et 0,06mm/tr

Tableau IV.4: Conditions des essais

IV.2.2.a.3. Résultats des essais

Les domaines de bon fractionnement du copeau en perçage dans l'acier INOX 4404 sont présentés sur la figure IV.12.

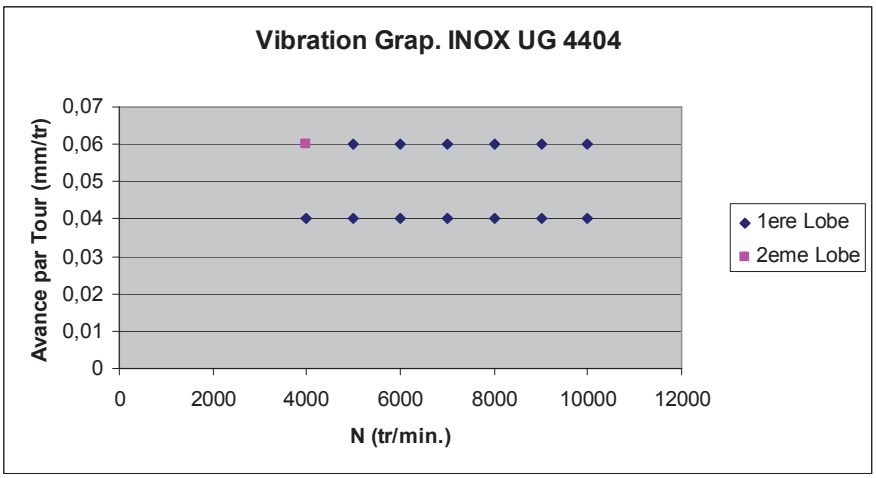


Figure IV.12. Domaine de fonctionnement de la tête (version douille à billes) dans l'acier INOX 4404

A partir de 4000tr/min (5000 tr/min pour une avance de 0,06mm/tr) une bonne fragmentation du copeau est observée dans le premier lobe d'instabilité. Cette fragmentation continue régulièrement pour une plage comprise entre 5000tr/min et 10000tr/min.

Dans l'acier Inox 4305 les résultats présentés sur la figure IV.13 montrent une bonne fragmentation dans le deuxième lobe d'instabilité pour des basses vitesses et une fragmentation du copeau dans le premier lobe d'instabilité pour des vitesses élevées.

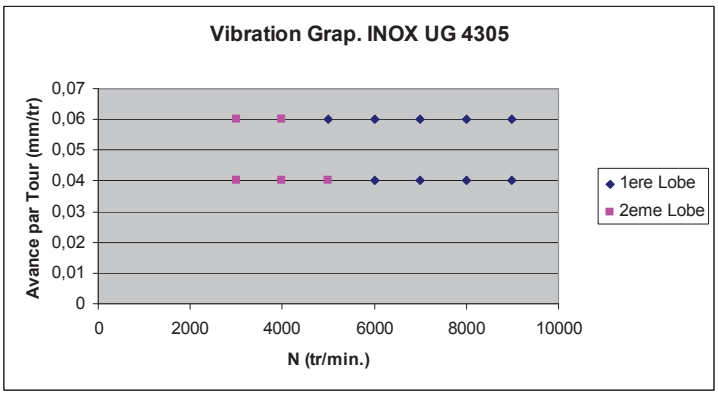


Figure IV.13. Domaine de fonctionnement de la tête (version douille à billes) dans l'acier INOX 4305

IV.2.2.a.4 Conclusions

Les résultats obtenus dans les aciers Inox avec la tête de perçage vibratoire (version douille à billes) sont meilleurs qu'avec la version à lames. On observe une plage de bon fractionnement du copeau dans l'inox 4404 avec la version douille à billes. Avec la version à lames, il n'est même pas possible d'obtenir un fractionnement du copeau pour des vitesses supérieures à 6000tr/min.

Cette remarque est plus nuancée avec l'inox 4305 car les deux versions ont donné une bonne performance.

IV.2.2.b. Validation dans l'acier 25CD4

IV.2.2.b.1. Objectif des essais

L'objectif est de balayer tout le domaine vibratoire avec la tête de décolletage (version douille à billes) dans l'acier 25CD4 et de faire une comparaison avec la tête version à lames.

IV.2.2.b.2. Protocole des essais

La variation de la vitesse d'avance est de 0,04 mm/tr à 0,06mm/tr et la variation de la vitesse de rotation est de 3000tr/min à 11000tr/min. Les trous ont été faits sur une profondeur de 2,5 fois le diamètre du foret, sans utiliser de lubrification avec les forets Tivoly HSS 388 diamètre 5, 3 et 2mm revêtus TiAlN. La raideur de la tête est de 314N/mm.

Pour les forets de diamètre 5mm, une masse additionnelle de 1,5 kg a été utilisée. Pour les essais avec les forets diamètre 3 et 2mm, il n'y a pas de masse additionnelle.

IV.2.2.b.3. Résultats des essais

Avec les forets de diamètre 5mm et à partir de 5000tr/min une bonne fragmentation du copeau a été observée dans le premier lobe d'instabilité. (Figure IV.14)

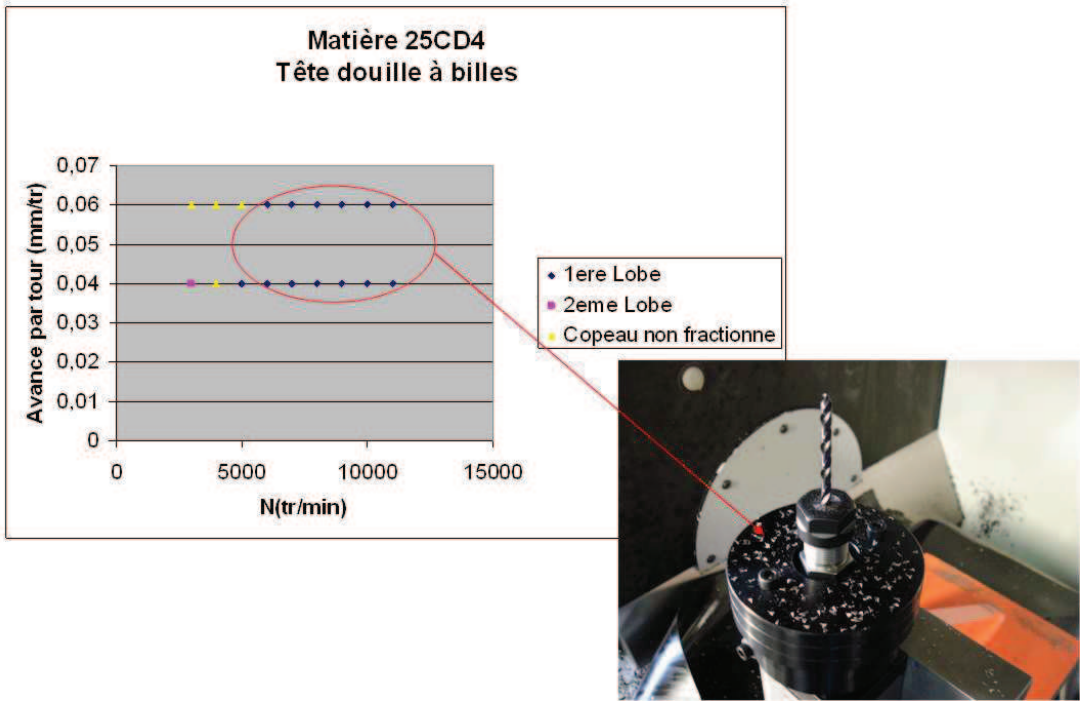


Figure IV.14. Domaine de fonctionnement de la tête (version douille à billes) dans l'acier 25CD4 pour un foret diamètre 5mm.

Avec les forets de diamètre 3 et 2 mm une bonne fragmentation du copeau dans le deuxième lobe pour une vitesse de rotation inférieure à 5000tr/min puis dans le premier lobe d'instabilité pour des vitesses

supérieures a été obtenue. Avec les forets de diamètre 2mm il n'y a pas de fragmentation du copeau en dessous de 5000tr/min. (Figure IV.15)

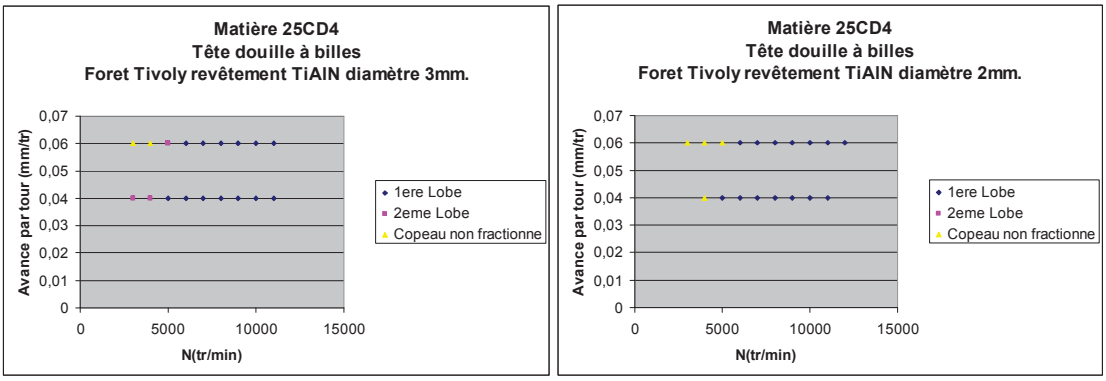


Figure IV.15. Domaine de fonctionnement de la tête (version douille à billes) dans l'acier 25CD4 pour les diamètres 2 et 3 mm

IV.2.2.b.4. Conclusions

La validation de la tête de décolletage (version douille à billes) a été faite avec des forets de différents diamètres. Toute la plage de fonctionnement a été balayée et les limites des lobes ont été déterminées. Les résultats sont similaires aux résultats obtenus avec la tête de perçage vibratoire pour le décolletage (version à lames).

IV.2.2.c. Validation dans l'acier S300Pb

IV.2.2.c.1. Objectif des essais

L'objectif des essais est de tester la tête de décolletage (version douille à billes) dans l'acier S300Pb

IV.2.2.c.2. Protocole des essais

La même configuration que les essais de la tête perçage vibratoire (version à lames) a été utilisée pendant les essais.

IV.2.2.c.3. Résultats des essais

Avec la tête de décolletage (version douille à billes), une meilleure plage de fragmentation du copeau a été observée avec les forets de diamètre 5mm. A partir de 5000tr/min. il était possible de voir les vibrations dans le premier lobe d'instabilité par contre le domaine n'est pas bien stable (Figure IV.16). Les essais sont limités à 11000tr/min car le foret ne peut pas résister à des vitesses supérieures.

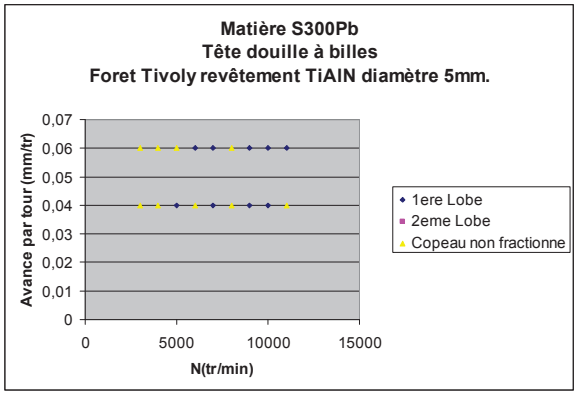


Figure IV.16. Domaine de fonctionnement de la tête (version douille à billes) dans l'acier S300Pb

Les essais dans l'acier S300Pb avec les forets de diamètre 3mm ne donnent pas des résultats satisfaisants. Entre 3000 et 6000tr/min aucune vibration n'a été observée (Figure IV.17). A partir de 7000tr/min des vibrations dans le premier lobe d'instabilité apparaissent mais la fragmentation du copeau n'est pas bonne car l'effort de poussée ne passe pas par zéro.

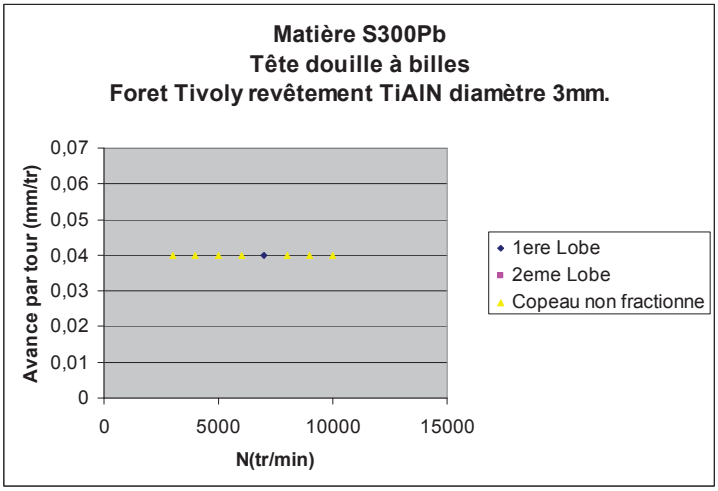


Figure IV.17. Domaine de fonctionnement de la tête de décolletage (version douille à billes) dans l'acier S300Pb pour un diamètre 3mm.

Avec les forets diamètre 2mm il n'y a aucune vibration entre 3000tr/min et 10000tr/min pour une avance de 0,04 mm/tr.

IV.2.2.c.4. Conclusions

La validation et l'identification des plages de fonctionnement de la tête de perçage vibratoire pour le décolletage (version douille à billes) a été faite. Les travaux indiquent que la version douille à billes est moins performante que la version à lames.

IV.3. Essais de durée de vie

Des essais de durée de vie avec la tête de perçage vibratoire de décolletage ont été faits sur un tour à décolleter DECO 2000 13000. Ces essais devront valider :

- Les durées de vie d'outil
- La fiabilité du système pendant l'usinage
- La qualité dimensionnelle et la géométrique des trous
- La comparaison de performance entre les deux versions de tête pour choisir quelle tête industrialiser.

Les essais ont été réalisés avec un foret Tivoly type 389 (revêtement TiAlN) diamètre 5mm dans l'acier 25CD4. L'évaluation du diamètre et de la concentricité est prévue toutes les 50 pièces. Les essais se sont poursuivis jusqu'à la rupture de l'outil.

IV.3.1.Résultats des essais avec la version douille à billes :

Les résultats des essais ont été encourageants. Sans utiliser de lubrification, il est possible de percer 1300 trous dans l'acier25CD4. Les mesures de diamètre réalisées avec la MMT TOPAZ (palpeur et profondeur adaptés au diamètre montrent une variation de diamètre comprise entre : 4,98mm et 5,02mm. (Figure IV.18.).

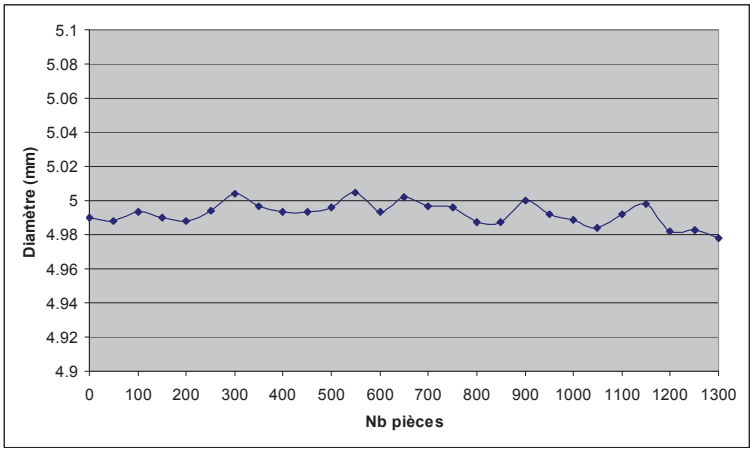


Figure IV.18. Mesure du diamètre du trou

Une bonne fragmentation du copeau a été obtenue dans le premier lobe d'instabilité comme prévu.

IV.3.2. Résultats des essais avec la tête version à lames :

Les résultats obtenus avec la tête de perçage vibratoire (version à lames) ne sont pas très satisfaisants. La durée de vie de l'outil et la qualité du trou, sont moins fiables. Dans L'acier 25CD4, nous avons observé que les vibrations ne sont pas toujours stables. Les essais ont été répétés 2 fois. 73 trous ont été réalisés avant la rupture de l'outil pour le premier essai (10m. de perçage), et 55 trous pour le deuxième (Figure IV.19).

Les résultats sur la qualité du trou sont identiques (4,98-5,02mm). Par contre les concentricités obtenues ne sont pas aussi bonnes. Il existe une variation de la concentricité pendant l'usinage avec la tête version à lames. (Figure IV.20)

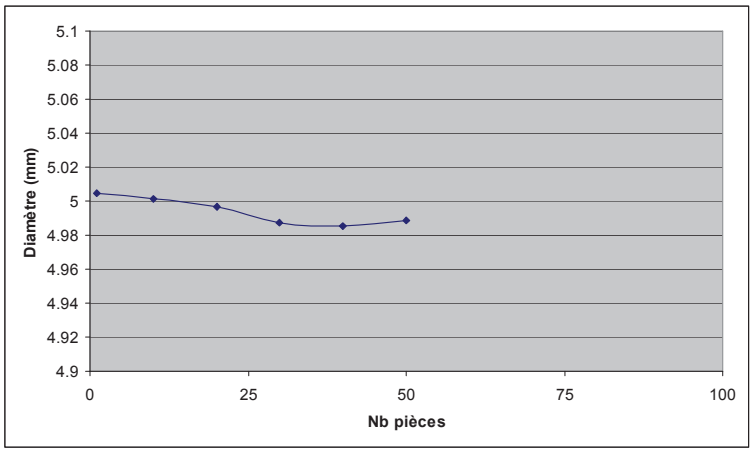


Figure IV.19. Mesure du diamètre (version à lames)

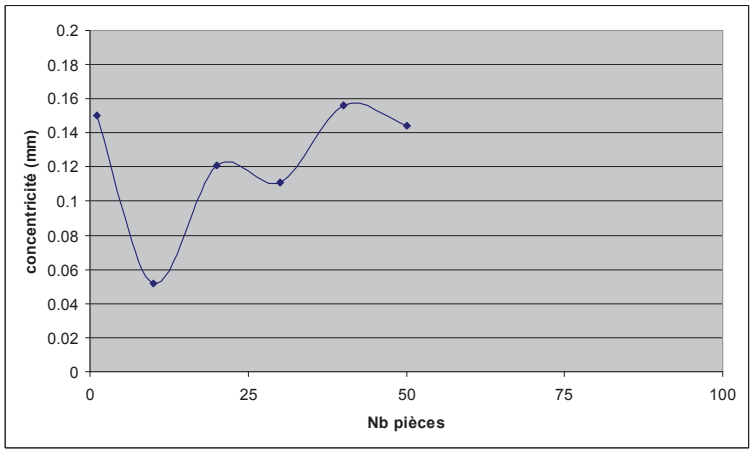


Figure IV.20. Mesure de concentricité (version à lames)

IV.3.3. Conclusion des essais de durée de vie

On peut remarquer que le diamètre de perçage est très stable pendant utilisation des deux versions de la tête de perçage vibratoire.

Pour la concentricité, les résultats obtenus avec la version à lames ne sont pas très bons. Il y a de grosses dispersions. La concentricité obtenue n'est pas stable.

Les résultats de durée de vie et la qualité du trou indiquent que l'industrialisation de la version douille à billes est plus pertinente que la version à lames.

IV.4. Validation de la tête de perçage vibratoire dans l'aluminium avec le revêtement déterminé suite aux essais de tribologie

IV.4.1.Influence du revêtement

IV.4.1.a Objectif des essais

Dans le deuxième chapitre de cette thèse, nous avons identifié l'importance du choix de revêtement et nous avons étudié les caractéristiques de 3 revêtements différents dans 3 types d'aluminium. Suite à ces travaux de tribologie, le revêtement retenu pour chaque type d'aluminium est présenté sur le tableau IV.5.

Type d'aluminium	Revêtement retenu
AU4G	ZrN
AS10tth	ZrN
AS7	CrN

Tableau IV.5: Choix des revêtements

Cependant pour la validation en perçage vibratoire, chaque matière a été testée avec les deux types de revêtement (ZrN et CrN) pour bien examiner l'influence du revêtement.

IV.4.1.b Protocole des essais

Les 3 types d'aluminium ont été testés avec les deux revêtements retenus pour valider les résultats des essais de frottement. Les forets Tivoly 388 HSS diamètre 10mm ont été utilisés pendant les essais. (Tableau IV.6)

Type de foret	Tivoly HSS 388 Diamètre: 10mm.
Tête	Tête version CU
Masse mobile de la tête	4,8 kg.
Profondeur	2,5 fois diamètre du foret
Raideur du ressort	256N. /mm.
Lubrification	NON
Avance	0,03mm/tr ; 0,05mm/tr ; 0,075 mm/tr ; 0,1 mm/tr
Vitesse	4000tr/min.-10000tr/min
Matériaux	Aluminium AS10 tth Aluminium AU4G Aluminium AS7
Machine Utilisée	CU Hermle ENISE 3 axes

Fréquence d'acquisition	10 kHz.

Tableau IV.6: Conditions des essais

IV.4.1.c Résultats des essais

Résultats des essais dans l'aluminium AU4G

La meilleure fragmentation des copeaux a été obtenue avec une avance de 0,05 mm/tr. Cependant un phénomène de collage a été observé avec les revêtements CrN et ZrN. La qualité des trous (Figure IV.21) n'est pas très bonne. Ce problème est peut être lié à la géométrie de l'outil qui semble mal adaptée.

.



Figure IV.21. Qualité de la surface après usinage dans l'aluminium AU4G avec un foret Tivoly 388 revêtu ZrN

Quand on examine la fragmentation du copeau, nous observons un domaine qui n'est pas continu. (Figure IV.22.)

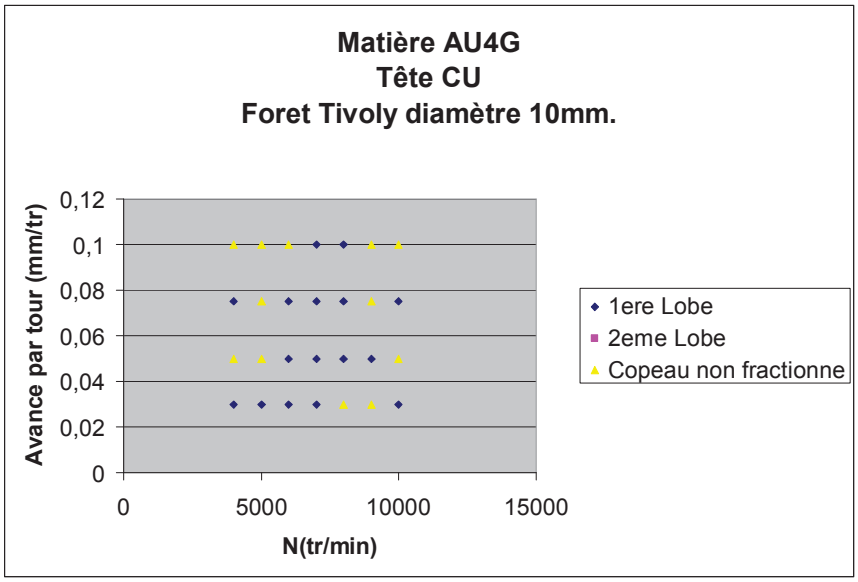


Figure IV.22. Domaine de fonctionnement dans l'aluminium AU4G avec un foret Tivoly 388 revêtu ZrN

Résultats des essais dans l'aluminium AS10th

Une bonne fragmentation du copeau a été observée avec une avance de 0,03mm/tr. Pour autres avances, un phénomène de collage a été observé. (Figure IV.23.)

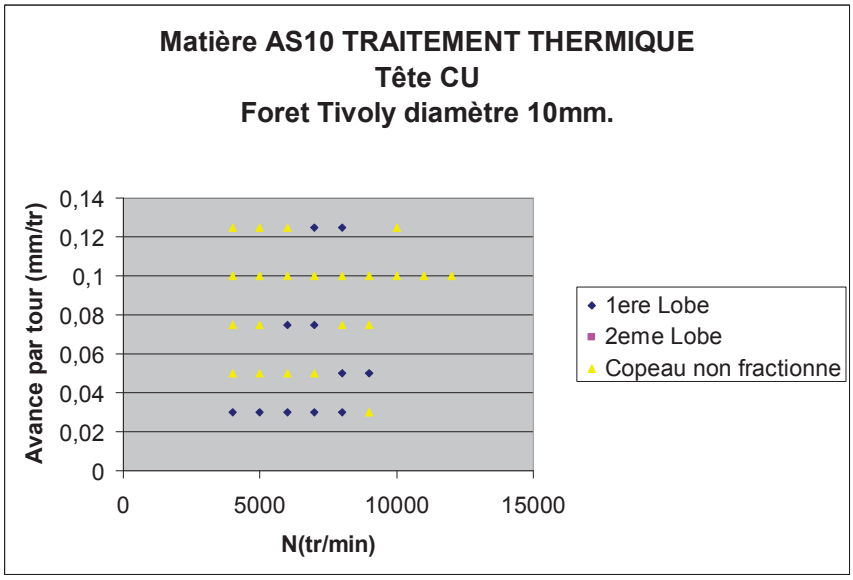


Figure IV.23. Domaine de fonctionnement dans l'aluminium AS10 avec un foret Tivoly 388 diamètre 10mm revêtu ZrN

La qualité du trou et la surface obtenue après l'usinage sont meilleures que celles obtenues sans revêtement adapté. (Figure IV.24)



Figure IV.24. La qualité de la surface après l'usinage dans l'aluminium AS10 traitement thermique

Résultats des essais dans l'aluminium AS7

Nous avons toujours obtenu une fragmentation du copeau dans le premier lobe d'instabilité. (Figure IV.25)

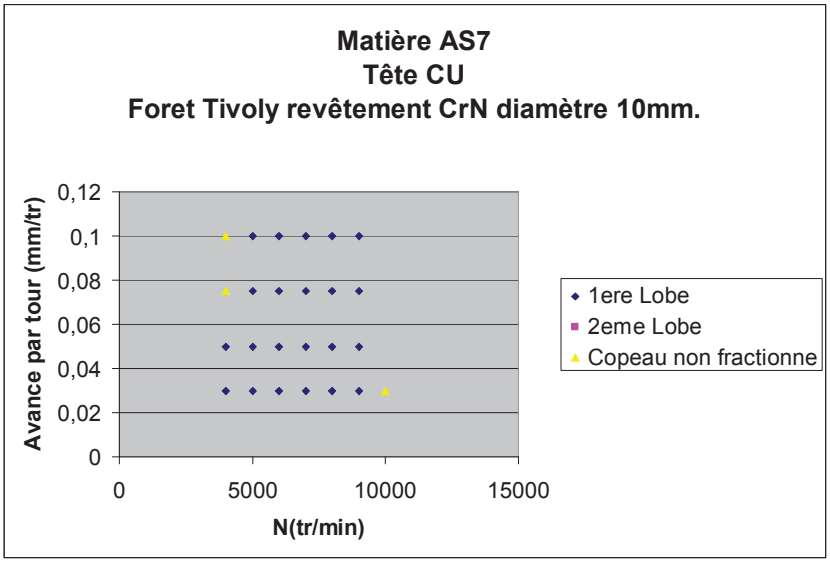


Figure IV.25. Le domaine de fonctionnement de la tête perçage vibratoire pendant un usinage dans l'aluminium AS7 avec un foret Tivoly 388 revêtu CrN

Par contre il existe toujours un problème de collage à partir d'une vitesse de 8000tr/min, (Figure IV.26)



Figure IV.26. Phénomène de collage pendant l'usinage de l'aluminium AS7 avec des vitesses de rotation élevées

IV.4.1.d Conclusion Générale

Suite à nos essais, on peut conclure que l'utilisation d'un revêtement adapté pour l'usinage des aluminiums donne des résultats encourageants. Cependant le collage reste trop présent et nous envisageons un changement de la géométrie du foret. Les résultats obtenus avec cette nouvelle géométrie sont présentés dans le paragraphe suivant.

IV.4.2 Influence de la géométrie de l'outil

On a déterminé que les forets Tivoly 388 (revêtu CrN ou ZrN) ne sont pas adaptés pour un usinage à sec dans l'aluminium. Nos recherches indiquent que le foret Tivoly type 14007 peut être plus performant.

Le but des essais suivants est la détermination de la performance des forets Tivoly 14007. Le choix du revêtement restant identique.

IV.4.2.a. Protocole des essais

Le tableau IV.7. présente les conditions utilisées pendant les essais. Chaque type d'aluminium a été testé avec un foret revêtu CrN et un foret revêtu ZrN pour voir la différence et pour valider le choix du revêtement.

Une variation de la vitesse de rotation entre 4000tr/min et 10000tr/min pour 4 valeurs d'avance a été faite pour déterminer la plage de bon fonctionnement. Tous les essais ont été réalisés à sec.

Type de foret	Tivoly 14007 Diamètre: 10mm. Revêtement : CrN, ZrN
Tête	Tête version CU
Masse mobile de la tête	4,8 kg.
Profondeur	3 fois diamètre du foret
Raideur du ressort	256N. /mm.
Lubrification	à sec
Avance	0,03mm/tr ; 0,05mm/tr ; 0,075 mm/tr ; 0,1 mm/tr
Vitesse	4000tr/min.-10000tr/min
Matériaux	Aluminium AS10 tth Aluminium AU4G Aluminium AS7
Machine Utilisée	CU Hermle ENISE 3 axes
Fréquence d'acquisition	10 kHz.

Tableau IV.7: Conditions des essais

IV.4.2.b. Résultats des essais

Résultats dans l'aluminium AU4G

Les Résultats des essais dans l'aluminium AU4G avec les forets Tivoly type 14007 revêtus CrN et ZrN sont présentés sur la figure IV.27.

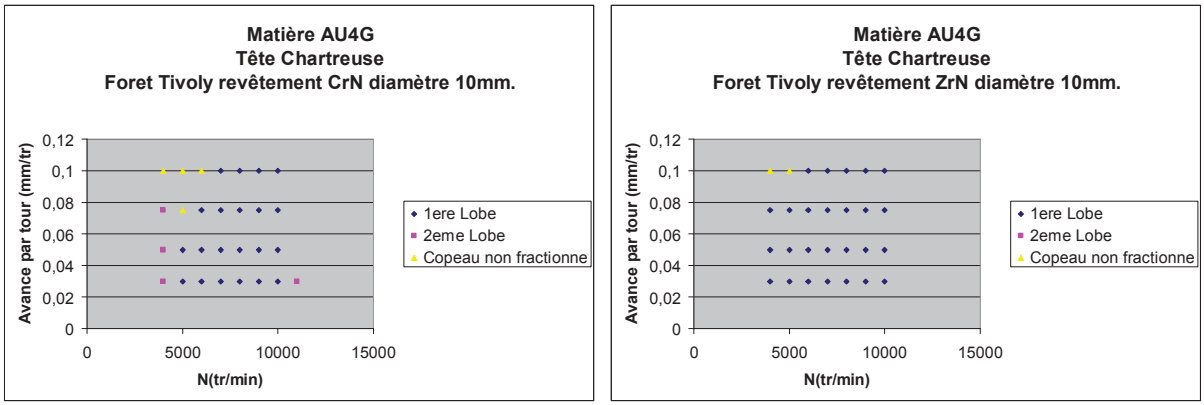


Figure IV.27. Influence du revêtement sur le domaine de fonctionnement dans l'aluminium AU4G

L'identification de la plage d'une bonne fragmentation du copeau montre que l'utilisation d'un revêtement bien adaptée (ZrN) donne une fragmentation du copeau dans le premier lobe d'instabilité. Avec le revêtement CrN nous obtenons des points de fonctionnement dans le premier et le deuxième lobe d'instabilité. Il est aussi possible de dire que l'utilisation du foret ayant une géométrie 14007 a donnée des résultats plus pertinents que la géométrie 388.

La qualité de la surface obtenue est meilleure avec le revêtement ZrN. (Figure IV.28)



Figure IV.28. Surface après usinage dans l'aluminium AU4G avec un foret Tivoly 14007 revêtu ZrN

Avec la géométrie 14007 aucun collage n'a été observé ni avec un revêtement CrN, ni avec un revêtement ZrN. En utilisant un seul foret, il était possible de faire tous les essais.

Pour identifier l'influence de la MQL, les essais avec le revêtement ZrN ont été répétés en utilisant la lubrification MQL. Ecocut Mikroplus. Les résultats indiquent (Figure IV.29) une réduction sur les efforts de poussée sans modification de la fréquence des vibrations. Pour les deux conditions (à sec et lubrification MQL) aucun phénomène de collage n'est observé et la fragmentation du copeau est régulière. La présence de lubrification MQL n'a pas une grande influence sur le fonctionnement de la tête de perçage vibratoire.

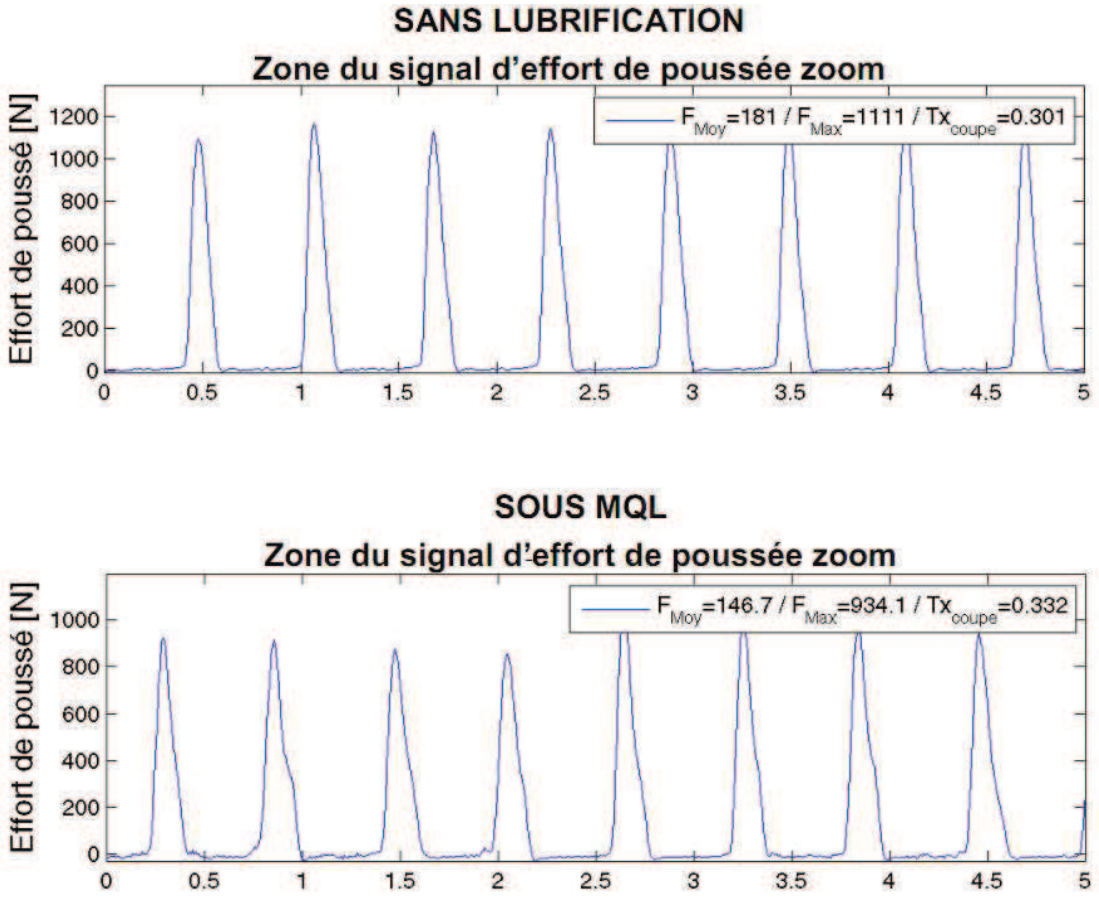


Figure IV.29. Influence de la lubrification (MQL) Vitesse 5000tr/min, avance 0,05tr/min dans l'aluminium AU4G avec un foret 14007 revêtu ZrN de diamètre 10mm.

Résultats dans l'aluminium AS10tth

Les résultats des essais dans l'aluminium AS10tth avec les forets Tivoly type 14007 revêtus CrN et ZrN sont présentés sur la figure IV.30.

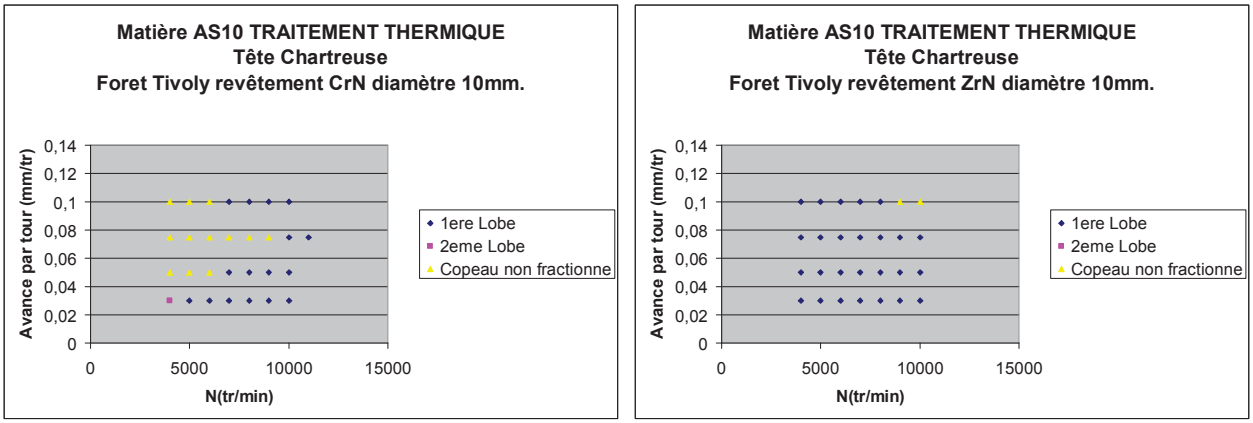


Figure IV.30. Influence du revêtement sur le domaine de fonctionnement de la tête de perçage vibratoire pendant un usinage dans l'aluminium AS10tth

Avec le revêtement ZrN il est possible d'obtenir un bon fonctionnement de la tête jusqu'à 10000tr/min avec de petites avances. Avec des avances plus importantes (0,075mm/tr et 0,1mm/tr) il est possible d'obtenir une bonne fragmentation du copeau dans le premier lobe d'instabilité entre 4000tr/min et 8000tr/min.

Quand on fait une comparaison avec les résultats obtenus avec la géométrie 388 (Figure IV.31.), on peut bien voir que la géométrie du foret a une très grande influence sur la fragmentation du copeau. Avec un revêtement adapté (ZrN pour l'aluminium AS10tth) les forets ayant une géométrie 14007 donnent une bonne fragmentation du copeau pour toutes les avances et vitesses testées avec une bonne qualité du trou.

Résultats dans l'aluminium AS7

La nuance AS7 est la plus difficile à usiner. Pendant nos travaux tribologiques, nous avons déterminé que le revêtement CrN est le revêtement adapté pour un usinage avec la tête de perçage vibratoire dans l'aluminium AS7. La détermination des domaines de vibration liés à l'aluminium AS7 est présentée sur la figure IV.31. :

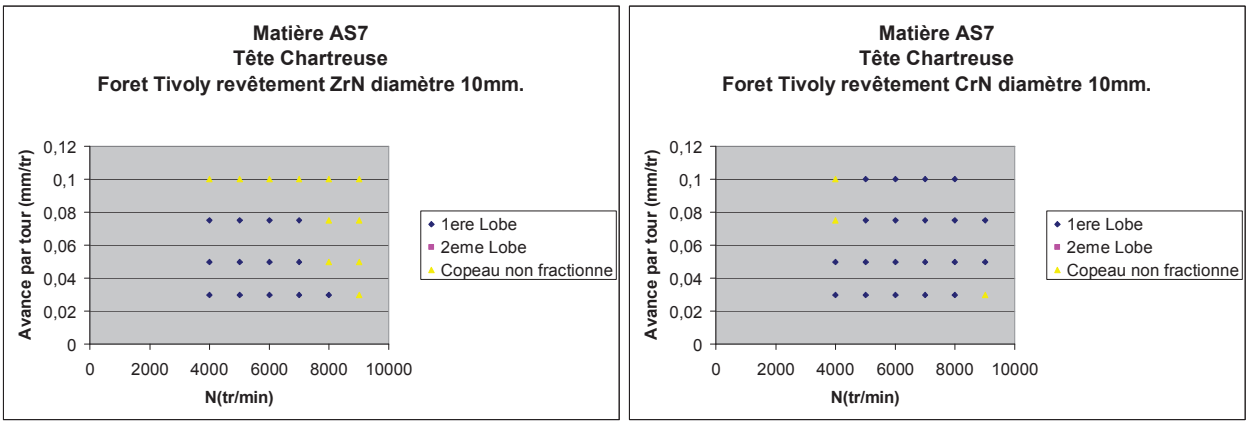


Figure IV.31. Influence du revêtement sur le domaine de fonctionnement de la tête de perçage vibratoire dans l'aluminium AS7.

Pour valider le choix du revêtement, une série d'essais avec un revêtement CrN et une série d'essais avec un revêtement ZrN ont été faites. Pour une avance de 0,03mm/tr, aucune différence entre les deux revêtements est observée. En augmentant l'avance, le revêtement ZrN ne donne pas une bonne fragmentation du copeau avec des vitesses de rotation élevées. Pour une avance de 0,01mm/tr, la différence de performance entre les deux revêtements est plus claire. Aucune fragmentation du copeau n'est observée avec le revêtement ZrN, cependant un bon fonctionnement de la tête est observé avec le revêtement CrN.

Pour identifier l'influence de la géométrie du foret, une comparaison entre les résultats des essais avec les forets type Tivoly 388 revêtus CrN et les forets 14007 revêtus CrN a été faite. La différence de la fragmentation du copeau n'était pas significative entre ces deux géométries. Cependant en regardant le collage et la qualité de la surface usinée, il existe une grande différence. Avec la géométrie 14007 il est possible d'obtenir une surface de bonne qualité. Le problème de collage n'est pas complètement éliminé mais reste acceptable. (Figure IV.32)

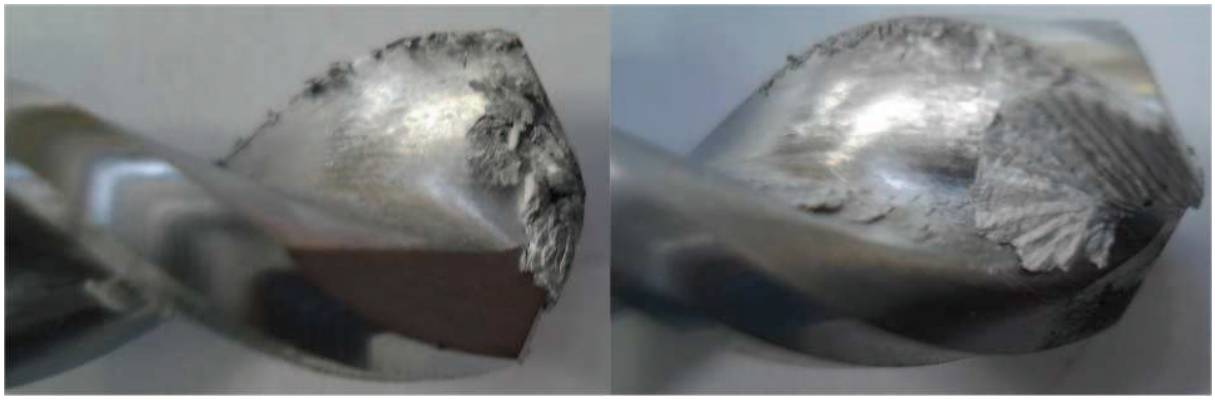


Figure IV.32. Foret diamètre 10mm géométrie 14007 revêtu CrN, phénomène de collage pour une avance 0,1mm/tr et une vitesse 9000tr/min

IV.4.2.c. Conclusion générale

Les essais dans l'aluminium AS7 en utilisant le revêtement ZrN et CrN ont été réalisés. Une plus grande plage de fonctionnement a été identifiée avec le revêtement CrN. Une comparaison entre les forets Tivoly revêtus CrN type 14007 et type 388 a été effectuée. Les résultats indiquent que la géométrie d'outil a un rôle très important sur le collage.

Les résultats des essais de tribologie ont été validés avec les résultats des essais de perçage. On peut déclarer que le revêtement CrN est le revêtement convenable pour un usinage dans l'aluminium AS7.

IV.4.3 Usinage avec un foret carbure

IV.4.3.a Objectif des essais

Il est aussi intéressant d'analyser le fonctionnement d'un foret carbure dans différents aluminiums. L'objectif des essais est de tester un foret carbure catalogue de Tivoly (Tivoly 8 24310 1) pour déterminer la compatibilité avec la tête de perçage vibratoire.

IV.4.3.b Protocole des essais

Dans la partie expérimentale, 3 différents types d'aluminium ont été testés. Les conditions de coupe ont été choisies (les conditions pour obtenir une fragmentation de copeau dans le premier lobe d'instabilité ; Ces conditions ont été testées avec les forets 14007 revêtus CrN et ZrN et ont donné un bon fonctionnement de la tête sous les mêmes conditions) à partir de nos essais précédents.

Les essais ont été réalisés pour 4 avances (0,03mm/tr, 0,05mm/tr, 0,075mm/tr et 0,1mm/tr) et des vitesses de rotation variant entre 6000tr/min et 9000tr/min.

IV.4.3.c Résultats des essais

Résultats dans l'aluminium AU4G

Les forets carbure ont donné des résultats encourageants avec de petites avances. Une bonne qualité de la surface a été obtenue et une bonne fragmentation du copeau dans le premier lobe d'instabilité. (Figure IV.33). Cependant, avec des avances plus grandes, aucune fragmentation n'a été observée (Figure IV.34).

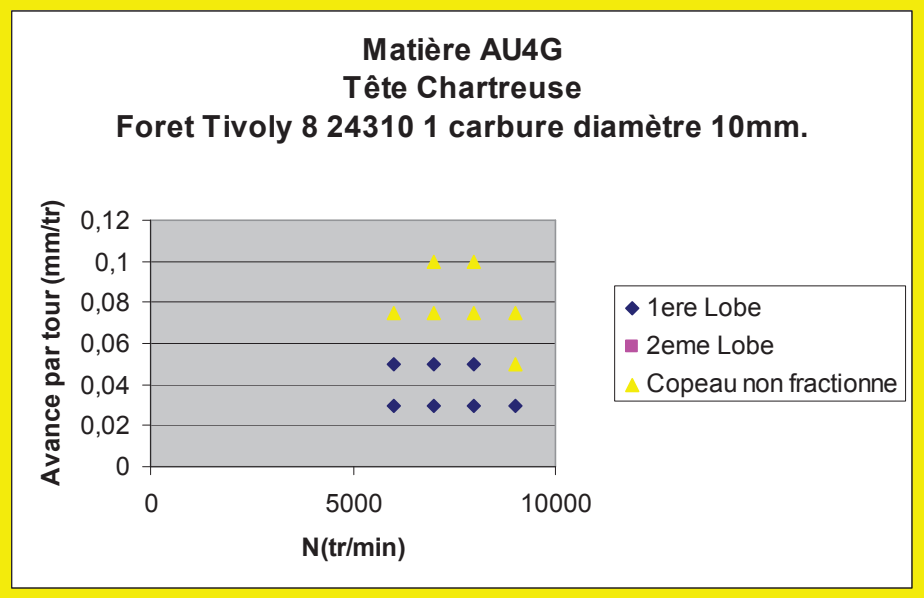


Figure IV.33. Domaine de fonctionnement de la tête de perçage vibratoire dans l'aluminium AU4G avec le foret carbure.

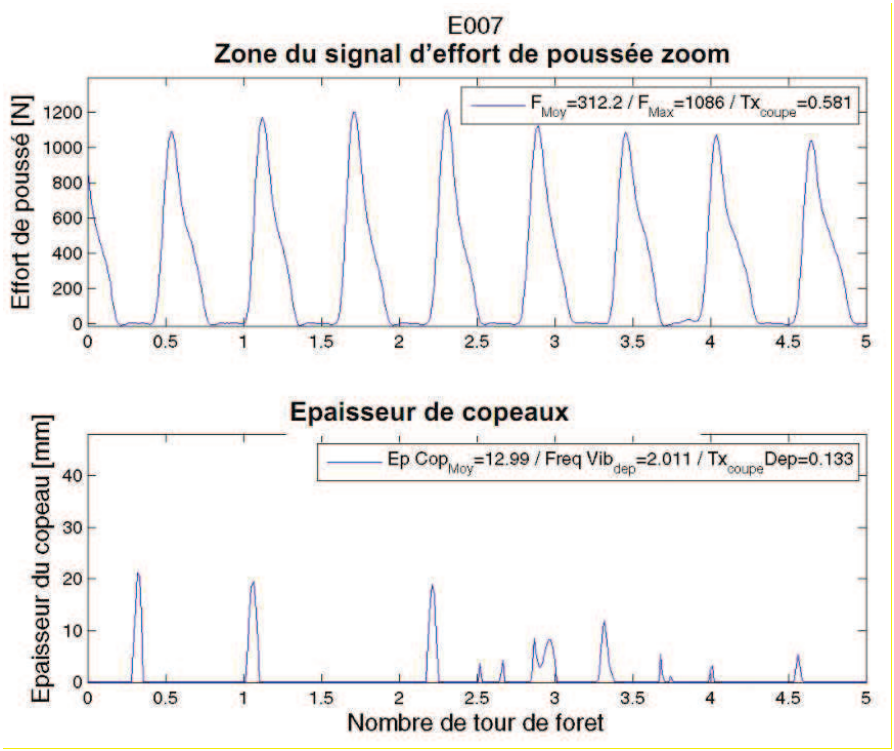


Figure IV.34. Analyse des efforts de poussée avec les forets carbures dans l'aluminium AU4G (V= 8000tr/min, avance= 0,05mm/tr).

Un grand phénomène de collage a été observé avec les grandes avances. (Figure IV.35) Cependant il ne faut pas oublier que les forets carbure utilisée pendant ces essais n'ont aucun revêtement et l'usinage a été fait sans lubrification.

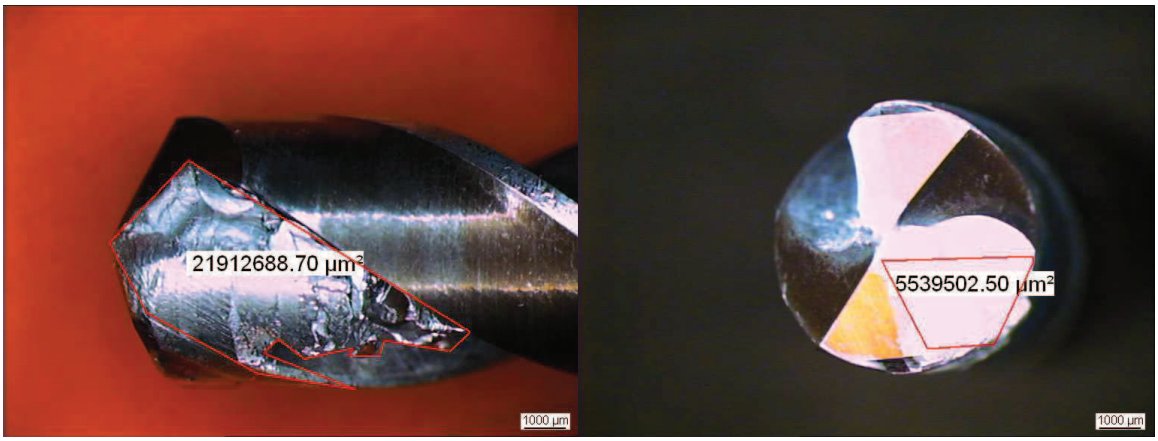
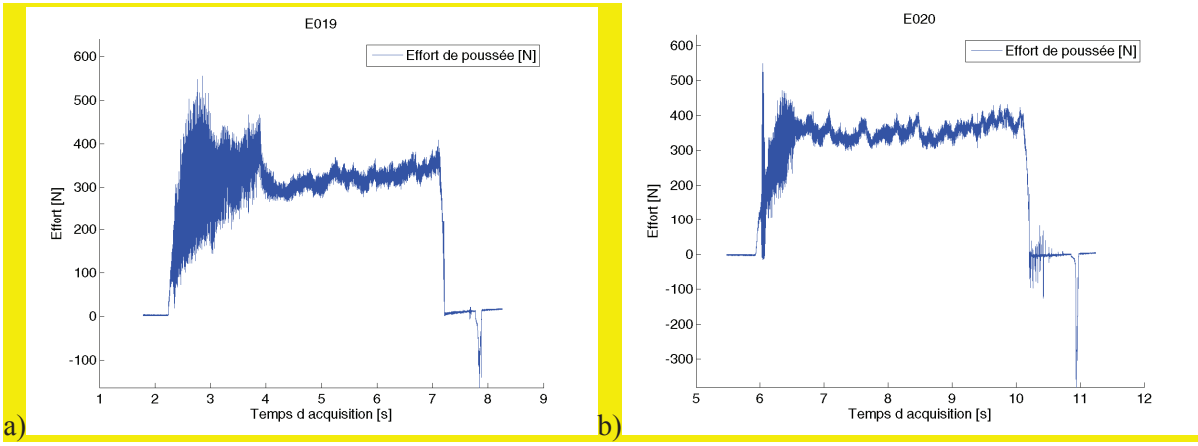


Figure IV.35. Analyse du phénomène de collage pendant utilisation d'un foret carbure non revêtu.

Résultats dans l'aluminium AS10

On sait bien que l'usinage dans l'aluminium AS10 est plus difficile qu'un usinage dans l'aluminium AU4G. Dans l'aluminium AS10, on n'a obtenu aucune vibration à partir d'une avance de 0,05tr/min. (figure IV.36.). Un phénomène de collage a été identifié à partir d'une vitesse 7000tr/min pour une avance de 0,03mm/tr et à partir de 5000tr/min pour une avance de 0,05tr/min.



a) b)

Figure IV.36. Analyse des efforts de poussée avec la tête de perçage vibratoire dans l'aluminium AS10 pour des vitesses élevées. (avance 0,05tr/min, a) Vitesse 7000tr/min b) Vitesse 8000tr/min)

Résultats dans l'aluminium AS7

L'aluminium AS7 est le plus difficile à usiner avec la tête de perçage vibratoire. Les essais avec les forets carbures montrent que le fractionnement du copeau n'est pas possible. Même avec une avance de 0,03mm/tr et une vitesse de 5000tr/min (Figure IV.37.). Il existe un phénomène de collage important.

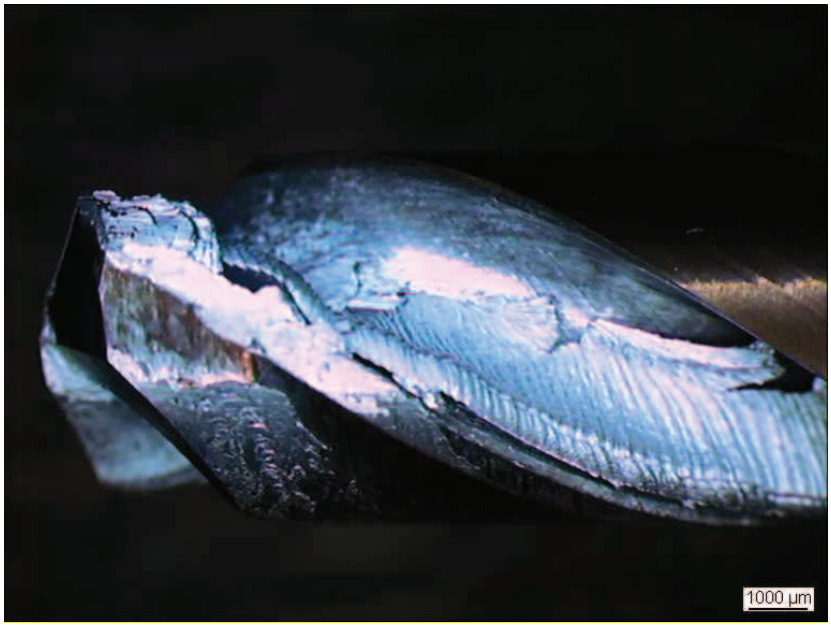


Figure IV.37. Phénomène de collage pendant l'utilisation du foret carbure dans l'aluminium AS7 avec une avance de 0,05mm/tr et une vitesse de rotation de 5000tr/min

IV.4.3.d Conclusions des essais avec les forets carbure

L'Utilisation d'un foret carbure catalogue de Tivoly sans revêtement n'est pas possible pour l'usinage dans l'aluminium avec la tête perçage vibratoire. Maintenant il reste à tester ces forets avec le revêtement retenu pour les forets HSS. Ces essais ne sont pas encore réalisés.

Conclusions et perspectives

Les techniques actuelles de perçage ne sont plus satisfaisantes pour des raisons environnementales et économiques. Une amélioration de l'usinage à sec est nécessaire pour obtenir un taux de production élevé avec une bonne qualité. Nous proposons une tête de perçage vibratoire auto-entretenu avec laquelle il est possible d'obtenir une fragmentation et une bonne évacuation du copeau.

L'objectif de ce travail était de mieux maitriser la technique de perçage vibratoire auto-entretenu et d'améliorer la performance de la tête pour les applications de décolletage et pour une utilisation dans les matières difficiles à usiner.

Le premier chapitre de ce mémoire a montré que l'utilisation des vibrations axiales a une très grande influence sur la fragmentation des copeaux. Une bonne configuration permet d'obtenir des résultats encourageants (sans lubrification) avec un taux de production élevé dans les aciers. Pour les matières difficiles à usiner, il est nécessaire de maitriser les phénomènes tribologiques qui peuvent apparaitre à l'interface copeau-outil. Dans le premier chapitre plusieurs théories et travaux ont été examinés pour trouver une méthodologie adaptée pour identifier les phénomènes tribologiques. On peut conclure qu'il n'existe aucune théorie universelle. Les méthodologies utilisant seulement les lois de Coulomb ne sont pas suffisantes. De nouvelles méthodes pour qualifier le phénomène qui existe à l'interface copeau-outil doivent être utilisées.

Le deuxième chapitre concerne la modélisation tribologique à l'interface copeau-outil. Une modélisation de cette interface a été proposée en prenant en compte les variations des pressions et les vitesses le long de la face de coupe. Il a été vu que le coefficient de frottement n'est pas suffisant. De nouveaux critères (rugosité, aire de matière restant collée sur le pion) ont été définis pour faire une identification plus réaliste. Ainsi 3 différents revêtements (CBC, CrN, ZrN) ont été choisis pour trouver le revêtement le mieux adapté pour un usinage dans les différents types d'alliages d'aluminium (AS7, AS10tth, AU4G). En utilisant les nouveaux critères et le modèle interface copeau-outil, nous avons identifié que le revêtement CrN est le plus performant pour l'usinage dans l'aluminium AS7 et le revêtement ZrN est le plus performant pour l'usinage dans les aluminiums AS10tth et AU4G. Une bonne cohérence entre les résultats d'essais obtenus en perçage vibratoire et les essais tribologiques a été observée.

Dans le troisième chapitre, une étude numérique a été menée pour développer un nouveau simulateur de perçage vibratoire. Pour faire des prédictions plus proches de la réalité, un nouveau modèle géométrique a été intégré au simulateur. La validation du modèle a été faite en prenant en compte différentes géométries d'outil. Les résultats des essais de perçage vibratoire sont cohérents avec les résultats du simulateur. Les points forts du simulateur sont :

- Le simulateur est utilisable pour tous les couples outil-matière.
- Le simulateur est capable de prendre en compte les défauts géométriques liés au foret. Nous avons identifié que l'angle de dépouille a une grande influence sur le perçage vibratoire. Ainsi, nous avons intégré un modèle de talonnage au simulateur.
- Le nouveau simulateur est capable de prendre en compte le fonctionnement de chaque lèvre du foret. Cette fonctionnalité permet de mieux observer l'influence des défauts géométriques sur le comportement générale du perçage vibratoire.

Aujourd'hui le simulateur donne des résultats très proches de la réalité. Pour l'utiliser, il est nécessaire de faire les essais CAM pour déterminer les coefficients spécifiques associés aux modèles effort de poussée.

Les études expérimentales couvrent 2 parties différentes.

La première partie couvre les essais dans différents types d'alliages d'aluminium. Les résultats des essais tribologiques ont été validés dans ce chapitre. Une comparaison entre la performance des revêtements en usinage à sec et avec MQL a été faite. Ainsi pour identifier l'influence de la géométrie, les essais ont été réalisés avec différents types de foret. Nous avons vu que la géométrie du foret a une très grande influence sur le perçage vibratoire. La géométrie de 14007 est la plus performante. La comparaison entre les résultats obtenus à sec et sous MQL montre que l'utilisation de MQL n'améliore pas les performances. Grace à la détermination du revêtement adapté, il est possible d'utiliser la technologie perçage vibratoire dans différents types d'aluminium avec une durée de vie d'outil élevée.

La deuxième partie concerne la validation des nouvelles têtes de perçage vibratoire version décolletage. Deux têtes différentes ont été testées avec les forets Tivoly 389 pour des diamètres variant entre 2mm et 6mm dans les matières acier S300Pb, acier 25CD4, Inox 4404 et Inox 4305. Les résultats étaient encourageants pour des diamètres supérieurs à 3 mm. Pour le diamètre 2 mm la tête version douille à billes est moins performante que la tête version à lames. Une série d'essais sur la durée de vie a aussi été menée pendant ce travail. Les mesures des diamètres obtenus et les mesures de concentricité ont été faites pour déterminer l'évolution de la qualité pendant la durée de vie de l'outil. Nous avons identifié que le diamètre de perçage était très stable avec les deux versions des têtes adaptées au décolletage. Pour la concentricité, les résultats obtenus avec la version à lames ne sont pas très bons. Il y a de grosses dispersions. Les résultats de durée de vie et la qualité du trou indiquent que la tête de perçage vibratoire pour décolletage version douille à billes est plus performante que la version à lames.

Ces travaux peuvent maintenant se poursuivre en explorant les performances des forets carbures en perçage de pièces en aluminium. Nous avons déjà commencé à faire quelques essais et les résultats montrent qu'une géométrie et un revêtement bien adapté est à définir.

La deuxième perspective concerne l'amélioration de la technologie pour un perçage d'un trou de diamètre inférieur à 3 mm. Les résultats expérimentaux montrent une difficulté de garantir un bon fractionnement du copeau lorsque le diamètre du trou est petit. Une étude sur l'impact de l'âme du foret sur le fractionnement du copeau est nécessaire.

Nous avons observé que la tête de décolletage à lames est bien utilisable et donne des bons résultats. Cependant son comportement se modifie dans le temps. Il peut être intéressant de déterminer les causes de cette dérive et identifier des solutions pour l'éliminer.

La dernière perspective est liée à l'utilisation de différents revêtements pour les essais tribologiques. Nous nous sommes limités aux revêtements proposés par nos partenaires. Il peut être intéressant de tester d'autres revêtements.

Références

[Abdelounis 2010]
H. B. Abdelounis., "*Dynamique et vibroacoustique du contact rugueux: expérimentation et modélisation*", Doctor of Philosophy in Engineering Mechanics Thesis, France, Ecole Centrale de Lyon, 2010

[Altintas, 2000]
Y. Altintas, "*Manufacturing Automation*", ISBN:0-521-65029-1, 2000,

[Assad 2009]
M. Assad, "*Report on The Friction Behaviour of A2024 Aluminium*", Université de Lyon, p: 7-12, 2009

[Arul 2006]
S. Arul, L. Vijayaraghavana, S.K. Malhotrab, R. Krishnamurthya, "*The effect of vibratory drilling on hole quality in polymeric composites*", International Journal of Machine Tools & Manufacture 46, 252–259, 2006

[Balulescu 1997]
M. Balulescu, J. M. Herdan, "*Ecological and health aspects of metalworking fluids manufacture and use*", Journal of Lubrification 15 (1), p: 35-45, 1997

[Bandyopaghyay 1997]
P. Bandyopaghyay, D. A. Stepenson, "*Process-independent force caracterization for metal-cutting simulation",* Journal of Engineering for Industry 119, 86–94, 1997

[Barrow 1982]
G. Barrow, W. Graham, T. Kurimoto, Y.F. Long "*Determination of rake face stress distribution in orthogonal machining*", International Journal of Machine Tool Design and Research 22, p: 75-85, 1982

[Benabdallah 2007]
H. S. Benabdallah, "*Static friction coefficient of some plastics against steel and aluminium under different contact conditions*", Tribology International 40, p: 64–73, 2007

[Bocquet 2005]
L. Bocquet, "*La tribologie- Approche physique du frottement*",
http://www-lpmcn.univ-lyon1.fr/~lbocquet/tribologie_Bocquet.pdf

[Bondarenko 2010]
D. Bondarenko., "*Etude mesoscopique de l'interaction mécanique outil/pièce et contribution sur le comportement dynamique du système usinant*", Doctor of Philosophy in Engineering Mechanics These de doctorat de l'Universite de Grenoble, France, Institut National Polytechnique de Grenoble, 2010

[Bonnet 2008]
C. Bonnet, F. Valiorgue, J. Rech, H. Hamdi, "*Improvement of the numerical modelling in orthogonal dry cutting of an AISI 316L stainless steel by the introduction of a new model*", CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology 1, p: 114-118, 2008

[Bureau 2002]
L. Bureau, "*Élasticité et rhéologie d'une interface macroscopique : du piégeage au frottement solide*", Thèse de doctorat, France, Université Paris VII, 2002

[Buryta 1994]
D. Buryta, R. Sowerby, L. Yellowley, "*An investigation of rake face stress distributions in orthogonal cutting*", International Journal of Machine Tools and Manufacture 34, p: 721-739, 1994

[Chen 1997]
W. Chen. "*Some experimental investigations in the drilling of carbon fibre-reinforced plastic (CFRP) composite laminates*", International Journal of Machine Tools & Manufacture, vol. no 37, p: 1097-1108, 1997

[Childs 2005]
T.H.C. Childs, "*Friction modelling in metal cutting*", International Journal of Wear 260, p: 310-318, 2005

[Coulomb 1781]
M. Coulomb, "*Théorie des Machines Simples*", 1781

[Debongnie 2006]
J.F. Debongnie, "*Usinage*", ISBN :9782871302346, 2006 Belgique

[Dieterich 1994]
J.H. Dieterich , B.D. Kilgore, "*Direct observation of frictional contacts: New insights for sliding memory effects*", Pure Appl. Geophys. *,* 143 , 283-302, 1994

[Diomidis 2010]
N. Diomidisa, J.-P. Celisa, P. Ponthiauxb, F.Wengerb, "*Tribocorrosion of stainless steel in sulfuric acid: Identification of corrosion–wear components and effect of contact area*", International Journal of Wear 269, p: 93–103, 2010

[Dormer2005]
Dormer Tools, Catalogue Technique

[Eguch 2005]
M. Eguchi, T. Yamamoto, "*Shear characteristics of a boundary film for a paper-based wet friction material: friction and real contact area measurement*", Tribology International 38, p: 327–335, 2005

[F. Klocke 2007]
F. Klocke, G. Eisenblätter, "*Dry Cutting*", CIRP ANNALS Manufacturing Technology volume 46, p: 519-526, 1997

[Feng 2000]
F. S. Feng, M. Hattori, "*Process cost and information modelling for dry machining NIST publication*", http://www.mel.nist.gov/msidlibrary/doc/cost_process.pdf

[Garcia 2008]
C. Garcia, "*Comparison of friction models applied to a control valve*", Control Engineering Practice 16, p: 1231–1243, 2008

[Gilbart 1973]
J. W. Gilbart, G. C. Winston**, "***Adaptive compensation for an optical tracking telescope*", Automatica volume 10, Issue 2, p: 125-131, 1974

[Guibert 2008]
N. Guibert., "*Etude et modélisation des phénomènes de coupe sur les performances du forage vibratoire*", Doctor of Philosophy in Engineering Mechanics Thesis, France, Institut National Polytechnique de Grenoble, 2008

[Hocheng 2006]
H. Hocheng, C. C. Tasao. "*Effects of special drill bits on drilling-induced delamination of composite materials*", International Journal of Machine Tools & Manufacture, vol. no 46, p: 1403-1416, 2006

[IMS 2011]
http://www.ims-group.com/ims/ims_france/cmscatalog.nsf/ProductsByID/2017A/$FILE/2017A.pdf

[Jang 2010]
Y. Jang, "*The tribology and formability of zinc coated steel sheets subjected to different strain states*", Master's thesis, Case Western Reserve University, 2010

[Jiang 2000]
J. Jiang, H. Ulbrich, "*Derivation of coefficient of friction at high sliding speeds from energy conservation over the frictional interface*", International Journal of Wear 247, p: 66–75, 2001

[Kamnev 2003]
E. Kamnev., "*Contribution a la modelisation et a l'industrialization du perçage vibratoire*", Doctor of Philosophy in Engineering Mechanics Thesis, France, Institut National Polytechnique de Grenoble, 2003

[Ko 2000]
S.L.Ko, J.E. Chang. "*Development of drill geometry for burr minimization in drilling*", School of Mechanical and Aerospace Engineering, Konkuk University, Saoul Korea, 2000

[Ko 2003]
S. L . Ko, J. E. Chang, " *Development of drill geometry for burr minimization in drilling*", Annals CIRP 52 (1) , 45-48, 2003

[Koopman 2011]
J. Koopman, D. Jeltsema , M. Verhaegen, "*Port-Hamiltonian description and analysis of the LuGre friction model*", Simulation Modelling Practice and Theory 19, p: 959–968, 2011

[Kumabe 1979]
J. Kumabe, "*Fundamentals and Application of Vibration Cutting*", Jikkyo Publishing Co. Ltd., Japan, 1979.

[Lee 1995]
L.C. Lee, X.D. Liu, K.Y. Lam, "*Determination of stress distribution on the tool rake face using a composite too* ", International Journal of Machine Tools and Manufacture 35, p: 373-382, 1995

[Liao 2007]
Y.S. Liaoa, Y.C. Chenb, H.M. Linc, "*Feasibility study of the ultrasonic vibration assisted drilling of Inconel superalloy*", International Journal of Machine Tools & Manufacture 47, p: 1988–1996, 2007

[Ludema 1996]
K. C. Ludema, "*Friction Wear Lubrification*", Publiée par: CRC Press, ISBN: 0-8493-2685-0, 1996

[Maity 2001]
K.P. Maity, N.S. Das, "*A class of slipline solutions for metal machining with Coulomb friction at the chip-tool interface*", International Journal of Materials Processing Technology 116, p: 278-288, 2001

[Mazzucco 2003]
D. Mazzucco, M. Spector, "*Effects of contact area and stress on the volumetric wear of ultrahigh molecular weight polyethylene*", International Journal of Wear 254, p:514-522, 2003

[Naisson 2009]
P. Naisson, J. Rech, L. Grenier, H. Paris, "*Influence du materiau piece sur le domaine de fonctionnement du perçage vibratoire*", 11eme Colloque National AIP PRIMECA La Plagne, 22-24 Avril 2009

[Nalbant 2007]
M. Nalbant, A. Altin, H. Gokkaya. "*The effect of cutting speed and cutting tool geometry on machinability properties of nickel-base Inconel 718 super alloys*", Materials and Design, vol. no 28, p: 1334-1338, 2007

[Ozel 2000]
T.Ozel, T. Altan, "*Determination of workpiece flow stress and friction at the chip-tool contact for high-speed cutting*", International Journal of Machine Tools & Manufacture 40, p: 133-152, 2000

[Önder 2010]
O. Önder, H. Paris, J. Rech, L. Grenier. "*Self-vibratory drilling: An answer for sustainable manufacturing*", SLIM 2010 International Conference on Sustainable Life in Manufacturing, 2010

[Paris, 2005]
H. Paris, S. Tichkiewitch, G.Peigne, "*Modelling the vibratory drilling to foresee cutting parameters*", CIRP Annals, 54 (1), 2005, p: 367-370

[Paris 2008]
H. Paris, D. Brissaud, A. Gouskov, N. Guibert, J. Rech, "*Influence of the ploughing effect on the dynamic behaviour of the self vibratory drilling head*", Annals of CIRP, 57 (1), 385-388. 2008

[Paul 2005]
A. Paul, S. G. Kapoor, R. Devor. "*Chisel edge and cutting lip shape optimization for improuved twist drill point design*", International Journal of Machine Tools & Manufacture, vol. no 45, p: 421-431, 2005

[Popov 2010]
V. L. Popov, "*Contact mechanics and friction, physical principles and applications*", Publiee par : Springer, e-ISBN: 978-3-642-10803-7, 2010

[Raynor 1996]
C. Raynor, "*Evoparation of Polydisperse Multicomponent Oil Droplets*", AIHA Journal (57), p: 1128-1136, 1996

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

[Renard 1998] Y. Renard, "*Modélisation des instabilits liées au frottement sec des solides élastiques, aspects théoriques et numériques*", Doctor of Philosophy in Engineering Mathématiques Appliquées Thesis, France, Université Joseph Fourier - Grenoble I, 1998

[Rice 1983]
J. R. Rice, A. L. Ruina, "*Stability of steady frictional slipping*", Journal of Applied Mechanics vol. 105, p: 343-349, 1983

[Ruijun 2009]
Z. Ruijun, W. Hong, L. Yanjie, "*High temperature friction and wear performances of Ti/Cu-doped carbonaceous mesophases*", Tribology International 42, p: 657–661, 2009

[Ruina 1983]
A. Ruina, "*Slip instability and state variable friction laws*", Journal of Geophysical Research vol:88, p: 10359-10370, 1983

[Seireg 1998]
A. A. Seireg, "*Friction and lubrication in mechanical design*", Publiée par: Marcel Dekker Inc., ISBN: 0-8247-9974-7, 1998

[Shafiei 2008]
M. Shafiei, A.T. Alpas, "*Effect of sliding speed on friction and wear behaviour of nanocrystalline nickel tested in an argon atmosphere*", International Journal of Wear 265, p: 429-438, 2008

[Shaw 1980]
M. C. Shaw**,** "*A new mechanism of plastic flow*", International Journal of Mechanical Sciences volume 22, p: 673-686, 1980

[Simon 2005]
S Simon, F. Chang, M. Gary, "*Burr size reduction in drilling by ultrasonic assistance*", Robotics and Computer-Integrated Manufacturing 21, p: 442–450, 2005

[Simon 2009]

Simon S.F. Chang, Gary M. Bone, "*Thrust force model for vibration-assisted drilling of aluminum 6061-T6*", International Journal of Machine Tools & Manufacture 49 p: 1070–1076, 2009

[Sonbaty 2004]
I. El-Sonbaty, U.A. Khashaba, T. Machaly. "*Factors affecting the machinability of GFR/epoxy composites*", Composite Structures, vol. no 63, p: 329-338, 2004

[Sutcliffe 1988]
M.F.P Sutcliffe, "*Surface asperity deformation in metal forming processes*". International Journal of Mechanical Sciences 30 (11), p: 847–868, 1988

[Tabor 1986]
F. P. Bowden and D.Tabor, "*The friction and lubrication of solids*", publiee par:Clarendon Press, Oxford, U.K.,ISBN: 0198507771, 1986

[Tao 2003]
Z. Tao, M.R. Lovell, J.C. Yang "*Evalution of interfacial friction in material removal process: the role of workpiece properties and contact geometry*", International Journal of Wear 256, p: 664-670, 2003

[Thoe 1997]
T. B. Thoe, D. K. Aspinwall, M. L. H. Wise, "*Review on ultrasonic machining*", International Journal of Machining Tools Manufacturing. Vol. 38, No. 4, pp. 239–255, 1998

[Toews 1998]
H. G. Toews, III, W. D. Compton, and S. Chandrasekar, "*A study of the influence of superimposed low-frequency modulation on the drilling process*", Precision Engineering, volume 22, p: 1-9, 1998

[Tyagi 2011]
R. Tyagi, D. Xionga, J. Li, "Effect of load and sliding speed on friction and wear behavior of silver/h-BN containing Ni-base P/M composites", International Journal of Wear 270, p : 423–430 , 2011
[Wang 2009]
L. Wang, J. Cai, J. Zhou, J. Duszczyk, "*Characteristics of the Friction Between Aluminium and Steel at Elevated Temperatures During Ball-on-Disc Tests*", Tribol. Lett. 36, p: 183–190, 2009

[Wang 1994]
J. Wang, J. Sha, J. Ni, "*Further improuvement of multifacet drills*", S. M. Wu Symposium 1, 115–122, 1994

[Wang 1998]

L-P. Wang, L-J Wang, Y-H. He and Z-J. Yang, "*Prediction of computer simulation of dynamic thrust and torque in vibratory drilling*", International Journal of Journal of Engineering Manufacture, 212(6), 489–497, 1998

[Wang 2008]
J. Wang, Q. Zhang, "*A study of high performance plane rake faced twist drills. Part 1: Geometrical analysis and experimental investigation*", International Journal of Engineering Machine Tools & Manufacture 48, 1276-1285, 2008

[Wanheim 1974]
T. Wanheim, N. Bay, A. S. Petersen, "*A theoretically determined model for friction in metal working processes*", International Journal of Wear 28, p: 251–258, 1974

[Wit 1995]
C. Wit, H. Olsson, K.J. Astrom, P. Lischinsky, "*A new model for control of systems with friction*", IEEE Transactions on Automatic Control, 40(3), p:419–425, 1995

[Wit 1998]
C. Wit, H. Olsson, K.J. Astrom,, K. J.,M. Gafvert, P. Lischinsky, "*Friction models and friction compensation"*, European Journal of Control, 3(4), p:176–195, 1998

[Yang 2002]
J. A. Yang, V. Jaganathan, R. Du, " *A new model for drilling reaming processes",* International Journal of Machine Tools & Manufacture 42, 299–311, 2002

[Yoon 2005]
E. Yoon, R. A. Singh, H.J. Oh, H. Kong, "*The effect of contact area on nano/micro-scale friction*", International Journal of Wear 259, p: 1424-1431, 2005

[Zemzemi 2007]
F. Zemzemi, "*Caracterisation de modeles de frottement aux interfaces piece-outil-copeau en usinage : application au cas de l'usinage des aciers et de l'inconel 718*", Doctor of Philosophy in Engineering Mechanics Thesis, France, Ecole Centrale de Lyon, 2007

[Zhang 1994]
D.Y. Zhang, X.J. Feng, L.J. Wang, D.C. Chen, "*Study on the drill skidding motion in ultrasonic vibration microdrilling*", International Journal of Machine Tools and Manufacture 34/6, p:847-857, 1994)

[Zhang 2007]
J. J. Zhang, M. X. Wang, J. Yang, Q. X. Liu, D. J. Li, 2007, "*Enhancing Mechanical and Tribological Performance of Multilayered CrN/ZrN Coatings,* " Surface and Coatings Technology, No: 201 p:5186-5189

[Zhao 2001]
H. Zhao, G.C. Barber, J.Liu, "*Friction and wear in high speed sliding with and without electrical current*", International Journal of Wear 249, p: 409–414, 2001

Annexes

ANNEXE N°1:

Les outils utilisés lors de l'exploration expérimentale

FORET Acier Rapide Tivoly N° 388

Caractéristiques géométriques

Référence	DIN 338
Matériau	M2
Revêtement	Aucun
Longueur utile	50 mm
Trou de lubrification	Non
Angle de pointe	118°
Angle d'hélice	30°

Tableau A.1. Propriétés géométriques du foret Tivoly 388.

FORET Acier Rapide Tivoly N° 389

Caractéristiques géométriques

Référence	DIN 338
Matériau	M2
Revêtement	TiAlN
Longueur utile	50 mm
Trou de lubrification	Non
Angle de pointe	118°
Angle d'hélice	30°

Tableau A.2. Propriétés géométriques du foret Tivoly 389.

FORET Acier Rapide Tivoly N° 14007

Caractéristiques géométriques

Référence	DIN 338
Matériau	M2
Revêtement	Aucun
Longueur utile	50 mm
Trou de lubrification	Non
Angle de pointe	135°
Angle d'hélice	40°

Tableau A.3. Propriétés géométriques du foret Tivoly 14007.

FORET Carbure Tivoly N° 8 24310

Caractéristiques géométriques

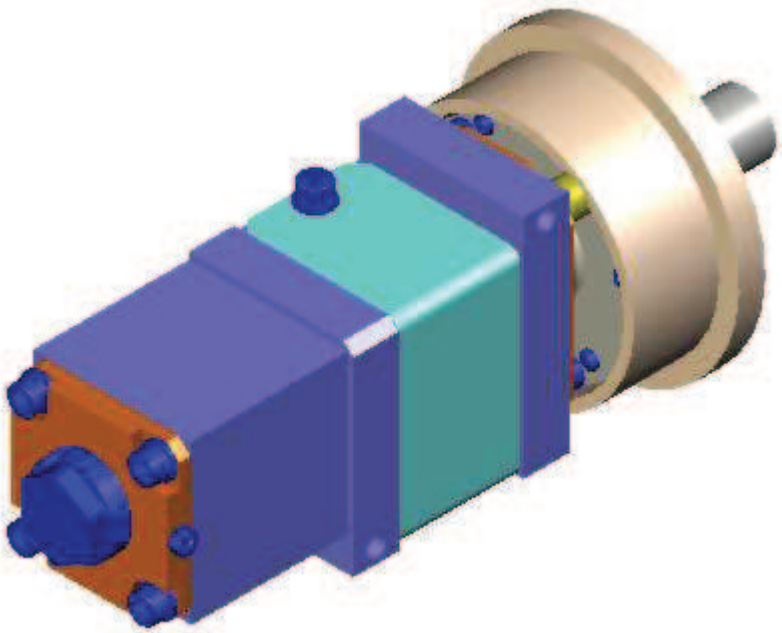
Référence	DIN 338
Matériau	M7
Revêtement	Aucun
Longueur utile	50 mm
Trou de lubrification	Non
Angle de pointe	145°
Angle d'hélice	30°

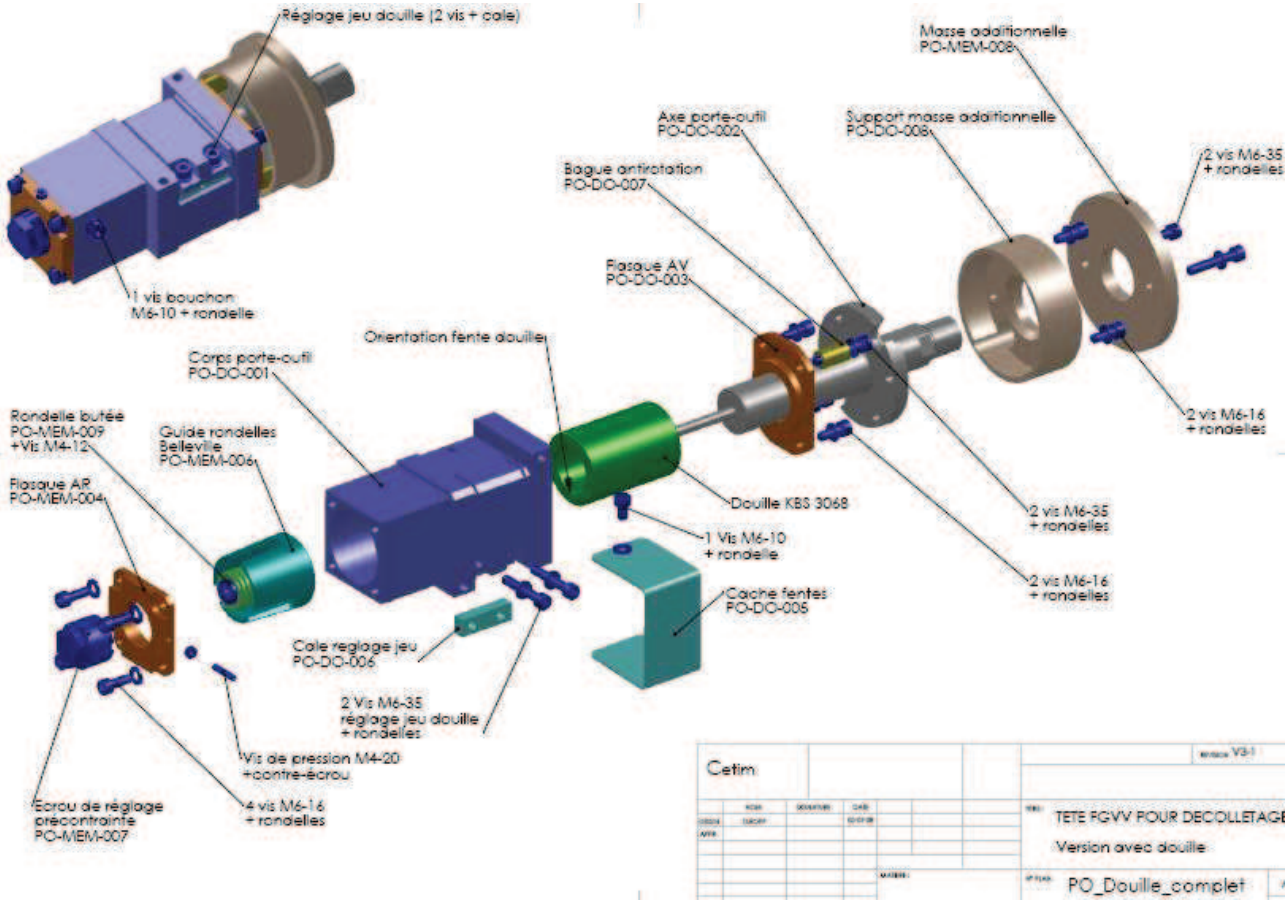
Tableau A.4. Propriétés géométriques du foret Tivoly 8 24310.

ANNEXE N°2:

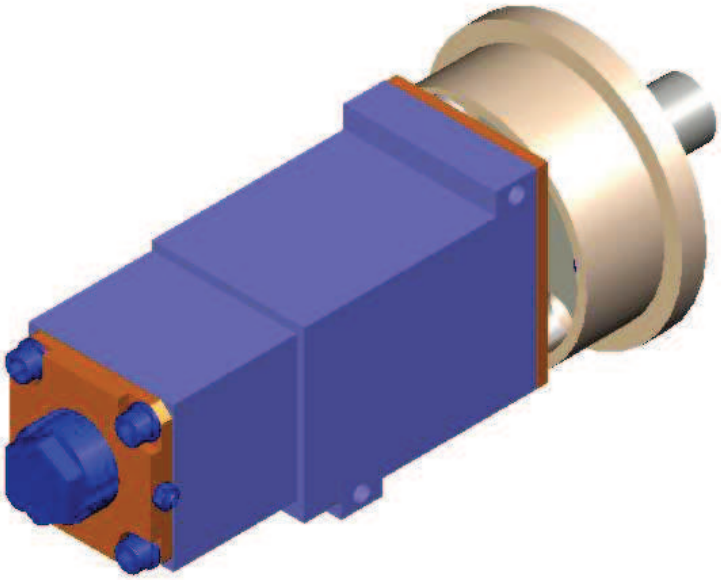
La conception des différentes versions de la tête de perçage vibratoire version décolletage

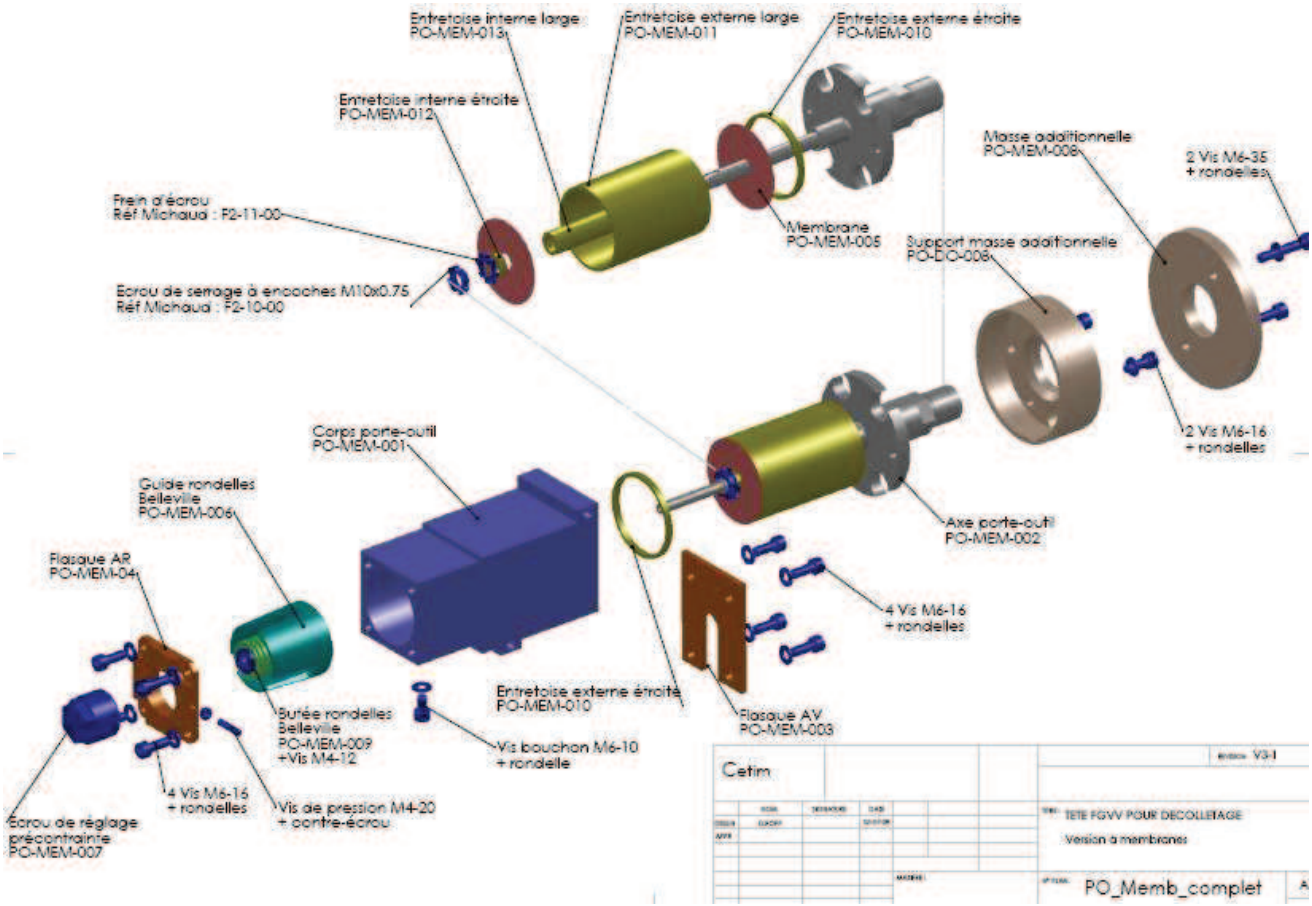
PORTE OUTIL VERSION DOUILLE





PORTE OUTIL VERSION A LAMES





ANNEXE N°3:

Création de la basse de données pour le simulateur et la validation du simulateur

Pour l'industrialisation, il est aussi nécessaire d'avoir une basse de données pour le simulateur. La création de cette basse est aussi un avantage pour valider le fonctionnement du simulateur. Dans cette partie du travail, les essais sont réalisés dans un acier 25CD4 avec les forets Tivoly 389 diamètre 5mm.

Essais dans un acier 25CD4

Les essais ont été menés avec les forets Tivoly 389 diamètre 5mm dans un acier 25CD4. La configuration utilisée pendant les essais est présentée sur le tableau A.5. :

	Configuration 1	*Configuration 2*	*Configuration 3*	*Configuration 4*
Masse mobile (kg)	***3,2***	***2,65***	***3,37***	***2,77***
Raideur (N/mm)	***252***	***252***	***542***	***252***

Tableau A.5. Configuration de la tête perçage vibratoire

Une variation de la vitesse d'avance de 0,03 mm/tr à 0,07mm/tr et une variation de la vitesse de rotation de 2000tr/min à 11000tr/min. ont été choisies. Aussi une variation sur la raideur et la masse mobile a été faite. Pour obtenir des signaux, un capteur rotatif Kistler a été utilisé.

Les résultats pour une vitesse 10000tr/min, avec une avance 0,07mm/tr en utilisant la configuration 3 sont présentés sur la figure A.1.

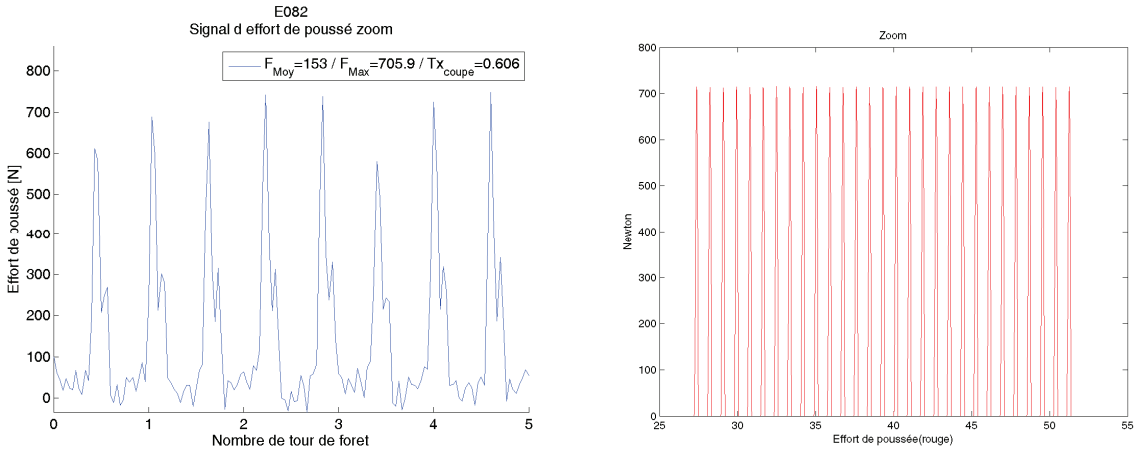


Figure A.1. à Gauche : Résultats expérimentaux, à droite : Résultats obtenu par simulation

Les résultats obtenus par simulation et expérimentaux sont très similaires. Le simulateur est capable à donner des résultats très proches des résultats réels. Cependant, on a observé que pour certains cas, le simulateur donne une fréquence de la vibration plus faible que les résultats obtenus expérimentalement. (Figure A.2.)

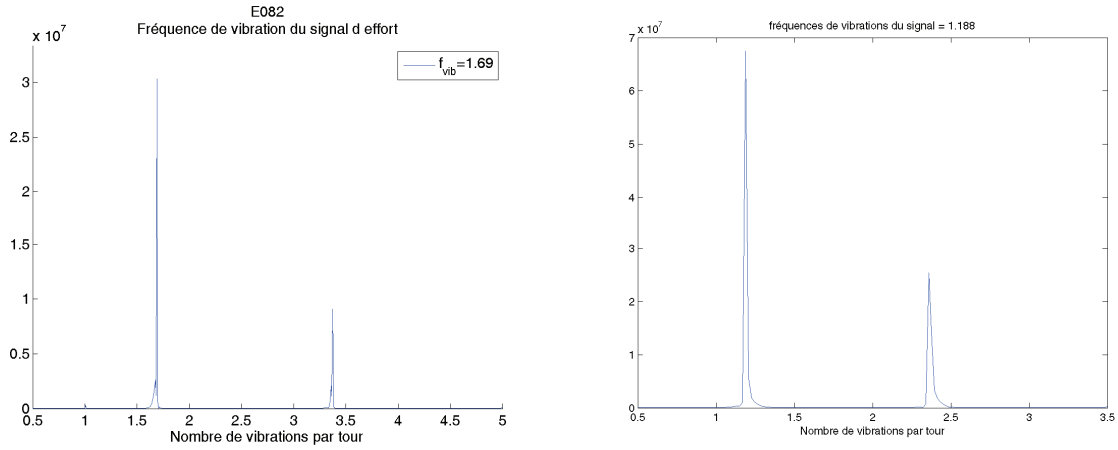


Figure A.2. La fréquence de la vibration, à Gauche : Résultats expérimentaux, à droite : Résultats obtenu par simulation

Une analyse totale a été faite, pour déterminer la plage de la vibration et pour faire une comparaison avec les résultats obtenus par le simulateur. Les résultats sont présentés sur la figure A.3-A.A.6.

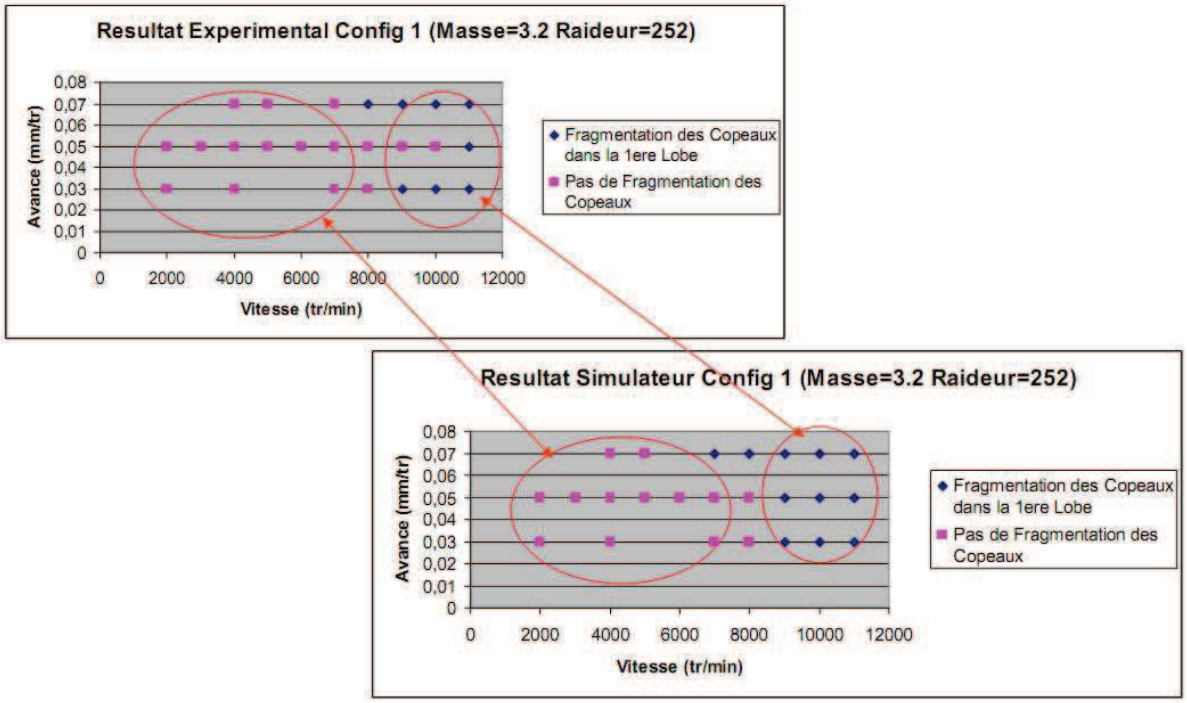


Figure A.3. Comparaison du domaine du fonctionnement de la tête perçage vibratoire auto-entretenu pour la configuration 1.

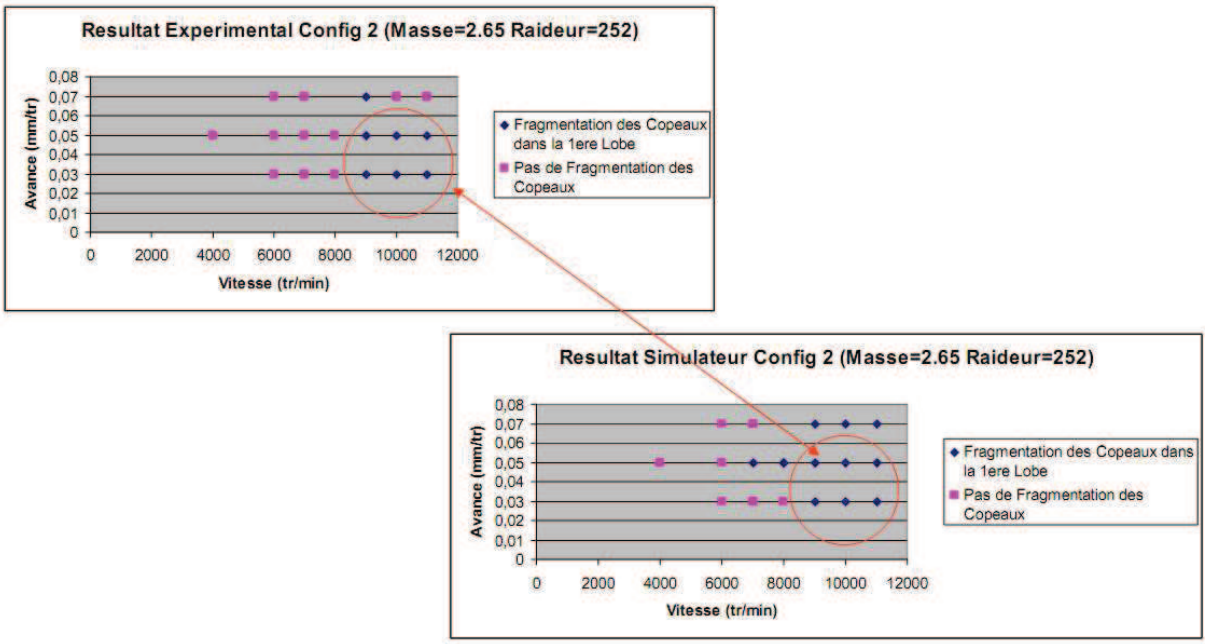
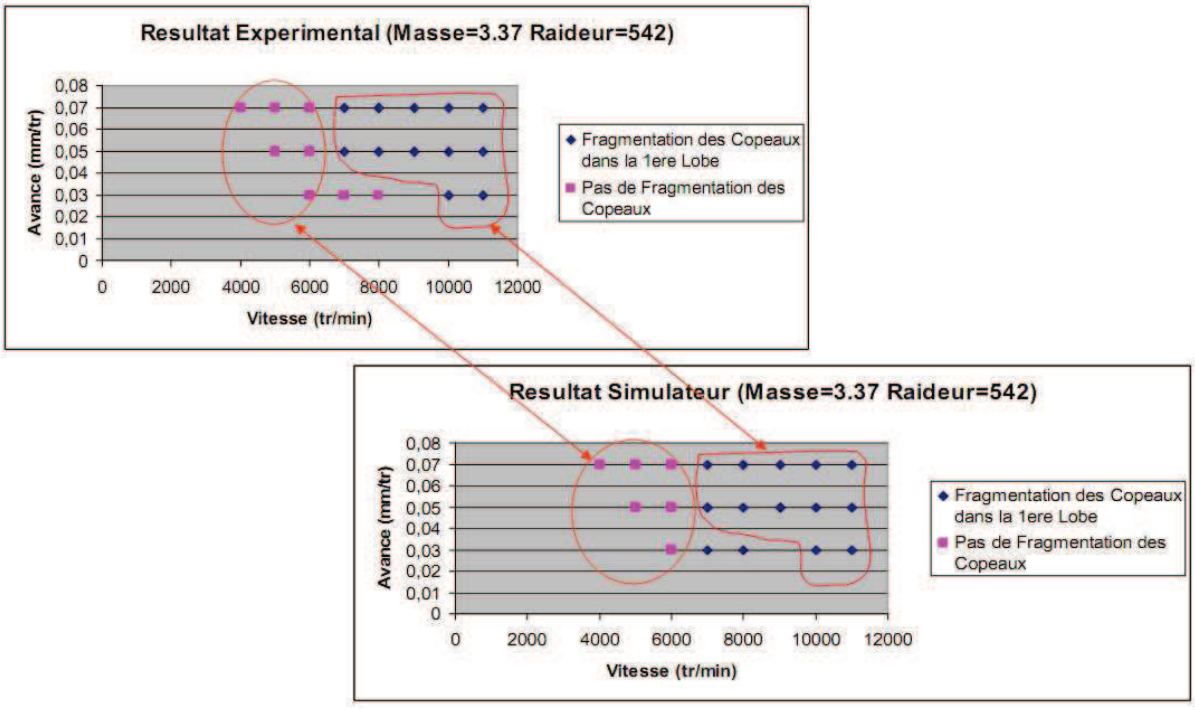
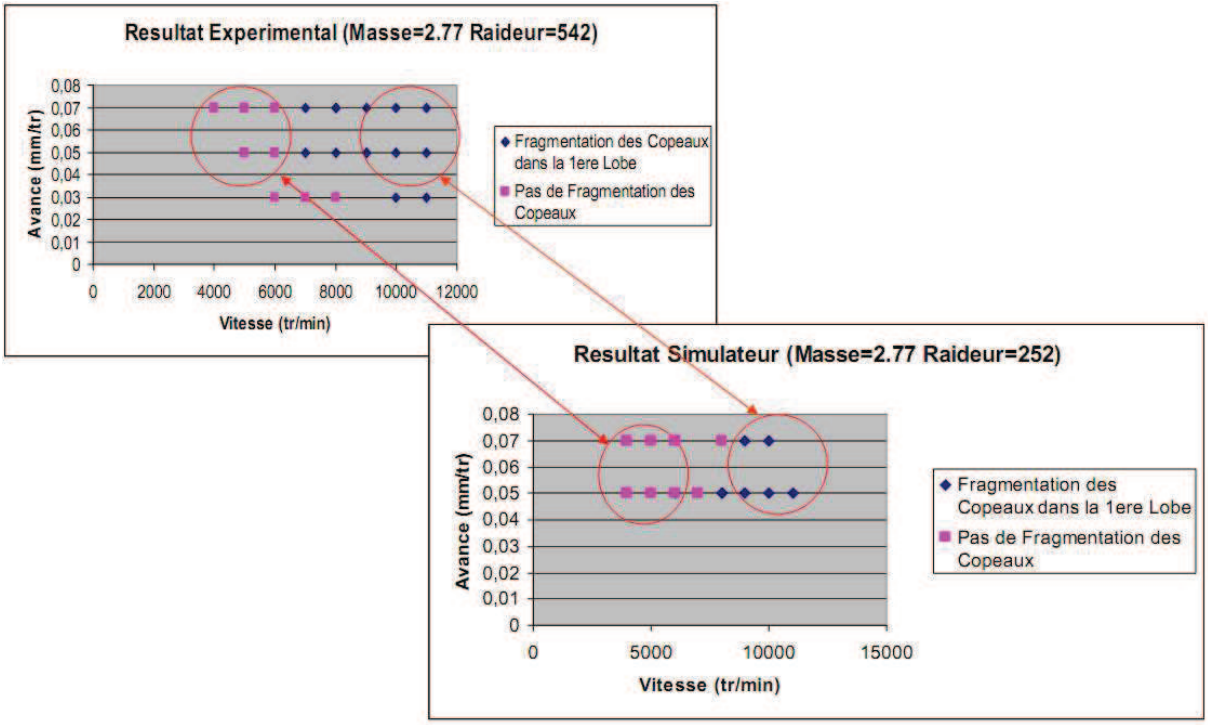


Figure A.4. Comparaison du domaine du fonctionnement de la tête perçage vibratoire auto-entretenu pour la configuration 2



.

Figure A.5. Comparaison du domaine du fonctionnement de la tête perçage vibratoire auto-entretenu pour la configuration 3



.

Figure A.6. Comparaison du domaine du fonctionnement de la tête perçage vibratoire auto-entretenu pour la configuration 4.

A partir des résultats, nous pouvons constater que le simulateur est capable de trouver les points de fonctionnement de la tête perçage vibratoire. Il donne des résultats cohérents avec les résultats expérimentaux.