

**Titre:** Étude d'un procédé de fraisage immergé applicable à une fraiseuse submersible et portable.  
Title: submersible and portable.

**Auteur:** Jean-Philippe Dextraze  
Author:

**Date:** 2011

**Type:** Mémoire ou thèse / Dissertation or Thesis

**Référence:** Dextraze, J.-P. (2011). Étude d'un procédé de fraisage immergé applicable à une fraiseuse submersible et portable. [Master's thesis, École Polytechnique de Montréal]. PolyPublie. <https://publications.polymtl.ca/727/>  
Citation:

## Document en libre accès dans PolyPublie

Open Access document in PolyPublie

**URL de PolyPublie:** <https://publications.polymtl.ca/727/>  
PolyPublie URL:

**Directeurs de recherche:** Marek Balazinski, J. R. René Mayer, & Luc Provencher  
Advisors:

**Programme:** Génie mécanique  
Program:

UNIVERSITÉ DE MONTRÉAL

ÉTUDE D'UN PROCÉDÉ DE FRAISAGE IMMÉRGÉ APPLICABLE À UNE  
FRAISEUSE SUBMERSIBLE ET PORTABLE

JEAN-PHILIPPE DEXTRAZE  
DÉPARTEMENT DE GÉNIE MÉCANIQUE  
ÉCOLE POLYTECHNIQUE DE MONTRÉAL

MÉMOIRE PRÉSENTÉ EN VUE DE L'OBTENTION  
DU DIPLÔME DE MAÎTRISE ÈS SCIENCES APPLIQUÉES  
(GÉNIE MÉCANIQUE)  
DÉCEMBRE 2011

UNIVERSITÉ DE MONTRÉAL

ÉCOLE POLYTECHNIQUE DE MONTRÉAL

Ce mémoire intitulé :

ÉTUDE D'UN PROCÉDÉ DE FRAISAGE IMMÉRGÉ APPLICABLE À UNE  
FRAISEUSE SUBMERSIBLE ET PORTABLE

présenté par : DEXTRAZE, Jean-Philippe  
en vue de l'obtention du diplôme de : Maîtrise ès Sciences Appliquées  
a été dûment accepté par le jury d'examen constitué de :

M. BARON, Luc, Ph.D., président

M. BALAZINSKI, Marek, Ph.D., membre et directeur de recherche

M. MAYER, René, Ph.D., membre et codirecteur de recherche

M. PROVENCHER, Luc, M.Eng, membre et codirecteur de recherche

M. SONGMENE, Victor, Ph.D., membre

## RÉSUMÉ

L'institut de recherche d'Hydro-Québec s'efforce de développer une fraiseuse portable et submersible dans le but de réaliser, en milieu submergé, des réparations sur des composantes de barrages hydro-électriques. Comme le fraisage en milieu immergé est très peu documenté, il a été nécessaire de réaliser des essais dans le but d'analyser le procédé à l'état immergé et de le comparer à du fraisage à sec. Les expérimentations ont porté sur l'étude de la vitesse et du mode d'usure des outils de coupe constitués de pastilles de carbures, sur la puissance requise par la broche et sur les propriétés des finis de surface obtenues lors de l'usinage d'acier ANSI1020. Lors des essais, nous avons constaté que :

- L'usinage sous l'eau génère une usure des outils beaucoup plus rapide en réduisant la durée de vie des pastilles de 91%.
- Il existe une très bonne corrélation entre la puissance de coupe et le niveau d'usure des outils. Cette information permet de connaître l'état d'endommagement des outils de coupe sans avoir besoin de directement les mesurer.
- Le milieu de coupe influence la puissance requise à la broche. Une plus grande puissance est nécessaire lors de l'usinage sous l'eau, et ce, même en faisant abstraction de la puissance dissipée dans le fluide due à la rotation de l'outil.
- Le milieu de coupe ne semble pas affecter la rugosité du fini de surface ( $R_a$ ).
- Les finis de surface usinés à sec montrent un profil beaucoup plus périodique que ceux usinés dans l'eau.
- Les paramètres des finis de surface (kurtosis et skewness) sont très constants à sec tandis qu'ils varient en fonction des paramètres de coupe sous l'eau. À basse puissance de coupe, les surfaces usinées immergées ont des paramètres forts différents des surfaces usinées à sec. Par contre, cette différence disparaît à plus haute puissance de coupe.

## ABSTRACT

Research Institute of Hydro-Québec strives to develop a portable submersible milling machine in order to carry out, repairs on components of hydroelectric dams in submerged environments. As milling in submerged environments is very poorly documented, it was necessary to perform tests in order to analyze the process when immersed and compare it to dry milling. The experiments were carried on the rate and type cutting tools wear, on the required power by the spindle and on the surface finish properties while milling ANSI1020 steel. During testing, we found that:

- Underwater milling greatly increase tool wear by reducing insert life by 91%.
- There is a very good correlation between the cutting power and the level of tool wear. This information helps to know the state of damage on cutting tools without having to directly measure it.
- The environment influences the cutting power needed on spindle. More power is required when machining under water, even disregarding the power dissipated in the fluid due to tool rotation.
- The milling environment does not seem to affect roughness ( $R_a$ ) of surface finish.
- The dry milled surfaces show a finish much more periodic than under water milled surfaces.
- The surface finish parameters (skewness and kurtosis) are very consistent dry as they vary depending on cutting parameters under water. At high cutting power, these parameters on dry milled surfaces and under water milled surfaces are similar but quite different at lower cutting power.

## TABLE DES MATIÈRES

RÉSUMÉ . . . . .	iii
ABSTRACT . . . . .	iv
TABLE DES MATIÈRES . . . . .	v
LISTE DES TABLEAUX . . . . .	vii
LISTE DES FIGURES . . . . .	viii
LISTE DES ANNEXES . . . . .	xi
LISTE DES SIGLES ET ABRÉVIATIONS . . . . .	xii
CHAPITRE 1 DÉFINITION DU PROBLÈME . . . . .	1
CHAPITRE 2 INTRODUCTION . . . . .	4
CHAPITRE 3 OBJECTIFS . . . . .	5
CHAPITRE 4 REVUE DE LITTÉRATURE . . . . .	6
4.1 Caractéristiques d'un procédé de coupe d'un métal . . . . .	6
4.1.1 Principe de la coupe des métaux . . . . .	6
4.1.2 Matériaux des outils de coupe . . . . .	7
4.1.3 Types d'usure des outils . . . . .	9
4.1.4 Critères d'usure des outils . . . . .	14
4.1.5 Durée de vie des outils . . . . .	18
4.1.6 Forces de coupe générées . . . . .	21
4.1.7 Fluides de coupe . . . . .	22
4.2 Stabilité vibratoire d'une machine-outil . . . . .	25
4.2.1 Vibrations forcées . . . . .	25
4.2.2 Couplage des modes . . . . .	26
4.2.3 Vibration auto-entretenues . . . . .	28
CHAPITRE 5 MÉTHODOLOGIE . . . . .	34
5.1 Limitations spécifiques au prototype . . . . .	34

5.2 Montage expérimental . . . . .	34
5.3 Calibration du banc d'essai . . . . .	38
5.4 Détermination des conditions des tests . . . . .	40
5.4.1 Vitesse de coupe . . . . .	40
5.4.2 Vitesse d'avance . . . . .	41
5.4.3 Montage utilisé . . . . .	41
5.4.4 Traitement des données de puissances . . . . .	43
<b>CHAPITRE 6 USURE DES PASTILLES DE COUPE . . . . .</b>	<b>47</b>
6.1 Introduction . . . . .	47
6.2 Hypothèse . . . . .	47
6.3 Simplification des essais . . . . .	48
6.4 Essais d'usure sur les pastilles de coupe . . . . .	49
6.4.1 Influence du nombre de pastilles montées . . . . .	52
6.4.2 Analyse des différents grades de pastilles . . . . .	58
6.4.3 Influence de l'usure des outils sur la puissance de coupe . . . . .	59
6.5 Conclusion . . . . .	61
<b>CHAPITRE 7 INFLUENCE DU MILIEU SUR LA COUPE . . . . .</b>	<b>64</b>
7.1 Introduction . . . . .	64
7.2 Hypothèse . . . . .	64
7.3 Descriptions des essais . . . . .	65
7.4 Résultats . . . . .	65
7.4.1 Dégagement des copeaux . . . . .	65
7.4.2 Usure des outils . . . . .	66
7.4.3 Puissance de coupe . . . . .	68
7.4.4 Fini de surface . . . . .	70
7.5 Conclusion . . . . .	76
<b>CHAPITRE 8 CONCLUSION . . . . .</b>	<b>77</b>
8.1 Synthèse des travaux . . . . .	77
8.2 Travaux futurs . . . . .	78
8.2.1 Dégagement de copeaux . . . . .	79
8.2.2 Analyse vibratoire . . . . .	79
<b>RÉFÉRENCES . . . . .</b>	<b>81</b>
<b>ANNEXES . . . . .</b>	<b>86</b>

**LISTE DES TABLEAUX**

Tableau 4.1	Ridigité typique de machine outil [56] . . . . .	26
Tableau 5.1	Caractéristiques de l'outil Sandvik RA390-O19O19L-11L, voir figure 5.3	37
Tableau 5.2	Paramètre K . . . . .	44
Tableau 6.1	Paramètres de coupe (Test d'usure 1) . . . . .	51
Tableau 6.2	Paramètres de coupe (Test d'usure 2) . . . . .	52
Tableau 6.3	Régression linéaire Puissance VS Usure . . . . .	61
Tableau 7.1	Paramètres de coupe des tests . . . . .	65

## LISTE DES FIGURES

Figure 1.1	Géométrie des surfaces à usiner . . . . .	2
Figure 1.2	État de surface typique des voies de roulement . . . . .	3
Figure 1.3	Prototype à l'étude . . . . .	3
Figure 4.1	Géométrie de la formation d'un copeau [6] . . . . .	7
Figure 4.2	Recommandation des grades de pastille . . . . .	8
Figure 4.3	Différents modes d'usure [6] . . . . .	11
Figure 4.4	Usure d'un outil réel [31] . . . . .	12
Figure 4.5	Caractéristiques tribologie de la zone de contact [31] . . . . .	13
Figure 4.6	Types d'usure des outils de coupe [6] . . . . .	14
Figure 4.7	Zones d'usure selon ISO3685 :1993 . . . . .	16
Figure 4.8	Évolution de l'usure en dépouille [21] . . . . .	17
Figure 4.9	Mode d'usure selon la vitesse de coupe [6] . . . . .	18
Figure 4.10	Critères d'usure selon la vitesse de coupe pour des outils en carbure [31]	20
Figure 4.11	Caractéristiques des différents fluide de coupe [31] . . . . .	23
Figure 4.12	Différentes directions d'arrosage [47] . . . . .	24
Figure 4.13	Phénomène du couplage des modes [31] . . . . .	27
Figure 4.14	Stabilité du couplage des modes selon la direction d'avance [45] . . . . .	28
Figure 4.15	Principe du broutement régénératif [6] . . . . .	29
Figure 4.16	Schéma bloqué d'un procédé de coupe [27] . . . . .	29
Figure 4.17	Diagramme des lobes de stabilité (Adapté à partir de [53]) . . . . .	31
Figure 4.18	Effet de l'usure des outils sur la stabilité [2] . . . . .	32
Figure 4.19	Influence de la rotation de l'outil sur la stabilité [26] . . . . .	33
Figure 4.20	Variation sinusoïdale de la vitesse . . . . .	33
Figure 4.21	Variation aléatoire de la vitesse . . . . .	33
Figure 5.1	Caractéristique du moteur de coupe a) Couple b) Puissance . . . . .	35
Figure 5.2	Montage d'usinage . . . . .	36
Figure 5.3	Outil Sandvik RA390-O19O19L-11L . . . . .	37
Figure 5.4	Schéma de branchement de l'analyseur de puissance . . . . .	38
Figure 5.5	Préchauffage de la machine à vide . . . . .	39
Figure 5.6	Comparaison de la puissance à vide . . . . .	40
Figure 5.7	Détaillant de puissance à vide . . . . .	40
Figure 5.8	Évolution de la puissance disponible . . . . .	42
Figure 5.9	Trajectoire d'outil . . . . .	42

Figure 5.10	Données de puissance enregistrée . . . . .	43
Figure 5.11	Courbes de puissance normalisées . . . . .	46
Figure 6.1	Usure rencontrée lors des essais . . . . .	49
Figure 6.2	Impact de l'usure de l'outil sur les copeaux . . . . .	50
Figure 6.3	Évolution de l'usure (Essai 1) . . . . .	51
Figure 6.4	Évolution de l'usure (Essai 2) . . . . .	52
Figure 6.5	Évolution de l'usure (Essai 3) . . . . .	53
Figure 6.6	Usure en dépouille $VB_{max}$ . . . . .	54
Figure 6.7	Évolution de la puissance de coupe . . . . .	55
Figure 6.8	Évolution de l'étalement (kurtosis) . . . . .	56
Figure 6.9	Évolution de l'asymétrie (Skewness) . . . . .	56
Figure 6.10	Analyse fréquentielle des finis de surface (3300rpm, 0.08mm/dent) . . .	57
Figure 6.11	Analyse fréquentielle des finis de surface (3300rpm, 0.1mm/dent) . . .	57
Figure 6.12	Analyse fréquentielle des finis de surface (3300rpm, 0.12mm/dent) . . .	57
Figure 6.13	Évolution de l'usure (Essai 4) . . . . .	59
Figure 6.14	Rendement des outils . . . . .	59
Figure 6.15	Évolution de la puissance (Essai 1) . . . . .	61
Figure 6.16	Évolution de la puissance (Essai 2) . . . . .	61
Figure 6.17	Évolution de la puissance (Essai 3) . . . . .	61
Figure 6.18	Évolution de la puissance (Essai 4) . . . . .	61
Figure 6.19	Corrélation entre la puissance et l'usure . . . . .	62
Figure 6.20	Intervalle de confiance 95% . . . . .	63
Figure 7.1	Zone de travail typique . . . . .	66
Figure 7.2	Endommagement des arêtes de coupe . . . . .	67
Figure 7.3	Évolution de l'usure des pastilles en fonction de milieu . . . . .	68
Figure 7.4	Comparaison des copeaux en fonction du milieu de coupe . . . . .	69
Figure 7.5	Évolution de la puissance selon le volume usiné . . . . .	70
Figure 7.6	Évolution de la puissance selon l'usure . . . . .	70
Figure 7.7	Influence du milieu sur l'étalement (kurtosis) du fini (3300rpm) . . .	72
Figure 7.8	Influence du milieu sur l'étalement (kurtosis) du fini (0.1mm/dent) . .	72
Figure 7.9	Influence du milieu sur l'asymétrie (skewness) du fini (3300rpm) . .	72
Figure 7.10	Influence du milieu sur l'asymétrie (skewness) du fini (0.1mm/dent) .	72
Figure 7.11	Fini de surface selon le milieu ( $f=0.1\text{mm/dent}$ ) . . . . .	73
Figure 7.12	Fini de surface selon le milieu ( $\text{rpm}=3300$ ) . . . . .	73
Figure 7.13	Autocorrélation du fini immergé (3300rpm 0.08mm/dent) . . . . .	74
Figure 7.14	Autocorrélation du fini à sec (3300rpm 0.08mm/dent) . . . . .	74

Figure 7.15	Autocorrélation du fini immergé (3300rpm 0.10mm/dent) . . . . .	74
Figure 7.16	Autocorrélation du fini à sec (3300rpm 0.10mm/dent) . . . . .	74
Figure 7.17	Autocorrélation du fini immergé (3300rpm 0.12mm/dent) . . . . .	74
Figure 7.18	Autocorrélation du fini à sec (3300rpm 0.12mm/dent) . . . . .	74
Figure 7.19	Autocorrélation du fini immergé (3000rpm 0.10mm/dent) . . . . .	75
Figure 7.20	Autocorrélation du fini à sec (3300rpm 0.10mm/dent) . . . . .	75
Figure 7.21	Autocorrélation du fini immergé (3600rpm 0.10mm/dent) . . . . .	75
Figure 7.22	Autocorrélation du fini à sec (3600rpm 0.10mm/dent) . . . . .	75
Figure 7.23	Autocorrélation du fini immergé (4000rpm 0.10mm/dent) . . . . .	75
Figure 7.24	Autocorrélation du fini à sec (4000rpm 0.10mm/dent) . . . . .	75
Figure 8.1	Appareil de dégagement des copeaux . . . . .	79
Figure A.1	Bassin utilisé lors des essais immergées . . . . .	86
Figure A.2	Méthode de montage des échantillons . . . . .	87
Figure A.3	Type de géométrie de pastille . . . . .	87
Figure A.4	Machine outil utilisée . . . . .	88
Figure A.5	Arbre de couplage . . . . .	89
Figure B.1	Données des finis de surface . . . . .	90
Figure B.2	Fini de surface i-1 . . . . .	90
Figure B.3	Fini de surface i-2 . . . . .	91
Figure B.4	Fini de surface i-3 . . . . .	91
Figure B.5	Fini de surface i-4 . . . . .	91
Figure B.6	Fini de surface i-5 . . . . .	92
Figure B.7	Fini de surface i-6 . . . . .	92
Figure B.8	Fini de surface i-7 . . . . .	92
Figure B.9	Fini de surface i-8 . . . . .	93
Figure B.10	Fini de surface i-9 . . . . .	93
Figure B.11	Fini de surface i-10 . . . . .	93
Figure B.12	Fini de surface i-11 . . . . .	94
Figure B.13	Fini de surface s-1 . . . . .	94
Figure B.14	Fini de surface s-2 . . . . .	94
Figure B.15	Fini de surface s-3 . . . . .	95
Figure B.16	Fini de surface s-4 . . . . .	95
Figure B.17	Fini de surface s-5 . . . . .	95
Figure B.18	Fini de surface s-6 . . . . .	96

**LISTE DES ANNEXES**

Annexe A	Montage utilisé lors des essais. . . . .	86
Annexe B	Données de fini de surface . . . . .	90

## LISTE DES SIGLES ET ABRÉVIATIONS

IREQ	Institut de recherche d'Hydro-Québec
MAB	Méthode Altintas-Budak
MQL	Minimun quantity lubrification
MRR	Material removal rate
$a_p$	Profondeur de coupe (mm)
$a_e$	Immersion radiale de l'outil (mm)
$f$	Avance par dent (mm/dent)
$V_c$	Vitesse de coupe (m/min)

## CHAPITRE 1

### DÉFINITION DU PROBLÈME

Le département de recherche et développement portant sur les travaux de robotique et civile de l’Institut de recherche d’Hydro-Québec (IREQ) s’efforce de développer des moyens robotisés pour faciliter les tâches effectuées par les techniciens. Le sujet de ce mémoire est l’étude une fraiseuse portable et submersible qui sera utilisée pour réaliser la réfection des voies de roulement des vannes que l’on retrouve sur les barrages hydro-électriques. Cette fraiseuse, maintenant à l’état de prototype, a été développée pour rétablir la rectitude de surface des voies de roulement des vannes en amont et en aval des groupes turbine/alternateur par un procédé de fraisage. Réaliser ces tâches impose des contraintes au niveau de la conception mécanique de la fraiseuse. La fraiseuse doit pouvoir usiner sous l’eau, être facilement transportable sans être démontée et avoir une géométrie lui permettant de s’adapter aux aires de travail [9]. On peut voir à la figure 1.1 une représentation des aires de travail prévus de la fraiseuse ainsi que l’état de surface des composantes qui seront à usiner.

Les surfaces à réparer ont perdu leur rectitude initiale suite à divers phénomènes tels que : la corrosion, l’érosion, le gonflement du béton (réaction alcali-granulat et sulfatation), l’attaque chimique suite à l’adhésion de bernacles et par les contraintes mécaniques causées par l’ouverture et la fermeture des vannes. Ces phénomènes ont donc généré une surface géométriquement inégale et ayant une composition métallurgique hétérogène. En effet, les divers mécanismes énumérés précédemment ont causé des dommages de nature bien différente. On peut voir à la figure 1.2 une numérisation du relief d’une surface type qui serait à réparer. On remarque les zones ponctuelles sur lesquelles les roues de guidage de la vanne s’appuient. Sous la pression de l’eau agissant sur la vanne les roues de guidage ont déformé plastiquement le métal des voies de roulement. On remarque aussi une zone linéaire le long des voies de roulement qui correspond au chemin parcouru par les roues de guidage lors de l’ouverture et la fermeture de la vanne. Sur ces deux zones, il est probable de rencontrer du métal beaucoup plus dur dû à l’écrouissage causé par le fonctionnement du mécanisme. Suite aux nombreuses années d’immersion, une couche de rouille d’épaisseur variable se trouve en surface. Ce matériau fort différent du matériau de base risque d’avoir une usinabilité différente. Finalement, la corrosion causée par l’accumulation de bernacles et les bernacles elles-mêmes devront être retirée par endroits. De plus, certaines surfaces à usiner peuvent être constituées d’un assemblage soudé. Les cordons de soudure et les zones thermiquement affectées risquent

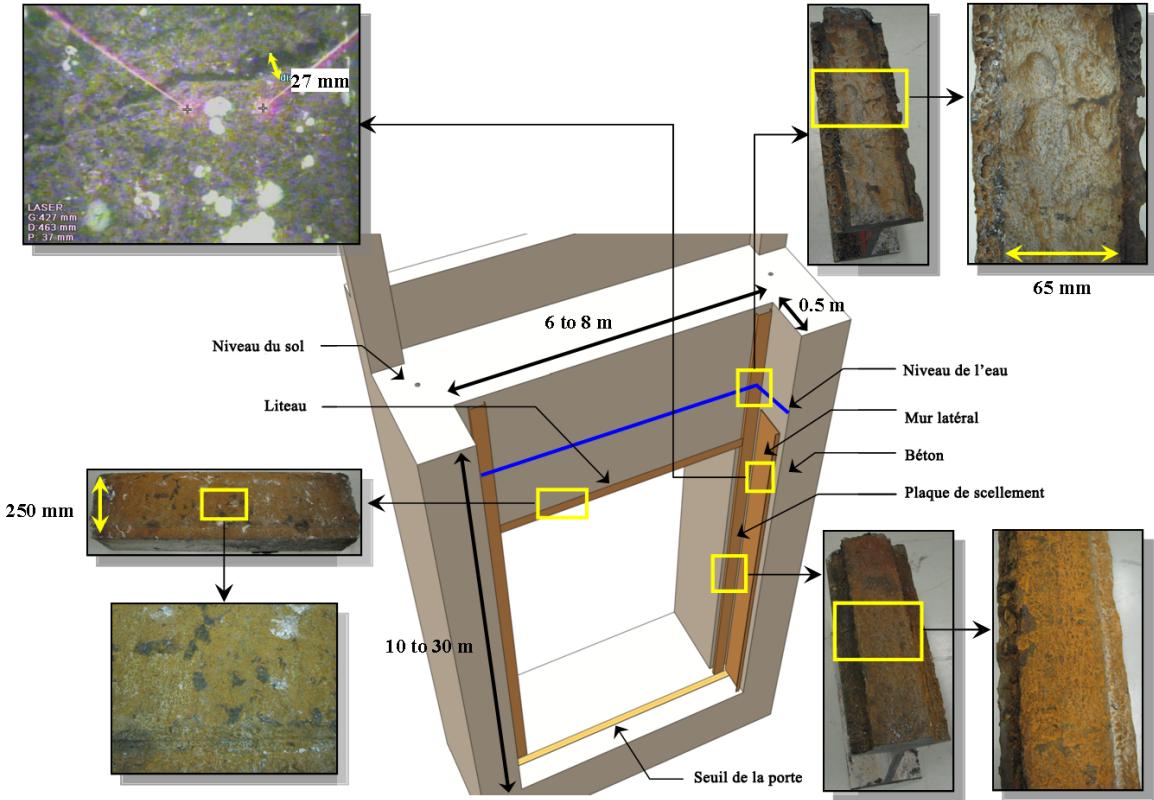


Figure 1.1 Géométrie des surfaces à usiner

donc d'avoir des propriétés différentes. La fraiseuse travaillera conjointement avec un scanner de surface qui permettra une mesure de la surface à usiner. Ces mesures permettront de déterminer la meilleure surface à obtenir à partir de la surface endommagée dans le but de respecter les critères de fonctionnement des vannes. Selon l'état et la géométrie de la surface, des épaisseurs variables de matières devront être usinées. On peut voir une représentation de la machine à l'étude à la figure 1.3.

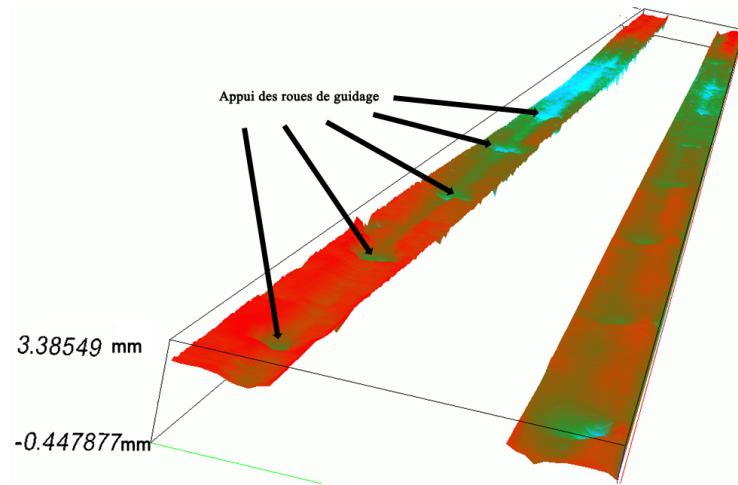


Figure 1.2 État de surface typique des voies de roulement

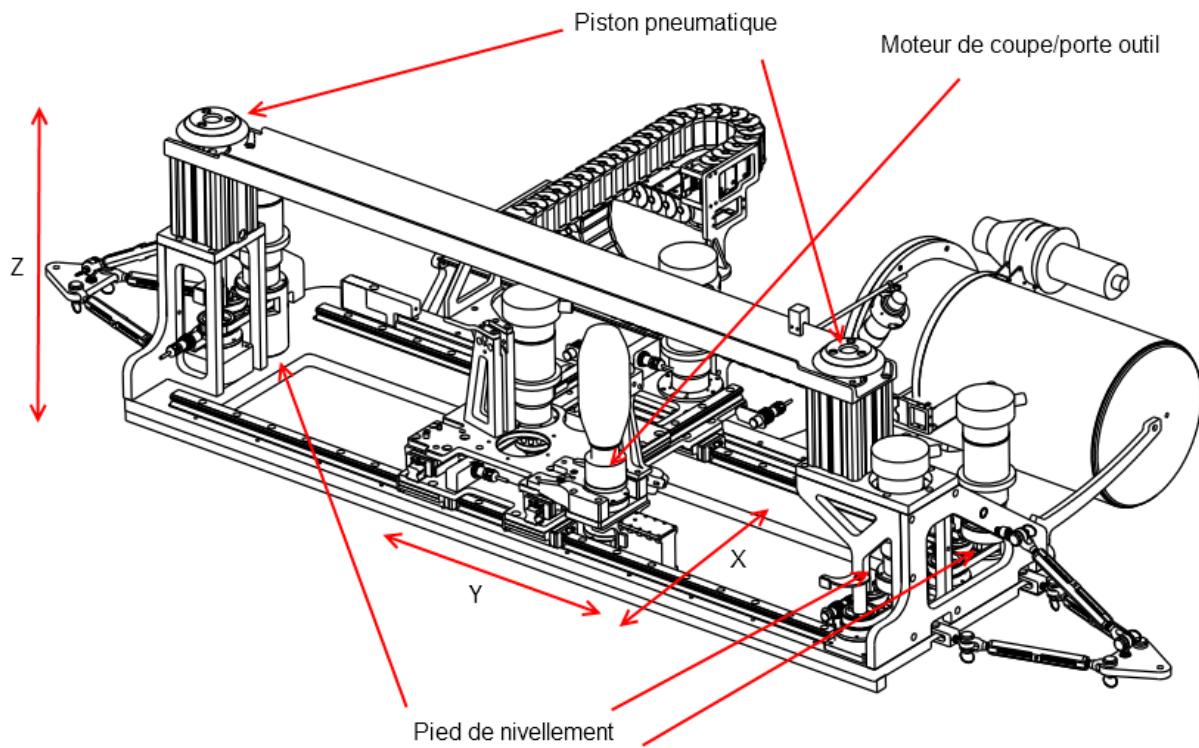


Figure 1.3 Prototype à l'étude

## CHAPITRE 2

### INTRODUCTION

L'originalité du projet provient de plusieurs facteurs. D'une part, la fraiseuse devra pouvoir effectuer les réparations sous l'eau. Cette contrainte impose donc l'utilisation d'eau comme fluide de coupe. Bien que l'utilisation de solutions composées d'eau et d'huile soluble est courante pour l'usinage des métaux, l'utilisation d'eau seule est très rare de nos jours. Comme l'eau ne possède pas de propriétés lubrifiantes aussi bonnes que l'huile, l'usure des outils sera peut-être plus rapide. L'aire de travail en chantier sera complètement immergée dans une eau à température moyenne (4 à 20°C). L'eau possède une bonne capacité calorifique ce qui fait en sorte que la chaleur générée risque d'être facilement dissipée. Or, la température à l'interface outil/copeau a une grande importance sur les forces de coupe et la durée de vie de l'outil. Sur ces deux affirmations, il sera intéressant d'étudier les modes d'usure des outils de coupe.

La première partie du travail étudiera en détail le procédé d'usinage en milieu immergé. Dans cette partie, nous allons observer ainsi que mesurer l'usure des outils de coupe. Nous pourrons tenter d'optimiser les paramètres de coupe et les outils utilisés dans le but d'augmenter le rendement du procédé. Également, la mesure des puissances de coupe permettra d'établir une loi liant la puissance requise au niveau d'usure des outils. Les données recueillies dans cette partie permettront d'appréhender les problèmes et limitations futures que rencontrera le prototype lors de l'utilisation réelle.

La seconde partie étudiera dans un contexte plus général les différences qu'apporte l'usinage en milieu immergé par rapport à l'usinage dans un milieu sec. Dans cette partie, nous allons comparer l'usure des outils de coupe en fonction du milieu où la coupe se produit. Également, nous allons pouvoir comparer les niveaux de puissance requis ainsi que les finis de surfaces obtenus. Ces connaissances acquises permettront de mieux comprendre l'influence du milieu de coupe sur le procédé, mais également de mieux analyser les données recueillies à la partie précédente.

## CHAPITRE 3

### OBJECTIFS

Le présent travail a pour but d'étudier le procédé de fraisage en milieu immergé pour l'application sur un prototype de fraiseuse submersible et portable développée à l'IREQ. L'état des connaissances dans le domaine du fraisage en milieu immergé est relativement limité. Le but du travail sera donc d'étudier le procédé d'usinage sous l'eau et d'appliquer les données recueillies au développement du prototype. Les tests réalisés permettront de valider le choix des outils de coupe et de cibler les paramètres de coupe qui seront à privilégier. On peut résumer les objectifs du travail proposé tel que :

#### Objectif principal

- Étudier le phénomène de l'usinage en milieu immergé pour appliquer les données recueillies au prototype de fraiseuse submersible développé à l'IREQ.

#### Objectifs secondaires

- Qualifier et quantifier les modes et vitesse d'usure des outils de coupe dans les conditions qui seront rencontrées par le prototype en service.
- Quantifier la puissance de coupe en fonction du niveau d'usure des pastilles de l'outil.
- Qualifier et quantifier les différences qu'apporte l'usinage d'un acier doux en milieu immergé par rapport au mode d'usinage en milieu non immergé.

## CHAPITRE 4

### REVUE DE LITTÉRATURE

Dans le but de réaliser une étude adéquate de notre procédé, il est indispensable de réaliser une revue de littérature portant sur l'usinage des métaux par procédé de coupe. Il sera nécessaire d'étudier les différents phénomènes régissant la coupe des métaux.

#### **4.1 Caractéristiques d'un procédé de coupe d'un métal**

La coupe des métaux est un phénomène qu'on retrouve dans une multitude de procédés de mise en forme comme le tournage, le fraisage, le brochage, le meulage et bien d'autre. Bien que le phénomène de la coupe du métal soit le même, les paramètres de la coupe diffèrent grandement d'un procédé à l'autre. Ces différences amènent de grandes variations au niveau des outils, de l'usure de ceux-ci, des forces en jeu et des fluides de coupe employés. Nous allons concentrer la présente recherche documentaire sur l'usinage des métaux à moyenne et grande vitesse à l'aide de procédé de tournage et fraisage.

##### **4.1.1 Principe de la coupe des métaux**

La coupe du métal s'effectue lorsqu'un outil dur et acéré est introduit dans un matériau plus souple. Les forces qu'engendre cette interférence créent une zone de cisaillement qui détache une petite quantité de métal, appelé copeau, de la pièce de base. On peut voir à la figure 4.1 l'interface de la géométrie outil/copeau/pièce lors de la formation d'un copeau. On peut voir trois zones principales soit [6] :

- **Zone de cisaillement (I)** : Dans cette zone, les contraintes appliquées par l'outil réorientent les grains du métal selon le plan de cisaillement. Par la suite le cisaillement sépare le copeau de la pièce de base. L'angle du plan de cisaillement dépend des différentes géométries à l'interface de coupe, mais aussi du matériau de l'outil et du matériau usiné. La déformation plastique au sein de cette zone consomme une grande partie de l'énergie de coupe. Pour cette raison, beaucoup de chaleur est générée dans cette zone ce qui tend à adoucir le métal permettant de plus grandes déformations du matériau.

- **Zone d'écrouissage du copeau (II)** : Dans cette zone, un frottement intense s'effectue entre le copeau et l'outil. Ce frottement est à l'origine de l'usure de l'outil sur la face de coupe et aussi d'une génération de chaleur.
- **Zone d'écrouissage de la pièce (III)** : Dans cette zone, un frottement s'effectue entre la surface nouvellement usinée et la face de dépouille de l'outil.

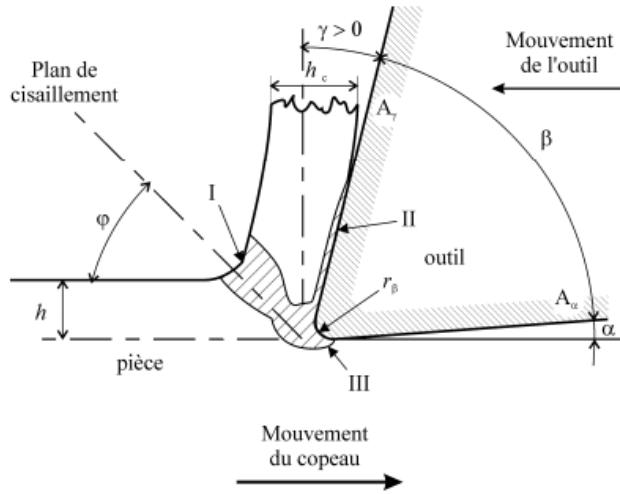


Figure 4.1 Géométrie de la formation d'un copeau [6]

#### 4.1.2 Matériaux des outils de coupe

Il existe cinq grandes classes de matériaux utilisés comme outil de coupe soit [6] :

- **Aciers rapides** : Ce sont des alliages d'acier composés de tungstène ou de molybdène. Une trempe leur permet d'obtenir une très grande dureté qu'ils maintiennent jusqu'à une température de 600°C.
- **Carbures métalliques** : Les outils en carbures métalliques sont composés de particules dures agglomérées par un liant. Les particules dures sont généralement des carbures de tungstène, de titane, de tantal ou de niobium. Les outils en carbures métalliques possèdent une dureté très supérieure aux outils en acier rapide et maintiennent cette dureté jusqu'à une température de 1000°C. Ils sont très employés dans l'industrie.

- **Céramiques** : Les outils en céramiques sont généralement composés à base d'alumine ou de nitrule de silicium. Ils ont une très bonne dureté se traduisant par une bonne résistance à l'usure, mais une faible résistance aux chocs. Ils maintiennent leurs propriétés jusqu'à 800°C.
- **Nitrule de bore cubique** : Le nitrule de bore cubique est très dur et garde cette dureté jusqu'à des températures de 2000°C. Il est très résistant à l'usure, stable chimiquement, mais relativement fragile. Il est très coûteux et utilisé uniquement que pour les matériaux non usinables par d'autres matériaux de coupe.
- **Diamant** : Le diamant est le matériau le plus dur connu. Par contre, dû à son affinité avec les matériaux ferreux, il ne peut être utilisé pour usiner ceux-ci.

Comme les carbures métalliques semblent être un bon choix pour notre application, nous allons élaborer sur leur classification. Les carbures métalliques sont classifiés selon la norme ISO513 sous trois grandes catégories soit :

- **Classe P** : Pour l'usinage des métaux à copeaux longs.
- **Classe M** : Pour l'usinage des métaux plus difficile.
- **Classe K** : Pour l'usinage des métaux à copeaux courts.

Dans chacune de ces catégories, les matériaux sont classés selon le degré de ténacité par un chiffre de 1 à 50. L'augmentation de leur ténacité va de pair avec la diminution de la résistance à l'usure. On peut voir à la figure 4.2 la classification ISO513 des matériaux d'outil qu'offre la compagnie Sandvik.

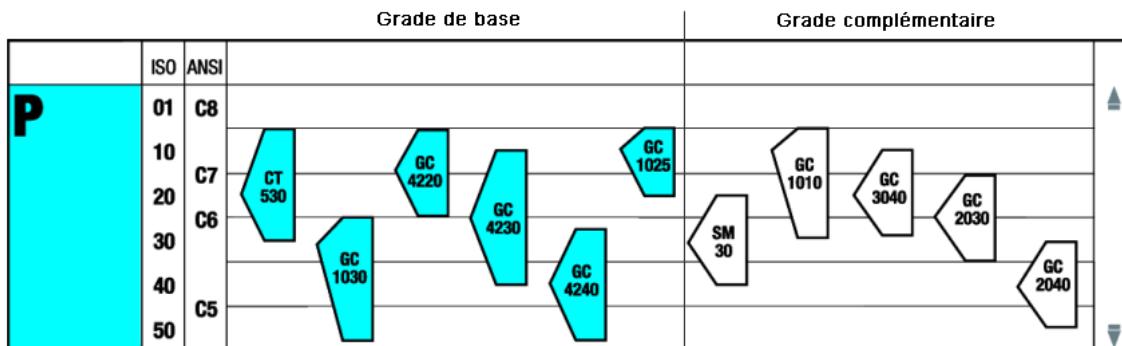


Figure 4.2 Recommandation des grades de pastille

### 4.1.3 Types d'usure des outils

L'usure des outils est un phénomène important à comprendre, car il mène à l'incapacité pour l'outil de produire une surface usinée adéquate. De plus, comme il est prévu d'utiliser les outils dans un milieu immergé dans de l'eau, les grilles de sélections fournies par les manufacturiers risquent d'être difficiles à utiliser. L'usure d'un outil est définie par le changement de forme de l'outil par rapport à sa forme initiale. Ce changement de géométrie s'effectue de quatre façons différentes [6] :

- **Par usure** (perte de masse continue)
- **Par écaillage** (perte de masse discontinue)
- **Par formation d'une arête rapportée** (gain de masse continue)
- **Par écoulement plastique** (sans perte de masse)

Les conditions tribologiques aux interfaces outil/copeau et outil/surfaces usinées ont une grande influence quant au mode d'usure de l'outil. En effet, des conditions tribologiques bien spécifiques règnent dans ces zones telles que [31] :

- Des surfaces de contacts continuellement renouvelées les rendant très chimiquement réactives.
- Des contacts sur une zone très réduite causant des contraintes normales très élevées  $\sigma_c=900\text{-}1600\text{ MPa}$  et des contraintes en cisaillement de l'ordre de  $\tau_c=30\text{-}60\% \sigma_c$ .
- De hautes températures régnant dans la zone d'écrouissage du copeau, zone II de la figure 4.1, causant le soudage des aspérités de l'outil et des copeaux.
- Un accès difficile aux zones de contact pour le fluide de coupe.
- Une usure modifiant la géométrie de l'outil qui affecte les conditions d'usure.

Ces conditions tribologiques causent différents modes d'usure, figure 4.3 , qui peuvent être résumé tel que [6, 10, 31, 55] :

- **Usure par abrasion** : Arrachement de micro copeaux de l'outil par des particules dures contenues dans le matériau usiné. Ce type d'usure est grandement influencé par

la composition du matériau usiné.

- **Usure par adhésion** : Les contraintes de compression et la haute température causent la formation de microsoudures entre les copeaux et l'outil. Selon le matériau usiné et les températures à l'interface, il peut y avoir un transfert du matériau de l'outil vers les copeaux, généralement appelé attrition. À l'inverse, il peut y avoir un transfert du matériau des copeaux vers l'outil et la création d'une arête rapportée.
- **Usure par diffusion** : Diffusion des éléments chimiques de l'outil vers les copeaux ou vice-versa. La diffusion est autant plus grande que les matériaux ont une composition chimique différente et que la température à l'interface copeau/outil est grande. La diffusion a lieu dans les zones d'adhésion entre l'outil et les copeaux. Dans ces zones, les contraintes de contact et la température sont assez élevées pour qu'il se forme une soudure en phase solide entre les surfaces [29].
- **Usure par oxydation** : Réaction chimique des matériaux à l'interface copeau/outil avec l'oxygène ambiant. Généralement cette réaction à lieu à des température élevée de l'ordre de 800°C. L'oxydation du matériau de l'outil peut affaiblir celui-ci en le rendant fragile et poreux. L'oxydation peut aussi créer des particules d'oxyde très dures qui augmentent l'usure par abrasion.
- **Usure par fatigue** : Les fluctuations mécaniques et thermiques causent la fissuration de l'outil résultant en de l'écaillage de l'arête de coupe ou le bris de l'outil.

On peut voir aux figures 4.5 et 4.4 les types de conditions tribologiques aux interfaces de contact. Les zones A-B-C sont des sous zones de la zone II montrée à la figure 4.1. On retrouve des conditions tribologiques particulières dans chacune de ces zones [31, 6] :

- **Zone A** : Dans cette zone, on retrouve une adhérence entre l'outil et le copeau. Dû aux importantes forces de contact, aucun glissement n'est présent entre la couche du copeau en contact avec l'outil et la surface de l'outil [55]. Le mouvement relatif entre le copeau et l'outil est dû à la plastification de la matière du copeau [29]. Cette adhérence permet une diffusion des éléments chimiques de l'outil vers les copeaux ou vice-versa.

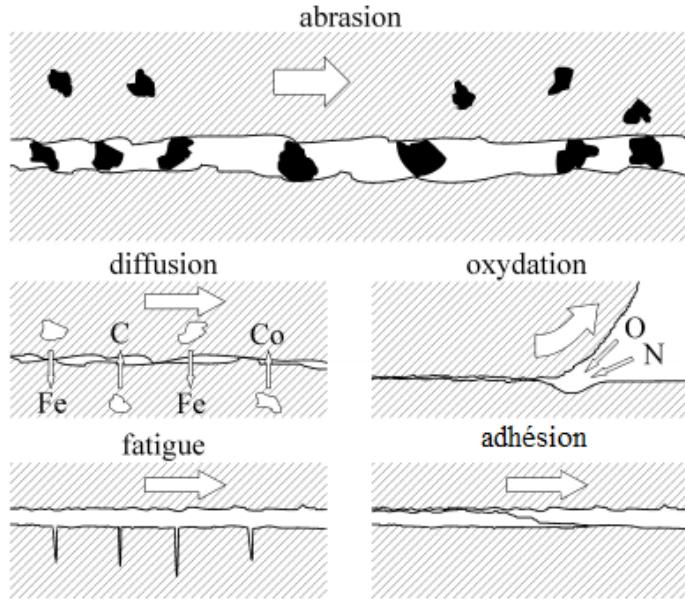


Figure 4.3 Différents modes d'usure [6]

- **Zone B :** Dans cette zone, on retrouve un microsoudage des aspérités de l'outil et des copeaux suivis du bris de ces micros soudures dû au mouvement du copeau par rapport à l'outil. Si ces micros soudures sont plus résistantes que le métal du copeau, on observe un transfert de matériau des copeaux vers l'outil créant une arête rapportée. Si au contraire, les micros soudures sont moins résistantes que le métal du copeau, les bris s'effectuent au sein des micros soudures et aucun transfert de masse n'a lieu.
- **Zone C :** Dans cette zone, on retrouve une zone de friction hétérogène composée de glissement sec et de glissement avec un film de lubrification.

Les différents modes d'usure vont causer certains types d'usure particuliers sur les différentes faces de l'outil de coupe. Les différents types d'usure sont présentés à la figure 4.6. Ils peuvent être décrit tel que [6, 31, 19] :

- **Usure en dépouille :** L'usure en dépouille est causée par le frottement de la face de dépouille sur la surface usinée. Ce type d'usure est principalement causé par de l'abrasion.
- **Usure en cratère :** L'usure en cratère est principalement causée par de la diffusion sur la face de coupe. De ce fait, ce type d'usure est grandement influencé par la température

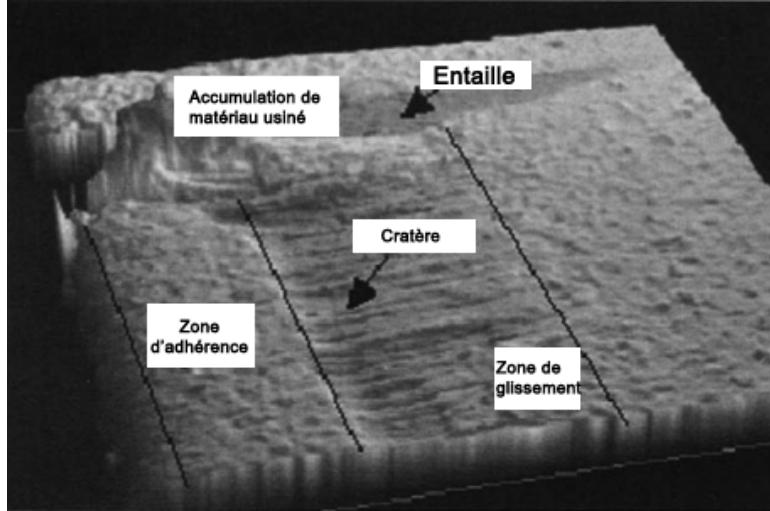


Figure 4.4 Usure d'un outil réel [31]

de la face de coupe. Il a été démontré que la forme du cratère est fortement liée à la température régnante sur la face de coupe [39].

- **Usure par écaillage :** L'usure par écaillage d'un outil survient lorsque les efforts de coupe sont trop élevés. Ceci peut se produire suite à un mauvais choix d'outil ou de paramètres de coupe. Également, des vibrations lors de la coupe peuvent aussi causer une variation dans l'épaisseur du copeau causant une surcharge de l'outil menant au bris.
- **Rupture :** La rupture d'un outil survient lorsque les efforts de coupe sont trop élevés. Les causes de la surcharge peuvent être les mêmes qu'en cas d'écaillage. On considère que l'outil n'est plus utilisable après une rupture. On peut noter que les efforts de coupe augmentent à mesure que les différents types d'usure modifient la géométrie de l'outil. Cette augmentation des efforts mène vers une rupture de la pastille. Lorsque non surveillé, il est donc commun que la vie de la pastille survienne par une rupture.
- **Déformation plastique :** La déformation plastique de l'outil est due aux importantes contraintes et à la température élevée de l'outil. On observe principalement la déformation de l'arête de coupe de l'outil.
- **Usure en entaille :** L'usure en entaille se forme sur l'arête de coupe en dehors de la zone d'interférence outil/pièce usinée. Ce type d'usure localisée est généralement attri-

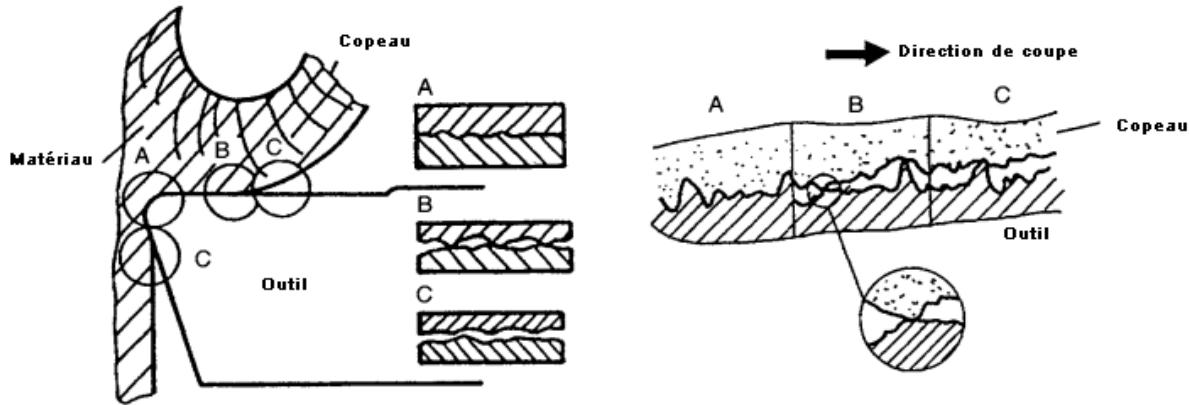


Figure 4.5 Caractéristiques tribologie de la zone de contact [31]

buée à l'oxydation du matériau de l'outil ou à l'abrasion par les copeaux en dent de scie qui ont été fortement écrouis par la coupe. Ce type d'usure est surtout présent lors de l'usinage de matériaux fortement écrouissables [31]. Ce type d'usure affecte la résistance de l'outil et entraîner un bris.

- **Fissuration thermique** : L'apparition de fissure thermique est causée par des chocs thermiques résultants d'un arrosage intermittent.
- **Fissuration par fatigue mécanique** : L'apparition de fissure mécanique est causée par les cycles de chargements répétitifs imposés à l'outil.
- **Arête rapportée** : L'apparition d'une arête rapportée est causée par un transfert de matière de la pièce usinée vers la face de coupe de l'outil. À certains intervalles, l'arête se détache de l'outil et est évacuée entre la face usinée et la face de dépouille. Cette masse de métal très écrouie peut causer des dommages sur la face de dépouille.

La norme ISO3685 :1993 [33] régit la mesure de l'usure des outils et divise l'arête de coupe selon 3 zones tel que montré à la figure 4.7 :

- **Zone B** : La section droite de l'arête de coupe.
- **Zone C** : La section courbée de l'arête de coupe composant l'arrondi de l'outil soit le bec.

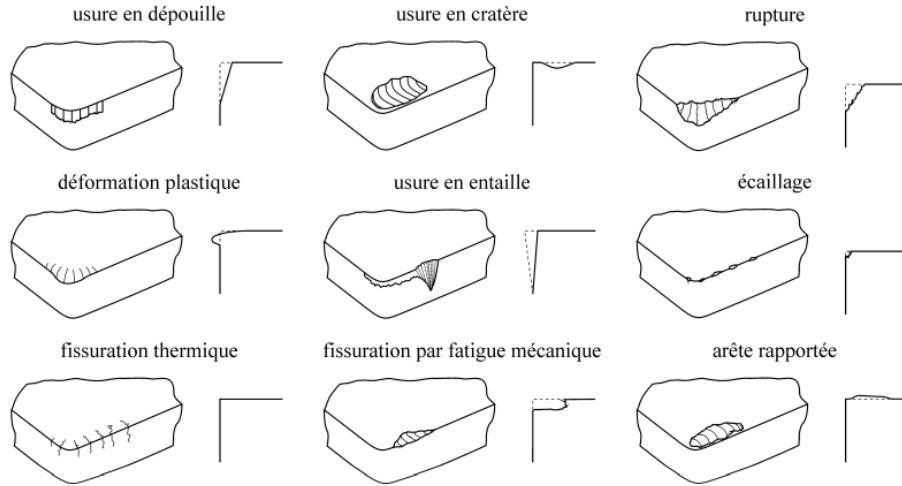


Figure 4.6 Types d'usure des outils de coupe [6]

– **Zone N** : Une section de 1 à 2mm sur l’arête de coupe excédant la profondeur de coupe.

#### 4.1.4 Critères d’usure des outils

Les types d’usures les plus fréquemment utilisés pour quantifier l’usure d’un outil sont l’usure sur la face de dépouille et l’usure en cratère sur la face de coupe [21, 6, 4, 31]. Ces types d’usure sont souvent utilisés comme indicateurs car ils sont facilement mesurables et s’effectuent de façon continue rendant le monitorage et les planifications de changement d’outils aisées [31]. Des études ont montré que l’adaptation des paramètres de coupe en fonction de l’usure de l’outil permet d’allonger la vie utile de l’outil en obtenant des finis de surface adéquats malgré l’usure avancée de l’outil [34]. Nous allons étudier plus en détail ces deux types d’usure :

**Usure en dépouille** : Cette forme d’usure survient peu importe le matériau de l’outil utilisé, le matériau usiné ou même les paramètres de la coupe [10]. De ce fait, sa mesure est une bonne indication de l’usure de l’outil. Il a été montré qu’il existe une corrélation entre l’énergie utilisée par le phénomène de la coupe et l’usure en dépouille de l’outil [3]. Sa géométrie est facilement mesurable à l’aide d’instrument optique ayant une résolution inférieure à 0.001mm [21]. On la mesure à partir de l’arête principale à son état initial, perpendiculairement à celle-ci dans le plan de coupe ( $P_s$ ) [33]. La quantification de l’usure en dépouille s’effectue à l’aide de plusieurs mesures :

- **Largeur moyenne de l'usure ( $VB_B$ )** C'est le critère de quantification de l'usure en dépouille le plus fréquemment utilisé quand l'usure est homogène sur la face de dépouille [6]. Ce paramètre provient de la moyenne d'usure dans la zone B de l'arête de coupe principale.
- **Largeur maximale de l'usure ( $VB_Bmax$ )** Ce paramètre provient de l'usure maximale dans la zone B de l'arête de coupe principale. Ce paramètre est utilisé au lieu de  $VB_B$  lorsque l'usure n'est pas homogène [6].
- **Largeur maximale de l'usure dans la zone C ( $VB_C$ )** Ce paramètre provient de l'usure maximale dans la zone du bec de l'outil. Cette valeur est généralement plus élevée que  $VB_Bmax$ .
- **Profondeur de l'entaille ( $VB_N$ )** Ce paramètre provient de la profondeur de l'entaille dans la zone N de l'outil. L'usure en entaille n'est pas toujours rencontrée.
- **Largeur de l'entaille** Ce paramètre provient de la largeur de l'entaille dans la zone N de l'outil. Ce type d'usure n'est pas nécessairement présent.

L'usure en dépouille est généralement le critère déterminant sur la durée de vie utile de l'outil. En effet, comme la zone usée est en contact direct avec la surface usinée, le niveau d'usure affecte grandement la qualité du fini de surface. De plus, l'usure en dépouille a une grande influence sur les forces de coupe. L'usure en dépouille augmente les forces de friction prenant place dans la zone III de la figure 4.1. Ce type d'usure tend également à arrondir l'arête principale augmentant les forces de coupe et d'avance [10]. On peut voir à la figure 4.8 l'évolution de l'usure en dépouille d'un outil. On observe trois stades à cette usure :

- **Stade a** Une usure initiale s'effectue et le contact avec l'arête de coupe tranchante se transforme rapidement en une zone de contact plus grande.
- **Stade b** Une fois la zone de contact mise en place, la vitesse d'usure se stabilise et dépend des conditions de coupe.
- **Stade c** L'augmentation de la zone de contact entraîne une augmentation de la friction avec la surface usinée [48]. Cette friction cause une augmentation de la température de l'outil causant de la fissuration thermique et une déformation plastique. L'augmenta-

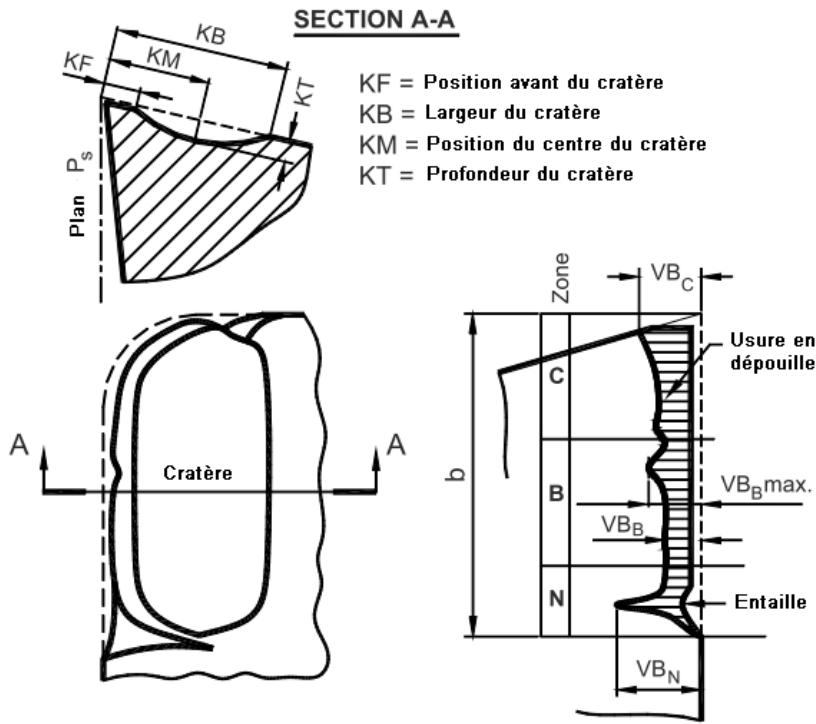


Figure 4.7 Zones d'usure selon ISO3685 :1993

tion des forces couplée à une dégradation de l'outil conduit au bris de l'outil.

On considère que la durée de vie utile d'un outil correspond à la frontière entre la zone  $b$  et  $c$ . La durée de vie d'un outil au carbure, recommandé par la norme ISO3685 :1993 [33] est de  $VB_B=0.3\text{mm}$  ou de  $VB_B\text{max}=0.6\text{mm}$  si l'usure est inégale. Par contre, il faut noter qu'en industrie ces limites sont modifiées en fonction du type d'opération. Pour les opérations de dégrossissage on permet  $VB_B=0.35$  à  $1\text{mm}$  et on permet  $VB_B=0.1$  à  $0.25\text{mm}$  pour les opérations de finition.

Il est possible d'augmenter l'angle de dépouille, d'un outil pour ralentir ce type d'usure [21]. En effet, plus l'angle est important, plus la quantité de matière à user de l'outil doit être grande pour la même valeur de  $VB_B$ . Par contre, en gardant l'angle de coupe constant, l'augmentation de l'angle de dépouille tend à réduire l'angle de taillant et par le fait même la résistance de l'outil et la dissipation thermique. Selon le procédé d'usinage, un angle de dépouille idéal existe permettant de concilier une bonne durée de vie en dépouille à une bonne résistance de l'outil.

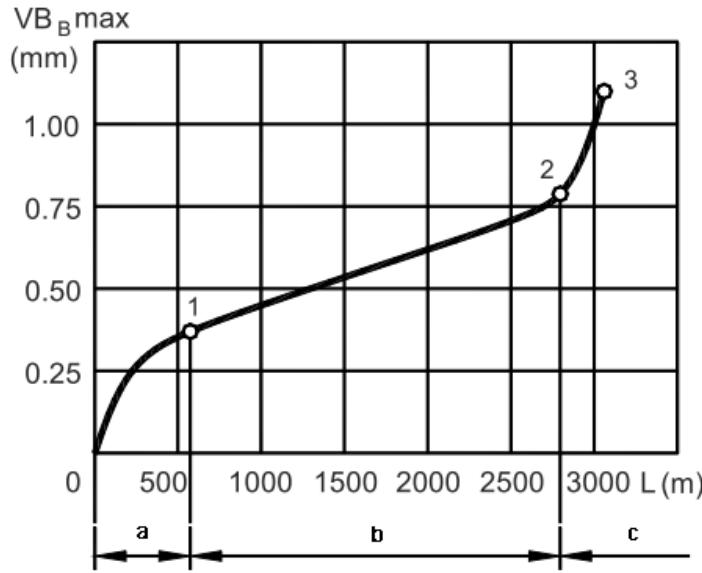


Figure 4.8 Évolution de l'usure en dépouille [21]

**Usure en cratère :** Ce type d'usure est généralement associée à l'usinage de matériaux ductile. En effet, ces matériaux ont tendances à créer de longs copeaux continus. Ces copeaux glissant contre la surface de coupe de l'outil causent divers modes d'usure sur cette face. Ce type d'usure est d'autant plus présent que les vitesses de coupes sont élevées causant une augmentation des températures à l'interface copeau/outil [31, 29]. L'apparition d'un cratère sur la face de coupe réduit la résistance mécanique de l'arête de coupe ce qui mène au bris de l'outil. De plus, le cratère modifie la géométrie de la face de coupe modifiant le trajet du copeau. Cette modification tend à augmenter les forces de friction et, par le fait même, la température à l'interface copeau/outil. On peut voir à la figure 4.7, les différents paramètres de mesure de la géométrie d'un cratère tel que :

- **Profondeur du cratère (KT)** Cette mesure est généralement le paramètre limitant la durée de vie d'un outil. Pour un outil en carbure, la norme ISO3865 :1995 recommande une usure maximale correspondante à  $0.06 + 0.3f$  ( $f$  : avance d'usinage).
- **Position du cratère (KF)** Ce paramètre représente la position du cratère par rapport à l'arête de coupe principale.

- **Largeur du cratère ( $KB$ )** Ce paramètre représente la largeur du cratère mesurée entre l'arête de coupe principale et la partie du cratère la plus éloignée.
- **Position du centre du cratère ( $Km$ )** Ce paramètre représente la position du point le plus profond du cratère mesurée à partir de l'arête de coupe principale.

#### 4.1.5 Durée de vie des outils

Dans la section précédente, on a pu voir que les divers modes d'usure contribuent chacun à leur façon aux différents types d'usure susceptibles de ce produire sur les outils de coupe. Il est donc intéressant de comprendre quels paramètres de coupe influencent chacun de ces modes.

On voit que la vitesse de coupe affecte énormément la durée de vie des outils. Une augmentation de la vitesse de coupe conduit à une augmentation de la température de l'outil. Cette augmentation de température amène l'apparition de modes d'usure qui ne sont pas présents à plus basse vitesse. On peut voir à la figure 4.9 l'importance des divers modes d'usure sur la durée de vie d'un outil. On voit que la durée de vie d'un outil augmente avec la vitesse de coupe jusqu'à une certaine vitesse où la diffusion, le fluage et l'oxydation apparaissent et réduisent la durée de vie. À basse vitesse par contre, la durée de vie est limitée par l'usure par adhésion.

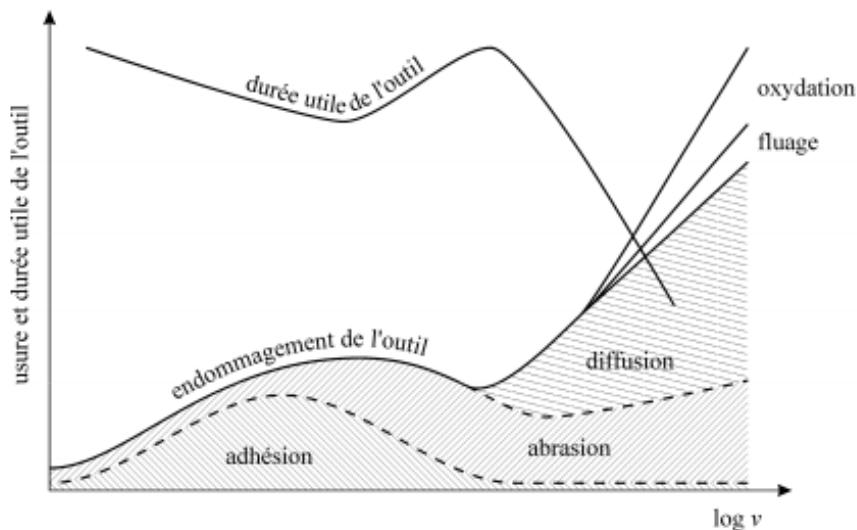


Figure 4.9 Mode d'usure selon la vitesse de coupe [6]

L'usure par adhésion a lieu aux faibles vitesses de coupe. De micros soudures se forment entre les aspérités des copeaux et de l'outil. À ces vitesses, la température à l'interface outil-copeau est sous la température de recristallisation du matériau usiné rendant les copeaux fortement écrouis très durs. Lors du bris des micros soudures, une partie des aspérités de la surface de l'outil se détachent de l'outil. À mesure que la vitesse de coupe augmente, la température à l'interface augmente adoucissant les copeaux. Une fois adoucis, les copeaux n'ont plus la résistance nécessaire pour arracher les aspérités de l'outil [10]. On observe donc une diminution de l'usure par adhésion à mesure que la vitesse de coupe augmente.

L'usure par abrasion est aussi affectée par la vitesse de coupe. Lorsque la température de l'outil augmente, la dureté de celui-ci diminue facilitant l'arrachement de ses grains. Pour cette raison, on voit une relation proportionnelle entre la vitesse de coupe et l'usure par abrasion, voir figure 4.9.

La diffusion est grandement affectée par la température à l'interface copeau/outil. Pour des outils en carbure, la diffusion s'active principalement à des températures de 800 à 900 °C [40]. À partir de cette température, une diffusion des atomes de carbone de l'outil vers les copeaux à lieu. Cette transformation du matériau de l'outil réduit grandement sa dureté. Des modèles d'usures des outils lors d'usinage à grande vitesse montrent une bonne corrélation entre les températures en surface de l'outil et la forme du cratère créé [39]. La diffusion étant le mode d'usure dominant à grande vitesse de coupe, la durée de vie des outils à ces vitesses dépend plus de la composition chimique des matériaux plutôt que de leurs propriétés mécaniques [31].

Comme différents types d'usure apparaissent en fonction des vitesses de coupe, différents phénomènes vont limiter la durée de vie de l'outil, figure 4.10 . Comme mentionné précédemment, l'usure par cratère et l'usure en dépouille sont de bons critères couvrant une bonne partie des vitesses de coupes utilisables. Dans tous les cas, on constate que la déformation plastique de l'arête de coupe finira par limiter la vie de l'outil en causant la rupture de celui-ci. Cette déformation est due au fluage du matériau de l'outil dû aux hautes températures et aux efforts mécaniques intenses.

Il faut toutefois noter que d'autres phénomènes peuvent influencer l'usure des outils. En effet, des vibrations nuisibles peuvent causer une variation de la profondeur de coupe résultant en des fluctuations des efforts de coupe. Ces fluctuations peuvent grandement accélérer la vitesse d'usure de l'outil ou même causer le bris de l'arête de coupe. Le mode d'arrosage peut aussi influencer l'usure de l'outil. Un arrosage non continu peut causer des fluctuations

thermiques dans l'outil résultant en une fissuration de l'arête et réduire considérablement la vie utile. Dans certains cas, l'apparition d'une arête rapportée permet de réduire la vitesse d'usure due au fait que le copeau n'est plus directement en contact avec l'outil.

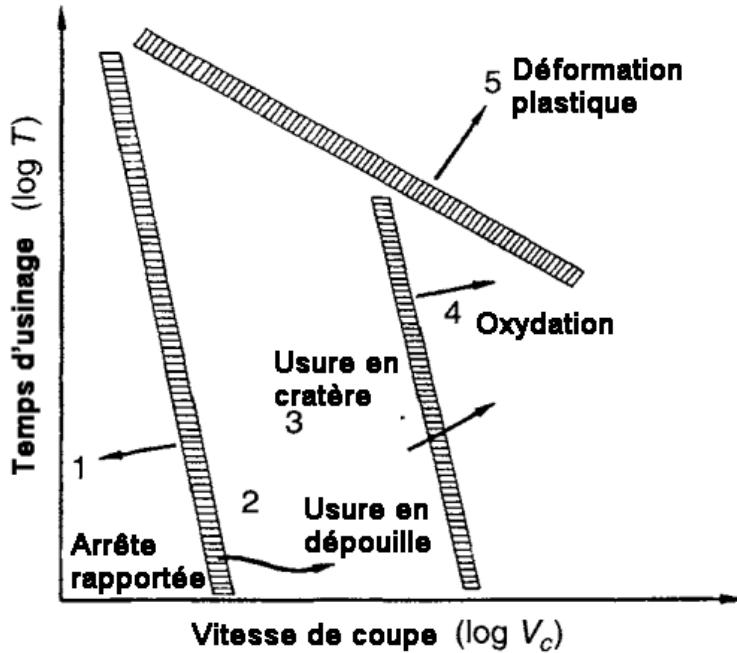


Figure 4.10 Critères d'usure selon la vitesse de coupe pour des outils en carbure [31]

Plusieurs modèles mathématiques ont été développés pour évaluer la durée de vie des outils en fonction des paramètres de coupe. Le plus ancien est la loi de Taylor qui tient compte de la vitesse de coupe. Cette loi fut modifiée pour tenir compte de divers paramètres de coupe et appelée la loi de Taylor généralisée, équation 4.1. Cette loi permet d'évaluer la durée de vie des outils sur une petite plage de variation des paramètres. En effet, comme les modes d'usure varient énormément en fonction des paramètres, la loi ne tient pas compte des phénomènes apparaissant en fonction des vitesses de coupe.

$$C = V_c \cdot T^n \cdot f^{n_1} \cdot a_p^{n_2} \quad (4.1)$$

où :

- $C$  : Constante
- $V_c$  : Vitesse de coupe (m/min)
- $T$  : Durée de vie de l'outil (min)

- $f$  : Avance de l'outil (mm/dent)
- $a_p$  : Profondeur de coupe (mm)
- $n, n_1, n_2$  : Constantes expérimentales

La loi de Taylor généralisée considère les paramètres de coupe constants durant toute la vie de l'outil. Or diverses études montrent qu'une variation des paramètres de coupe pendant l'usinage permet d'augmenter la durée de vie des outils. Il a été montré que, lors d'opérations de finition, une variation des paramètres de coupe en fonction du niveau d'usure de l'outil permet d'obtenir un fini de surface acceptable malgré une usure avancée [34]. Une autre étude a montré que, pour un MRR (material removal rate) donné, une modification des paramètres de coupe en temps réel, en fonction du taux d'usure, permet d'augmenter la durée de vie des outils jusqu'à 30% [16]. D'autres études montrent qu'une fluctuation périodique de la vitesse d'avance permet de réduire la vitesse d'usure des outils [7, 38].

#### 4.1.6 Forces de coupe générées

L'évaluation des efforts de coupe est un aspect important pour le dimensionnement des composantes d'une machine-outil. La détermination des efforts nécessite l'évaluation de l'épaisseur du copeau enlevé. Cette épaisseur, constante en tournage, varie en fonction de la position angulaire et des paramètres de coupe de l'outil en fraisage. Un modèle, équation 4.2, a été développé et permet d'obtenir une très bonne précision [36] de l'épaisseur du copeau enlevé.

$$h = r \left( 1 - \left( 1 - \frac{2f \sin \phi}{r + (N_t f / 2\pi) \cos \phi} - \frac{f^2 \cos 2\phi}{(r + (N_t f / 2\pi) \cos \phi)^2} - \frac{f^3 \sin \phi \cos^2 \phi}{(r + (N_t f / 2\pi) \cos \phi)^3} \right)^{1/2} \right) \quad (4.2)$$

où :

- $h$  : Épaisseur du copeau (mm)
- $f$  : Avance par dent (mm/dent)
- $\phi$  : Espace entre les dents(deg)
- $N_t$  : Nombre de dents sur l'outil
- $r$  : Rayon de l'outil (mm)

Divers modèles existent pour calculer les forces résultantes de la coupe. Un modèle est basé sur les forces normales et tangentielles sur la face de coupe d'un outil [50], équations 4.3 et 4.4. La connaissance de la géométrie de l'outil permet de transporter les forces parallèles et normales en forces XYZ périodiques dans un repère machine. Par contre, un tel modèle

suppose une géométrie d'outil simple. En réalité, les outils ont souvent des géométries très complexes dont les paramètres ne sont pas nécessairement divulgués. On peut généralement calculer les efforts de coupe basés sur des tables fournies par les fabricants [19].

$$P = a_p C_2 V_c^{a2} a^{b2} (1 - \sin\alpha)^{c2} \quad (4.3)$$

$$N = a_p C_1 V_c^{a1} a^{b1} (1 - \sin\alpha)^{c1} \quad (4.4)$$

où :

- $a_p$  : Profondeur de coupe (mm)
- $V_c$  : Vitesse de coupe (m/min)
- $N$  : Force normale à la face de coupe (N)
- $P$  : Force parallèle à la face de coupe (N)
- $C_1, C_2, a_1, a_2, b_1, b_2, c_1, c_2$  : Constantes expérimentales
- $\alpha$  : Angle de coupe (deg)

L'usure des outils a aussi un impact sur les forces de coupe. L'usure en dépouille augmente la surface de contact entre l'outil et la surface usinée causant l'augmentation de la force de friction [16]. Des études ont montré une bonne corrélation entre l'usure en dépouille et les forces de coupe [48, 44]. Ces bonnes corrélations ont permis dans certains cas d'utiliser l'augmentation des forces de coupe comme critère de quantification d'usure [22, 44].

#### 4.1.7 Fluides de coupe

Les fluides de coupes sont largement utilisés de nos jours dans les opérations de coupe des métaux. Les premières utilisations de fluides de coupe ont montré qu'un fort courant d'eau permettait d'augmenter les vitesses de coupe de 30 à 40%, [52] cité dans [4]. Les trois principaux effets recherchés par l'utilisation de fluide de coupe sont [6, 8, 12, 20] :

- **Le refroidissement** : La plastification du matériau usinée génère une grande quantité de chaleur. Comme les matériaux des outils perdent leur dureté avec l'augmentation de la température, une réduction de la température permet donc une meilleure résistance à l'abrasion. Également, comme les métaux possèdent une grande dilatation thermique, une réduction des températures permet une meilleure précision géométrique des pièces usinées.
- **Lubrification à l'interface de contact** : La présence d'un film de lubrifiant permet une réduction de la friction. En réduisant la friction, on réduit les efforts soumis à l'outil.

til et du même coup l'usure par abrasion. Également, cette réduction réduit le travail mécanique se traduisant par une diminution de la génération de chaleur. Étant plus froid, l'outil de coupe garde une meilleure résistance à l'abrasion.

- **Le dégagement des copeaux :** Le flot de liquide de refroidissement ou d'air comprimé permet d'évacuer les copeaux formés. Cette évacuation est importante, car elle prévient que les copeaux formés soient coincés entre l'arête de coupe et le matériau à usiner. Ce phénomène peut générer des bris de l'outil en augmentant significativement les efforts de coupe. Également, les copeaux coincés dans l'outil peuvent grandement dégrader la qualité du fini de surface.

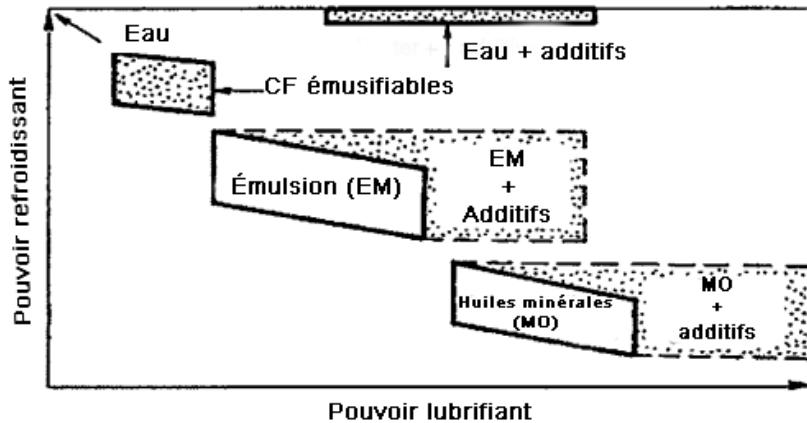


Figure 4.11 Caractéristiques des différents fluides de coupe [31]

On peut voir à la figure 4.11 une classification des propriétés des fluides de coupes généralement utilisés en fonction de leur potentiel de refroidissement et de lubrification. On voit que l'eau possède un très grand pouvoir de refroidissement, mais un très mauvais effet lubrifiant.

On constate que l'effet du fluide de coupe varie grandement en fonction des paramètres de coupe, du type de matériaux usiné, du mode d'application du fluide et de l'endroit d'application. L'effet recherché par l'utilisation du fluide varie en fonction des vitesses de coupe utilisées. À basse vitesse, on recherche principalement l'effet lubrifiant du fluide de coupe sur les surfaces. À plus grande vitesse de coupe, on désire évacuer la chaleur générée dans les zones de coupe. Les conditions tribologiques extrêmes à l'interface copeau/outil ne permettent pas

la pénétration du fluide dans toutes les zones de contact. Due aux immenses contraintes de contact, de 200 à 800MPa, le fluide ne peut pas pénétrer dans la zone d'adhérence, zone A figure 4.5, et n'a donc aucun effet sur celle-ci [55, 20]. De plus, à grande vitesse de coupe, les températures atteintes par l'outil sont assez élevées pour faire bouillir ou dégrader le fluide l'empêchant donc de lubrifier les zones de contact. Lorsque la température est assez faible, on admet que le fluide peut atteindre les zones B et C et lubrifier le contact. Globalement, comme les zones en travail sont difficiles d'accès, une grande partie de l'effet refroidissant s'effectue sur les zones de l'outil, copeau et pièce usinée où la chaleur à pu diffusée [20, 55]. Des études ont montré que la qualité du fini de surface à pu être augmentée par l'utilisation de fluide de coupe en empêchant les débris provenant le l'arête rapportée d'adhérer sur la face usinée [55]. Il faut toutefois noter qu'il existe beaucoup de théorie contradictoire sur sujet et que beaucoup d'études se contredisent.

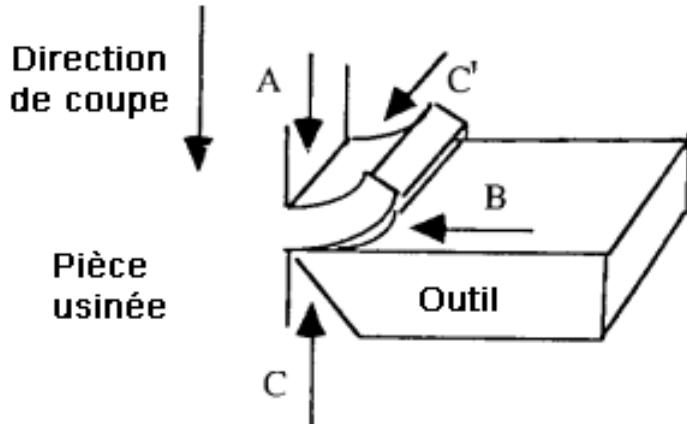


Figure 4.12 Différentes directions d'arrosage [47]

L'application des fluides de coupe sur un procédé de tournage est beaucoup plus facile du fait que l'outil est immobile contrairement à un procédé de fraisage. Sur ce, quelques expérimentations ont été tentées montrant que les méthodes d'application du fluide de coupe ont un très grand effet. Il a été montré que l'application en mode MQL sur la face de coupe, direction B figure 4.12, ne produit pas de réduction significative de la vitesse d'usure de l'outil par rapport à de l'usinage à sec. Par contre, la même application sur la face de dépouille, direction C, permet d'augmenter la durée de vie de l'outil [5]. D'autres essais d'usures d'outil avec un arrosage conventionnel direction A, ont montrés que l'utilisation de fluide de coupe tend à réduire la durée de vie de l'outil par rapport à un usinage à sec [47]. Ces résultats sont

explicables par le fait que l'augmentation de température des matériaux tend à réduire leur dureté. Ce phénomène nuisible pour les outils est souhaitable pour le matériau usiné, car il réduit sa résistance au cisaillement facilitant la coupe [8].

## 4.2 Stabilité vibratoire d'une machine-outil

La vibration est un effet important au sein d'un procédé d'usinage. Les vibrations peuvent causer un mauvais fini de surfaces, une faible précision dimensionnelle, une usure accélérée des outils, un bris soudain des outils ou de la machine [31, 6, 24, 46]. Pour obtenir une productivité maximale tout en évitant les problèmes précédemment cités, il est important de connaître les zones de stabilité du procédé. On peut généralement catégoriser les vibrations en deux catégories : les vibrations forcées et les vibrations auto-entretenues.

### 4.2.1 Vibrations forcées

En fraisage, la coupe non continue cause une force périodique ayant une fréquence égale à la vitesse de rotation multipliée au nombre de dent de l'outil [31]. On peut, à l'aide d'un marteau piézoélectrique et d'accéléromètre, obtenir la réponse vibratoire d'une structure à une vaste gamme de fréquences. Une telle étude permet de déterminer la fréquence des différents modes propres de la structure. Typiquement, les machines-outils ont des rigidités assez importantes pour réduire la déformation du bâti lors de l'usinage et donc améliorer la précision des surfaces usinées. Ces très grandes rigidités amènent des modes de vibrations à des fréquences relativement élevées ( $w=150$  à  $600\text{Hz}$ ) [13, 14]. On peut voir dans le tableau 4.1 la rigidité entre l'outil et la table de travail de quelques machines-outils typique. Également, on voit que de tels systèmes sont généralement faiblement amortis avec des coefficients d'amortissement de l'ordre de ( $\zeta=0.04$  à  $0.12$ ) [13, 14]. La meilleure solution pour éviter les vibrations excessives dues aux vibrations forcées est simplement de ne pas utiliser la machine près des fréquences de résonances de ses composantes.

Il a été démontré que le couplage fluide/structure a un effet de masse ajoutée sur une structure vibrante dans un fluide lourd [41, 30]. Un tel ajout de masse tend donc à réduire la fréquence des différents modes de vibration. Également, un fluide lourd ajoute un phénomène d'amortissement sur les vibrations. Cette dissipation d'énergie permet donc de réduire l'amplitude des vibrations et stabiliser le processus [41, 30]. Il faut noter qu'aucune étude en ce sens n'a portée sur l'usinage et que l'effet de l'immersion des outils de coupe sur la vibration du processus n'est pas documenté.

Tableau 4.1 Ridigité typique de machine outil [56]

<b>Nom de la machine</b>	<b>Rigidité [N/<math>\mu m</math>]</b>	
	$J_{xx}/J_{yy}$	$J_{zz}$
IR320PMF4 centre d'usinage en perçage	10/14.3	25
Machine à aléser à colonne unique table de 630 x 1000mm	24.4/28.8	58.8
Fraiseuse (knee type)	21.7	-
Fraiseuse verticale, GOST (State Standard) 9726-89	27.83	22.2
Fraiseuse (bed type), GOST (State Standard) 18101-85	463.9	349.6
Centre d'usinage TRIJOINT Kovosvit MAS (République Tchèque)	120	120

#### 4.2.2 Couplage des modes

Ce type d'instabilité se produit lorsque les efforts de coupe excitent plusieurs modes de vibration en même temps. Dans un tel cas, des vibrations importantes peuvent survenir même si la fréquence d'excitation est éloignée des fréquences naturelles du système [45]. Ce phénomène apparaît lorsque les forces dans une direction causent des vibrations dans une autre direction et vice-versa [57]. Les efforts causent un déplacement de l'arête de coupe qui, selon leurs directions, modifie l'épaisseur du copeau. Or, cette variation modifie les efforts soumis à l'outil. Selon la direction des efforts, cette rétroaction tend à donner un mouvement elliptique à l'arête de coupe, voir 4.13. Lors du mouvement de A à B, une grande force déplace d'outil emmagasinant de l'énergie dans le système. Lors du retour de B à A, l'épaisseur du copeau étant moins grande, une certaine partie de l'énergie emmagasinée dans le système est utilisée pour couper le matériau. Or à chaque période, moins d'énergie est requise pour passer de B à A que de A à B. Ce phénomène fait donc augmenter la quantité d'énergie dans le système ce qui se traduit par une augmentation des vibrations. Le niveau de vibration se stabilise lorsque les forces dissipatives sont égales au gain d'énergie [31, 6].

Diverses expérimentations ont montré que la direction des efforts de coupe affecte grandement la stabilité face au couplage des modes. Une étude utilisant une barre d'alésage rectangulaire a montré qui est possible de multiplier par 20 les profondeurs de coupe stable en variant la position angulaire de la pastille [54]. Des tests sur un robot industriel ont également montré, que la direction d'avance à un effet direct sur la stabilité du processus [45]. Il a été montré que le processus est instable lorsque la direction la moins rigide se trouve entre la

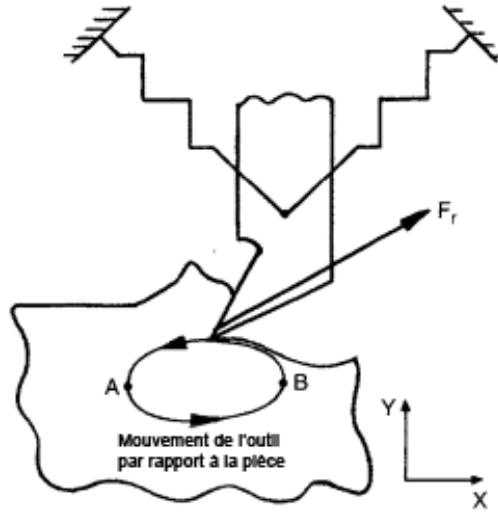


Figure 4.13 Phénomène du couplage des modes [31]

direction des efforts de coupe et la normale de la surface, cas 1 sur la figure 4.14. Un critère d'instabilité a été établi, équation 4.5, selon les efforts de coupe et les rigidités principales. De ce critère, on peut tirer que, équation 4.6, l'instabilité due au couplage des modes est susceptible de ce produire seulement si les rigidités principales sont très similaires.

$$\sin(2\gamma) < \frac{[K_x - K_y + K_p \sin(\gamma - \theta)]^2}{-K_p^2 \sin(2\theta)} \quad (4.5)$$

$$\begin{aligned} K_p &> |K'_x - K'_y| \\ K'_x &= K_x - K_p \cos(\gamma) \sin(\theta) \\ K'_y &= K_y - K_p \sin(\gamma) \cos(\theta) \end{aligned} \quad (4.6)$$

où

- $K_x$  : Rigidité selon l'axe X (N/m)
- $K_y$  : Rigidité selon l'axe Y (N/m)
- $K_p$  : Rigidité du processus de coupe (N/m)
- $\theta$  : Positionnement de l'axe X (deg)
- $\gamma$  : Positionnement des efforts de coupe (deg)

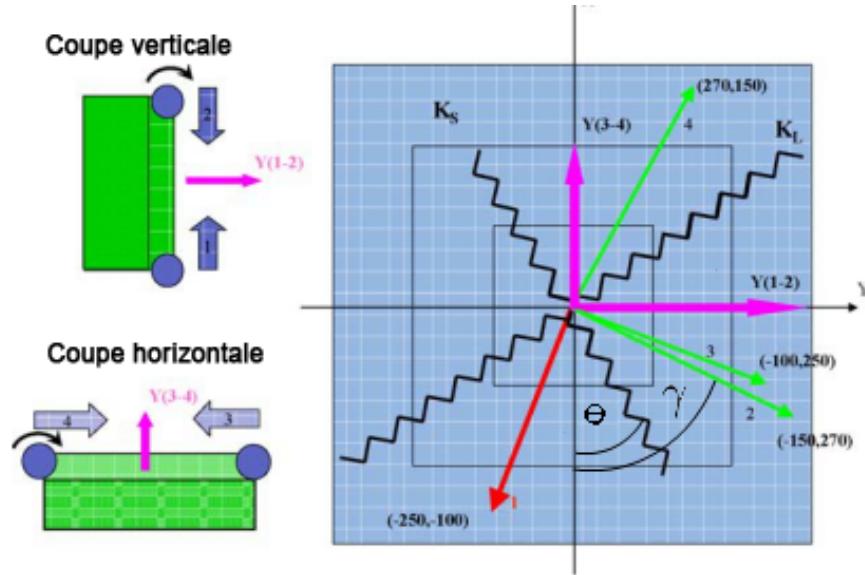


Figure 4.14 Stabilité du couplage des modes selon la direction d'avance [45]

#### 4.2.3 Vibration auto-entretenues

Le broutement régénératif est la forme la plus commune de vibration auto-entretenues [57]. Cette forme de vibration est due à la variation de l'épaisseur du copeau lors de l'usinage. Les vibrations du système causent un déplacement relatif entre l'arête de coupe et la pièce usinée. Ce déplacement cause la formation d'ondulations à la surface de la matière usinée. Lors de la passe subséquente, l'arête de coupe, toujours en vibration, doit retirer un copeau d'épaisseur variable. Cette épaisseur varie donc en fonction de la position actuelle de l'arête de coupe et de sa position lors de la passe antérieure. Selon le déphasage entre la position présente et passée de l'arête de coupe, on obtiendra une épaisseur variable. Les efforts de coupe auront donc une composante périodique. La composante périodique aura une amplitude maximale lorsque le déphasage entre les deux passes est  $\epsilon=180^\circ$  et une amplitude minimale à  $\epsilon=0^\circ$  [6, 14]. Ce déphasage influencera les efforts de coupe et donc la profondeur maximale de coupe à la limite de la stabilité [1], voir figure 4.15. Plus l'amplitude des variations du copeau sera grande moins la profondeur de coupe maximale sera élevée.

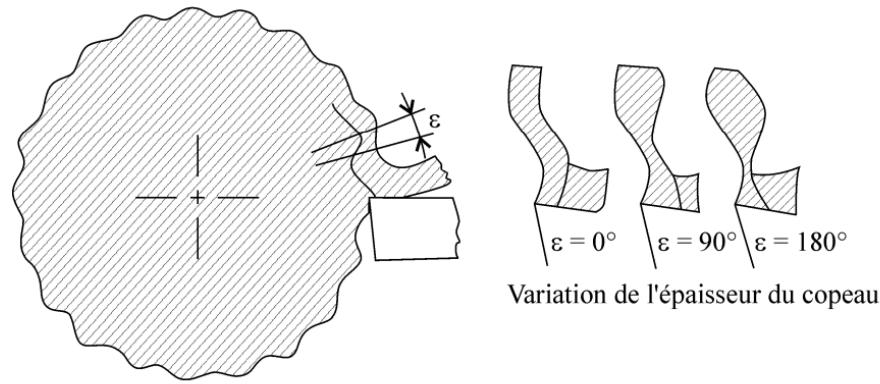


Figure 4.15 Principe du broutement régénératif [6]

Diverses méthodes mathématiques ont été développées pour simuler analytiquement le broutement régénératif. Un procédé d’usinage peut être analysé comme étant un procédé en boucle fermée décrit par des équations différentielles à délai, voir figure 4.16. Son analyse peut se faire par simulation temporelle [27], par une méthode de semi-discrétisation [32] ou par la Méthode Altintas-Budak (MAB) [13, 14, 1]. Les simulations temporelles et de semi-discrétisations sont très coûteuses en temps de calcul et beaucoup plus complexes à utiliser que la MAB. De plus, les trois méthodes donnent des résultats très similaires lorsque l’usinage se fait avec une grande immersion radiale. La MAB est généralement assez précise pour une utilisation pratique [27].

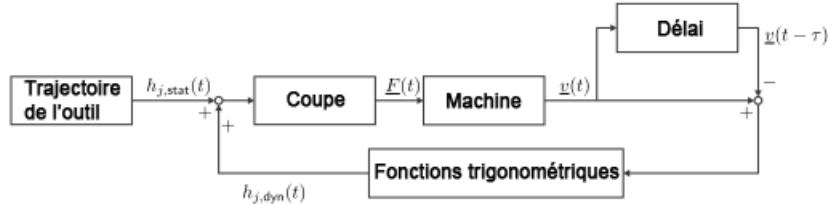


Figure 4.16 Schéma bloc d'un procédé de coupe [27]

La méthode Altintas-Budak considère le processus comme un système à un ou plusieurs degrés de liberté. Elle suppose des forces de coupe linéaires et traduit le processus en boucle fermée par l’équation 4.7 qui se résout en trouvant sa solution non triviale, équation 4.8. Dans le cas où le nombre d’arêtes de coupe est grand et l’immersion radiale est profonde,

on peut moyenner la valeur des coefficients directionnels de force ( $A$ ). On obtient finalement la profondeur de coupe maximale et les vitesses de rotation de l'outil avec les équations 4.9. Dans le cas où l'immersion radiale est faible ou le nombre d'arêtes est faible, les efforts de coupe sont très peu constants ce qui ne permet pas de moyenner les coefficients directionnels de force. Dans un tel cas, il est nécessaire de tenir compte des harmoniques composants cette fonction périodique ce qui complexifie la résolution de l'équation [42].

$$Fe^{iw_ct} = \frac{1}{2}aK_t[1 - e^{-iw_ct}][A][G(iw_c)]Fe^{iw_ct} \quad (4.7)$$

$$\begin{aligned} \det[I + \Lambda G(iw_c)] &= 0 \\ \Lambda &= -\frac{N}{4\pi}aK_t(1 - e^{-iw_cT}) \end{aligned} \quad (4.8)$$

$$\begin{aligned} a_{lim} &= \frac{2\pi\Lambda_R}{NK_t}(1 + \kappa^2) \\ \epsilon &= \pi - 2\tan^{-1}(\kappa)T = \frac{1}{w_c}(\epsilon + 2k\pi) \rightarrow n = \frac{60}{NT} \end{aligned} \quad (4.9)$$

où

- $F$  : Vecteur des forces de coupe (N)
- $w_c$  : Fréquence de broutement régénératif (rad/s)
- $t$  : Temps (s)
- $a$  : Profondeur de coupe (m)
- $K_t$  : Constante d'usinage du matériau (Pa)
- $A$  : Coefficient directionnel de force
- $G$  : Fonction de transfert du système
- $N$  : Nombre de dents de l'outil
- $T$  : Période d'une ondulation (s)

La méthode MAB permet d'obtenir des graphiques de stabilité du processus de fraisage. Sur ce type de graphique, voir figure 4.17, on peut voir différentes zones de stabilités :

- **Zone A** : Zone de stabilité absolue où le broutement régénératif n'est pas présent.
- **Zone B** : Zone de stabilité conditionnelle où le processus est stable seulement si la profondeur de coupe est inférieure à la profondeur de coupe maximale délimitée par les lobes de stabilité.
- **Zone C** : Zones d'instabilité causée par du broutement régénératif.

On peut constater que les zones de stabilité conditionnelle, très petites à basse vitesse,

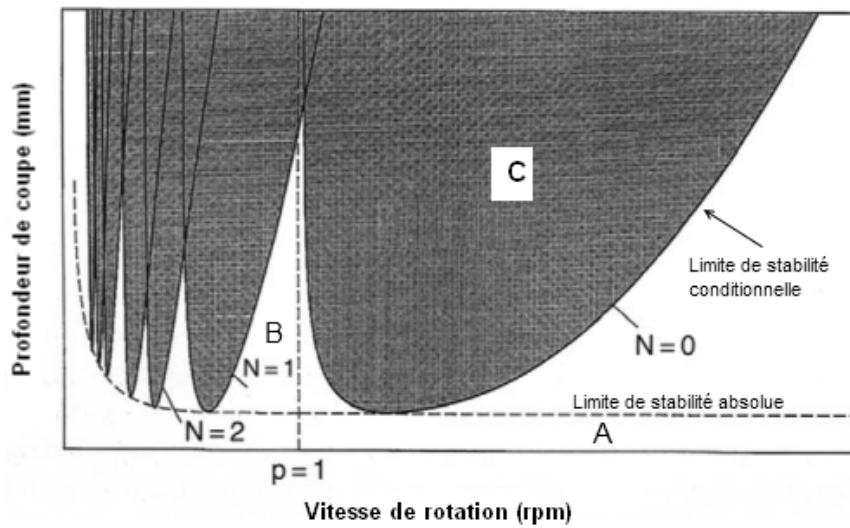


Figure 4.17 Diagramme des lobes de stabilité (Adapté à patir de [53])

sont de plus en plus vaste à mesure que la vitesse de rotation de l'outil augmente. De ce fait, il est difficile d'utiliser les zones de stabilité conditionnelles à basses vitesses, car elles sont très petites. Par contre, comme les lobes sont liés aux fréquences naturelles du système, un système peu rigide possède des lobes assez larges à plus faible vitesse de rotation. À très basse vitesse, la stabilité du processus augmente grandement due au fait que les courtes ondulations laissées sur la surface usinée interfèrent avec la face de dépouille de l'outil. Ce contact tend à amortir les vibrations de l'outil [53]. Ce phénomène explique pourquoi l'utilisation d'outil possédant une légère usure en dépouille tend à stabiliser le processus [6, 43, 17, 2, 18], voir figure 4.18.

Il faut noter que, bien que la présence de lobe de stabilité soit démontrée, la détermination analytique de leur position est difficile. Les propriétés vibratoires du système peuvent grandement varier selon l'outil utilisé ou sa méthode de fixation. Il a été montré que la propagation des incertitudes liées à la détermination des fréquences naturelles peut avoir un effet considérable sur la position des zones de stabilité conditionnelle [25, 49]. La MAB suppose les propriétés mécaniques du système constantes dans le temps. Or en réalité, le système est constitué d'une partie fixe, la machine elle-même, et d'une partie rotative, l'outil. Des études ont montré que la rotation de l'outil de coupe a un effet sur la position des lobes de stabilité [26, 35], voir figure 4.19. Une autre étude a aussi montré que l'effet gyroscopique et le précharge des roulements de l'assemblage outil/porte-outil cause une variation de la réponse modale selon la vitesse de rotation [15].

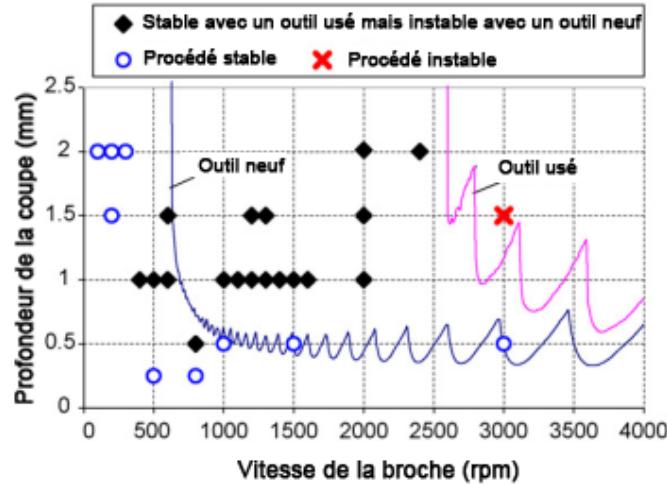


Figure 4.18 Effet de l'usure des outils sur la stabilité [2]

Dans le but d'enrayer le phénomène du broutement régénératif, une multitude de méthodes ont été développées. Comme les instabilités sont dues aux mouvements entre l'outil et la surface usinée, certains systèmes ont été développés pour annuler ces mouvements. Une table de travail actionnée par des actionneurs piézo-électrique a été testée et permet de déplacer la pièce usinée en fonction des vibrations de l'outil. Cette approche a permis d'augmenter de 50% la productivité de la machine testée [11]. Une autre étude a montré qu'on peut grandement réduire l'amplitude des vibrations en tournage et augmenter la qualité du fini de surface en usinant avec un outil excité par un micro actionneur [58].

D'autres méthodes se basent sur la variation des paramètres de coupe pour enrainer les vibrations. La présence de broutement régénératif est déterminée à l'aide de mesures faites avec des accéléromètres montés sur le porte-outil. En présence de broutement, une nouvelle vitesse de rotation est calculée dans le but de déplacer le processus dans un lobe de stabilité [37, 51]. D'autres études ont donné de bons résultats en variant continuellement la vitesse de rotation de l'outil. Basée sur le principe que, ce type d'instabilité est dû à la régénération des ondulations sur la surface de coupe, une variation des vitesses de coupe permet de briser ce phénomène [59, 28]. On peut voir aux figures 4.20 et 4.21 l'effet de la variation de vitesse de la broche sur les amplitudes de vibration du porte-outil. Dans l'intervalle A le processus est à vitesse constante et dans l'intervalle B une variation de la vitesse est appliquée.

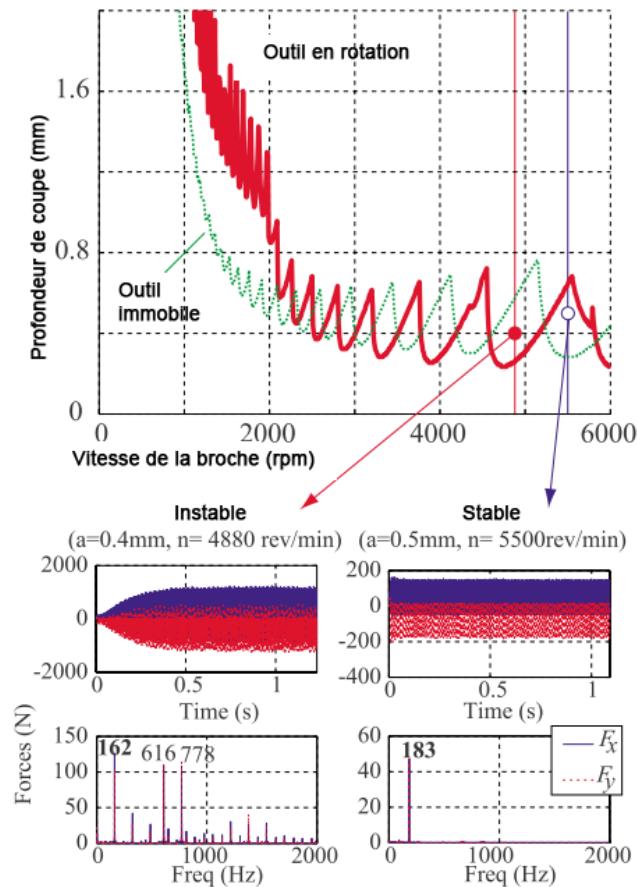


Figure 4.19 Influence de la rotation de l'outil sur la stabilité [26]

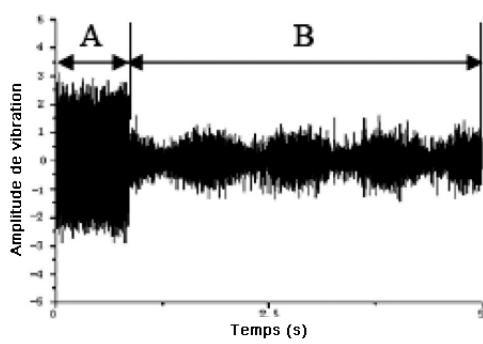


Figure 4.20 Variation sinusoïdale de la vitesse

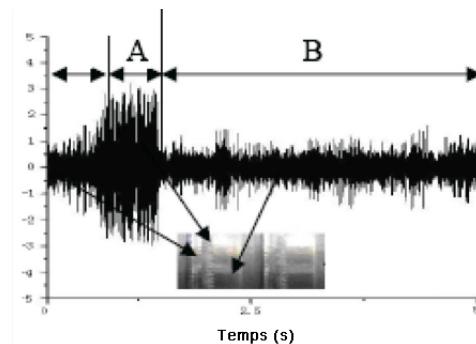


Figure 4.21 Variation aléatoire de la vitesse

## CHAPITRE 5

### MÉTHODOLOGIE

Divers tests sont prévus dans le but de qualifier et quantifier l'effet du milieu de coupe sur divers paramètres tels la puissance requise à l'outil, le fini de surface, le mode d'usure de l'outil et sa vitesse d'usure. La liste des expérimentations a été établie en fonction des caractéristiques du prototype, des données nécessaires au développement et à la disponibilité des équipements. Comme il est impossible d'utiliser le prototype pour réaliser les tests d'usinage, ceux-ci seront exécutés sur une fraiseuse conventionnelle utilisant l'outil de coupe du prototype et des paramètres adéquats pour le prototype.

#### 5.1 Limitations spécifiques au prototype

Comme les tests à effectuer visent l'étude du prototype, plusieurs paramètres expérimentaux dépendent des caractéristiques spécifiques à celui-ci. L'outil et les plaquettes de coupe utilisées lors des tests sont ceux qui devront équiper le prototype en utilisation normal. Les matériaux à usiner en chantier seront des aciers de construction standard. Sur ce, il a été choisi de réaliser les essais sur de l'acier ANSI1020 qui est assez semblable à ce qui sera rencontré en chantier.

Les vitesses de coupe seront déterminées par les caractéristiques du moteur de la broche du prototype. Sur le prototype, le moteur de la broche est directement couplé au porte-outil. De ce fait, la variation de la vitesse de coupe se fait par la modulation de la vitesse de rotation du moteur. Le moteur utilisé délivre un couple constant d'environ 6Nm jusqu'à la vitesse de 3500rpm et diminue par la suite linéairement atteignant 0Nm à 5000rpm. On observe donc une variation de la puissance et du couple disponible à la broche en fonction de la vitesse de rotation. On peut voir, à la figure 5.1, la puissance disponible à la broche en fonction des vitesses de rotation. Comme la puissance disponible à la broche n'est pas en excès, il est important d'utiliser des paramètres maximisant la puissance disponible. Également, pour avoir un couple suffisant, il sera important de ne pas trop s'éloigner de la vitesse de rotation de 3500rpm à partir de laquelle le couple disponible chute rapidement.

#### 5.2 Montage expérimental

- **Machine-outil** : L'usinage se fera sur une fraiseuse Davco modèle FM-4FKH, voir figure A.4. Cette fraiseuse 3 axes à commande manuelle possède un arbre-porte-outil

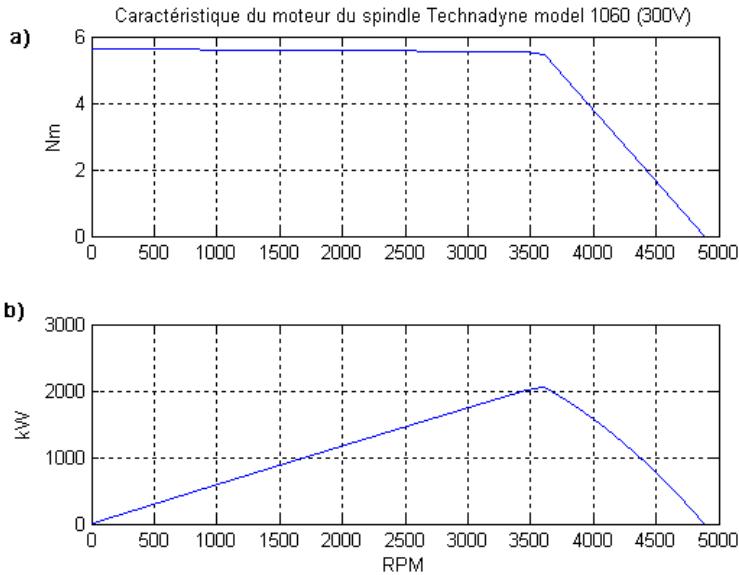


Figure 5.1 Caractéristique du moteur de coupe a) Couple b) Puissance

vertical couplé à un moteur à induction 3 phase de 3.1kW. Le contrôle de la vitesse de rotation se fait par l'entremise d'un boîtier d'engrenage à deux rapports et d'un contrôleur modulant la tension et fréquence aux bornes du moteur. La vitesse du moteur de coupe peut varier en fonction de la vitesse voulue à l'outil. La machine peut être sur une plage de vitesse de rotation variant entre 250rpm à 4000rpm et avec une vitesse d'avance jusqu'à 850mm/min.

- **Outil de coupe :** L'usinage se fera avec un outil Sandvik modèle Coromill RA390-O19O19L-11L, voir figure 5.3 et tableau 5.1. L'outil a été modifié pour pouvoir être accouplé au porte-outil non standard du prototype. Un arbre de couplage a été conçu pour permettre l'installation de l'outil modifié sur la fraiseuse Davco, voir figure A.5. Pour permettre de totalement immerger l'outil lors de l'usinage, l'arbre de couplage est assez long ce qui tend à diminuer la rigidité de fixation de l'outil. Monté de cette façon, l'outil est en porte-à-faux de 75mm. On peut voir le montage à la figure 5.2.
- **Plaquettes :** Comme les matériaux à usiner en chantier ne sont pas totalement connus, un grade de pastille permettant l'usinage d'une vaste gamme d'acier a été choisi. D'après les données du manufacturier, le grade GC4320 permet d'usiner une bonne partie des aciers standards, voir figure 4.2. Une géométrie d'arête de type M a été choisie, voir figure A.3. Ce type de géométrie offre un bon compromis entre la résistance de l'arête

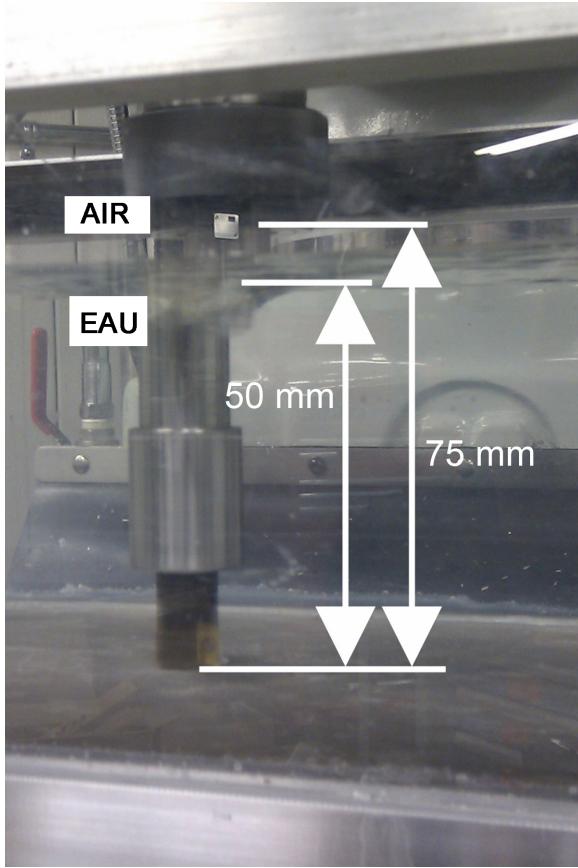


Figure 5.2 Montage d'usinage

et les efforts de coupes générés. Basé sur ces caractéristiques désirées, la pastille de type R390-11 T3 08M-PM 4230 de la compagnie Sandvik a été choisie. Comme il sera expliqué dans la section 6.4.2, les résultats des tests nous ont permis de raffiner le choix des pastilles vers une pastille de géométrie similaire, mais constituée de matériau de grade GC4240.

- **Mesure de la puissance de coupe :** La puissance mécanique nécessaire à la coupe est extrapolée à partir de la puissance électrique active à la sortie du contrôleur du moteur de coupe. La puissance électrique enregistrée est la sommation de la puissance sur chacune des trois phases du moteur. Cette puissance est mesurée à l'aide d'un analyseur de puissance WT3000 de la compagnie Yokagawa branché entre les bornes du moteur de coupe et de son contrôleur, voir figure 5.4. De cette manière, on peut directement mesurer la puissance électrique consommée par le moteur de coupe qui a été délivrée par son contrôleur.

Tableau 5.1 Caractéristiques de l'outil Sandvik RA390-O19O19L-11L, voir figure 5.3

Paramètre	Valeur
$D_c$	12.7 mm
$Dm_m$	15.85 mm
$a_{pmax}$	10 mm
$l_1$	50 mm
$l_2$	41.28 mm
$\lambda_s$	14.73 deg

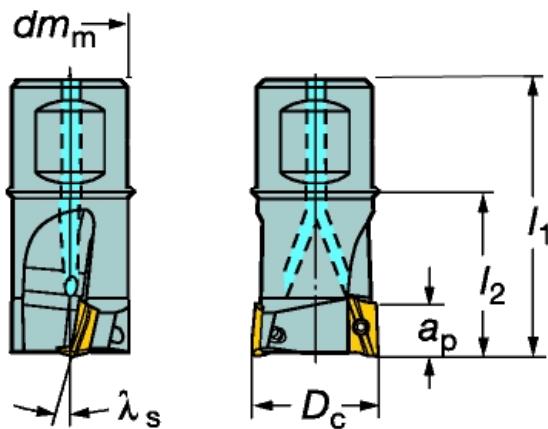


Figure 5.3 Outil Sandvik RA390-O19O19L-11L

- **Mesure du fini de surface :** La rugosité est mesurée à l'aide d'un profilomètre optique de la compagnie Nanovea modèle CMM2/630,N1. Les profils sont filtrés avec un filtre gaussien selon la norme ISO4267. Nous utilisons le critère Ra pour quantifier le fini de surface. Les différents finis sont aussi analysés par autocorrélation et par une analyse spectrale.
- **Mesure de l'usure des pastilles :** La mesure sera réalisée à l'aide du profilomètre et d'un microscope permettant l'acquisition d'image numérique. Les images numériques seront analysées à l'aide d'un programme Matlab développé permettant une reconnaissance et évaluation de la géométrie de l'arête de coupe.

L'usinage en milieu immergé se fera dans un bassin fixé sur la table de la machine-outil. Ce bassin permettra l'immersion complète de l'outil de la pièce usinée. La profondeur est telle que malgré les déplacements d'eau causés par la rotation de l'outil, celui-ci reste entièrement

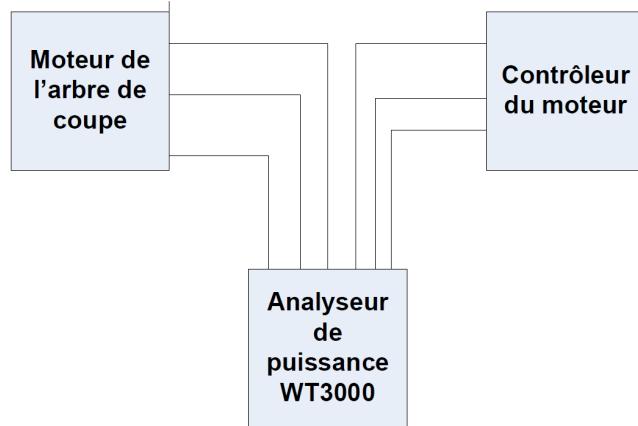


Figure 5.4 Schéma de branchement de l'analyseur de puissance

immergé tout au long des expérimentations. Un tel montage permettra de reproduire les conditions de coupe en milieu immergé dans un volume réduit. On peut voir à la figure 5.2 qu'à 4000rpm, la profondeur d'eau est suffisante pour permettre une immersion complète de l'outil. Le fond du bassin est constitué d'une plaque d'aluminium de 25mm d'épaisseur. L'échantillon à usiner est boulonné aux quatre coins sur cette plaque. Avec une telle fixation, on peut supposer que l'échantillon est totalement rigide sur la table de travail de la machine. On peut voir aux figures A.1 et A.2 les méthodes de montages utilisés lors des essais.

### 5.3 Calibration du banc d'essai

Pour obtenir des valeurs de puissance de coupe valide, il est nécessaire de mesurer les puissances consommées à vide par la machine-outil. Une première phase de préchauffage a été effectuée pour s'assurer que toutes les composantes de la machine aient atteint un régime d'utilisation permanent. Pour ce faire, une mesure de la puissance consommée à une vitesse de rotation de 2000rpm a été réalisée pendant quelques minutes. L'étude de la tendance sur le graphique a montré qu'un préchauffage de 10 min peut être considéré comme suffisant, voir figure 5.5. On voit qu'en utilisation, les divers joints, roulements et graisses se réchauffent et que la puissance consommée dans ces composantes diminue. À partir de 500 secondes, on constate l'apparition d'un plateau de la puissance consommée. On peut conclure qu'un préchauffage de 500 secondes est suffisant.

Une fois le préchauffage terminé, une mesure de la puissance consommée selon la vitesse de rotation a été effectuée. Pour ce faire, l'outil monté dans la machine-outil a été soumis à des vitesses de rotation de 750 à 4000rpm par incrément de 250rpm. Pour chacun de ces

plateaux, la vitesse de rotation a été maintenue pendant 30 secondes et la puissance moyenne a été calculée sur la zone constante de la puissance. Cette étape permettant de ne pas tenir compte des pics de puissances causés par la transition entre les vitesses de rotation. Cette manipulation a été répétée pour l'outil dans l'air et avec l'outil immergé de 75mm dans l'eau.

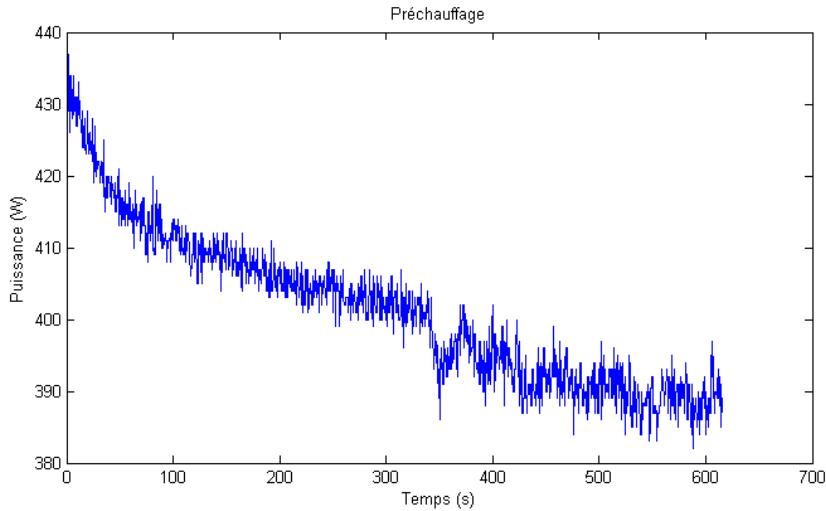


Figure 5.5 Préchauffage de la machine à vide

On peut voir à la figure 5.6, le résultat des mesures de puissances à vide. On constate la présence d'un plateau entre 2000 et 3000rpm. Il est difficile d'expliquer la présence de ce plateau. Par contre, celui-ci coïncide avec une modification du son émis par le moteur. Il est supposé que ce plateau est causé par une modification de la méthode d'asservissement du moteur lors du passage à 2250rpm. Ceci ne nous causera pas de problème étant donné que les vitesses utilisées lors des tests seront supérieures à 3000rpm. On remarque qu'à basse vitesse de rotation l'immersion dans l'eau n'a pas d'effet significatif sur la puissance consommée. On voit que le différentiel de puissance supplémentaire nécessaire à la rotation sous l'eau a un maximum d'environ 35W. Il est difficile de bien interpréter la figure 5.7 mais on voit que globalement le différentiel de puissance est plus grand à hautes vitesses de rotation. On peut donc voir que la puissance supplémentaire consommée par l'immersion de l'outil dans l'eau est relativement faible par rapport aux puissances de coupe normalement rencontrées.

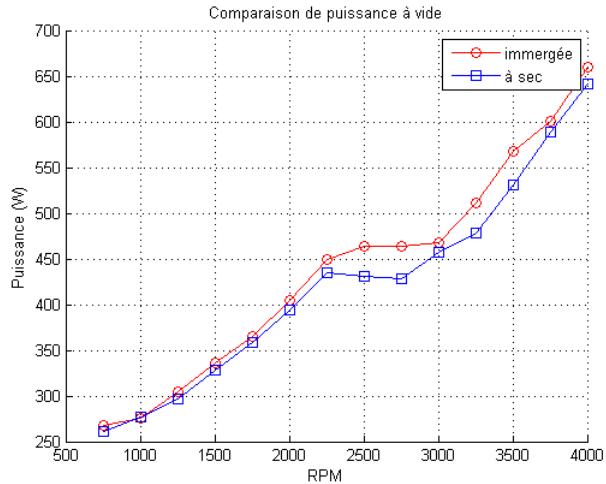


Figure 5.6 Comparaison de la puissance à vide

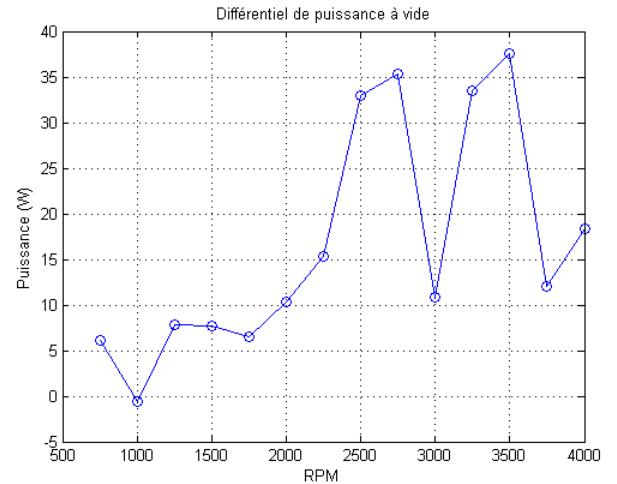


Figure 5.7 Différentiel de puissance à vide

## 5.4 Détermination des conditions des tests

Pour que les données recueillies soient le plus utiles possible, les tests ont été effectués dans des conditions conformes aux caractéristiques du prototype. L'outil de coupe est le même que celui à utiliser en service et le matériau à usiner est très similaire aux matériaux qui seront rencontrés en chantier.

### 5.4.1 Vitesse de coupe

Pour optimiser la puissance disponible à l'outil, les vitesses de rotation doivent être comprises dans la plage optimale du moteur de coupe. Par contre, pour bien évaluer cette plage, il faut tenir compte de la puissance qui sera dissipée pour simplement faire tourner l'outil dans l'eau. Lors de la calibration du banc d'essai, il a été montré que les pertes dues à l'immersion de l'outil dans l'eau se situent à un maximum d'environ 35W. Par contre, il faut noter que, sur le prototype, la taille des pièces mobiles est plus grande et que la puissance dissipée risque d'être plus importante que sur le banc d'essai. Il est impossible de tester directement ces pertes, mais nous pouvons tenter de les évaluer. Basé sur la dynamique des fluides, on sait que la puissance dissipée par un objet en mouvement dans un fluide est proportionnelle au cube de la vitesse de l'objet, voir équation 5.1.

$$P = 1/2 \rho v^3 C_{DA} \quad (5.1)$$

où :

- $P$  : Puissance(W)
- $\rho$  : Densité du fluide ( $kg/m^3$ )
- $v$  : Vitesse de déplacement de l'objet (m/s)
- $C_D$  : Coefficient aérodynamique
- $A$  : Aire frontale ( $m^2$ )

Bien que cette approximation soit assez simpliste, nous allons supposer que la puissance dissipée par la broche de l'outil évolue au cube de la vitesse de rotation. En posant divers niveaux de perte, nous pouvons tracer la carte des puissances disponibles à la broche en fonction des vitesses de coupe, voir figure 5.8. Sur cette figure, nous avons supposé divers niveaux de perte causés par l'eau. Les tests précédents ont montré que les pertes causées par la rotation de l'outil dans l'eau sont de l'ordre de 35W. Par contre, comme les dimensions des composantes en rotation sont beaucoup plus grandes, on s'attend à ce que la perte de puissance soit plus importante. Les valeurs de puissance perdue de la figure 5.8 correspondent à une perte évoluant au cube de la vitesse de rotation de l'outil, et ce, à une vitesse de rotation de 4888rpm. La valeur de 4888rpm a été choisie, car elle correspond à la vitesse maximale du moteur de la broche. On voit que l'emplacement du maximum de puissance est relativement stable à 220m/min, peu importe le niveau de perte. Par contre, on voit que la plage de vitesse de coupe diminue légèrement plus le niveau de perte est grand.

Le fabricant des pastilles recommande une vitesse de coupe de 320m/min pour l'usinage de l'acier ANSI1020. Dû aux limitations du moteur de la broche, il sera impossible d'usiner à cette vitesse de coupe. Nous utiliserons des vitesses de coupe plus faibles que la valeur optimale. Comme nous serons en dessous de la vitesse suggérée, ceci ne devrait pas causer de problèmes.

#### 5.4.2 Vitesse d'avance

Le manufacturier des outils recommande d'utiliser une vitesse d'avance de 0.1mm/dent. Cette vitesse d'avance peut varier dans la plage de 0.08 à 0.15mm/dent. Conformément aux recommandations du manufacturier, nous avons usiné en concordance dans le but de réduire l'épaisseur du copeau lors de la sortie de l'arête de coupe hors du matériau. Selon le manufacturier, ceci permet d'augmenter la durée de vie des outils en réduisant les efforts sur la pastille.

#### 5.4.3 Montage utilisé

On peut voir à la figure A.4 le montage utilisé pour cette étape. Les tests se sont déroulé sur une plaque d'acier AISI1020 de 304 x 228mm par 25,4mm d'épaisseur. Dû aux dimensions

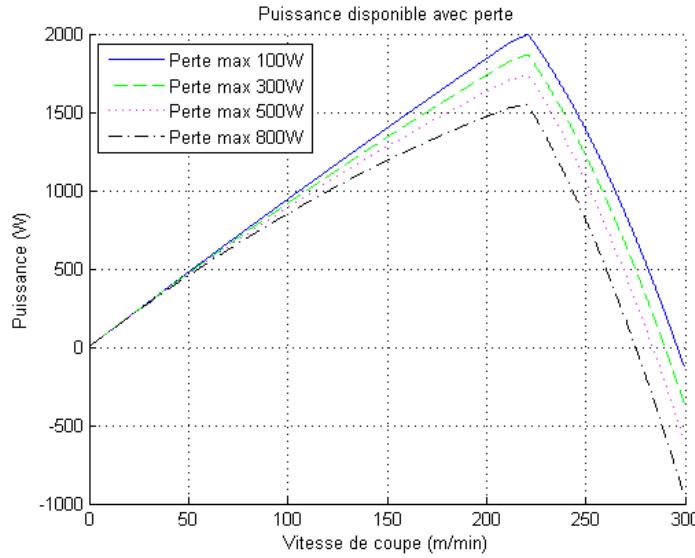


Figure 5.8 Évolution de la puissance disponible

du bassin et des fixations de la plaque, la zone atteignable par l'outil se réduisait à 304 x 147mm. À cause de limitations techniques, nous avons utilisé une trajectoire de coupe telle que montrée à la figure 5.9. Avec cette trajectoire, les deux premières passes prenaient une immersion radiale de 100%. Par la suite, les passes subséquentes prenaient une immersion de 14 mm soit environ 75%. La dernière passe de l'étage avait une immersion radiale réduite en fonction du métal restant sur l'étage.

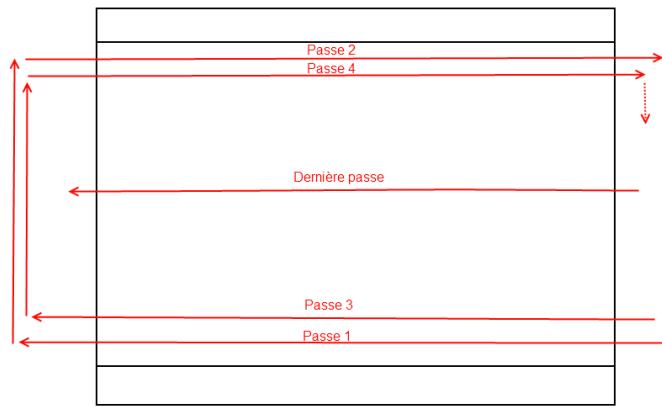


Figure 5.9 Trajectoire d'outil

#### 5.4.4 Traitement des données de puissances

Les données de puissance électrique enregistrées lors des essais ont dû être prétraitées avant l'analyse. On peut voir à la figure 5.10, les données brutes de la puissance consommée lors de l'usinage de 2 étages de 12 passes chacune. Les plateaux inférieurs correspondent à la puissance consommée à vide par la machine et les plateaux supérieurs à la puissance consommée lors de la coupe. Dû à la méthodologie employée, il a été nécessaire d'ajuster les données avant de pouvoir les comparer. En effet, dû aux dimensions des échantillons à usiner, les 2 premières passes et la dernière passe d'un étage avaient des immersions radiales différentes des autres passes. Également, l'avance automatique de la machine tendait à légèrement varier. Il a donc été nécessaire de la réajuster périodiquement causant des variations de puissance. On peut voir un tel réajustement au début d'une passe où la vitesse d'avance a été réduite. Cette réduction de la vitesse d'avance se traduit donc par une réduction de la puissance électrique consommée.

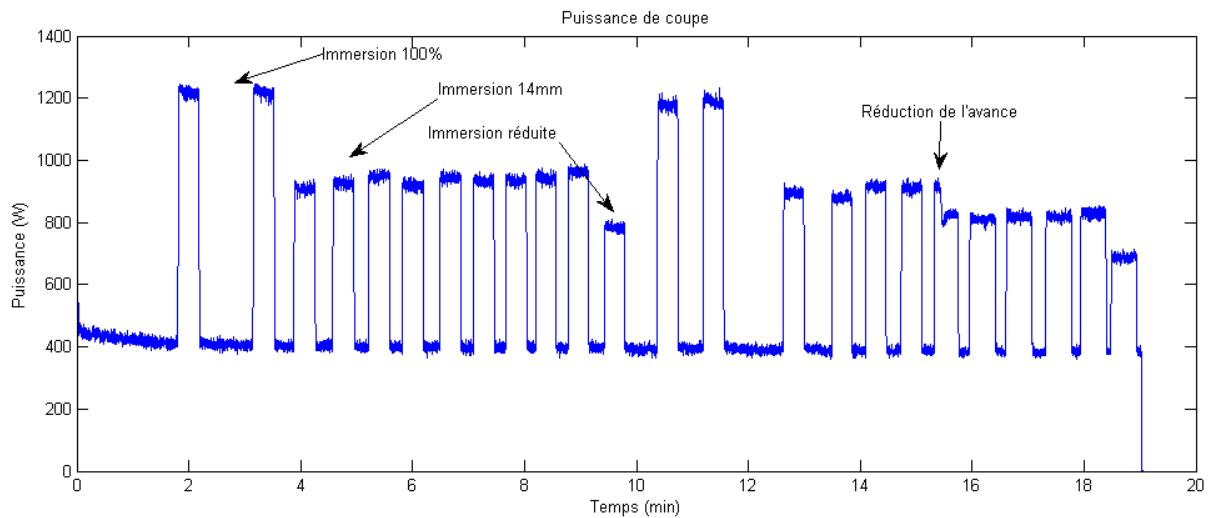


Figure 5.10 Données de puissance enregistrée

Pour obtenir des valeurs de puissances valides, nous avons tout d'abord effectué un pré-chauffage de la machine de 10 minutes pour monter ses composantes en température. Pour s'assurer de retirer toute tendance provenant de la machine, le différentiel entre le plateau de puissance avant la coupe et pendant la coupe a été utilisé. Dans les deux cas, la moyenne des données du plateau a été utilisée. De ce fait, on fait abstraction de la puissance à vide de la machine et on obtient seulement la puissance nécessaire à la coupe. Pour la suite, pour ajuster les données, nous avons utilisé les formules de puissance fournies par le fabricant des outils,

voir équation 5.2. Cette équation lie la puissance mécanique consommée par l'outil en fonction des différents paramètres. Le paramètre K permet d'ajuster la puissance de coupe d'une façon non linéaire en fonction des paramètres de coupe. Les valeurs du paramètre K sont données par le manufacturier pour des valeurs d'immersion radiale de 20 à 80% et d'avance de 0.1 à 0.4mm/dent. Comme nous avons utilisé des paramètres de coupe en dehors de la zone spécifiée par le tableau donné, nous avons extrapolé les valeurs de K. Les données du tableau montrent une évolution linéaire en fonction des 2 dimensions. De ce fait, nous avons utilisé une telle approche pour extrapoler le paramètre K en dehors des plages fournies.

$$P = \frac{a_p * a_e * v_f * K * M_y}{100} \quad (5.2)$$

où :

- $P$  : Puissance de coupe (W)
- $a_p$  : Profondeur axial (mm)
- $a_e$  : Profondeur radiale (mm)
- $v_f$  : Avance de la table (mm/min)
- $K$  : Coefficient d'ajustement pour les paramètres d'engagement (tableau 5.2)
- $M_y$  : Coefficient d'ajustement arête de type M (0.79)

Tableau 5.2 Paramètre K

	Immersion radiale (%)			
Avance (mm/dent)	100	80	40	20
0.07	5.7	5.5	4.6	3.8
0.1	6	5.7	6.2	6.8
0.2	6.5	4.8	5.2	5.7
0.4	7.1	4.0	4.4	4.8

En supposant l'équation fournie par le manufacturier comme étant exacte, nous avons pu normaliser les valeurs de puissance enregistrées pour les rendre comparables. La vitesse d'avance réelle lors de la passe a été calculée en fonction de la largeur des plateaux de puissance durant la coupe. Comme la majorité des passes ont été réalisées avec une immersion radiale de 14mm, la puissance a été normalisée pour refléter une telle immersion. L'équation 5.3 a été utilisée pour normaliser les données brutes.

$$P_{normalise} = \frac{P_{nominale}}{P_{affecte}} * P_{enregistre} \quad (5.3)$$

où :

- $P_{normalise}$  :Puissance normalisée

- $P_{nominal}$  :Puissance selon eq. 5.2 en fonction des paramètres nominaux de l'essai.
- $P_{affecte}$  :Puissance selon eq. 5.2 en fonction des paramètres réels de l'essai.
- $P_{enregistre}$  :Puissance brute enregistrée.

On peut voir à la figure 5.11, la comparaison des données enregistrées et normalisées. Les données enregistrées proviennent de la moyenne des plateaux de puissance. On peut voir que la normalisation à permis de réduire les fluctuations liées à la variation de l'avance. En effet, à partir de  $550cm^3$  on constate une augmentation de la puissance enregistrée. Par contre, les données montrent également une augmentation de l'avance durant cette période. Une fois normalisées, on remarque que cette tendance sur la puissance est pratiquement retirée en tenant compte de l'augmentation de l'avance. Également, on voit aussi que les variations de puissance causées par la variation de l'immersion radiale sont grandement atténuées une fois la normalisation réalisée. La normalisation a très bien retiré les variations dues à l'immersion radiale plus faible. Par contre, on voit que les passes à immersion radiale de 100% n'ont pas pu être totalement normalisées. Ceci est probablement dû à une mauvaise extrapolation de la valeur du coefficient K. Bien que cette normalisation ne soit pas totalement exacte, ce traitement des données permet de retirer l'effet de l'inexactitude de l'avance au cours des passes d'usinage. Comme on voit que la normalisation des passes pleines n'est pas totalement exacte, les données de puissances lors de ces passes n'ont pas été utilisées dans les essais.

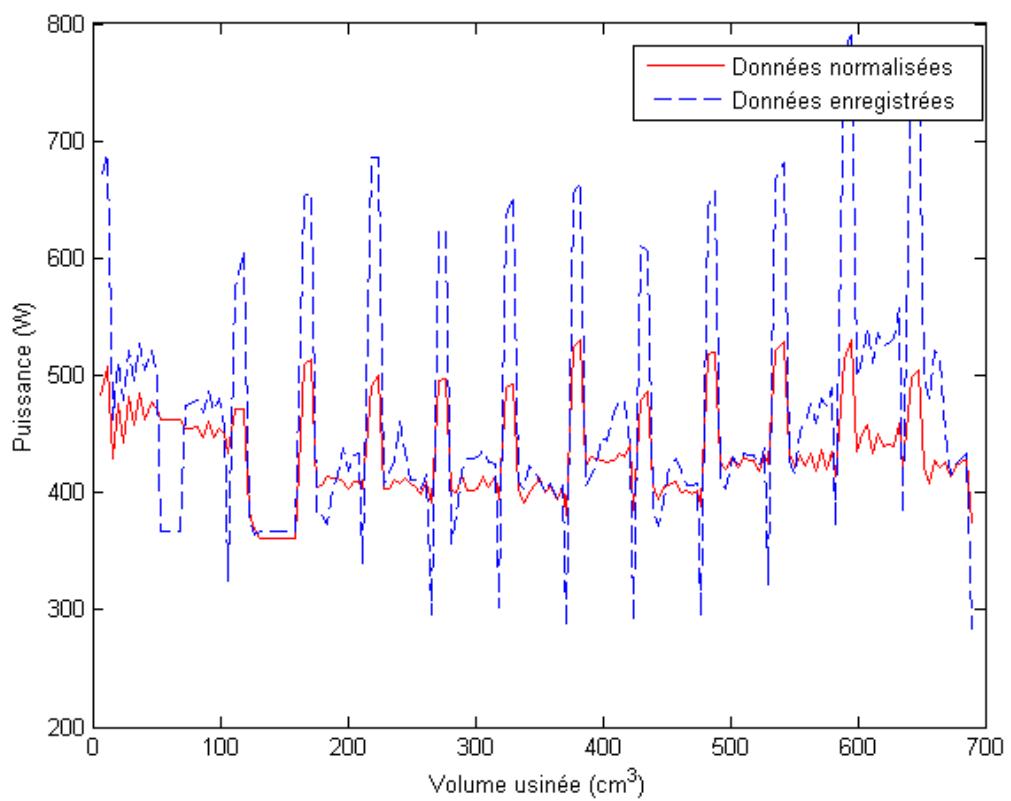


Figure 5.11 Courbes de puissance normalisées

## CHAPITRE 6

### USURE DES PASTILLES DE COUPE

#### 6.1 Introduction

Dans le présent chapitre, nous allons qualifier et quantifier les vitesses et modes d'usure des pastilles de coupe. Pour ce faire, nous allons usiner une plaque d'acier ANSI1020 en mesurant la puissance consommée par le moteur et en mesurant périodiquement l'usure sur la pastille de coupe. Divers paramètres de coupe seront utilisés et l'usinage sera réalisé dans un milieu immergé.

#### 6.2 Hypothèse

On supposera que l'élévation de température de l'eau lors des essais sera négligeable. De ce fait, on pourra supposer qu'une température d'opération normale au sein de la zone de coupe sera atteinte après quelques dizaines de secondes. On peut voir une évaluation de l'élévation de la température de l'eau, voir équation 6.1, lors des essais. Dans cette évaluation, nous avons tenu pour compte le pire scénario possible. Il a été supposé que l'intégralité de l'énergie dissipée par l'outil se retrouve dans l'eau. Dans un tel cas, une puissance de 600W en 1 heure échauffe le bassin d'eau de 28°C. En réalité, on sait que la conduction dissipera une partie de l'énergie par la table de travail de la machine et une autre partie par l'outil. De plus, la convection entre le bassin et l'air dissipera également une partie de l'énergie. Sur ce, il est adéquat de supposer que la variation de la température de l'eau au cours des essais n'influencera pas de façon significative le comportement des matériaux.

$$\Delta T = \frac{P * t}{m * c} \quad (6.1)$$

où :

- $\Delta T$  : Élévation de la température (28°C)
- $P$  : Puissance dissipé par l'outil (600W)
- $m$  : Masse d'eau contenue dans le bassin (18 kg)
- $c$  : Capacité thermique massique de l'eau (4186 J/kg/K)
- $t$  : Durée de l'essai (3600s)

### 6.3 Simplification des essais

Dans le but de réduire la quantité de métal à usiner, nous avons tenté de réaliser les essais avec une seule pastille de coupe montée sur l'outil. Il est commun, dans les études portant sur l'usure des outils de coupe, d'utiliser un outil comportant qu'une seule pastille pour réduire le temps nécessaire aux essais [23]. Réduire le nombre de pastilles d'un outil permet de réduire le volume de métal devant être usiné pour tester un ensemble de paramètres de coupe. Techniquement, le temps de coupe reste le même dû au fait que la vitesse d'avance doit être réduite. Par contre, comme les essais se déroulent sur une fraiseuse à commande manuelle, la diminution du nombre de passes nécessaires se traduit par une diminution du temps requis pour réaliser les essais.

Dans notre cas, comme nous étions contraints d'utiliser un outil à deux pastilles, nous avons retiré une des deux pastilles de l'outil. Comme une pastille peut au maximum travailler sur  $180^\circ$  et que l'outil n'en possède que 2, il ne peut pas y avoir plus d'une pastille dans la matière à la fois. De ce fait, retirer une pastille ne devrait pas modifier la sommation des efforts de coupe appliqués à l'outil. Par contre, retirer une pastille brise la symétrie de l'outil créant un effet de balourd lors de la rotation de l'outil. Une analyse montre que l'effet de balourd créé ( $2,1\text{ N}$ ) est négligeable par rapport aux efforts de coupe, voir équation 6.2. De plus, le balourd possède la même fréquence que les efforts de coupe. Ceci ne devrait donc pas influencer l'excitation de l'outil. Par contre, il faut tenir compte que retirer une pastille de l'outil modifie la fréquence à laquelle le métal est usiné. Ceci se traduira par une diminution de la puissance nécessaire. Comme une grande partie du travail se transforme en chaleur, une telle diminution risque d'abaisser la température des composantes (outil, copeaux, pièce). On voit que l'utilisation d'une seule pastille au lieu de deux influencera la température du milieu de coupe et le comportement vibratoire du processus. Ces deux facteurs peuvent avoir une influence sur la durée de vie des pastilles de coupe. Pour cette raison nous allons comparer l'usinage à 1 et 2 pastilles.

$$F = m * w^2 * R \quad (6.2)$$

où :

- $F$  : Force de balourd ( $2.1\text{N}$ )
- $m$  : masse pastille ( $0.002\text{kg}$ )
- $w$  : Vitesse de rotation maximale ( $420\text{rad/s}$ )
- $R$  : Rayon de rotation du centre de masse de la pastille ( $0.006\text{m}$ )

#### 6.4 Essais d'usure sur les pastilles de coupe

Dans tous les essais réalisés, nous avons rencontré le même type d'usure des pastilles de coupe soit un écaillage de l'arête de coupe. Ce type d'usure se caractérise par une perte ponctuelle de matière sur la pastille. Ce type d'usure n'est pas souhaitable, car il réduit grandement la durée de vie des pastilles de coupe par rapport à une usure en dépouille. On peut voir à la figure 6.1, l'usure typique d'un outil de coupe après 42 minutes et  $397 \text{ cm}^3$  d'usinage. Ce type d'usure résulte d'efforts excessifs sur l'arête de coupe. Ces efforts sont causés par l'utilisation de mauvais paramètres de coupe, d'un outil non adapté au matériau usiné ou à des vibrations excessives. Dans notre cas, comme nous avons utilisé les outils et paramètres recommandés par le manufacturier on peut supposer que l'écaillage de l'outil est causé par les vibrations de l'outil. Une telle hypothèse est plausible étant donné que le montage nous a obligés à utiliser un outil très long monté en porte-à-faux.

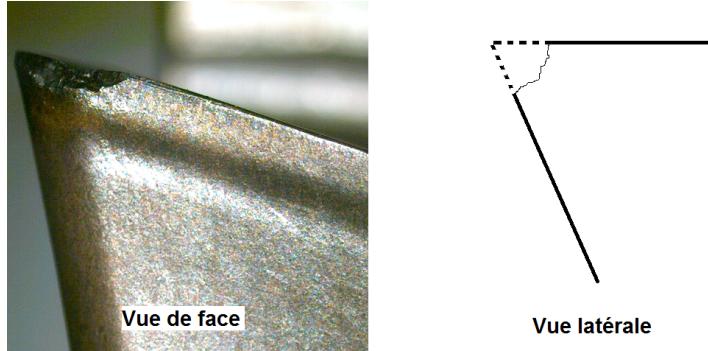


Figure 6.1 Usure rencontrée lors des essais

Comme l'usure se produit par écaillage, il est difficile d'étudier l'effet des paramètres de coupe sur la durée de vie des pastilles. En effet, comme la réponse vibratoire du processus de coupe est intrinsèque à la machine et au montage utilisé, utiliser les mêmes paramètres de coupe sur une autre machine pourrait mener à des résultats fort différents. Il est donc peu significatif de tenter de trouver les paramètres de coupe réduisant l'usure par écaillage. Par contre, il a donc été tenté d'optimiser le choix de grade d'outil permettant de réduire au maximum l'écaillage des arêtes de coupe. Dans le présent ouvrage, nous avons utilisé le critère  $VB_{max}$  pour quantifier l'usure par écaillage présent sur les arêtes de coupe. Bien que ce critère soit normalement utilisé pour quantifier l'usure en dépouille, nous avons pu obtenir de bons résultats en appliquant ce paramètre à l'usure par écaillage. Normalement, l'usure en dépouille tend à réduire l'angle de dépouille à zéro et augmente la friction entre l'outil et la pièce usinée. Par contre, l'écaillage de l'arête de coupe modifie la géométrie de la face de coupe en créant une face de coupe ayant un angle de coupe négatif, voir 6.2.

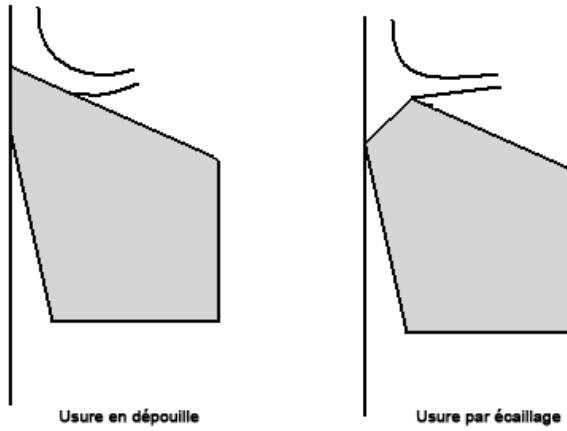


Figure 6.2 Impact de l'usure de l'outil sur les copeaux

Les tests initiaux ont été réalisés avec des pastilles de grade GC4230. Ces pastilles composées de carbures cémentés avec un revêtement offrent un bon compromis entre la résistance à l'abrasion et la résistance aux chocs. Le manufacturier recommande l'utilisation de ces pastilles à une vitesse de coupe de 320m/min et une avance par dent de 0.07 à 1.5mm/dent et ce, avec ou sans fluide de refroidissement. Les expérimentations ont été effectuées à une vitesse de coupe inférieure pour rester dans la plage de puissance maximale du moteur de coupe du prototype de fraiseuse submersible, voir figure 5.8.

Le premier essai a été réalisé en immersion complète dans une eau à la température de la pièce. On peut voir les paramètres de coupe utilisés lors de ce test dans le tableau 6.1. Ce test a mis en évidence une usure très rapide de l'arête de coupe atteignant  $VB_{max} = 0.81 \text{ mm}$  après seulement 13.3min et  $100 \text{ cm}^3$  d'usinage. Au cours de l'essai, le niveau sonore émanant du procédé était relativement faible au début des tests lorsque l'outil était peu usé et a augmenté graduellement en cours de route. Après quelques minutes, il y avait présence d'un bruit striant signe que l'outil glissait sur la surface due à une avance trop faible. On peut voir à la figure 6.3, l'évolution de l'usure de la pastille au cours de l'essai 1.

Suite à la dégradation rapide de la pastille lors de l'essai 1, nous avons tenté de réduire les efforts sur l'arête de coupe. Pour ce faire, nous avons réduit la profondeur ( $a_p$ ) de 2 à 1 mm et réduit la vitesse de coupe ( $V_c$ ) à 197m/min. Comme nous avons pu voir durant l'essai 1, l'épaisseur de copeau minimum n'était plus adéquate lorsque l'outil présentait un certain

Tableau 6.1 Paramètres de coupe (Test d'usure 1)

Paramètre	Valeur
$rpm$	3600
$nb.pastille$	1
$V_c$	215 m/min
$a_p$	2 mm
$f$	0.072 mm/dent
<i>milieu</i>	immergé

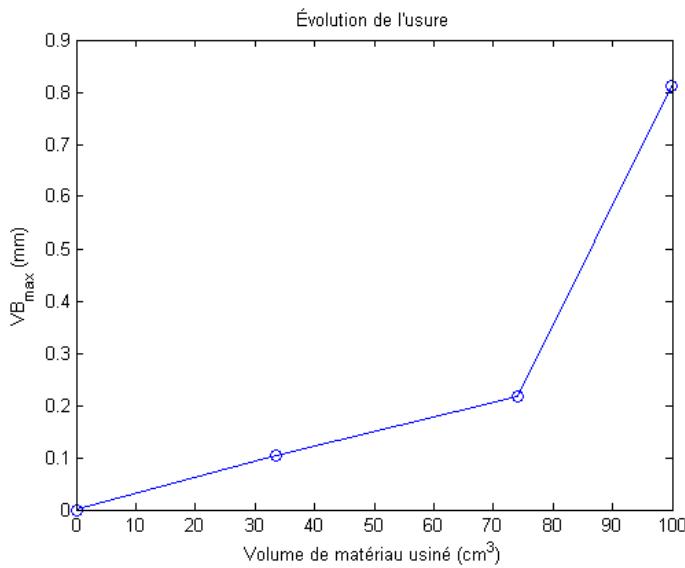


Figure 6.3 Évolution de l'usure (Essai 1)

degré d'usure. Nous avons donc augmenté légèrement l'avance pour remédier au problème tout en gardant une avance assez faible. On peut voir les paramètres de coupe utilisés lors de ce test dans le tableau 6.2. Ces nouveaux paramètres ont apporté de légers gains quant à la durée de vie de l'arête de coupe sans toutefois mener à une durée de vie suffisante. Nous avons tout de même pu voir que réduire les efforts appliqués sur l'arête de coupe à permis de réduire la vitesse de l'écaillage. On peut voir à la figure 6.4, l'évolution de l'usure de la pastille au cours de l'essai 2. L'usinage de plus de 110 cm<sup>3</sup> de métal a mené à la destruction complète de l'arête de coupe.

Tableau 6.2 Paramètres de coupe (Test d'usure 2)

Paramètre	Valeur
$rpm$	3300
$nb.pastille$	1
$V_c$	197 m/min
$a_p$	1 mm
$f$	0.1 mm/dent
<i>milieu</i>	immergé

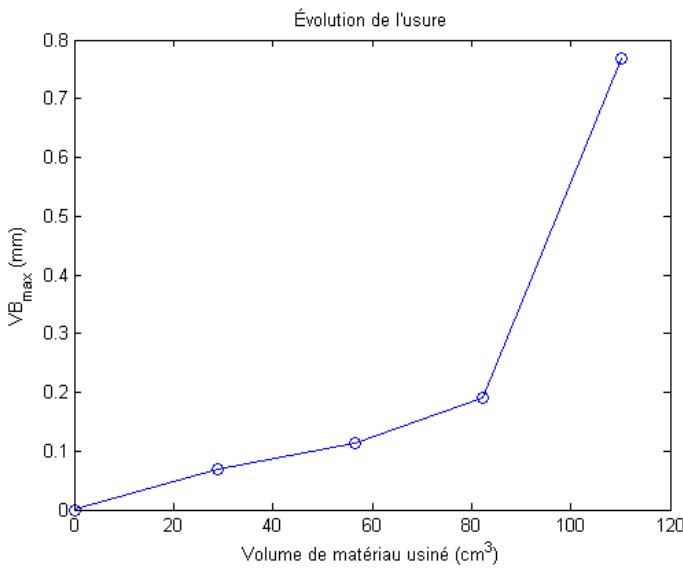


Figure 6.4 Évolution de l'usure (Essai 2)

#### 6.4.1 Influence du nombre de pastilles montées

Suite aux essais 1 et 2, nous avons pu voir que, malgré l'utilisation de paramètres réduisant les efforts sur l'arête de coupe, la durée de vie des outils était dramatiquement réduite à cause de l'écaillage. Il est donc probable que la surcharge de l'arête était causée par des vibrations excessives. Des essais utilisant 2 pastilles montées sur l'outil ont été réalisés dans le but de modifier le comportement vibratoire de l'outil. Comme expliqué à la section 6.3, le fait de monter 1 ou 2 pastilles sur l'outil de coupe ne modifie pas la magnitude des efforts sur l'outil, mais uniquement la fréquence d'application de ces efforts.

Usiner à l'aide de deux pastilles revient donc à contredire l'hypothèse faite précédemment comme quoi le nombre de pastilles n'influence pas le procédé de coupe. Des essais à 2 pastilles ont donc été réalisés en utilisant les mêmes paramètres qu'à l'essai 2. On peut voir à la figure 6.5, l'évolution de l'usure lors de l'essai 3. Les deux pastilles s'usent relativement à la

même vitesse et exhibent la même tendance soit un rythme d'usure lent jusqu'à 0.2mm suivi d'une usure plus rapide.

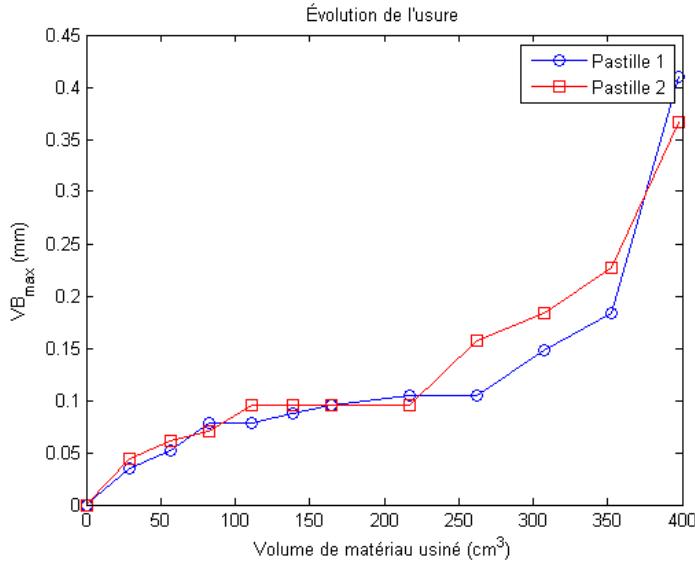


Figure 6.5 Évolution de l'usure (Essai 3)

Qu'on utilise 1 ou 2 pastilles, on remarque la même tendance soit une usure à vitesse constante suivie d'un régime d'usure beaucoup plus rapide, voir figure 6.6. Initialement, les pastilles s'usent au même rythme, peu importe le nombre de pastilles montées sur l'outil. Par contre, à partir de  $50 \text{ cm}^3$  de matériau usiné par arête de coupe, on commence à apercevoir une augmentation du rythme d'usure de la pastille seule. Comme dans tous les tests réalisés, on remarque une augmentation très importante de la vitesse d'usure une fois que l'usure a atteint 0.2mm. Un tel comportement est conforme à la théorie, voir figure 4.8. Par contre, on remarque que les différents stades d'usures ne sont pas situés aux mêmes valeurs d'usure. Ceci s'explique par le fait que nous ne faisons pas face à une usure en dépouille proprement dite, mais à une usure par écaillage. Comme expliqué précédemment, ce type d'usure modifie la géométrie de l'arête de coupe. À l'instar de l'usure en dépouille, l'endommagement par écaillage augmente les efforts de coupe soumis à la pastille causant une usure encore plus rapide. Basé sur le comportement rencontré, on peut poser la durée de vie utile d'une arête de coupe à une usure de 0.2mm soit la limite entre le changement de rythme de l'usure.

On peut voir que le nombre de pastilles montées sur l'outil affecte grandement le rendement des arêtes de coupe. En posant une durée de vie de 0.2mm, les tests à 2 pastilles montrent que chaque pastille à une durée de vie de 125% plus grande par rapport aux pastilles

montées seules sur l'outil. L'outil à 2 pastilles peut donc usiner 250% plus de métal que l'outil à 1 seule pastille. Il a donc été possible d'usiner  $352 \text{ cm}^3$  (42min) avant qu'un changement de pastilles soit nécessaire.

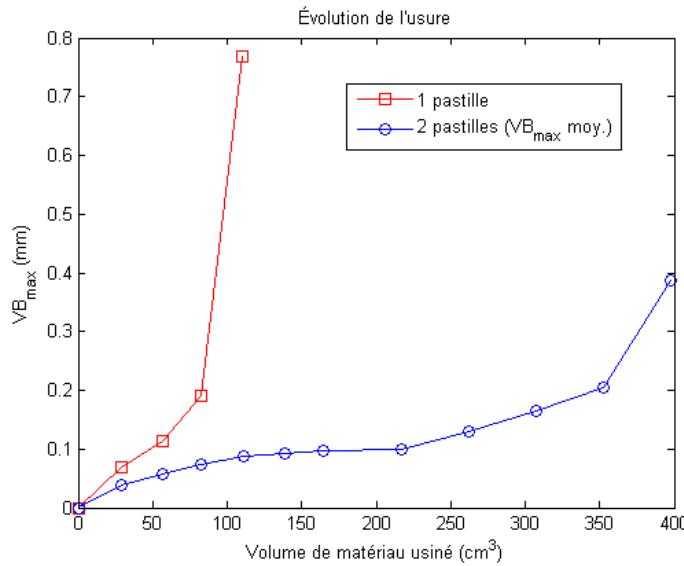


Figure 6.6 Usure en dépouille  $VB_{max}$

On peut voir à la figure 6.7 l'évolution de la puissance au cours des essais de comparaison. Pour être en mesure de comparer les deux essais, nous avons normalisé la puissance et le volume de métal usiné par rapport au nombre d'arêtes en utilisation. La tendance répétée aperçue dans les données (une valeur faible suivie de deux valeurs fortes) est due à la séquence des passes d'usinage qui ont des immersions radiales différentes. On voit qu'au départ, la puissance de coupe normalisée est la même qu'on utilise 1 ou 2 pastilles. Par contre, on remarque qu'à partir d'environ  $50\text{cm}^3$  de métal usiné, la puissance requise par l'outil équipé d'une seule pastille grimpe grandement. Il faut toutefois tenir compte de l'influence de l'usure des outils sur la puissance de coupe. Comme il est montré sur la figure 6.6, on remarque une usure significativement plus grande de la pastille seule à partir de  $40 \text{ cm}^3$  de métal usiné. Cette influence sera étudiée à la section 6.4.3. On peut conclure qu'à usure égale, le nombre de pastilles ne semble pas influencer la puissance de coupe requise.

Nous avons aussi étudié le fini de surface des échantillons usinés. Tous les profils de surfaces mesurés ont été filtrés à l'aide d'un filtre gaussien paramétré selon la norme ISO4267. Comme on sait que le niveau d'usure des outils de coupes peut grandement affecter le fini de surface, nous avons effectué ces essais avec des pastilles neuves. À la fin des essais, la mesure

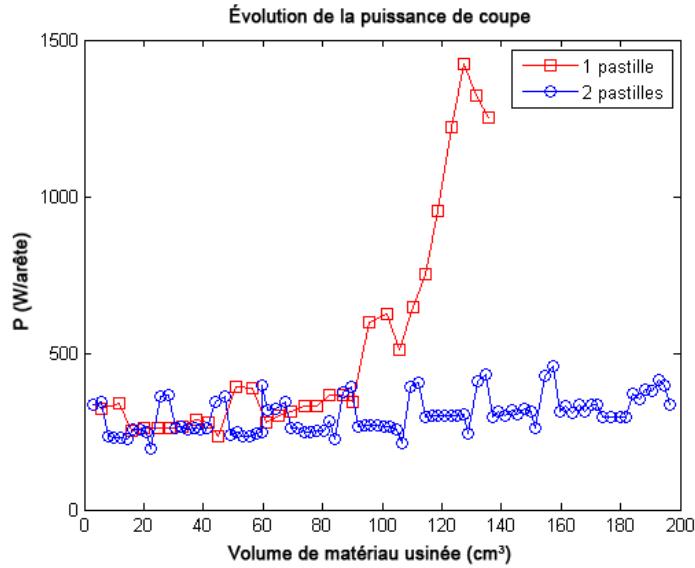


Figure 6.7 Évolution de la puissance de coupe

du niveau d'usure a montré que la pastille de coupe ne s'était pas assez usée au cours des essais pour significativement affecter les résultats. On peut voir aux figures 6.8 et 6.9, l'analyse des profils de fini de surface usinée avec 1 ou 2 pastilles. On remarque qu'à faible avance, l'asymétrie et l'étalement sont très différents. Par contre, à mesure que l'avance augmente, les paramètres liés à la surface usinée par deux pastilles varient pour se rapprocher de ceux usinés par 1 pastille. Les propriétés du fini usiné à l'aide d'une seule pastille sont quant à eux beaucoup plus constantes.

L'analyse spectrale des finis de surface montre une différence significative quant à la fréquence dominante retrouvée dans les différents finis de surface. Les surfaces usinées par une seule pastille exhibent une composante dominante ayant une période équivalente à l'avance par dent. Par contre, les surfaces usinées par 2 pastilles ont une fréquence dominante ayant une période 2 fois plus grande. Ces résultats sont probablement dus au mauvais alignement des pastilles de coupe sur l'outil obligeant une des deux pastilles à retirer plus de matière. On peut aussi voir que le fini résultant de l'utilisation d'une seule pastille comporte beaucoup plus de composantes fréquentielles surtout dans la région de fréquence élevée (période faible). Le spectre avec deux pastilles est globalement plus faible avec une fréquence élevée correspondant au double de l'avance. On peut voir aux figures 6.10 à 6.12 les spectres des finis de surface pour différentes valeurs d'avance.

Nous avons donc pu voir que le nombre de pastilles montées sur l'outil affecte significati-

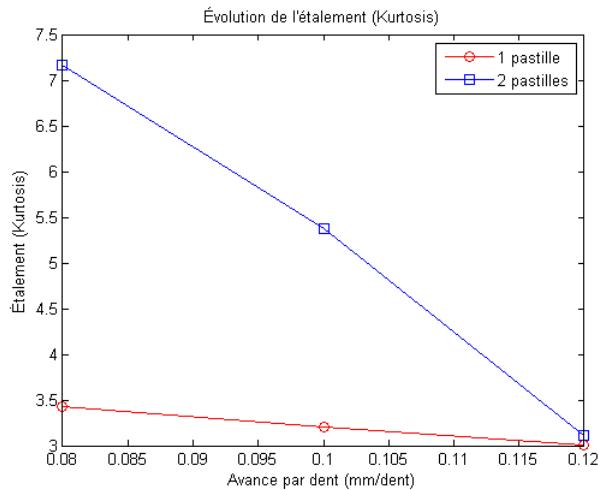


Figure 6.8 Évolution de l'étalement (kurtosis)

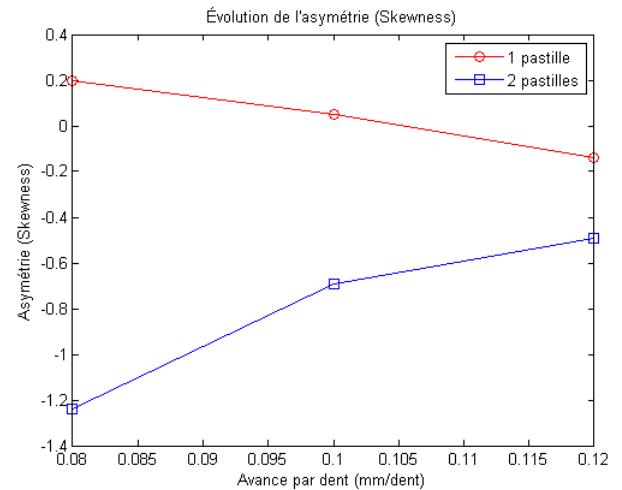


Figure 6.9 Évolution de l'asymétrie (Skewness)

ment l'usinage autant au niveau de la vitesse d'usure des pastilles de coupe que du fini obtenu. Comme il a été démontré auparavant, la seule différence significative entre l'utilisation de 1 ou 2 pastilles est la fréquence à laquelle une pastille entre en contact avec le métal. Cette différence se répercute de deux façons différentes sur le processus : la puissance dissipée dans le métal est plus grande avec 2 pastilles et la fréquence des efforts appliqués sur l'outil est plus grande avec l'utilisation de 2 pastilles. Une augmentation de la puissance dissipée peut causer une augmentation de la température et un adoucissement du métal usiné. Par contre, on voit que la puissance de coupe normalisée est la même, peu importe le nombre de pastilles montées sur l'outil. Comme, dans les deux cas, les pastilles font face à autant d'efforts pour couper le métal, l'adoucissement du métal peut difficilement expliquer la plus grande durée de vie des pastilles montées en paire. Il est donc probable que l'utilisation d'une seule pastille cause des vibrations plus élevées ce qui réduit la durée de vie de l'outil. Nous pouvons donc infirmer notre hypothèse et conclure que le nombre de pastilles monté sur l'outil de coupe affecte grandement la durée de vie des arêtes de coupe et le fini de surface.

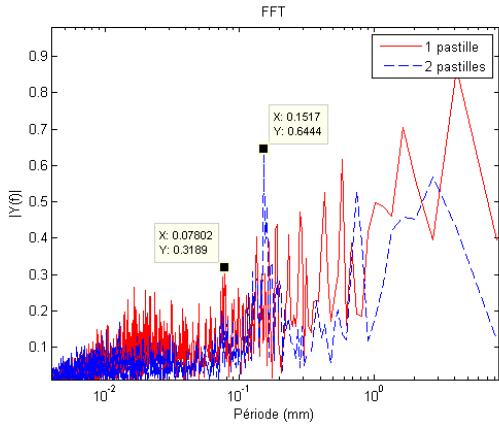


Figure 6.10 Analyse fréquentielle des finis de surface (3300rpm, 0.08mm/dent)

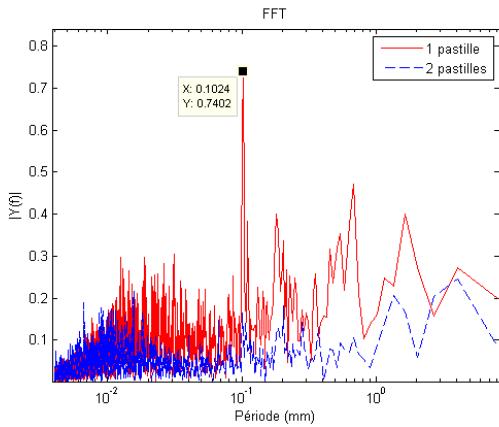


Figure 6.11 Analyse fréquentielle des finis de surface (3300rpm, 0.1mm/dent)

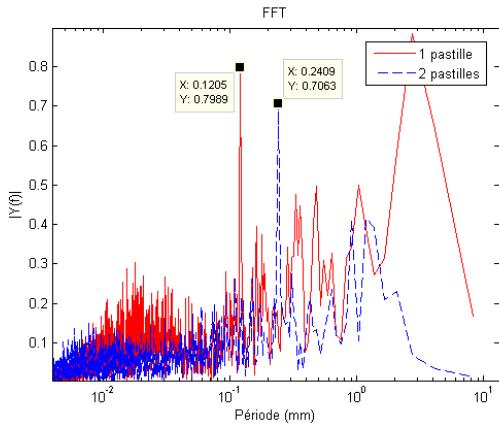


Figure 6.12 Analyse fréquentielle des finis de surface (3300rpm, 0.12mm/dent)

### 6.4.2 Analyse des différents grades de pastilles

Suite aux résultats médiocres des pastilles de coupe GC4230, d'autres tests ont été réalisés avec des pastilles de grade GC4240 ayant la même géométrie. Selon le manufacturier, voir figure 4.2, ce grade de pastille possède une meilleure ténacité, mais en contrepartie ont une moins bonne résistance à l'abrasion. De telles propriétés sont souhaitables pour nos essais comme l'usure principale est due à la fracturation du métal de la pastille.

Les tests d'usure ont donc été réalisés en utilisant les mêmes paramètres qu'aux essais 2 et 3. On voit à la figure 6.13, l'évolution de l'usure des pastilles montées sur l'outil de coupe. Dans le but de sauver du temps, les essais ont été arrêtés après une usure d'environ  $VB_{max} = 0.2$  mm. Les données montrent une usure constante jusqu'à  $VB_{max} = 0.2$  mm prouvant que l'usure de l'outil est toujours dans le stade 2. Encore une fois, nous observons une usure par écaillage de l'arête de coupe. Par contre, on constate que ce grade de pastille à permis de grandement réduire le phénomène d'écaillage. Comme les essais ont été arrêtés avant d'atteindre le stade 3, il est impossible de savoir si l'usure de stade 2 se prolonge après 0.2mm d'usure. Si l'on suppose une vie utile de 0.2mm, correspondant aux autres types de pastille, on obtient un rendement de  $682cm^3$  en 72 min de coupe. Le simple fait de changer de grade de pastille à permis d'augmenter le rendement d'environ 93%. On voit à la figure 6.14, un comparatif des différents rendements obtenus au cours des essais. Pour ce faire, un critère de rendement a été calculé en utilisant l'usure rencontrée aux stades 1 et 2 en fonction du volume de métal usiné. On remarque que les essais 1 et 2 n'utilisant qu'une seule pastille ont un rendement très inférieur aux essais à deux pastilles. De plus, on voit que la modification des paramètres de coupe entre l'essai 1 et 2 n'a eu qu'un très faible impact. L'utilisation d'un grade plus tenace a permis de grandement réduire le taux d'usure, et ce, sans changer les paramètres de coupe.

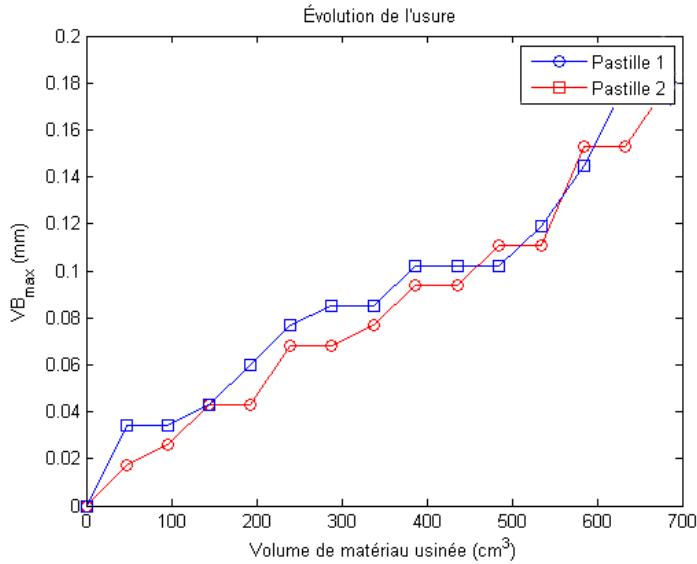


Figure 6.13 Évolution de l'usure (Essai 4)

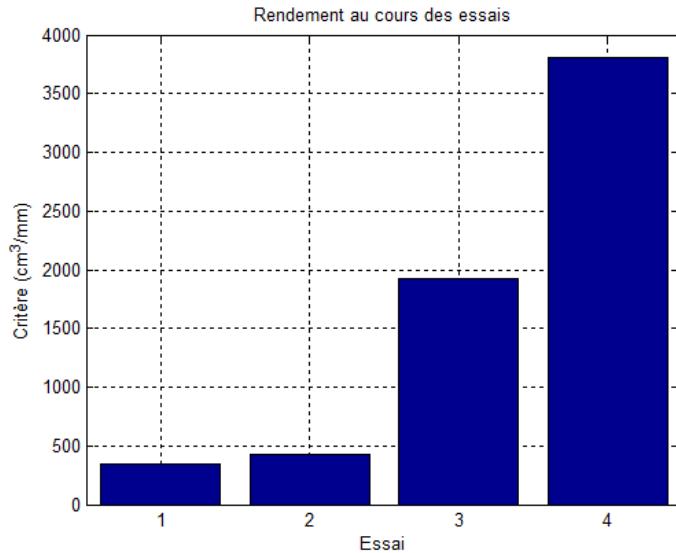


Figure 6.14 Rendement des outils

#### 6.4.3 Influence de l'usure des outils sur la puissance de coupe

Comme il est établi dans la littérature, il existe de fortes corrélations entre la puissance de coupe et l'usure des outils. Pour l'application de la fraiseuse submersible, il est intéressant d'établir de telles corrélations. En effet, lors de l'utilisation normale, la fraiseuse ne sera pas accessible par les opérateurs et l'état des outils devra être surveillé à distance. Il est

donc intéressant de connaître le niveau d'usure dans le but de prévoir un changement d'outil avant qu'un bris survienne. L'usure modifie la géométrie des pastilles de coupe affectant leurs performances à retirer de la matière de la pièce. Comme chacun des types d'usure affecte la géométrie différemment, l'augmentation des efforts de coupe varie beaucoup en fonction de l'usure rencontrée. Dans notre cas, l'usure a été constante sous forme d'un écaillage de l'arête de coupe. Nous étudierons donc l'influence de ce type d'usure sur la puissance de coupe.

Lors des essais, une très forte corrélation a été observée entre le niveau d'usure des pastilles et la puissance consommée par le moteur de coupe, voir figures 6.15 à 6.18. Nous avons mesuré la puissance électrique consommée par le moteur de coupe. On suppose que le rendement du moteur est relativement constant dans la plage des tests. Comme la valeur du rendement du moteur est inconnue, les données enregistrées ne sont donc pas absolues, mais permettent tout de même une comparaison relative des différents essais. Dans tous les cas, on voit que la puissance évolue pratiquement de la même manière que l'usure des pastilles. La figure 6.19 montre la relation entre l'augmentation de la puissance requise par rapport à des outils neufs et l'usure mesurée. Sur cette figure, il semble y avoir deux tendances linéaires différentes correspondant aux stades d'usure des outils. Une régression linéaire a été calculée sur chacun de ces intervalles. On peut voir les résultats dans le tableau 6.3. On constate que la constante de proportionnalité est beaucoup plus faible sur l'intervalle 0 à 0.2mm que sur l'intervalle 0.2 à 0.81mm. Également, on voit que la sommation des résidus est meilleure si l'on fait la régression sur 2 intervalles plutôt que sur un seul. Ces résultats montrent donc que l'influence de l'usure sur la puissance dissipée est beaucoup plus importante lorsque l'usure est grande. Dans notre cas, comme on suppose la vie utile de la pastille jusqu'à 0.2mm, il est plus significatif d'utiliser la constante de 0.0027mm/%. Une régression linéaire a été tracée avec un intervalle de confiance de 95% sur la plage 0 à 0.2mm, voir figure 6.20. On remarque sur cette figure que la régression ne croise pas le point (0,0). Ceci s'explique par le fait qu'il a été impossible lors des expérimentations de déterminer la puissance consommée avec des outils totalement neufs. En effet, les valeurs de puissances sont des moyennes obtenues sur l'usinage d'un étage complet de la pièce. Donc le pourcentage d'augmentation de puissance a été calculé à partir de la puissance moyenne du premier étage. Si on suppose que la constante de proportionnalité est la même avec une usure de 0mm, nous allons supposer que la corrélation usure/puissance est simplement régie par la constante 0.0027mm/%. D'après cette constante, l'outil serait en fin de vie à partie d'une augmentation de puissance consommée de 74%. En tenant compte des incertitudes calculées à l'aide des données, changer d'outil à partir d'une augmentation de la puissance de 56%, permettrait une certitude à 95 % que celui-ci soit encore dans le stade 2 d'usure.

Tableau 6.3 Régression linéaire Puissance VS Usure

Intervale	Constante (mm%)	$\Sigma$ résidus
Total	0.0045	0.2162
0 à 0.2 mm	0.0027	0.1130
0.2 à 0.81 mm	0.0049	0.1161

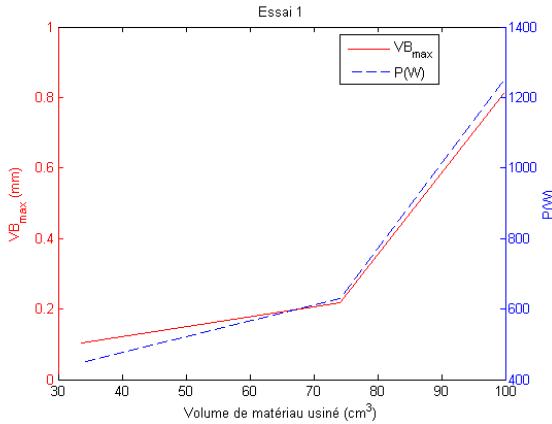


Figure 6.15 Évolution de la puissance (Essai 1)

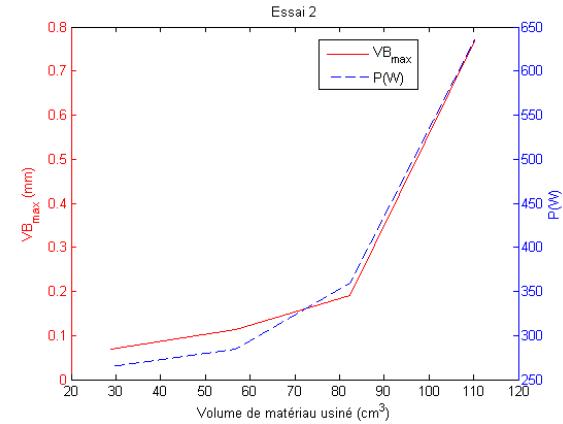


Figure 6.16 Évolution de la puissance (Essai 2)

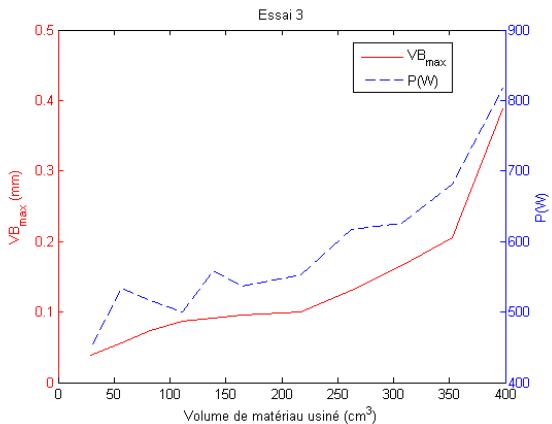


Figure 6.17 Évolution de la puissance (Essai 3)

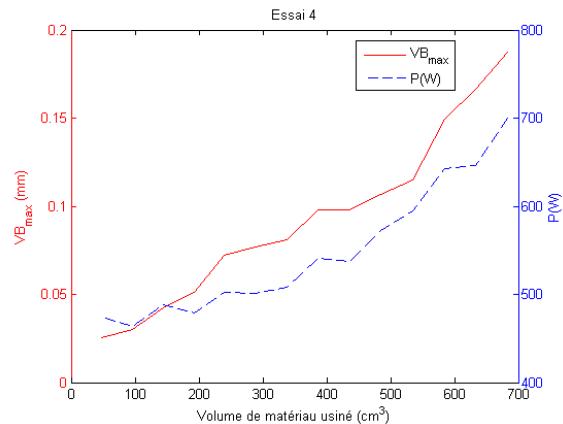


Figure 6.18 Évolution de la puissance (Essai 4)

## 6.5 Conclusion

Nous avons tenté de reproduire le plus fidèlement possible l'usinage qui sera réalisé avec la fraiseuse submersible. Pour ce faire, les mêmes outils ont été utilisés en milieu submergé, et ce, avec des paramètres de coupe adéquats pour le prototype. Lors des essais, nous avons pu rencontrer un problème d'usure par écaillage des pastilles de coupe liée à la faible rigidité

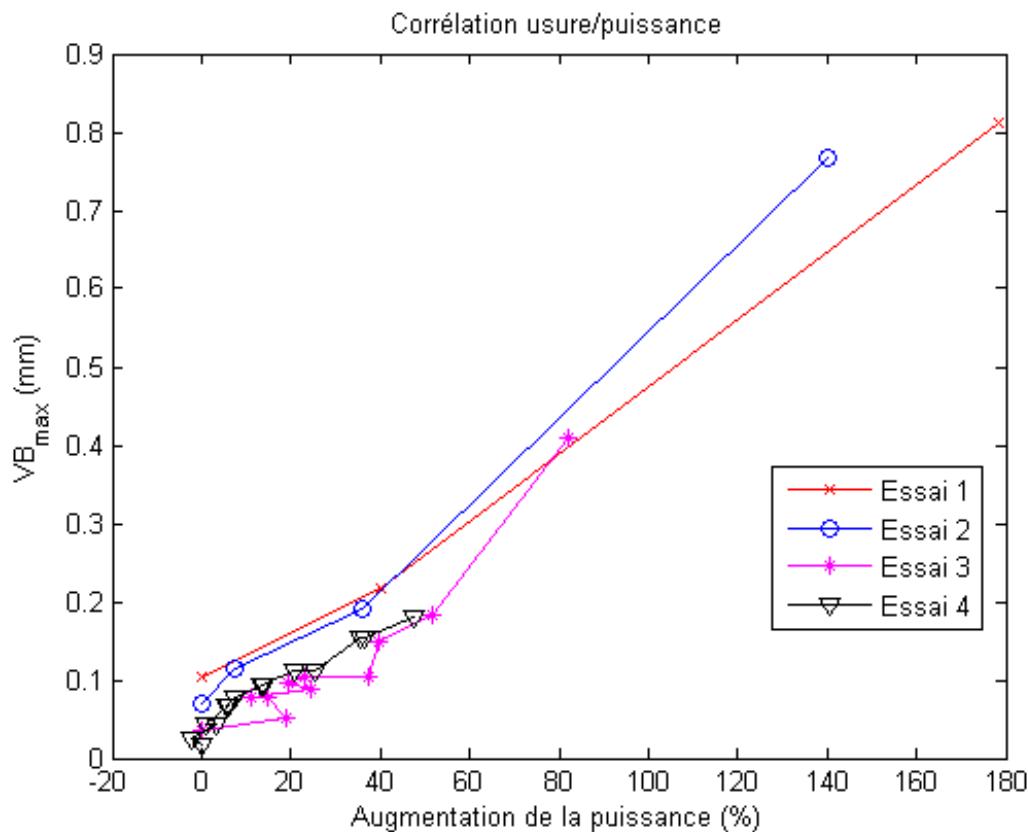


Figure 6.19 Corrélation entre la puissance et l'usure

du montage. Le choix d'un nouveau grade de pastille a permis de grandement améliorer le rendement de ceux-ci sans sacrifier les performances. L'analyse de l'usure des outils nous a permis d'élaborer une loi liant la puissance consommée par le moteur de coupe à l'usure des pastilles. Les données recueillies lors de ces essais ont permis d'optimiser le procédé et de mieux appréhender les problèmes qui pourraient survenir lors de l'utilisation réelle du prototype.

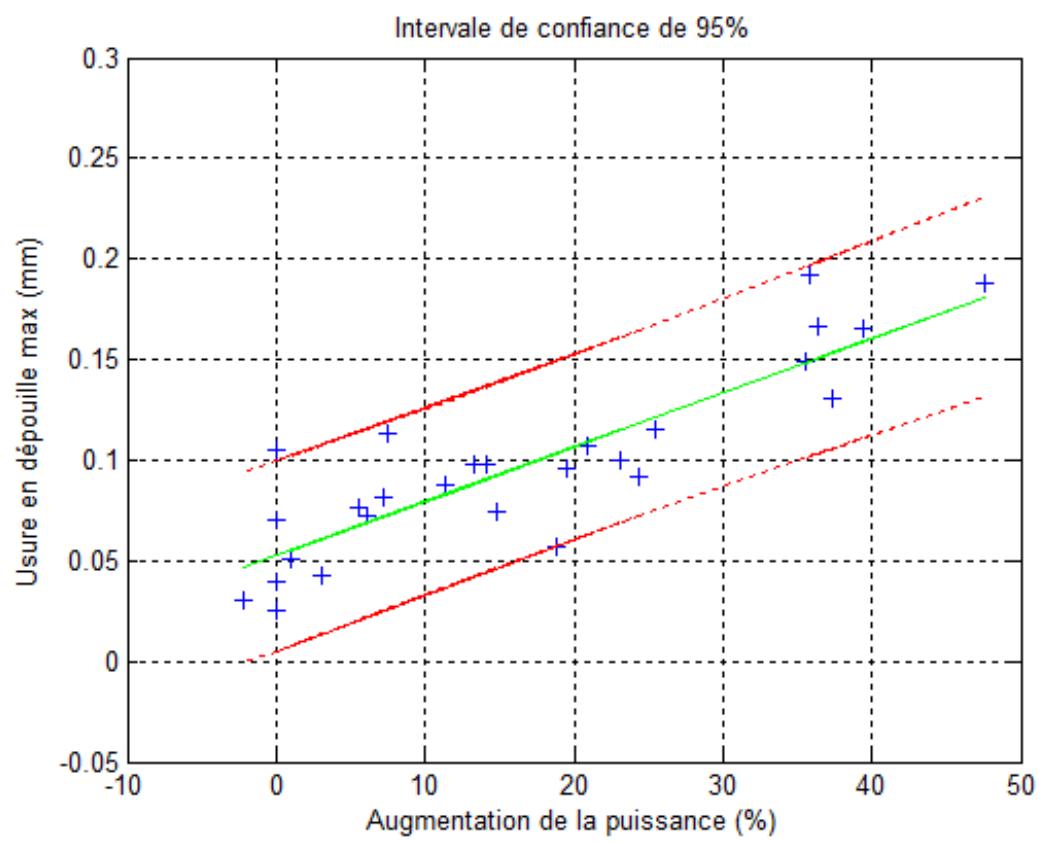


Figure 6.20 Intervalle de confiance 95%

## CHAPITRE 7

### INFLUENCE DU MILIEU SUR LA COUPE

#### 7.1 Introduction

Une des particularités liées au projet de la fraiseuse submersible est son utilisation immergée dans l'eau. Bien que la théorie sur l'utilisation de différent type fluide de coupe soit bien connue, l'usinage dans un milieu complètement immergé n'est pas documenté dans la littérature. Il est donc intéressant de réaliser des expérimentations dans le but de comprendre l'impact qu'aura l'eau sur l'usure des outils et les efforts de coupe engendrés.

#### 7.2 Hypothèse

Pour des opérations de fraisage, on utilise généralement des fluides de coupe composés d'eau et d'huile soluble. Dans de tels mélanges, l'eau donne à la solution de bonnes capacités à absorber la chaleur dégagée tandis que l'huile permet une bonne lubrification des surfaces en contact. Diverses méthodes d'application des fluides de coupe existent. Une des plus répandues est l'application en abondance où une grande quantité de fluide de coupe est aspergée sur l'outil et dans les régions proches de la zone de coupe. Appliqués en abondance, les fluides de coupe mouillent beaucoup de surfaces et extraient la chaleur de celle-ci. Par contre, il existe un flou dans la théorie à savoir si les fluides de coupe peuvent réellement atteindre toutes les surfaces où la friction à lieu. De ce fait, on peut s'attendre à ce que l'immersion dans l'eau ne cause pas de différences significatives avec de l'usinage avec fluides de coupe. En effet, l'immersion dans l'eau amène un milieu qui sera très propice à l'extraction de chaleur sans toutefois très bien lubrifier les surfaces en contact. Par contre, comme il a été vu dans la section précédente, l'usure par abrasion n'est pas un facteur limitant la durée de vie de nos outils. On peut donc supposer que l'utilisation de fluide de coupe ne causera pas de différences significatives avec l'usinage en milieu immergé. Par contre, comparé à de l'usinage à sec, on peut supposer que l'eau aura tendance à grandement réduire la température des composantes en action. Comme les modes d'usure sont reliés à la température des matériaux, on s'attend à voir une différence quant aux durées de vie des outils utilisés.

### 7.3 Descriptions des essais

Dans le but de comparer l'influence du milieu sur le procédé, nous allons comparer les données recueillies précédemment lors de l'usinage sous l'eau à des tests qui ont été réalisés à sec. Les tests comparatifs ont été réalisés en utilisant le même montage, les mêmes outils, les mêmes matériaux et les mêmes paramètres de coupe. On peut voir un résumé des paramètres utilisés dans le tableau 7.1. Les tests précédents ont été réalisés dans un milieu immergé dans de l'eau à la température de la pièce et ceux-ci à sec en utilisant une huile de coupe appliquée sur la pièce à usiner. Dans les deux cas, la puissance électrique fournie au moteur a été enregistré et l'usure des pastilles de coupe a été mesurée à l'aide de photos.

Tableau 7.1 Paramètres de coupe des tests

Paramètres	Valeur
Nb pastilles	2
RPM	3300
$V_c$	197.5m/min
$f$	0.1mm/dent
$a_p$	1mm

## 7.4 Résultats

### 7.4.1 Dégagement des copeaux

La première différence observable entre l'usinage sous l'eau et l'usinage à sec est l'accumulation des copeaux. Alors qu'à sec les copeaux sont généralement éjectés de la zone de travail, sous l'eau les copeaux s'accumulent à côté de la trajectoire de l'outil. Cette accumulation près de la zone de travail entraîne le coincement des copeaux entre l'outil et le métal à usiner. Comme le coincement des copeaux peut entraîner un bris des arêtes de coupe, il a été nécessaire de dégager manuellement la zone de travail. On peut voir à la figure 7.1 la zone de travail submergée de copeaux après quelques passes d'usinage. L'usinage de surfaces horizontales risque d'être problématique lors de l'utilisation réelle du prototype. Une solution devra être trouvée, car l'accumulation des copeaux risque de porter préjudice à la durée de vie des outils. Un prototype a été conçu pour remédier à l'accumulation des copeaux, voir section 8.2.1.

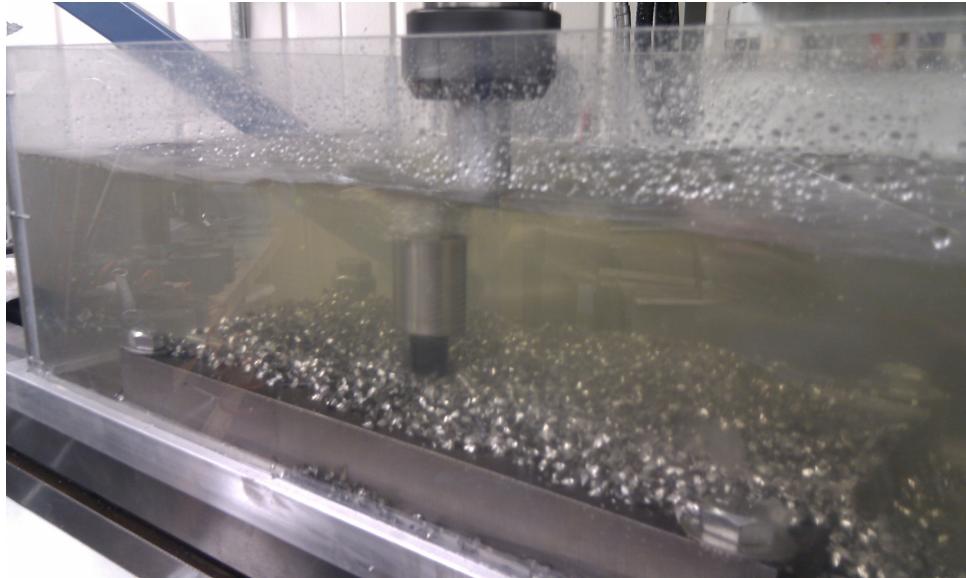


Figure 7.1 Zone de travail typique

#### 7.4.2 Usure des outils

L'analyse de l'usure des pastilles de coupe montre que les pastilles usinant en milieu immergé s'usent beaucoup plus rapidement que les pastilles usinant à sec. On peut voir à la figure 7.3, l'évolution de l'usure des arêtes de coupe en fonction de la quantité de métal usiné. Dans les trois tests, les mêmes paramètres de coupe ont été utilisés. On remarque tout d'abord une rapide dégradation de l'arête de grade GC4230 travaillant immergée. Les essais réalisés avec le grade GC4240, plus tenace, montrent une bien meilleure durée de vie mais tout de même de beaucoup inférieure aux pastilles GC4230 à sec. Dans chacun des tests, on voit que les zones C et B de l'arête sont touchées. L'usure prédominante est un écaillage de l'arête de coupe. Pour cette raison, l'utilisation du grade GC4240, plus tenace, a permis d'augmenter la durée de vie en immersion. À sec, le grade GC4230, normalement moins tenace que le GC4240, atteint tout de même des durées de vie beaucoup plus grandes. On peut voir avec ces tests que l'usinage en immersion dans l'eau augmente les problèmes d'écaillage des arêtes de coupe, voir figure 7.2.

L'endommagement des arêtes à l'état immergé se fait à un rythme beaucoup plus rapide. Si on utilise le critère de vie de  $VB_{max} = 0.2$  mm, les pastilles GC4230 utilisées à l'état immergé ont un rendement de  $350 \text{ cm}^3$ . Si l'on suppose un rythme d'usure linéaire dans la plage d'usure 0 à 0.2 mm, une régression linéaire permet d'obtenir les constantes d'usure  $5.204 \times 10^{-5} \text{ mm/cm}^3$  et  $2.369 \times 10^{-4} \text{ mm/cm}^3$  pour les essais "GC4230 à sec" et "GC4240

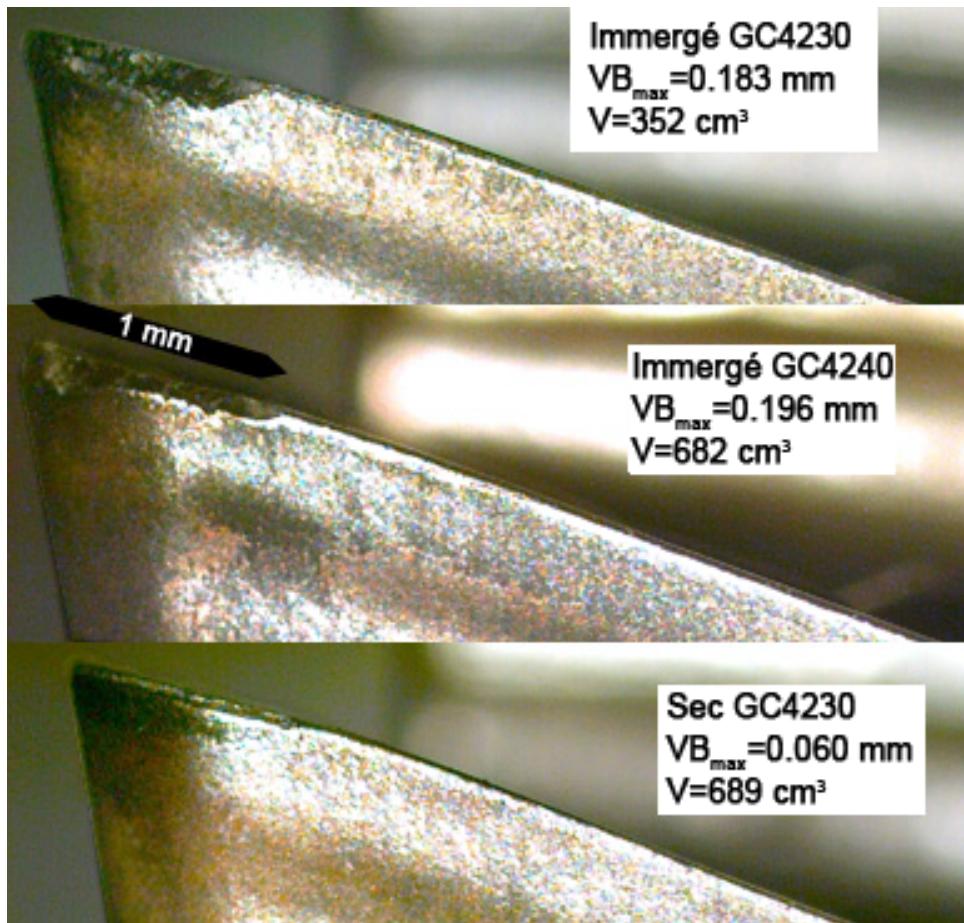


Figure 7.2 Endommagement des arêtes de coupe

immergé” respectivement. De tels rythmes d’usure permettent d’obtenir des rendements de  $3843\text{cm}^3$  et  $844\text{cm}^3$ . À grade de pastilles égal, l’usinage sous l’eau réduit la vie des pastilles de 91%. L’utilisation du GC4240 a permis de réduire cet écart à 78%.

Il est difficile d’émettre une hypothèse quant à la différence de durée de vie des outils en fonction du milieu de coupe. Comme il a été mentionné plus tôt, l’immersion dans l’eau tend à grandement réduire la température des composantes, apporter une légère lubrification et mieux amortir les vibrations. Comme nous faisons face à un endommagement par écaillement, la lubrification n’a probablement pas d’impact sur la durée de vie des pastilles. Également, comme la durée de vie est inférieure dans l’eau, il est probable que la réduction des vibrations ne soit pas un facteur en cause. La réduction de température des composantes pourrait quant à elle expliquer cet écart. En effet, une plus haute température permet un adoucissement du métal usiné. Le matériau des outils de coupe, quant à lui, possède une bien meilleure tenue à haute température et garde donc de bonnes propriétés mécaniques à températures élevées.

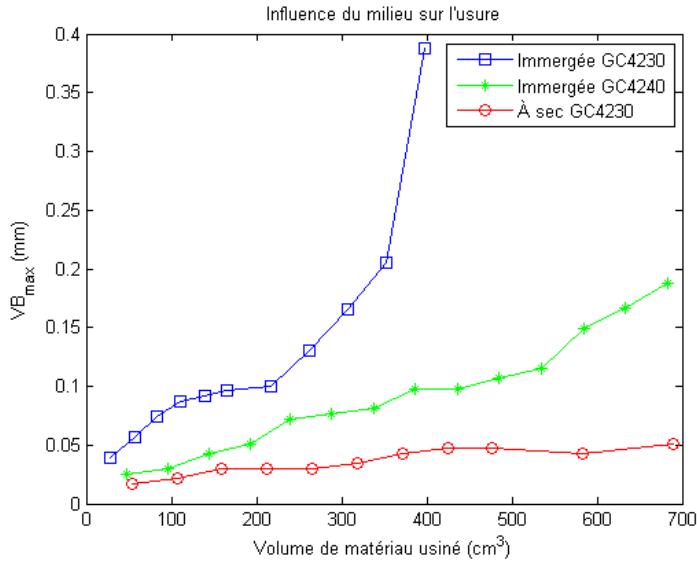


Figure 7.3 Évolution de l'usure des pastilles en fonction de milieu

L'augmentation de la dureté de la pièce usinée, suite au refroidissement excessif causé par l'immersion, pourrait donc expliquer l'endommagement accéléré des outils travaillant sous l'eau.

#### 7.4.3 Puissance de coupe

On voit que le milieu de coupe influence grandement la puissance électrique consommée par le moteur de coupe. On peut voir à la figure 7.5, l'évolution de la puissance consommée en fonction du volume usiné par l'outil. On remarque qu'à l'état immergé, la puissance consommée augmente beaucoup plus rapidement qu'à sec. Cette tendance est fort probablement due à l'endommagement plus rapide des pastilles travaillant à l'état immergé. On remarque une tendance particulière au sein de la courbe à sec. Initialement, la puissance électrique consommée est pratiquement la même que pour les tests immersés mais subie par la suite une diminution jusqu'à environ  $150\text{cm}^3$  ou 15.9min. La discontinuité dans la courbe aux alentours de  $150\text{cm}^3$  est dû à un problème informatique qui a entraîné une perte de données. Par la suite, la puissance électrique est relativement constante jusqu'à la fin des essais. Il est difficile d'expliquer la diminution de puissance au début des essais. Une hypothèse envisageable serait l'augmentation graduelle de la température des composantes au fil de l'essai jusqu'à l'atteinte de la température en régime permanent. En effet, au début de l'essai à sec, la pièce usinée est à la température de la pièce tout comme les pièces immersées. La dissipation d'environ 480W par le procédé d'usinage échauffe rapidement la pièce qui est à l'air libre lors des essais à sec tandis que l'eau extrait rapidement la chaleur des pièces immersées. Il en résulte donc

d'un échauffement significatif de la pièce à sec alors que les pièces immergées maintiennent une température faible. Ceci expliquerait pourquoi au départ, le milieu importe très peu sur la puissance électrique consommée. Par la suite, l'échauffement beaucoup plus important de la pièce à sec adoucit le matériau qui nécessite donc une puissance beaucoup plus faible pour être usiné. L'hypothèse de l'adoucissement du métal dû à la chaleur peut être confirmée en examinant les copeaux formés, voir figure 7.4. On peut voir que les copeaux formés sous l'eau ont gardé une couleur métallique brillante (les points bruns visibles sont en fait de la rouille qui s'est formée après les essais). Par contre, on voit que les copeaux formés à sec ont subi une forte décoloration due à la chaleur. On observe des reflets bleus sur le métal (non visible sur la figure).



Figure 7.4 Comparaison des copeaux en fonction du milieu de coupe

Comme nous avons vu à la section 6.4.3, il existe une forte corrélation entre le niveau d'usure des pastilles et la puissance de coupe nécessaire. Pour faire abstraction de cette tendance, la figure 7.6 a été tracée montrant une comparaison de la puissance consommée en fonction de l'usure  $VB_{max}$  moyenne sur les deux pastilles. La corrélation puissance/usure est très forte comme on voit par la superposition des courbes des tests immergés. Par contre, la comparaison est difficile à réaliser pour le test à sec dû au fait que nous n'avons des données que sur une petite plage d'usure de la pastille. Basé sur l'hypothèse émise plus tôt, l'adoucissement du métal dû aux hautes températures devrait normalement diminuer la puissance nécessaire lors des essais à sec. Une telle tendance devrait se traduire par une translation de la courbe vers le bas. On peut tout de même voir que globalement la puissance à sec est inférieure à la puissance immergée.

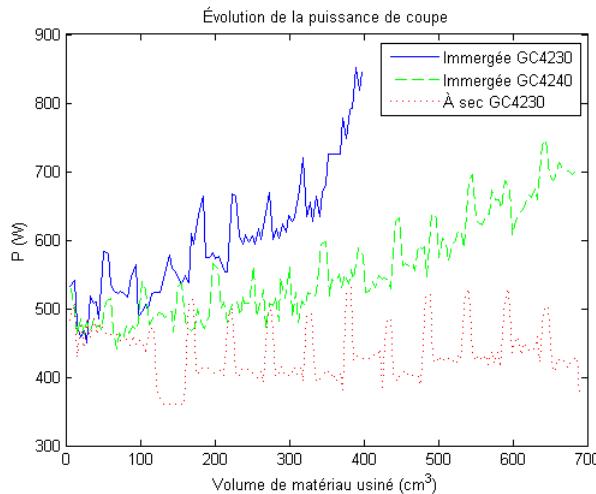


Figure 7.5 Évolution de la puissance selon le volume usiné

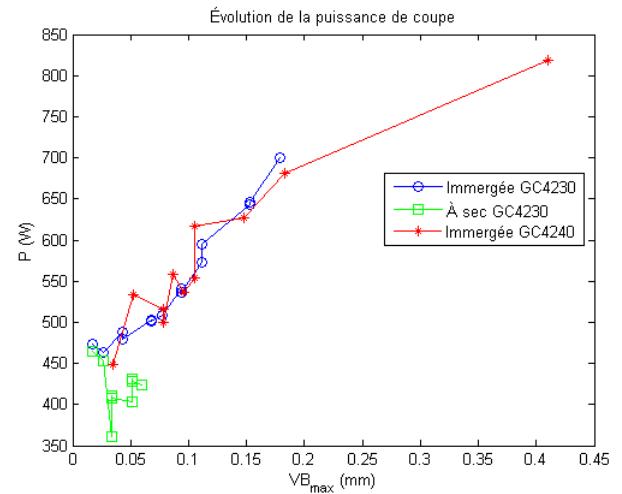


Figure 7.6 Évolution de la puissance selon l'usure

Il faut toutefois tenir compte de la dissipation d'énergie dans l'eau causée par la rotation de l'outil dans le fluide. Il avait été montré lors de la calibration du banc d'essai que la rotation de l'outil de coupe immergé demandait plus de puissance au moteur de coupe. Les tests comparatifs d'usure ont été réalisés à une vitesse de rotation de 3300rpm. Les données recueillies lors de la calibration montrent qu'à cette vitesse de rotation, la puissance supplémentaire nécessaire pour la rotation dans l'eau est de 31W. Sur la figure 7.6, on voit une différence de 41W à  $VB_{max}=0.34\text{mm}$  et 92W à  $VB_{max}=0.051\text{mm}$ . En tenant compte de la dissipation de puissance dans l'eau, les résultats précédents montrent que l'usinage dans l'eau consomme légèrement plus de puissance. La différence de 61W correspond à une augmentation de 13.9% au niveau de la puissance consommée. Bien que les données recueillies ne permettent pas une excellente comparaison, on peut affirmer que l'immersion dans l'eau affecte faiblement la puissance consommée. Outre la puissance perdue due à la rotation de l'outil dans le fluide, l'usinage du métal requiert plus d'énergie à l'état immergé qu'à sec.

#### 7.4.4 Fini de surface

Les finis des surfaces usinées à sec et dans l'eau ont été comparé. Dans tous les cas, l'usinage s'est déroulé avec des pastilles de grade GC4240 ne montrant aucune usure assez significative pour influencer les résultats des tests. Les profils de fini de surface sont disponibles à l'annexe B. On peut voir aux figures 7.7 à 7.10 l'influence du milieu de la coupe sur les caractéristiques du profil de fini de surface (kurtosis et skewness). Nous avons tenté de déceler des tendances en variant les paramètres de coupe. Nous avons varié les vitesses de coupe en

fonction des vitesses pouvant être atteintes par la fraiseuse submersible. L'avance de l'outil a été variée en fonction des paramètres conseillés par le manufacturier pour les pastilles de coupe. On remarque que les propriétés des profils usinés à sec sont assez constantes. La vitesse de coupe et l'avance n'ont pratiquement pas d'effet sur le profil. Par contre, on remarque une nette tendance quant aux propriétés des surfaces usinées sous l'eau. On voit que plus l'avance et plus la vitesse de coupe est élevée, plus les propriétés à l'état immergé s'approchent de ceux à l'état sec. L'augmentation de l'avance et de la vitesse de coupe sont deux phénomènes qui amènent une augmentation des efforts de coupe. Ces tendances sont en accord avec les hypothèses émises plus tôt comme quoi les différences entre l'usinage à sec ou immergé sont principalement dues à la variation de la température du milieu de coupe. En effet, on voit que lorsque la puissance dissipée est faible (basse vitesse de coupe et faible avance) les propriétés des finis sont très différentes. À mesure que la puissance dissipée augmente, les propriétés deviennent de plus en plus semblables. On peut supposer que l'augmentation de la puissance dissipée permet un adoucissement du métal à usiner.

Il est étonnant de constater que le milieu de coupe semble avoir une grande influence sur le profil du fini de surface mais affecte faiblement la rugosité du fini. En effet, on voit aux figures 7.11 et 7.12 l'évolution de la rugosité ( $R_a$ ) du fini en fonction des paramètres de coupe pour les différents milieux. La variation de la vitesse de coupe ne semble pas créer de tendance au niveau de la rugosité. Par contre, la variation de l'avance semble créer deux tendances contraires selon le milieu de coupe. À sec, l'augmentation de l'avance génère un fini plus rugueux tandis qu'à l'état immergé on obtient un fini nettement moins rugueux. Avec les données obtenues, il semble être impossible d'établir une corrélation entre le milieu de coupe et la rugosité de surface. La rugosité semble être plus affectée par les paramètres utilisés plutôt que par le milieu.

Une analyse par autocorrélation des finis de surface a été réalisée. On peut voir ces analyses aux figures 7.13 à 7.24. On remarque que les périodes principales du fini sont situées à des retards équivalents au double de l'avance par dent. On peut supposer qu'une arête de coupe pénètre plus profondément dans la matière. On remarque que la périodicité des finis à sec est pratiquement toujours plus grande que celle à l'état immergé. Cette remarque est très visible sur l'autocorrélation à 3300rpm et 0.12mm/dent. À sec on obtient une autocorrélation de 0.4 à un retard de 0.24mm tandis qu'à l'état immergé, l'autocorrélation diminue à 0.12 à 0.24mm. On voit qu'à 3300rpm et 0.1mm/dent l'usinage n'est pas optimal, peu importe le milieu. À l'état immergé, on ne voit aucune périodicité preuve que le fini est régit que par des ondulations aléatoires tandis qu'à sec, on remarque la superposition d'ondulations de 2 périodes différentes. On remarque également une tendance semblable à la figure 7.24. On remarque la

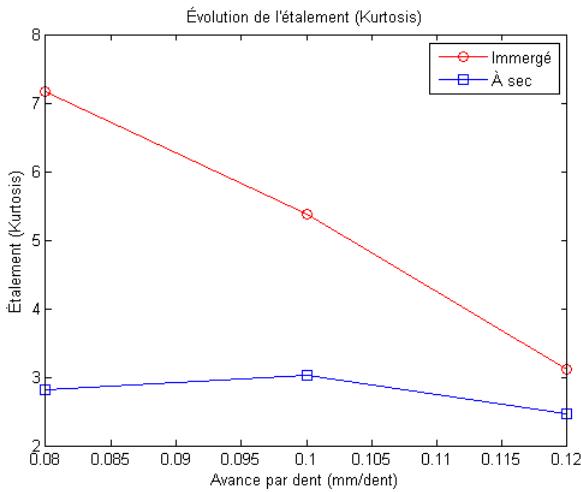


Figure 7.7 Influence du milieu sur l'étalement (kurtosis) du fini (3300rpm)

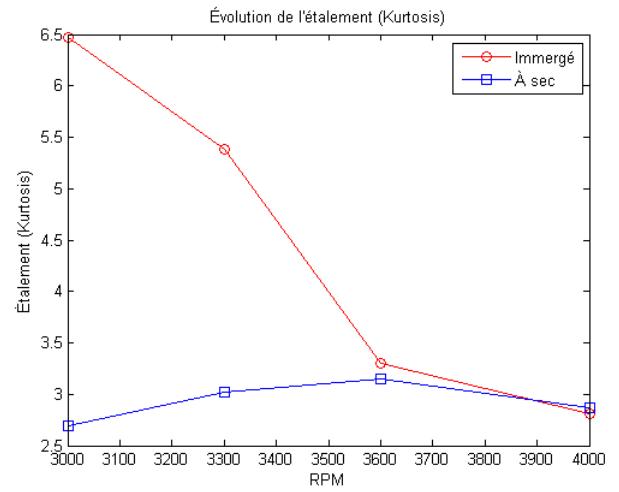


Figure 7.8 Influence du milieu sur l'étalement (kurtosis) du fini (0.1mm/dent)

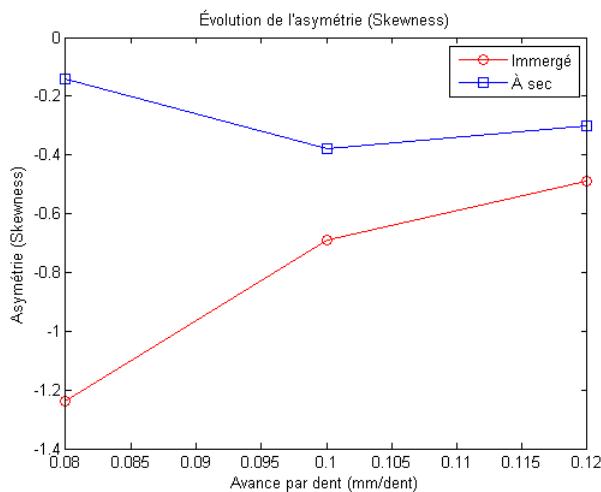


Figure 7.9 Influence du milieu sur l'asymétrie (skewness) du fini (3300rpm)

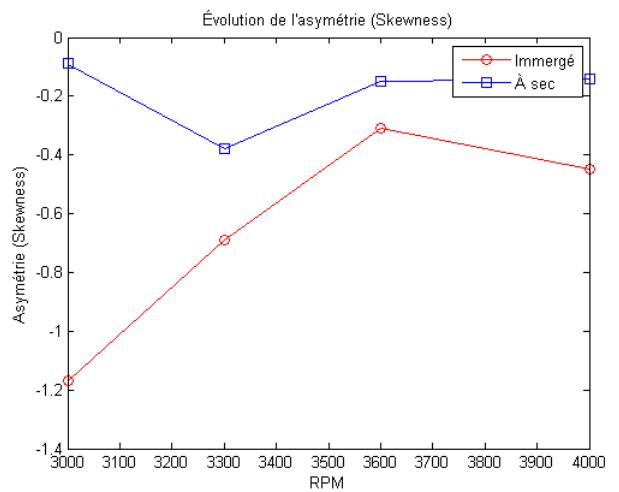


Figure 7.10 Influence du milieu sur l'asymétrie (skewness) du fini (0.1mm/dent)

superposition d'ondulations de période 0.2 et 0.4mm. Par contre, dans ce cas les ondulations de périodes 0.4mm sont dominantes. On voit que globalement, l'immersion dans l'eau affecte négative le fini de surface.

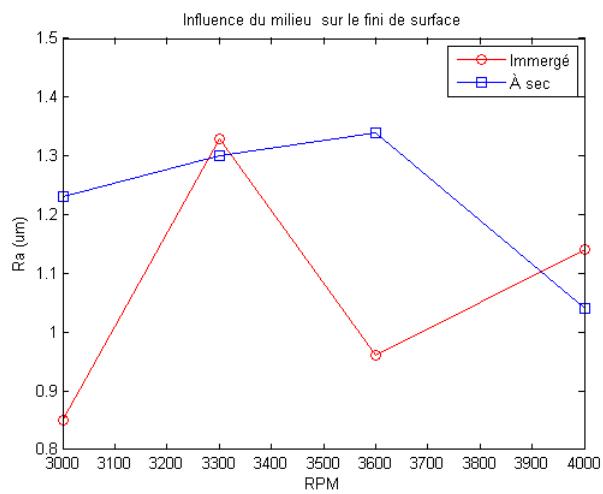


Figure 7.11 Fini de surface selon le milieu  
( $f=0.1\text{mm/dent}$ )

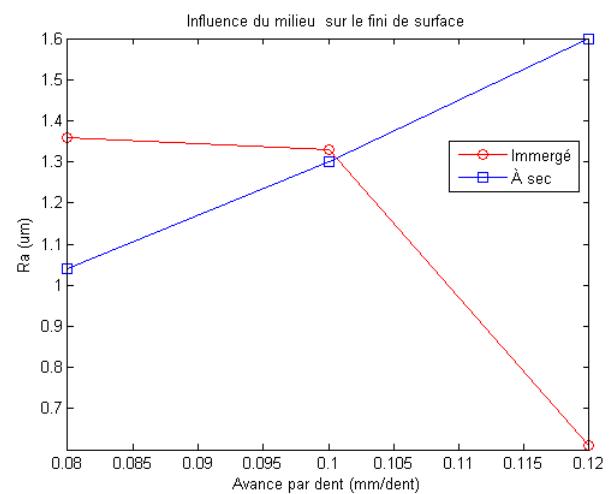


Figure 7.12 Fini de surface selon le milieu  
( $\text{rpm}=3300$ )

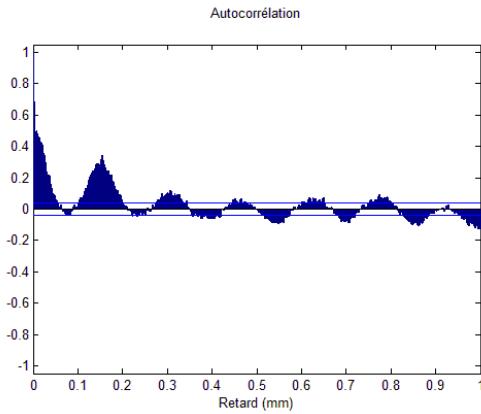


Figure 7.13 Autocorrélation du fini immergé  
(3300rpm 0.08mm/dent)

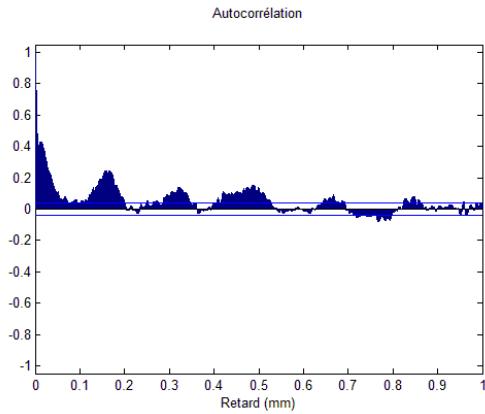


Figure 7.14 Autocorrélation du fini à sec  
(3300rpm 0.08mm/dent)

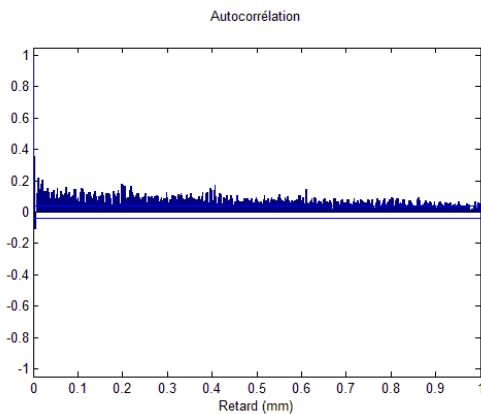


Figure 7.15 Autocorrélation du fini immergé  
(3300rpm 0.10mm/dent)

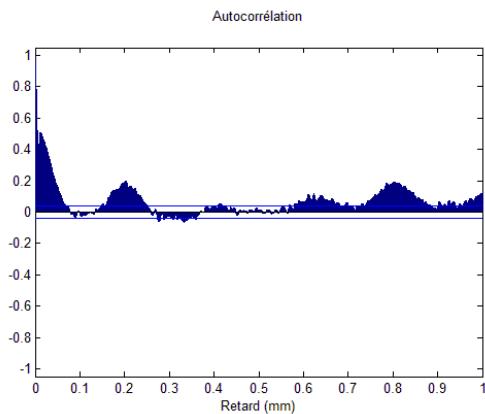


Figure 7.16 Autocorrélation du fini à sec  
(3300rpm 0.10mm/dent)

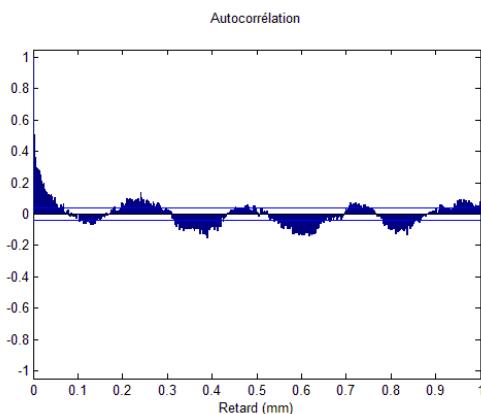


Figure 7.17 Autocorrélation du fini immergé  
(3300rpm 0.12mm/dent)

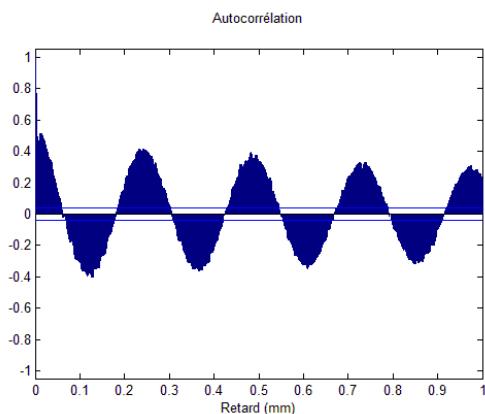


Figure 7.18 Autocorrélation du fini à sec  
(3300rpm 0.12mm/dent)

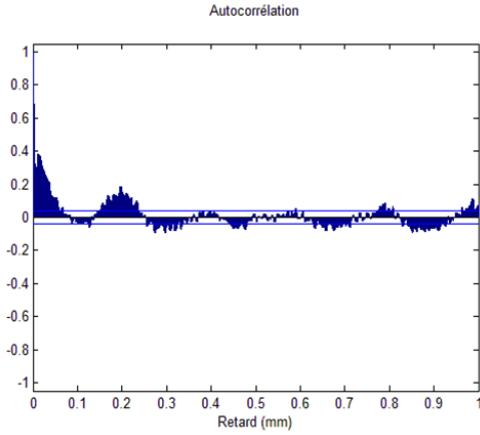


Figure 7.19 Autocorrélation du fini immergé (3000rpm 0.10mm/dent)

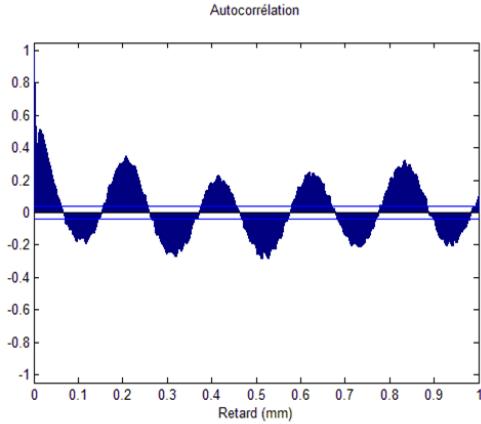


Figure 7.20 Autocorrélation du fini à sec (3300rpm 0.10mm/dent)

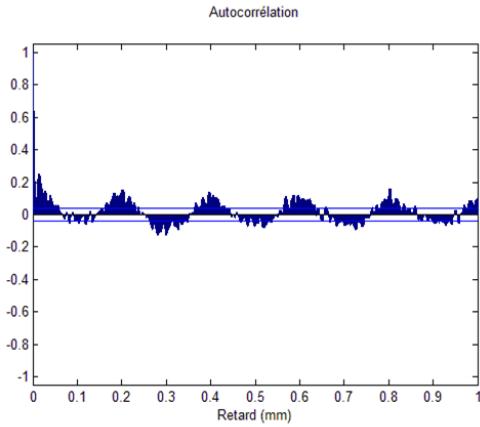


Figure 7.21 Autocorrélation du fini immergé (3600rpm 0.10mm/dent)

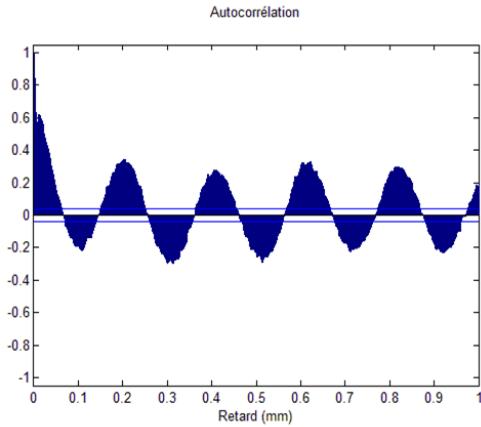


Figure 7.22 Autocorrélation du fini à sec (3600rpm 0.10mm/dent)

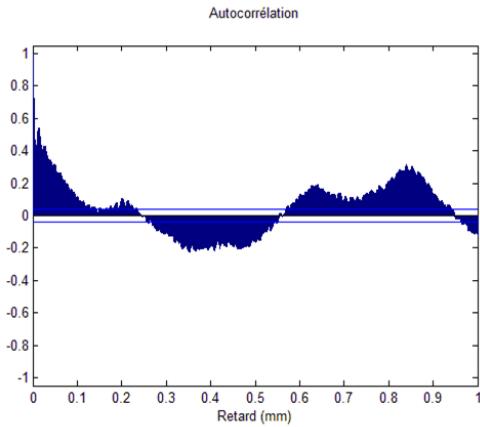


Figure 7.23 Autocorrélation du fini immergé (4000rpm 0.10mm/dent)

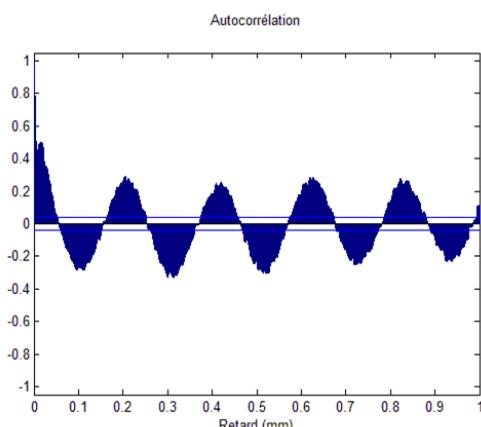


Figure 7.24 Autocorrélation du fini à sec (4000rpm 0.10mm/dent)

## 7.5 Conclusion

Dans la présente section, nous avons pu examiner l'influence du milieu de coupe sur différents paramètres. Nous avons observé que l'usinage en milieu immergé augmente significativement la vitesse d'usure des outils. Par contre, peu importe le milieu, nous avons obtenu un endommagement des pastilles de coupe par écaillage. Nous avons pu voir que la puissance de coupe nécessaire dans l'eau est légèrement plus élevée qu'à sec. L'étude du profil de fini de surface a montré que les caractéristiques du profil à sec sont relativement constantes, peu importe les paramètres de coupe. À l'état immergé, les paramètres du fini s'approchent de ceux à sec à mesure que la puissance de coupe augmente. Il a été émis comme hypothèse que l'immersion dans l'eau réduit grandement la température des composantes à l'interface de coupe comme le montre la coloration des copeaux. Cette différence de température régit la dureté du métal à usiner et est en mesure d'expliquer les différences au niveau de la puissance de coupe consommée. Également, ceci peut expliquer pourquoi lorsque la puissance dissipée dans le matériau est plus grande, les propriétés du fini immergé sont semblables aux propriétés du fini à sec. Il a aussi été remarqué que l'accumulation des copeaux risque d'être un problème lors de l'usinage de surfaces horizontales dû au mauvais dégagement des copeaux sous l'eau.

## CHAPITRE 8

### CONCLUSION

L'objectif du présent ouvrage a été d'étudier le phénomène de l'usinage sous l'eau dans le contexte du prototype de fraiseuse submersible développé à l'IREQ. Bien que le fraisage soit un processus très répandu et bien documenté, l'usinage en milieu immergé est beaucoup plus rare et pratiquement pas documenté. Pour cette raison, il a été nécessaire de réaliser cette étude pour recueillir des données qui permettront le développement du prototype de fraiseuse submersible.

#### **8.1 Synthèse des travaux**

Dû à des limitations techniques et au temps nécessaire, il nous a été impossible d'utiliser le prototype pour réaliser les essais de fraisage. Nous avons donc utilisé une machine-outil conventionnelle en prenant soit de reproduire le plus fidèlement possible les paramètres qui seront utilisés par le prototype. L'étude a principalement portée sur deux aspects du fraisage en milieu immergé. D'une part, nous avons qualifié et quantifié les modes et vitesses d'usure des outil utilisés. D'autre part, nous avons comparé l'usinage à sec à l'usinage sous l'eau pour en comprendre l'influence qu'a le milieu de coupe sur le procédé.

Nous avons réalisé les essais d'usure dans un bassin permettant un immersion complète de l'outil dans l'eau. Lors de ces essais, nous avons constaté que :

- La durée de vie des outils est très courte due à un écaillage des arêtes de coupe. Il a été supposé que la faible rigidité du porte outil est probablement un facteur causant des vibrations excessives menant à des efforts de coupe trop élevé. Comme le comportement vibratoire de la machine-outil et celui du prototype risque d'être fort différent, il n'a pas été judicieux de tenter de trouver les paramètres de coupe minimisant ce problème d'écaillage.
- L'optimisation du grade du matériau des pastilles de coupe a permis une augmentation du rendement des outils de coupe. Les pastilles de grade GC4230 de la compagnie Sandvik ont été remplacés par des pastille de géométrie semblable et composé du matériau GC4240 possédant une meilleure ténacité. Ce simple changement a permis une augmentation du rendement de 93% par rapport à la durée de vie des pastilles.

- Il existe une très bonne corrélation entre la puissance de coupe et le niveau d'usure des outils. Cette information permettra de connaître l'état d'endommagement des outils de coupe sans avoir besoin de directement les mesurer. Comme le prototype sera difficile d'accès lors de son utilisation, une évaluation de l'usure des outils à distance permettra de bien planifier les changements d'outils.
- L'usinage sous l'eau génère une usure des outils beaucoup plus rapide en réduisant la durée de vie des pastilles de 91%. Nous avons tenté d'expliquer cette différence par la variation de la température du matériau usiné. On suppose que l'immersion dans l'eau diminue à température du matériau usiné causant une augmentation de sa dureté et donc une augmentation de la puissance nécessaire.
- Le milieu de coupe influence la puissance requise à la broche. Nous avons pu voir qu'une plus grande puissance est nécessaire lors de l'usinage sous l'eau, et ce, même en faisant abstraction de la puissance dissipée dans le fluide due à la rotation de l'outil. Encore une fois, on suppose que l'immersion dans l'eau favorise une très grande extraction de la chaleur réduisant donc la température du matériau usiné et l'effet d'adoucissement.
- Le milieu de coupe ne semble pas affecter le fini de surface ( $R_a$ ).
- Les finis de surface usinés à sec montrent un profil beaucoup plus périodiques que ceux usinés dans l'eau.
- Les paramètres du fini de surface (kurtosis et skewness) sont très constants à sec tandis qu'ils varient en fonction des paramètres de coupe sous l'eau. Nous avons vu que ces paramètres sont très différents à l'état immergée mais se rapprochent de ceux à sec à mesure que la puissance de coupe augmente.

## 8.2 Travaux futurs

Suite à ce travail, certaines études supplémentaires sont conseillées dans le but de poursuivre le développement du prototype.

### 8.2.1 Dégagement de copeaux

En utilisation réelle, l'accumulation de copeaux sur les surfaces horizontales risque d'être problématique pour le procédé. Pour cette raison un appareil a été conçu pour créer un courant d'eau visant à pousser les copeaux hors de la zone de travail. On peut voir une représentation de l'appareil en question à la figure 8.1. L'objectif de cet appareil est d'utiliser la rotation de l'outil pour créer un courant d'eau dirigé axialement vers le bas. Un prototype de cet appareil a été construit par prototypage rapide et testé sur le banc d'essai. Les résultats ont été très concluants. Par contre, du à la dimension réduite du bassin, il a été impossible de l'utiliser lors des expérimentations dû aux trop importants remous créés. Cet appareil simple permet donc le dégagement des copeaux de la zone de travail sans toutefois avoir besoin de composantes mécaniques supplémentaires.

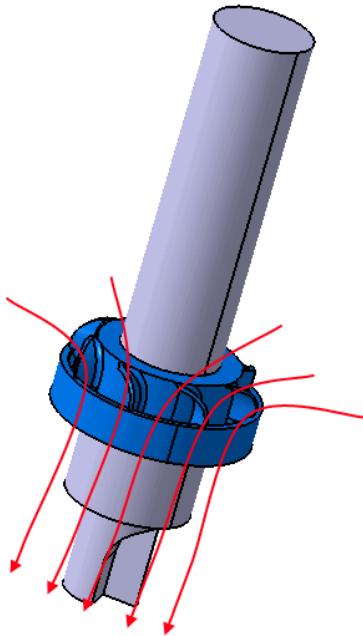


Figure 8.1 Appareil de dégagement des copeaux

### 8.2.2 Analyse vibratoire

Comme il a été montré dans cette étude, le comportement vibratoire de la machine a un effet très important sur la durée de vie des outils. Pour cette raison, il sera important de réaliser une étude modale du prototype dans le but d'évaluer son comportement vibratoire. Une telle étude permettra de connaître fréquences naturelles de la machine permettant d'évaluer

les vitesses de coupe à ne pas utiliser en fonction des outils. Également, la connaissance des paramètres modaux (rigidité, masse équivalentes et amortissement) permettront d'utiliser la MAB telle que décrite à la section 4.2.3 pour établir la carte des lobes de stabilité. De plus, la connaissance des caractéristiques des différents axes permettra l'analyse de la possible présence d'instabilités dues au couplage des modes de vibration, voir section 4.2.2.

## RÉFÉRENCES

- [1] ALTINTAS, Y. et BUDAK, E. (1995). Analytical prediction of stability lobes in milling. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 44, 357 – 362.
- [2] ALTINTAS, Y., EYNIAN, M. et ONOZUKA, H. (2008). Identification of dynamic cutting force coefficients and chatter stability with process damping. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 57, 371 – 374.
- [3] ASTAKHOV, V. P. (2004). The assessment of cutting tool wear. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 44, 637 – 647.
- [4] ASTAKHOV, V. P. (2006). *Tribology of Metal Cutting*.
- [5] ATTANASIO, A., GELFI, M., GIARDINI, C. et REMINO, C. (2006). Minimal quantity lubrication in turning : Effect on tool wear. *Wear*, 260, 333 – 338. Tribology in Manufacturing Processes.
- [6] BALAZINSKI, M. (2009). Fabrication mécanique avancée. Notes de cours MEC4530.
- [7] BALAZINSKI, M., SONGMÉNÉ, V. et KOPS, L. (1995). Improvement of tool life through variable feed milling of inconel 600. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 44, 55 – 58.
- [8] BARADIE, M. A. E. (1996). Cutting fluids : Part i. characterisation. *Journal of Materials Processing Technology*, 56, 786 – 797. International Conference on Advances in Material and Processing Technologies.
- [9] BOUDREAU, E. (2009). *Développement stratégique : Fraiseuse portable et submersible*. IREQ. Projet de maîtrise - Robotique et civil.
- [10] BOYES, W. E., DUNLAP, D. D., HOFFMAN, E. G., JACOBS, P., ORADY, E. A. et SMITH, D. A. (1991). *Fundamentals of tool design*. Society of manufacturing engineers, troisième édition.
- [11] BRECHER, C., MANOHARAN, D., LADRA, U. et KÖPKEN, H.-G. (2010). Chatter suppression with an active workpiece holder. *Production Engineering*, 4, 239–245. 10.1007/s11740-009-0204-y.
- [12] BROQUERIE, B. (2005). Fluides de coupe - rôle en usinage et classification. *Techniques de l'ingénieur*.
- [13] BUDAK, E. et ALTINTAŞ, Y. (1998). Analytical prediction of chatter stability in milling—part i : General formulation. *Journal of Dynamic Systems, Measurement, and Control*, 120, 22–30.

- [14] BUDAK, E. et ALTINTAŞ, Y. (1998). Analytical prediction of chatter stability in milling—part ii : Application of the general formulation to common milling systems. *Journal of Dynamic Systems, Measurement, and Control*, 120, 31–36.
- [15] CAO, Y. et ALTINTAS, Y. (2004). A general method for the modeling of spindle-bearing systems. *Journal of Mechanical Design*, 126, 1089–1104.
- [16] CHOUDHURY, S. K. et RAO, I. V. K. A. (1999). Optimization of cutting parameters for maximizing tool life. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 39, 343 – 353.
- [17] CLANCY, B. E. et SHIN, Y. C. (2002). A comprehensive chatter prediction model for face turning operation including tool wear effect. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 42, 1035 – 1044.
- [18] CLANCY, B. E. et SHIN, Y. C. (2002). A comprehensive chatter prediction model for face turning operation including tool wear effect. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 42, 1035 – 1044.
- [19] COROMANT, S. (2008). *MetalCutting Technical Guide (D) Milling*. Sandvik Coromant.
- [20] DA SILVA, M. B. et WALLBANK, J. (1998). Lubrication and application method in machining. *Industrial Lubrication and Tribology*, 50, 149–152.
- [21] DAVIM, J. P. (2008). *Machining Fundamentals and Recent Advances*. SpringerLink.
- [22] DIMLA, D. E. et LISTER, P. M. (2000). On-line metal cutting tool condition monitoring. : I : force and vibration analyses. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 40, 739 – 768.
- [23] DOLATABADI, F. (2010). *Étude de l'influence du mode de lubrification sur les performances d'usinage du composite à matrice d'aluminium*. Mémoire de maîtrise, École Polytechnique de Montréal.
- [24] DORNFELD, D. et LEE, D.-E. (2008). *Precision Manufacturing*. Springer US.
- [25] DUCAN, G., KURDI, M., SCHMITZ, T. et SNYDER, J. (2006). Uncertainty propagation for selected analytical milling stability limit analyses. *Transaction of the NAMRI/SME*, 34, 17–24.
- [26] EYNIAN, M. et ALTINTAS, Y. (2010). Analytical chatter stability of milling with rotating cutter dynamics at process damping speeds. *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, 132, 021012.
- [27] FAASSEN, R. (1995). *Chatter prediction and control for high-speed milling*. Thèse de doctorat, Eindhoven University of Technology.

- [28] FANSEN, K., PENG, L. et XINGANG, Z. (2011). Simulation and experimental research on chatter suppression using chaotic spindle speed variation. *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, 133, 014502.
- [29] GEKONDE, H. O. et SUBRAMANIAN, S. V. (2002). Tribology of tool-chip interface and tool wear mechanisms. *Surface and Coatings Technology*, 149, 151 – 160.
- [30] GILBERT, R.-J. (2005). Interaction fluide-structure vibrante. *Techniques de l'ingénieur*.
- [31] GRZESIK, W. (2008). *Advanced machining processes of metallic materials :theory, modelling and applications*. Elsevier.
- [32] INSPERGER, T. et STÉPÁN, G. (2002). Semi-discretization method for delayed systems. *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, 55, 503–518.
- [33] ISO (1993). *Tool-life testing with single-point turning tools : ISO3685*.
- [34] KWON, Y. et FISCHER, G. W. (2003). A novel approach to quantifying tool wear and tool life measurements for optimal tool management. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 43, 359 – 368.
- [35] LI, C.-J., ULSOY, A. G. et ENDRES, W. J. (2003). The effect of flexible-tool rotation on regenerative instability in machining. *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, 125, 39–47.
- [36] LI, H. Z., LIU, K. et LI, X. P. (2001). A new method for determining the undeformed chip thickness in milling. *Journal of Materials Processing Technology*, 113, 378 – 384.
- [37] LIAO, Y. S. et YOUNG, Y. C. (1996). A new on-line spindle speed regulation strategy for chatter control. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 36, 651 – 660.
- [38] LIN, T.-R. (2002). Cutting behaviour using variable feed and variable speed when drilling stainless steel with tin-coated carbide drills. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 19, 629–636. 10.1007/s001700200106.
- [39] LIST, G., SUTTER, G. et BI, X. (2009). Prédiction de l'usure des outils en usinage grande vitesse. *19ème Congrès Français de Mécanique*. Marseille.
- [40] LOLADZE, T. (1981). Of the theory of diffusion wear. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 30, 71 – 76.
- [41] LUSSIER, A. (2005). *Vibration libre d'une structure élastique dans un fluide lourd*. Mémoire de maîtrise, Université de Sherbrooke.
- [42] MERDOL, S. D. et ALTINTAS, Y. (2004). Multi frequency solution of chatter stability for low immersion milling. *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, 126, 459–466.

- [43] MORADI, H., BAKHTIARI-NEJAD, F., MOVAHHEDY, M. R. et AHMADIAN, M. T. (2010). Nonlinear behaviour of the regenerative chatter in turning process with a worn tool : Forced oscillation and stability analysis. *Mechanism and Machine Theory*, 45, 1050 – 1066.
- [44] ORABY, S. E. et HAYHURST, D. R. (2004). Tool life determination based on the measurement of wear and tool force ratio variation. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 44, 1261 – 1269.
- [45] PAN, Z., ZHANG, H., ZHU, Z. et WANG, J. (2006). Chatter analysis of robotic machining process. *Journal of Materials Processing Technology*, 173, 301 – 309.
- [46] QUINTANA, G. et CIURANA, J. (2011). Chatter in machining processes : A review. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 51, 363 – 376.
- [47] SEAH, K. H. W., LI, X. et LEE, K. S. (1995). The effect of applying coolant on tool wear in metal machining. *Journal of Materials Processing Technology*, 48, 495 – 501. 2nd Asia Pacific Conference on Materials Processing.
- [48] SIKDAR, S. K. et CHEN, M. (2002). Relationship between tool flank wear area and component forces in single point turning. *Journal of Materials Processing Technology*, 128, 210 – 215.
- [49] SIMS, N. D., MANSON, G. et MANN, B. (2010). Fuzzy stability analysis of regenerative chatter in milling. *Journal of Sound and Vibration*, 329, 1025 – 1041.
- [50] STEPHENSON, D. A. (2006). *Metal cutting theory and practice*. CRC Taylor & Francis, seconde édition.
- [51] TARNG, Y. S., HSEIH, Y. W. et LI, T. C. (1996). Automatic selection of spindle speed for suppression of regenerative chatter in turning. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 11, 12–17. 10.1007/BF01177179.
- [52] TAYLOR, F. (1907). On the art cutting metals. *Transaction of ASME*, 28, 70–350.
- [53] TLUSTY, J. (2000). *Manufacturing processes and equipment*. Prentice Hall, Upper Saddle River, N.J.
- [54] TOBIAS, S. (1964). Vibration of machine tools. *Production Engineer*, 43, 599 –608.
- [55] TRENT, E. M. et WRIGHT, P. K. (2000). *Metal Cutting*. Butterworth-Heinemann, Boston.
- [56] VAINSSTEIN, I. V., SERKOV, N. A. et SIROTKIN, R. O. (2007). Experimental studies of the static rigidity of a five-coordinate milling machine with parallel kinematics. *JOURNAL OF MACHINERY MANUFACTURE AND RELIABILITY*, 36, 480–486.

- [57] WIERCIGROCH, M. et BUDAK, E. (2001). Sources of nonlinearities, chatter generation and suppression in metal cutting. *Philosophical Transactions of the Royal Society of London. Series A : Mathematical, Physical and Engineering Sciences*, 359, 663–693.
- [58] XIAO, M., KARUBE, S., SOUTOME, T. et SATO, K. (2002). Analysis of chatter suppression in vibration cutting. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 42, 1677 – 1685.
- [59] YILMAZ, A., AL-REGIB, E. et NI, J. (2002). Machine tool chatter suppression by multi-level random spindle speed variation. *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, 124, 208–216.

## ANNEXE A

Montage utilisé lors des essais.

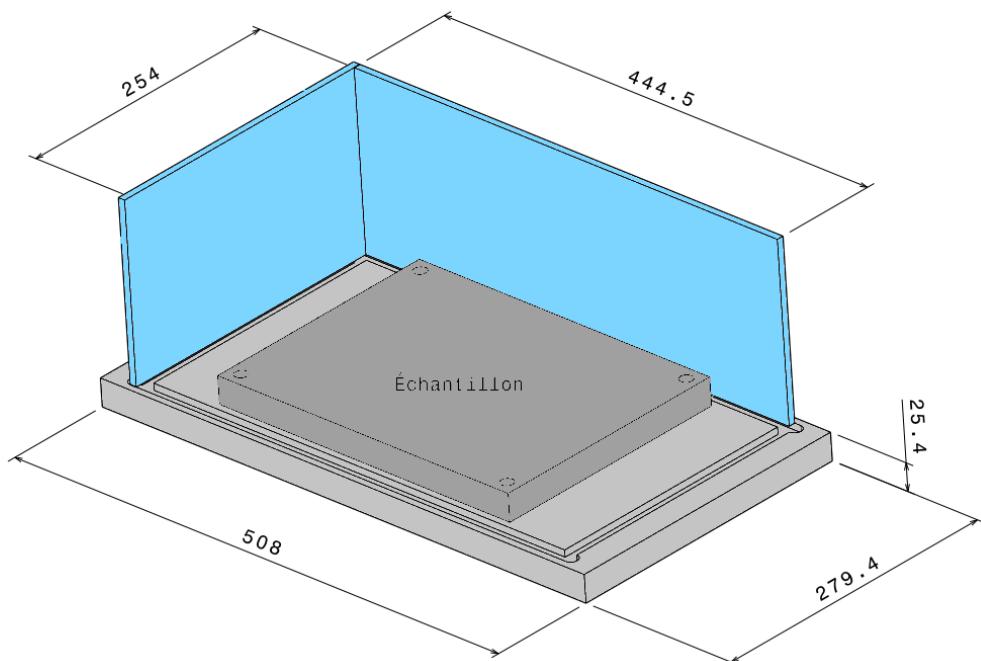


Figure A.1 Bassin utilisé lors des essais immergées

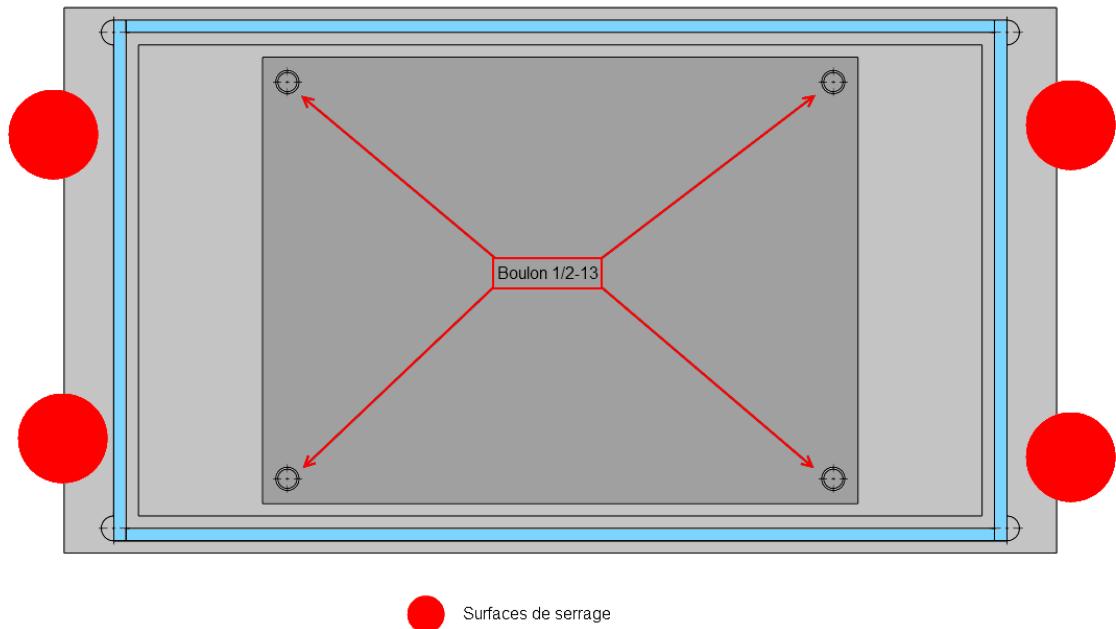


Figure A.2 Méthode de montage des échantillons

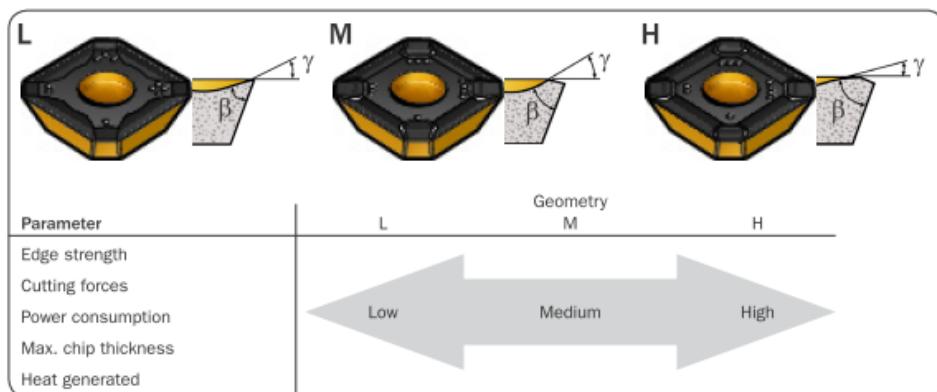


Figure A.3 Type de géométrie de pastille



Figure A.4 Machine outil utilisée

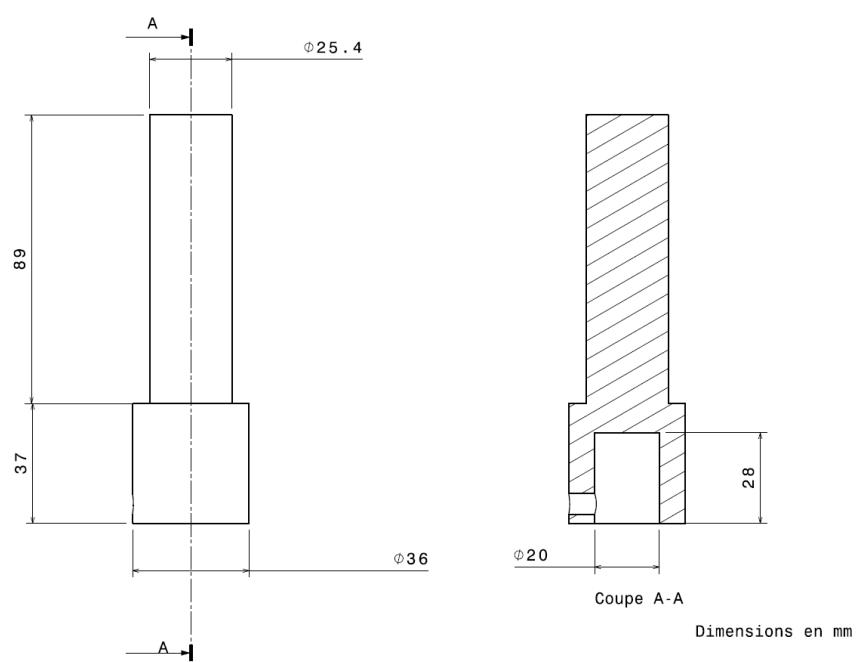


Figure A.5 Arbre de couplage

## ANNEXE B

### Données de fini de surface

Essais	Nombre pastille	RPM	Vitesse de coupe (m/min)	Avance (mm/dent)	Profondeur axiale	Milieu	Asymétrie (Skewness)	Etalement (Kurtosis)	Ra (um)
i-7	1	3600	215,45	0,072	1	Immergé	-0,31	3,36	1,20
i-8	1	3300	197,50	0,1	1	Immergé	0,0479	3,20	1,43
i-9	1	3300	197,50	0,08	1	Immergé	0,20	3,43	1,18
i-10	1	3300	197,50	0,12	1	Immergé	-0,14	3,01	1,47
i-1	2	3300	197,50	0,1	1	Immergé	-0,69	5,38	1,33
i-2	2	3300	197,50	0,08	1	Immergé	-1,24	7,17	1,36
i-3	2	3300	197,50	0,12	1	Immergé	-0,49	3,11	0,608
i-4	2	3000	179,54	0,1	1	Immergé	-1,17	6,47	0,85
i-5	2	3600	215,45	0,1	1	Immergé	-0,31	3,30	0,96
i-6	2	4000	239,39	0,105	1	Immergé	-0,45	2,81	1,14
s-1	2	3300	197,50	0,1	1	à sec	-0,38	3,02	1,30
s-2	2	3000	179,54	0,1	1	à sec	-0,09	2,69	1,23
s-3	2	3600	215,45	0,1	1	à sec	-0,15	3,15	1,34
s-4	2	4000	239,39	0,1	1	à sec	-0,14	2,87	1,04
s-5	2	3300	197,50	0,08	1	à sec	-0,14	2,82	1,04
s-6	2	3300	197,50	0,12	1	à sec	-0,30	2,47	1,60

Figure B.1 Données des finis de surface

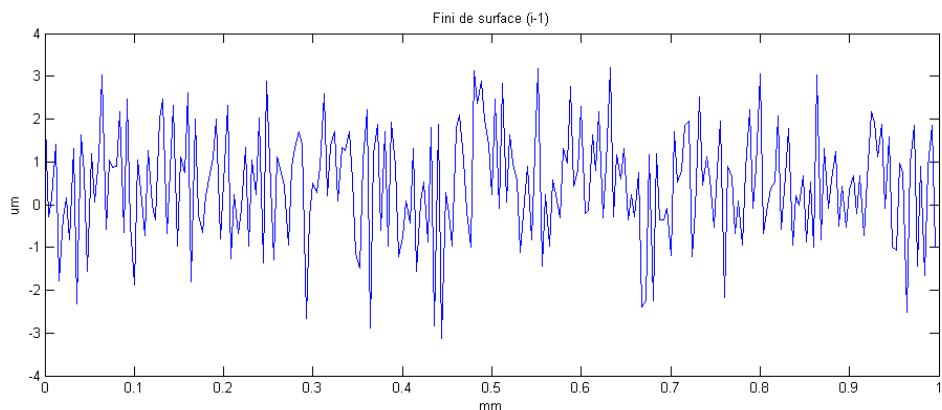


Figure B.2 Fini de surface i-1

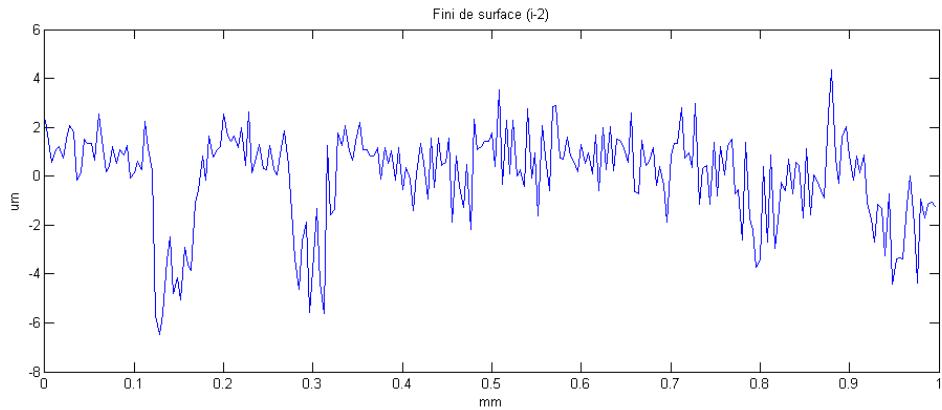


Figure B.3 Fini de surface i-2

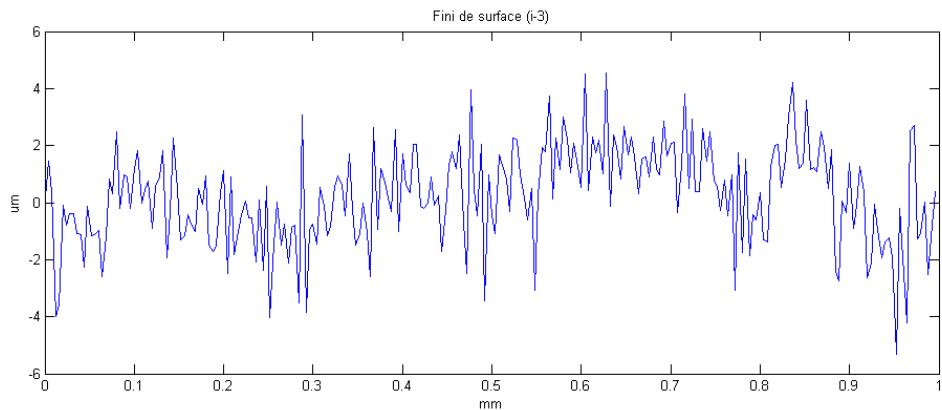


Figure B.4 Fini de surface i-3

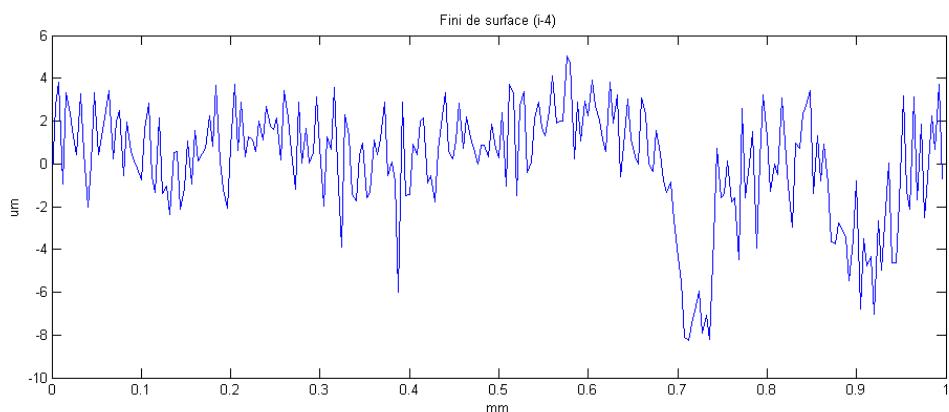


Figure B.5 Fini de surface i-4

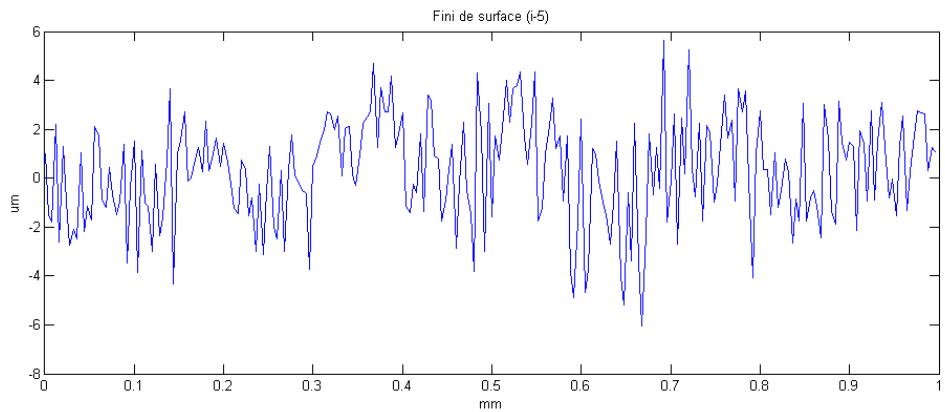


Figure B.6 Fini de surface i-5

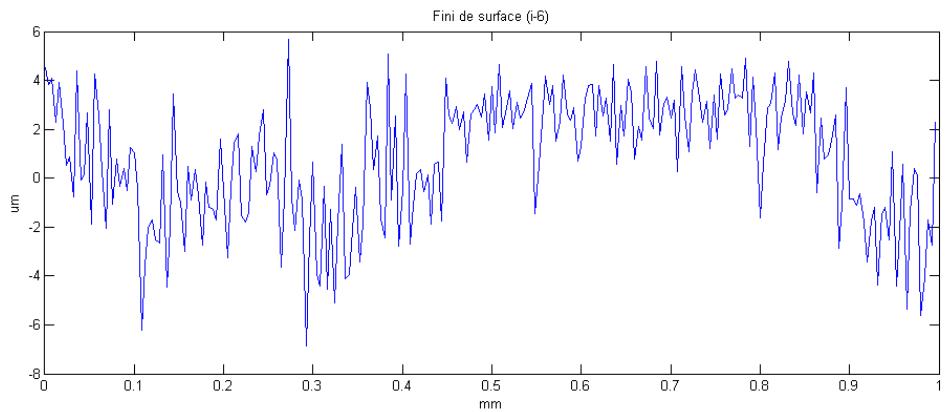


Figure B.7 Fini de surface i-6

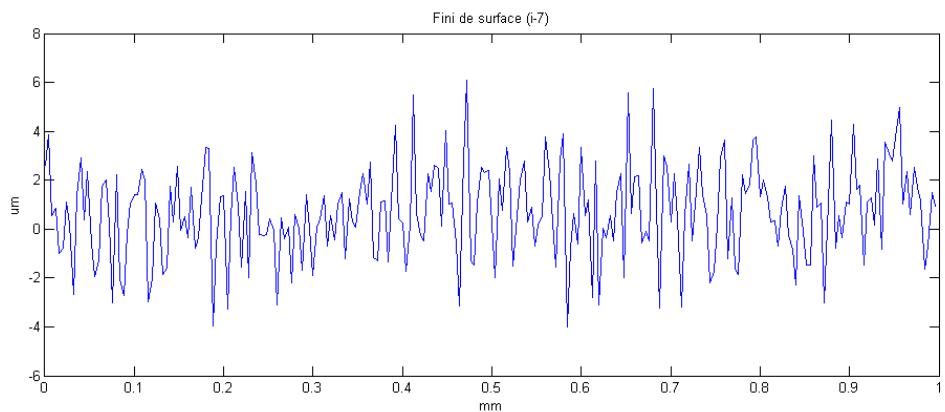


Figure B.8 Fini de surface i-7

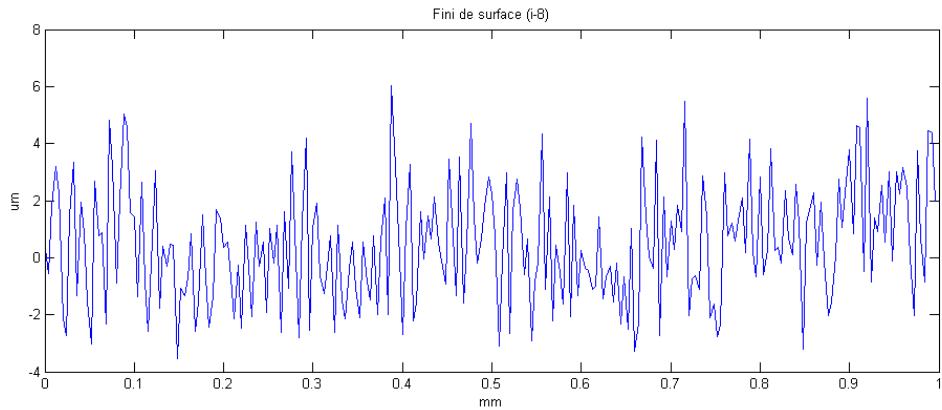


Figure B.9 Fini de surface i-8

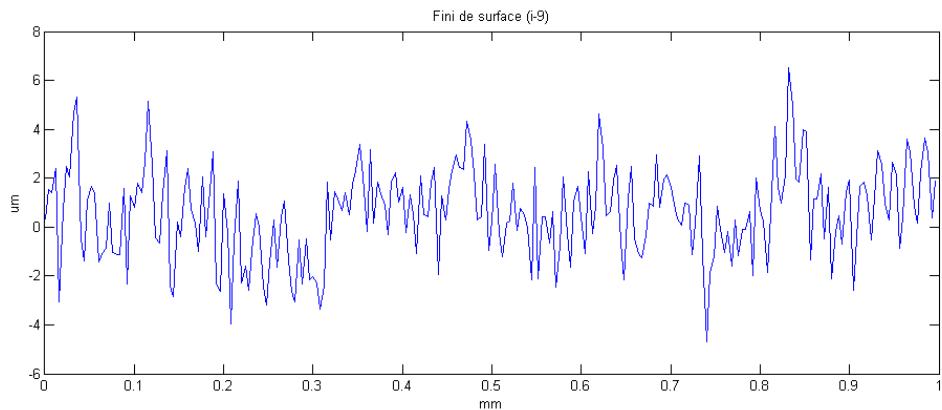


Figure B.10 Fini de surface i-9

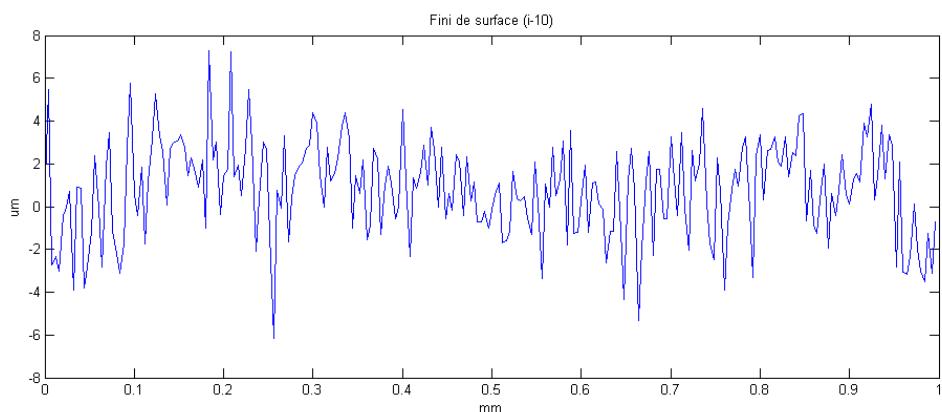


Figure B.11 Fini de surface i-10

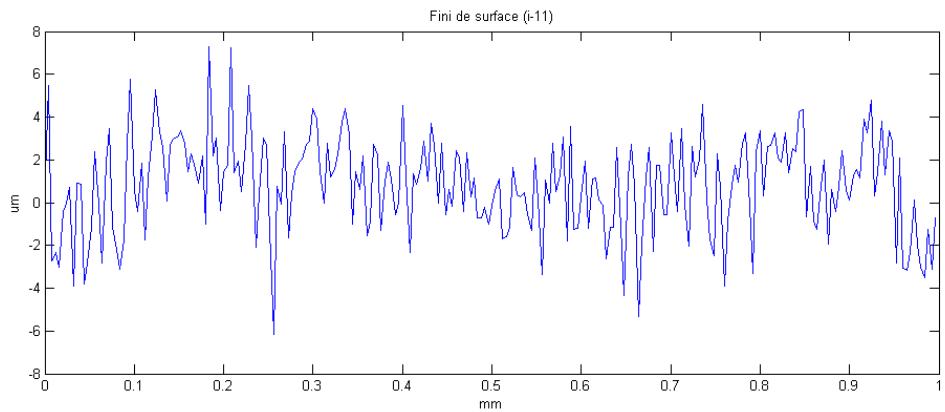


Figure B.12 Fini de surface i-11

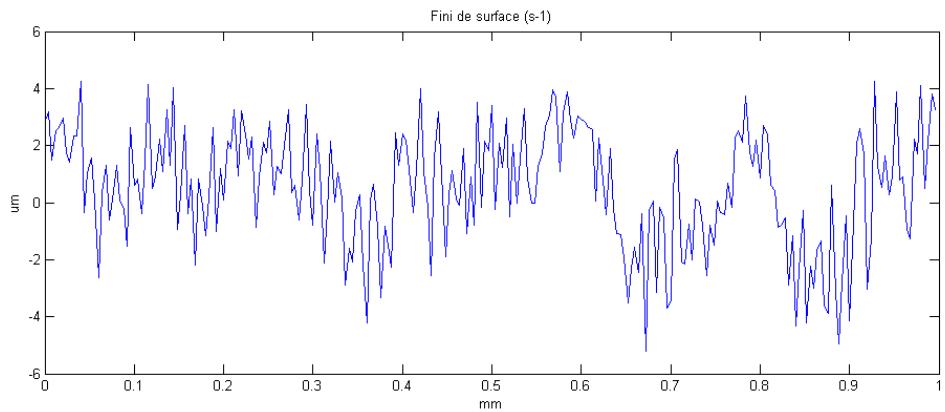


Figure B.13 Fini de surface s-1

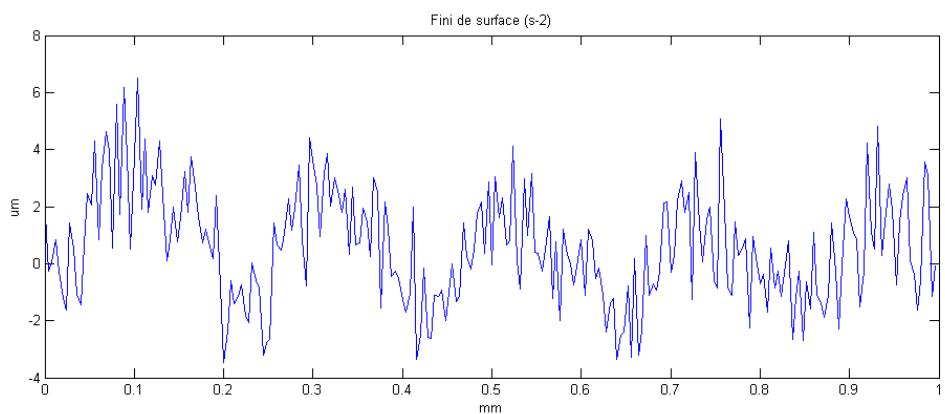


Figure B.14 Fini de surface s-2

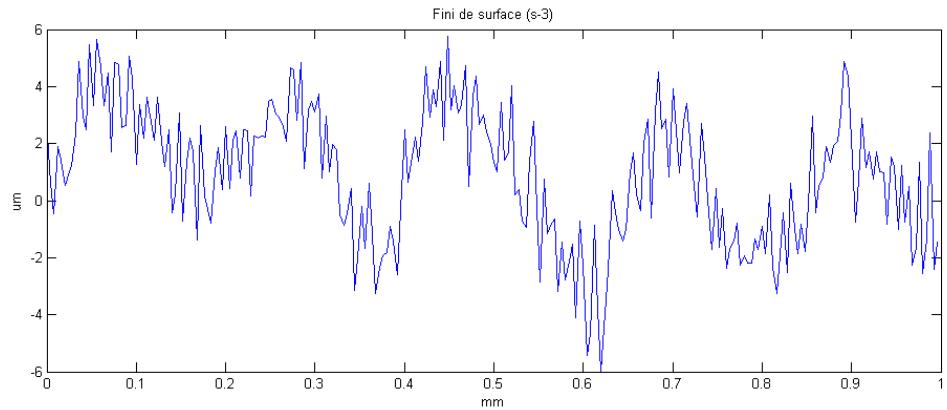


Figure B.15 Fini de surface s-3

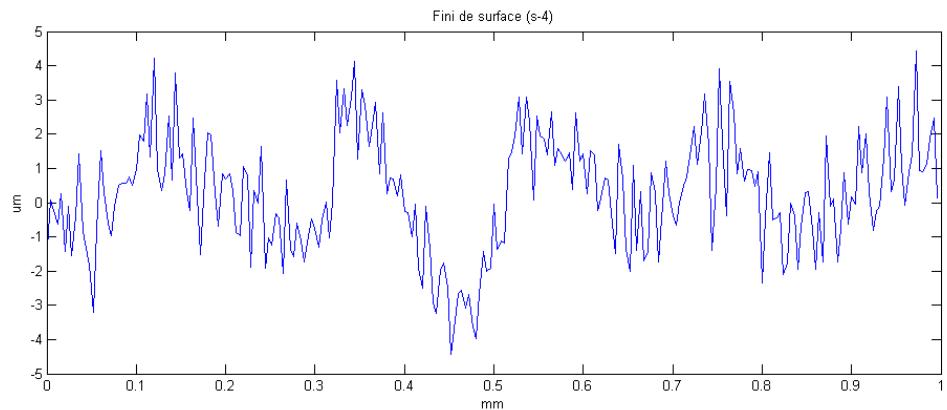


Figure B.16 Fini de surface s-4

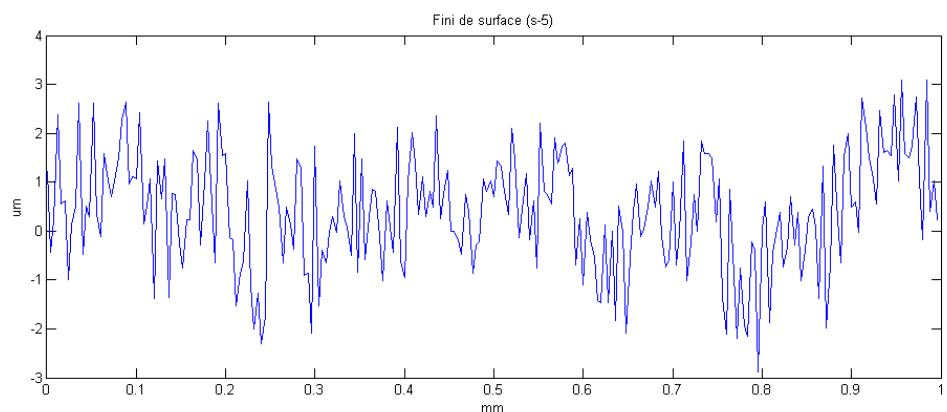


Figure B.17 Fini de surface s-5

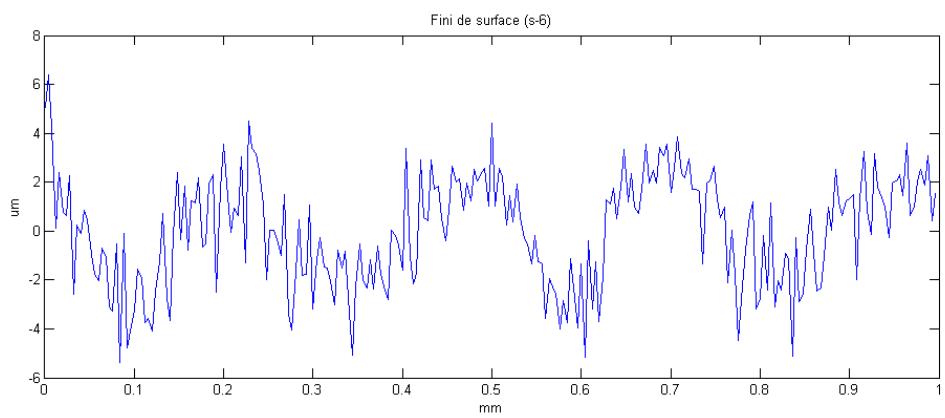


Figure B.18 Fini de surface s-6