وزارة التعليم العالي و البحث العلمي

BADJI MOKHTAR-ANNABA UNIVERSITY
UNIVERSITE BADJI MOKHTAR-ANNABA

جامعة باجي مختار
عنابة

Faculté des sciences de L'Ingénieur

Département de Génie Mécanique

Année : 2009

THESE

Présentée en vue de l'obtention du diplôme de **DOCTORAT**

ETUDE DE L'USINAGE DES ACIERS TRAITES LORS DU TOURNAGE AVEC DES MATERIAUX DE COUPE DE HAUTE TECHNOLOGIE : ETUDE EXPERIMENTALE DE LA FORMATION DU COPEAU

Spécialité : Génie Mécanique

Option : Productique

Par

BELHADI Salim

DIRECTEUR DE THESE : L. BOULANOUAR PR UNIV. ANNABA

Devant le jury :

PRESIDENT :	K. CHAOUI	PR	UNIV. ANNABA
EXAMINATEUR :	M. OUALI	PR	UNIV. BLIDA
EXAMINATEUR :	M-A. YALLESE	MC	UNIV. GUELMA
MEMBRE INVITE :	J-F. RIGAL	PR	INSA LYON

ANNABA 2009

Remerciements

Je remercie les laboratoires, LaMCoS de l'INSA de Lyon et LMS de l'université de Guelma, d'avoir mis à ma disposition les moyens qui ont permis la réalisation de ce travail.

Merci à l'université d'Annaba de m'avoir accueilli durant mes études universitaires, en particulier ma formation doctorale.

Je remercie mon encadreur le Professeur Lakhdar BOULANOUAR pour m'avoir encadré et fait confiance durant la réalisation de ce travail.

Je remercie vivement le Professeur Jean-François RIGAL de m'avoir dirigé durant mon séjour au sein du laboratoire LaMCoS et pour son aide précieuse.

Je tiens à remercier, particulièrement, Monsieur Tarek MABROUKI, Maître de Conférence à I'INSA de Lyon, pour son aide et assistance tout au long de mon séjour au LaMCoS.

Merci au Professeur Kamel CHAOUI d'avoir accepter de présider mon jury de soutenance.

Je remercie également les professeurs Mohamed OUALI de l'université de Blida, Nour-Eddine OUELAA de l'université de Guelma et Monsieur Mohamed-Athmane YALLESE, Maître de Conférence à l'université de Guelma, d'avoir pris le soin d'examiner se travail et de me faire l'honneur de participer au jury de ma soutenance.

SOMMAIRE

RESUMES ……. i

Liste des figures ……. iv

Liste des tableaux …….. vii

INTRODUCTION ……. 01

CHAP. 1. ETUDE ET ANALYSE BIBLIOGRAPHIQUE …… 03

1.1. Contexte de l'étude …… 04

1.1.1. Usinage conventionnel …… 04

1.1.2. Tournage des matériaux durs (TD) …… 04

1.1.3. Usinage à grande vitesse UGV …… 05

1.2. Efforts de coupe …… 06

1.2.1. Définition et intérêt de leur mesure …… 06

1.2.2. Influence de différents facteurs sur les composants de l'effort de coupe …… 07

1.2.2.1. Influence des propriétés mécaniques du métal à usiner …… 07

1.2.2.2. Influence de la profondeur de passe et de l'avance …… 07

1.2.2.3. Influence de la vitesse de coupe …… 08

1.2.2.4. Influence de l'angle d'attaque …… 08

1.2.2.5. Influence de l'angle de direction principale …… 09

1.2.2.6. Influence du liquide d'arrosage …… 09

1.2.2.7. Influence de l'usure en dépouille …… 09

1.3. Formation du copeau …… 10

1.3.1. Phénoménologie de la formation du copeau …… 10

1.3.2. Formation du copeau …… 10

1.3.3. Formes de copeaux …… 11

1.3.3.1. Le copeau continu …… 11

1.3.3.2. Le copeau discontinu …… 11

1.3.3.3. Le copeau avec arête rapporté …… 12

1.3.4. Formation du copeau dentelé des aciers …… 12

1.3.4.1. Principe et Mécanisme de formation du copeau …… 12

1.3.4.2. Mode de déformation du copeau …… 15

1.3.4.3. Interprétation de la morphologie du copeau dentelé des aciers …… 16

1.3.5. Formation du copeau dentelé des alliages de titane …… 18

1.3.5.1. Principe et Mécanisme de formation du copeau …… 18

1.3.5.2. Mode de déformation du copeau …… 19

1.3.5.3. Caractéristiques de la zone secondaire 21
1.3.5.4. Interprétation de la morphologie du copeau dentelé d'un alliage de titane 22
1.3.5.5. Comportement des efforts de coupe 24
1.4. Matériaux de coupe..... 25
1.4.1. Introduction 25
1.4.2. Caractéristiques d'un matériau de coupe 25
1.4.3. Les carbures métalliques 26
1.4.4. Les céramiques de coupe 29
1.4.5. Les cermets 30
1.4.6. Le Nitrure de Bore Cubique 31
1.4.7. Le diamant 32

CHAP. 2. ETUDE EXPERIMENTALE DES EFFORTS DE COUPE ET DE LA RUGOSITE 33
2.1. Introduction 34
2.2. Planification des expériences et équipements utilisés 34
2.2.1 Plan des essais unifactoriels 34
2.2.2 Plan des essais multifactoriels 35
2.3. Equipements utilisés 36
2.4. Résultats des essais 38
2.4.1. Résultats des essais d'usure 38
2.4.2. Résultats des essais des efforts 39
2.4.2.1. Influence de l'avance 39
2.4.2.2. Influence de la profondeur de passe 39
2.4.2.3. Influence de la vitesse de coupe 40
2.4.2.4. Influence du temps de coupe 40
2.4.2.5. Influence des éléments du régime de coupe sur l'effort de coupe total et l'effort spécifique 42
2.4.2.6. Résultats des expériences des efforts suivant la méthode multifactorielle 42
2.4.3. Résultats des essais de la rugosité 43
2.4.3.1. Influence de l'avance 43
2.4.3.2. Influence de la profondeur de passe 43
2.4.3.3. Influence de la vitesse de coupe 44
2.4.3.4. Influence du temps d'usinage 45
2.4.3.5. Résultats des expériences se la rugosité suivant la méthode multifactorielle 47
2.5. Exploitation et analyse des résultats 48
2.5.1. Exploitation des résultats de l'usure 48
2.5.1.1. Détermination de la durée de vie des deux matériaux testés 48
2.5.1.2. Détermination des lois d'usure 48
2.5.2. Exploitation des résultats des efforts de coupe 50

2.5.2.1. Détermination des modèles unifactoriels des efforts de coupe ……..…… 50
2.5.2.2. Détermination des modèles multifactoriels des efforts de coupe …… 50
2.5.3. Exploitation des résultats de la rugosité ……...…… 50
2.5.3.1. Détermination des modèles unifactoriels de la rugosité ……..…… 50
2.5.3.1. Détermination des modèles multifactoriels de la rugosité ……..…… 51
2.5.4. Analyse des résultats des efforts de coupe ……...…… 51
2.5.5. Analyse des résultats de la rugosité ……...…… 52

CHAP. 3. ETUDE DE LA FORMATION DU COPEAU ……..…… 54
3.1. Introduction ……..……..…… 55
3.2. Formation du copeau en dent de scie ……...……..…… 55
3.3. Description de la procédure expérimentale ……...……..…… 57
3.3.1 Acquisition, à une haute fréquence, des efforts de coupe ……..……..…… 57
3.3.2 Mesure géométrique sur le copeau basée sur des observations microscopiques …… 58
3.4. Essais de chariotage ……...…… 59
3.5. Essais d'usinage des disques ……..……..…… 60
3.6. Résultats obtenus …… 62
3.6.1. Résultats des efforts de coupe ……...……..…… 62
3.6.2. Variation des fréquences de cisaillement ……..……...…… 63
3.6.3. Variation de la vitesse d'évacuation du copeau ……..…… 65
3.6.4. Mesure de la rugosité des surfaces usinée ……..…… 67

CONCLUSIONS ET PERSPECTIVES ……..…… 69

REFERENCES BIBLIOGRAPHIQUES ……..…….. 72

ANNEXES ……..…… 76
Annexe 01 : Détermination des fréquences propres du système d'usinage …….. 77
Annexe 02 **:** Signaux temporels et spectres des essais de chariotage ……..…. 86
Annexe 03 **:** Spectres de l'effort Fz des essais d'usinage des disques ……..……..…. 97
Annexe 04 : Récapitulatif des résultats des essais de chariotage ……...……..…….. 102
Annexe 05 : Récapitulatif des résultats d'usinage des disques ……..……...…….. 103
PRODUCTION DANS LE CADRE DE LA THESE ……..…..…….. 104

RESUME

Le tournage des matériaux durcis, communément connu sous le nom de Tournage Dur (TD) est un des procédés qui on révolutionné ces dernières années le domaine de l'usinage par outils coupants. Dans ce procédé le métal subi des déformation importantes à des vitesses relativement élevées.

Le présent travail est une contribution qui permet de comprendre les phénomènes physiques qui accompagnent le processus de formation du copeau en tournage dur. L'étude expérimentale proposée est présentée en deux parties principales.

Une première partie concerne une étude de l'usinage d'un acier faiblement allié «45NiCrMo16» à 55 HRC avec un outil en CBN «TA201» et une céramique mixte «CC650». Dans cette étude nous avons réalisé en premier lieu des essais d'usure afin de déterminer les tenues d'outil à différentes vitesses de coupe, ce qui à permis de tracer les droites de Taylor correspondantes. En suite une série d'essais à permis de mettre en évidence l'influence des éléments du régime de coupe et du temps d'usinage sur les composantes de l'effort de coupe et les critères de rugosité.

La seconde partie concerne l'étude de la formation du copeau en dent de scie lors du tournage dur de l'acier durci 35NiCrMo16, par la mesure à haute fréquence des variations des trois composantes de l'effort de coupe et des vibrations de l'outil, ceci pour différents paramètres de coupe (vitesse, avance, profondeur), ce qui permet de voir l'influence de ces paramètres sur la fragmentation du copeau et sur la qualité de la surface usinée. Il s'agissait aussi de comprendre les phénomènes physiques qui contrôlent la formation d'un copeau segmenté.

ABSTRACT

The turning of hardened materials, commonly known under the name of Hard Tournage (HT) is one of the processes which one revolutionized these last years the machining by cutting tools. In this process the metal undergone significant deformation at relatively high speeds.

This work is a contribution which makes it possible to understand the physical phenomena which accompany the formation process of chip in hard turning. The experimental study suggested is presented in two principal parts.

A first part relates to study of the steel slightly allied "45NiCrMo16" with 55 HRC machined by a CBN tool in "TA201" and a mixed ceramics "CC650". In this study we carried out, initially, wear tests in order to determine the tool-live at various cutting speeds, which allows to plot the corresponding straight lines of Taylor. In continuation a tests series allows to highlight the influence of cutting elements and machining time on the components of cutting forces and roughness criteria.

The second part relates to the study of saw tooth chip formation, during hard turning of 35NiCrMo16 hardned steel , by high frequency measurement of the variations of the three components of the cutting forces and tool vibrations, this for different cutting parameters (cutting speed, feed, depth), which makes it possible to see the influence of these parameters on chip fragmentation and machined surface quality. It was also a question of understanding the physical phenomena which control the segmented chip formation.

ملخص

خراطة المواد الصلبة المعروفة تحت اسم الخراطة الصلبة, تعتبر من بين التقنيات التي أحدثت تغيير كبير في ميدان التشغيل عن طريق القطع.

هذا العمل مشاركة تسمح بفهم الظواهر الفيزيائية التي تصحب تكوين الرايش في الخراطة الصلبة.

الدراسة التجريبية مقدمة في قسمين رئيسيين.

جزء أول يكمن في دراسة تشغيل فولاذ ضعيف المزج 35NiCrMo16 بـ 55 HRC بقلم من الـ CBN و آخر من الخزف المختلط CC650، في هذه الدراسة تم أولا إنجاز تجارب تآكل حتى نتمكن من إيجاد مدة عمر القلم بالنسبة لعدة قيم لسرعة القطع، هذا الذي سمح برسم بيان فيه مستقيم Taylor. من بعد، تم إنجاز سلسلة تجارب مكنت من ملاحظة تأثير عوامل القطع (سرعة القطع، التغذية و عمق القطع) على قوى القطع و كذلك مؤشرات حالة السطح المشغل.

الجزء الثاني من الدراسة خصص لدراسة تكوين الرايش على شكل أسنان منشار عند تشغيل الفولاذ 35NiCrMo16 المصلب، ذلك عن طريق قياس قوى القطع بذبذبات عالية، لمختلف عوامل القطع (سرعة القطع، التغذية و عمق القطع)، الشيء الذي مكن من ملاحظة تأثير هذه العوامل على تسنين الرايش و على نوعية حالة السطح المشغل. الهدف من هذا هو فهم الظواهر الفيزيائية التي تتحكم في تكوين الرايش على شكل أسنان منشار.

Liste des figures

Figure 1.1. Composantes de l'effort de coupe

Figure 1.2. Section droite d'un copeau

Figure 1.3. Influence de la vitesse de coupe sur l'effort de coupe [15]

Figure.1.4. Influence de l'angle d'attaque [15]

Figure 1.5. Usure en dépouille.

Figure 1.6. Principales zones de cisaillement du copeau

Figure 1.7. Essai de quick-stop, [16], a- copeau continu, b- copeau discontinu, c- formation d'une arête rapportée.

Figure 1.8. Formation du copeau dentelé par cisaillement adiabatique [20]

Figure 1.9 (a) Copeau continu, (b) Copeau en dents de scie

Figure 1.10. Spécimens produits par quick-stop, (a) Vc = 1.4 m/s, (b) Vc = 2.5 m/s

Figure 1.11. Phases de formation du copeau par fissuration [22]

Figure 1.12. Schéma de formation du copeau dentelé [23]

Figure 1.13. Distance entre les segments en fonction de la vitesse de coupe, l'avance et l'angle de coupe [23]

Figure 1.14. Comparaison entre deux copeaux, (a) Les profils, (b) Les spectres des profils.

Figure 1.15. Morphologie du copeau en fonction de l'avance, vitesse de coupe 100 m/min [26]

Figure 1.16. Copeau dentelé du *Ti-6Al-4V*

Figure 1.17. Schéma des étapes de formation du copeau des alliages de titane [29]

Figure 1.18. Schéma de comparaison entre les modes de déformation du copeau [29]

Figure 1.19. Schéma d'identification des surfaces durant la formation du copeau [30]

Figure 1.20. Séquence des images de la coupe orthogonale d'un alliage de titane Ti-6Al-4V, Vitesse de coupe = 4 m/min, Avance = 0.1 mm [34]

Figure 1.21. Effets de la vitesse de coupe et de l'avance sur la fréquence d'apparition des bandes de cisaillement [31]

Figure 1.22. Morphologie du copeau en fonction de la vitesse de coupe et de l'avance en coupe orthogonale sur l'alliage Ti-6Al-4V, toutes les échelles en (b) sont de 100 μm [32]

Figure 1.23. Fréquence de segmentation en fonction de la vitesse, (a) Ti-6Al-4V, (b) Acier de carbone moyen [33]

Figure 1.24. Composantes de l'effort de coupe en fonction de la vitesse de coupe et de l'avance, (a) Effort tangentiel du Ti-6Al-4V, (b) Effort d'avance du Ti-6Al-4V, (c) Effort tangentiel du BS 817M40, (d) Effort d'avance du BS 817M40 [32]

Figure 1.25. Force de coupe longitudinale en fonction de la vitesse de coupe [33]

Figure 1.26. Influence de la température sur la dureté des matériaux utilisés pour la fabrication des outils de coupe

Figure 1.27. Domaines d'utilisation des divers types de matériaux à outils de coupe

Figure 1.28. Les céramiques

Figure 1.29. Elaboration du CBN polycristallin

Figure 1.30. Elaboration du diamant polycristallin

Figure 2.1. Tour universel SN40C

Figure 2.2. Microscope utilisé.

Figure 2.3. Rugosimètre Surftest 301

Figure 2.4. Evolution de l'usure frontale en fonction du temps, (CBN; a_p=0.5mm; f=0.08mm/tr)

Figure 2.5. Evolution de l'usure frontale en fonction du temps, (CC650; a_p=0.5mm; f=0.08mm/tr)

Figure 2.6. Evolution des efforts de coupe en fonction de l'avance,
(CBN ; Vc=118m/min ; a_p=0.5mm)

Figure 2.7. Evolution des efforts de coupe en fonction de la profondeur de passe,
(CBN ; f=0.08mm/tr ; Vc=118m/min)

Figure 2.8. Evolution des efforts de coupe en fonction de la vitesse de coupe,
(CBN; f=0.08mm/tr; a_p=0.5mm)

Figure 2.9. Evolution des efforts de coupe en fonction du temps,
(CBN, a_p=0.5mm, f=0.08mm/tr, V_c=125 m/min)

Figure 2.10. Evolution des efforts de coupe en fonction du temps,
(CBN, a_p=0.5mm, f=0.08mm/tr, V_c=235 m/min)

Figure 2.11. Evolution des efforts de coupe en fonction du temps,
(CBN, a_p=0.5mm, f=0.08mm/tr, V_c=320m/min)

Figure 2.12. Evolution de l'effort total et de la pression spécifique de coupe, en fonction de la vitesse de coupe ; (CBN, a_p=0.5mm, f=0.08mm/tr)

Figure 2.13. Evolution de l'effort total et de la pression spécifique de coupe

en fonction de l'avance (CBN, a_p=0.5mm, V_c=118m/min)

Figure 2.14. Evolution de l'effort total et de la pression spécifique de coupe en fonction de la profondeur de passe (CBN, f=0.08mm/tr, V_c=118m/min)

Figure 2.15. Evolution de la rugosité en fonction de l'avance

(CBN ; Vc=118m/min ; a_p=0.5mm)

Figure 2.16. Evolution de la rugosité en fonction de la profondeur de passe,
(CBN ; Vc=118m/min ; f=0.08mm/tr)

Figure 2.17. Evolution de la rugosité en fonction de la vitesse de coupe,
(CBN; f=0.08mm/tr; a_p=0.5mm)

Figure 2.18. Evolution de la rugosité en fonction du temps,
(CBN ; Vc = 125m/min ; a_p=0.5mm ; f=0.08mm/tr)

Figure 2.19. Evolution de la rugosité en fonction du temps,
(CBN ; Vc = 160 m/min ; a_p=0.5mm ; f=0.08mm/tr)

Figure 2.20. Evolution de la rugosité en fonction du temps,
(CBN ; Vc = 235 m/min ; a_p=0.5mm ; f=0.08mm/tr)

Figure 2.21. Evolution de la rugosité en fonction du temps,
(CBN ; Vc = 320 m/min ; a_p=0.5mm ; f=0.08mm/tr)

Figure 2.22. Evolution de la rugosité en fonction du temps,
(CC650 ; Vc = 125 m/min ; a_p=0.5mm ; f=0.08mm/tr)

Figure 2.23. Evolution de la rugosité en fonction du temps,
(CC650 ; Vc = 145 m/min ; a_p=0.5mm ; f=0.08mm/tr)

Figure 2.24. Modélisation des résultats dans une échelle bi-logarithmique. (a_p=0.5mm ; f=0.08mm/tr)

Figure 3.1. Formation du copeau en dents de scie.

Figure 3.2. Evolution de l'effort F_C en fonction du temps, *(V_C = 80 m/min, f = 0.125 mm/tr., a_P = 1.65 mm) (35NCD16-52HRC/CBN CB20)*

Figure 3.3. Représentation de la FFT du signal de l'effort Fc.
(V_C = 80 m/min, f = 0.125 mm/tr., a_P = 1.65 mm), (35NCD16-52HRC/CBN CB20)

Figure 3.4. Géométrie du copeau en dent de scie de l'AISI 4340 (47 HRC),
(V_C = *120 m/min, f = 0.2 mm/tr, ap=1 mm*)

Figure 3.5. Configuration d'usinage (Série 2-1)

Figure 3.6. Géométrie de coupe pour les différentes avances (Série 2-2)

Figure 3.7. Tour universel gallique 20

Figure 3.8. Schéma de principe de la chaîne de mesure.

Figure 3.9. Evolution des composantes de l'effort de coupe en fonction de Vc et f. Usinage du 35NCD16 à 52 HRC, avec un outil CBN (CB20 de sandvick), ap = 1,65 mm.

Figure 3.10. Variation de la fréquence en fonction de l'avance par tour.

Figure 3.11. Variation de la fréquence en fonction de la vitesse de coupe, *f = 0.4 mm/rev*

Figure 3.12. Variation de la fréquence en fonction de l'avance par tour.

Figure 3.13. Variation de la fréquence en fonction de la vitesse de coupe.

Figure 3.14. Variation de la vitesse d'évacuation du copeau en fonction de l'avance.

Figure 3.15. Géométrie du copeau en dent de scie de l'AISI 4340 (47 HRC),
(V_C = *120 m/min* et *f = 0.4 mm/tr*).

Figure 3.16. Texture de la surface usinée (x 3) (V_C = *100 m/min, f = 0.4 mm/tr*.)

Figure 3.17. Profile de la rugosité dans la direction de coupe, (V_C = *100 m/min. et* a_P = *1 mm*).

Liste des tableaux

Tableau 1.1. Céramiques utilisées pour les outils de coupe

Tableau 2.1 Variation de la vitesse de coupe

Tableau 2.2 Variation de l'avance par tour

Tableau 2.3 Variation de la profondeur de passe

Tableau 2.4 Plan des essais multifactoriels

Tableau 2.5 Composition chimique de l'acier 45NiCrMo16.

Tableau 2.6. Conditions de traitement thermique de l'acier 45NiCrMo16.

Tableau 2.7 Matériaux de coupe utilisés

Tableau 2.8 Résultats des expériences suivant la méthode multifactorielle.

Tableau 2.9 Résultats des expériences suivant la méthode multifactorielle.

Tableau 2.10 Résultas des tenues des deux matériaux

Tableau 2.11. Modèles mathématiques des efforts (méthode unifactorielle).

Tableau 2.12 Modèles mathématiques des efforts (méthode multifactorielle)

Tableau 2.13 Modèles mathématiques de la rugosité (méthode unifactorielle).

Tableau 2.14 Modèles mathématiques de la rugosité (méthode multifactorielle)

Tableau 2.15 Comparaison entre la rugosité obtenue en tournage avec CBN TA201 et la rectification.

Tableau 3.1 Variation des efforts de coupe en fonction de la vitesse de coupe et de l'avance par tour. (Usinage de l'acier 35NiCrMo16 à 47HRC avec outil en carbure AC700G)

Tableau 3.2 Récapitulatif des résultats de rugosité et de fréquence ($a_P = 1\ mm$).

INTRODUCTION

L'usinage des métaux par l'outil coupant est un processus de mise en forme par enlèvement de matière. C'est le processus le plus répandu dans le domaine de la fabrication. Pendant beaucoup d'années, le progrès du processus est accompagné de beaucoup de nouveaux problèmes. Le tournage des matériaux durcis, communément connu sous le nom de Tournage Dur (TD) est un des procédés qui on révolutionné ces dernières années le domaine de l'usinage par outils coupants.

En effet ce procédé a fait l'objet de nombreux travaux de recherche (simulation numérique et/ou expérimentale) dans le domaine de la coupe des métaux. La particularité du procédé est que le copeau pendant sa formation, subi de grandes déformations (1à10) à des vitesses relativement élevées (10^3 à 10^6 s^{-1}).

Le but général des chercheurs est toujours d'améliorer l'enlèvement de matière. En d'autres termes, il est question d'augmenter le taux d'enlèvement de matière, tout en réduisant le coût. Cependant, il y a beaucoup de contraintes autres que des limitations de puissance et de couple de machine, telles que la qualité de la surface usinée qui doit être prise en considération pendant l'opération d'usinage. Ceci nous ramène à faire le bon choix des paramètres de coupe (vitesse de coupe, avance par tour, profondeur de passe, …).

Comme il est connu par la communauté industrielle, il n'est pas toujours facile de choisir les paramètres de coupe et de contrôler par conséquent le processus. Cette complexité est due à la coexistence de différents phénomènes physiques (mécaniques, thermiques et métallurgiques) pendant l'interaction outil pièce. Un exemple qui illustre la nécessité pour choisir, d'une manière optimale, ces paramètres, est celui du tournage dur (TD). Ce procédé a été appliqué dans beaucoup de cas industriels mais n'est toujours pas entièrement contrôlé. Fréquemment, il est employé dans la fabrication des roulements, des arbres, des pignons, des cames et d'autres composants mécaniques. Selon Guo et Al. [1] le TD présente une différence significative comparé à son processus concurrentiel : la rectification. Ceci est dû au fait qu'il peu donner un fini de surface et une précision de forme et de géométrie, équivalents ou meilleurs, que le procédé de rectification.

De nombreux chercheurs ont étudié les phénomènes accompagnant la formation du copeau en dents de scie. Albrecht [2] a effectué une étude paramétrique montrant l'effet de la vitesse de coupe, l'avance par tour, la profondeur de coupe et le rayon du bec d'outil dans le cas des opérations de tournage. EL-Wardany et Al [3] ont présenté une recherche expérimentale sur le mécanisme de formation du copeau pendant l'usinage d'un acier à outil avec des outils de PCBN. Eu-Gène Ng et Al [4] ont étudié l'effet de la dureté de la pièce et la vitesse de coupe sur des efforts, l'angle de cisaillent, contrainte d'écoulement et la température dans la zone de cisaillent. König et Al [5] ont discuté les caractéristiques des surfaces usinées dures particulièrement des couches blanches, et ont présenté le développement dans le domaine de l'usinage de précision élevée de l'acier durci.

Dans le contexte scientifique décrit ci-dessus, notre contribution a été basée sur des aspects expérimentaux. Dans une première partie sont présentés les résultats d'une étude expérimentale des efforts de coupe générés, lors de l'usinage d'un acier faiblement allié « 45NiCrMo16 » à l'état trempé (55 HRC) avec un outil en CBN « TA201 » et une céramique mixte « CC650 ». Cette étude a permis la mise en évidence de l'influence des conditions de coupe sur les composantes de l'effort de coupe. Pour ce faire nous avons réalisé des essais unifactoriels et multifactoriels basés sur la méthode de planification des expériences, dont les paramètres variables sont : La vitesse de coupe, l'avance par tour et la profondeur de passe. Dans un autre temps nous avons jugé intéressant le suivi de l'évolution des efforts de coupe en fonction du temps, en d'autres termes voir l'influence de l'usure de la partie active de l'outil sur l'évolution des efforts de coupe.

Une deuxième partie est dédiée à l'étude de la formation du copeau segmenté en tournage dur, par la mesure des variations des trois composantes de l'effort de coupe et des vibrations de l'outil tout en contrôlant les paramètres de coupe (vitesse, avance, profondeur), l'état de l'outil et de la surface usinée. Il s'agissait aussi de comprendre les principes physiques de base qui contrôlent la formation d'un tel copeau.

Chapitre 1

ETUDE ET ANALYSE BIBLIOGRAPHIQUE

1.1. CONTEXTE DE L'ETUDE

1.1.1. Usinage conventionnel

L'usinage dit « conventionnel » est réalisé à faible vitesse de rotation de broche (inférieure à 5000 tr/min). Les vitesses de coupe correspondantes sont de l'ordre de 40 à 400 m/min selon la nature du matériau usiné. La dynamique et les caractéristiques des machines outils permettent d'obtenir des qualités d'usinage moyennes. Les usinages conventionnels sont réalisés par des machines manuelles mais aussi par les machines à commande numériques qui les remplacent de plus en plus.

Les outils utilisés pour les usinages conventionnels sont réalisés dans une très vaste gamme de matières. La plupart sont en "carbure"(carbures de tungstène) ou en aciers "rapides". Des outils en Nitrures de Bore Cubiques (CBN), Céramiques ou "Cermets"(Carbures de Titane) sont également utilisés pour ces usinages.

1.1.2. Tournage des matériaux durs (TD)

Les pièces en acier de dureté supérieure à 55 HRC (ce qui correspond environ à 600 HV ou 570 HB ou encore à une résistance mécanique Rm=1900 MPa) sont de plus en plus usinées en tournage à leur géométrie finale par outil coupant et non par rectification [6,7 et 8]. L'usinage est habituellement réalisé avec une plaquette d'outil comportant un insert poly-cristallin en nitrure de bore cubique (CBN). L'outil choisi possède un rayon de bec assez grand ce qui permet d'approcher au mieux les états de surfaces obtenus en rectification. Le choix de la machine outil a son importance. Une machine très rigide permet d'atteindre de bonnes qualités de l'état de surface. Néanmoins il a été montré [7, 8 et 9] que sur des tours conventionnels et à commande numérique, les états de surface obtenus étaient très proches de ceux obtenus sur des machines renforcées pour le TD. Ainsi de nos jours, les performances des machines outils sont telles qu'il n'est pas forcément nécessaire de rigidifier une machine pour le TD.

Le tournage dur peut aussi être réalisé avec des vitesses de coupe élevées. Le copeau obtenu en TD avec des vitesses de coupe conventionnelles présente une morphologie identique à celle obtenue en UGV. Si bien que l'on associe souvent le tournage dur à l'usinage à grande vitesse (ou UGV). Il est alors important de savoir que les paramètres caractéristiques de l'usinage d'une matière donnée avec un outil donné ou Couple Outil Matière [6], sont difficiles à atteindre aux plages de l'UGV. Par exemple M. REMADNA [10], a montré que pour des essais avec des vitesses de l'ordre de 350 m/min, la durée de vie de la plaquette CBN était très réduite. Cette notion de Couple Outil Matière tient donc une place particulière dans la définition du tournage dur.

Avec l'exigence de fabriquer des pièces de haute qualité, le tournage dur a gagné plus d'attention récemment. Le tournage dur a pu mener à une amélioration significative dans l'exécution des pièces usinées. Le TD trouve des applications industrielles telles que l'usinage de roulements, moule, cames, axes, outils, matrices, et d'autres structures soumises au chargement cyclique.

Plusieurs études, concernant le TD avec des outils à géométrie définie montrent des avantages substantiels en termes d'intégrité de surface, plus de flexibilité, prix de revient plus réduit, et une

production n'ayant pas des inconvénients écologiques peut être réalisé avec cette technologie innovatrice [11–14].

La faisabilité d'employer l'usinage dur en finition, pour remplacer la rectification afin de réaliser des surfaces de bonne intégrité s'est avérée réussie [14].

En dépit des avantages évidents, l'application industrielle du tournage dur est demeurée légère par rapport à l'éventail des applications potentielles. L'acceptation industrielle lente de cette technologie innovatrice peut être attribué en partie à l'incertitude des facteurs d'intégrité de surface, comme l'inversion des contraintes résiduelles et l'endommagement thermiques sur la surface usinée. L'intégrité de surface affecte de manière significative la durée de service d'un composant mécanique aussi bien que le coût de fabrication parce que les spécifications de l'intégrité de surface déterminent le choix des procédés de finition et des paramètres de processus. Un modèle théorique est souhaitable pour prévoir les facteurs d'intégrité de surface pour guider le choix des paramètres du procédé dans le but d'optimiser la coupe.

1.1.3. Usinage à grande vitesse UGV

L'Usinage à Grande Vitesse (UGV) est de plus en plus présent dans de nombreux secteurs industriels. Cela est inhérent notamment à l'apparition sur le marché d'une offre complète de machines outils de plus en plus performantes. L'UGV est caractérisé par des vitesses de broche supérieures à 5000 tr/min et souvent de plus en plus proche des 20 000 tr/min. A titre d'exemple, nous trouvons dans l'industrie aéronautique des opérations d'UGV dans la masse pour les pièces de structures d'avion [6].

D'autres industriels réalisent des moules et des matrices métalliques destinées au moulage par injection des matières plastiques, au moulage du verre, ou au matriçage et à l'emboutissage des pièces métalliques. Les techniques UGV permettent d'obtenir des usinages de parois minces non réalisables en usinage conventionnel.

L'industrie de l'usinage regroupe un nombre important de petites et moyennes entreprises, ce qui explique probablement le retard pris par la recherche dans ce domaine par rapport aux avancées techniques que constitue l'UGV. Dans beaucoup d'autres secteurs, dont celui de l'automobile, l'Usinage à Grande Vitesse fait l'objet d'études de faisabilité visant à établir des projets d'investissements lourds à court terme. Pour l'industrie, le passage à la grande vitesse est une action globale et complexe impliquant tous les aspects de la production. L'UGV apporte des avantages souvent décisifs en terme de productivité, de coût de fabrication et de qualité des produits. Mais il est aussi générateur de contraintes. Le coût des équipements et les dangers liés aux grandes vitesses de rotation et d'avance rendent inadmissibles, les mises au point par tâtonnements. La programmation des trajectoires et le choix des outils et des conditions de coupe doivent être sans défaut. Certains incidents, vibrations ou ruptures d'outils déjà gênants aux vitesses conventionnelles prennent des proportions catastrophiques en grande vitesse. Il faut donc fournir aux préparateurs des outils méthodologiques qui leur permettent de choisir les processus les mieux adaptés et des outils de simulation leur permettant de vérifier que ces choix ne conduisent pas à des situations anormales.

1.2. EFFORTS DE COUPE

Les efforts de coupe sont à l'origine des déformations plastiques et donc des élévations de température qui se produisent au cours de la coupe. Pour toutes autres conditions de coupe égales, l'augmentation de la vitesse de coupe ne s'accompagne pas d'une variation notable des efforts de coupe (10% de baisse environ), alors que l'augmentation de la vitesse d'avance entraîne une augmentation de la valeur de l'effort tangentiel (relation linéaire: l'effort double environ quand la vitesse d'avance double).

1.2.1. Définition et intérêt de leur mesure

Le tournage longitudinal donne lieu à un effort de coupe dont la décomposition dans trois directions privilégiées peut servir de base à la définition des efforts de coupe pour toutes les opérations d usinage.

La résultante de coupe F_R, peu utilisée en pratique, est la somme de 3 composantes (Fig. 1.1).

➢ ***Fv*** **:** composante dans le sens de la vitesse de coupe, appelée effort tangentiel ou effort principal de coupe.

➢ ***Fa*** **:** composante dans le sens de l avance, appelée effort d'avance ou effort axial en tournage, joue un rôle fondamentale dans le processus de coupe.

➢ ***Fp*** **:** composante dans le sens perpendiculaire aux deux autres, appelée effort de refoulement ou effort radial, n'a qu'une importance secondaire est disparaît dans le cas de coupe orthogonale pure.

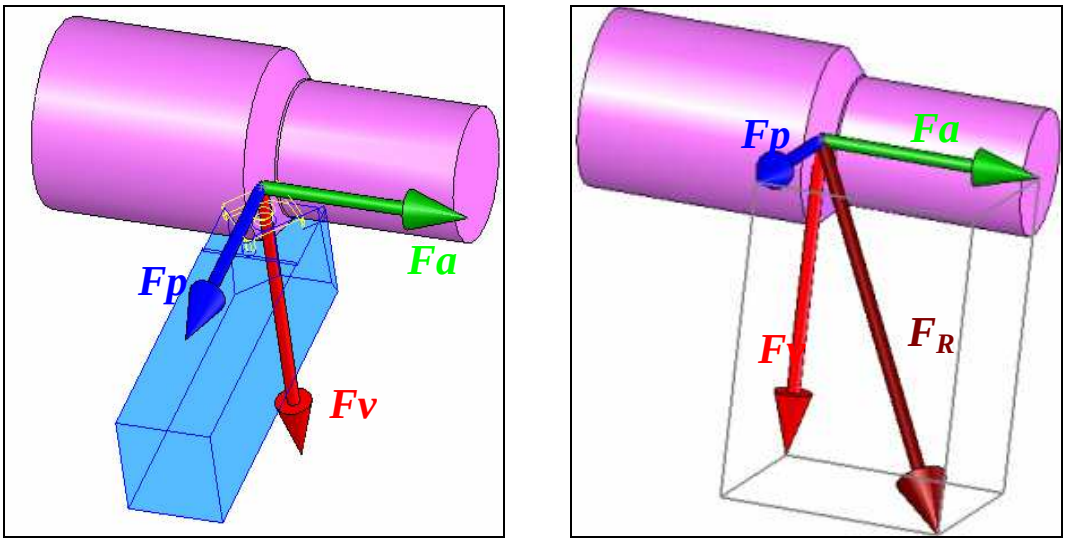


Figure 1.1. Composantes de l'effort de coupe

La connaissance des efforts de coupe est à la base de puissance nécessaire à la coupe, aussi elle est nécessaire pour l'évaluation du rendement mécanique d'une machine-outil. La valeur des efforts de coupe sert aussi à dimensionner les organes de machine et à prévoir les déformations des pièces. Elle intervient dans la précision d'usinage, dans les conditions d'apparition des vibrations, au broutage, et indirectement dans la formation de l'état de surface. Enfin, les efforts de coupe, étant en relation avec les propriétés mécaniques du métal, dans le processus de formation du copeau.

D'après la figure 1.1, la force de coupe résultante F_R, étant une diagonale du parallélépipède elle sera donnée par l'expression :

$$F_R = \sqrt{F_V^2 + F_a^2 + F_p^2} \quad 1.1$$

L'évaluation des composantes peut être donnée à travers des modèles empiriques déterminés par des méthodes statistiques à partir de résultats expérimentaux

$$\boldsymbol{F_V} = C_1\, ap^{X1}.\, f^{\,y1}.\, V_C{}^{n1}.\, K_V \quad 1.2$$

$$\boldsymbol{F_P} = C_2\, ap^{X2}.\, f^{\,y2}.\, V_C{}^{n2}.\, K_{P.} \quad 1.3$$

$$\boldsymbol{F_a} = C_3\, ap^{X3}.\, f^{\,y3}.\, V_C{}^{n3}.\, K_{a.} \quad 1.4$$

Où

Les coefficients $C_{1,}$ $C_{2,}$ C_3 sont des constantes qui dépendent des propriétés mécaniques du métal à usiner et conditions de son usinage.

Les coefficients $K_{V,}$ K_P, K_a se sont les coefficients correctifs relatifs aux conditions concrètes d'usinage.

Les exposants $X_{1,2,3}$, $y_{1,2,3}$, $n_{1,2,3}$, caractérisent le degré d'influence des paramètres Vc, f et ap sur les forces de coupes F_V , F_a , F_P.

1.2.2. Influence des différents facteurs sur les composantes de l'effort de coupe

1.2.2.1. Influence des propriétés mécaniques du métal à usiner

La valeur des réactions $F_{V,}$ *Fa*, *Fp* varie en fonction de la charge de rupture par traction R_t et de la dureté HB du métal à usiner.

- pour les acier : $Fv = C_1\, R_t^{0,35}$ (daN).
- Pour les fontes grises travaillées avec les outils en carbures : $Fv = C_2\, HB^{0,4}$ (daN).

  Où C_1 et C_2 sont des constantes.

1.2.2.2. Influence de la profondeur de passe et de l'avance

Avec l'augmentation des ces deux facteurs, la section droite du copeau s'accroît, de même que le volume du métal déformé, il en résulte que le métal résiste plus fort à la formation du coupeau et la valeur des composantes $F_{V,}$ F_a et F_p nécessaire pour assurer la coupe est plus importante. En chariotage, la profondeur de passe intervient d'une manière plus accentuée sur les efforts de coupe que l'avance. [7, 9]

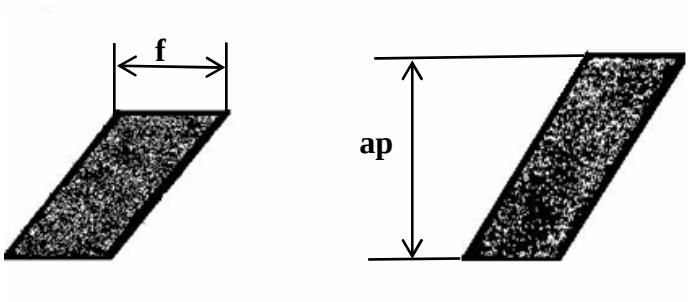


Figure 1.2. Section droite d'un copeau

1.2.2.3. Influence de la vitesse de coupe :

Pour des vitesses de coupe situées dans la plage de formation de l'arête rapportée, l'effort de coupe accuse un maximum, puis diminue à nouveau (Fig.1.3).

- **Zone 1 :** À faible vitesse, le frottement outil copeau et faible, F_C est faible.
- **Zone 2 :** L'apparition de l'arrête rapportée provoque une augmentation des frottement et par suite de l'effort tangentiel de coupe.
- **Zone 3 :** L'arête rapportée diminue quand *V* augmente, *Fc* diminue également et se stabilise vers 200m/min.

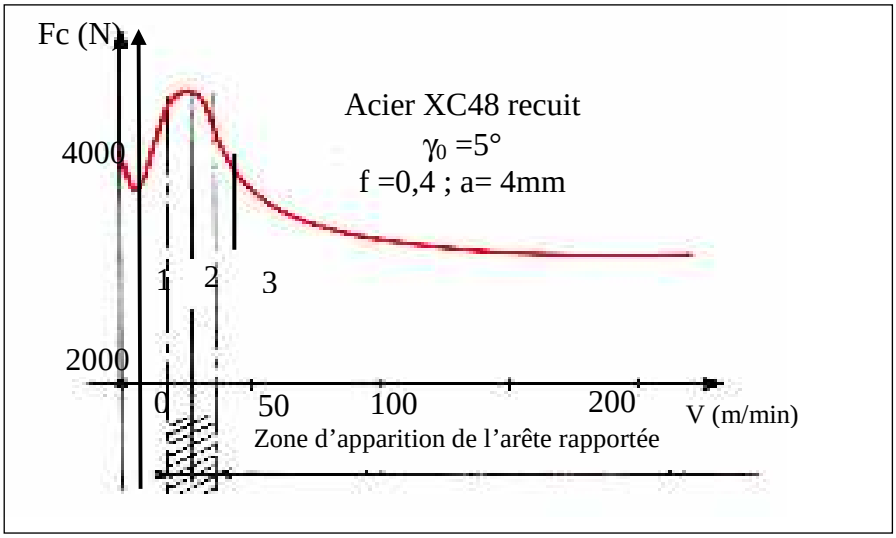


Figure 1.3. Influence de la vitesse sur l'effort de coupe lors de l'usinage des matériaux ductiles [15]

1.2.2.4. Influence de l'angle d'attaque (γ)

Lorsque γ est négatif l'effort tangentiel de coupe est important au fur et à mesure que γ augmente, l'effort de coupe diminue et prend une valeur stable à partir de 30° (Fig.1.4).

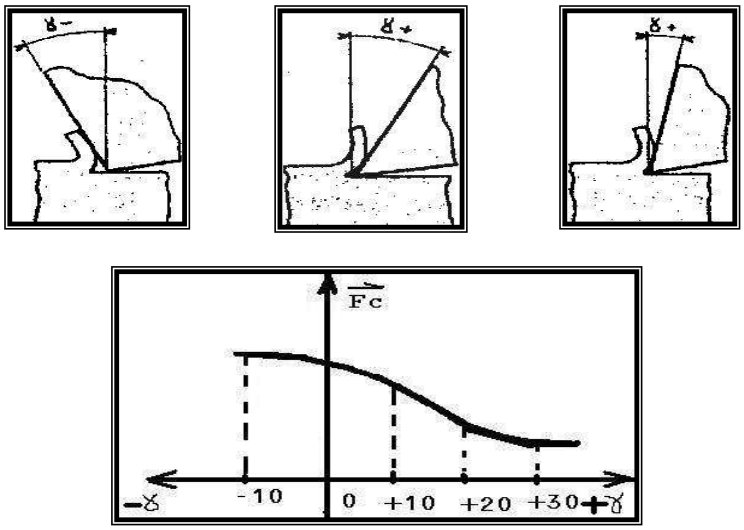


Figure.1.4. Influence de l'angle d'attaque sur l'effort de coupe [15]

1.2.2.5. Influence de l'angle de direction principale (χr) sur l'effort de coupe

Avec une avance inchangée, la longueur de contact de l'arête de coupe avec la pièce augmente au fur et à mesure que l'angle χ_r diminue. Ceci conduit à une augmentation de l'effort de coupe, la réduction de l'angle de direction est limitée par les dégradations croissantes de la stabilité (forte augmentation des efforts d'avances et de pénétration tendance au broutage).

1.2.2.6. Influence du liquide d'arrosage sur l'effort de coupe

Les liquides d'arrosage, utilisés pour la coupe des métaux, diminuent non seulement l'échauffement de la zone de coupe (outil et pièce) mais aussi le frottement en rendant la formation du copeau plus facile, il en résulte que les efforts agissants sur l'outil diminuent également.

1.2.2.7. Influence de l'usure en dépouille sur l'effort de coupe

Les arêtes de coupe usées augmentent les efforts de coupe. En effet en pratique on estime qu'une usure de 0,1 mm sur la surface en dépouille d'un outil. Fait accroître l'effort de coupe de 10%.

L'usure maximale admissible dépend des résultats d'usinage souhaités (précision dimensionnelle, état de surface,…etc.), et de l'outil utilisé. Pour les plaquette amovibles, elle est égale à environ 10% de l'épaisseur de la plaquette pour les opération d'ébauches **(Figure.I.5).**

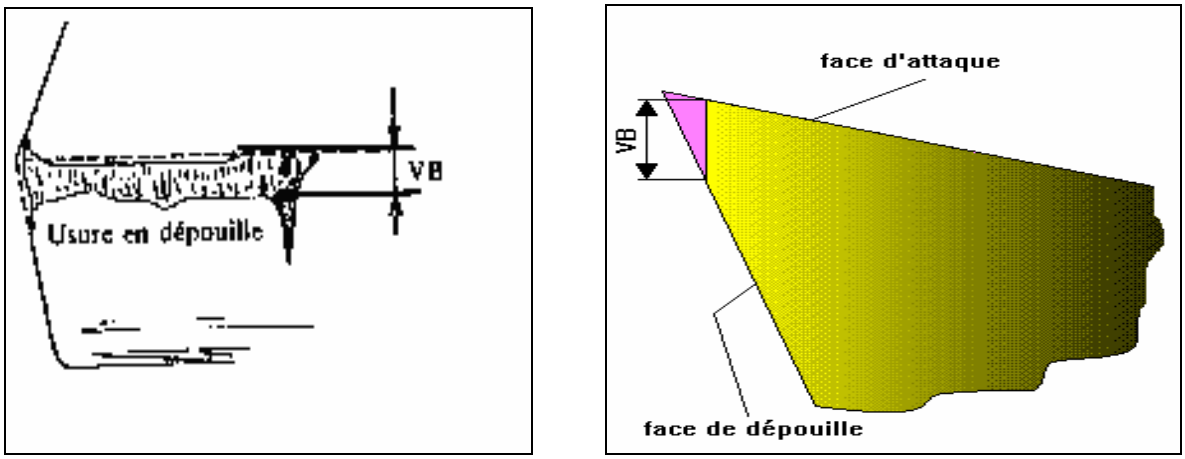


Figure 1.5. Usure en dépouille.

1.3. FORMATION DU COPEAU

1.3.1. Phénoménologie de la formation du copeau :

La phénoménologie de la formation du copeau fait intervenir un grand nombre de paramètres, tels que la rhéologie du matériau usiné, la nature du contact outil-matière et les différents paramètres d'usinage. La compréhension des divers phénomènes qui entrent en jeu lors d'une opération de coupe nécessite une observation locale très fine :

- Méthode de visualisation et d'investigation métallographique des essais de coupe brusquement interrompue (quick-stop) [16].
- Procédé de micro-cinématographie [17-18], qui permet de visualiser la formation du copeau. L'observation de ces films montre que le procédé de coupe des métaux ne correspond pas à un pelage comme dans le cas du bois, mais à une très forte compression d'une partie de la matière sur l'outil, sans propagation d'une fissure en amont de la pointe de l'outil. Le matériau est refoulé et se sépare de la pièce par cisaillement.

1.3.2. Formation du copeau

Les observations micrographiques mettent généralement en évidence la présence de 5 zones lors de la formation du copeau (Fig. 1.6.) :

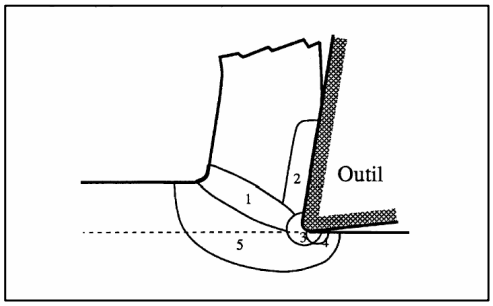


Figure 1.6. Principales zones de cisaillement du copeau

- Zone 1 : zone de cisaillement primaire. Elle provient du changement de direction d'écoulement de la matière, cette zone est le siège de cisaillement et de taux de cisaillement intenses engendrant une forte élévation thermique due à la dissipation.
- Zone 2 : zone de cisaillement secondaire. Induite par le frottement du copeau sur l'outil, cette zone est à la fois soumise à de forts taux de cisaillement et à une forte élévation de température engendrée par frottement.
- Zone 3 : zone de séparation du métal à la pointe d'outil. Dans cette région, l'outil exerce un effort de compression sur le matériau qui est refoulé et se sépare en deux parties ; le copeau et la pièce usinée. La présence d'un chanfrein entre la face de coupe et la face de dépouille au niveau de cette zone de retenue favorise la création d'arêtes rapportées.
- Zone 4 : zone de frottement au niveau de la surface de dépouille. Dans cette zone, les interactions avec l'outil sont moins importantes qu'au niveau de la zone de cisaillement secondaire, mais ici, c'est la matière de la pièce usinée qui est directement sollicitée.

- Zone 5 : d'amorce de déformations. La formation du copeau provoque des déformations plastiques et élastiques de la structure du matériau en amont de l'outil conduisant à des contraintes résiduelles en surface de la pièce usinée.

Toutes les régions citées ci-dessus sont le siège d'un cisaillement et d'un taux de cisaillement intense, ($1 < \varepsilon < 10$), ($10^3 < \varepsilon' < 10^5$). Par suite des phénomènes de déformation et de dislocation qui accompagnent la formation du copeau, ainsi que des influences thermiques qui en résultent, on assiste à des modifications de structure, à des consolidations dans le matériau enlevé, à des phénomènes particuliers (friction, soudage, phénomènes d'adhésion, de diffusion …) ainsi qu'à des réactions chimiques dans les couches limites et aux points de contact entre le copeau et l'outil. L'ensemble de ces phénomènes conduit à une multiplicité de formes d'élaboration des copeaux dont on maîtrise mal la dépendance vis-à-vis des paramètres de coupe ou du matériau usiné.

1.3.3. Formes de copeaux

On est en mesure d'effectuer une classification des formes d'élaboration du copeau suivant les trois groupes principaux suivants [16]:

- Le copeau continu.
- Le copeau discontinu (ou festonné)
- Le copeau avec arête rapportée.

1.3.3.1. Le copeau continu

Il se forme par déformation plastique de cisaillement, sans fissuration au niveau de la zone de cisaillement primaire (Fig. 1.7-a) Ce cas est le plus simple à traiter, la matière s'écoule sur l'outil de façon continue et stationnaire. La plupart des travaux sur la modélisation de la coupe se rapportent à ce cas de figure. Le modèle numérique de coupe mis au point au cours de cette étude est basé sur ces considérations.

1.3.3.2. Le copeau discontinu

Dans la catégorie des copeaux discontinus (Fig. 1.7-b), on considère deux cas distincts : les copeaux discontinus de cisaillement et les copeaux discontinus déchirés :

- les premiers résultent d'une déformation plastique jusqu'à la défaillance du matériau, suivie d'une fissuration, de sorte qu'il de forme des copeaux à partir de plus ou moins d'éléments individuels continus. Ces copeaux sont caractéristiques de l'usinage des aciers.
- Les seconds se forment sans déformation plastique importante par arrachement de copeaux irréguliers. On observe ce comportement dans le cas de l'usinage d'un matériau fragile comme la fonte.

La rigidité du porte-outil est un facteur externe influant sur la formation des copeaux discontinus. Des observations montrent que la période de festonnage est fonction de la rigidité du porte-outil, traduisant la présence d'un phénomène de résonance.

1.3.3.3. Le copeau avec arête rapportée

L'un des phénomènes les plus particuliers lors de la formation du copeau est la création d'arêtes rapportées (Fig. 1.7-c). Un fragment de matériau de la pièce à usiner se fixe dans la zone de l'arête de coupe où les vitesses de glissement sont nulles et forme à l'extrémité de celle-ci un petit tranchant, dont la géométrie évolue continuellement, qui supplée la fonction préliminaire de l'arête de coupe. Ce phénomène d'arête rapportée modifie considérablement la géométrie de l'outil, de sorte que tout le processus est influencé par des formes d'élaboration sans cesse différentes.

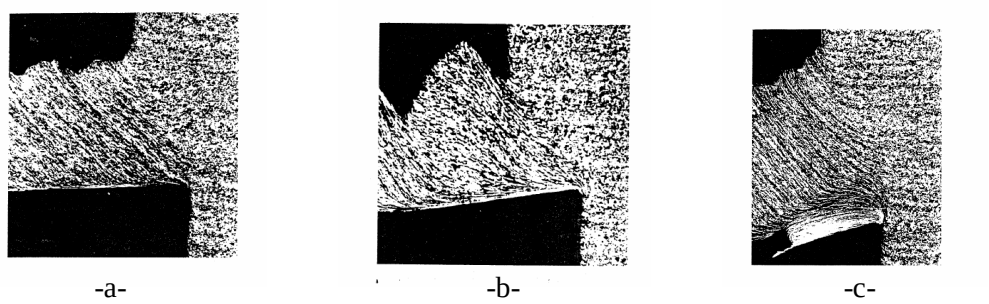


Figure 1.7. Essai de quick-stop, [16]

a- copeau continu (Vc = 150 m/min)
b- copeau discontinu (Vc = 65 m/min)
c- formation d'une arête rapportée (Vc = 10 m/min)

1.3.4. Formation du copeau dentelé des aciers

Les aciers alliés et les aciers traités thermiquement peuvent présenter un copeau dentelé sous conditions de coupe spécifiques, spécialement à grande vitesse. L'usinage à grande vitesse de ces aciers est difficile à cause de l'usure prématurée de l'outil. Un domaine important de recherche, qui appartient à ce type d'usinage, est le nommé « hard-cutting ». Il est défini comme l'usinage, avec un outil de géométrie déterminée, de plusieurs types de métaux ferreux trempés avec une dureté entre 50 et 65 Rockwell-C (HRC).

La géométrie et le processus de formation du copeau dentelé de ces aciers durs semblent être essentiellement les mêmes que ceux des alliages de titane. Plusieurs travaux [19-28] sur les aciers confirment cette dernière affirmation et qui nous aident à comprendre la mécanique du copeau dentelé.

1.3.4.1. Principe et Mécanisme de formation du copeau

Komanduri et al. [19] trouvent un copeau dentelé sur un acier AISI 4340 trempé. La formation de ce type de copeau est attribuée principalement à une instabilité plastique et une déformation localisée dans la zone primaire, ce qui provoque un intense cisaillement. Cette concentration de déformation est due à l'affaiblissement de la matière suite à une augmentation localisée de la température. Komanduri et al. [19] et Davies [23] citent que cette augmentation de la température à l'intérieur des bandes minces peut être produite par le court délai disponible pour la diffusion de la chaleur.

Komanduri et al. [19] soulignent que le mécanisme de formation du copeau de l'acier AISI 4340 trempé est pratiquement le même que celui des alliages de titane. La présence de l'instabilité plastique et du cisaillement intense dépendent des propriétés de la matière telles que la conductivité thermique, la chaleur spécifique, la masse volumique, la déformation et la sensibilité à la vitesse de déformation. Dans l'usinage à grande vitesse de l'acier AISI 4340, la vitesse nette d'accumulation de la chaleur (vitesse de génération de la chaleur moins la vitesse de dissipation) doit normalement être très élevée pour que le cisaillement catastrophique se produise. Elle est proche des conditions adiabatiques. Il existe deux conditions pour que la formation du cisaillement catastrophique dans une bande mince soit imminente :

L'énergie thermique doit être concentrée dans une bande mince à cause de conditions qui ne permettent pas de dissiper la chaleur dans le copeau et/ou la pièce de travail.

L'effet de la contrainte géométrique et l'état de contrainte dans la zone primaire de cisaillement sont favorables pour la rupture.

Barry et Byrne [20] étudient la formation du copeau sur des aciers traités thermiquement avec des duretés entre 45 et 60 HRC. Les auteurs soutiennent que l'instabilité principale dans la zone primaire durant la formation du copeau dentelé correspond à un cisaillement adiabatique, qui commence à la pointe de l'outil et se propage vers la surface libre du copeau (Fig. 1.8). Pour le mécanisme de formation de la région supérieure du copeau (proche de la surface libre) deux possibilités sont observées. Dans le cas des conditions sévères de coupe, dureté élevée et grande vitesse, le mécanisme est celui de la fracture ductile. Pour des conditions moins sévères, la formation de cette région se produit par déformation plastique élevée.

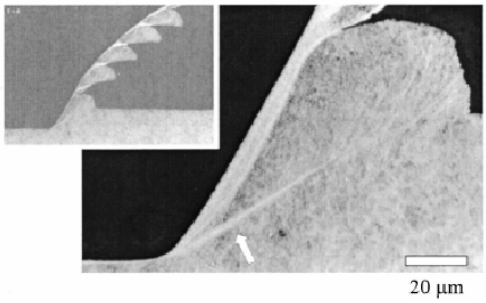


Figure 1.8. Formation du copeau dentelé par cisaillement adiabatique [20]

L'examen de la figure 1.9 b montre que la formation des copeaux en dents de scie est un processus cyclique. L'étape initiale dans le cycle est considérée comme étant un refoulement du segment naissant.

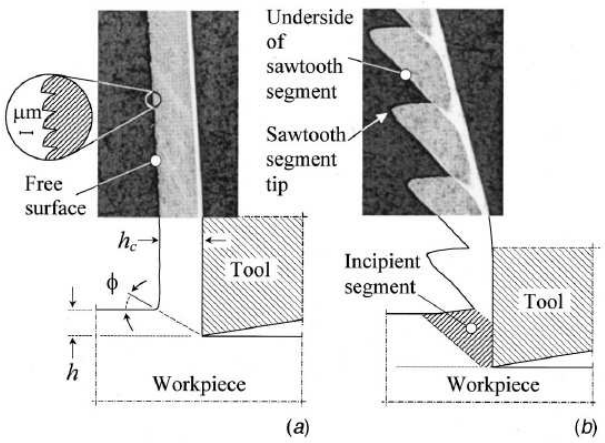


Figure 1.9 (a) Copeau continu, **(b)** Copeau en dents de scie

Le degré de refoulement avant rupture catastrophique, qui évidement comme l'arrondissement des sommets des segments inclinés entièrement formés, dépend des caractéristiques du matériau usiné et des conditions de coupe. l'extrémité des segments formés lors de l'usinage de matériaux durcis à grande vitesse de coupe sont moins arrondis que ceux produits sous des conditions de coupe moins sévères.

La figure 1.10, montre deux spécimens de quick-stop. Les deux spécimens ont été produits à partir de l'acier 2 de 56 HRC avec des vitesses de coupe Vc 1.4 m/s (Fig. 1.10.a) et Vc 2.5 m/s (Fig. 1.10.b). Les deux spécimens ont été arrêtés après un petit degré de déformation du segment naissant. Il est évident que la surface libre du matériau soit légèrement inclinée à l'horizontal, comme indiqué par les flèches. Il est également évident qu'il y ait un degré sensiblement plus grand de bout de segment arrondissant sur le spécimen produit à la vitesse inférieure de coupe. L'examen des spécimens de copeau sous SEM indique que la région arrondie des bouts de segment se compose de lamelles fines, semblable à ceux observés sur la surface libre des copeaux continus.

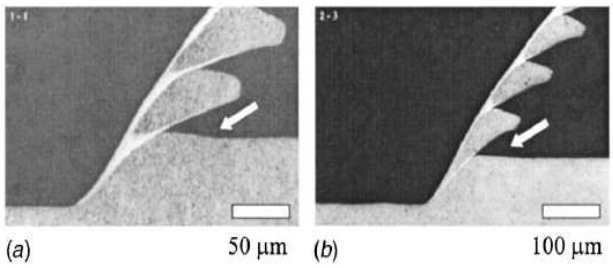


Figure 1.10. Spécimens produits par quick-stop de l'acier 2 à 56 HRC,
(a) Vc = 1.4 m/s, (b) Vc = 2.5 m/s

La figure 1.8, montre un spécimen produit dans les mêmes conditions que celles montrées dans figure 1.10 a ; bien que l'arrêt est effectué à un stade plus avancé dans le cycle de formation de segment. Un intérêt particulier est donné aux couches blanches qui s'étendent de la pointe partiellement vers la surface libre de la pièce. La dureté de ces couches a été mesurée pour être aussi haute que 1000 HV_{50} par rapport à 700 HV_{50} dans la région intérieure du segment naissant. De telles couches blanches dures sont dues à l'initiation du cisaillement adiabatique dans les aciers déformés sous de taux de contrainte élevés à de

grandes déformations plastiques. Basé sur le fait que l'épaisseur de la couche est plus grande à la pointe, on suppose que c'est là où est initié le cisaillement adiabatique.

Au contraire, Shaw et Vyas [21] soutiennent que la formation du copeau dentelé est due à une fissure qui se forme d'abord à l'extérieur du copeau et se propage ensuite vers la pointe de l'outil. Pour cette raison, les auteurs estiment que la prédiction du déclenchement du défaut appartient au domaine de la mécanique de la rupture plutôt qu'à celui de la transmission de chaleur.

D'autre part, Poulachon et Moisan [22] estiment qu'il y a une transition entre le cisaillement et la fissuration. La formation des fissures est conditionnée par la vitesse de coupe et la dureté du matériau. La figure 1.11 présente un schéma du mécanisme de formation du copeau dentelé d'après l'hypothèse de fissuration. Une fois la contrainte critique de cisaillement atteinte, la fissure se forme et se propage vers l'outil à travers le volume AA'BB', qui n'a pratiquement subi aucune déformation. Ensuite, ce volume est éjecté et la distance AA' diminue à mesure que l'outil avance. Lorsque cette distance est pratiquement fermée, de grandes déformations plastiques et vitesses d'éjection ont lieu, tandis que la température augmente. Finalement, le champ de contrainte de compression qui avait chuté redevient maximal, engendrant une nouvelle fissure.

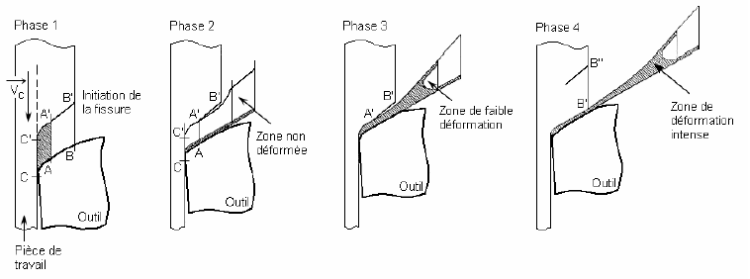


Figure 1.11 : Phases de formation du copeau par fissuration [22]

1.3.4.2. Mode de déformation du copeau

Davies [23] explique la formation du copeau segmenté à partir de la figure 1.12. Le cisaillement catastrophique commence sur la ligne *B'D',* au moment où la pointe de l'outil est en *B'*. A mesure que la pointe de l'outil se déplace de *B'* vers *A'*, la contrainte requise pour faire progresser la déformation dans la zone de cisaillement diminue à cause de l'adoucissement thermique et l'outil subit un déchargement sur *BE*. Simultanément, les contraintes augmentent au long de *AB* à mesure que la région *B'AB* est localement indentée est cisaillée. La chaleur générée par l'indentation et la zone de cisaillement se diffuse dans la pièce de travail, en face de l'outil, en diminuant la limite d'élasticité. Cette combinaison d'adoucissement de la pièce et des contraintes appliquées sur *AB* et *BD* détermine le moment de formation du segment suivant.

L'interaction thermique et élastique entre la zone de cisaillement en formation et la suivante pilote la dynamique du système. Cette dynamique du copeau dentelé a un effet direct sur les efforts de coupe, qui affectent différents paramètres, comme l'usure de l'outil.

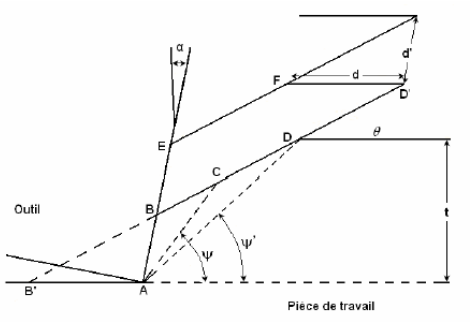


Figure 1.12 : Schéma de formation du copeau dentelé [23]

Komanduri et al. [19] estiment que la fréquence du cycle de segmentation à grande vitesse est beaucoup plus élevée que celle du premier mode de la machine. Alors, lorsque le système devient instable, l'énergie élastique libérée par la machine n'a pas une influence significative sur la segmentation du copeau. De même, Davies et al. [24] trouvent que la fréquence de segmentation est beaucoup plus élevée que celle de la structure. Cette fréquence est estimée approximativement à 50 kHz, proche de celle des traces laissées sur la pièce de travail.

1.3.4.3. Interprétation de la morphologie du copeau dentelé lors de l'usinage des aciers

Davies [23] a fait des essais de coupe orthogonale sur l'acier à roulements AISI 52100 (AFNOR 100Cr6) avec une dureté approximative de 62 HRC. Les paramètres modifiés durant les essais ont été la vitesse de coupe, l'angle de coupe et l'avance. L'analyse du copeau montre qu'il existe une transition entre les segments obtenus à basse vitesse et ceux formés à grande vitesse. Les premiers sont serrés et hétérogènes, alors que les seconds sont plus espacés et homogènes. Il faut noter que la tendance de la séparation entre les segments varie par rapport à l'avance et à l'angle de coupe, comme on peut le constater sur la figure 1.13.

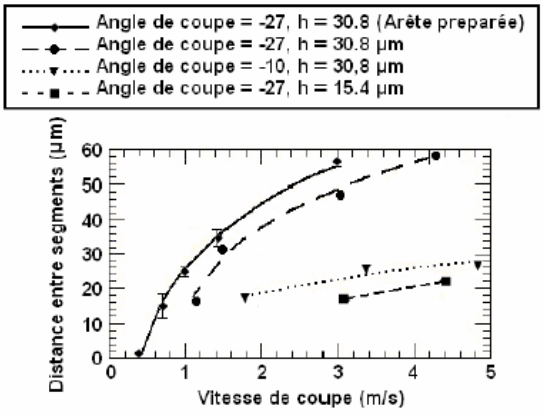


Figure 1.13 : Distance entre les segments en fonction de la vitesse de coupe, l'avance et l'angle de coupe [23]

Dans ces essais, la distance entre les segments augmente vis à vis de l'avance et de l'angle de cisaillement négatif. Une transition entre les copeaux continu et segmenté, en fonction de la vitesse de coupe, est aussi soulignée dans le travail sur la coupe orthogonale de Burns et Davies [25].

La figure 1.14 compare la numérisation du profil de deux copeaux obtenus à différentes vitesses. Sur la figure 1.14.a, le copeau inférieur correspond à la vitesse la plus élevée. Il témoigne que la périodicité augmente dans le même sens que la vitesse. Ce phénomène se confirme sur les spectres correspondants de la figure 1.14.b.

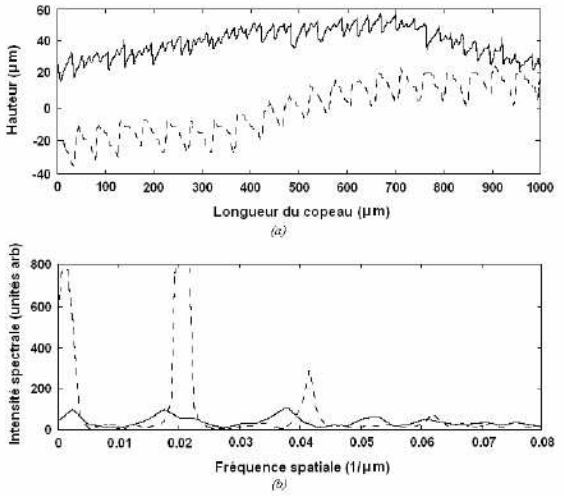


Figure 1.14 : Comparaison entre deux copeaux, (a) Les profils, (b) Les spectres des profils, le profil périodique est obtenu à grande vitesse (ligne segmentée) et celui apériodique est obtenu à une vitesse inférieure [23]

Barry et Byrne [20] soutiennent que la transition entre les copeaux continu et dentelé est favorisée par la dureté du matériau, la vitesse de coupe, l'avance (l'épaisseur du copeau non déformé), la distance de contact outil-pièce dans la zone tertiaire et l'angle négatif de coupe.

Poulachon et al. [26] trouvent un rapport pratiquement linéaire entre l'avance et la fréquence de segmentation. A mesure que l'avance augmente, la fréquence diminue comme on le constate sur la figure 1.15.

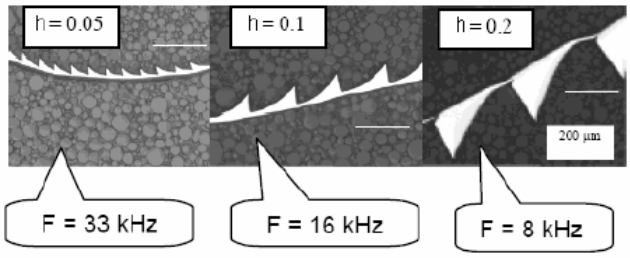


Figure 1.15 : Morphologie du copeau en fonction de l'avance h [mm/tour], vitesse de coupe 100 m/min [26]

Dolinsek et al. [27] ont réalisé des essais de fraisage sur un acier X63CrMoV51 trempé. La transition entre le copeau continu et le copeau segmenté vis à vis de la vitesse est identifiée. Par ailleurs, à mesure que la vitesse de coupe augmente la fréquence de segmentation s'élève et la portion des segments fortement déformée diminue.

1.3.5. Formation du copeau dentelé des alliages de titane

Les alliages de titane sont très difficiles à usiner, spécialement à grande vitesse, à cause de l'usure prématurée de l'outil. Le copeau est fortement dentelé. Sa géométrie est en dents de scie et la déformation plastique n'est pas uniformément distribuée. Celle-ci est confinée dans la zone primaire, qui est alors définie par une bande mince qui sépare les segments (Fig. 1.16). La zone secondaire de déformation est aussi bien démarquée. Plusieurs travaux exposent des observations qui aident à clarifier la physique de la formation du copeau des alliages de titane [29-33].

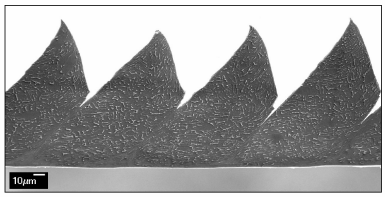


Figure 1.16. Copeau dentelé du *Ti-6Al-4V*

1.3.5.1. Principe et Mécanisme de formation du copeau

L'hypothèse la plus répandue suggère que la formation du copeau dentelé est due à la compétition entre l'adoucissement thermique et l'écrouissage. La concentration du cisaillement est attribuée aux faibles conductivités thermiques et chaleur spécifique du matériau, ce qui cause une concentration d'énergie thermique, puis une bande de forte déformation plastique (fracture ductile) [29-31]. L'origine des vibrations est attribuée à la variation de la contrainte de cisaillement de la bande entre les deux étapes. Barry et al. [32] soulignent que le mécanisme de formation du défaut peut changer à basses vitesses de coupe, au moins dans la partie supérieure du copeau (opposée à la pointe de l'outil). Les images du copeau examiné montrent des indices d'une fracture par clivage. Molinari et al [33] confirment que le mécanisme de formation des segments change en fonction de la vitesse de coupe. A basses vitesses de coupe, la segmentation est attribuée à un affaiblissement thermomécanique qui cause des bandes de déformation adiabatiques, où la localisation du flux plastique n'est pas aussi intense que pour les vitesses de coupe élevées, lesquelles donnent lieu au cisaillement adiabatique.

Contrairement à la plupart des auteurs, Barry et al. [32] citent le travail de Vyas et Shaw [28], qui soutient que le copeau dentelé résulte d'une fissure périodique formée à l'extérieur du copeau, laquelle se propage vers la pointe de l'outil.

Le phénomène de cisaillement localisé aussi appelé cisaillement adiabatique est divisé par Komanduri et Von Turkovich [29] en deux étapes. Dans un premier temps, une déformation localisée se forme sur le plan de cisaillement. Cette surface commence à la pointe de l'outil dans une direction à peu près parallèle au vecteur de la vitesse de coupe, avec une déformation concave, jusqu'à parvenir à la surface libre. Le défaut de cisaillement du côté externe du copeau apparaît comme une fissure. Sur le côté intérieur, le défaut reste comme une bande fortement déformée (figure 1.17.a).

Deuxièmement, le coin adouci est graduellement aplati à cause de la compression appliquée par l'outil avec une faible déformation. La figure 1.17 présente un schéma de la séquence de formation du défaut de cisaillement des alliages de titane. L'accroissement du segment suivant commence avec l'aplatissement du coin contre l'outil (figure 1.17.b), qui va générer un nouveau défaut. Le contact initial entre l'outil et le segment est extrêmement court au début, ensuite il augmente à mesure que le coin est aplati par l'outil. Le mouvement relatif entre la base du copeau et l'outil est très faible jusqu'à la fin de l'aplatissement. La formation graduelle d'un bourrelet dans le segment pousse le segment antérieur, ce qui permet d'évacuer le copeau. Le contact entre le segment précédent et celui qui se forme change graduellement.

Celui-ci commence proche de la surface de travail et se déplace vers la face de l'outil au fur et à mesure que l'aplatissement progresse. La vitesse relative entre le copeau et l'outil reste faible et pratiquement constante durant la formation du bourrelet. Cependant, une fois que le défaut se déclenche, il se propage brusquement et le nouveau segment pousse rapidement le segment antérieur. Cette phase du cycle qui inclut le mouvement du copeau sur l'outil est similaire au phénomène oscillatoire stick-slip, mais la force requise pour pousser le segment est très faible.

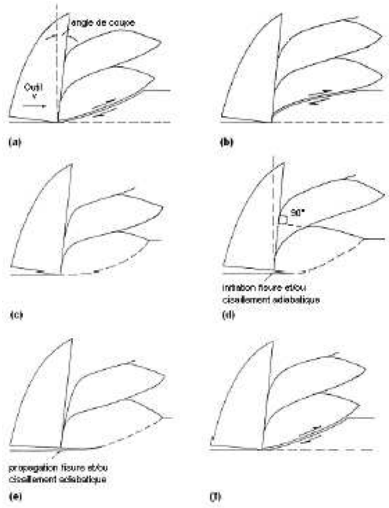


Figure 1.17 : Schéma des étapes de formation du copeau des alliages de titane [29]

Ce processus qui vient d'être énoncé a une influence sur la dynamique de la coupe.

D'abord, la force principale de coupe augmente pendant la formation du segment, ce qui fait fléchir l'outil graduellement. Une fois que le déclenchement du cisaillement a eu lieu, la charge sur l'outil disparaît, ce qui fait changer sa cinématique subitement. Cette excitation périodique associée aux propriétés dynamiques de l'ensemble matériau-outil-machine, peut provoquer des vibrations importantes et complexes pendant la coupe.

1.3.5.2. Mode de déformation du copeau

Komanduri et Von Turkovich [29] exposent les alternatives des modes de déformation du copeau à partir de la figure 1.18. A mesure que l'outil avance de la position 1 à la position 2, la surface originale 1234 est

transformée, soit en (a) 2365 par simple cisaillement, ce qui donne un copeau continu (modèle classique énoncé par Merchant), soit en (b) 237, où la ligne 15 devient 27. Une autre option de transformation de la surface originale est le segment 2398, qui est une combinaison d'une intense déformation et d'un faible cisaillement. La déformation part du point 1, se propage sur la trajectoire 12 et continue à travers 23. La surface du défaut, ou bande adiabatique, est fortement cisaillée par un enroulement produit durant la formation du segment suivant.

Durant la phase d'aplatissement du segment, la surface cisaillée tourne par rapport à la face de l'outil et le glissement entre le copeau et l'outil est très faible. La surface du copeau en contact avec l'outil fait partie de la couche fortement cisaillée du segment précédent. Ça veut dire que la ligne 15 est équivalente à 28 et que la ligne 14 est équivalente à 289. La ligne 34, qui est la surface originale de travail, devient 39 avec une faible déformation.

Pendant le processus d'aplatissement du coin, le segment en formation pousse le segment précédent sur la face de l'outil à la vitesse du copeau. Une fois que le cisaillement débute, le nouveau segment commence à glisser sur l'outil et pousse le précédent à une vitesse beaucoup plus élevée que celle du copeau. Pour cette raison, la vitesse du copeau sur l'outil fluctue périodiquement dans un cycle asymétrique.

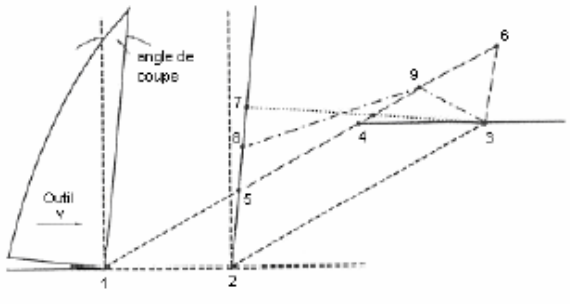


Figure 1.18 : Schéma de comparaison entre les modes de déformation du copeau [29]

Le schéma de la figure 1.19. permet d'identifier les surfaces qui interviennent dans le processus de formation du copeau (Komanduri [30]) ainsi que l'évolution de leur déformation : 1, surface de travail très peu déformée ; 2, surface fortement cisaillée séparée du segment en formation ; 3, bande fortement cisaillée créée durant la croissance du segment en formation ; 4, surface fortement cisaillée en contact avec l'outil qui subséquemment glisse sur l'outil ; 5, déformation localisée intense dans la zone primaire ; 6, surface usinée.

La figure 1.20 montre une séquence des images de la coupe orthogonale d'un alliage de titane à vitesse modérée. Cette séquence permet de confirmer le mécanisme et le mode de formation du copeau, bien que l'usinage ne soit pas réalisé à grande vitesse.

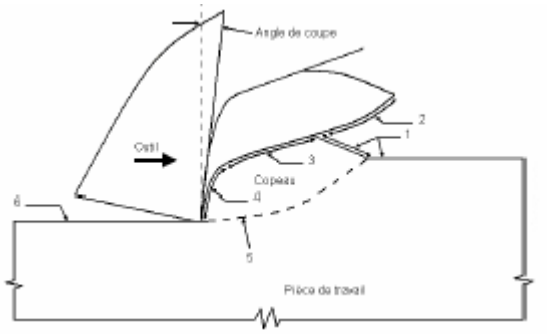


Figure 1.19.: Schéma d'identification des surfaces durant la formation du copeau [30]

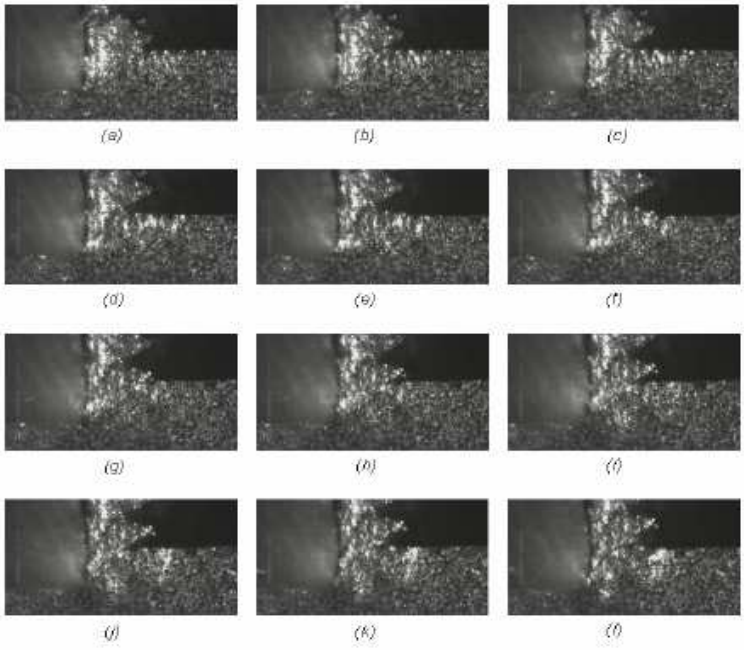


Figure 1.20 : Séquence des images de la coupe orthogonale d'un alliage de titane Ti-6Al-4V, Vitesse de coupe = 4 m/min, Avance = 0.1 mm/cd [34]

1.3.5.3. Caractéristiques de la zone secondaire

Dans les alliages de titane on observe une intense déformation sur la zone secondaire (Fig. 1.16). D'après Komanduri [30], l'origine de cette déformation est différente de celle conventionnelle des copeaux continus. Elle ne provient pas du fort frottement entre le copeau et l'outil.

Dans ce cas, cette zone est le résultat de l'intense déformation entre le segment précédent et celui en formation. Le segment en formation tourne et glisse sur le segment précédent, c'est à dire que la zone secondaire des alliages de titane est une prolongation de la zone primaire (surface 4 sur la figure 1.19). En conséquence, dans ces alliages, le cisaillement secondaire du copeau sur l'outil n'est pas significatif. Cette hypothèse s'oppose à celle avancée par Bayoumi et Xie [31], où la déformation de la zone secondaire est expliquée par le fort frottement entre l'outil et le copeau.

D'autre part, Komanduri [30] et Barry et al. [32] soulignent la tendance du titane à se souder aussi sur la face de coupe de l'outil. Cependant, ce phénomène, nommée arête rapportée, est différent de celui attribué à la déformation de la zone secondaire.

1.3.5.4. Interprétation de la morphologie du copeau dentelé d'un alliage de titane

Dans le copeau continu, la relation d'épaisseur r est largement employée. Elle est définie comme le rapport entre le copeau non déformé h (déterminé par l'avance en tournage orthogonal) et l'épaisseur du copeau hc. Une des applications de ce paramètre est le calcul de l'angle de cisaillement ϕ. Puisque le copeau du titane est plus mince que celui des aciers, d'après les résultats expérimentaux, la valeur de r devient proche de l'unité. Par conséquent, les valeurs calculées de l'angle de cisaillement restent comprises entre 40° et 45°. Toutefois, ces valeurs sont fausses [30]. En effet, la petite épaisseur du copeau des alliages de titane est due à la faible déformation de chaque segment. En conclusion, les dimensions du copeau dentelé ne peuvent pas être utilisées directement pour calculer les paramètres qui interviennent dans la modélisation de la coupe, contrairement au cas du copeau continu.

Bayoumi et Xie [31] mesurent la distance moyenne entre les bandes de cisaillement. La figure 1.21 montre les effets de la vitesse de coupe et de l'avance (copeau non déformé) sur la fréquence d'apparition des bandes de cisaillement. Les auteurs signalent que cette fréquence augmente à mesure que l'avance s'amplifie et/ou que la vitesse diminue. Cependant, il faut remarquer l'existence de deux imprécisions. Une première est liée à la procédure d'obtention de la fréquence. Le deuxième problème correspond à l'interprétation des résultats, car le paramètre des ordonnées de la figure 1.21 (distance entre les bandes) est inverse à la fréquence. Ainsi, cette dernière augmente à mesure que l'avance diminue et/ou que la vitesse augmente, contrairement à la conclusion évoquée par Bayoumi et Xie [31].

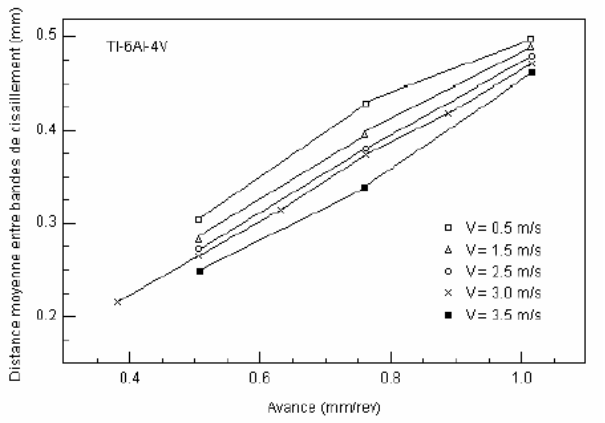


Figure 1.21 : Effets de la vitesse de coupe et de l'avance sur la fréquence d'apparition des bandes de cisaillement [31]

Barry et al. [32] signalent que la segmentation du copeau a lieu sur les alliages de titane même sous les conditions d'usinage conventionnelles. La périodicité des segments est fonction de la vitesse de coupe et de l'avance. L'usinage à basse vitesse de coupe, ou avec une faible avance, produit un copeau apériodique. Alors, l'augmentation d'un des deux paramètres provoque une transition de copeau

apériodique à périodique (Fig. 1.22). Les copeaux périodiques marqués avec des points noirs se situent dans la région de hautes vitesses et larges avances (fig. 1.22.a). Le copeau de l'essai aux vitesse de coupe et avance maximales (3.0 m/s et 100 µm) a la segmentation la plus homogène. Au contraire, celui aux vitesse de coupe et avance minimales (1.0 m/s et 40 µm) est proche du copeau continu et il n'est pas périodique (fig. 1.22.b). Les auteurs affirment qu'en diminuant l'avance, il est possible d'arriver à un copeau continu indépendamment de la dureté du matériel et de la vitesse de coupe, même pour le Ti-6Al-4V.

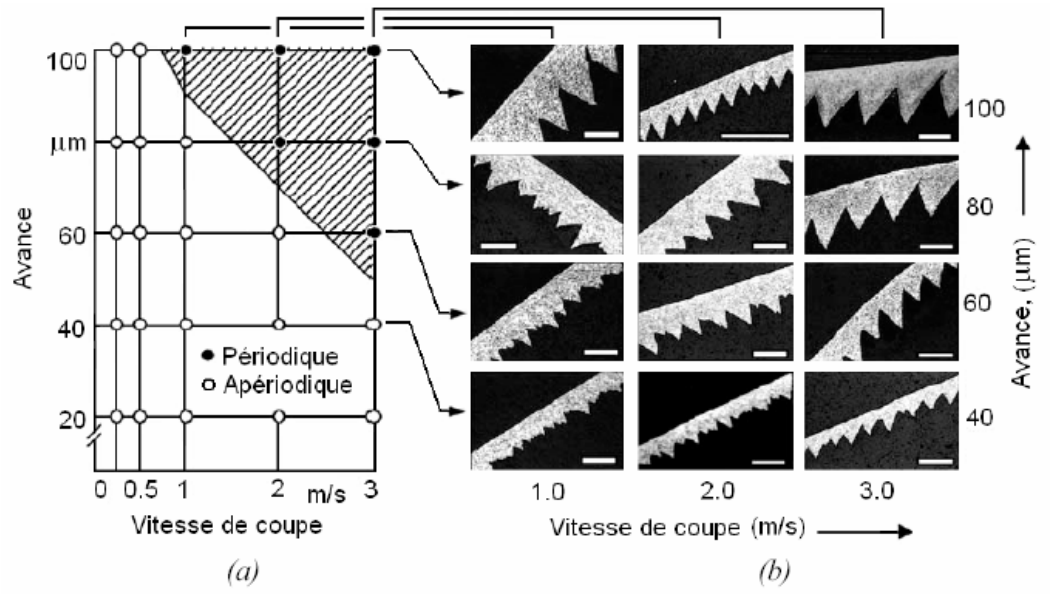


Figure 1.22 : Morphologie du copeau en fonction de la vitesse de coupe et de l'avance en coupe orthogonale sur l'alliage Ti-6Al-4V, toutes les échelles en (b) sont de 100 µm [32]

Molinari et al. [33] modélisent théoriquement l'épaisseur de la bande de cisaillement et la distance entre ces bandes. Les deux paramètres dépendent essentiellement de la vitesse de coupe. La fréquence théorique des dents ft .V7/4 est assez proche de celle trouvée expérimentalement f_e .V7/5, où la valeur de l'exposant correspond à la pente (fig. 1.23.a). Ces résultats expérimentaux sont comparés à ceux trouvés sur un acier de carbone moyen (fig. 1.23.a), où l'exposant a approximativement la même valeur, ce qui suggère que la fréquence de segmentation causée par le cisaillement adiabatique est fonction de la vitesse, indépendamment du matériau et des autres conditions de coupe. De plus, d'après Molinari et al. [33], la valeur de la pente expérimentale de 7/5 ne diffère pas significativement par rapport à la pente de 13/10 estimée à partir des résultats obtenus par Bayoumi et Xie [31].

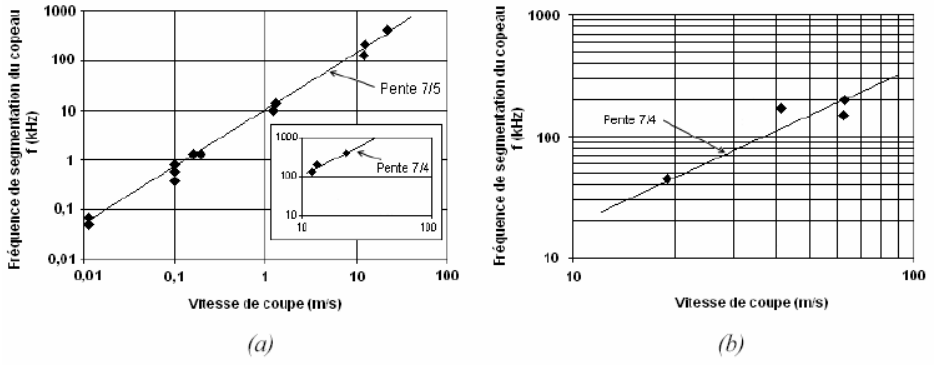


Figure 1.23 : Fréquence de segmentation en fonction de la vitesse,
(a) Ti-6Al-4V, (b) Acier de carbone moyen [33]

1.3.5.5. Comportement des efforts de coupe

La figure 1.24 présente les composantes de l'effort de coupe mesurées par Barry et al. [32], dans les directions de la coupe et de l'avance, en fonction de la vitesse de coupe. Les essais où les segments sont périodiques sont marqués avec une flèche (fig. 1.24.a). Ces flèches sont accompagnées d'une diminution de l'effort de coupe (direction tangentielle), ce qui permet de suggérer que la transition du copeau apériodique vers le copeau périodique crée une réduction de l'effort de coupe tangentiel. Le même comportement est retrouvé sur l'acier BS 817M40 (fig. 1.24.c). Par contre, le comportement de l'effort dans la direction de l'avance du Ti-6Al-4V (fig. 1.24.b) diffère de celui du BS 817M40 (fig. 1.24.d). Pour l'alliage de titane, l'effort dans cette direction augmente avec la vitesse de coupe, alors que sur l'acier, l'effort reste constant. Cette différence est attribuée au phénomène d'arête rapportée du copeau de titane sur la face de coupe de l'outil.

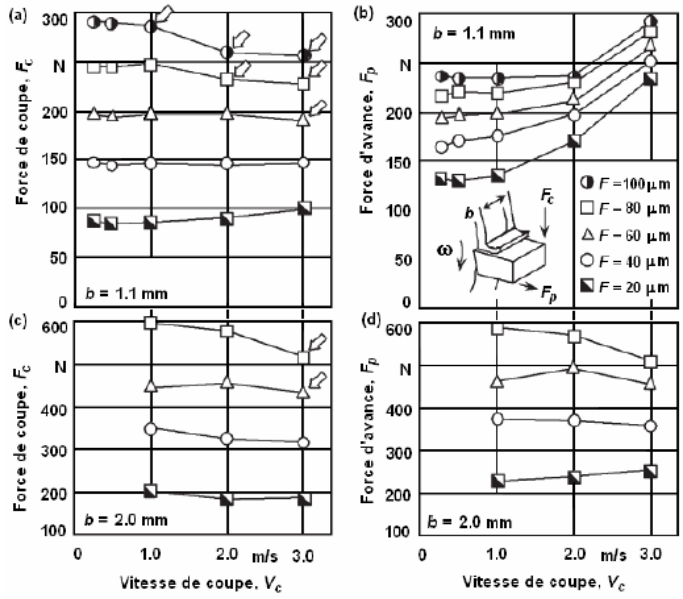


Figure 1.24 : Composantes de l'effort de coupe en fonction de la vitesse de coupe et de l'avance,
(a) Effort tangentiel du Ti-6Al-4V, (b) Effort d'avance du Ti-6Al-4V,
(c) Effort tangentiel du BS 817M40, (d) Effort d'avance du BS 817M40 [32]

Molinari et al. [33] évaluent également la tendance de la composante de l'effort dans la direction de la coupe en fonction de la vitesse de coupe (Fig. 1.25). La diminution de l'effort, à mesure que la vitesse augmente, est attribuée à la réduction du frottement entre le copeau et l'outil, ainsi que par la formation des bandes de cisaillement adiabatique.

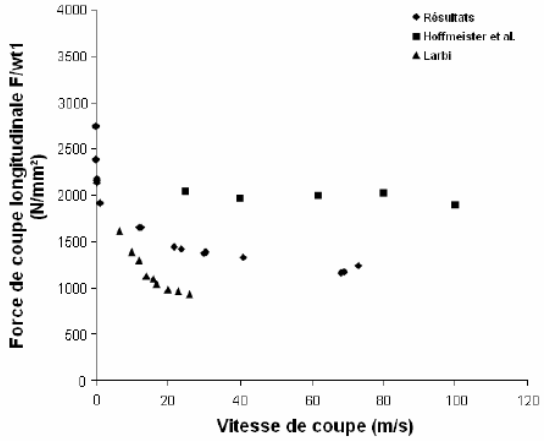


Figure 1.25 : Force de coupe longitudinale en fonction de la vitesse de coupe [33]

1.4. MATERIAUX DE COUPE

1.4.1. Introduction

Les matériaux de coupe contemporains sont le résultat d'un long développement. Grâce à ce développement, les opérations d'usinage qui demandaient une centaine de minutes en 1900 peuvent prendre actuellement moins d'une minute. L'importance des matériaux à outil de coupe ne peut pas être surestimée, parce que le rendement économique des machines-outils dépend en majeure partie des performances des outils de coupe [15].

Pour choisir un outil de coupe convenable, il faut prendre en compte plusieurs facteurs comme : la nature de l'opération de coupe (ébauche ou finition, précision demandée, coupe continue ou intermittente), la forme et la matière de la pièce (structure, dureté, résistance, état de couche superficielle, affinité chimique, inclusions), le type de machine-outil (puissance, rigidité, capacité), les conditions de coupe (vitesse. avance et profondeur de coupe), l'état de surface demandé (rugosité, contraintes résiduelles) et les coûts associés à cette opération. Étant donné le nombre de facteurs à considérer et la difficulté de les définir précisément, le choix d'un outil de coupe devient un problème très complexe.

1.4.2. Caractéristiques d'un matériau de coupe

Les caractéristiques recherchées dans un matériau de coupe peuvent être résumées comme suit :

- posséder une dureté permettant de résister à l'usure et à la déformation, même à une température élevée,
- posséder une ténacité élevée pour résister à la rupture,
- être chimiquement inerte vis à vis du matériau usiné,
- être chimiquement stable pour résister à l'oxydation et à la dissolution,
- offrir une bonne conductibilité thermique et une bonne résistance aux chocs thermiques.

La dureté à chaud est une propriété très importante, surtout dans le contexte du tournage dur et celui de l'usinage à grande vitesse, parce qu'on assiste à une forte augmentation de la température, à cause des fortes déformations et des vitesses de coupe très élevées. Sur la figure 1.26 on peut voir l'influence de la température sur la dureté des matériaux utilisés pour la fabrication des outils de coupe.

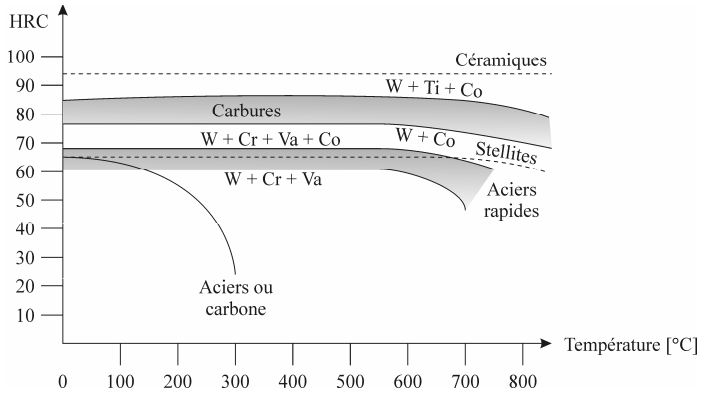


Figure 1.26. Influence de la température sur la dureté des matériaux utilisés pour la fabrication des outils de coupe [34]

La ténacité (résistance à la flexion et aux chocs) et la résistance à l'abrasion sont des qualités contradictoires. La résistance à l'abrasion est prépondérante pour l'usinage à grande vitesse. Elle dépend de la composition chimique du matériau, qui, avec la méthode d'arrosage et le fluide de coupe utilisé, détermine la valeur du frottement et surtout de sa dureté à chaud. Plusieurs matériaux conservant cette dureté à des températures de plus en plus élevées ont été successivement introduits. Toutefois, aucun n'a totalement supplanté les précédents, restés avantageux dans certains domaines.

On emploie donc, pour la partie active des outils de coupe, les matériaux qui peuvent être classés en plusieurs groupes : les aciers rapides, les aciers rapides revêtus, les aciers rapides frittés, les carbures métalliques, les carbures micrograins, les cermets, les céramiques, le Nitrure de Bore Cubique et les diamants [36].

La figure 1.27 présente à titre indicatif les différents domaines d'utilisation des matériaux à outil. On peut observer ici que la majeure partie du domaine des applications est couverte par les carbures qui peuvent être appliqués pour une très large gamme de vitesses de coupe et d'avances. Certains matériaux comme les céramiques peuvent être appliqués seulement pour la gamme des vitesses élevées et la gamme des avances assez restreintes.

1.4.3. Les carbures métalliques

Les carbures métalliques ont été développés dans les années quarante et ont permis d'augmenter radicalement la vitesse de coupe par rapport aux aciers rapides. Ils sont fabriqués selon la technique de métallurgie de poudres par frittage et sont constitués de particules dures (70 à 90 %) de différents types de carbures agglomérés par l'intermédiaire d'un liant. Ces différents carbures sont principalement des

carbures de tungstène (WC), de titane (TiC), de tantale (TaC) et de niobium (NbC). Le liant le plus employé est le cobalt car il dissout facilement différents carbures [35].

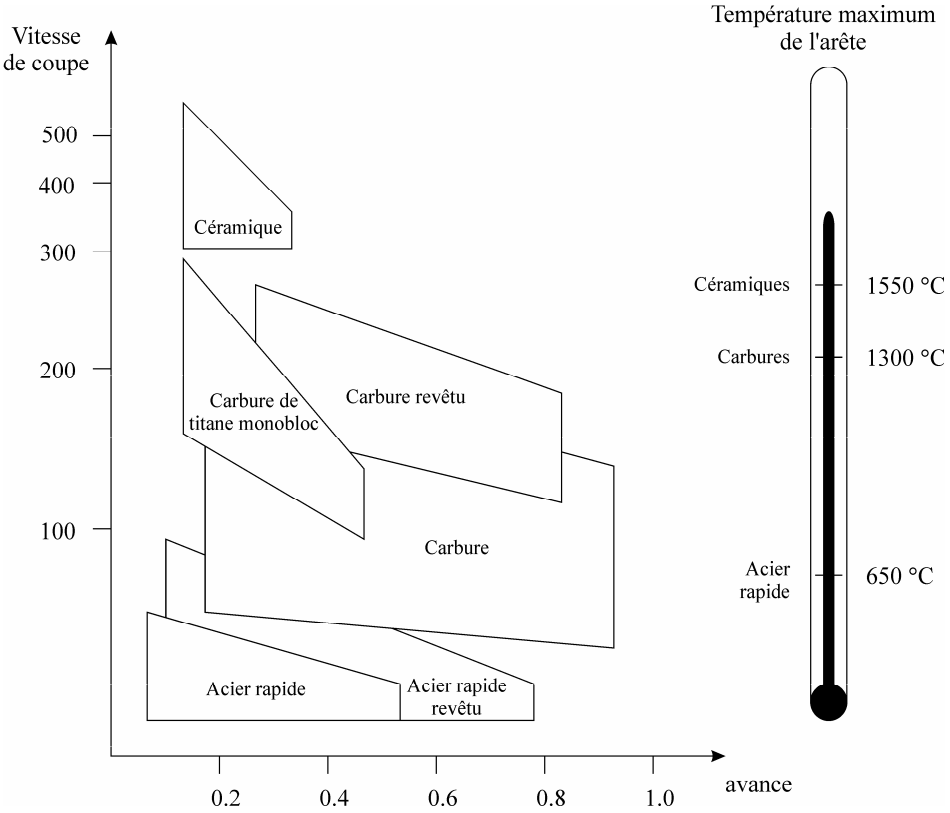


Figure 1.27. Domaines d'utilisation des divers types de matériaux à outils de coupe [34]

Les particules dures sont de dimensions variables, comprises entre 1 et 10 microns. Les carbures métalliques possèdent une dureté (HRA 89 à 93), une résistance à la flexion importante, une bonne conductivité thermique et une petite dilatation thermique, ce qui explique qu'ils sont très répandus dans l'industrie.

Les propriétés des carbures peuvent varier considérablement selon : le type de particules et leur dimensions, le type et la proportion du liant, la technique de fabrication et la qualité du carbure. On peut distinguer deux groupes de carbures : les carbures de tungstène (WC-Co) et les carbures anticriquages (carbures de tungstène avec addition d'autres carbures tels que le carbure de titane (TiC ou TaC).

Les carbures de tungstène ordinaires (WC-Co) sont composés de tungstène et de cobalt et parfois d'une petite quantité de carbures de tantale et de niobium (5 %). En modifiant le pourcentage du cobalt et la grosseur des grains de tungstène, on obtient plusieurs grades. Les carbures de tungstène sont les plus durs et le plus résistants. Ils ont été développés pour l'usinage des fontes et des matières non métalliques. Pendant l'usinage des aciers, ces carbures manifestent une tendance au criquage et résistent mal à l'usure en cratère [7].

L'addition d'autres carbures tels que les carbures de titane TiC ou les carbures de tantale TaC a permis de développer un carbure mieux adapté à l'usinage d'acier. Ces carbures sont solubles les uns dans les autres et peuvent former un agglomérat sans aucun liant métallique. Ainsi, le carbure de titane augmente la résistance à criquage, mais diminue la résistance à la flexion, aux chocs et à l'usure abrasive pendant

l'usinage avec une vitesse de coupe modérée. Par contre, ils sont très résistants à l'usure par diffusion ce qui permet l'usinage des aciers avec des vitesses élevées.

Les carbures micrograin sont des carbures de tungstène possédant une structure granulométrique très fine (de 0.2 à 1 µm). Pour une certaine proportion de liant, l'épaisseur de métal entre les grains augmente de manière linéaire en fonction des dimensions des grains. En effet les petits grains augmentent la dureté et les gros la ténacité. Les carbures micrograin ont une ténacité plus élevée que les carbures de titane et les céramiques pures. Ils ont une dureté importante et, de ce fait, peuvent être utilisés pendant l'usinage de finition des aciers traités, des fontes, des aciers alliés et des aciers inoxydables.

Étant donné une large utilisation de carbures, il existe un très grand nombre de nuances de carbures pour différentes applications. La classification des carbures a fait l'objet de la norme ISO 513. Les nuances y sont divisées en trois grandes catégories :

- P (couleur bleue) pour l'usinage de métaux à copeaux longs tels que l'acier, l'acier coulé, l'acier inoxydable et la fonte malléable;
- M (couleur jaune) pour l'usinage de métaux plus difficiles tels que l'acier inoxydable austénitique, les matériaux réfractaires, l'acier au manganèse, la fonte alliée, etc.
- K (couleur rouge) pour l'usinage de métaux ferreux à copeaux courts, métaux non ferreux et matières non métalliques tels que la fonte, l'acier trempé, l'aluminium, le bronze, les matières plastiques, les matériaux composites etc.

Dans chaque catégorie, un nombre allant de 01 à 50 indique la ténacité croissante et la diminution de la résistance à l'usure. Par exemple, les carbures d'un groupe P01 sont recommandés pour le tournage et l'alésage de finition dans le cas d'une vitesse de coupe élevée, d'une faible section de copeau, d'un état de surface de haute qualité, des tolérances étroites et de l'absence de vibrations. Les carbures du groupe K50 sont recommandés pour le tournage, le fraisage, le rabotage, le tronçonnage lorsque les conditions d'usinage sont très défavorables et ils permettent l'usinage avec un très grand angle de coupe.

Les carbures avec revêtement sont revêtus d'une très fine couche de carbure de titane ou de nitrure de titane. La microdureté (2930 Knoop) de cette couche était telle que la formation de cratères sur la face de coupe des plaquettes était fortement retardée. Les carbures revêtus ont permis d'obtenir un excellent compromis entre la résistance à l'usure des plaquettes (liée à la dureté de sa surface) et la résistance à la rupture (lié à la ténacité du corps de la plaquette).

Les principaux matériaux utilisés pour le revêtement sont les carbures de titane (TiC), le nitrure de titane (TiN), l'oxyde d'aluminium (Al_2O_3) et le carbonitrure de titane (TiCN). Les carbures revêtus sont fabriqués par application de différentes couches essentiellement par le procédé de dépôt chimique en phase vapeur CVD (Chemical Vapor Deposition) [34].

L'application de différentes couches l'une par dessus l'autre permet de tirer parti des meilleures propriétés de chacun de matériaux entrant dans leur composition. L'épaisseur totale des couches ne dépasse pas en général de 2 à 12 microns. La résistance à l'usure augmente généralement avec l'épaisseur du revêtement, mais on augmente en même temps la fragilité et une tendance à l'écaillage. En comparant

les plaquettes unicouches et multicouches, les plaquettes multicouches TiC/Al_2O_3/TiN sont plus performantes que celles unicouches TiC.

1.4.4. Les céramiques de coupe

Les céramiques (fig. 1.28) sont des matériaux frittés sans liant métallique. Ils sont très durs et donc sensibles aux chocs thermiques et mécaniques. Les céramiques couramment utilisées pour les outils de coupe sont réunies dans le tableau 1.

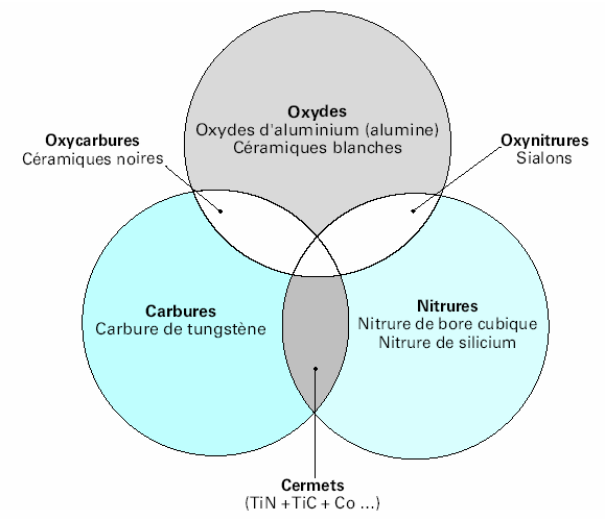


Figure 1.28. les céramiques [34]

Les céramiques sont employées avec des machines rigides et puissantes. Un arrosage continu est nécessaire. Les surfaces doivent être préparées (chanfrein en début de passe).

Tableau 1.1. Céramiques utilisées pour les outils de coupe [34]

Céramiques oxydées	**Céramiques mixtes**		**Céramiques non oxydées**
Céramiques Blanches	Céramiques mixtes noires	Céramiques renforcées vertes (whiskers)	Sialons gris
Al_2O_3 Al_2O_3+ ZrO2	Al_2O_3-TiC (30 %) Al_2O_3-TiN-TiC Al_2O_3-WC, TaC	Al_2O_3-fibres SiC	base Si_3N_4

Les outils en céramique peuvent être revêtus. Le revêtement le plus utilisé est le nitrure de titane TiN. La céramique la plus courante est l'**oxyde d'aluminium** ou l'alumine Al_2O_3. Dès l'origine, il s'est révélé intéressant pour la finition des fontes, à condition de disposer de machines robustes et à grandes vitesses.

Jusqu'aux années 1980, l'alumine a été utilisée pour l'usinage de fontes dont la dureté ne dépassait pas 250 HB, mais il est possible maintenant d'usiner de l'acier jusqu'à HRC 60 (environ 700 HV) ; c'est le matériau de coupe qui résiste le mieux à la cratérisation.

D'autres céramiques sont également employées.

Les céramiques noires sont des mélanges de Al_2O_3 et de carbure métallique (TiC ou WC) ou de zircone (ZrO_2). Elles sont beaucoup moins sensibles que les céramiques Al_2O_3 aux brusques changements de température et permettent l'emploi de liquides de coupe.

Le nitrure de silicium Si_3N_4 permet dans certains matériaux des vitesses de coupe une fois et demie à deux fois supérieures à celles des autres céramiques, ce qui impose des machines plus performantes (plus puissantes, plus rigides…). Il s'emploie à sec.

Les céramiques renforcées par des whiskers (bâtonnets de fibres monocristallines de carbure de silicium entrelacées) qui leur confèrent une plus grande ténacité, permettent un travail au choc ou dans les matériaux réfractaires.

D'une façon générale les céramiques de coupe :

- présentent une grande dureté, d'où un très bon comportement en frottement et une grande résistance à l'usure ;
- conservent leur dureté à chaud dans des températures très élevés, il n'y a pas des soudure entre les copeaux et la face de coupe ;
- ont une très bonne stabilité chimique ;
- présentent une fragilité relative ne les prédisposant pas à être exposés aux chocs dans des conditions d'utilisation sévères.

D'autre par

- la résistance aux chocs et la ténacité des céramiques à base de nitrure de silicium et supérieure aux céramiques à base d'oxyde d'aluminium et aux carbures ;
- comparativement à la céramique pure, la céramique mixte a une moins bonne résistance à haute température parce qu'ils contiennent des carbures de titane qui peuvent s'oxyder dans des températures au-delà de 800 ^oC ;
- la structure plus fine des céramiques mixte offre une meilleure résistance aux chocs mécaniques et thermiques.

1.4.5. Les cermets

Cermet est un terme formé de deux syllabes : cer vient de céramique et met de métal. Ce sont des matériaux élaborés par la métallurgie des poudres, constitués par des particules de composés métalliques durs (carbures, nitrures, carbonitrures) liées par un métal (généralement du nickel). Les propriétés d'utilisation des cermets dépendent pour une grande part des proportions des différents composants, notamment des teneurs en TiC, TiN et TiCN et du rapport N/(C + N) qui, dans la dernière génération de cermets, est supérieur à 0,3. La taille des particules dures a également une grande influence sur les propriétés des cermets. Des grains fins améliorent la ténacité et la résistance aux chocs thermiques [15].

Leur bonne résistance à l'usure ainsi que leur grande ténacité permettent de travailler en coupe positive, d'où de moindres efforts de coupe, de bons états de surface et une grande précision dimensionnelle des pièces usinées. Les cermets ne nécessitent pas obligatoirement de lubrification, elle est réalisée uniquement lorsque la précision de la finition l'exige.

1.4.6. Le Nitrure de Bore Cubique

Contrairement au diamant, il ne se trouve pas dans la nature. Il est élaboré par synthèse.

Suivant les conditions, on obtient deux formes :

- nitrure de bore à structure cubique (CBN) qui est la forme la plus dure (même structure que le diamant) ;
- nitrure de bore à structure hexagonale de faible dureté (même structure que le graphite).

La forme dure est très difficile à obtenir et les techniques sont voisines de celles utilisées pour la synthèse du diamant. Les cristaux obtenus sont très petits (< 0,5 mm, plutôt vers 50 µm) utilisables pour la réalisation de meules [7].

Pour fabriquer des outils de coupe, on réalise par frittage un compact polycristallin (analogie avec le PCD) à matrice céramique ou métallique, éventuellement lié à un substrat en carbure de tungstène (Fig. 1.29).

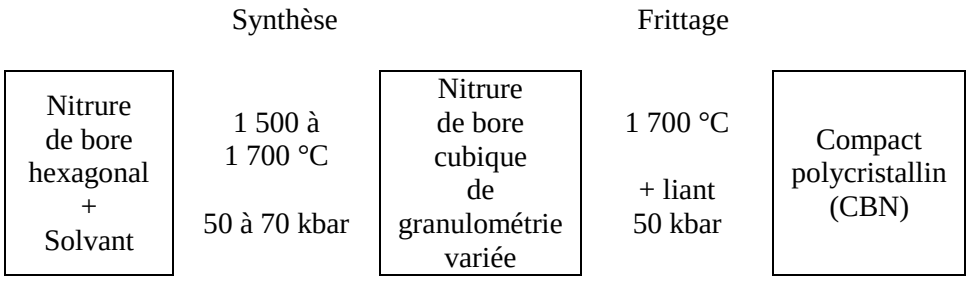


Figure 1.29 – Elaboration du CBN polycristallin [34]

C'est le matériau connu le plus dur après le diamant. Il présente une résistance mécanique élevée dépendant de la nature et de la quantité de liant. Sa dureté se maintient à chaud (jusqu'à 1 000 °C), ce qui permet de travailler à des vitesses de coupe très élevées et d'usiner des matériaux durs. Comme pour le diamant, la réactivité chimique liée au couple matériau usiné/outil de coupe en limite les applications.

Les CBN sont particulièrement adaptés aux usinages de matériaux durs (dureté HRC 55, soit environ 595 HV) tels que les aciers traités, fontes alliées (au chrome, molybdène, etc.), alliages de revêtement dur, stellites, aciers à outils, etc. Ils permettent aussi l'usinage de matériaux conventionnels (fontes ordinaires par exemple) à des vitesses de coupe élevées (> 1 000 m/min) aussi bien en tournage qu'en fraisage.

Dans l'industrie automobile, on utilise maintenant le CBN pour le fraisage-finition des faces de carter cylindre en fonte dure (Vc = 850 m/min) et l'alésage-finition des cylindres (Vc = 500 m/min).

L'aptitude du CBN à usiner les aciers traités et la qualité des surfaces obtenues permettent d'envisager dans certains cas le remplacement de la technique d'usinage par rectification, par celle du tournage dur (disques de freins, pignons de boîtes de vitesses, etc.).

La géométrie de ces outils (finition d'arête) a une influence notable sur la tenue en service. L'assise de l'outil doit être excellente, la machine très rigide, et l'arête de coupe doit être chargée progressivement. L'usinage au CBN permet de travailler sans liquide de coupe, la chaleur engendrée à l'interface pièce-outil passant dans le copeau. Les performances observées des CBN sont supérieures à celles des céramiques ou sialons. Le choix d'utiliser un outil CBN dépendra du contexte économique de l'usinage, l'outil CBN étant encore 5 à 10 fois plus coûteux à l'achat que les outils en céramique.

1.4.7. Le diamant

Le diamant naturel monocristallin est le matériau le plus dur connu à l'heure actuelle. Cependant, le diamant s'oxyde dans l'air et réagit chimiquement avec des métaux ferreux. Pour cette raison, il est utilisé pour l'usinage des métaux non ferreux comme les alliages d'aluminium, les composites à matrice de métal, les alliages de cuivre, les métaux précieux (or, platine), les plastiques abrasifs, les verres, les composites à fibre de carbone, les céramiques vertes, les carbures de tungstène, le bois et les pierres naturelles.

En usinage, les diamants sont utilisés sous trois formes : le diamant naturel monocristallin, le diamant synthétique polycristallin et comme un revêtement des carbures [36].

Diamant naturel monocristallin

Le diamant naturel monocristallin se trouve à l'état brut sous forme de pierre. Cette pierre est taillée et fixée mécaniquement ou par brassage sur un corps d'outil. Son extrême dureté et sa résistance à l'usure par abrasion permettent de l'utiliser comme outil pour dresser les meules.

Diamant synthétique polycristallin

Le diamant synthétique polycristallin est obtenu par frittage des fins cristaux de diamant liés par le cobalt à une haute pression et à une température élevée (Fig.1.30). Les petites arêtes en diamant polycristallin sont soudées sur des plaquettes en carbure pour augmenter la résistance aux chocs.



Figure 1.30 – Elaboration du diamant polycristallin [34]

Les propriétés remarquables du diamant en tant qu'outil de coupe sont :

- sa dureté élevée ;
- bas coefficient de dilatation qui lui confère une excellente résistance aux chocs thermiques ;
- très bonne acuité d'arêtes permet d'obtenir d'excellents états de surface.

Le diamant polycristallin a quelques limitations, à savoir :

- il est très fragile et ne peut donc pas être utilisé dans des conditions de coupe interrompues ;
- il est cher et limité en géométrie ;
- la température dans la zone de coupe ne doit pas dépasser 600 ^{o}C car les contraintes thermiques, affaiblissent le diamant polycristallin ;

Chapitre 2

ETUDE EXPERIMENTALE

DES EFFORTS DE COUPE ET DE LA RUGOSITE

2.1. INTRODUCTION

Depuis déjà des années les spécialistes de la coupe se sont rendus compte que plus on utilisait des vitesses de coupe élevées lors des usinages les plus divers, plus on parvenait à respecter des précisions poussées avec des finis de surfaces voisines de la rectification [37-39]. Ceci n'a été possible que grâce aux avancées prises par certains matériaux de coupe afin de répondre à un besoin de travail rapide, d'une part, et aux soucis d'obtenir des finis de surface ne nécessitant plus de reprise d'autre part. En effet l'usinage des aciers durcis a connu son développement essentiellement avec l'apparition de nouveaux matériaux de coupe tels que les cermets, les céramiques et le nitrure de bore cubique. Ce dernier se distingue par une dureté élevée et une grande résistance à chaud. En outre L'étude des efforts de coupe est à la base de l'évaluation de la puissance de coupe nécessaire pour réaliser l'usinage et permet aussi de dimensionner les organes de la machine et prévoir les déformations de la pièce pendant l'usinage. Aussi plusieurs chercheurs [35, 36 et 40] considèrent les efforts de coupe comme un critère d'évaluation de l'usinabilité des matériaux.

C'est dans ce cadre que s'inscrit cette étude expérimentale concernant le suivi des efforts de coupe générés et de la rugosité de la surface usinée, lors de l'usinage d'un acier faiblement allié « 45NiCrMo16 » à l'état trempé (55 HRC) avec le CBN (TA201 de Planze Tizit) et la céramique mixte CC650 de Sandvik.

2.2. PLANIFICATION DES EXPERIENCES ET EQUIPEMENTS UTILISES

Cette série d'expérience concerne l'usinage de l'acier 45NiCrMo16 traité à 55HRC, par des outils en céramique et en CBN. Préalablement des essais d'usure des outils ont été réalisés en prenant comme variable la vitesse de coupe afin de déterminer les modèles de Taylor correspondants. En suite, nous avons réalisé un suivi des composantes de l'effort de coupe et les critères de rugosité de la surface usinée, en fonction de la vitesse de coupe (Vc), l'avance par tour (f), la profondeur de passe (ap) et le temps d'usinage.

Ces essais sont dits statiques vu que lors de la mesure des efforts de coupe, on ne prend qu'une valeur moyenne dans un intervalle de temps donné.

Les essais sont planifiés suivant la méthode unifactorielle et multifactorielle.

2.2.1. Plan des essais unifactoriels

Dans ces essais il est question d'étudier la variation de l'usure de l'outil de coupe et de la rugosité de la surface usinée en fonction du temps pour différentes vitesses de coupe, ceci en réalisant l'usinage avec une céramique mixte et un CBN, suivant le plan du tableau 2.1.

En outre nous avons réalisé des essais permettant d'étudier l'évolution de la rugosité de la surface usinée et des efforts de coupe en fonction de la vitesse de coupe, l'avance par tour et de la profondeur de passe (Tableaux 2.1 à 2.3)

Tableau 2.1 : Variation de la vitesse de coupe

Vc, [m/min]		f, [mm/tr]	ap, [mm]
Céramique mixte	CBN		
127	125	0.08	0.5
145	160		
164	235		
--	320		

Tableau 2.2 : Variation de l'avance par tour

f, [mm/tr]		Vc, [m/min]	ap, [mm]
Céramique mixte	CBN		
0.08	0.08	118	0.5
0.14	0.14		
0.20	0.20		
0.24	0.24		

Tableau 2.3 : Variation de la profondeur de passe

ap, [mm]		Vc, [m/min]	f, [mm/tr]
Céramique mixte	CBN		
0.25	0.25	118	0.08
0.50	0.50		
0.75	0.75		
1.00	1.00		

2.2.2. Plan des essais multifactoriels

En fin dans cette série d'essais nous avons étudié la variation des efforts de coupe et de la rugosité de la surface usinée en fonction de la vitesse de coupe (Vc), l'avance par tour (f) et la profondeur de passe (ap), simultanément par la méthode multifactorielle suivant le plan suivant :

Tableau 2.4 : Plan des essais multifactoriels

Vc, [m/min]	f, [mm/tr]	ap, [mm]
83	0.08	0.25
233	0.08	0.25
83	0.14	0.25
233	0.14	0.25
83	0.08	0.75
233	0.08	0.75
83	0.14	0.75
233	0.14	0.75

2.3. Equipements utilisés

L'usinage est réalisé sur un tour universel TOS modèle SN40C, dont la puissance du moteur électrique est de 6.6 kW (Fig. 2.1).



Figure 2.1 : Tour universel SN40C

Le matériau usiné étant l'acier faiblement allié 45NiCrMo16, ayant initialement une dureté de 32 HRC, il a subi une trempe à 840°C pour avoir une dureté de 55 HRC, afin de travailler dans des conditions de tournage dur. Les pièces sont sous forme de rondins pleins de diamètre D=57 mm et de longueur L=240 mm.

- Matériau à usiner : Nous avons utilisé comme matière usinée, l'acier 45NiCrMo16 ayant la composition chimique suivante :

Tableau 2.5 : Composition chimique de l'acier 45NiCrMo16.

% C	%Mn	% Si	%Ni	%Cr	%Mo	%P	%S
0,43	0,51	0,22	3,90	1,80	0,34	0,032	0,035

Cet acier a subit le traitement thermique suivant :

Tableau 2.6 : Conditions de traitement thermique de l'acier 45NiCrMo16.

Acier	Dureté avant traitement	Dureté après traitement	Traitement thermique
45NiCrMo16	32 HRC	55 HRC	Trempe

Deux matériaux de coupe ont été testés, il s'agit d'une céramique mixte et d'un CBN :

Tableau 2.7 : Matériaux de coupe utilisés

Matériau	Désignation du constructeur	Composition chimique	Firme
Céramique mixte	TNGA 16 04 08 01020 CC650	70% $A1_20_3$ + 30% TiC	Sandvick Coromant
CBN	TNMX 16 04 08 SN TA 201	65% CBN + 35% TiN	Planze tizit

Il s'agit de plaquettes amovibles de forme triangulaire, à fixation par trou central, ayant la géométrie suivante :

$\chi_r = 90°$; $\alpha = 6°$; $\gamma = -6°$; $\lambda = -6°$; $r_\varepsilon = 0{,}8mm$

Le porte plaquette, utilisé est à fixation par bride, dont la désignation est : CTBNR2525M16,

La mesure de l'usure des plaquettes est réalisée sur un microscope d'atelier W-AD (Fig. 2.2). Pour permettre la mesure, ce microscope est muni d'une table à déplacements croisés, avec une précision de 1µm.



Figure 2.2 : Microscope utilisé.

Pour la mesure de la rugosité des surfaces usinées, nous utilisons un rugosimètre du type Surftest 301 de MUTUTOYO, permettant de mesurer différents critères de rugosité. (Fig. 2.3)

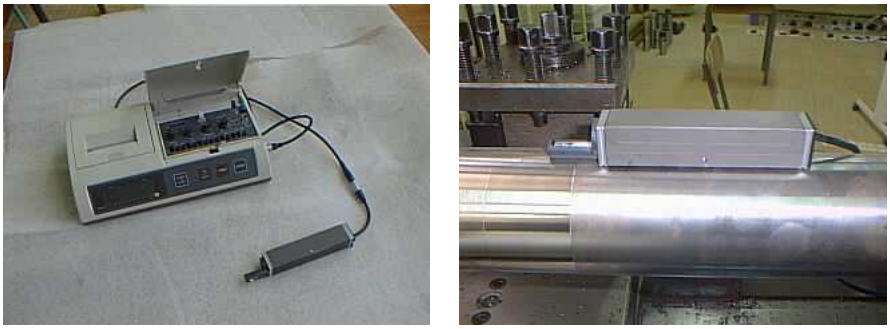


Figure 2.3 : Rugosimètre Surftest 301

Pour la mesure des trois composantes de l'effort de coupe (Fv_c, F_f et Fa_p) on a utilisé une chaîne d'acquisition composée d'un dynamomètre équipé de capteurs piézoélectriques, d'un transmetteur qui permet l'enregistrement sélectif des trois composantes de l'effort de coupe et d'un amplificateur de mesure à 4 canaux. L'acquisition des données sur PC se fait par le biais d'une interface analogique numérique Black Star I/O 2308 via un câble RS232.

2.4. RESULTATS DES ESSAIS

2.4.1. Résultats des essais d'usure

Les essais réalisés ont permis de faire un suivi de l'évolution de l'usure frontale en fonction du temps d'usinage. Les résultats expérimentaux sont montrés sur les figures 2.4 et 2.5, respectivement pour le CBN et la céramique mixte.

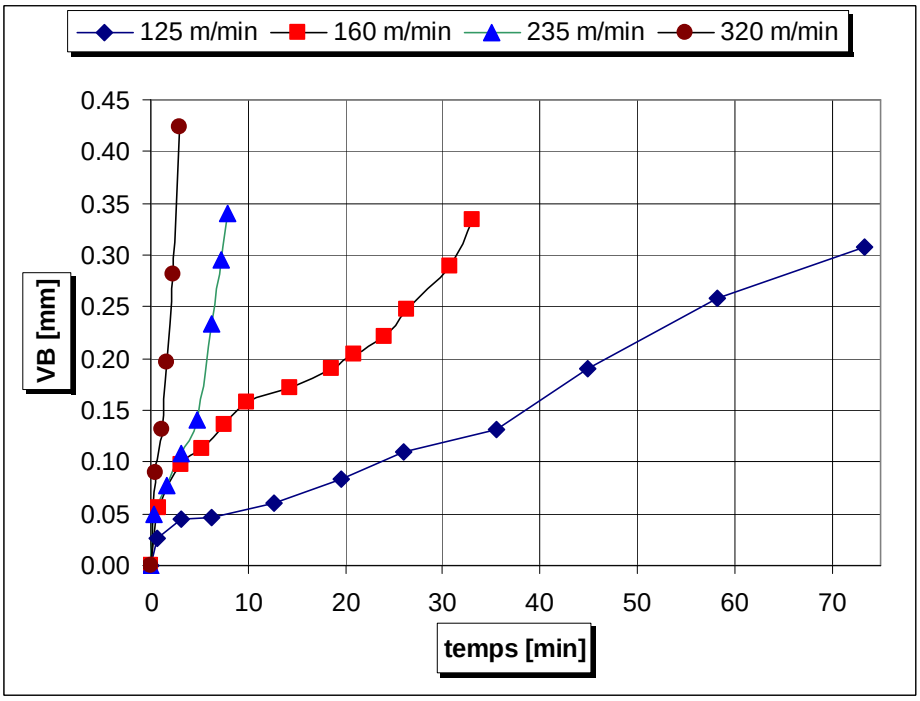


Figure 2.4 : Evolution de l'usure en dépouille du CBN en fonction du temps à différentes vitesses de coupe (f=0.08mm/tr et a_p=0.5mm)

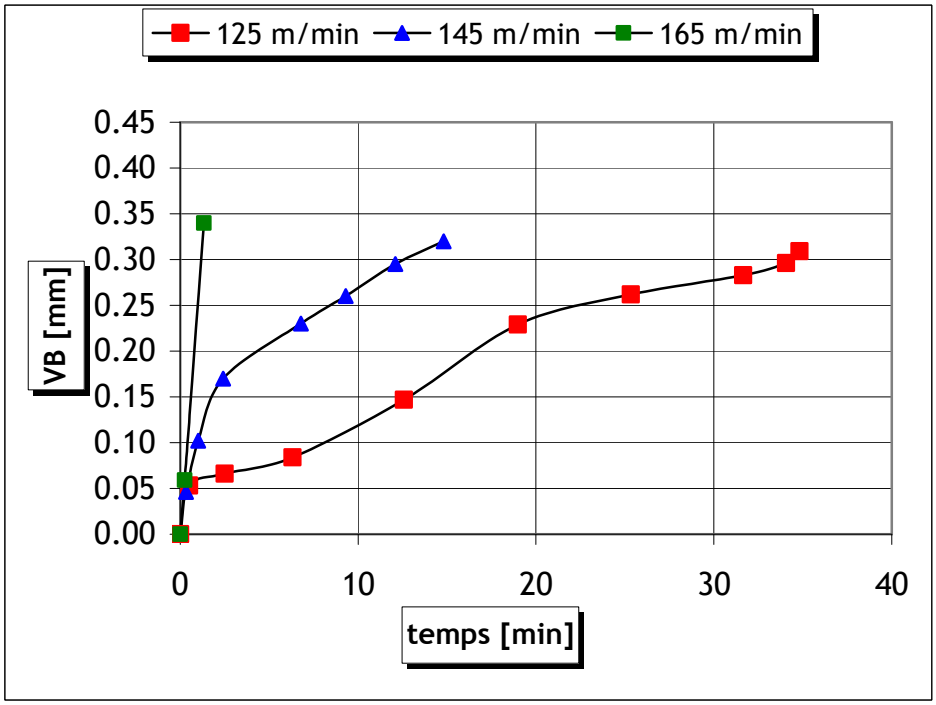


Figure 2.5 : Evolution de l'usure en dépouille de la céramique CC650 en fonction du temps pour différentes vitesses de coupe (f=0.08mm/tr et a_p=0.5mm)

2.4.2. Résultats des essais des efforts

2.4.2.1. Influence de l'avance

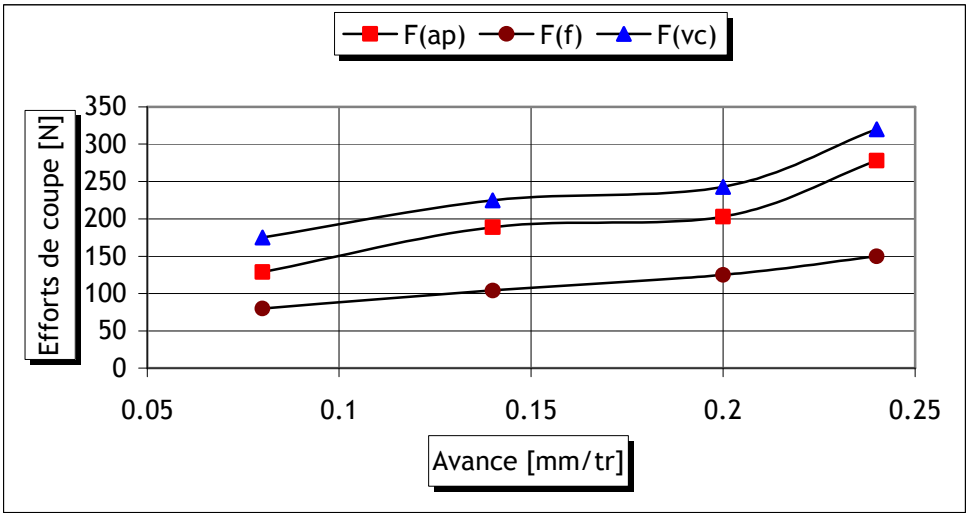


Figure 2.6 : Evolution des composantes de l'effort de coupe en fonction de l'avance lors de l'usinage avec le CBN (Vc=118m/min et a_p=0.5mm)

2.4.2.2. Influence de la profondeur de passe

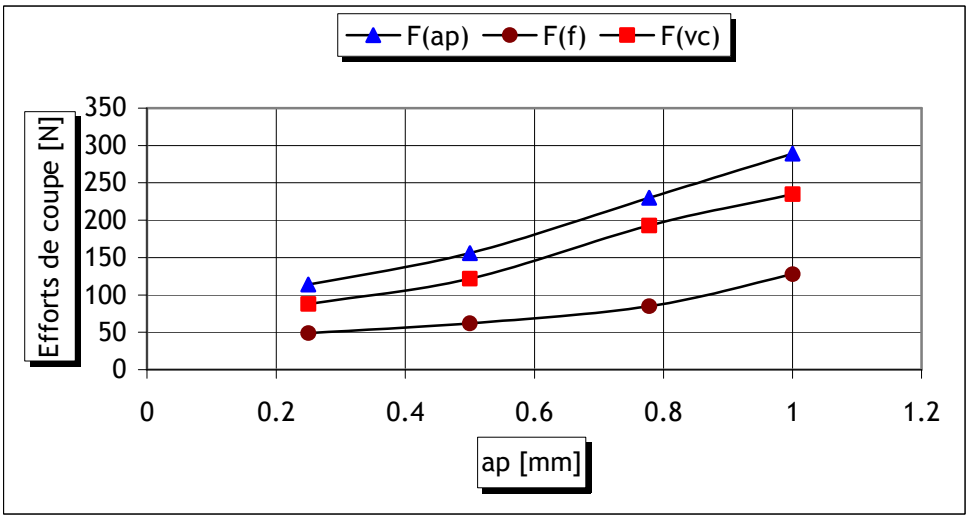


Figure 2.7 : Evolution des composantes de l'effort de coupe en fonction de la profondeur de passe lors de l'usinage avec le CBN (Vc=118m/min et f=0.08mm/tr)

2.4.2.3. Influence de la vitesse de coupe

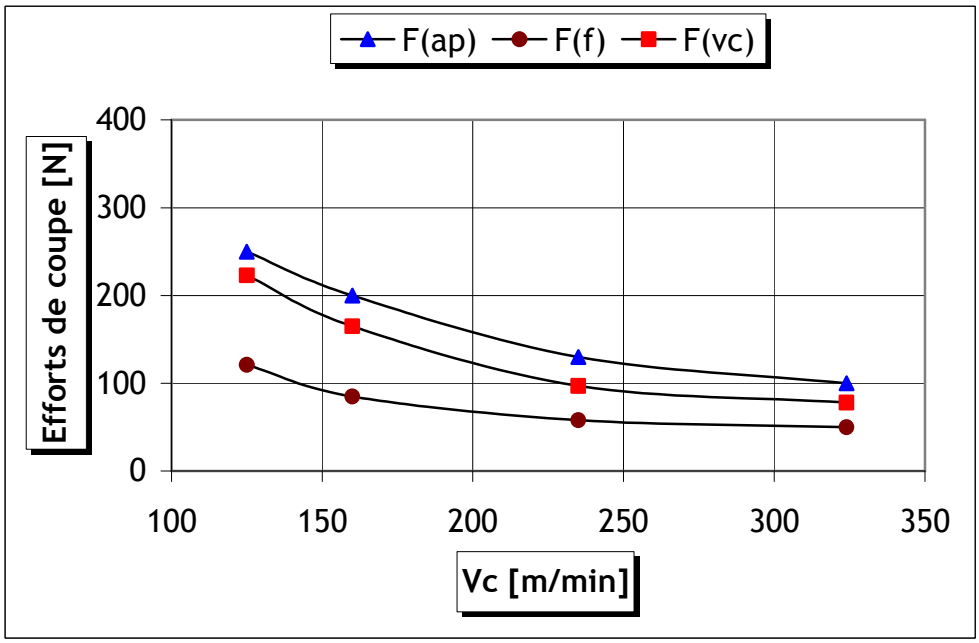


Figure 2.8 : Evolution des composante de l'effort de coupe en fonction de la vitesse de coupe lors de l'usinage avec le CBN (f=0.08mm/tr et a_p=0.5mm)

2.4.2.4. Influence du temps de coupe :

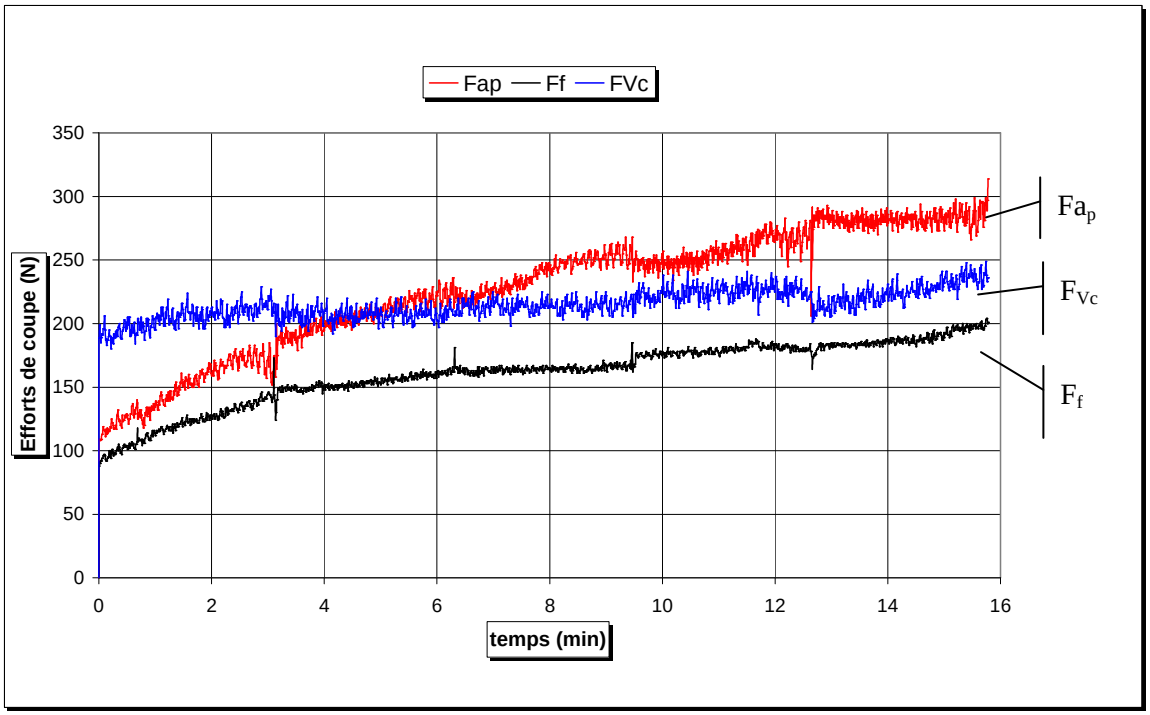


Figure 2.9 : Evolution des composantes de l'effort de coupe en fonction du temps lors de l'usinage avec le CBN (V_c=125 m/min, f=0.08mm/tr et a_p=0.5mm)

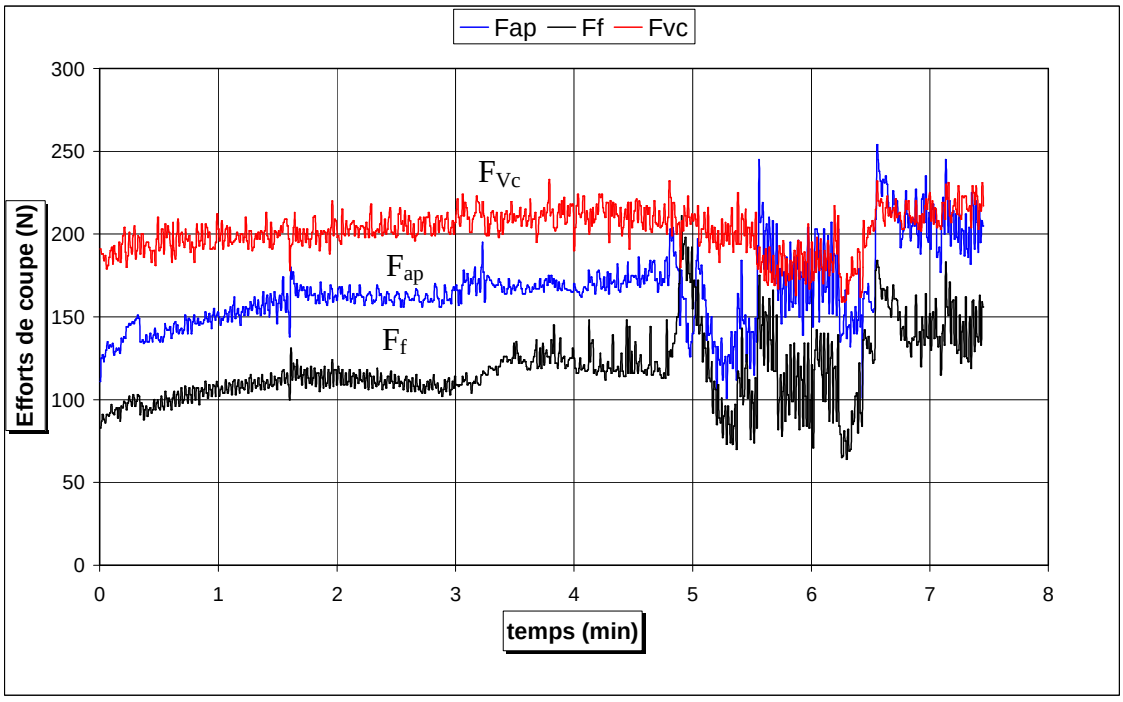


Figure 2.10 : Evolution des composantes de l'effort de coupe en fonction du temps lors de l'usinage avec le CBN (V_c=235 m/min, f=0.08mm/tr et a_p=0.5mm)

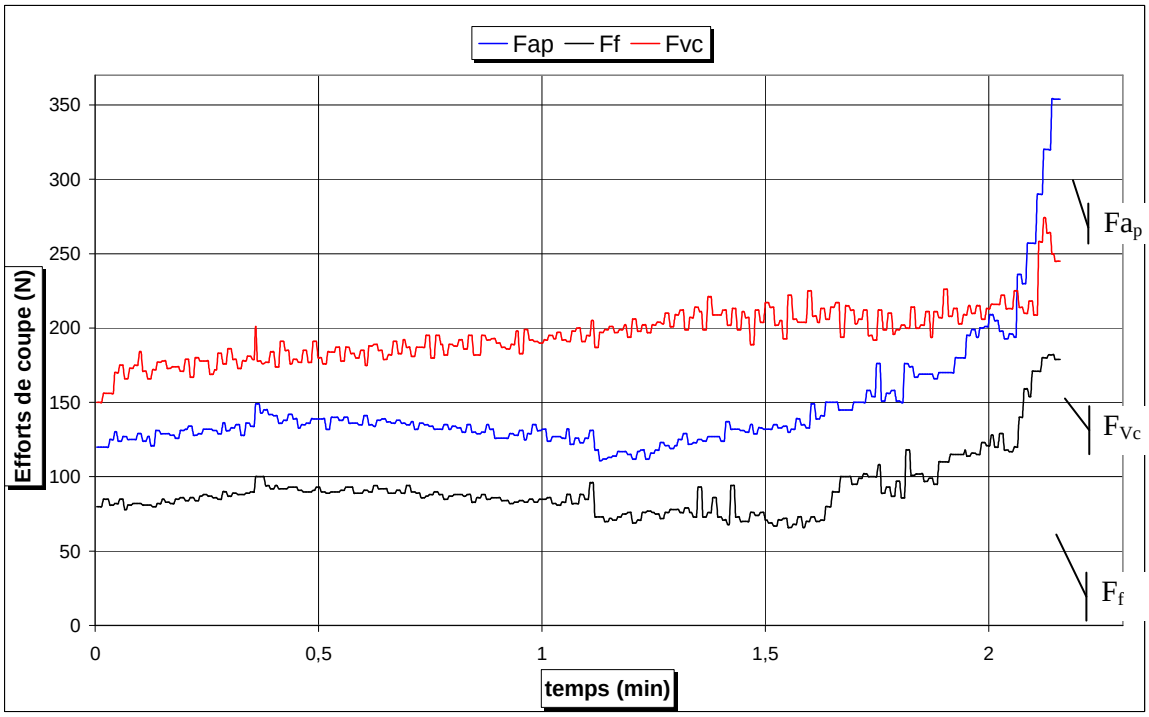


Figure 2.11 : Evolution des composantes de l'effort de coupe en fonction du temps lors de l'usinage avec le CBN (V_c=320m/min, f=0.08mm/tr et a_p=0.5mm)

2.4.2.5. Influence des éléments du régime de coupe sur l'effort de coupe total et l'effort spécifique :

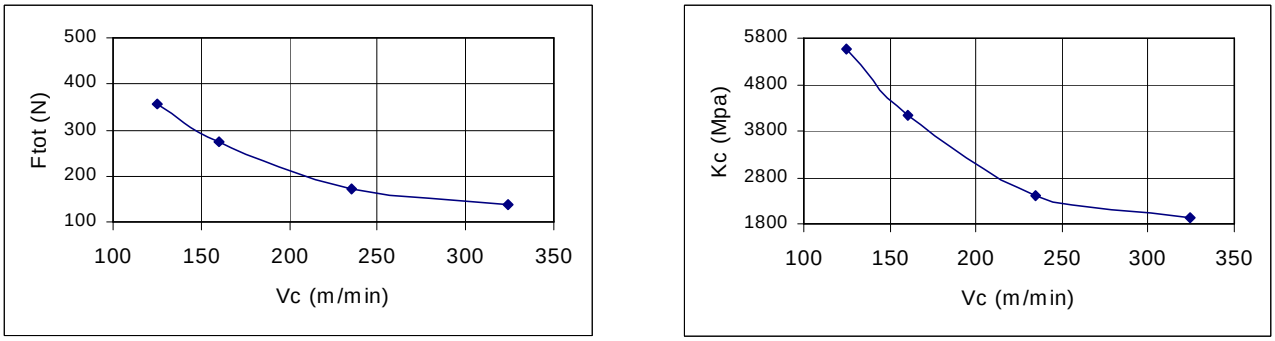


Figure 2.12 : Evolution de l'effort total et de l'effort spécifique de coupe en fonction de la vitesse de coupe lors de l'usinage avec le CBN (f=0.08mm/tr et a_p=0.5mm)

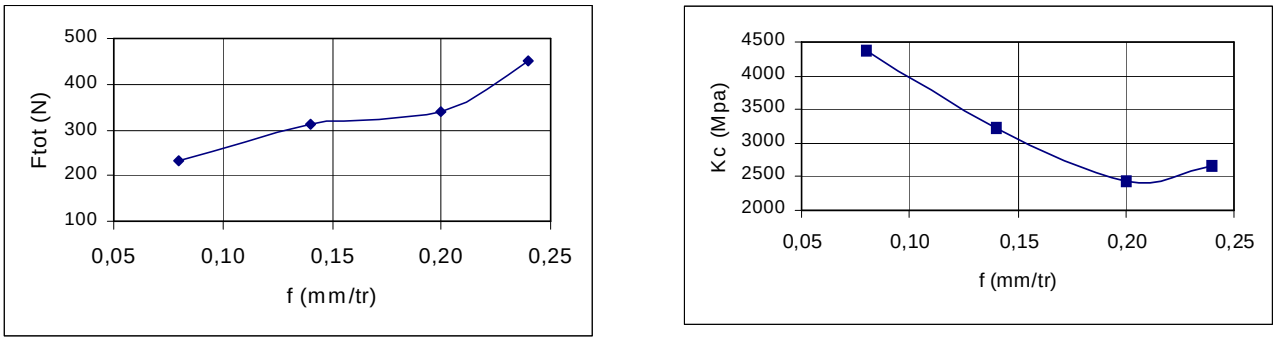


Figure 2.13 : Evolution de l'effort total et de l'effort spécifique de coupe en fonction de l'avance lors de l'usinage avec le CBN (V_c=118m/min et a_p=0.5mm)

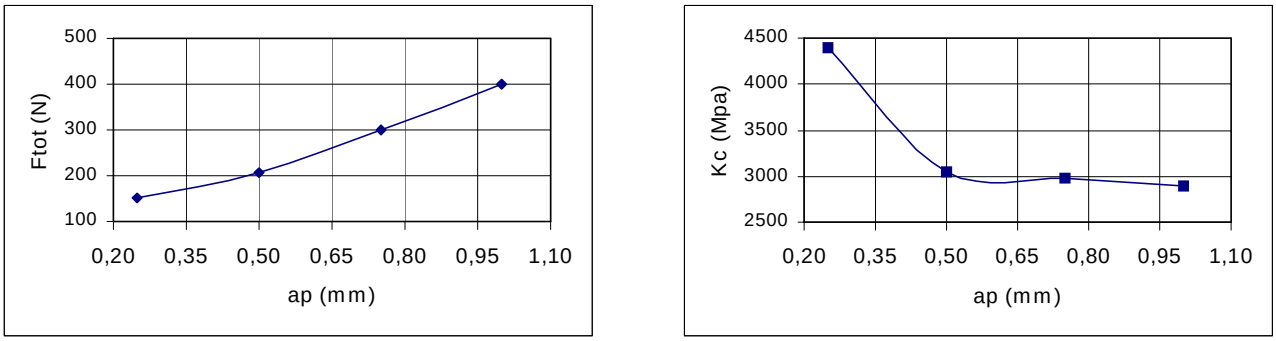


Figure 2.14 : Evolution de l'effort total et de l'effort spécifique de coupe en fonction de la profondeur de passe lors de l'usinage avec le CBN (V_c=118m/min et f=0.08mm/tr)

2.4.2.6. Résultats des expériences des efforts suivant la méthode multifactorielle :

Les résultats de la variation des composantes des efforts de coupe et de la pression spécifique de coupe pour les différentes combinaisons des éléments du régime de coupe (V_c, f, a_p) sont représentés sur le tableau 2.8.

Tableau 2.8 : Résultats des expériences suivant la méthode multifactorielle.

N°	V_c (m/min)	f (mm/tr)	a_p (mm)	Fa_p (N)	F_{vc} (N)	F_f (N)	Ftot (N)	Kc (MPa)
1	83	0.08	0.25	105.5	117.5	52.6	166.44	5875
2	233	0.08	0.25	92.91	102.6	41.26	144.43	5130
3	83	0.14	0.25	149	174	59	236.55	4971
4	233	0.14	0.25	126.6	154.7	49.71	205.98	4420
5	83	0.08	0.75	175	287.8	184	383.80	4796
6	233	0.08	0.75	149	261.6	158	339.90	4350
7	83	0.14	0.75	231	423	222	530.60	4028
8	233	0.14	0.75	230	409	227	521.00	3895

2.4.3. Résultats des essais de la rugosité

2.4.3.1. Influence de l'avance

L'évolution des différents critères de la rugosité (Ra, Rt, R_Z) en fonction de l'avance (f) pour un outil CBN, est présentée sur les graphiques de la figure 2.15.

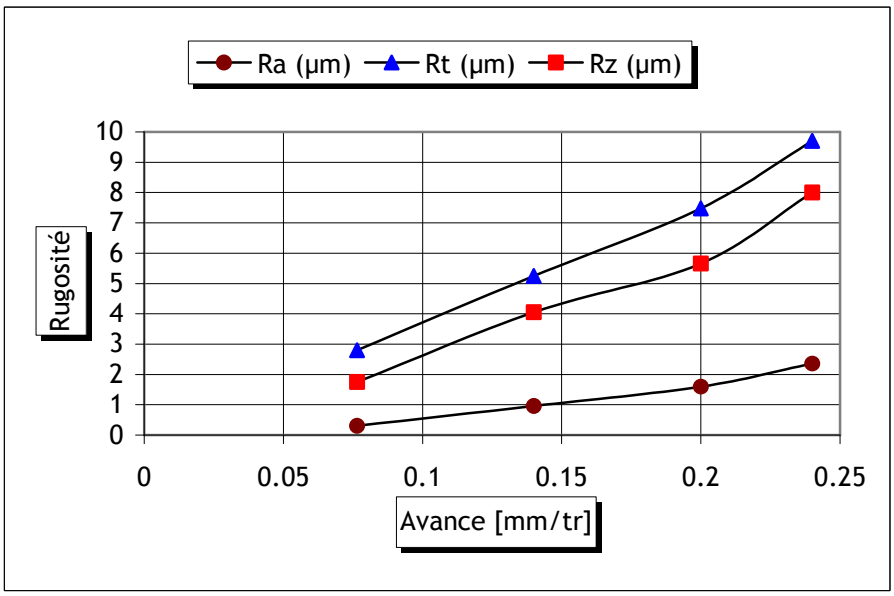


Figure 2.15 : Evolution de la rugosité en fonction de l'avance
(CBN ; Vc=118m/min ; a_p=0.5mm)

2.4.3.2. Influence de la profondeur de passe

De la même façon, en variant la profondeur de passe (ap) nous obtenons les courbes d'évolution suivantes (Fig. 2.16)

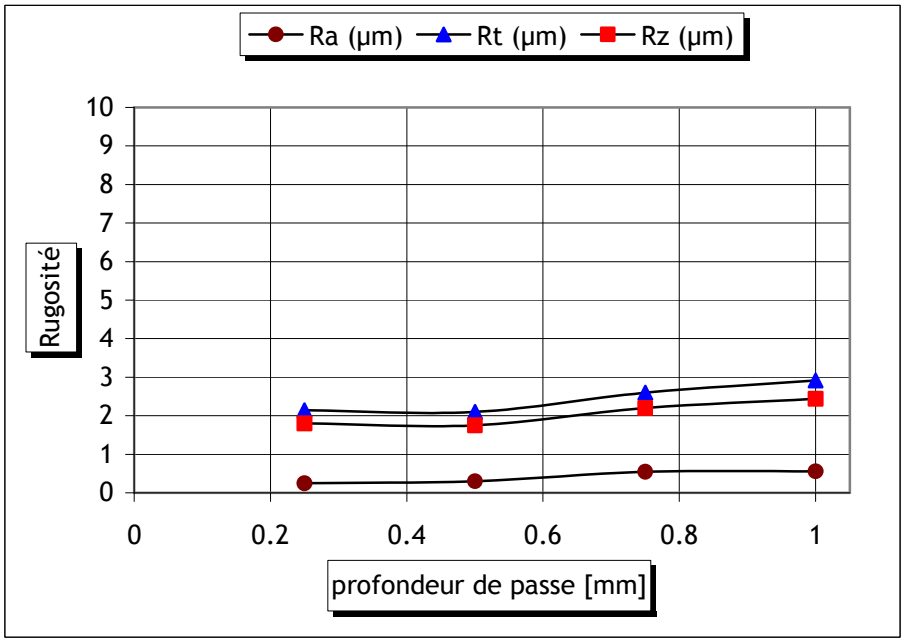


Figure 2.16 : Evolution de la rugosité en fonction de la profondeur de passe
(CBN ; Vc=118m/min ; f=0.08mm/tr)

2.4.3.3. Influence de la vitesse de coupe

L'évolution des trois critères de la rugosité (Ra, R, tR_Z) en fonction de la vitesse de coupe se traduit par les courbes de la figure suivante (Fig. 2.17.)

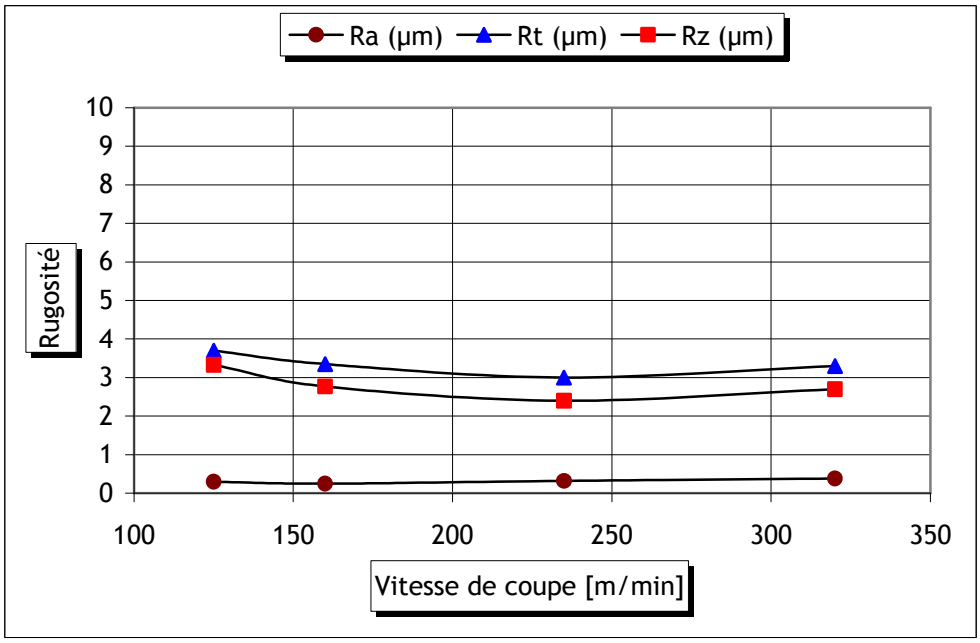


Figure 2.17 : Evolution de la rugosité en fonction de la vitesse de coupe
(CBN; f=0.08mm/tr; a_p=0.5mm)

2.4.3.4. Influence du temps d'usinage.

Les résultats obtenus expérimentalement qui concernent les différents critères de rugosité (Ra, Rt, R_Z), pour les deux matériaux à outil testés à savoir, la céramique mixte et le nitrure de bore cubique, sont illustrés sur les figures 2.18 à 2.23.

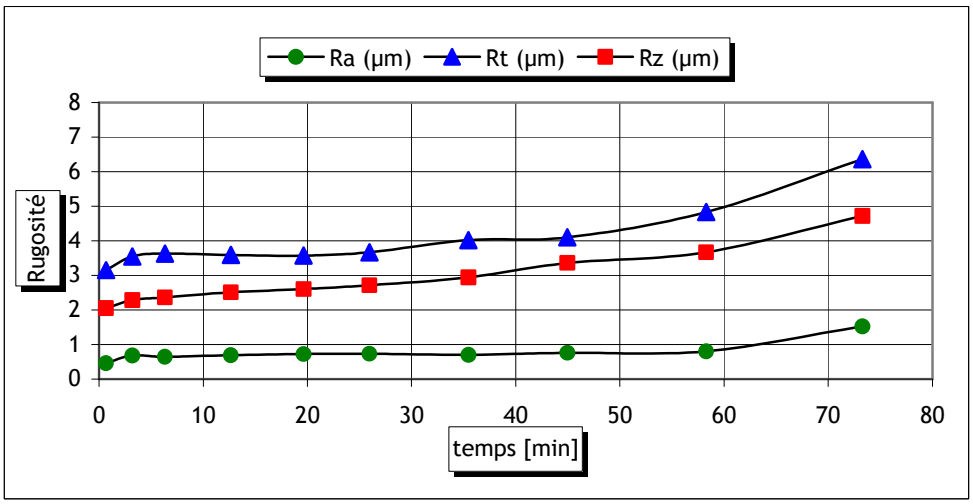


Figure 2.18 : Evolution de la rugosité en fonction du temps
(CBN ; Vc = 125m/min ; a_p=0.5mm ; f=0.08mm/tr)

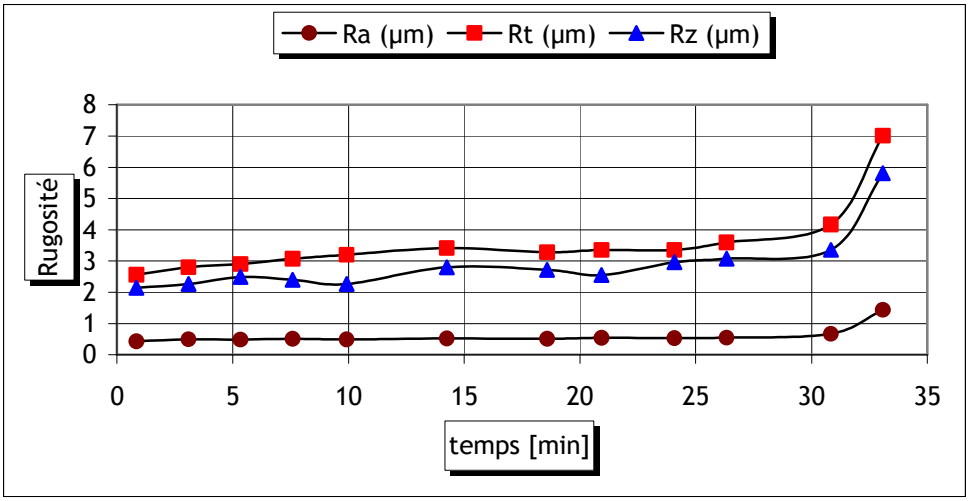


Figure 2.19 : Evolution de la rugosité en fonction du temps
(CBN ; Vc = 160 m/min ; a_p=0.5mm ; f=0.08mm/tr)

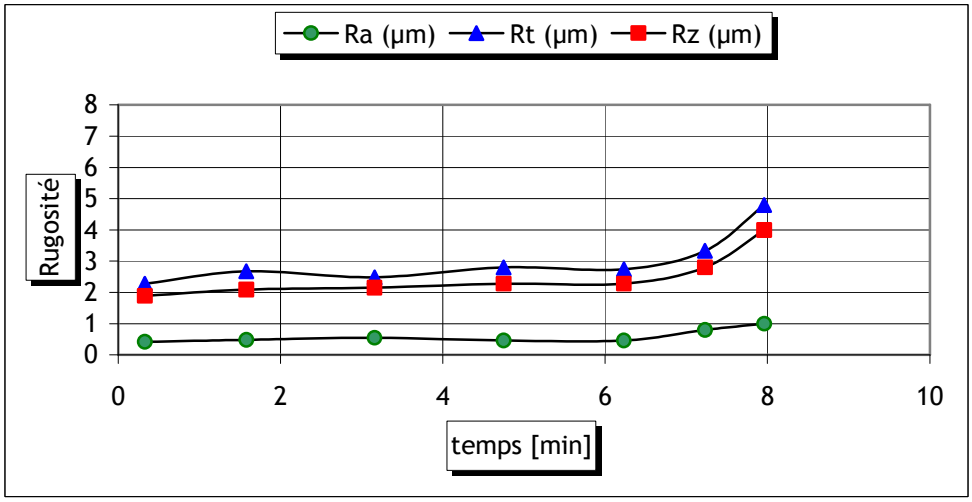


Figure 2.20 : Evolution de la rugosité en fonction du temps
(CBN ; Vc = 235 m/min ; a_p=0.5mm ; f=0.08mm/tr)

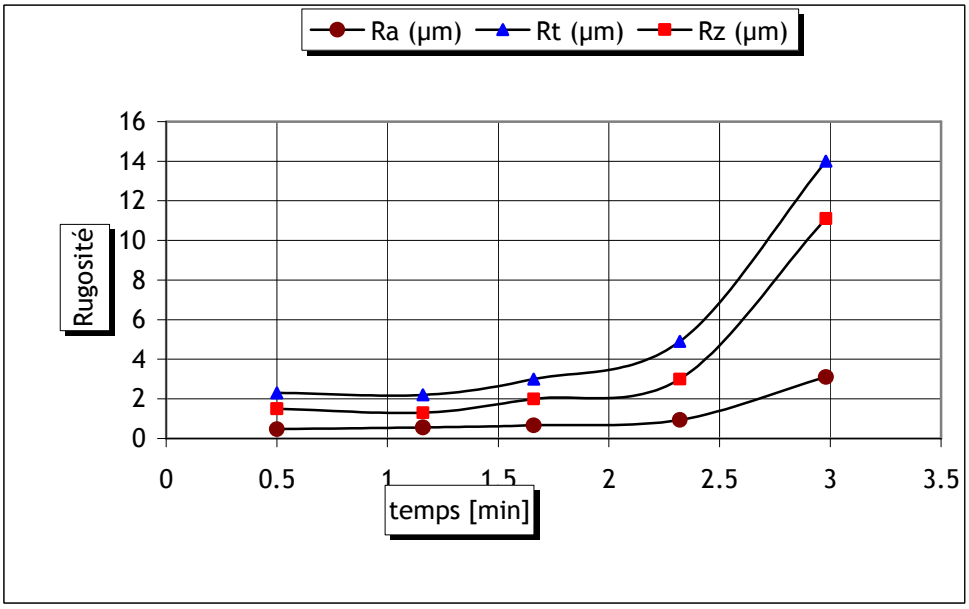


Figure 2.21 : Evolution de la rugosité en fonction du temps
(CBN ; Vc = 320 m/min ; a_p=0.5mm ; f=0.08mm/tr)

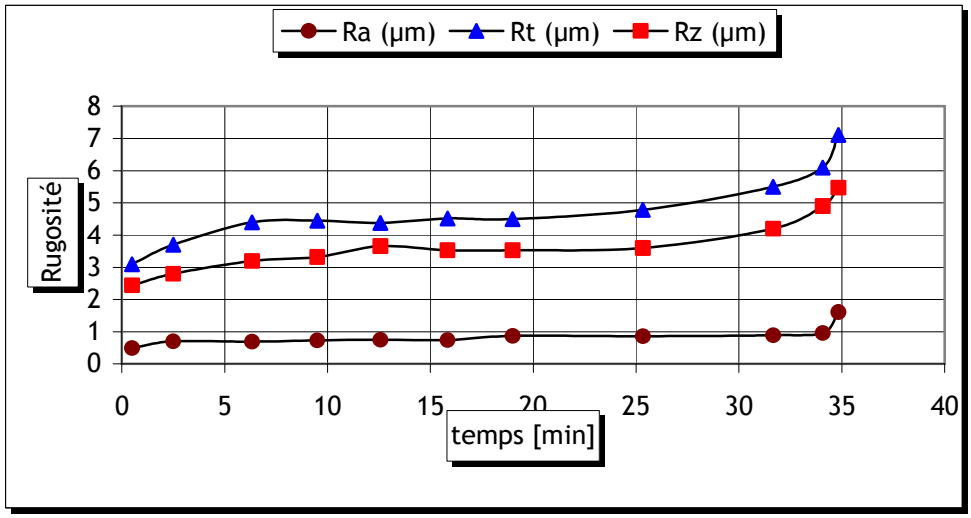


Figure 2.22 : Evolution de la rugosité en fonction du temps
(CC650 ; Vc = 125 m/min ; a_p=0.5mm ; f=0.08mm/tr)

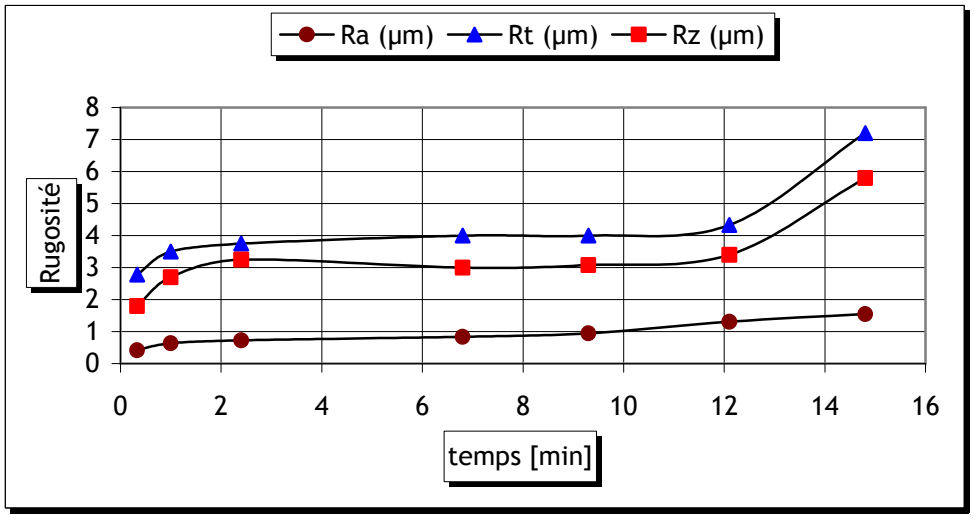


Figure 2.23 : Evolution de la rugosité en fonction du temps
(CC650 ; Vc = 145 m/min ; a_p=0.5mm ; f=0.08mm/tr)

2.4.3.5. Résultats des expériences de la rugosité suivant la méthode multifactorielle :

Les résultats de la variation des critères de la rugosité (Ra, Rz et Rt) pour les différentes combinaisons des éléments du régime de coupe (V_c, f, a_p) sont représentés dans le tableau 2.9.

Tableau 2.9 : Résultats des expériences suivant la méthode multifactorielle.

N°	Vc (m/min)	f (mm/tr)	a_p (mm)	Ra (µm)	Rt (µm)	Rz (µm)
1	83	0.08	0.25	0.42	2.8	2.13
2	233	0.08	0.25	0.39	2.6	2.1
3	83	0.14	0.25	0.89	4.96	4
4	233	0.14	0.25	0.61	4	3.4
5	83	0.08	0.75	0.85	4.1	3.16
6	233	0.08	0.75	0.39	2.9	2.3
7	83	0.14	0.75	0.92	4.5	4.1
8	233	0.14	0.75	0.62	3.86	3.3

2.5. EXPLOITATION ET ANALYSE DES RESULTATS

2.5.1. Exploitation des résultats de l'usure

2.5.1.1. Détermination de la durée de vie des deux matériaux testés :

Les durées de vie des différentes nuances de matériaux utilisés, correspondent au critère d'usure admissible adopté, $[VB]_{adm}$ = 0.3 mm. Ils sont déterminés graphiquement, a partir des points d'intersection de la droite VB = 0.3 mm avec les courbes d'usure VB = f (τ), on trace verticalement des droites qui donnent les valeurs des tenues sur l'axe du temps.

On regroupe les valeurs des tenues et les vitesses de coupe correspondantes aux différents matériaux de coupe utilisés, dans le tableau suivant :

Tableau 2.10 : Résultas des tenues des deux matériaux

Matériaux	Vc (m/min)	Tenues (min)
CBN TA201	125	71
	160	31.6
	230	7.2
	315	2.6
Céramique mixte CC650	127	34.5
	145	12.8
	164	1.2

2.5.1.2. Détermination des lois d'usure

L'optimisation des opérations d'usinage par outil coupant constitue la finalité concrète des études sur le processus de coupe dont elle justifie l'intérêt sur le plan industriel. Celui-ci se trouve accru avec le développement de l'automatisation qui se traduit par un accroissement de la part relative du temps d'enlèvement de copeaux dans le temps d'utilisation du poste de travail.

Quelque soient les objectifs retenus, dans la recherche de l'optimum on ne peut se passer de la connaissance des contraintes de production inhérentes à la nature du procédé. Celles-ci dépendent des performances propres aux moyens mis en œuvre et en particulier de la résistance à l'usure de l'outil utilisé.

Pratiquement, la loi d'usure d'un outil de coupe se traduit par une relation du type : $T = F(V_c, f, a_p)$. La détermination des coefficients du modèle de la loi d'usure des outils de coupe ne peut se faire correctement qu'en exploitant les résultats d'essais traditionnels dits de longue durée, qui sont plus proches de la réalité industrielle.

Toute fois, ceux-ci doivent être choisis judicieusement à fin de réduire leur nombre tout en permettant d'obtenir le maximum de renseignement. La loi d'usure des outils de coupe définit la variation du temps effectif de coupe T (min) en fonction des facteurs principaux de l'usinage.

1- Vitesse de coupe V_c (m/min) ;

2- Avance f (mm/tr) ;

3- profondeur de passe a_p (mm).

Pour les valeurs usuelles de ces trois facteurs, la loi d'usure est représentée généralement par le model suivant [7,41]:

$T = K. a_p^{l}. f^{m}. V_c^{n}$

K : facteur qui dépend du couple outil - pièce et du critère d'usure adopté.

l, m, n : exposants représentent le degré d'influence de chacun des éléments : (a_p, f, V_c).

En fixant a_p et f, nous obtenons : $T = C_v. V_c^{n}$; où : $C_v = K. a_p^{l}. f^{m}$.

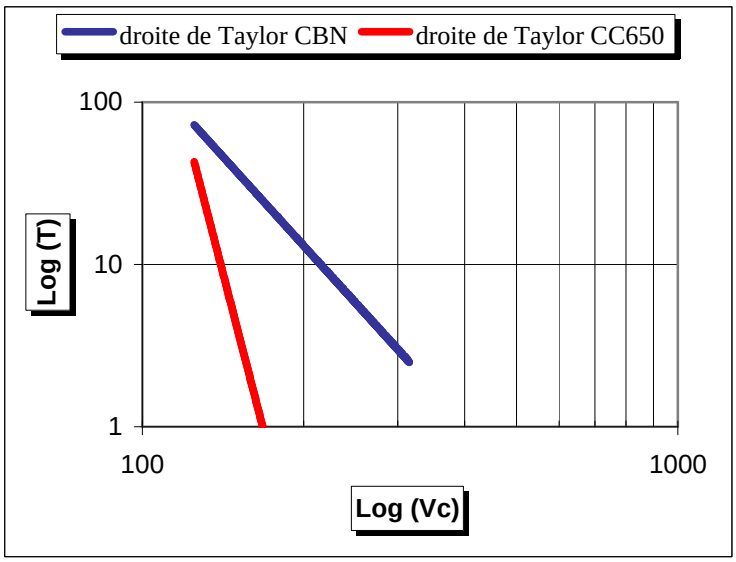


Figure 2.24 : Représentation des résultats dans une échelle bi-logarithmique.
(a_p=0.5mm ; f=0.08mm/tr)

Les modèles déduits des essais réalisés sont les suivants :

- Outil CBN : $T = \exp(21,875) / Vc^{3,6434}$ $R^2 = 0,9978$
- Outil Céramique : $T = \exp(67,067) / Vc^{13,064}$ $R^2 = 0,9371$

2.5.2. Exploitation des résultats des efforts de coupe

2.5.2.1. Détermination des modèles unifactoriels des efforts de coupe :

Le traitement des résultats expérimentaux obtenus (fig. 2.6-2.7-2.8), a permis la détermination des modèles mathématiques, exprimant la relation entre les différentes composantes de l'effort de coupe et chacun des paramètres du régime de coupe (V_c, f, a_p). La forme des modèles et choisie de façon à maximiser le coefficient de corrélation (tableau 2.11).

Tableau 2.11 : Modèles mathématiques des efforts (méthode unifactorielle).

Matériaux	Paramètres variables	Modèles déduits	Coefficient de corrélation (R^2)
Nitrure de bore cubique CBN TA201	Vitesse de coupe (m/min)	$F_{vc} = 52395.V_c^{-1,1361}$	0,982
		$F_f = 28843.V_c^{-0,9831}$	0,996
		$F_{ap} = 28843.V_c^{-0,9831}$	0,999
	Avance (tr/min)	$F_{vc} = -3540,4.f^2 + 2050,8.f + 9,4068$	0,983
		$F_f = -1602,1.f^2 + 970,78.f + 3,261$	0,924
		$F_{ap} = -2038,9.f^2 + 1548,9.f + 5,7515$	0,965
	Profondeur de passe (mm)	$F_{vc} = 32.a_p^2 + 164,8.a_p + 41,5$	0,983
		$F_f = 120.a_p^2 – 46.a_p + 53,5$	0,998
		$F_{ap} = 68.a_p^2 + 154,6.a_p + 68,75$	0,993

2.5.2.2. Détermination des modèles multifactoriels des efforts de coupe :

Le traitement des résultats expérimentaux obtenus (tab. 2.8), a permis la détermination des modèles mathématiques statistiques, exprimant la relation entre les différentes composantes de l'effort de coupe et les paramètres du régime de coupe ensemble (V_c, f, a_p).

Tableau 2.12 : Modèles mathématiques des efforts (méthode multifactorielle)

Matériau de coupe	Paramètres variables	Modèles mathématiques	Coefficient de détermination R^2
Nitrure de Bore Cubique CBN TA201	V_c, f, a_p	$F_{Vc} = (e^{8.16189}.f^{0.73053}.a_p^{0.84023}) / V_c^{0.09259}$	0,998
		$F_f = (e^{7.13694}.f^{0.38018}.a_p^{1.23770}) / V_c^{0.13186}$	0,992
		$Fa_p = (e^{7.30915}.f^{0.61642}.a_p^{0.45828}) / V_c^{0.11024}$	0,990

2.5.3. Exploitation des résultats de la rugosité

2.5.3.1. Détermination des modèles unifactoriels de la rugosité :

Le traitement des résultats expérimentaux obtenus (fig. 2.13, 2.14 et 2.15), a permis la détermination des modèles statistiques, exprimant la relation entre les différents critères de rugosité (Ra, Rz, Rt) et chacun des paramètres du régime de coupe (Vc, f et ap).

Tableau 2.13 : Modèles mathématiques de la rugosité (méthode unifactorielle).

Matériaux	Paramètres variables	Modèles	Coefficient de détermination (R^2)
CBN TA201	V_c	$Ra = 4E\text{-}06Vc^2 - 0{,}0013Vc + 0{,}3818$	0,834
		$Rt = 5E\text{-}05Vc^2 - 0{,}0246Vc + 5{,}9827$	0,999
		$Rz = 6E\text{-}05Vc^2 - 0{,}0316Vc + 6{,}2455$	0,986
	f	$Ra = 29{,}864f^2 + 2{,}9342f - 0{,}1007$	0,994
		$Rt = 49{,}442f^2 + 26{,}419f + 0{,}4206$	0,997
		$Rz = 58{,}448f^2 + 18{,}654f - 0{,}0189$	0,986
	a_p	$Ra = -0{,}18a_p^2 + 0{,}695a_p + 0{,}0663$	0,885
		$Rt = 1{,}44a_p^2 - 0{,}664a_p + 2{,}18$	0,943
		$Rz = 1{,}16a_p^2 - 0{,}502a_p + 1{,}8175$	0,923

2.5.3.1. Détermination des modèles multifactoriels de la rugosité :

Le traitement des résultats expérimentaux obtenus (tableau.2.9), a permis la détermination des modèles, exprimant la relation entre les différents critères de rugosité (Ra, Rz, Rt) et les paramètres du régime de coupe (Vc, f et a_p).

Tableau 2.14 : Modèles mathématiques de la rugosité (méthode multifactorielle)

Matériaux	Paramètres variables	Modèles	Coefficient de détermination (R^2)
CBN TA201	V_c, f, a_p	$R_a = e^{0.0248} \cdot a_p^{0.183} \cdot f^{0.777} \cdot Vc^{-0.370}$	0,797
		$R_t = e^{2.297} \cdot a_p^{0.087} \cdot f^{0.617} \cdot Vc^{-0.035}$	0,801
		$R_z = e^{2.117} \cdot a_p^{0.116} \cdot f^{0.774} \cdot Vc^{-0.162}$	0,897

2.5.4. Analyse des résultats des efforts de coupe :

Les résultats présentés sur les figures 2.8 et 2.12, montrent qu'une augmentation de la vitesse de coupe conduit à une diminution des composantes de l'effort de coupe ainsi que de l'effort total et de la pression spécifique de coupe, ceci est probablement dû à l'élévation de la température dans la zone de coupe qui rend le métal travaillé plus plastique. Il est à noter aussi que les vitesses de coupes employées ne favorisent pas l'apparition de l'arête rapportée. Cette diminution des efforts est d'autant plus marquée pour les faibles vitesses, en effet une élévation de la vitesse de 125 à 160 m/min, soit 28% conduit à une diminution de l'effort de coupe total de 356 à 273 N, soit 23% ; alors qu'une élévation de la vitesse de 235 à 324 m/min, soit 37% conduit à une diminution de l'effort de coupe totale de 172 à 136 N, soit 20%.

Les résultats de l'influence de l'avance par tour sur les efforts et la pression spécifique de coupe (figures 2.6 et 2.13), montrent une augmentation des efforts de coupe avec l'augmentation de l'avance, puisque cette dernière accroît la section du copeau cisaillée, d'où le métal résiste plus à la rupture et nécessite un effort plus grand pour l'enlèvement du copeau. Tandis que la pression spécifique de coupe présente une diminution jusqu'à 0,2 mm/tr, puis tend vers l'augmentation, comme la pression spécifique Kc est le rapport de l'effort tangentiel sur la section du copeau : $Kc = F_{Vc}/(f \times a_p)$, l'augmentation de l'avance provoque d'une part l'augmentation de l'effort tangentiel de coupe qui augmente la pression spécifique de coupe et d'autre part l'augmentation de la section du copeau qui diminue la pression spécifique de coupe,

dans notre cas l'augmentation de l'effort tangentiel de coupe est prépondérante pour les avances inférieures à 0,2 mm/tr.

Les figures 2.7 et 2.14 qui présentes les résultats de l'évolution des efforts et de la pression spécifique de coupe en fonction de la profondeur de passe montrent une nette augmentation des efforts de coupe avec l'augmentation de la profondeur de passe à cause de l'augmentation de l'épaisseur du copeau et par conséquent l'augmentation du volume du métal déformé, cette augmentation est presque linéaire. Alors que la pression spécifique de coupe chute jusqu'à la profondeur 0,5 mm, puis tend à se stabiliser ceci est au double effet de la profondeur de passe qui augmente d'une part la valeur de l'effort de coupe et d'autre part la section du copeau cisaillé.

Les résultats des essais du suivi des efforts de coupe en fonction du temps d'usinage à différentes vitesses de coupe (figures 2.9 à 2.11), montrent que les composantes de l'effort évoluent en fonction du temps de coupe. Ceci est une conséquence de l'évolution de l'usure de la partie active de l'outil, puisque dans ce cas la surface de contact entre l'outil et la pièce augmente ce qui augmente les forces de frottements qui s'ajoutent aux efforts de coupe. Aussi on remarque que la valeur des efforts de coupe n'est pas stable, ceci est du au mécanisme de formation du copeau, en effet l'arrachement du copeau est précédé de déformations élastiques et plastiques cycliques, qui va causer une perturbation de la valeur de l'effort de coupe.

2.5.5. Analyse des résultats de la rugosité :

Les différents résultats obtenus témoignent de la bonne qualité de surface réalisée par le CBN TA201 lors de l'usinage du 45NiCrMo16 trempé. En effet les rugosités obtenues ($f \leq 0,2$ mm/tr) sont comparables à celles obtenues par rectification :

Tableau 2.15 : Comparaison entre la rugosité obtenue en tournage avec CBN TA201 et la rectification.

Procédés d'usinage	Ra (µm)	Rt (µm)	Rz (µm)
Tournage avec CBN TA201	0,25 ÷ 1,60	2,40 ÷ 7,48	1,80 ÷ 5,66
Rectification	0,2 ÷ 1,6	4 ÷ 10	0,5 ÷ 4,0

Les performances du CBN TA201 sont principalement dues à la grande dureté et la stabilité chimique aux températures élevées.

Les modèles déduits dans cette étude sont en bonne corrélation avec les expériences puisque les coefficients de corrélation sont assez élevés ($R^2 = 0,797$ à $0,999$), ces modèles sont très utiles pour faire une étude économique d'une opération de tournage en prenant l'état de surface comme contrainte technologique, et permettent aussi de posséder un ensemble de données sur les facteurs du régime de coupe afin d'obtenir la productivité optimale.

L'influence de la vitesse de coupe n'est pas vraiment significative, en effet les résultats obtenus (fig. 2.17) montrent que l'état de surface de l'acier 45NiCrMo16 s'améliore jusqu'à la vitesse ≈240m/min, puis tend à se détériorer quant la vitesse de coupe augmente. L'amélioration de la rugosité s'explique par le fait que la matière usinée est peu ductile (acier trempé à 55HRC) et les vitesses de coupe choisies sont élevées, ce

qui ne favorise pas la formation de l'arête rapportée, Donc il n'y a pas la dégradation de l'état de surface par l'adhésion de particules ou fragments du copeau sur la surface déjà usinée. Alors que l'état de surface se dégrade lors de l'usinage avec des vitesses de coupe très élevées à cause de l'usure intense de l'arête de coupe.

L'avance par tour possède l'effet le plus important, en effet sur la courbe d'évolution de la rugosité en fonction de l'avance (fig. 2.15), on constate une augmentation importante des différents critères de la rugosité avec l'augmentation de l'avance. D'autre part l'exposant de ce paramètre dans les modèles déduits (Tab. 2.12.) possède la valeur la plus grande en valeur absolue. Ceci est principalement du à la cinématique de coupe.

La profondeur de passe possède une influence assez réduite sur la rugosité, les résultats des essais montrent (fig. 2.16) que la profondeur de passe apporte une légère augmentation des critères de rugosité usinées.

Les résultats des essais de la rugosité en fonction du temps de coupe à différentes vitesses de coupe (figures 2.18 à 2.23) montrent, que la rugosité n'est pas uniforme, mais évolue en fonction du temps de coupe. En effet chacune des différentes courbes peut être divisée en trois parties principales, à savoir une évolution rapide, puis une stabilisation (évolution lente) de la rugosité et en fin une dégradation rapide de l'état de surface, qui correspondent respectivement à la période de rodage de la partie active de l'outil de coupe, la période de l'usure normale de l'outil et en fin la période de l'usure catastrophique.

Chapitre 3

ETUDE DE LA FORMATION DU COPEAU

3.1. INTRODUCTION

La mesure de la sévérité vibratoire permet de savoir si le comportement vibratoire d'une machine dépasse les limites admissibles. Mais au vu des résultats, il n'est pas possible d'émettre une hypothèse sur les causes et les excitateurs de vibration. Ces informations ne pourront être obtenues qu'en réalisant une analyse en fréquence. Le diagnostic vibratoire est basé sur l'identification du phénomène mécanique, à la fréquence de vibration qu'il génère. Pour cela il faut donc représenté la vibration dans l'espace des fréquence; cette opération se réalise mathématiquement en effectuant une transformée de Fourier du signal temporel, dont le résultat est appelé spectre fréquentiel. Chaque composant du spectre correspond à une fréquence caractéristique bien définie (déséquilibre, résonance, engrènement…).

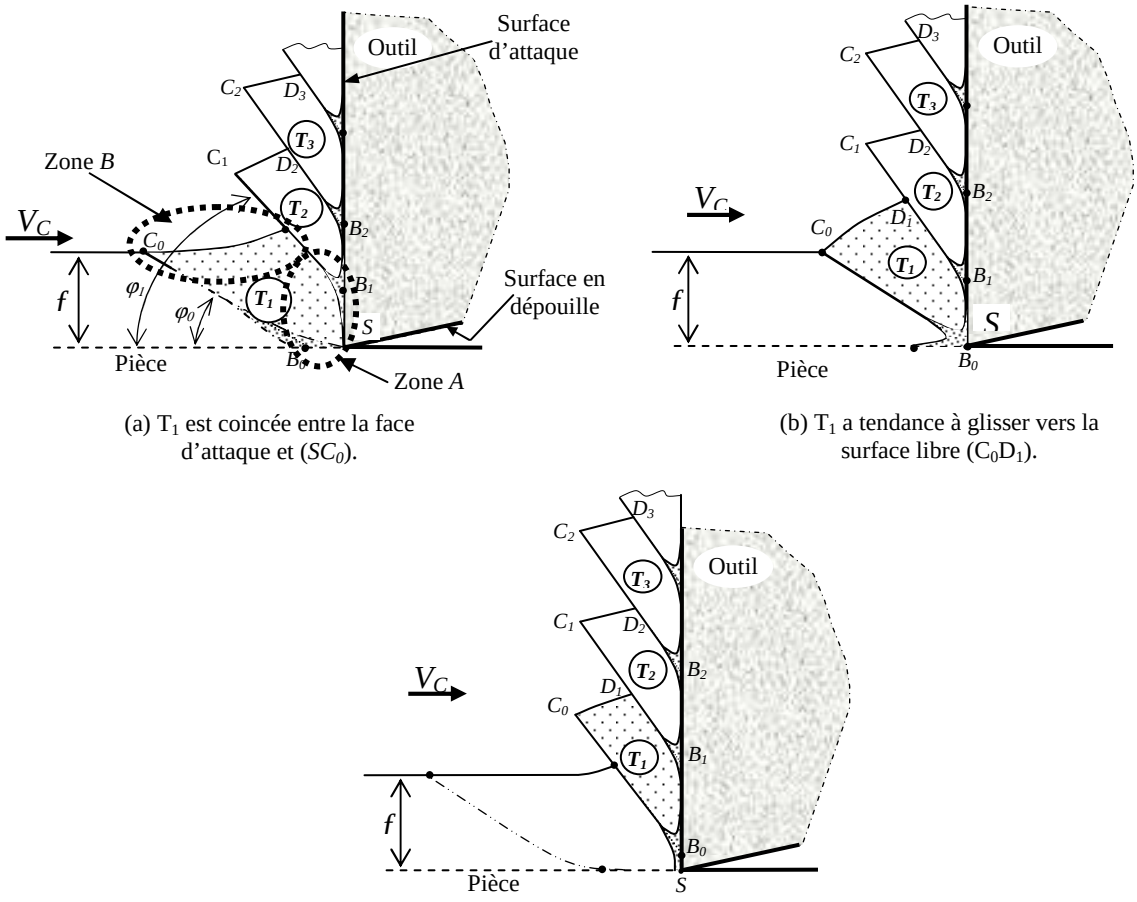
Puisque la formation du copeau en dents de scie présente un aspect intéressant du point de vue scientifique et afin d'avoir une compréhension physique de la formation du copeau en dents de scie, il semble être essentiel d'expliquer la façon, dont ce genre de copeau est formé.

3.2. FORMATION DU COPEAU EN DENT DE SCIE

Pour des raisons de commodité, nous proposons d'étudier la formation du copeau en dents de scie dans un plan perpendiculaire à l'arrête de coupe comme représenté sur la figure 3.1. Cette figure récapitule le cycle de formation d'une dent T_1. L'étape initiale est caractérisée par une compression et un gonflement de la nouvelle dent (C_0 B_0 B_1 D_1), où deux zones sont notés, A et B, la Zone A proche de la pointe S de l'outil, est soumise à des efforts de niveau élevé. En conséquence, cet endroit est coincé entre la face d'attaque de l'outil et la limite (SC_0). À mesure que le temps de coupe augmente, la matière coincée a tendance à s'échapper vers le côté libre (C_0D_1). Selon König [5] ce stade de déformation de T_1, peut être accompagnée d'une fissure initiée au point C_0.

D'ailleurs, dans son article [20], John Barry présente une photographie d'un quic-stop qui montre des déformations à niveau élevé selon la ligne (C_1D_1). Le métal sera repoussé vers la zone B loin de la pointe d'outil, ce qui provoque une bosse sur la surface libre (C_0D_1) et un état de glissement de T_1 suivant le plan du cisaillement (direction B_iC_i).

Dans ce cycle, une grande quantité de travail non élastique est transformée en chaleur. Cet état, causera un adoucissement thermique du matériau situé dans la zone primaire de déformation. Le phénomène d'adoucissement thermique est plus prononcé dans le cas des matériaux durcis qui ont de mauvaises caractéristiques thermiques [42-44].



(a) T_1 est coincée entre la face d'attaque et (SC_0).

(b) T_1 a tendance à glisser vers la surface libre (C_0D_1).

(c) T_1 glisse et prend la forme d'une dent de scie.

Figure 3.1. Formation du copeau en dents de scie.

En conclusion, la succession de différents cycles aboutit à la formation d'un copeau en dents de scie. Chaque dent est limitée entre deux plans de cisaillement et la distance C_iC_{i+1}, appelée également Δx_{Cop} est une caractérisation de la périodicité des dents de scie. Il est important de noter aussi que la section du copeau ne sera pas constante puisque l'épaisseur de ce copeau varie de e_{cMin} à e_{cMax}. Cette variation de la section du copeau aura certainement, une influence considérable sur la variation des efforts de coupe et de la vitesse d'évacuation du copeau aussi.

Bien qu'il y ait beaucoup d'articles significatifs et différentes méthodologies adoptées pour l'étude de la formation des copeaux en dents de scie, on note qu'il y a peu de travaux traitant leurs effets sur les composantes de l'effort de coupe et la qualité des surfaces usinées, particulièrement en tournage dur.

Dans ce cadre, le travail actuel est concentré sur la compréhension de la genèse du copeau en dents de scie résultant du tournage de l'acier durci 35NiCrMo16. Dans cet objectif on adopte une méthodologie qui est basée sur l'acquisition à haute fréquence de l'effort de coupe et le calcul de la fréquence d'apparition des plans de cisaillement à partir de mesures géométriques sur le copeau, ceci pour différentes vitesses de coupe et avances par tour.

3.3. DESCRIPTION DE LA PROCEDURE EXPERIMENTALE

Le travail consiste donc à étudier la fréquence de formation des plans de cisaillement. Pour cela, en premier, nous avons effectué des mesures à haute fréquence, des signaux des efforts de coupe. Au cours de l'usinage on fait l'acquisition du signal de chacune des trois composantes de l'effort de coupe, il s'agit d'une acquisition à haute fréquence (f_e = 45000 Hz, $\tau_e \approx 22$ µs), cette fréquence d'échantillonnage f_e permet d'avoir un signal qui contient des informations sur des phénomènes ce produisant à haute fréquence pendant la coupe, c'es à dire des phénomènes de la dynamique de coupe. D'après le théorème de shanon, à une telle fréquence d'échantillonnage, il est possible de détecter les phénomènes se produisant jusqu'à 20 kHz.

Après, on effectue des mesures géométriques sur le copeau, qui permettent d'estimer la fréquence d'apparition des plans de cisaillement. En fin, la fréquence liée à l'apparition de facettes sur la surface usinée est calculée.

3.3.1 Acquisition, à une haute fréquence, des efforts de coupe

La figure 3.2 représente le signal d'une composante de l'effort de coupe acquis en temps réel (*fe* = 45 kHz). Sur le signal temporel de l'effort, nous constatons que l'intensité n'est pas constante en fonction du temps de coupe. Elle est caractérisée par une largeur de bande de force ΔF.

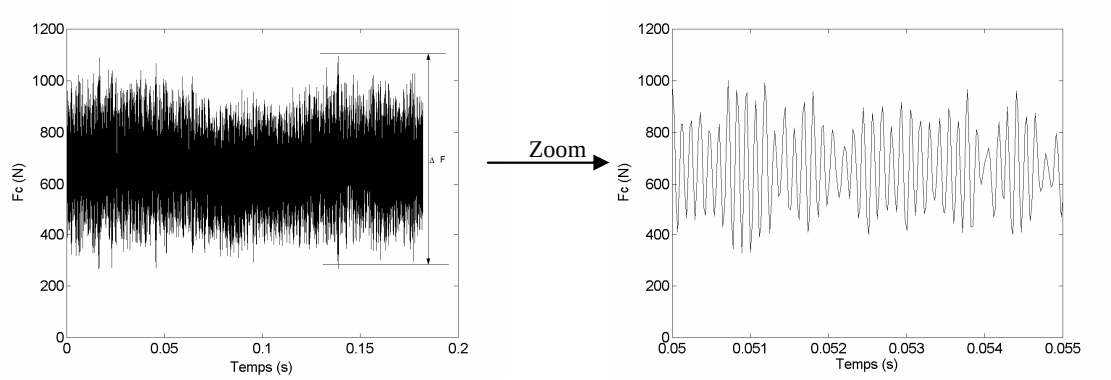


Figure 3.2. Evolution de l'effort F_C en fonction du temps
(V_C = 80 m/min, f = 0.125 mm/tr., a_P = 1.65 mm)
(35NCD16-52HRC/CBN CB20)

Pour ces signaux temporels, nous avons effectué une représentation fréquentielle en utilisant la Transformée de Fourier Rapide (FFT) présenté sur la figure 3.3 où il est facile de noter la présence d'un pic important à une fréquence, de F_{HZSE} (spectre des efforts de coupe) égale à 8262 Hz, avec un niveau de puissance le plus élevée. C'est clairement la fréquence la plus élevée identifiée.

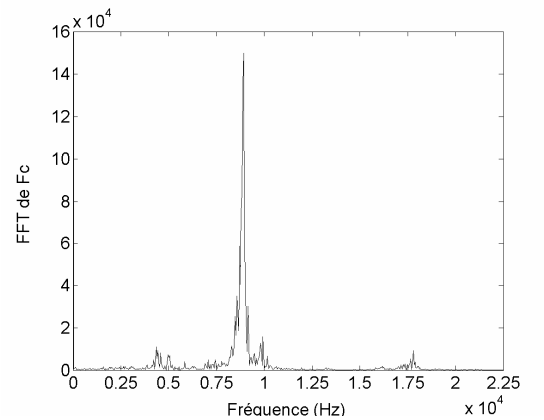


Figure 3.3. Représentation de la FFT du signal de l'effort Fc.
(V_C = 80 m/min, f = 0.125 mm/tr., a_P = 1.65 mm)
(35NCD16-52HRC/CBN CB20)

3.3.2 Mesure géométrique sur le copeau basée sur des observations microscopiques

Le but de cette section est de proposer une méthode de calcul de la fréquence d'apparition des plans de cisaillement pendant l'usinage, basé sur des mesures géométriques effectuées sur le copeau à l'aide d'un microscope d'atelier.

En considérant une vitesse moyenne d'évacuation du copeau sur la face d'attaque de l'outil V_{cop} et la distance Δx_{Cop} mesurée entre deux plans de cisaillement, (figure 3.4.) la fréquence suivante peut être établie :

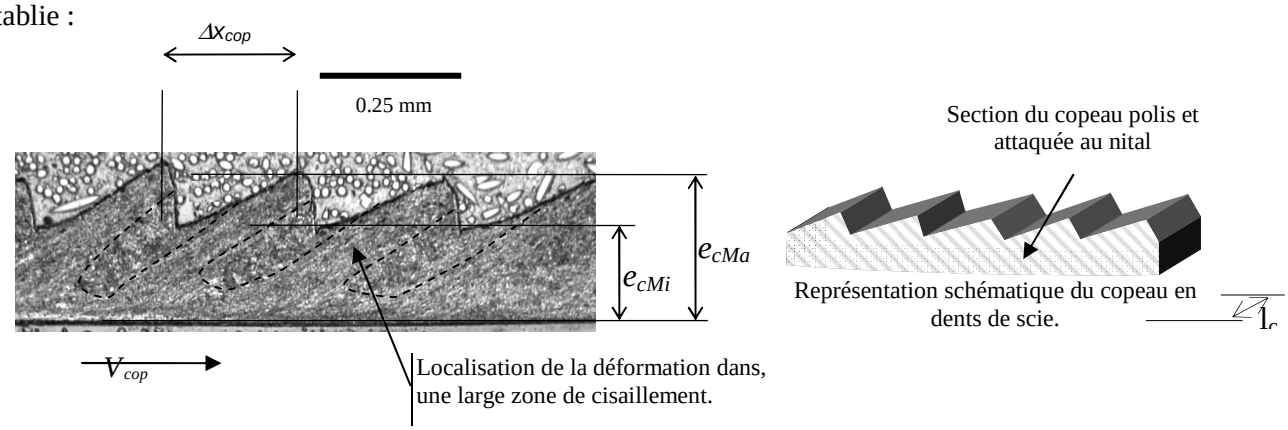


Figure 3.4. Géométrie du copeau en dent de scie de l'AISI 4340 (47 HRC)
(V_C = *120 m/min, f = 0.2 mm/tr, ap=1 mm*)
(NB: cette image a été traitée par modification du contraste et de la luminosité)

$$F_{HZGC} = \frac{100\ V_{cop}}{6\ \Delta x_{Cop}} \tag{3.1}$$

où

F_{HZGC} : fréquence de formation des plans de cisaillement, d'après la géométrie du copeau, Hz,

V_{cop}: vitesse moyenne d'évacuation du copeau sur la face d'attaque de l'outil, m/min

Δx_{Cop} : la distance entre deux plans de cisaillement consécutifs, mesuré dans la direction la face d'attaque de l'outil, mm.

En supposant que la masse du métal déformée pendant l'usinage est constante, on peu écrire :

$$\rho_1 V_c \; f \; a_p = \rho_2 V_{cop} \; e_c \; l_c \tag{3.2}$$

où

ρ_1 et ρ_2 : masses volumique du métal avant et après déformation, kg/cm^3,

V_C: vitesse de coupe, m/min,

V_{cop}: vitesse moyenne d'évacuation du copeau sur la face d'attaque de l'outil, m/min,

a_p : profondeur de passe, mm. l_c : largeur du copeau, mm.

f : avance par tour, mm/tr. e_c : épaisseur moyenne du copeau, mm.

avec $e_c = \frac{e_{cMax} + e_{cMin}}{2}$

En considérant que le matériau est incompressible, le rapport $\frac{\rho_1}{\rho_2}$ est égal à l'unité. En conséquence, la vitesse moyenne d'évacuation du copeau sur la face d'attaque de l'outil est donnée par :

$$V_{Cop} = V_c \frac{f \; a_p}{e_c \; l_c} \tag{3.3}$$

Deux paramètres de travail sont considérés dans cette compagne d'essais, la vitesse de coupe et l'avance par tour ; La profondeur de passe étant maintenue constante. Deux séries d'expériences ont été menées :

3.4. Essais de chariotage :

La première série concerne le chariotage de rondins d'acier de diamètre $D_{pièce}$ = 70 mm. Le matériau usiné est le 35NCD16 traité thermiquement à 47HRC.

L'usinage s'effectue avec des plaquettes en carbure revêtu CNMA 12 04 04 AC700G de Sumitomo Electric (ISO K15, T_iCN-Al_20_3), dont la géométrie de coupe est résumée dans le tableau suivant :

χ_r	γ	α	λ	r_ε
95°	-6°	6°	-6°	0.4

La figure 3.5., ci-dessous présente la configuration d'usinage utilisée.

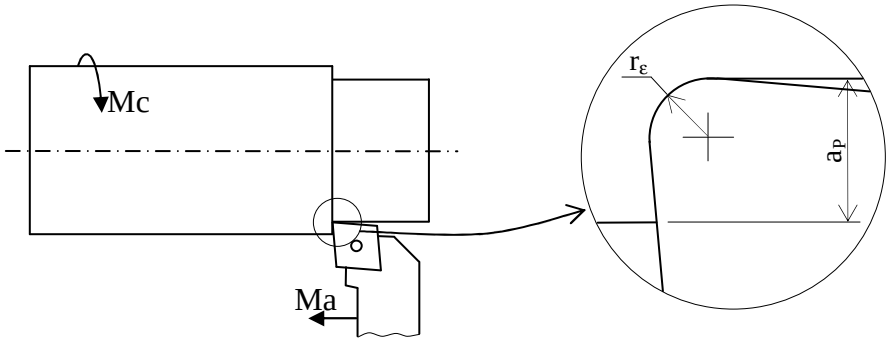


Figure 3.5. Configuration d'usinage (Série 2-1)

La vitesse de coupe et l'avance par tour varient respectivement comme suit :

V_C = 60 à 120 m/min. et f = 0.2 à 0.47 mm/tr.

La profondeur de passe est maintenue constante ap = 1 mm.

3.5. Essais d'usinage des disques :

Dans la seconde série il s'agit de l'usinage de disque en acier faiblement allié 35NiCrMo16 traité thermiquement à 52 HRC.

Les plaquettes utilisées sont en CBN CNMA 12 04 04 S01020 CB20 de Sandvick Coromant, la géométrie de coupe est résumée dans le tableau suivant :

χ	γ_n	α	λ
90°	-6°	6°	-6°

La vitesse de coupe et l'avance par tour varient comme suit, V_C = 60 à 180 m/min. f = 0.05 à 0.2 mm/tr.

L'épaisseur des disques correspondant dans notre cas d'usinage à la profondeur de passe est ap = 1.65 mm.

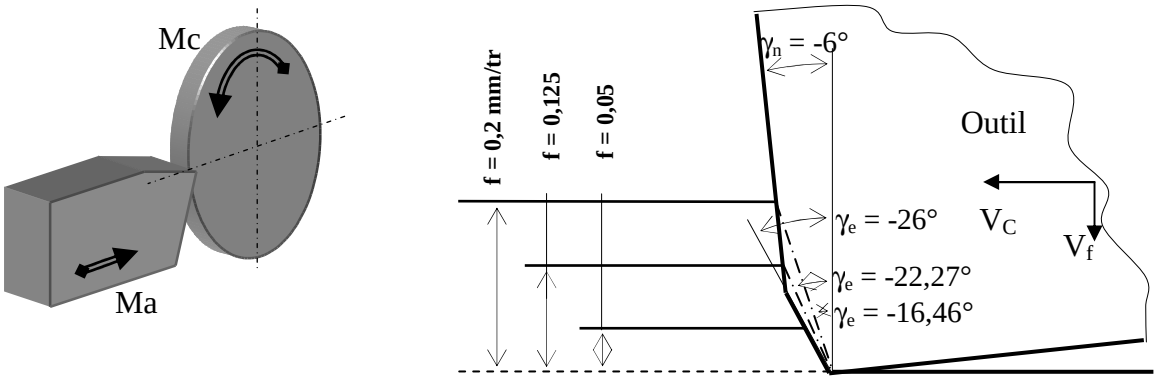


Figure 3.6. Géométrie de coupe pour les différentes avances (Série 2-2)

L'angle d'attaque nominal est γ_n= -6°, mais en tenant compte du chanfrein de préparation de l'arête de coupe (20° sur 0,1 mm), pour une avance par tour f < 0,1 mm/tr, le contact du copeau sur la face de coupe de l'outil n'a lieu que sur la partie du chanfrein et par conséquent l'angle d'attaque effectif est γ_e = -26°, alors que dans le cas d'une avance f > 0,1 mm/tr, le contact entre le copeau et la surface d'attaque dépasse le chanfrein et l'angle d'attaque réel dépend de la valeur de f, comme indiqué sur la figure.

Pour les deux série d'essais, l'usinage est réalisé sur un tour universel galliques 20, d'une puissance de 20kW

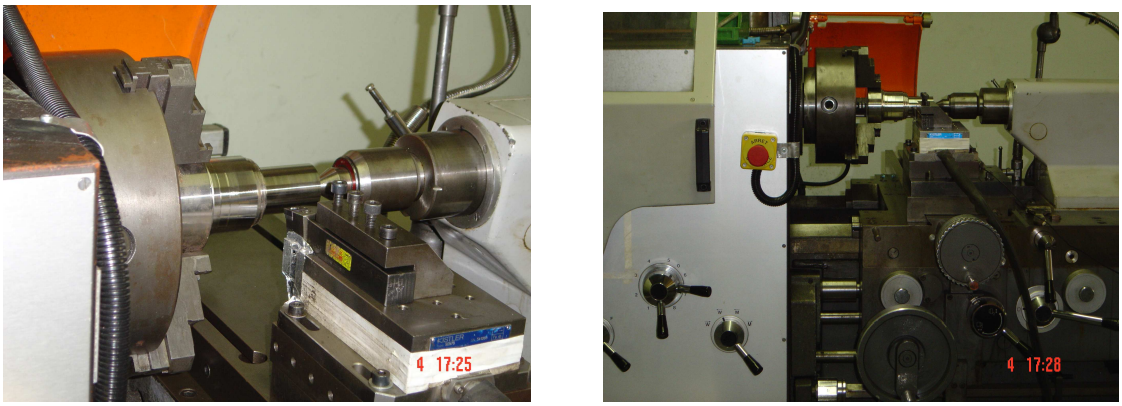


Figure 3.7. Tour universel gallique 20

Sur ce dernier une étude d'analyse modale a été menée, afin de déterminer les fréquences propres du système d'usinage. Les résultats des fréquences propres du système sont présentés en annexe.

La chaîne de mesure se compose d'un dynamomètre Kistler type 9257B, d'un amplificateur de charge Kistler type 5015, et une carte d'acquisition de données à haute fréquence Ni-4472 de National Instrument. L'acquisition des données et le traitement des signaux ont été effectués avec le logiciel LabView.

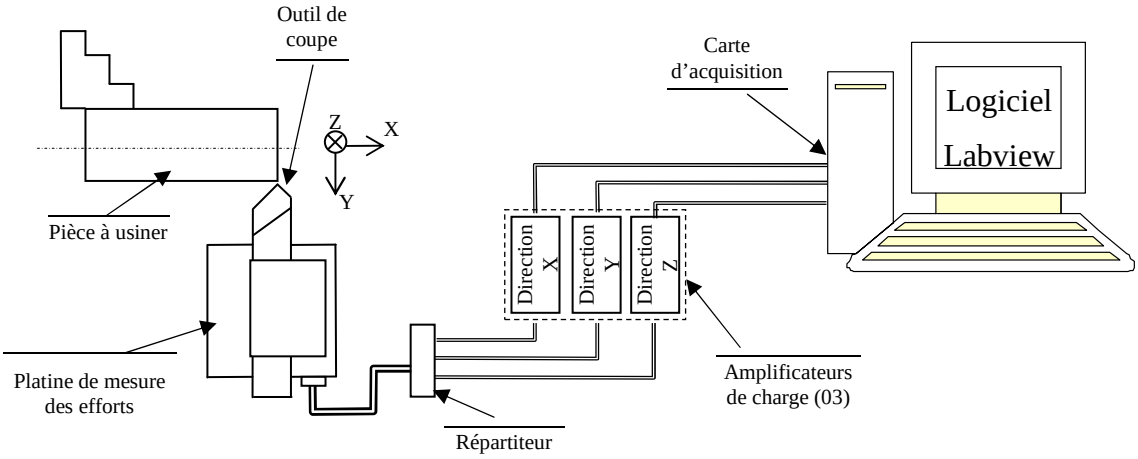


Figure 3.8. Schéma de principe de la chaîne de mesure.

Afin de les examiner, les copeaux sont enrobés dans la résine, puis polis et en fin traités chimiquement, ce qui a été réalisé au niveau du laboratoire GEM-PPM de l'INSA de Lyon.

Les différentes mesures sur le copeau sont réalisées sur un microscope d'atelier, équipé d'une tablette à déplacements croisés, dont la précision est de 1/100 mm.

3.6. RESULTATS OBTENUS

3.6.1. Résultats des efforts de coupe

Au début nous nous sommes intéressés à la valeur moyenne des composantes de l'effort de coupe, ainsi qu'à l'amplitude de variation de ces composantes. Dans le tableau 3.1 sont présentés les résultats concernant la valeur moyenne de chaque composante de l'effort de coupe (effort axial Fa, effort radial Fr et effort tangentiel Fc), ainsi que l'amplitude de variation de chaque effort, ceci pour les différentes combinaisons de Vc et f, lors de l'usinage de l'acier 35NiCrMo16 à 47 HRC avec des plaquettes en carbure revêtu.

Tableau 3.1. Variation des efforts de coupe en fonction de la vitesse de coupe et de l'avance par tour. (Usinage de l'acier 35NiCrMo16 à 47HRC avec outil en carbure AC700G)

Vc, m/min	f, mm/tr	Fa, N	ΔFa, N	Fr, N	ΔFr, N	F_C, N	ΔF_C, N
60	0.40	609	150	397	200	1122	350
80		586	285	394	400	1102	550
100		552	350	380	430	1035	450
120		527	450	362	585	0991	600
80	0.20	427	90	233	90	0624	130
	0.30	494	190	297	190	0817	225
	0.40	586	285	394	400	1102	550
	0.47	602	325	445	425	1207	535
100	0.20	427	135	231	120	611	160
	0.30	501	320	302	280	840	310
	0.40	556	650	386	650	1033	650
	0.47	572	445	415	475	1165	450

Les figures 3.9, illustre la variation de la valeur moyenne des composantes de l'effort de coupe en fonction de la vitesse de coupe et de l'avance par tour.

Pour les deux groupes d'essais on remarque que l'effort augmente considérablement en fonction de l'avance par tour, ceci est principalement due à l'augmentation de la section du copeau. Comparé à l'effet de l'avance par tour, les composantes de l'effort diminuent légèrement avec l'augmentation de la vitesse de coupe, sauf dans le cas où l'avance par tour est de 0.125 mm/tr, on assiste à une diminution brusque des composantes de l'effort à partir de la vitesse Vc de 60 m/min, car c'est une vitesse relativement basse où l'on assiste à des efforts très importants exercés sur la partie active de l'outil, cette décroissance brusque ou décrochement permet de désigner la vitesse la plus petite, correspondant à couple outil-matière, afin d'éviter d'exercer des pression importante sur l'outil.

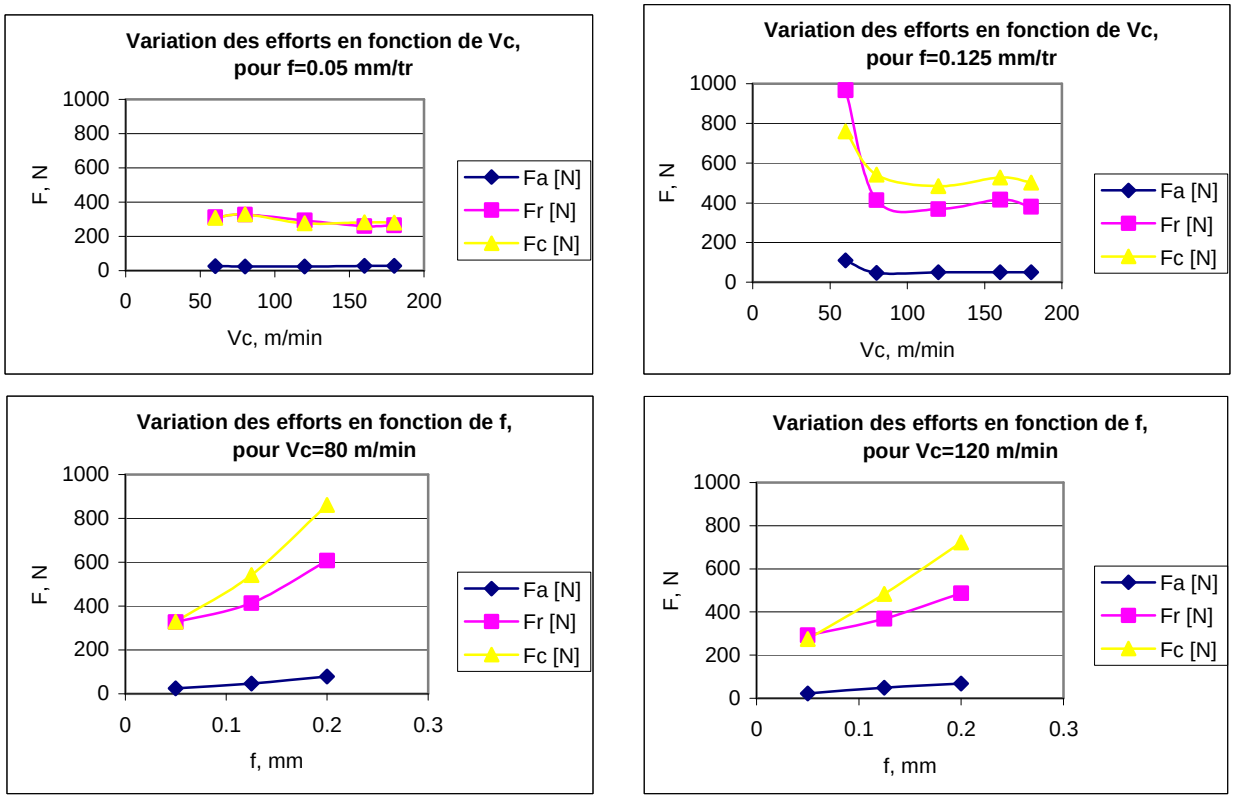


Figure 3.9. Evolution des composantes de l'effort de coupe en fonction de Vc et f.
Usinage du 35NiCrMo16 à 52 HRC, avec un outil CBN (CB20 de sandvick), ap = 1,65 mm.

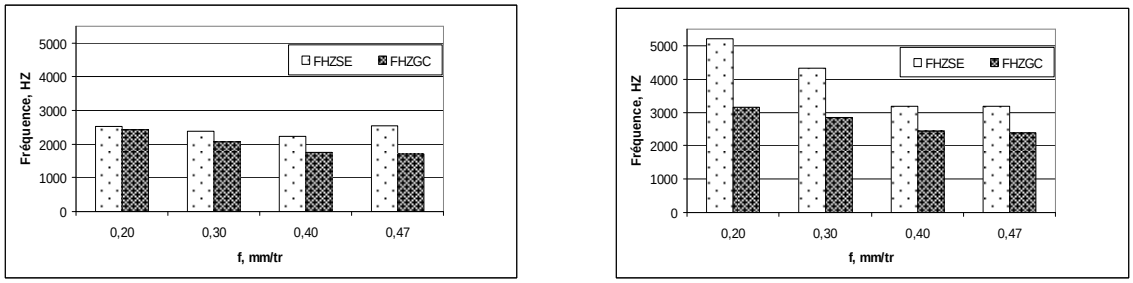
Cette même variation est constatée pour la variation d'amplitude (ΔFa, ΔFr, ΔFc) de chacune des composantes de l'effort de coupe.

Aussi il est à remarquer que, dans le second groupe d'essais, la composante axiale de l'effort est négligeable devant les deux autres composantes, puisque nous nous rapprochons plus du cas de la coupe orthogonale.

3.6.2. Variation des fréquences de cisaillement

Dans ce qui suit, nous avons l'intention d'établir un rapport, pour des conditions de coupe données, entre la fréquence expérimentale d'après le spectre des efforts (F_{HZSEC}) et la fréquence calculée d'après les mesures géométriques sur les copeaux rassemblés après usinage (F_{HZGC}).

Les différents résultats obtenus lors des essais de tournage, avec du carbure revêtu, de l'acier 35NiCrMo16 traité sont présentés sur les figures 3.10 et 3.11,



(a) V_C = *80 m/min* (b) V_C = *100 m/min*

Figure 3.10. Variation de la fréquence en fonction de l'avance par tour.

Ces résultats montrent que la variation de l'avance, pour une vitesse de coupe fixe (fig. 3.10), n'a pas une grande influence sur la fréquence d'apparition des bandes de cisaillement. Cette influence est plus grande quand la vitesse de coupe augmente.

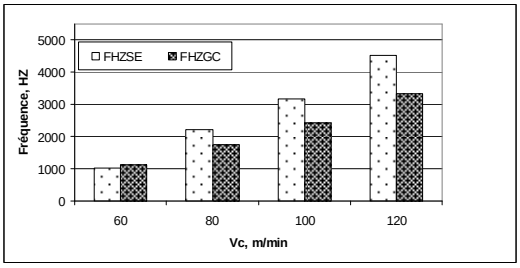


Figure 3.11. Variation de la fréquence en fonction de la vitesse de coupe, *f = 0.4 mm/rev*

Cependant, sur la figure 3.11, il est montré que la vitesse de coupe a un effet considérable sur la fréquence d'apparition des bandes de cisaillement. En effet, la fréquence de segmentation augmente à mesure que la vitesse de coupe augmente. Ceci est expliqué par l'influence directe de la vitesse de coupe sur la vitesse d'évacuation du copeau (équations 3.1 et 3.3) et par conséquent sur la fréquence de segmentation.

Les résultats, issus des essais d'usinage, avec du CBN, des disques en acier 35NiCrMo16 traité, sont présentés sur les figures 3.12 et 3.13.

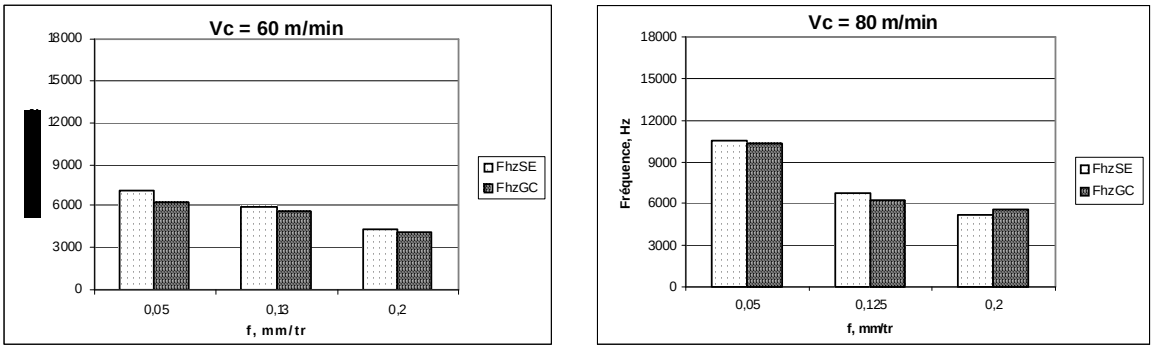


Figure 3.12. Variation de la fréquence en fonction de l'avance par tour.

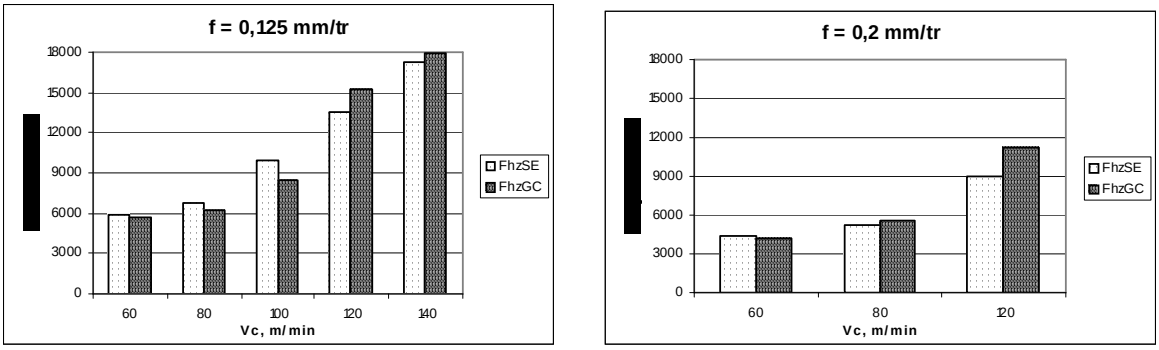


Figure 3.13. Variation de la fréquence en fonction de la vitesse de coupe.

Ces résultats montrent aussi l'importante influence de la vitesse de coupe sur la fréquence d'apparition des plans de cisaillement sur le copeau, mais la figure 3.12, montre une influence importante de l'avance

par tour sur cette fréquence. Cependant dans le deuxième groupe d'essais la plaquette CBN utilisée comporte un chanfrein à 20° sur une longueur de 0,1 mm, ce qui va influencer la géométrie de l'usinage, en effet la figure 3.6 montre qu'en fonction de la valeur de l'avance par tour, le copeau glisse seulement sur la partie du chanfrein pour f < 0,1 mm/tr et par conséquent l'angle d'attaque effectif sera γ_e = -26°, alors que pour des avances f > 0,1 mm/tr, le contact entre le copeau et la surface d'attaque de l'outil dépasse le chanfrein et la valeur de l'angle d'attaque sera variable avec la valeur de l'avance par tour. Cette variation de la valeur de l'angle d'attaque pourrait avoir une influence sur la fréquence d'apparition des plans de cisaillement.

Les différents résultats présentés sur les figures 3.10 à 3.13, permettent de comparer les valeurs de fréquences calculées à partir des mesures géométriques sur le copeau F_{HZGC} avec celles expérimentales, déduites du spectre de fréquence des efforts de coupe F_{HZSEC}. On observe que ces deux fréquences varient de la même manière avec les paramètres de coupe considérés. Néanmoins, on peut observer une différence entre ces fréquences. Ces différences sont dues à des phénomènes accompagnant la formation du copeau en dents de scie, tels que la déformation élastique, le glissement de la dent du copeau, …etc. En effet, la genèse du copeau est accompagnée de certains mécanismes interactifs tels que le cisaillement localisé, le cisaillement adiabatique et également le cisaillement catastrophique sous forme de fissures étendues, entre autres [45]. Selon S. Dolinski [27], la formation des copeaux segmentés, donne une morphologie qui est un résultat de la variation des conditions de coupe. Ces derniers dépendent principalement des caractéristiques mécaniques, thermiques et thermochimiques du matériau usiné ; des conditions de coupe ; des changements des caractéristiques de glissement dans la zone de cisaillement primaire ; du changement des conditions tribologiques du contact outil copeau ; des interactions possibles entre la zone primaire et secondaire de cisaillement en fin du comportement dynamique du système de machine-outil et son couplage avec le processus de coupe.

3.6.3. Variation de la vitesse d'évacuation du copeau

L'équation 3.3, montre que la vitesse d'évacuation du copeau est proportionnelle à la vitesse de coupe et que cette vitesse varie aussi en fonction de l'avance. La figure 3.14 ci-dessous présente pour une vitesse de coupe fixée, la variation de la vitesse d'évacuation du copeau en fonction de l'avance, en effet nous constatons que cette vitesse augmente avec l'augmentation de l'avance, c'est-à-dire que le copeau glisse plus facilement sur la surface d'attaque de l'outil, ceci est probablement due à la diminution de l'angle d'attaque avec l'augmentation de l'avance par tour.

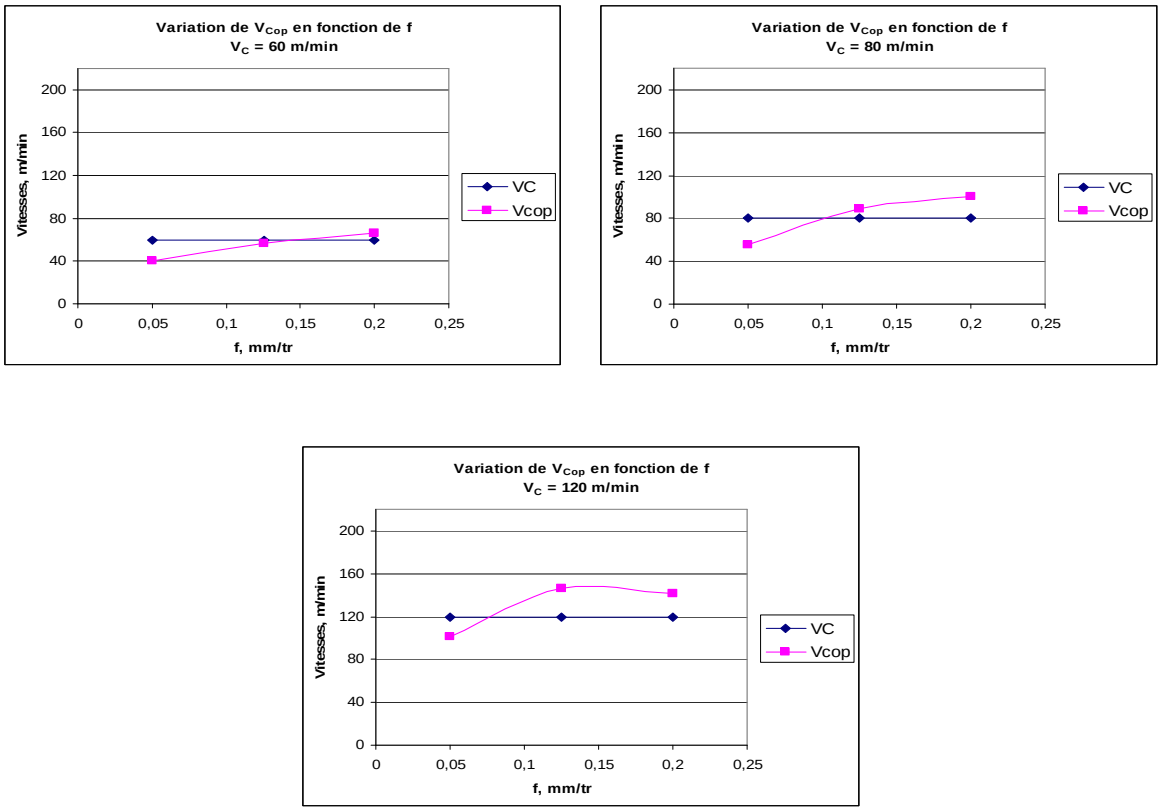


Figure 3.14. Variation de la vitesse d'évacuation du copeau en fonction de l'avance.

Sur la figure 3.15, on peu remarquer la présence d'une couche blanche, qui peut être observée après polissage et traitement au nital de la section du copeau.

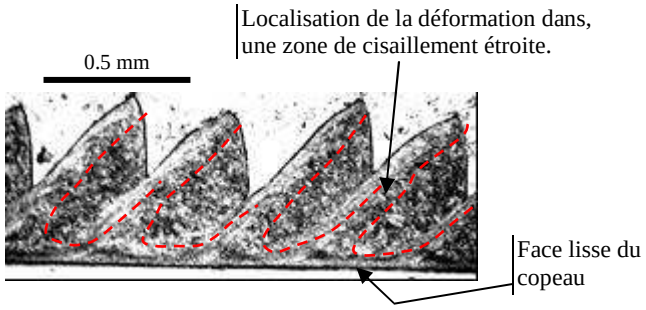


Figure 3.15. Géométrie du copeau en dent de scie du 35NiCrMo16 (47 HRC)
(V_C = *120 m/min* et *f = 0.4 mm/tr*).
(NB: cette image a été traitée par modification du contraste et de la luminosité)

Dans le cas du copeau continu en tournage dur (pour des faibles valeurs des paramètres de coupe), la couche blanche apparaît sur le côté de la face lisse du copeau, alors que dans le cas du copeau segmenté la couche blanche apparaît non seulement sur le côté de la face lisse, mais aussi entre les segments du copeau. Ceci correspond à un changement des propriétés physiques et de la structure métallurgique du métal dû à l'adoucissement thermique.

3.6.4. Mesure de la rugosité des surfaces usinée

La figure 3.5 présente la surface de la pièce à 47HRC usinée avec l'outil en carbure revêtu pour Vc = 100 m/min et f = 0.4 mm/tr. L'examen de cette figure montre la présence des sillons résultant de la cinématique de l'usinage, ils sont parallèles à la direction de vitesse de coupe. La largeur de ces sillons est égale à l'avance par tour. Par ailleurs, il est important de souligner l'existence de facettes le long de ces sillons.

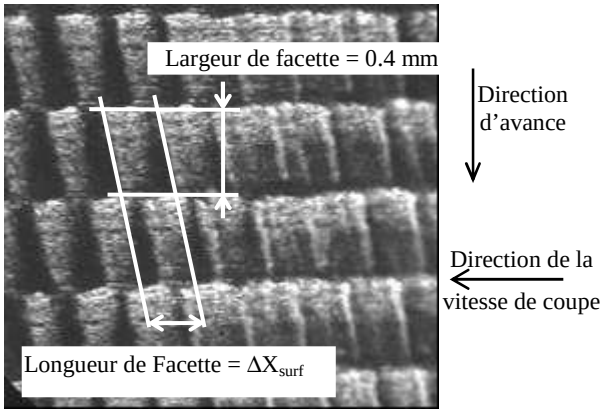


Figure 3.16. Texture de la surface usinée (x 3) (V_C *= 100 m/min, f = 0.4 mm/tr.*)

Afin d'identifier cette texture, une série de mesures de la rugosité de la surface usinée a été effectuée, suivant deux directions, la direction d'avance et la direction de la vitesse de coupe où nous sommes intéressés par la mesure de la longueur des facette ΔX_{surf} (figure 3.16).

La fréquence correspondant à l'aspect de ce phénomène est indiquée par :

$$F_{HZSrf} = \frac{100\ V_C}{6\ \Delta x_{Srf}} \tag{3.4}$$

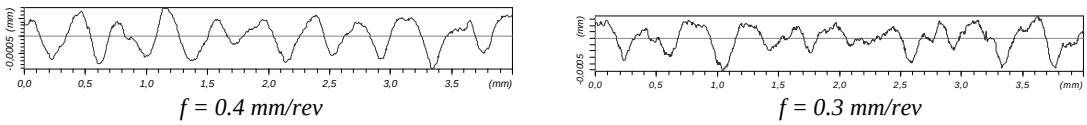
où

F_{HZSrf} : fréquence correspondant à l'apparition des facettes sur la surface usinée, Hz,

V_C : vitesse de coupe, m/min

ΔX_{surf} : longueur des facettes de la surface usinée, mm.

La mesure de la rugosité dans la direction de coupe, permet d'obtenir un profil comme présenté sur la figure 3.17.



f = 0.4 mm/rev *f = 0.3 mm/rev*

Figure 3.17. Profile de la rugosité dans la direction de coupe,
(V_C *= 100 m/min. et* a_P *= 1 mm*).

Ce profil est une courbe périodique, dont la longueur d'onde correspond au ΔX_{surf} de la figure 3.16.

Les résultats de mesure de la rugosité présentés dans le tableau (3.2), concernent le premier groupe d'essais, où il s'agit d'opération de chariotage.

Ces résultats montrent que pour un cut-off donné (0,8 µm), le critère de rugosité Ra n'est pas très sensible à la variation de l'avance, par contre le critère de rugosité Rt augmente considérablement avec l'augmentation de l'avance.

Tableau 3.2. Récapitulatif des résultats de rugosité et de fréquence ($a_P = 1\ mm$).

V_C m/min	f mm/tr	Ra µm	Rt µm	Δx_{srf} mm	Δx_{cop} mm	F_{HZSrf} Hz	F_{HZGC} Hz	F_{HZSEC} Hz
60	0.40	2.017	9.612	0.53	0.66	1887	1021	1110
80		1.678	8.861	0.46	0.55	2899	2225	1746
100		1.203	8.607	0.38	0.44	4386	3171	2431
120		1.125	7.854	0.34	0.41	5882	4630	3341
100	0.20	1.126	5.175	0.27	0.28	6173	5225	3151
	0.30	1.189	6.663	0.29	0.37	5747	4328	2845
	0.40	1.203	8.607	0.38	0.44	4386	3171	2431
	0.47	1.244	9.846	0.42	0.45	3968	3170	2380

Il est intéressant de souligner, que la variation des conditions de coupe, comme mentionné ci-dessus, influe sur la périodicité des dents de scie sur le copeau. Ce même effet peut être noté sur la largeur des facettes ΔX_{surf}, qui est la moyenne des distances entre deux pics consécutifs présenté sur le profil de rugosité (figure 3.17) et qui est exprimé en terme de fréquence par F_{HZSrf} dans l'équation 3.4. La largeur ΔX_{surf} est plus petite que ΔX_{cop} à cause des grandes déformations dans le copeau. Par conséquent la fréquence F_{HZSrf} sera plus grande que la fréquence F_{HZGC}.

CONCLUSIONS

ET PERSPECTIVES

CONCLUSIONS ET PERSPECTIVES

Le travail est globalement présenté en deux parties principales, la première concerne des essais dits statiques du suivi de l'usure, des composantes de l'effort de coupe et des critères de rugosité en fonction du temps d'usinage et/ou des paramètres de coupes. Alors que dans une seconde partie, nous avons essayer d'apporter une contribution à la compréhension du phénomène de segmentation du copeau lors de l'usinage des matériaux durcis. Ceci à travers des essais expérimentaux qui concernent l'usinage de l'acier 35NCD16 trempé, deux principaux groupes d'essais ont été menés. Le premier concerne le chariotage de cet acier à 47HRC avec de plaquettes en carbure revêtu, le second concerne l'usinage du 35NCD16 à 52HRC avec des plaquettes en CBN, ceci dans des conditions proches de la coupe orthogonale. Il s'agit d'utiliser les informations contenues dans un signal acquis à haute fréquence pour essayer de comprendre les phénomènes qui se déroule dans la zone de coupe lors la formation du copeau.

La première partie a permit de dégager les conclusions suivantes :

- Les efforts de coupe et la pression spécifique de coupe diminuent avec l'augmentation de la vitesse de coupe et la vitesse de coupe minimale à utiliser dépend de propriétés mécaniques du matériau de coupe.
- Par contre l'augmentation de la section du copeau (avance et profondeur de passe) contribue clairement à l'augmentation des efforts de coupe et par conséquent la puissance nécessaire à la coupe. L'avance par tour et la profondeur de passe possèdent un double effet sur la pression spécifique de coupe, ce qui rend sa variation en fonction de ces paramètres non monotone.
- Les modèles mathématiques de l'effort, déduits permettent l'évaluation de chacune des composantes de l'effort de coupe dans différentes conditions, ces modèles sont fort acceptables puisque les coefficients de corrélation se rapprochent tous de l'unité. Ces modèles conduisent à dire que les facteurs les plus influents sur les efforts de coupe sont l'avance et la profondeur de passe, puisqu'ils possèdent les exposants les plus élevés, l'influence de la vitesse de coupe est moindre.
- Les résultats des essais de rugosité, montrent que la tenue exceptionnelle des arêtes de coupe du CBN, rend ce matériau particulièrement approprié aux travaux de finition. On obtient des qualités de surface telles que, bien souvent, il est parfaitement possible de se passer d'opérations ultérieures de rectification. Les opérations d'ébauche et de finition des pièces peuvent être réalisées sur la même machine, on aura une réduction importante de temps de production, un taux d'enlèvement de matière élevé.
- Les modèles de rugosité obtenus sont en bonne corrélation avec les résultats expérimentaux et sont nécessaires pour une éventuelle étude d'optimisation. L'avance possède l'influence la plus importante, c'est d'ailleurs le premier facteur sur lequel on doit agir en le diminuant pour améliorer la qualité de la surface usinée. L'influence de la profondeur de passe est presque négligeable, son

augmentation pourrait compenser la perte de production causée par l'usinage avec de faibles avances. Dans une prédiction de la rugosité lors d'une opération d'usinage, l'usure de la partie active de l'outil est un facteur à considérer, en effet ce facteur dégrade l'état de surface.

- Finalement le présent travail intéresse les entreprises d'usinage, puisque l'on peut dire que l'introduction des outils CBN a révolutionné les méthodes d'usinage en fournissant une alternative efficace et économique à la rectification des aciers durs. Toutefois, en raison du coût de ce matériau d'outil, un bilan économique précis des avantages induit par son utilisation est nécessaire avant de décider de son application industrielle.

Les conclusions de la seconde partie peuvent être résumées comme suit :

- Ces différentes expériences montrent que, malgré qu'il s'agisse d'un cas de coupe continue, l'effort de coupe n'est pas stable en fonction du temps, cette perturbation est liée à des phénomènes dus au mécanisme d'arrachement de la matière et cisaillement du copeau.
- La procédure adoptée permet de mettre en évidence l'influence des conditions cinématiques et géométriques de coupe sur la fréquence d'apparition des plans de cisaillement, (vitesse de coupe, avance par tour et angle d'attaque).
- Une augmentation de la vitesse de coupe fait augmenter considérablement la fréquence de segmentation du copeau, alors que l'augmentation de l'avance par tour fait baisser légèrement cette fréquence. Il est fortement recommander de travailler dans des conditions de coupe qui ne permettent pas une superposition de la fréquence de segmentation du copeau avec l'une des fréquences propres du système usinant.
- En fin l'influence de la fréquence de segmentation sur la micro-géométrie de la surface usinée à travers les critères de rugosité et la texture de la surface.
- Dans le but d'une éventuelle optimisation des conditions de coupe, l'influence de la segmentation du copeau sur la formation de la surface usinée devrait être traitée de manière plus approfondie.

REFERENCES

BIBLIOGRAPHIQUES

REFERENCES BIBLIOGRAPHIQUES

[1] Y.B. Guo, David W. Yen, Hard turning versus grinding-the effect of process-induced residual stress on rolling contact, Wear 256 (2004) 393–399.

[2] A.B. Albrecht, How to secure desired surface finish in turning operations, Am. Mach. (1956) 133–136.

[3] T. I. El-Wardany, H. A. Kishawy, and M. A. Elbestawi, Surface Integrity of Die Material in High Speed Hard Machining, Part 2: Microhardness Variations and residual Stresses, J. Manuf. Sci. Eng. (2000) 122, 632

[4] Eu-Gene Ng and David K. Aspinwall, The Effect of Workpiece Hardness and Cutting Speed on the Machinability of AISI H13 Hot Work Die Steel When Using PCBN Tooling, J. Manuf. Sci. Eng. (2002) 124, 588

[5] V. König, A. Berktold, K.F. Kich, Turning versus grinding - A comparison of surface integrity aspects and attainable accuracies, Annals of the CIRP Vol. 42/1/1993.

[6] L. Deshayes, Méthodologie d'étude de la coupe. Liaison entre Couple Outil Matière et Système Pièce Outil Machine, Thèse de doctorat, 2003, INSA de Lyon, 274 p.

[7] M.A. Yalles, Etude du comportement à l'usure des matériaux de coupe modernes en tournage dur, Thèse de doctorat, 2005, Université de Annaba, 194 p.

[8] M. Remadna, Le comportement du système usinant en tournage dur. Application au cas d'un acier trempe usiné avec des plaquettes CBN (Nitrure de Bore Cubique), Thèse de doctorat, 2001, Insa de Lyon, 243 p.

[9] S. Belhadi, M.A. Yallese, L. Boulanouar & N. Ouelâa, Influence des conditions de coupe sur la rugosité de l'acier 45NiCrMo16 traité usiné avec un outil CBN, pp. 109-115, REVUE COST, N°03,

[10] Remadna M., Rigal, J.F, Roumesy, B. Testing of CBN insert wear in hard steel turning. International CIRP Workshop, Paris, 1999, pp 119 – 26.

[11] Y. Matsumoto, M. Barash, and C. R. Liu, Effects of Hardness on the Surface Integrity of AISI 4340 Steel, ASME J. Eng. Ind., 1986, 108, pp. 169-175.

[12] W. Koenig, A. Berktold, and K.F. Koch, Turning Versus Grinding-A Comparison of Surface Integrity Aspects and Attainable Accuracy,'' CIRP Ann., 1993, 42'1, pp. 39–43.

[13] H. K. Toenshoff, H. G. Wobker, and D. Brandt, Hard Turning Influences on the Workpiece Properties, Trans. of NAMRI/SME, 1995, Vol. XXIII, pp. 215–220.

[14] C.R. Liu, and S. Mittal, Single-Step Superfinish Hard Machining: Feasibility and Feasible Cutting Conditions,'' Rob. Comput.-Integr. Manufact., 1996, 12, No. 1, pp. 15–27.

[15] R. Butin & M. Pinot, Fabrications mécaniques technologie » tome3 juillet 1988

[16] G. Carro Cao, M. Santochi, la formation du copeau et de la surface usinée, INSA de Lyon, 1979, pp. 367-476.

[17] G. Warnecke, G. Hummel, Enlèvement de copeaux sur des matériaux métallique, Formation du copeau - découpe dans la microstructure, film c 1246, Inst. Du film scientifique, Gottingen, 1977.

[18] G. Warnecke, G. Hummel, Enlèvement de copeaux sur des matériaux métallique, Formation du copeau - formation des arêtes rapportées film c 1247, Inst. Du film scientifique, Gottingen, 1977.

[19] Komanduri R., Schroeder T., Hazra J., Von Turkovich B.F., Flom D.G., On the Catastrophic Shear Instability in High-Speed Machining of an AISI 4340 Steel, Transactions of the ASME Journal of Engineering for Industry 104 (1982) 121-131.

[20] Barry, J., Byrne, G., The mechanisms of chip formation in machining hardened steels, Transactions of the ASME Journal of Manufacturing Science and Engineering 124 (2002) 528-535.

[21] Vyas, A., Shawn, M.C., The mechanism of chip formation with hard turning steel, Annals of the CIRP Vol. 47-1 (1998) 77-82.

[22] Poulachon, G., Moisan, A., A contribution to the study of the cutting mechanisms during high speed machining of hardened steel, Annals of the CIRP Vol. 47-1 (1998) 73-76.

[23] Davies, M.A., Dynamic problems in hard-turning, milling, and grinding, Dynamics and Chaos in Manufacturing Processes, John Wiley & Sons, New York (1998) 57-91.

[24] Davies, M.A., Chou, Y., Evans, C.J., On chip morphology, tool wear and cutting mechanics in finish hard turning, Annals of the CIRP Vol. 45-1 (1996) 77-82.

[25] Burns, T.J., Davies, M.A., On repeated adiabatic shear band formation during highspeed machining, International Journal of Plasticity 18 (2002) 487-506.

[26] Poulachon, G., Moisan, A., Jawahir, I.S., On modelling the influence of thermomechanical behavior in chip formation during hard turning of 100Cr6 bearing steel, Annals of the CIRP Vol. 50-1 (2001) 31-36.

[27] Dolinsek, S., Ekinovic, S., Kopac, J., A contribution to the understanding of chip formation mechanism in high-speed cutting of hardened steel, Journal of Materials Processing Technology 157 (2004) 485-490.

[28] Vyas, A., Shawn, M.C., Mechanics of sawtooth chip formation in metal cutting, Transactions of the ASME Journal of Manufacturing Science and Engineering 121 (1999) 173-180.

[29] Komanduri, R., Von Turkovich B.F., New observations on the mechanism of chip formation when machining titanium alloys, Wear 69 (1981) 179-188.

[30] Komanduri, Some clarifications on the mechanics of chip formation when machining titanium alloys, Wear 76 (1982) 15-34.

[31] Bayoumi, A.E., Xie, J.Q., Some metallurgical aspects of chip formation in cutting Ti-6wt.%Al-4wt.%V alloy, Materials Science & Engineering A190 (1995) 173-180.

[32] Barry, J., Byrne, V., Lennon, D., Observations on chip formation and acoustic emission in machining Ti-6A1-4V alloy, International Journal of Machine Tools & Manufacture 41 (2001) 1055-1070.

[33] Molinari, A., Musquar, V., Sutter, G., Adiabatic shear banding in high speed machining of Ti-6A1-4V: experiments and modelling, International Journal of Plasticity 18 (2002) 443-459.

[34] François BAGUR, Matériaux pour outils de coupe, Techniques de l'Ingénieur, traité Génie mécanique, BM 7 080.

[35] Pastor H., The evolution of cutting tool materials, Bulletin du Cercle d'Etudes des Métaux N°=13, nov 1996.

[36] Chancel P., les nouveaux outils coupants, CETIM information N°= 147, fév1996.

[37] J. Riout, "Les états de surface " CETIM- note technique, N°18, Dec 1985.

[38] J. Girart, "Les états de surface en tournage, choix des conditions de coupe, influence des principaux paramètres de coupe" CETIM- information, N°61, mai 1979.

[39] P. Chancel, Qualité des surfaces fraisées, CETIM-Information, N°161, Dec 1998.

[40] G. Poulachon, Aspects phénoménologiques, mécaniques et métallurgiques en tournage CBN des aciers durcis. Thèse de doctorat de l'ENSAM de Cluny, Déc 1999.

[41] B. Roumesy, Détermination des lois d'usure des outils, Machines-outils, N°322, pp. 319-323, 1975.

[42] D.E. Dimla, Sr., The impact of cutting conditions on cutting forces and vibration signals in turning with plane face geometry inserts. J. Mat. Proc. Techn. (2004)

[43] Mustafa Gu¨nay, Ersan Aslan, I˙hsan Korkut, Ulvi Seker, Investigation of the effect of rake angle on main cutting force, International Journal of Machine Tools & Manufacture 44 (2004) 953–959

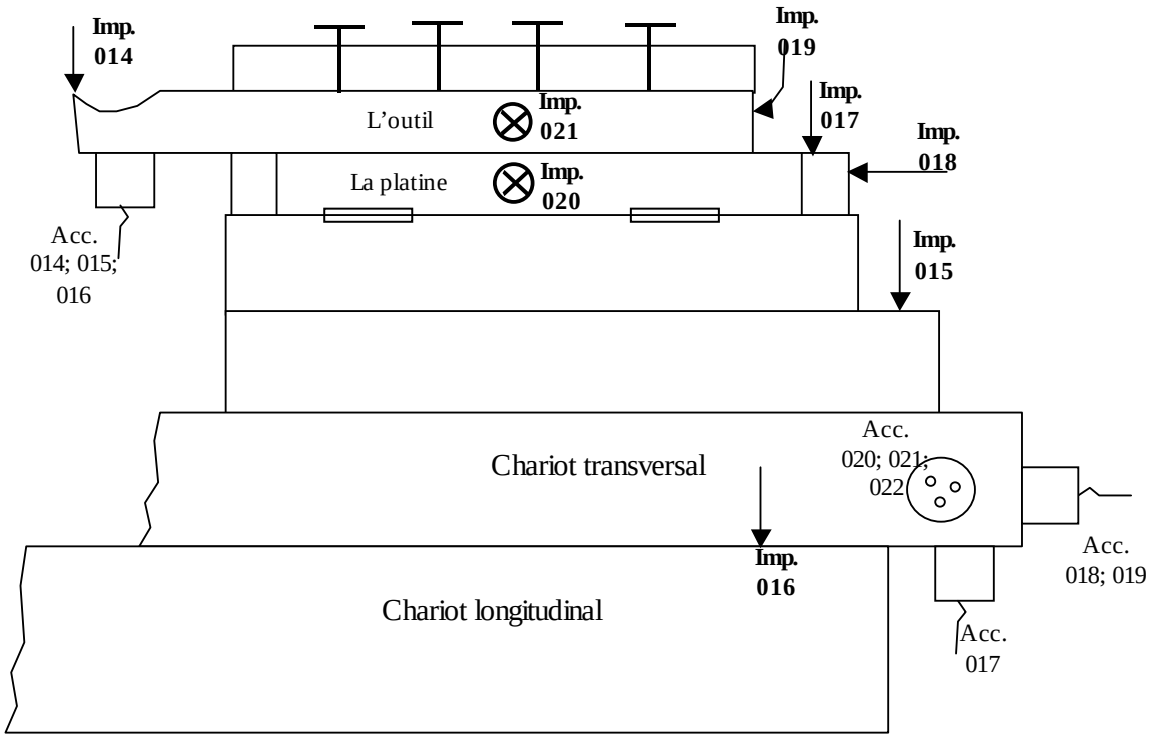
[44] J-P. Cordebois & coll., Fabrication par usinage, Coll. DUNOD, Paris, 2003

[45] G. Poulachon and A.L. Moisan, Hard-turning: chip formation mechanisms and metallurgical aspects, Trans. ASME J. Manuf. Sci. Eng. **122** (2000), pp. 406–412.

ANNEXES

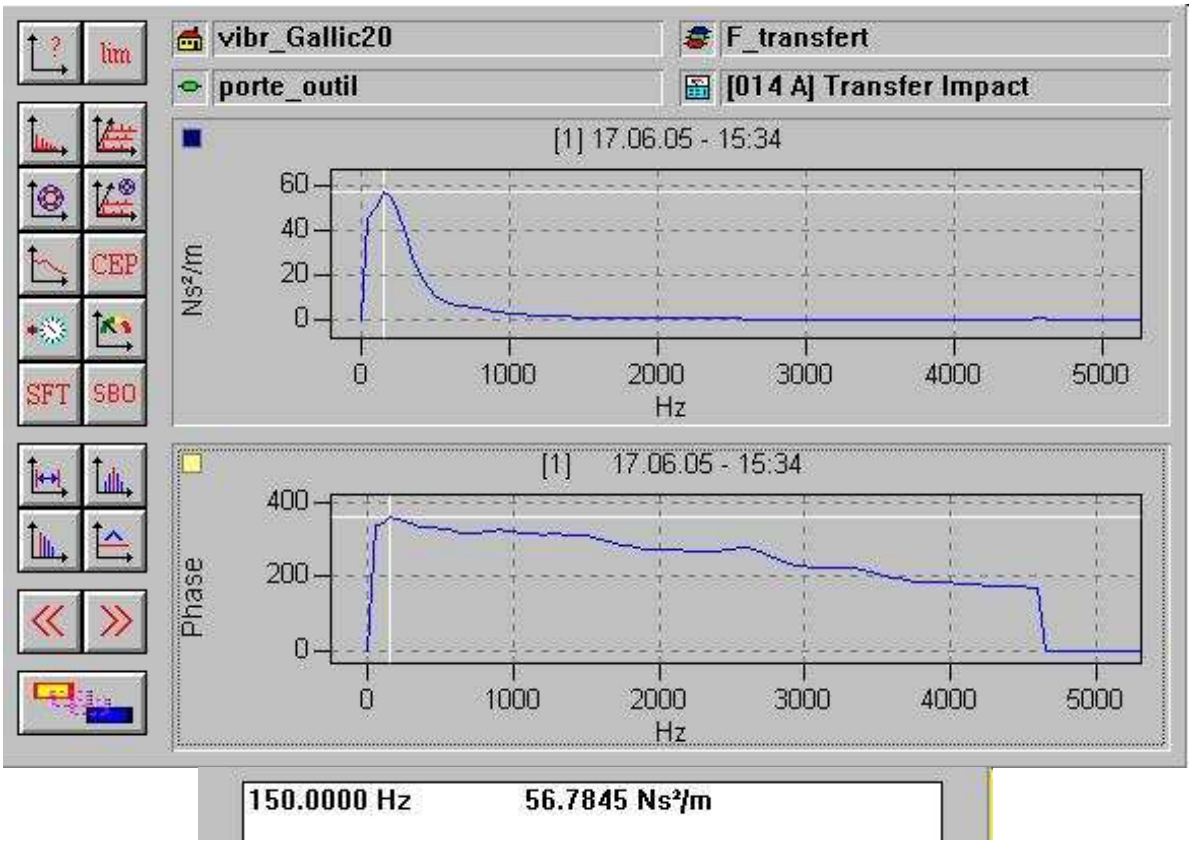
ANNEXE 01: Détermination des fréquences propres du système d'usinage.

Expérimentation – ANALYSE MODALE de l'ensemble ***outil – porte-outil – platine – chariot transversal*** du tour GALLIC 20

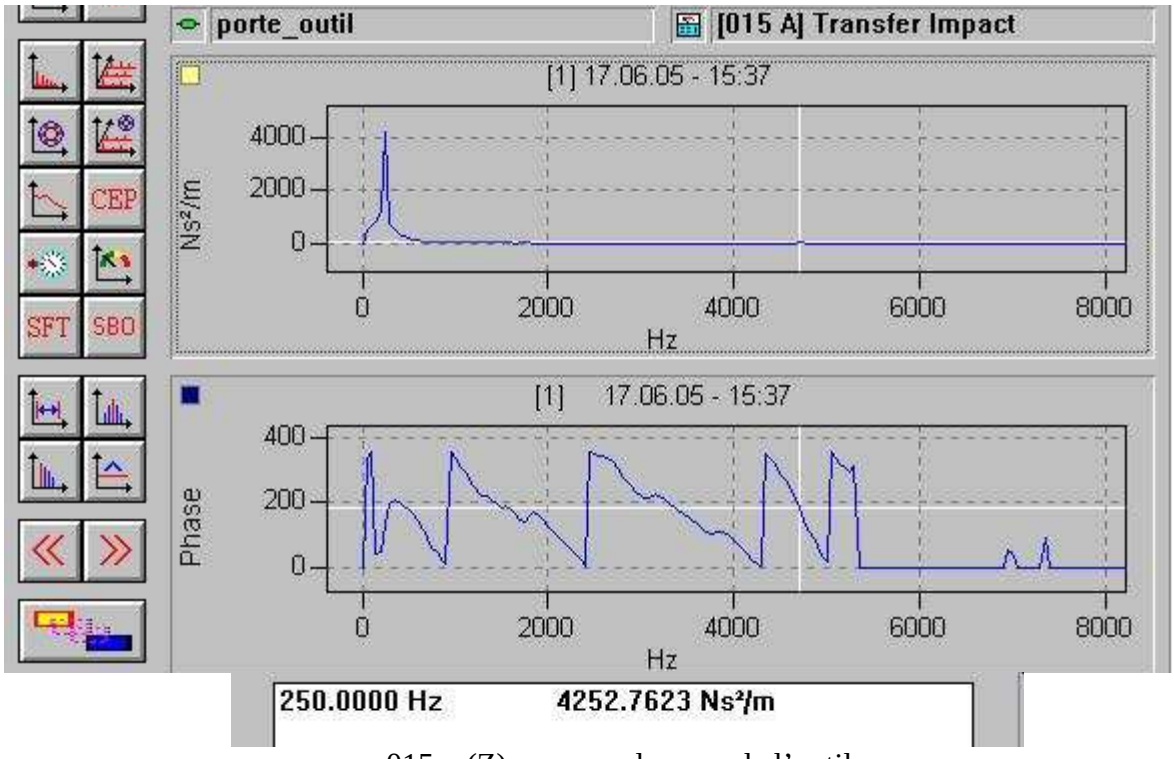


Vu de l'ensemble outil-porte outil, platine-chariot transversal

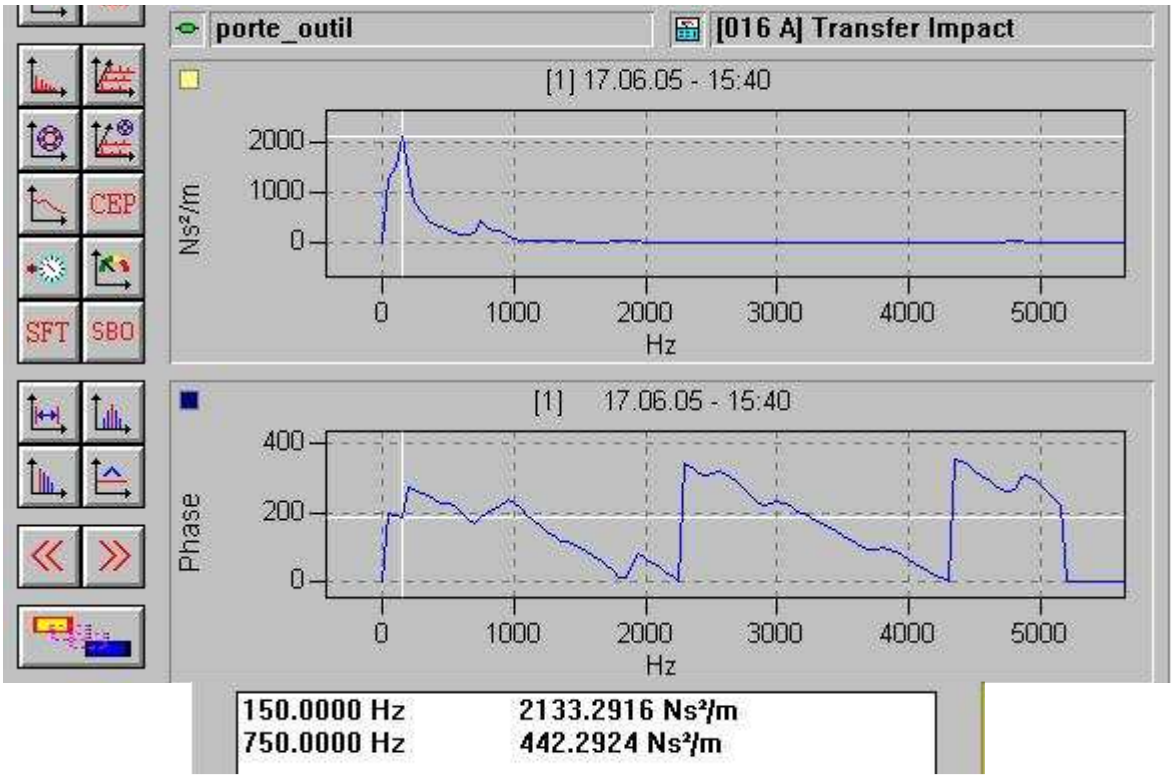
Fichiers	**Capteur**	**Impact**
014	Acc. –en dessous de l'outil (direction Z)	impact sur l'outil
015	Acc. –en dessous de l'outil (direction Z)	impact sur la plaque support-platine (chariot transversal - ST)
016	Acc. –en dessous de l'outil (direction Z)	impact sur le chariot longitudinal SL
017	Acc. –en dessous du ST (direction Z)	impact sur la platine
018	Acc. –en dessous du ST (direction Y)	impact sur la platine
019	Acc. –en dessous du ST (direction Y)	impact sur l'outil
020	Acc. –en dessous du ST (direction X)	impact sur la platine
021	Acc. –en dessous du ST (direction X)	impact sur l'outil



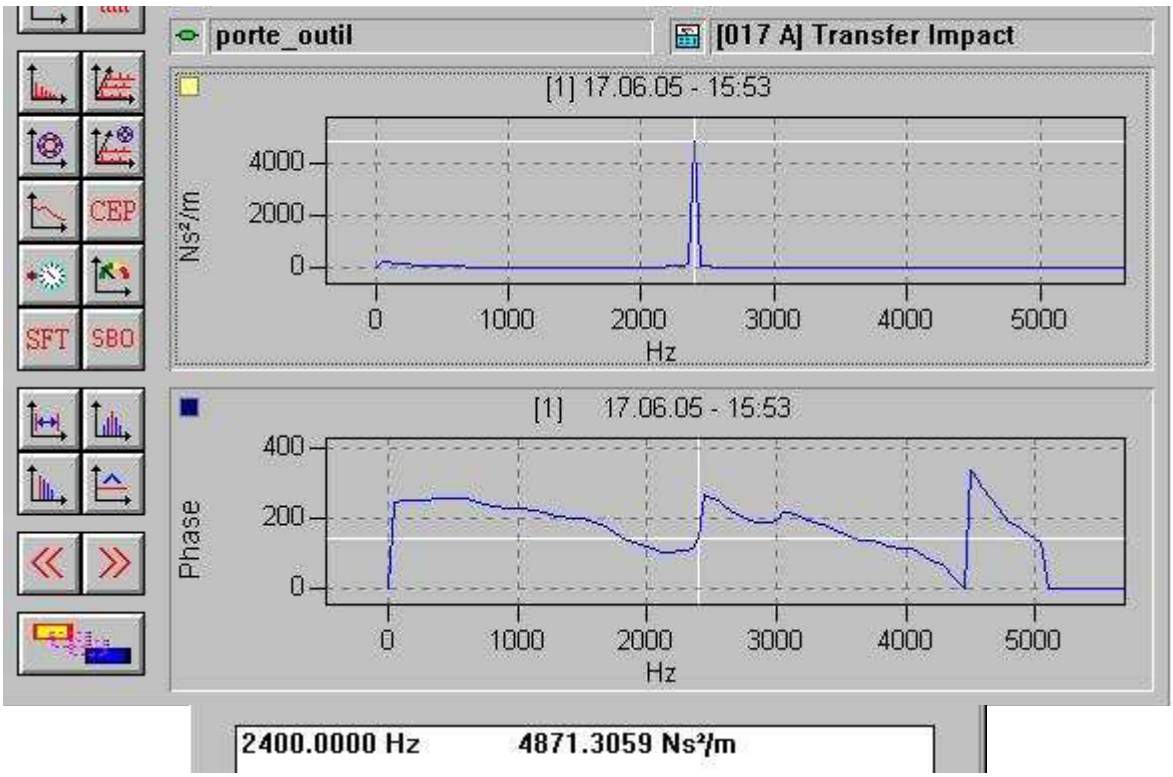
014 – (Z) acc. –en dessous de l'outil ; impact sur l'outil



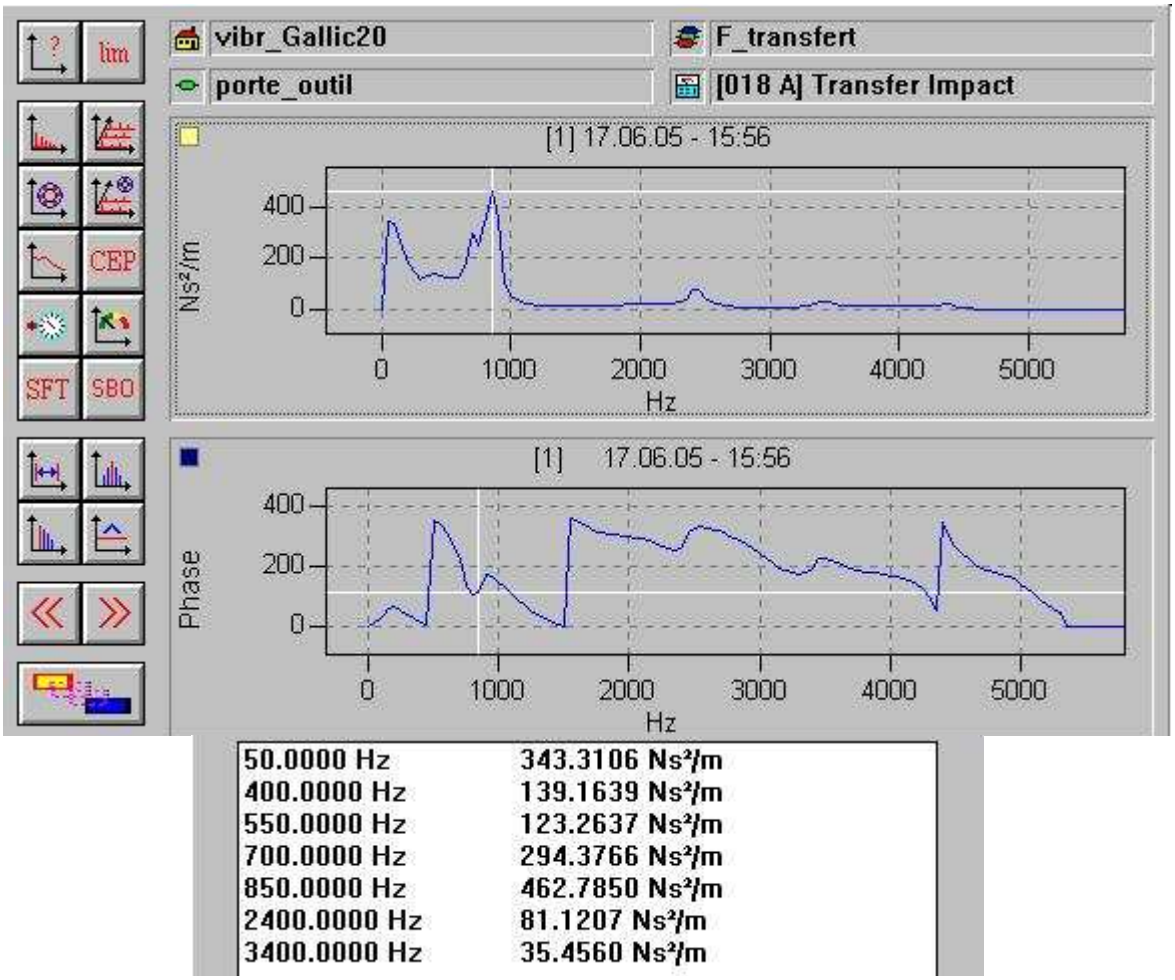
015 – (Z) acc. –en dessous de l'outil ;
impact sur la plaque support-platine (chariot transversal - ST)



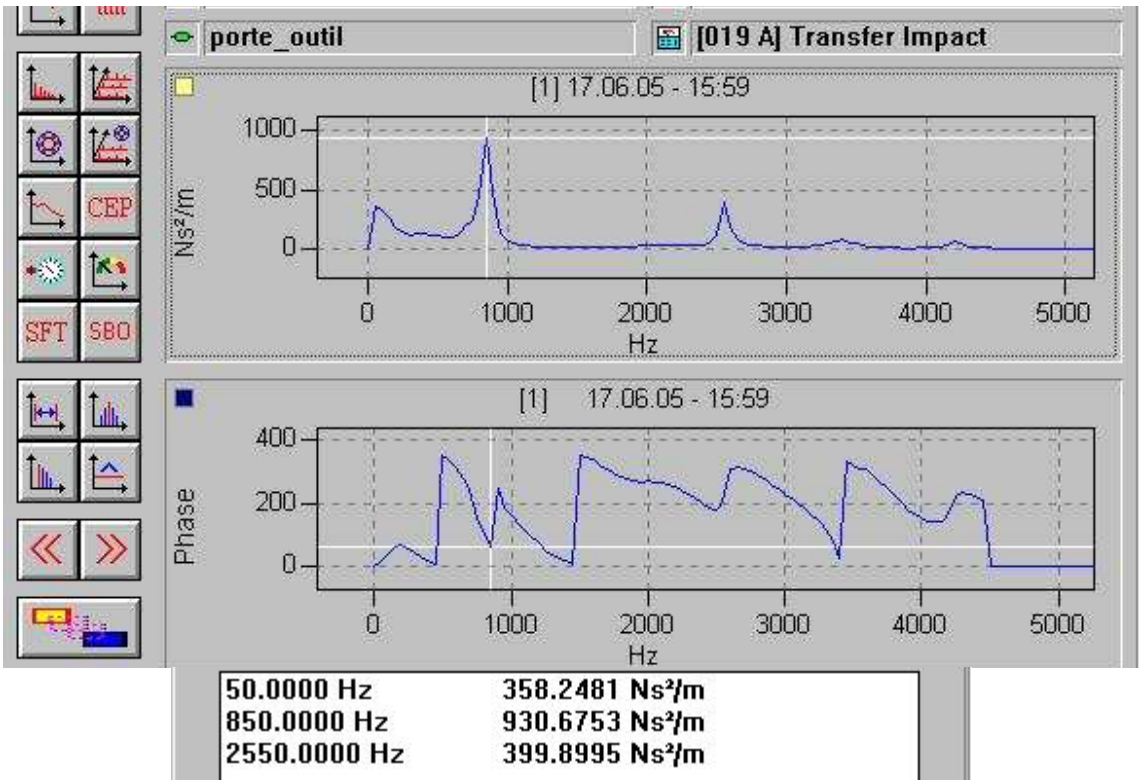
016 – (Z) acc. –en dessous de l'outil ; impact sur le chariot longitudinal SL



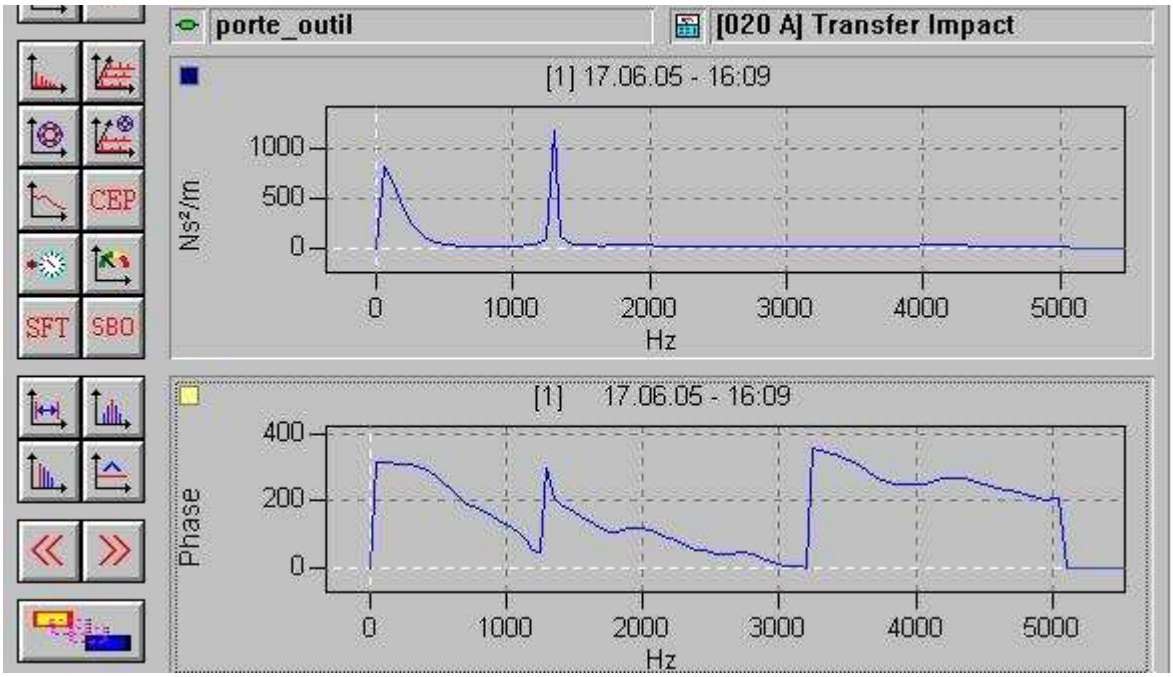
017 – (Z) acc. –en dessous du ST ; impact sur la platine



018 – (Y) acc. –en dessous du ST ; impact sur la platine

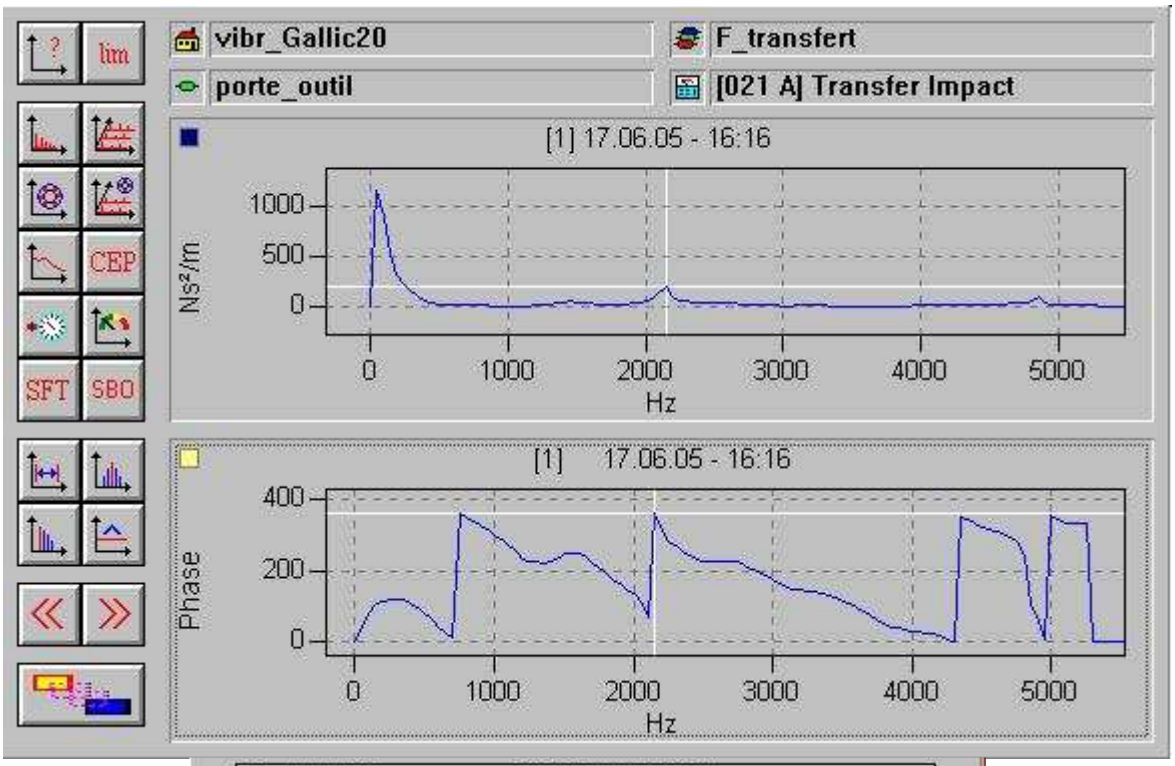


019 – (Y) acc. –en dessous du ST ; impact sur l'outil



50.0000 Hz	822.3684 Ns²/m
1300.0000 Hz	1174.7275 Ns²/m

020 – (X) acc. –en dessous du ST ; impact sur la platine



50.0000 Hz	1158.0364 Ns²/m
2150.0000 Hz	205.6526 Ns²/m
4850.0000 Hz	114.9183 Ns²/m

021 – (X) acc. –en dessous du ST ; impact sur l'outil

Les fréquences propres fondamentales obtenues sur l'ensemble *outil – porte-outil, platine et plaque support, chariot transversal* :

- 150 Hz – direction Z, donnée principalement par l'ensemble outil – porte-outil, en considérant un serrage normal d'outil par quatre vis ;

- 850 Hz – direction Y, donnée par l'ensemble chariot transversal – platine ;

-1300 Hz – direction X, donnée par l'ensemble chariot transversal – platine ;

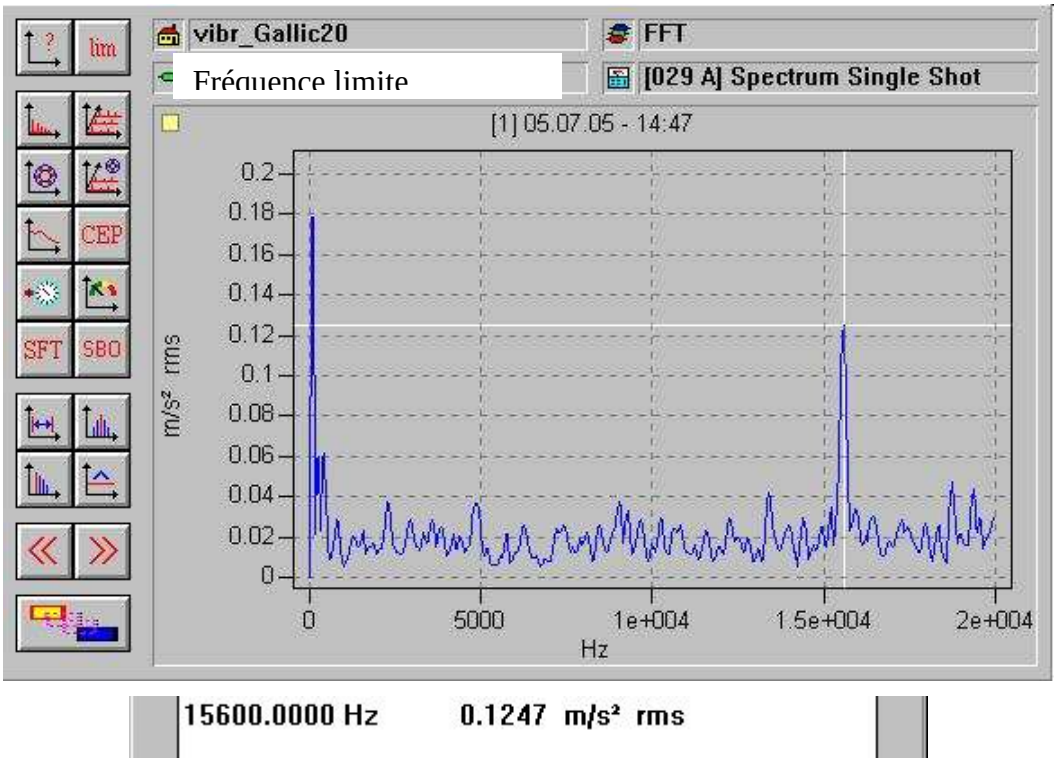
-2400 Hz – direction Z, fréquence du premier ordre, principalement donnée par l'implémentation de la platine dans l'ensemble du montage d'usinage sur le tour ; elle va influencera considérable le comportement dynamique de l'ensemble sur l'axe Y ;

- la première fréquence propre de l'ensemble étudié sur l'axe OY est trois fois moins importante que sur l'axe OZ ; principalement, cet aspect est donné par les dimensions plus importantes du chariot transversal sur l'axe OY ;

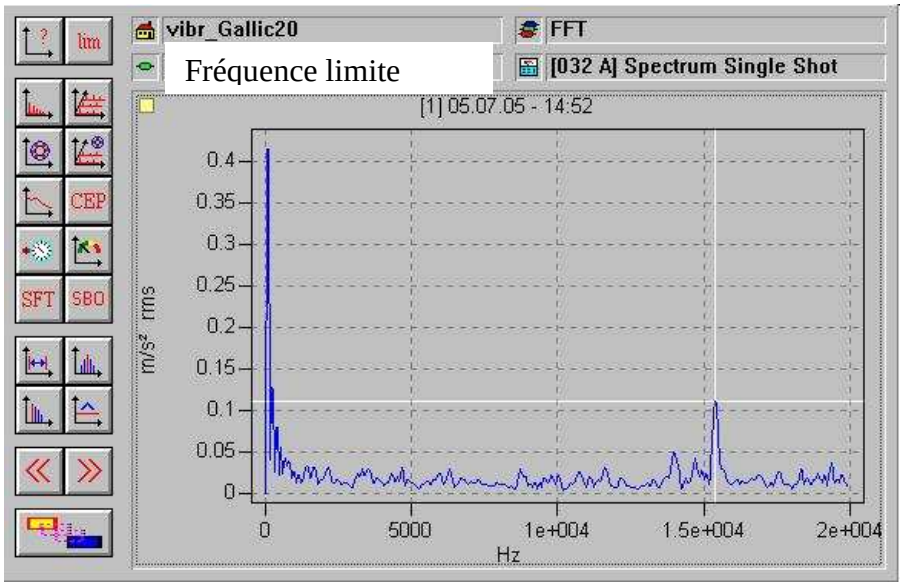
- la rigidité de l'ensemble étudié est différente sur les trois axes : presque deux fois moins rigide sur l'axe OX en comparaison avec la valeur sur l'axe OZ et la rigidité sur l'axe OY représente 35% de la rigidité sur l'axe OZ.

- la fréquence de 50 Hz qui este présente sur les spectres acquis sur les axes OX et OY a comme origine les jeux dans les couples mécaniques de l'ensemble.

- les capteurs piézo-électriques de la platine KISTLER ont une fréquence propre autour de la valeur 22000 Hz qui peut fortement influencer, dans le domaine, le spectre acquis. **Il n'est pas recommandable de faire les acquisitions qui peuvent donner des fréquences autour de la valeur 15.600 Hz** (voir – fichier 029A – la figure suivante).



Acquisition à vide, vitesse de la broche =0 tr/min ; Direction Z ; capteur placé sur la platine



Dans ce cas (fichier 032A) on a fait la même expérience, mais ***le capteur*** a été placé ***au dessous du chariot transversal***.

La fréquence obtenue a une valeur de 15400 Hz et elle a une faible diminution en amplitude.

FFT – fonctionnement à vide pour le tour Gallic 20

On a utilisé deux gammes de réglage pour obtenir la vitesse nécessaire de la broche en utilisant la chaîne cinématique du tour :

- Gamme I pour le domaine 354 – 627 tr/min ;
- Gamme II pour le domaine 627 – 1024 tr/min ;

Pour la même vitesse – 627 tr/min, le comportement dynamique du tour est différent du fait qu'on a deux chaînes cinématiques différentes qui fonctionnent.

Dans les conditions que le tour a des rigidités différentes sur les axes OY et OZ, on a obtenu un comportement dynamique différent sur les deux axes ;

Les fréquences propres du tour obtenues en vide (sans usiner la pièce) seront utilisées pour séparer les fréquences directement liées au processus d'usinage de celles données par le système machine-outil ;

GAMME I DU REGLAGE :

Fréquences propres obtenues [Hz], sur la direction verticale (l'axe OZ):

- 150 ; 550 ; 800 ; 1400 ; 1900 ; 2350 ; (2700) 2850 ;

Fréquences sur la direction horizontale (l'axe OY) :

- 150 ; 550 ; 800 ; 1700 ; 1800 ; 2300 (2400) ; 4050 (4200) ;

GAMME II DU REGLAGE :

Fréquences propres obtenues [Hz], sur la direction verticale (l'axe OZ):

- 150 ; 450 ; 700 (750); 1100 (1200); 1750 (1800) ; 2350 (2400); (3150) 3800 (3900); 4050 (4250) ; (4500) ;

Fréquences propres obtenues [Hz], sur la direction horizontale (l'axe OY):

- (150) ; 450 ; (650) 700 ; 1750 (1800) ; 2250 (2400) ; 2700 (2800) ; 3300 (3450) ; 4050

On a trouvé la plus haute fréquence propre du tour - **4050** (4200) **Hz** et la première harmonique de 8100 Hz principalement avec une forte influence sur la direction verticale OZ (voir le fichier 028A – en usinage);

Chaque fois on a trouvé la fréquence de minimale de **150 Hz** – sur les deux directions OZ et OY, donnée principalement par l'ensemble outil – porte-outil ;

Les autres fréquences propres du tour qui peut influencer le spectre acquis en usinage, elles-mêmes ou les harmoniques, sont les suivantes (direction OZ):

550 ; 1700 ; 1900 ; 2300 (2400) Hz

Etude des spectres acquis en usinage afin d'obtenir une corrélation entre la fréquence de cisaillement (trouvée sur le spectre acquis) et la géométrie réelle du copeau dentelé

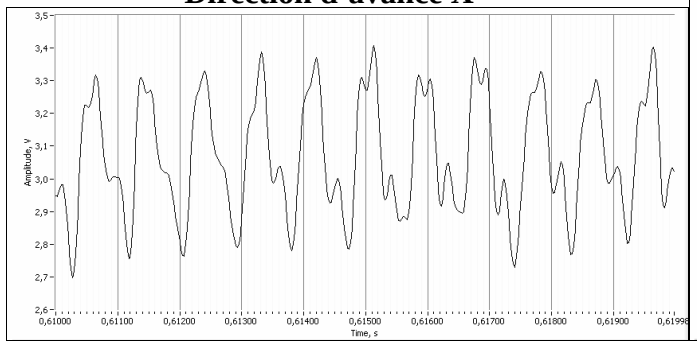
Sur la base des informations trouvées à la fin d'expérimentation sur le comportement du tour Gallic 20 et sur l'analyse modale du système analysé on a eu comme résultat que le plan d'expériences doit respecter 2 conditions :

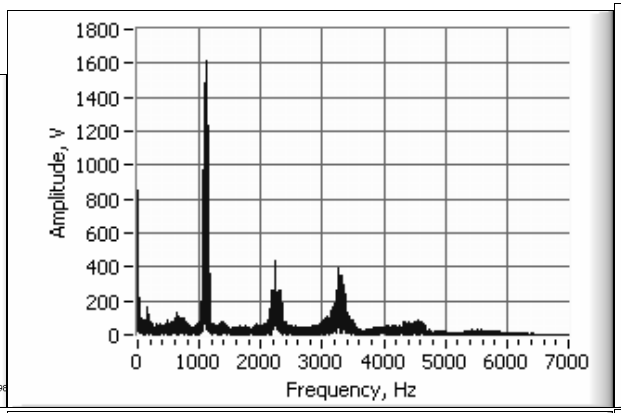
- Il n'est pas recommandable de faire les acquisitions qui peuvent donner des fréquences de segmentation autour de la valeur 15.600 Hz ;

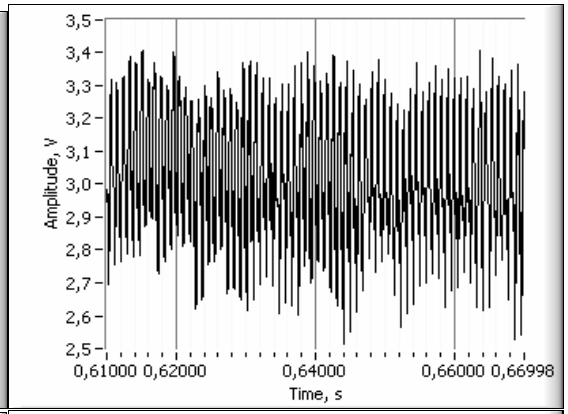
- La fréquence maximale pour les essais expérimentaux doit être inférieure à 22.000 Hz ;

Vc = 60 m/min ; f = 0,4 mm/tr.

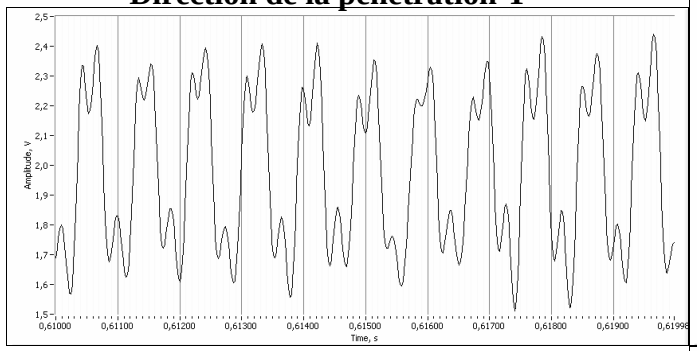
Direction d'avance X

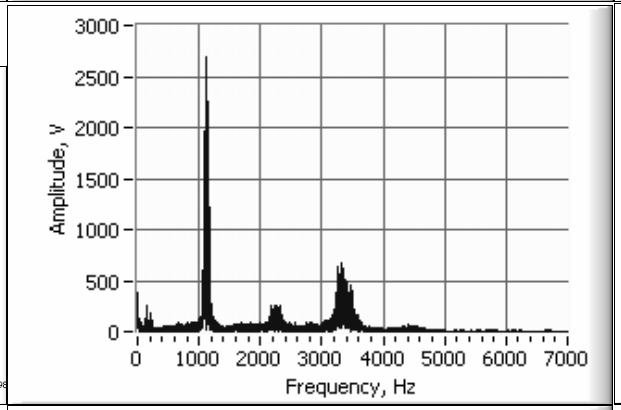


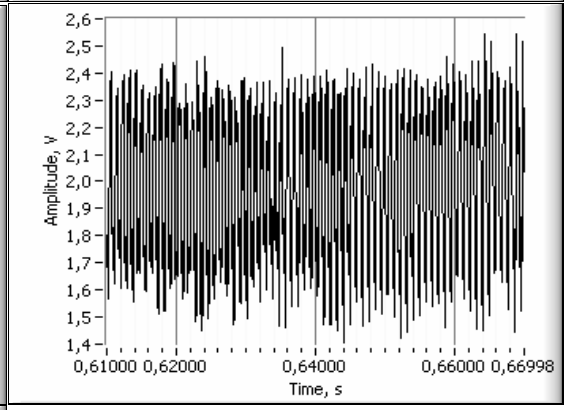




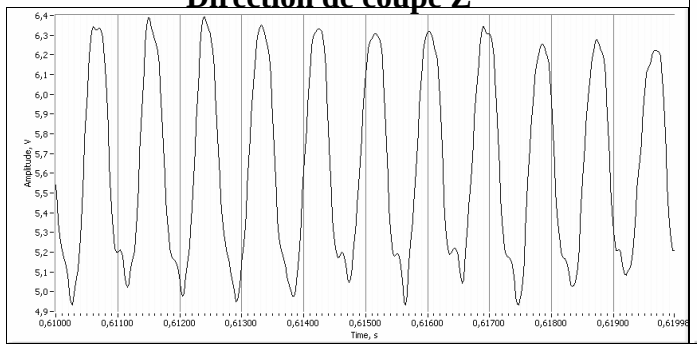
Direction de la pénétration Y

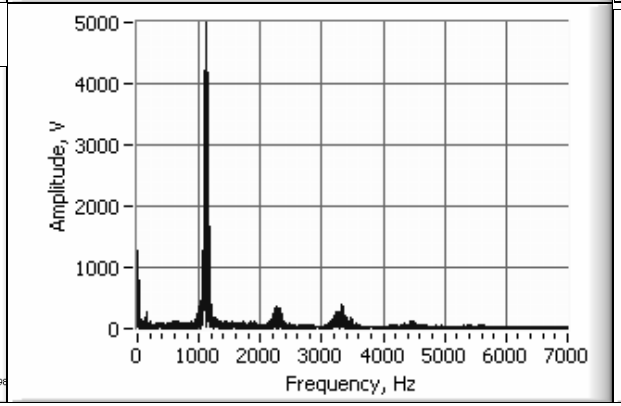


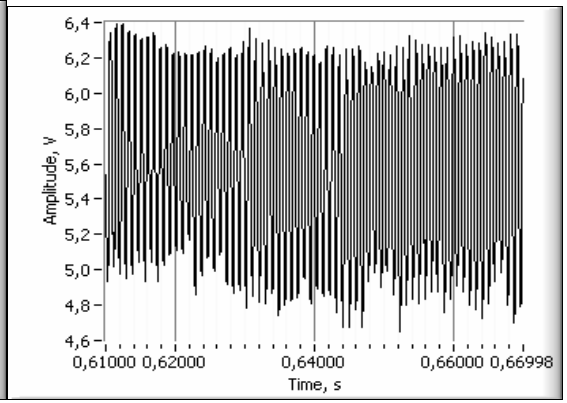




Direction de coupe Z

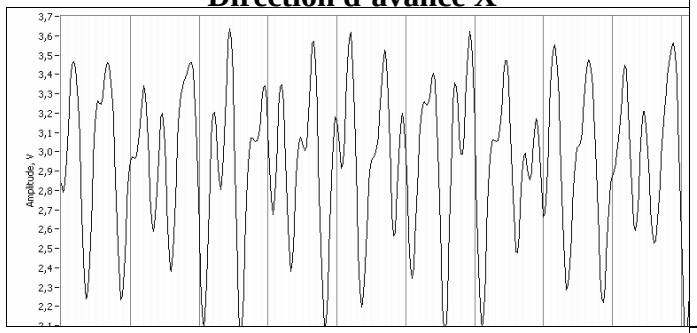


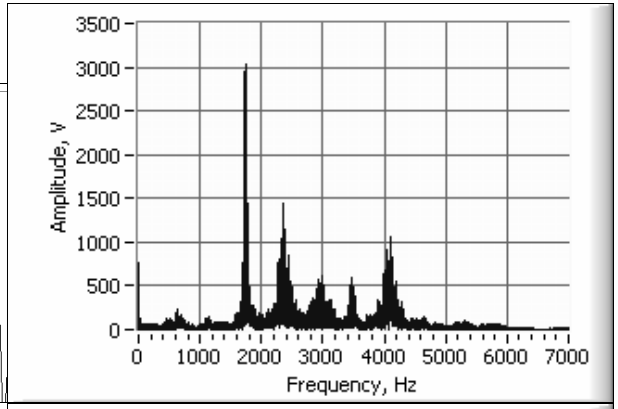


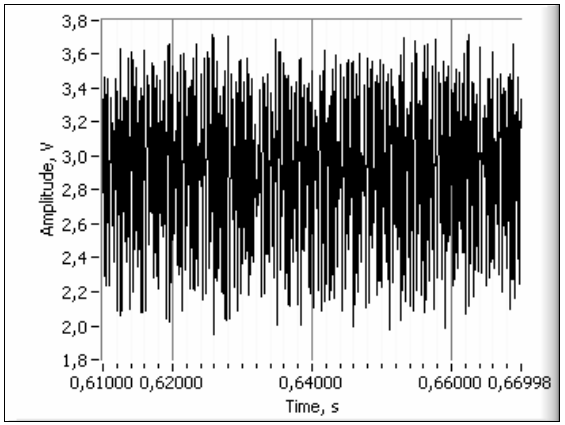


Vc = 80 m/min ; f = 0,4 mm/tr.

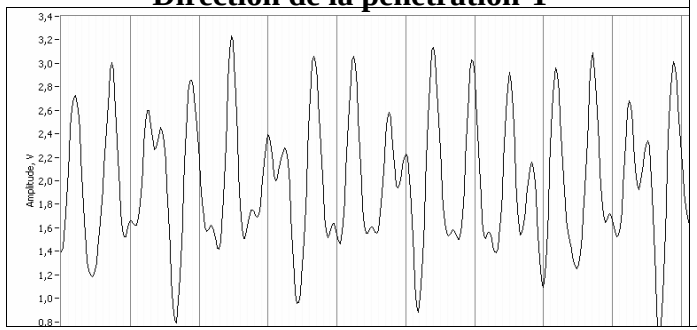
Direction d'avance X

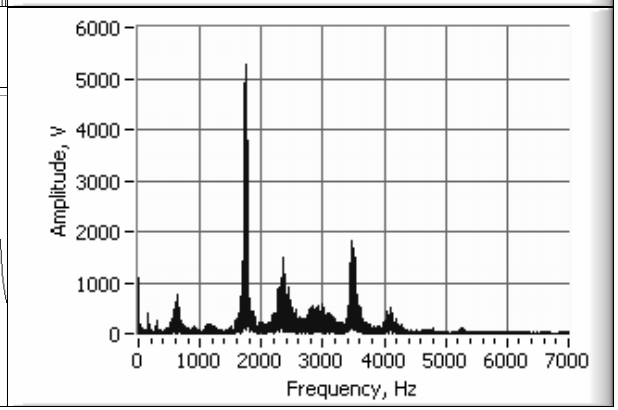


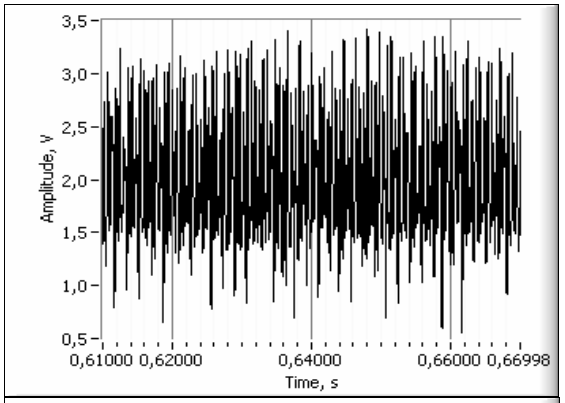




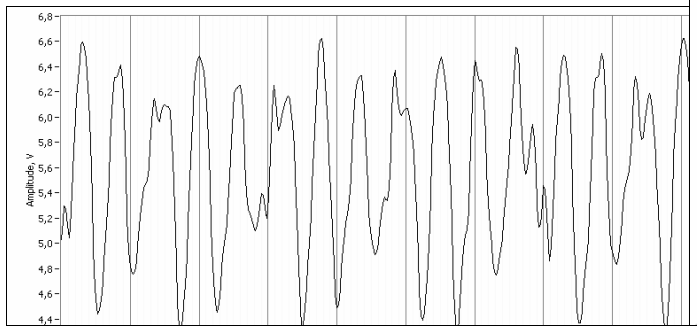
Direction de la pénétration Y

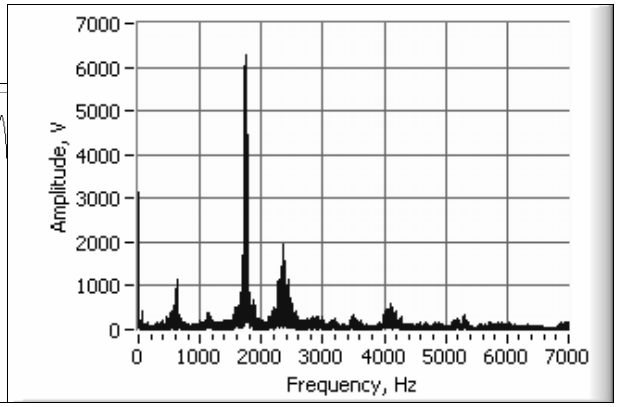


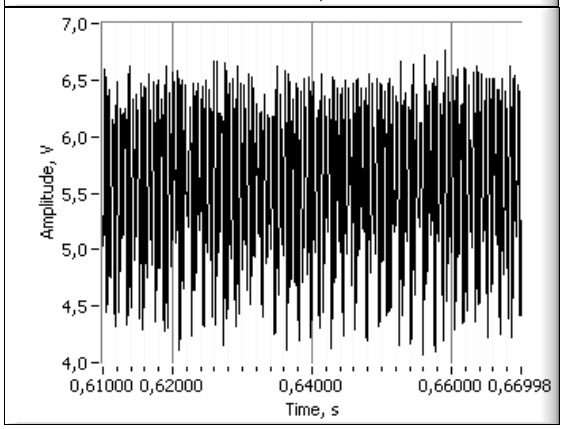




Direction de coupe Z

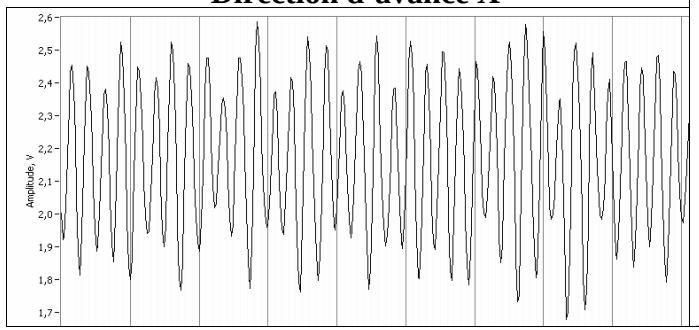


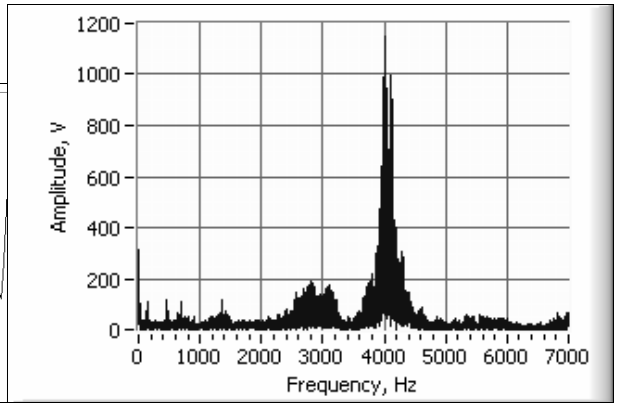


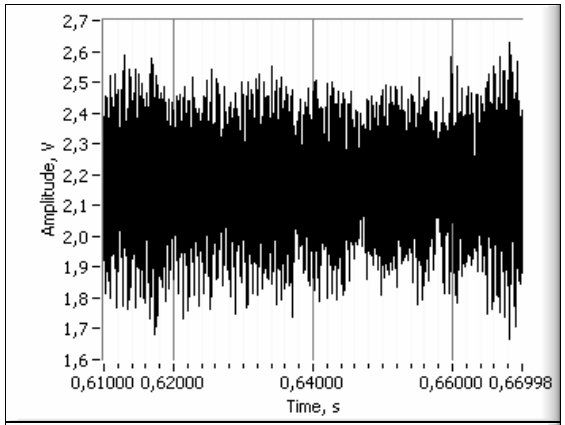


Vc = 120 m/min ; f = 0,2 mm/tr.

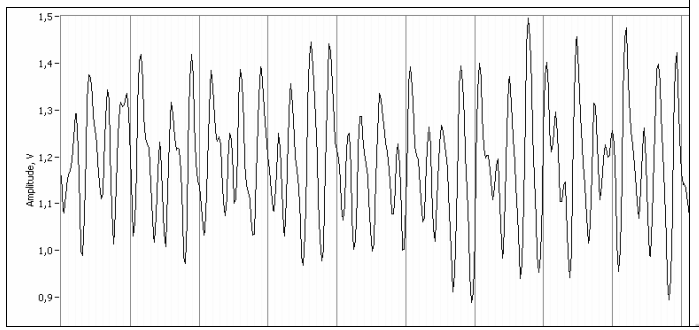
Direction d'avance X

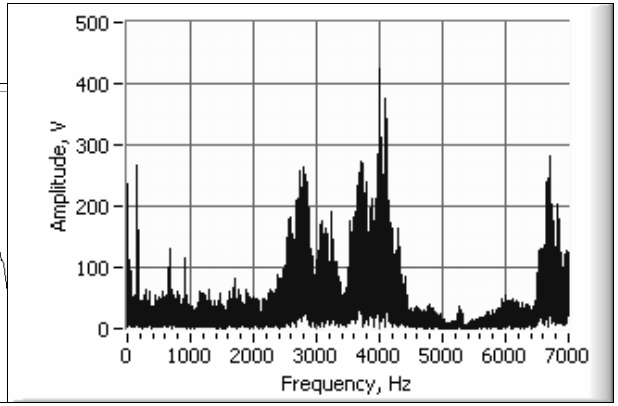


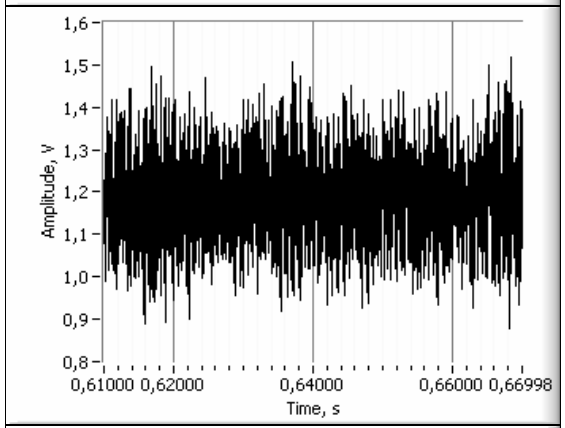




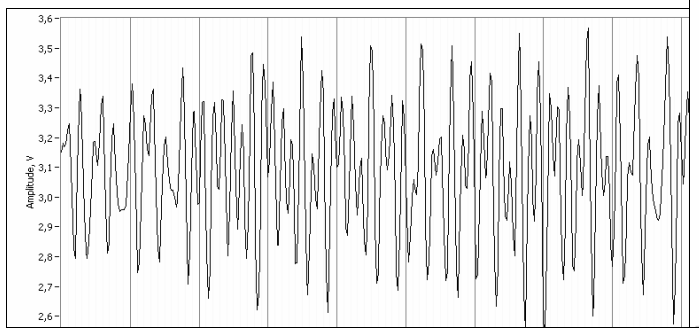
Direction de la pénétration Y

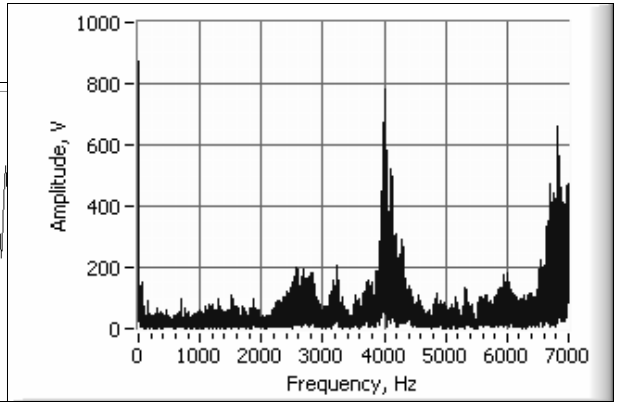


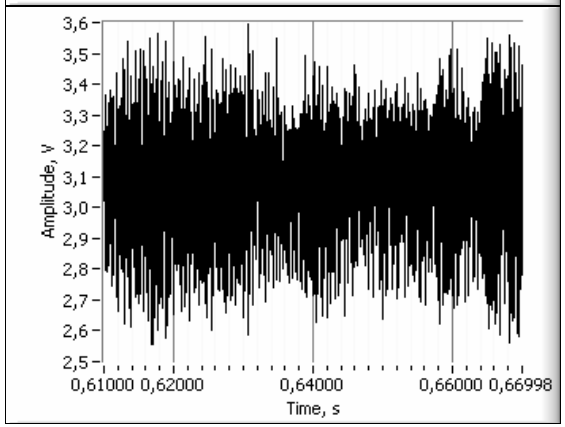




Direction de coupe Z

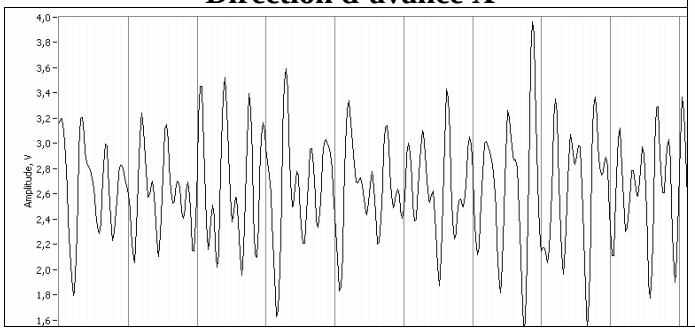


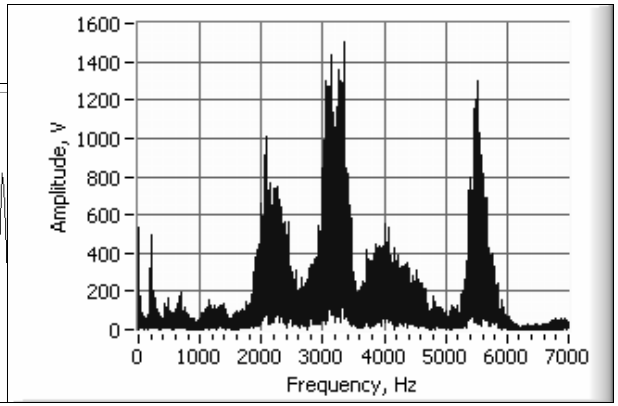


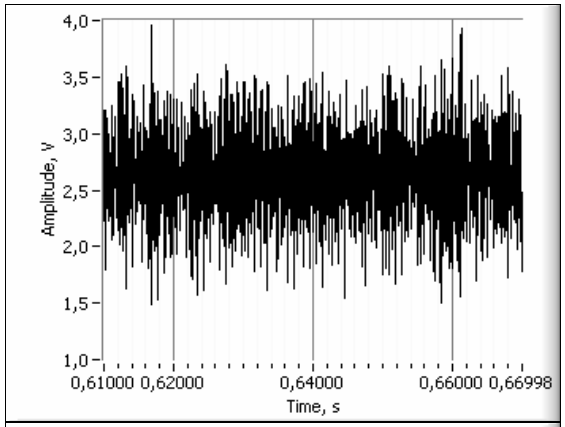


Vc = 120 m/min ; f = 0,4 mm/tr.

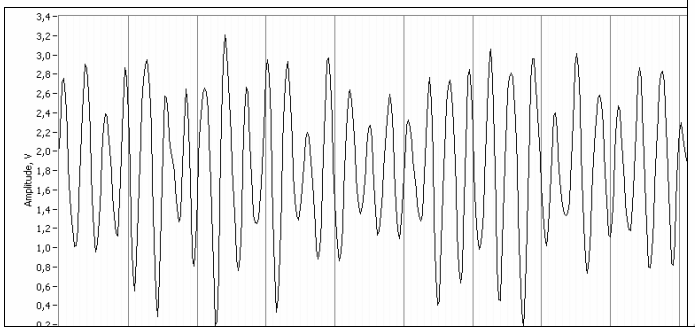
Direction d'avance X

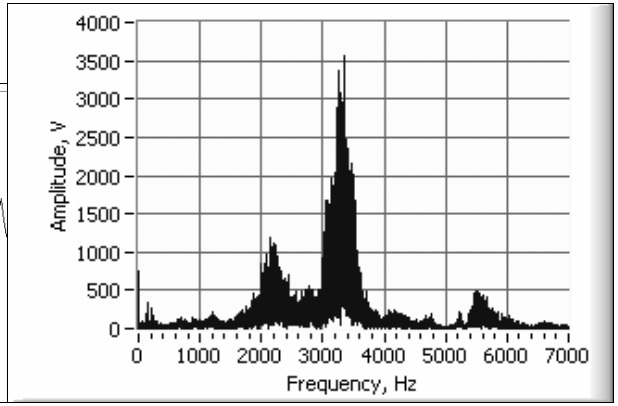


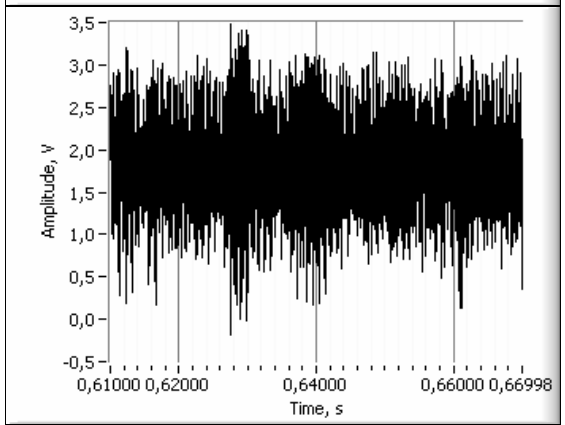




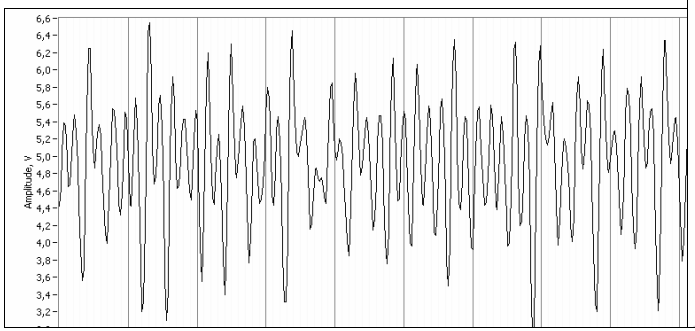
Direction de la pénétration Y

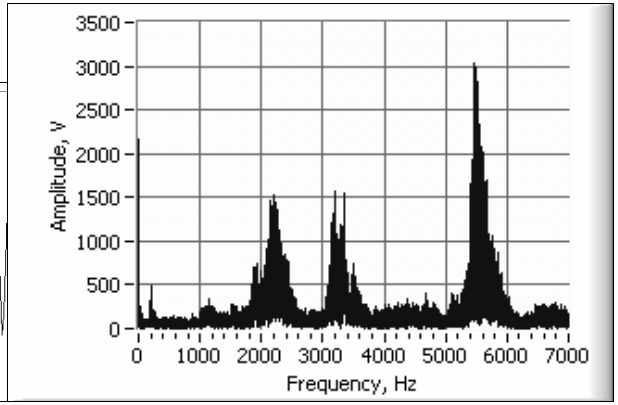


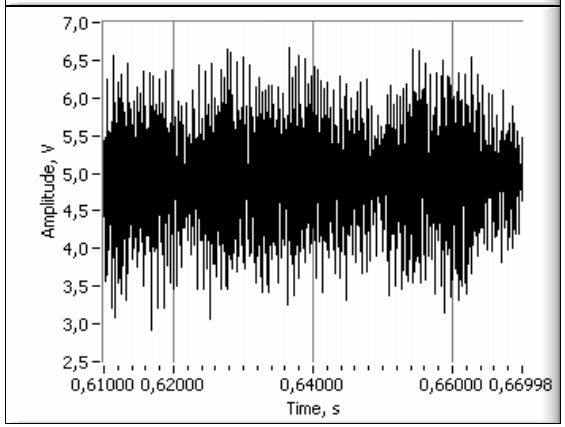




Direction de coupe Z

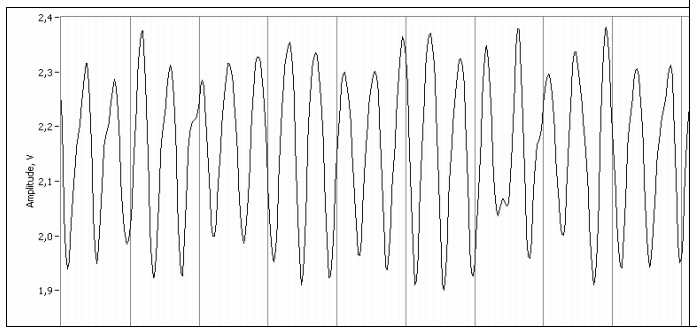


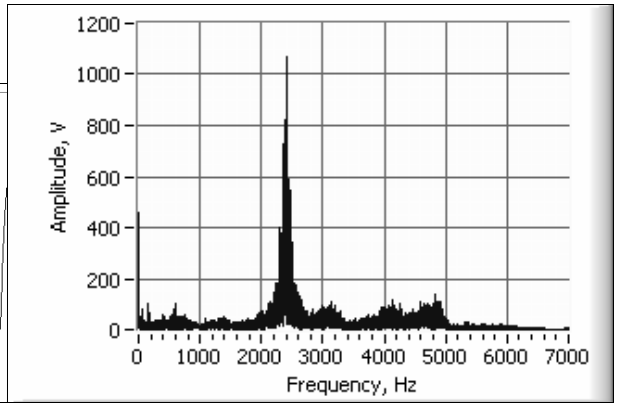


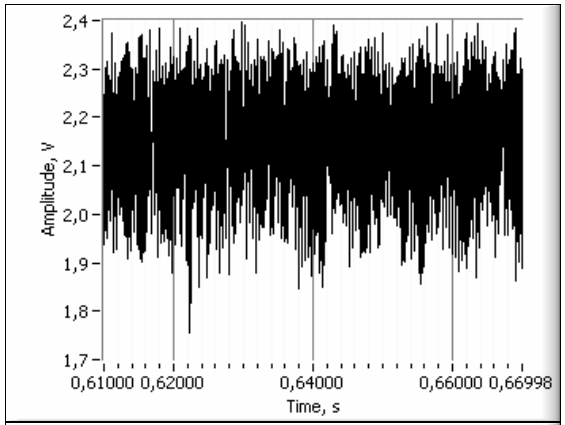


Vc = 80 m/min ; f = 0,2 mm/tr.

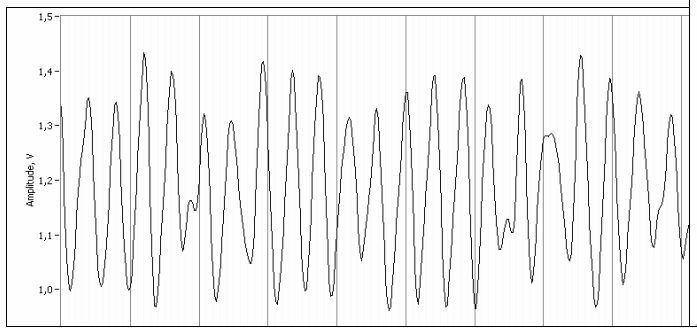
Direction d'avance X

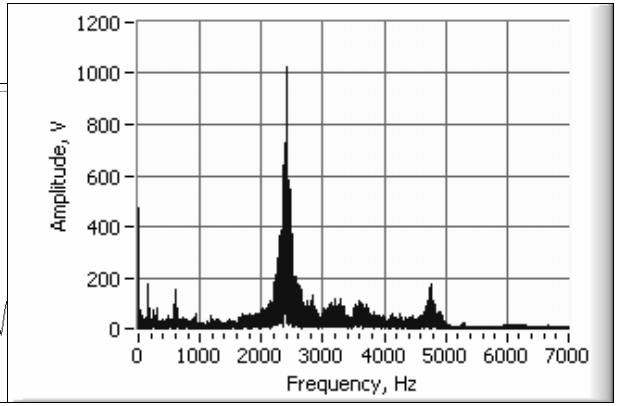


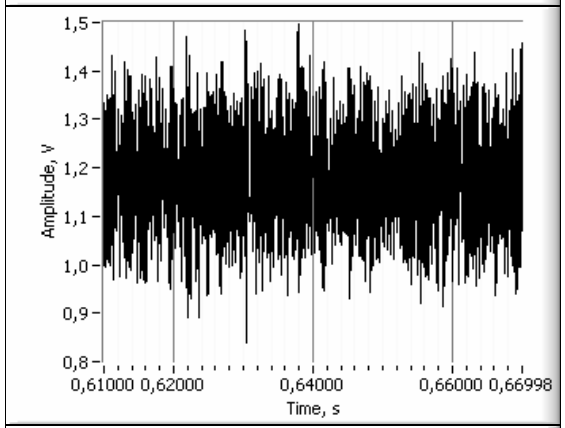




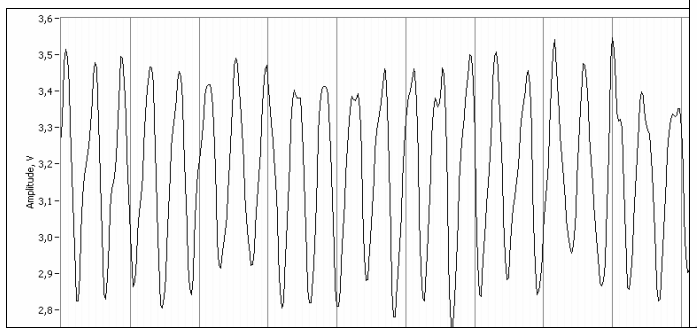
Direction de la pénétration Y

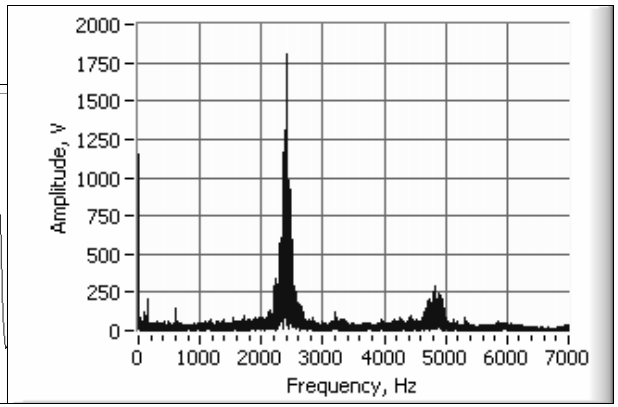


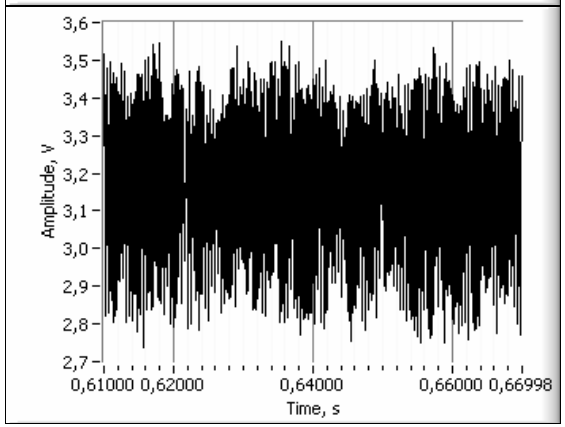




Direction de coupe Z

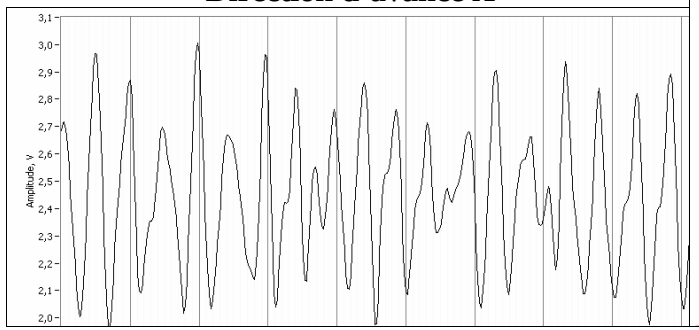


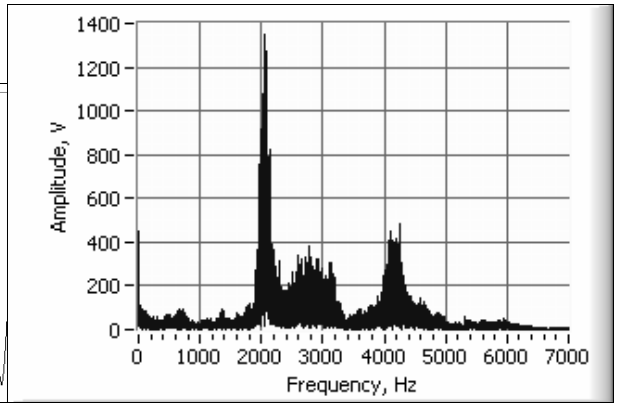


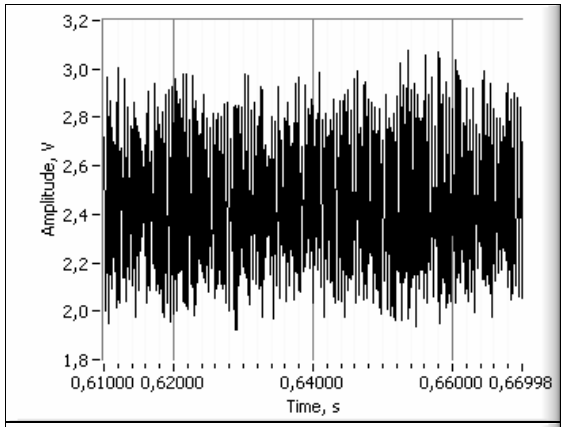


Vc = 80 m/min ; f = 0,3 mm/tr.

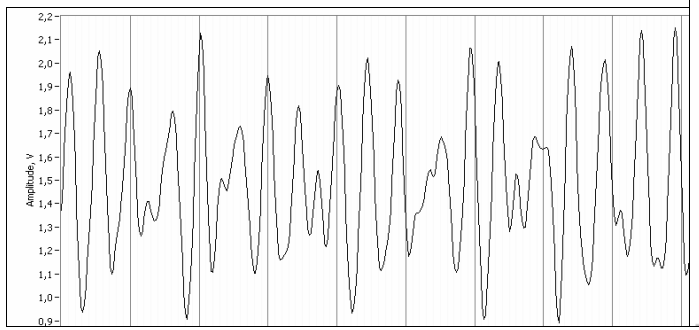
Direction d'avance X

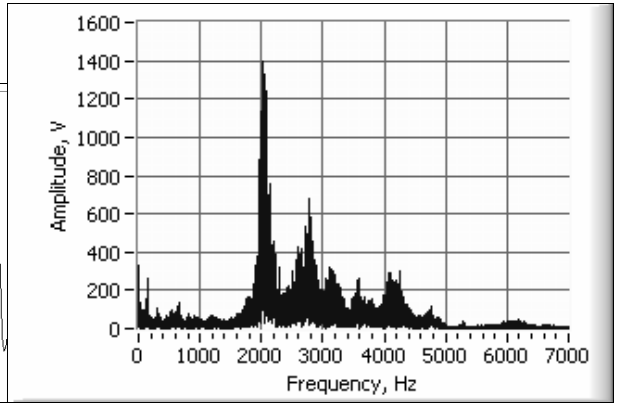


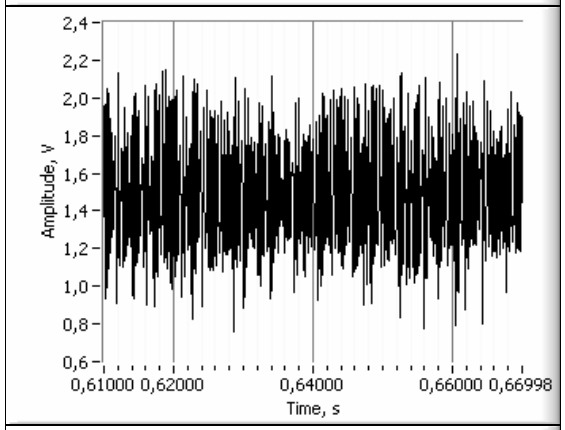




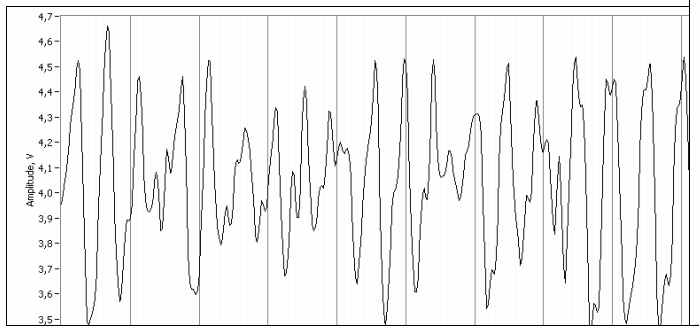
Direction de la pénétration Y

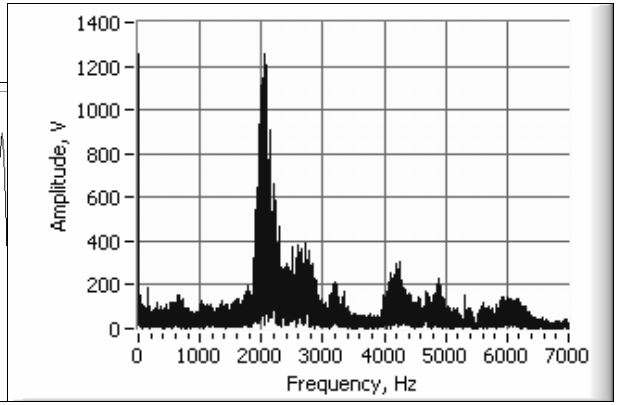


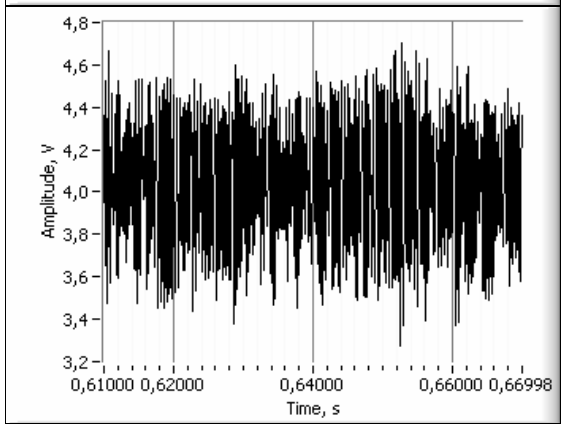




Direction de coupe Z

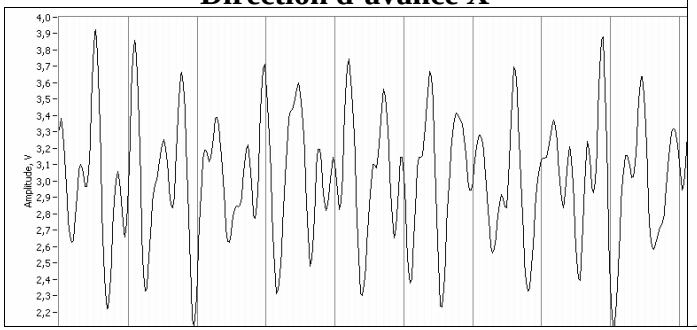


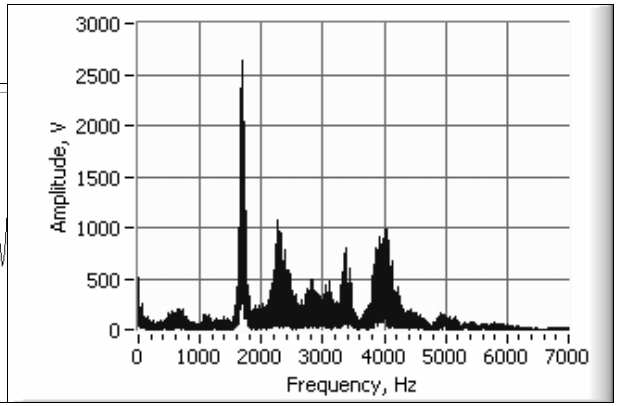


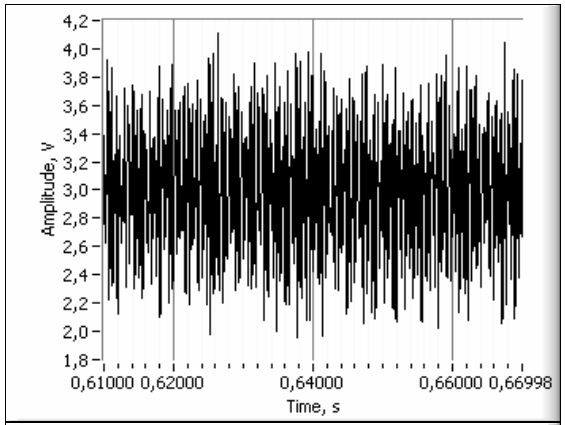


Vc = 80 m/min ; f = 0,47 mm/tr.

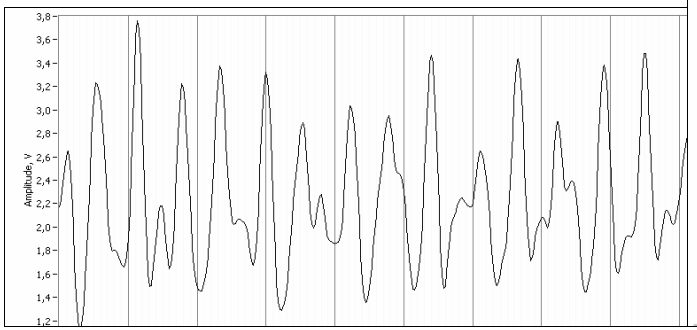
Direction d'avance X

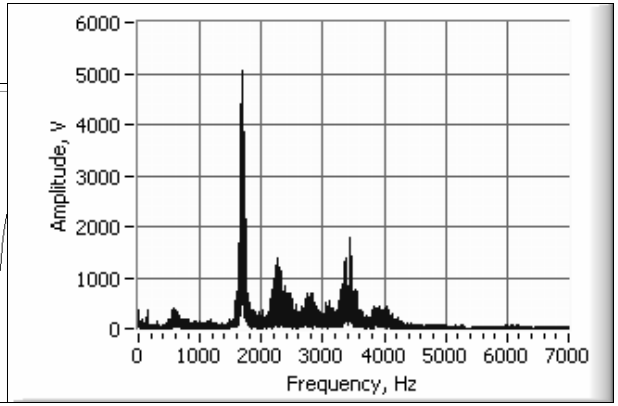


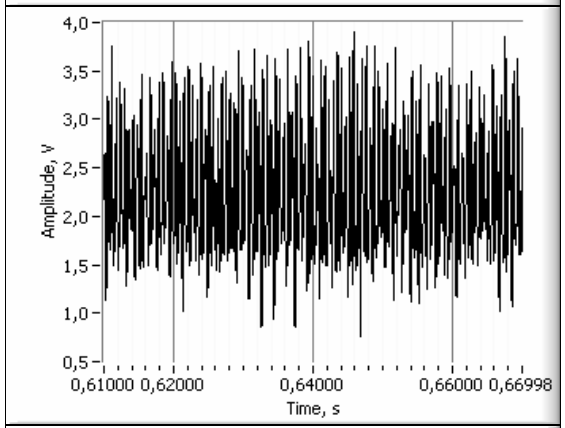




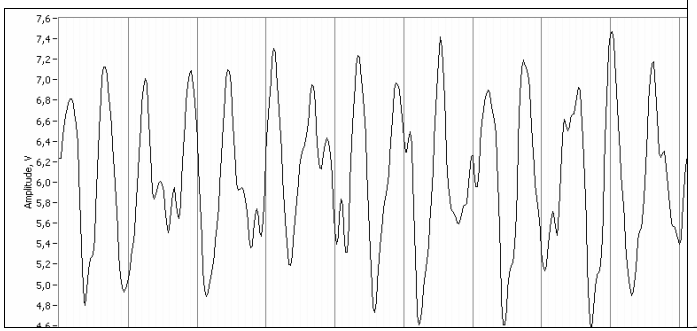
Direction de la pénétration Y

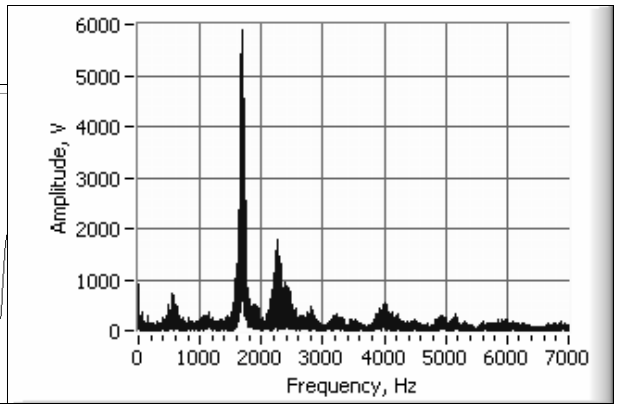


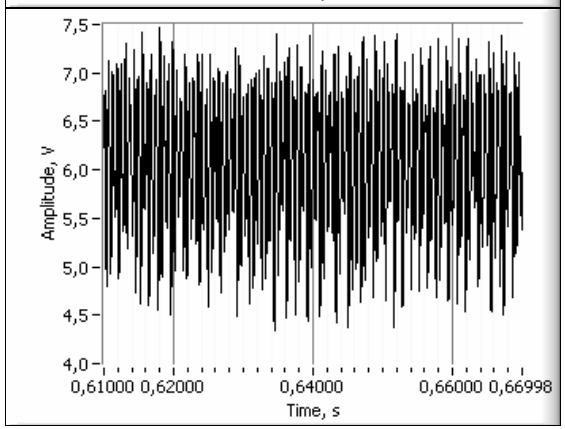




Direction de coupe Z

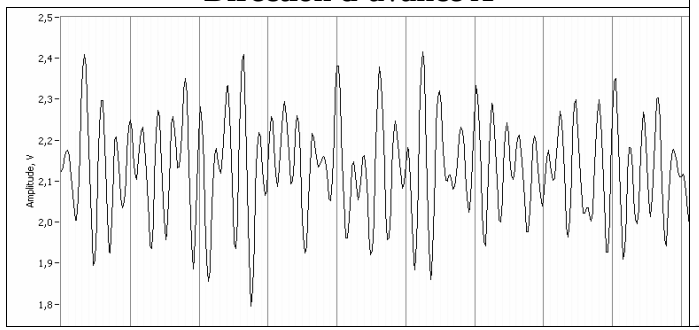


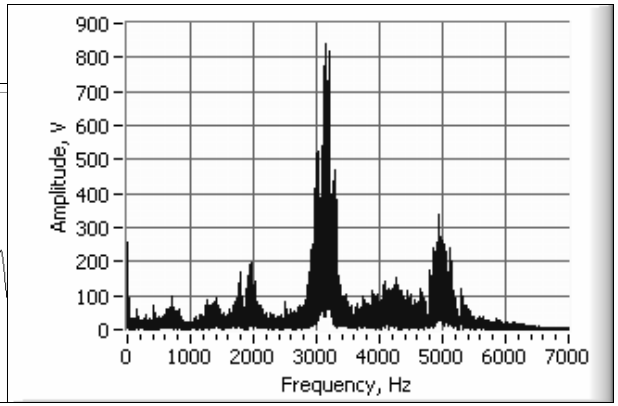


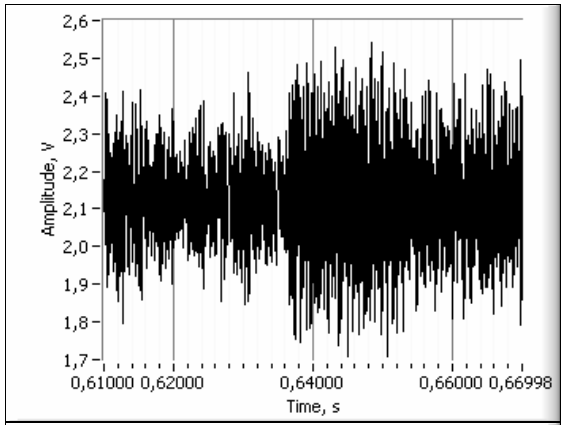


Vc = 100 m/min ; f = 0,2 mm/tr.

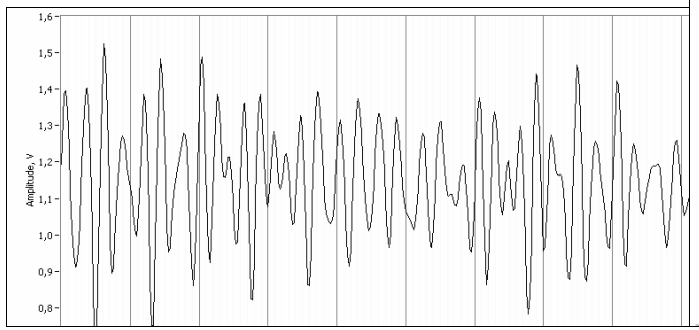
Direction d'avance X

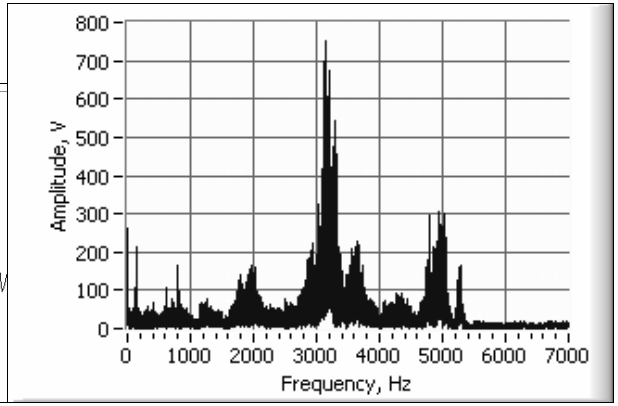


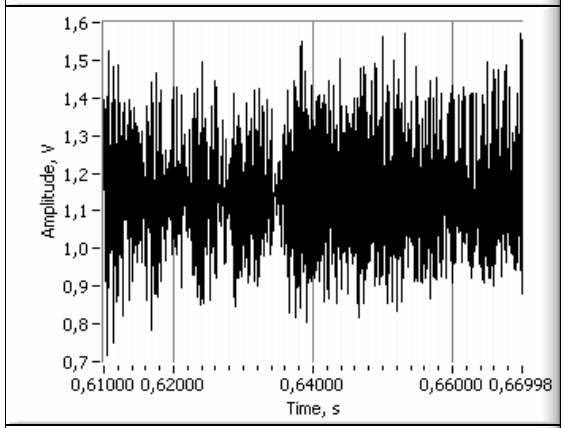




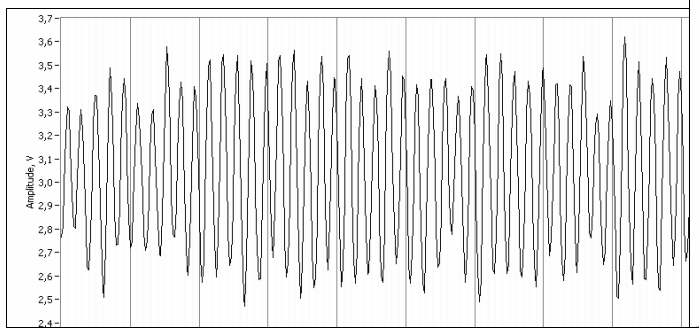
Direction de la pénétration Y

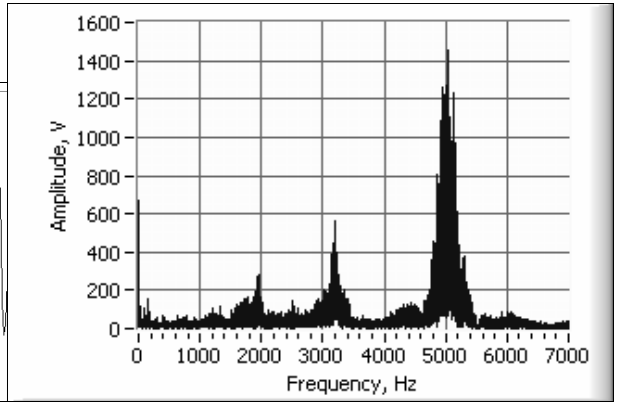


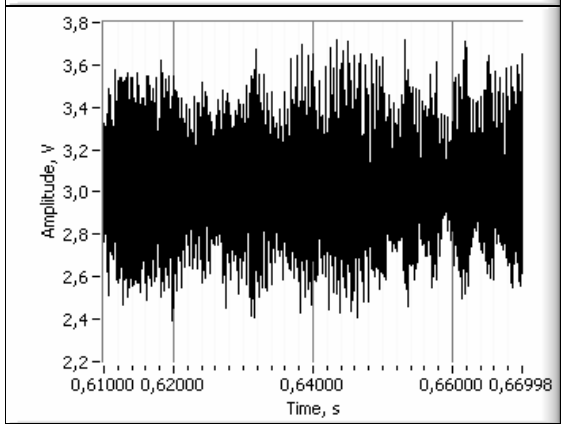




Direction de coupe Z

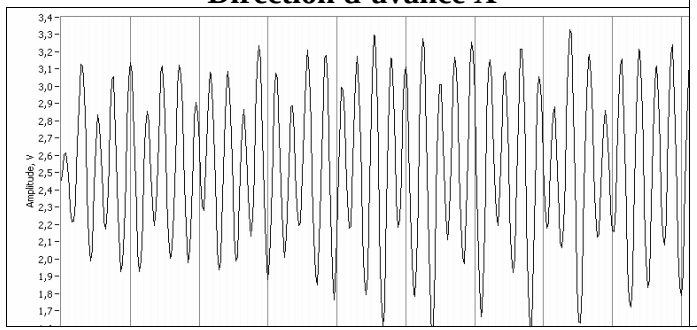


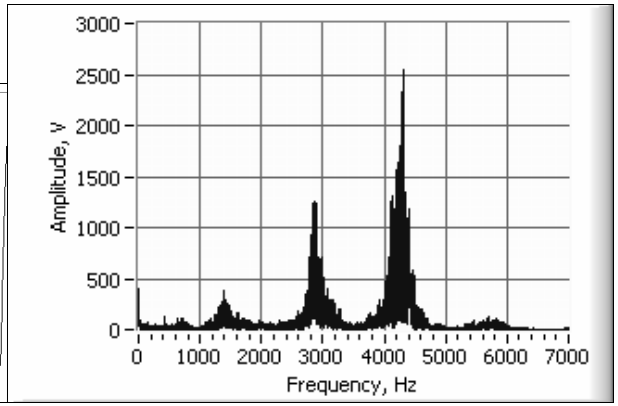


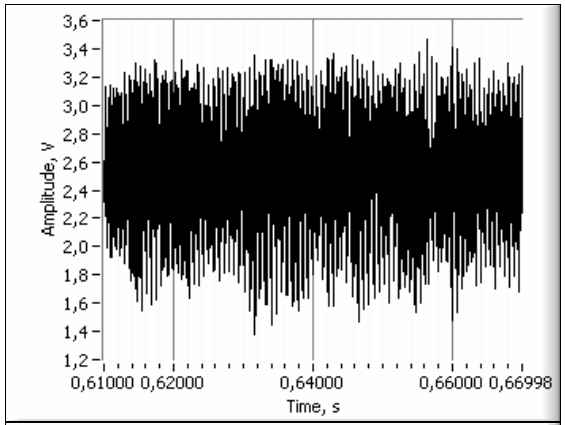


Vc = 100 m/min ; f = 0,3 mm/tr.

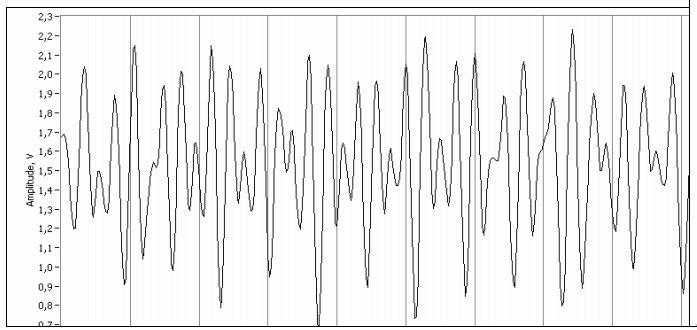
Direction d'avance X

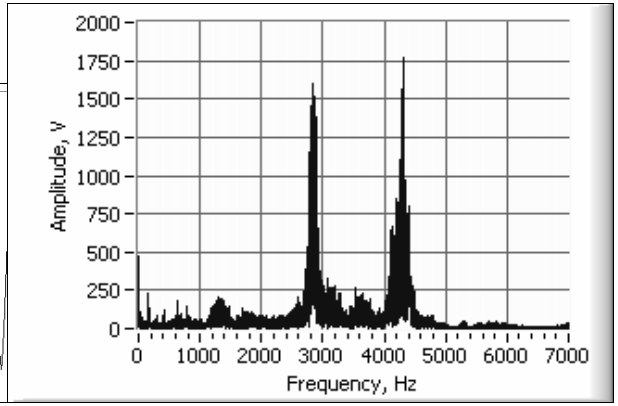


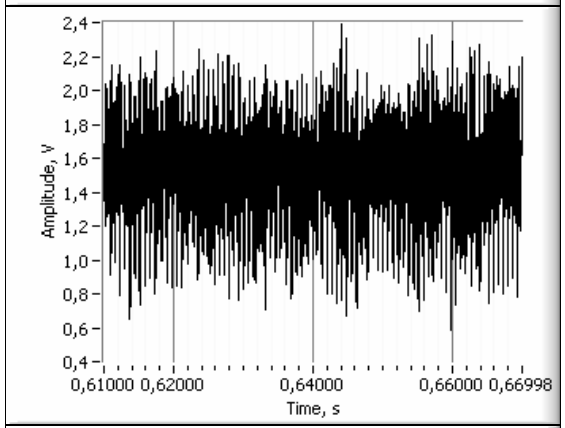




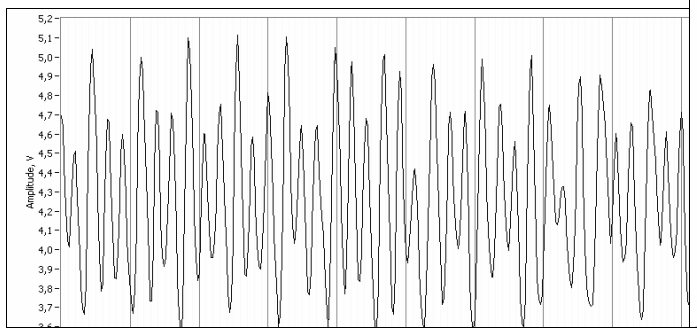
Direction de la pénétration Y

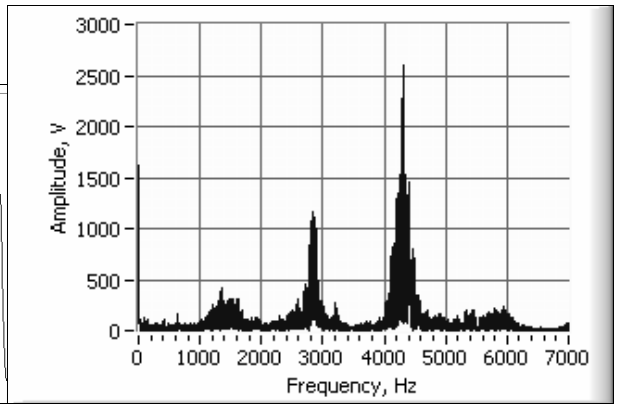


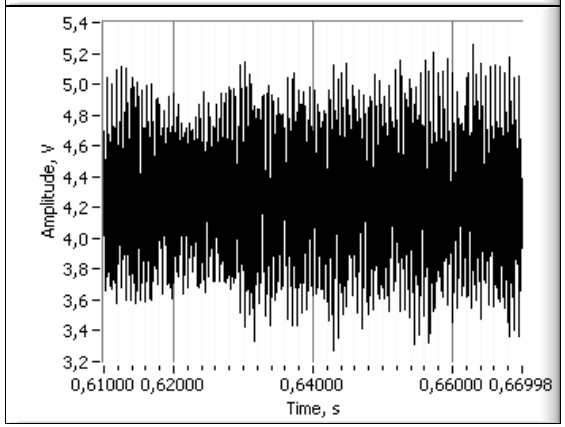




Direction de coupe Z

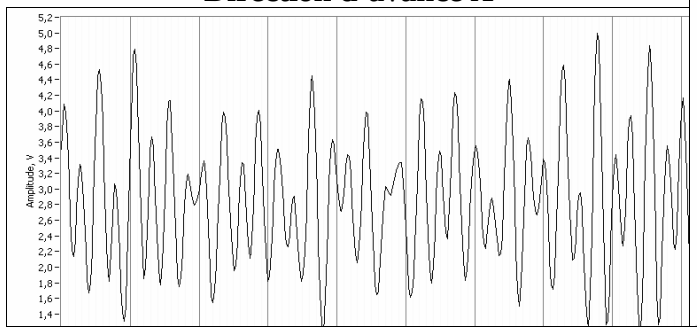


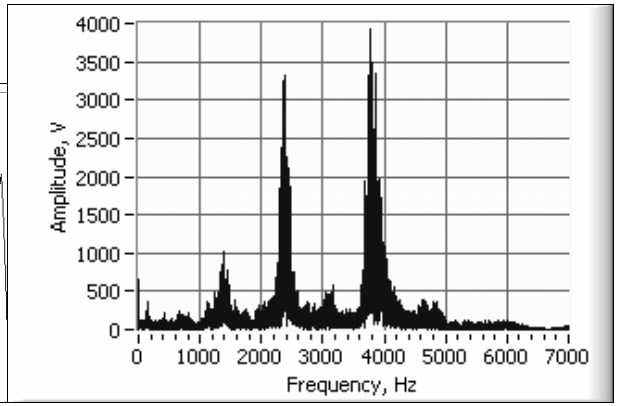


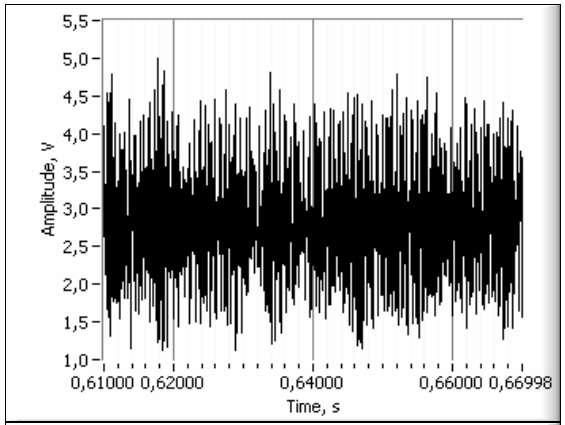


Vc = 100 m/min ; f = 0,4 mm/tr.

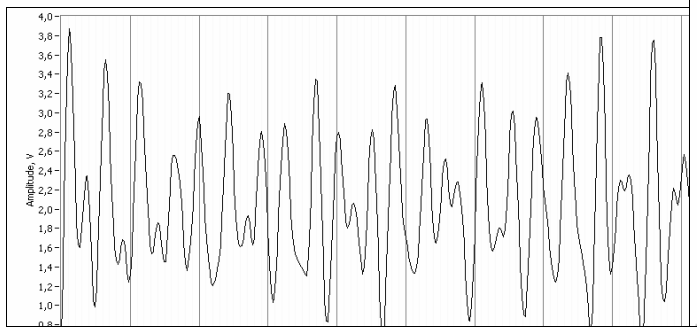
Direction d'avance X

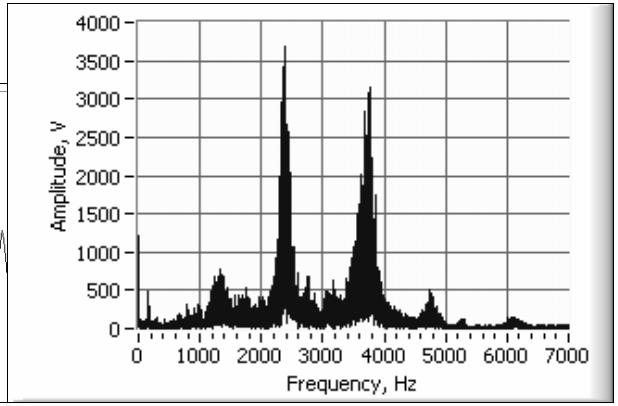


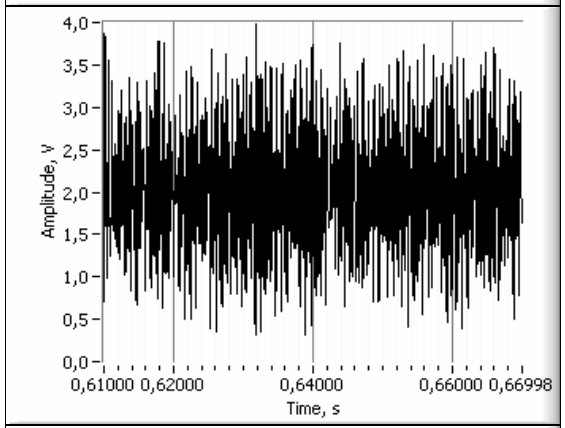




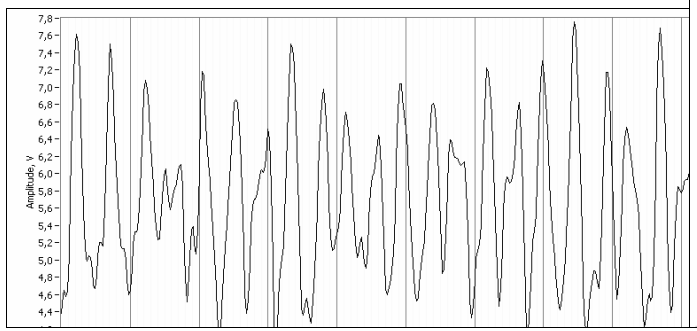
Direction de la pénétration Y

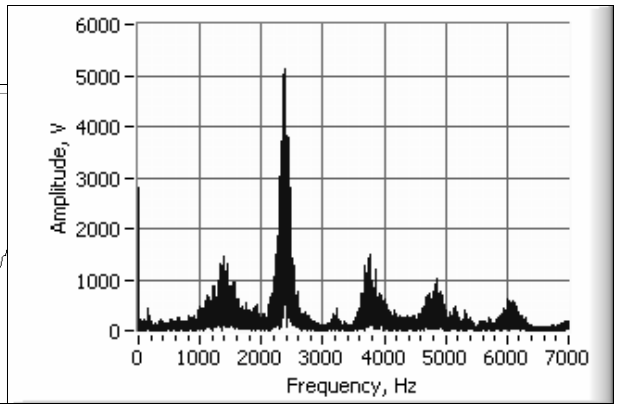


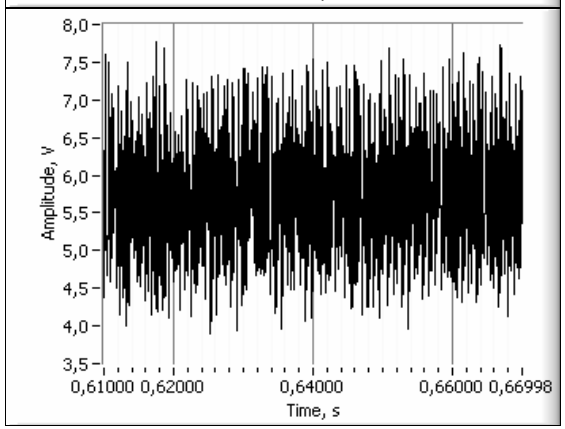




Direction de coupe Z

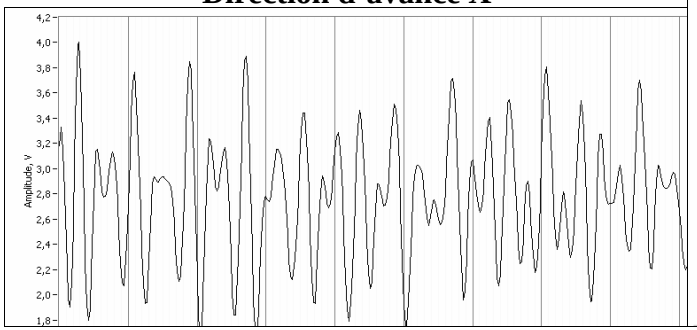


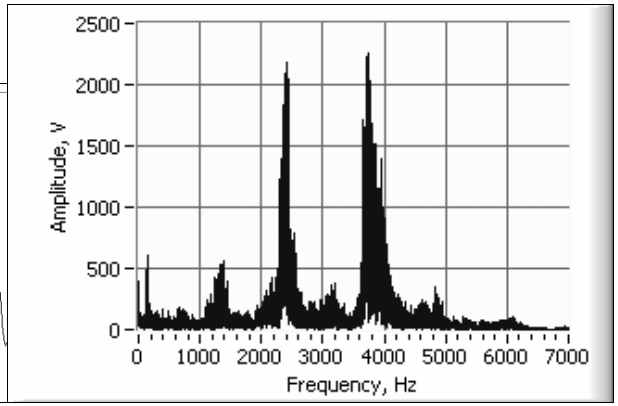


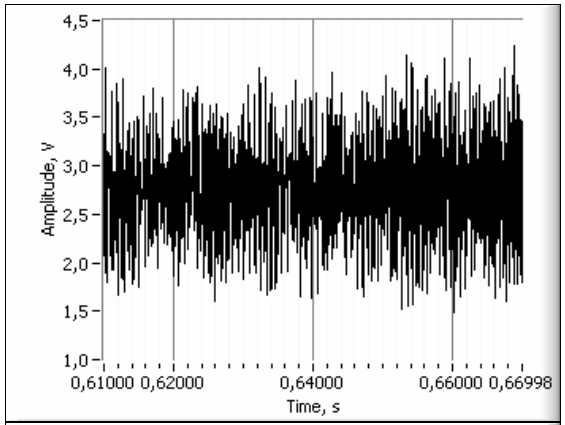


Vc = 100 m/min ; f = 0,47 mm/tr.

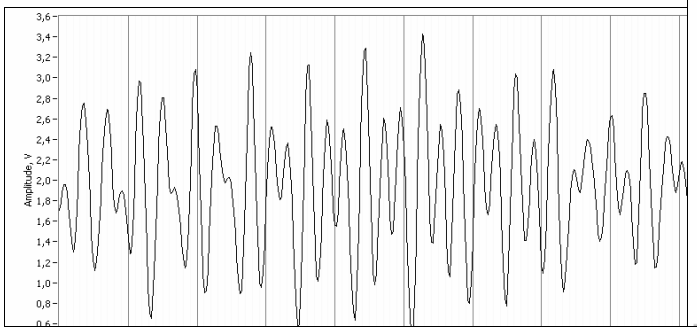
Direction d'avance X

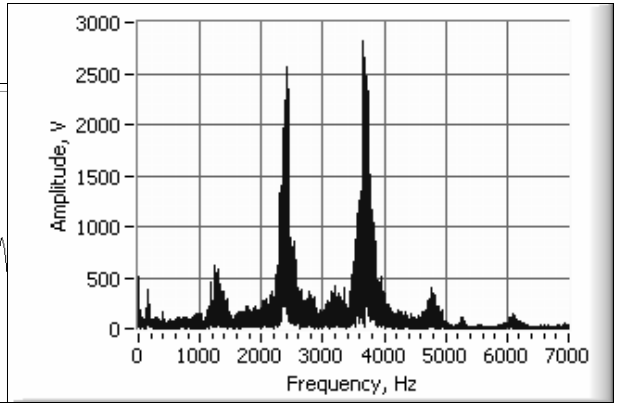


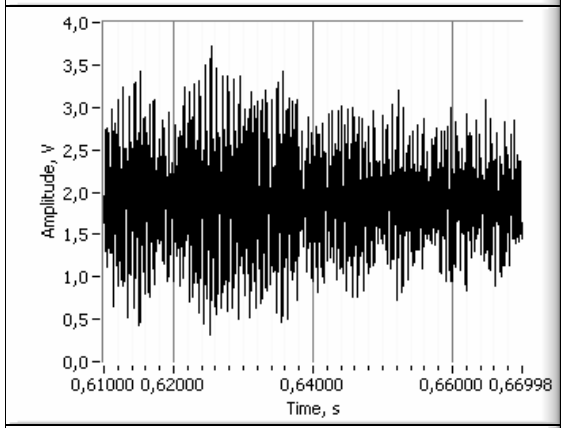




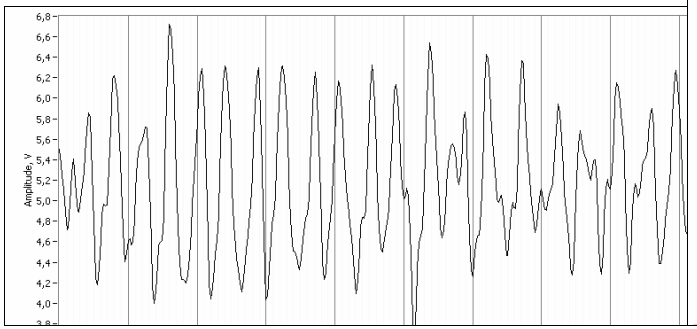
Direction de la pénétration Y

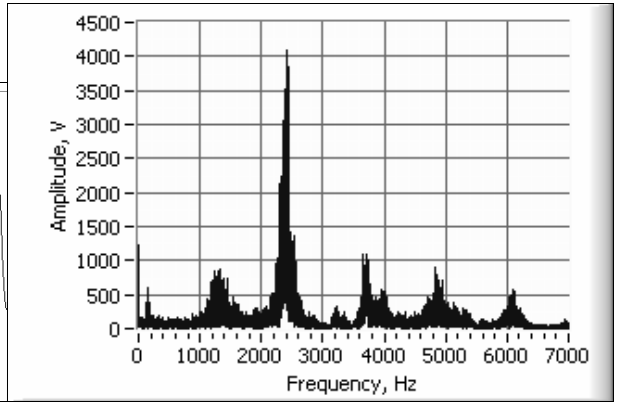


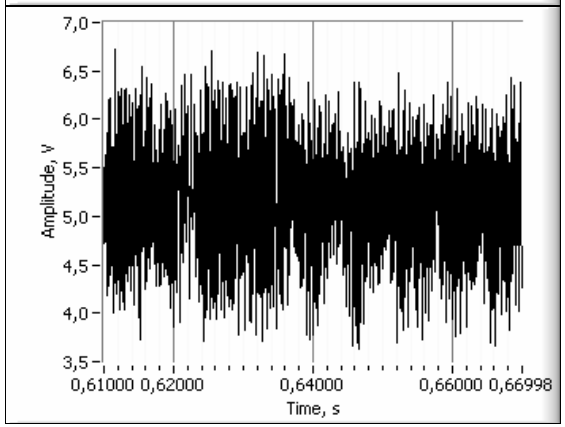




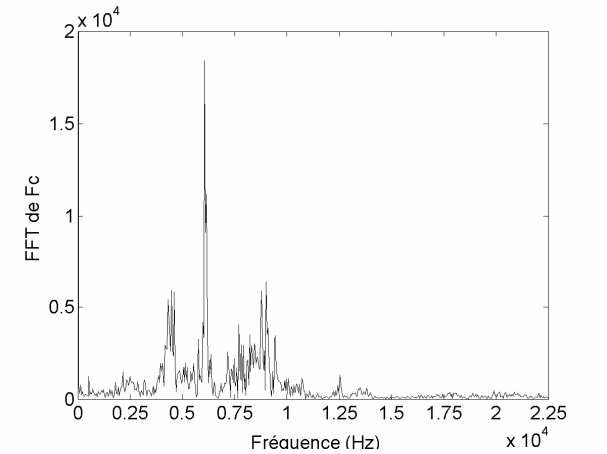
Direction de coupe Z



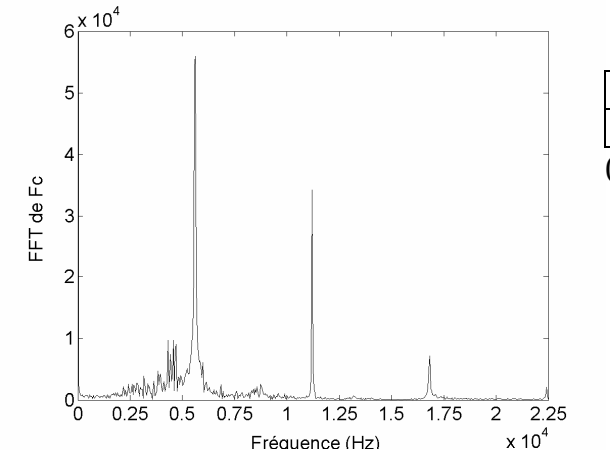




ANNEXE 03 : Spectres de l'effort Fz des essais d'usinage des disques

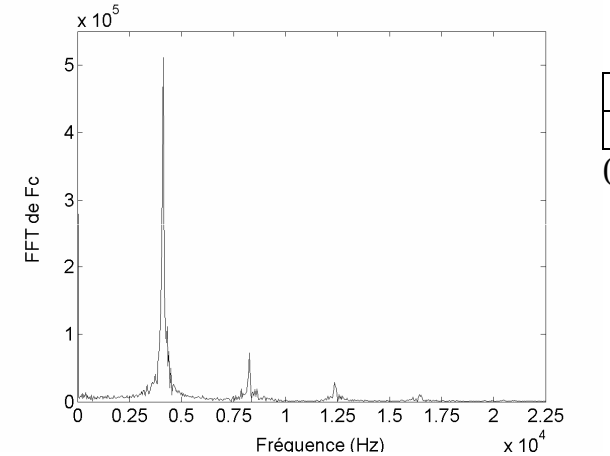


Vc	f	a_p
60	0,05	1,65



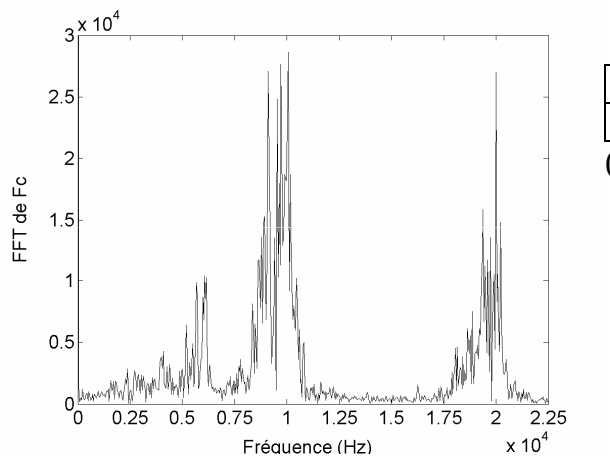
Vc	f	a_p
60	0,125	1,65

(Schenck)



Vc	f	a_p
60	0,2	1,65

(Schenck)

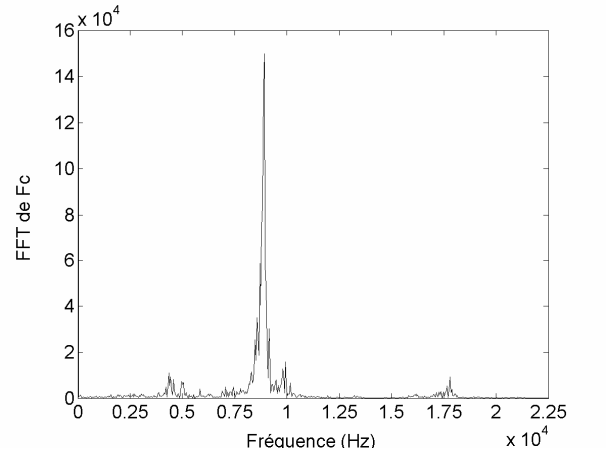


Vc	f	a_p
80	0,05	1,65

(Schenck)

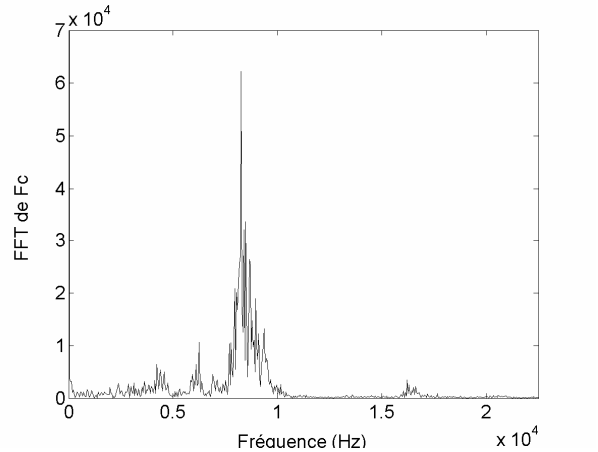
Vc	f	a_p
80	0,125	1,65

(Schenck)

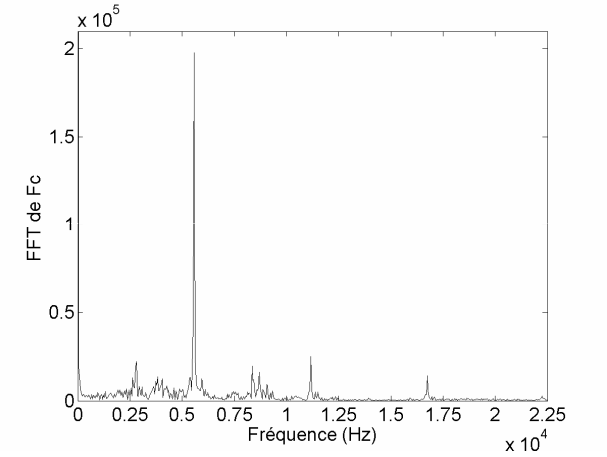


Vc	f	a_p
80	0,125	1,65

(Schenck bis)

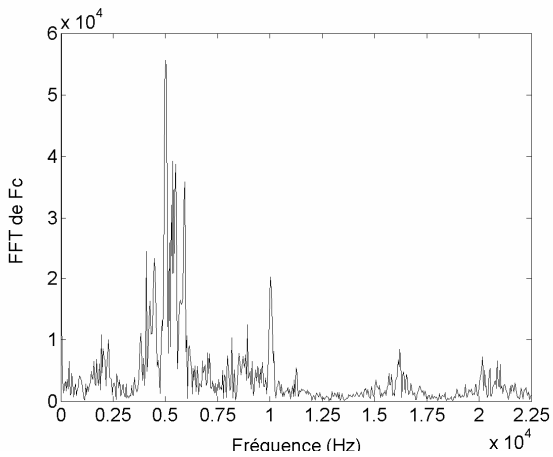


Vc	f	a_p
80	0,2	1,65



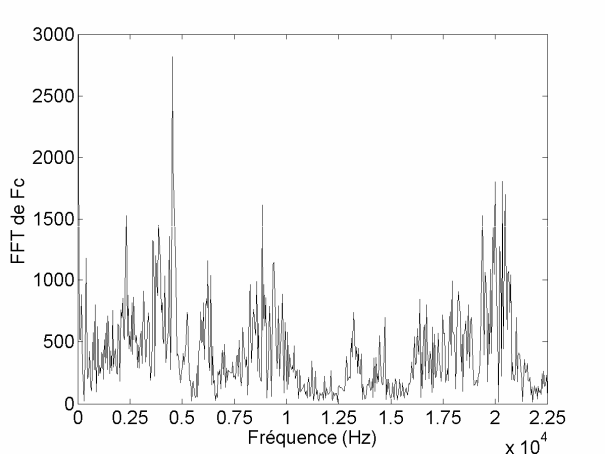
Vc	f	a_p
80	0,2	1,65

(Schenck)



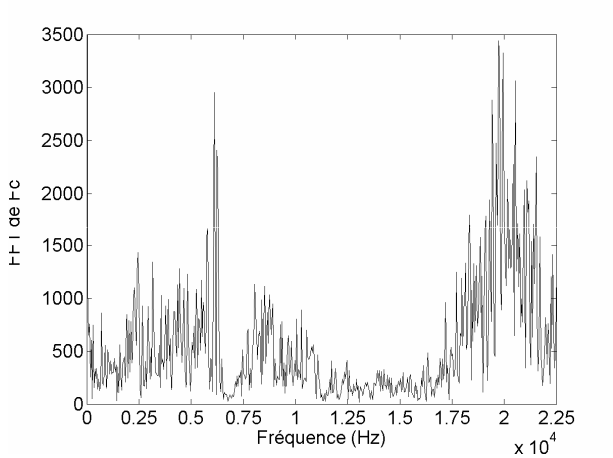
Vc	f	a_p
100	0,05	1,65

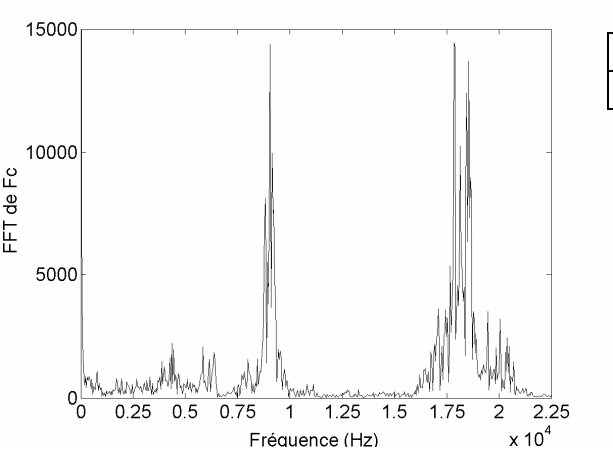
(Schenck)



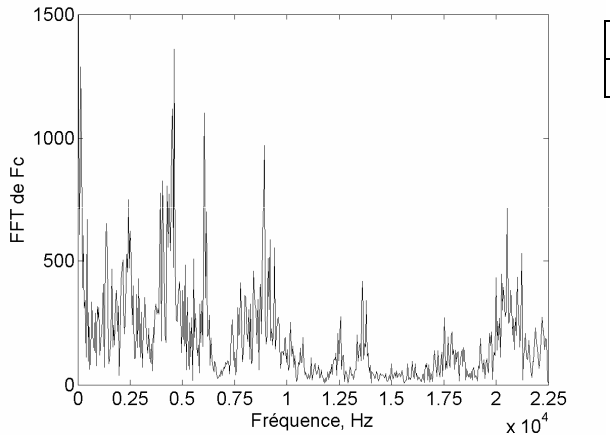
Vc	f	a_p
100	0,05	1,65

(Schenck bis)





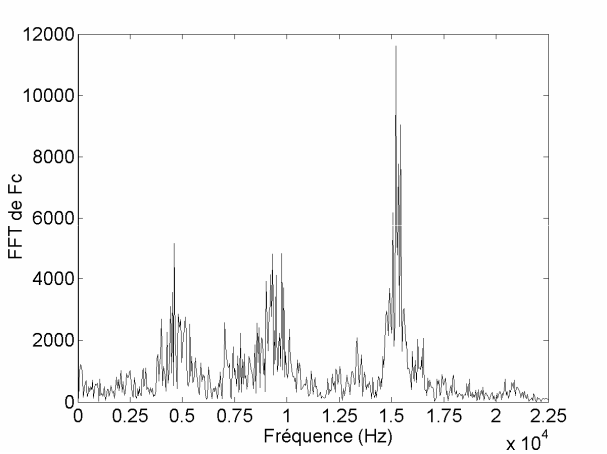
Vc	f	a_p
140	0,125	1,65



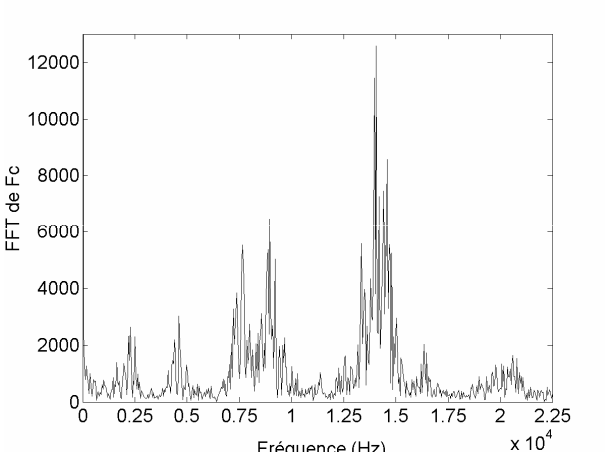
Vc	f	a_p
120	0,05	1,65

Vc	f	a_p
120	0,125	1,65

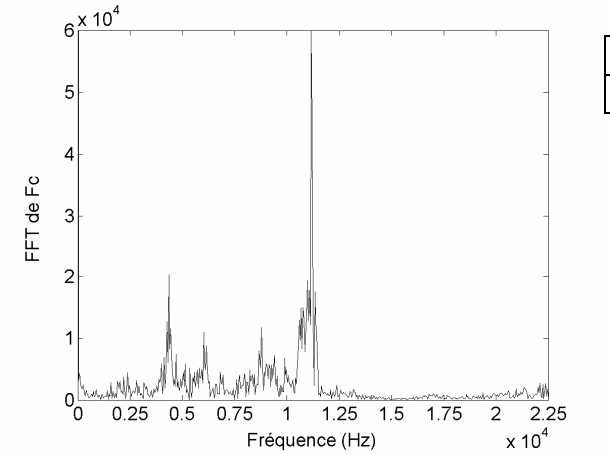
(Schenck)



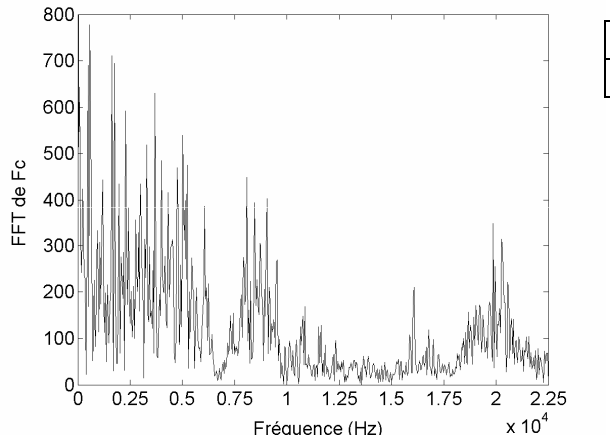
Vc	f	a_p
120	0,125	1,65

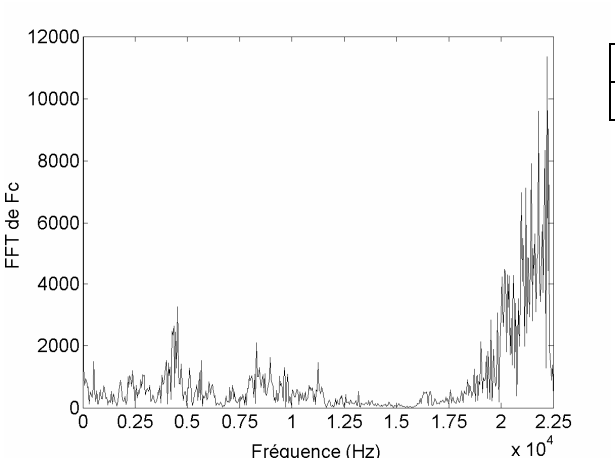


Vc	f	a_p
120	0,2	1,65

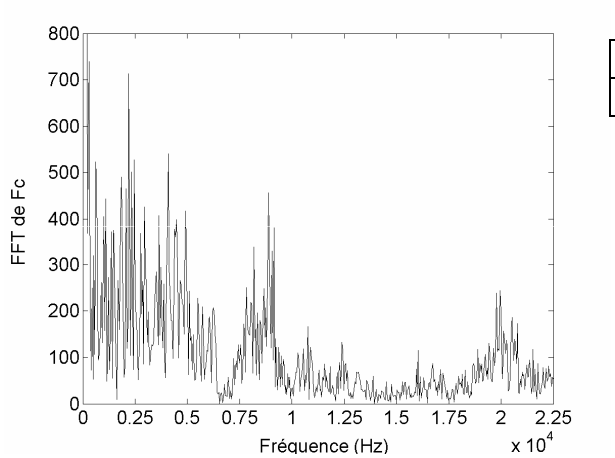


Vc	f	a_p
160	0,05	1,65

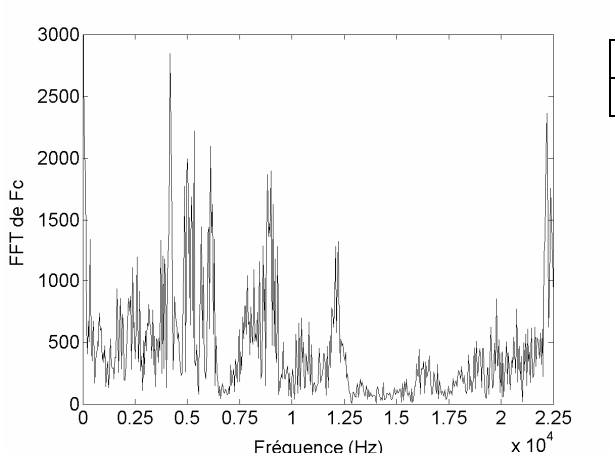




Vc	f	a_p
160	0,125	1,65



Vc	f	a_p
180	0,05	1,65



Vc	f	a_p
180	0,125	1,65

ANNEXE 04 : Récapitulatif des résultats des essais de chariotage (35NCD16 à 47HRC ; outil Carbure AC700G)

N° Essai	Vc m/min	f mm/tr	ap mm	$D_{pièce}$ mm	N tr/min	Fa [N]	Fr [N]	Fc [N]	Kca [N/mm²]	Kcr [N/mm²]	Kcc [N/mm²]	ec mm	lc mm	V_{Cop} m/min	Δx mm	F_{HZGC} Hz	F_{HZSE} Hz
2	60	0,40	0,98	69,79	276	609	397	1122	1558	1016	2868	0,45	1,29	40,43	0,66	1021	1110
10	80	0,20	0,99	66,74	382	427	233	624	2165	1181	3163	0,22	1,13	63,5	0,42	2518	2414
11	80	0,30	0,98	66,74	382	494	297	817	1678	1007	2772	0,29	1,22	65,9	0,46	2389	2062
4	80	0,40	0,96	68,91	370	586	394	1102	1528	1027	2877	0,33	1,25	73,4	0,55	2225	1746
12	80	0,47	0,95	66,74	382	602	445	1207	1353	1000	2715	0,34	1,22	86,8	0,57	2537	1707
16	100	0,20	0,99	62,68	508	427	231	611	2153	1164	3085	0,19	1,18	88,4	0,28	5225	3151
17	100	0,30	1,01	62,68	508	501	302	840	1652	993	2768	0,26	1,21	95,4	0,37	4328	2845
19	100	0,40	0,97	64,27	496	556	386	1033	1437	997	2668	0,37	1,25	83,7	0,44	3171	2431
18	100	0,47	0,96	62,68	508	572	415	1165	1266	918	2579	0,41	1,29	85,6	0,45	3170	2380
7	120	0,20	1,02	68,91	555	431	238	612	2121	1171	3013	0,21	1,20	96,3	0,27	5901	4009
9	120	0,40	0,95	66,74	573	527	362	991	1389	954	2612	0,34	1,25	108,3	0,40	4514	3341

ANNEXE 05 : Récapitulatif des résultats d'usinage des disques (35NCD16 à 52HRC ; outil CBN)

N° Essai	Vc m/min	f mm/tr	ap mm	$-\gamma$ (°)	$D_{piéce}$ mm	N tr/min	Fa [N]	Fr [N]	Fc [N]	Kca [N/mm²]	Kcr [N/mm²]	Kcc [N/mm²]	ec_{min} mm	ec_{max} mm	ec mm	lc mm	V_{Cop} m/min	Δx mm	F_{HZGC} Hz	F_{HZSE} Hz
5	60	0,05	1,62	26,00	51	375	27,1	353,1	329,3	334,8	4359,8	4065,2	0,04	0,09	0,0663	1,69	43,41	0,102	7093	6200
26	60	0,05	1,55	26,00	49	390	23,8	268,2	283,9	307,0	3460,4	3663,2								
19	60	0,125	1,62	22,27	63	303	109,7	967,8	760,8	541,9	4779,4	3756,9	0,07	0,18	0,1263	1,70	56,59	0,160	5895	5625
18	60	0,2	1,72	16,46	68	281	150,3	1082,1	--	436,9	3145,6	--	0,08	0,26	0,1676	1,87	65,88	0,253	4345	4131
3	80	0,05	1,67	26,00	69	369	24,1	327,0	328,4	288,9	3916,3	3932,3	0,03	0,09	0,0633	1,73	60,97	0,104	9770	
21	80	0,05	1,62	26,00	55	463	95,5	813,6	441,6	1178,4	10044,9	5451,7	0,05	0,10	0,0725	1,77	50,50	0,080	10560	10151
2	80	0,125	1,61	22,27	60	425	45,1	413,9	509,0	224,2	2056,6	2529,4	0,06	0,17	0,1129	1,71	83,38	0,180	7721	
14	80	0,125	1,75	22,27	72	354	52,5	474,8	621,1	240,1	2170,7	2839,1								--
22	80	0,125	1,62	22,27	51	500	119,8	778,0	657,9	591,5	3841,9	3248,8	0,07	0,20	0,1376	1,58	74,78	0,185	6737	8262
25	80	0,125	1,59	22,27	59	432	43,0	354,1	496,0	216,3	1781,5	2495,5	0,04	0,15	0,0900	1,63	108,46	0,163	11070	8920
6	80	0,2	1,65	16,46	72	354	79,1	747,0	985,0	239,7	2263,7	2984,8	0,09	0,26	0,1729	1,75	87,24	0,279	5212	5581
13	80	0,2	1,65	16,46	55	463	77,8	469,6	738,2	235,7	1423,1	2236,8	0,04	0,23	0,1371	1,70	113,28	0,286	6599	5933
20	100	0,05	1,62	26,00	58	549	98,2	810,3	422,9	1212,5	10003,2	5221,0								--
17	100	0,125	1,45	22,27	60	531							0,04	0,15	0,0906	1,71	116,96	0,196	9945	
4	120	0,05	1,63	26,00	61	627	23,0	292,5	275,4	281,8	3588,5	3378,9	0,04	0,08	0,0583	1,66	101,00	0,074	22747	--
1	120	0,125	1,65	22,27	70	546	47,9	396,8	501,3	232,2	1923,7	2430,5	0,05	0,15	0,0983	1,73	145,49	0,180	13471	15210
12	120	0,125	2	22,27	72	531	51,1	340,3	465,9	247,9	1649,9	2259,0	0,05	0,15	0,0979	1,72	146,96	0,179	13683	
12	120	0,125	1,65	22,27	72	531	51,1	340,3	465,9	247,9	1649,9	2259,0	0,03	0,14	0,0865	1,67	171,33	0,184	15519	14590
11	120	0,2	1,65	16,46	61	627	67,7	486,8	722,5	205,0	1475,1	2189,3	0,09	0,24	0,1613	1,73	141,95	0,262	9030	11162
16	140	0,125	1,55	22,27	74	603	50,5	420,9	518,6	260,6	2172,3	2676,5	0,04	0,14	0,0875	1,67	185,63	0,180	17188	17890
7	160	0,05	1,63	26,00	63	815	27,4	259,7	281,2	336,7	3186,3	3449,9	0,04	0,08	0,0558	1,72	135,79	0,071	31875	--
10	160	0,125	1,67	22,27	71	718	50,0	417,1	528,9	239,3	1998,0	2533,7	0,05	0,14	0,0967	1,85	186,51	0,167	18614	
8	180	0,05	1,6	26,00	56	1024	27,2	264,4	280,3	340,0	3304,4	3504,3	0,04	0,08	0,0558	1,70	151,71	0,071	35613	--
9	180	0,125	1,65	22,27	72	796	50,3	380,5	503,4	244,1	1845,0	2440,5	0,05	0,15	0,0979	1,80	210,93	0,167	21106	

PRODUCTION DANS LE CADRE DE LA THESE

Publications

M. Yallese, L. Boulanouar, S. Belhadi, *Etude de l'endommagement des outils de coupe en céramique noire et CBN lors du tournage d'un acier durci*, Revue de Mécanique appliquée et théorique, Vol. 1, 5. pp323-339 (2003).

S. Belhadi, T. Mabrouki, J-F. Rigal & L. Boulanouar, *Experimental and numerical study of chip formation during straight turning of hardened AISI 4340 steel*, Proc. IMechE 2005, Vol. 219 Part B: J. Engineering Manufacture.

S. Belhadi, M.A. Yallese, L. Boulanouar & N. Ouelaa, "*Influence des conditions de coupe sur la rugosité de l'acier 45NiCrMo16 traité usiné avec un outil CBN* ", Revue COST, ENSET, Oran, N° 3,p. 109-115, 2005.

S. Belhadi , L. Boulanouar, M.A. Yallese, T. Mabrouki & J.F. Rigal, *Prediction de la formation du copeau en dents de scie par mesure des efforts*, Revue Sci., Tec. et Dév, ANDRU - N°2, ISSN 1112-7309, (2007).

Tarek Mabrouki, Belhadi Salim, Jean-François Rigal, *Fudamental understanding o the segmented chip genesis for smart machining. A contibution in Hard Metal Turning,* Designe and Manufacturing in Mechanical Engineering II, pp. 443-459, Springer 2007.

Communications

S. Belhadi, L. Boulanouar, M. A. Yallese, N. Ouelaa, "*Influence des conditions de coupe sur la rugosité de l'acier 45NiCrMo16 traité, usiné avec un outil CBN*", 4ème Journée de la Mécanique, Ecole Militaire Polytechnique, Alger, 23 et 24 mars 2004.

Tarek Mabrouki, Belhadi Salim, Jean-François Rigal, *On some thermo-mechanical effects during chip genesis in hard turning*, 5° Congrès international Usinage grande vitesse, Metz -14/15 et 16 Mars 2006

T. Mabrouki, S. Belhadi, J.-F. Rigal, *Fundamental understanding of the segmented chip genesis for smart machining, a contribution in hard material turning*, IDMME 2006 Grenoble, France, May 17-19, 2006.

Rigal Jean-Francois, Zapciu Miron, Mabrouki Tarek, Belhadi Salim, *Sawtooth Chip Formation in Hard Turning and the Approach to Separate Process Segmentation and Machine Assembly Vibration Frequencies*. 15th International Conference on Manufacturing Systems, ICMaS 2006 26th–27th October 2006, Bucharest, Romania.