

République Algérienne Démocratique & Populaire
Ministère de l'Enseignement Supérieur et de la Recherche Scientifique
Université 08 Mai 1945 Guelma
Faculté des Sciences et de la Technologie
Département de Génie Mécanique



THÈSE

Présentée pour obtenir le grade de

DOCTEUR

Spécialité : Génie Mécanique
Option : Productique

Par

Hamdi AOUICI

**ÉTUDE DE L'USINABILITÉ DE L'ACIER AISI H11 A L'ÉTAT TRAITÉ PAR
LE CBN7020**

Directeur de thèse : Pr Yallese Mohamed Athmane

Devant le jury composé de MM.

K. CHAOUI	Président	Professeur à l'université d'Annaba
I. AMARA	Examineur	Professeur à l'université de Constantine
A. BELBAH	Examineur	M/C à l'université de Guelma
M. A. YALLESE	Rapporteur	Professeur à l'université de Guelma

بِسْمِ اللَّهِ الرَّحْمَنِ الرَّحِيمِ
السَّلَامُ عَلَيْكُمْ وَرَحْمَةُ اللَّهِ وَبَرَكَاتُهُ

DEDICACES

A la mémoire de mon père Ahcane

REMERCIEMENTS

Je remercie les membres du jury pour l'honneur qu'ils m'ont fait en acceptant d'examiner cette thèse et pour l'intérêt qu'ils ont bien voulu porter à ce travail :

Monsieur M. A. YALLESE, Professeur au département de Génie Mécanique, Université 08 Mai 1945 de Guelma, Directeur de thèse.

Monsieur K. CHAOUI, Professeur au département de Génie Mécanique, Université d'Annaba, Président du jury.

Monsieur I. AMARA, Professeur au département de Génie Mécanique, Université de Constantine, Examineur.

Monsieur A. BELBAH, M/C au département de Génie Mécanique, Université 08 Mai 1945 de Guelma, Examineur.

Que toutes les personnes qui ont participé à la réalisation de ce travail trouvent ici ma reconnaissance la plus sincère et particulièrement MM : F. FAREH, M^{ed} AIB, M^{ed} ELBAH, S. BENLAHMIDI, R. ZIANI, C. REBIAI, A/Aziz MADI et B. FNIDES.

J'exprime ma profonde gratitude à ma mère, à ma femme, à ma sœur et à mon frère pour leur soutien.

ملخص

يهتم هذا العمل في معاينة و مسايرة جودة عدة مواد القطع و المتمثلة في : الخزف الصناعي المختلط CC650, الكربور المكسو GC4015 و كذلك نوعين من التبريد البوري المكعب CBN7020 و CBN7050. و هذا أثناء عملية الخراطة بدون سائل تبريد للفولاذ المقسى AISI H11 حيث وصلت درجة القساوة إلى 50HRC . و يختص هذا الفولاذ في القوالب و كذلك في صناعة القوالب و بعض القطع الأخرى. و من بين خصائص هذا الفولاذ أنه يتميز بدرجة تحمل كبيرة للحرارة و كذلك يحتوي على بعض العناصر مثل CrMoV. في خراطة المعادن الصلبة.

النتائج المتحصل عليها في مجال الخراطة الصلبة للمعادن التي تتمتع بدرجة قساوة أكثر من 40HRC هي : القوى العمودية تكون الأكبر مقارنة مع بقية القوى الأخرى، و هذا بسبب القساوة العالية للفولاذ. كذلك وجدنا أن جودة السطح تتأثر بسرعة التقدم و كذلك سرعة القطع بصف معتبرة أما بنسبة سمك القطع فهي شبه معدومة.

و يهتم هذا العمل كذلك بدراسة تأثير أدوات القطع على مجموعة من الظواهر الفيزيائية (قوى القطع, حالة السطح و التآكل) مجموعة من أدوات القطع الصناعي. و من أدوات القطع المستعملة في هاته الخراطة : الخزف الصناعي المختلط CC650, الكربور المكسو GC4015 و كذلك نوعين من التبريد البوري المكعب CBN7020 و CBN7050.

أما في الفصل الأخير نجد دراسة تحليلية لما سبق و ذلك باستعمال بعض البرامج مثل 8 Design-Expert التي بفضلها نجد كل العلاقات التجريبية و كذلك نجد ثوابت مجردة و هذا بفضل طريقة ANOVA و كذلك RMS. و هذه الدراسة مخصصة لإلامادة القطع CBN7020 .

الكلمات الدالة : الخراطة الصلبة, CBN, AISI H11, التآكل, RMS, ANOVA.

RESUME

Ce travail consiste à évaluer les performances des matériaux de coupe suivants : les céramiques mixtes CC650, les carbures métalliques revêtus GC4015 et les nitrures de bore cubique (CBN7020 et CBN7050), en tournage dur à sec de l'acier AISI H11 traité à 50HRC. Cet acier est destiné pour travail à chaud, exempt de tungstène sur base CrMoV, insensible aux changements de température et ayant une résistance à l'usure élevée. Il est employé pour la fabrication des matrices, des coquilles, des moules et inserts de coulée sous pression fortement sollicités avec durée de vie élevée.

Les résultats montrent que le domaine du tournage dur concerne l'usinage des aciers traités dont la dureté est supérieure à 40HRC. Il est souligné que l'effort de pénétration est la composante la plus grande. Il est plus sensible à la variation de la dureté de la pièce usinée et à l'évolution de l'usure des outils de coupe. La rugosité est principalement influencée par l'avance et la vitesse de coupe. Cependant, elle est insensible à la variation de la profondeur de passe. En revanche, cette dernière (ap) exprime l'influence maximale sur les efforts de coupe.

Les résultats de l'évolution des efforts de coupe et la dégradation de la qualité de la surface de la pièce, sous l'effet de l'usure de ces quatre matériaux à outil. Ensuite l'étude sera focalisée sur l'usure de l'outil CBN7020. A cet effet, nous présentons les différents modes d'usure de l'outil CBN7020 en fonction du temps d'usinage et cela pour différentes conditions de coupe. Après, nous présentons une exploitation des résultats de l'usure en termes de la durée de vie et de productivité.

La dernière partie du travail est réservée à la modélisation de la rugosité, l'effort de coupe et l'usure en dépouille en utilisant la méthodologie de surface de réponse (MSR). Les modèles quadratiques de MSR associés à la technique d'optimisation de réponses multiples sont utilisés pour trouver les valeurs optimales des paramètres de coupe par rapport aux objectifs de minimisation des valeurs des efforts de coupe, des critères de la rugosité et de l'usure de l'outil CBN7020.

Mots clés : Tournage dur, AISI H11, CBN, Usure, ANOVA, MSR.

ABSTRACT

The aim of this work is to evaluate the performances of the following cutting materials: mixed ceramics CC650, coated carbides GC4015 and cubic boron nitride (CBN7020 and CBN7050), in dry hard turning of steel AISI H11 treated at 50HRC. This steel is intended for hot work, free from tungsten on CrMoV basis, insensitive to temperature changes and having a high wear resistance. It is employed for the manufacture of matrices, shells, inserts with high tool life, plastic moulds subject to high stress and forging dies.

The results show that the hard turning domain concerns the machining steel with high hardness above 40HRC. It is underlined that the thrust force is the highest of cutting force components, and it is highly sensitive to workpiece hardness and tool wear evolution. The surface roughness is mainly influenced by feed rate and cutting speed. However, it is insensitive to the change in the depth of cut. This last expresses the maximum influence on cutting forces.

The results of cutting forces evolution and the degradation of the workpiece surface quality, under the wear effect of these four tool materials. Then the study will be focused on the CBN7020 tool wear. For that purpose, we present the various modes of wear of the CBN7020 according to the time of machining and that for various cutting conditions. Afterwards, we present wear results analysis in term of productivity and tool life.

The last part of work is reserved to the modeling of roughness, effort and cutting temperature by using the response surface methodology (RSM). The quadratic model of RSM associated with multiple response optimization technique was used to find optimum values of machining parameters with respect objectives minimizing of cutting forces, roughness criteria and CBN7020 tool wear values.

Keywords: Hard turning, AISI H11 steel, CBN, Flank wear, ANOVA, RSM.

INDEX DES FIGURES

Figure I-1	Représentation du tournage (chariotage)	2
Figure I-2	Dimension de coupe en tournage (NF E 66-506)	6
Figure I-3	Angles de coupe d'un outil simple	7
Figure I-4	Incidence de l'angle d'attaque γ sur la longueur de coupe (L), et sur l'épaisseur du copeau (h)	7
Figure I-5	Alésage d'un cylindre	8
Figure I-6	Evolution de l'usure en dépouille en fonction du temps, de la vitesse de coupe et du matériau usiné	10
Figure I-7	Usure en dépouille d'une céramique mixte à base d'alumine lors l'usinage d'un acier inoxydable martensitique durci à 60HRC	11
Figure I-8	Evolution de l'effort spécifique en fonction de la vitesse de coupe	15
Figure I-9	Evolution des efforts coupe en fonction la dureté de la pièce	15
Figure I-10	Morphologie du copeau en fonction de la dureté et de la vitesse de coupe	16
Figure I-11	Comportement du rayon d'arête sur les composantes des efforts (radial, axial) et sur les duretés de surface pièce	18
Figure I-12	Effet de l'acuité d'arête sur l'avance et la rugosité arithmétique de surface	19
Figure I-13	Evolution de l'usure en dépouille et la durée de vie de l'outil en fonction de l'angle de chanfrein	20
Figure I-14	Durée de vie (T) en fonction des paramètres de coupe	20
Figure I-15	Evolution de la rugosité et l'effort tangentiel en fonction des paramètres de coupe	21
Figure I-16	Historique de l'acier au carbure de tungstène revêtu, chariotage d'un cylindre de $\varnothing 100$, longueur de 500 mm	24
Figure I-17	Positionnement comparatif des propriétés de différents matériaux de coupe	25
Figure I-18	Types d'outils CBN commercialisés	27
Figure I-19	Composantes de l'effort de coupe	28
Figure I-20	Structure microscopique de la surface d'un métal usiné	29
Figure I-21	Défauts géométriques de la surface usinée	30
Figure I-22	Micro géométries de surface pour diverses vitesses de coupe	32
Figure I-23	Aspects de l'usure de l'outil	36
Figure I-24	Distribution des flux de chaleur générés en coupe orthogonale	37
Figure II-1	Tour parallèle modèle SN 40C	39
Figure II-2	Éprouvettes utilisées	41
Figure II-3	Four à chambre électrique pour le traitement thermique des éprouvettes	42
Figure II-4	Diagramme de revenu ($^{\circ}\text{C}$)	43
Figure II-5	Opérations de traitement thermique	43
Figure II-6	Structure austénitique de l'acier AISI H11	44
Figure II-7	Structure martensitique revenue en lattes	44
Figure II-8	Plaquette CBN7020	45
Figure II-9	Plaquette CBN7050	45
Figure II-10	Plaquette GC4015	46
Figure II-11	Plaquette CC650	46
Figure II-12	Porte outil utilisé	47
Figure II-13	Plat forme d'effort de coupe KISTLER	48
Figure II-14	Microscope pour la mesure de l'usure	49

Figure II-15	Mesure de rugosité	49
Figure II-16	Pyromètre à infrarouge	50
Figure II-17	Duromètre	50
Figure II-18	Domaine de variation du « facteur », constitué de toutes les valeurs comprises entre le niveau bas et le niveau haut	53
Figure II-19	Définition de l'espace expérimental	54
Figure II-20	Niveaux des facteurs définissant des points expérimentaux dans l'espace expérimental	54
Figure II-21	Définition du domaine d'étude par l'expérimentateur	55
Figure II-22	Définition de la surface de réponse	55
Figure II-23	Plan composite pour deux facteurs	56
Figure II-24	Lieu géométrique des points expérimentaux d'un plan de Box-Behnken à trois facteurs	59
Figure III-1	Evolution des pressions de coupe en fonction de la vitesse de coupe à $f = 0,08$ mm/tr ; $ap = 0,15$ mm pour les outils : CC650, CBN7050, GC4015 et CBN7020.....	65-66
Figure III-2	Evolution des efforts de coupe en fonction de la vitesse de coupe à $f = 0,08$ mm/tr ; $ap = 0,15$ mm pour les outils : CC650, CBN7050, GC4015 et CBN7020.....	66-67
Figure III-3	Evolution des pressions de coupe en fonction de l'avance les outils : CC650, CBN7050, GC4015 et CBN7020.....	68-69
Figure III-4	Evolution des efforts de coupe en fonction de l'avance à $Vc = 180$ m/min ; $ap = 0,15$ mm pour les outils : CC650, CBN7050, GC4015 et CBN7020.....	70-71
Figure III-5	Evolution des pressions de coupe en fonction de la profondeur de passe pour les outils : CC650, CBN7050, GC4015 et CBN7020.....	72
Figure III-6	Evolution des efforts de coupe en fonction de la profondeur de passe à $f = 0,08$ mm/tr ; $Vc = 180$ m/min pour les outils : CC650, CBN7050, GC4015 et CBN7020.....	73-74
Figure III-7	Evolution des pressions de coupe en fonction de la dureté à $f = 0,08$ mm/tr ; $Vc = 180$ m/min ; $ap = 0,15$ mm pour le CBN7020.....	75
Figure III-8	Evolution des efforts de coupe en fonction de la dureté à $f = 0,08$ mm/tr ; $Vc = 180$ m/min pour le CBN7020.....	76
Figure III-9	Evolution de la puissance de coupe en fonction des conditions de coupe pour les outils : CC650, CBN7050, GC4015 et CBN7020.....	77-78
Figure III-10	Evolution des rugosités en fonction de la vitesse de coupe à $f = 0,08$ mm/tr ; $ap = 0,15$ mm pour les outils : CC650, CBN7050, GC4015 et CBN7020.....	80
Figure III-11	Evolution des rugosités en fonction de l'avance à $Vc = 180$ m/min ; $ap = 0,15$ mm pour les outils : CC650, CBN7050, GC4015 et CBN7020.....	81-82
Figure III-12	Evolution des rugosités en fonction de la profondeur de passe à $f = 0,08$ mm/tr ; $Vc = 180$ m/min pour les outils : CC650, CBN7050, GC4015 et CBN7020.....	83-84
Figure III-13	Evolution des rugosités en fonction de la dureté du matériau usiné.....	84
Figure III-14	Progression de l'usure des outils lors du tournage dur.....	86
Figure III-15	Valeurs de l'usure en dépouille VB en fonction du temps d'usinage pour $Vc = 120$ m/min, $f = 0,08$ mm/tr.....	87-88
Figure III-16	Evolution de l'usure en dépouille en fonction du temps d'usinage à trois vitesses pour : (a) $f = 0,08$ mm/tr, (b) $f = 0,12$ mm/tr et (c) $f = 0,16$ mm/tr.....	89-90

Figure III-17	Influence des paramètres de coupe sur le taux d'usure de l'outil.....	91
Figure III-18	Influence des paramètres de coupe sur la vie de l'outil.....	92
Figure III-19	Courbes des volumes de copeau en fonction des paramètres.....	92
Figure III-20	Influence des paramètres de coupe sur le coût d'usinage.....	93
Figure III-21	Evolutions de la rugosité en fonction de l'usure de l'outil.....	96
Figure III-22	Evolutions des efforts de coupe en fonction de l'usure de l'outil.....	97
Figure IV-1	Graphe de PARETO des effets des paramètres de coupe sur l'usure en dépouille....	104
Figure IV-2	Graphe des effets principaux de V_c , f et t sur l'usure en dépouille VB	104
Figure IV-3	Evolution de l'usure en dépouille (VB) en fonction de V_c , f et t	106-107
Figure IV-4	Graphe de PARETO des effets des paramètres de coupe sur la rugosité Ra	108
Figure IV-5	Graphe des effets principaux de V_c , f et t sur la rugosité Ra	108
Figure IV-6	Evolution de la rugosité Ra en fonction de V_c , f et t	109-110
Figure IV-7	Courbes des valeurs expérimentales et estimées de l'usure en dépouille VB	111
Figure IV-8	Courbes des valeurs expérimentales et estimées de la rugosité Ra	112
Figure IV-9	Graphe de PARETO des effets des paramètres de coupe sur la rugosité Ra	115
Figure IV-10	Graphe des effets principaux de V_c , f , ap et H sur la rugosité Ra	115
Figure IV-11	Evolution de la rugosité Ra en fonction l'avance et la vitesse de coupe ($H = 45\text{HRC}$, $ap = 0,30$ mm).....	117
Figure IV-12	Evolution de la rugosité Ra en fonction de la profondeur de passe et la dureté de la pièce ($V_c = 180$ m/min, $f = 0,08$ mm/tr).....	117
Figure IV-13	Graphe de PARETO des effets des paramètres de coupe sur la rugosité Rt	119
Figure IV-14	Graphe des effets principaux de V_c , f , ap et H sur la rugosité Rt	119
Figure IV-15	Evolution de la rugosité Rt en fonction de l'avance et la vitesse de coupe ($ap = 0,30$ mm, $H = 45\text{HRC}$).....	120
Figure IV-16	Evolution de la rugosité Rt en fonction la profondeur de passe et la dureté de la pièce ($V_c = 180$ m/min, $f = 0,08$ mm/tr).....	121
Figure IV-17	Graphe de PARETO des effets des paramètres de coupe sur la rugosité Rz	122
Figure IV-18	Graphe des effets principaux de V_c , f , ap et H sur la rugosité Rz	122
Figure IV-19	Evolution de la rugosité Rz en fonction de l'avance et la vitesse de coupe ($ap = 0,30$ mm, $H = 45\text{HRC}$).....	123
Figure IV-20	Evolution de la rugosité Rz en fonction la dureté et la profondeur de passe ($V_c = 180$ m/min, $f = 0,12$ mm/tr).....	124
Figure IV-21	Graphe de PARETO des effets des paramètres de coupe sur l'effort F_a	127
Figure IV-22	Graphe des effets principaux de V_c , f , ap et H sur l'effort F_a	127
Figure IV-23	Evolution de l'effort axial F_a en fonction de la vitesse de coupe et l'avance ($ap = 0,30$ mm, $H = 45\text{HRC}$).....	128
Figure IV-24	Evolution de l'effort axial F_a en fonction la dureté et la profondeur de passe ($V_c = 180$ m/min, $f = 0,12$ mm/tr).....	129
Figure IV-25	Graphe de PARETO des effets des paramètres de coupe sur l'effort F_r	130
Figure IV-26	Graphe des effets principaux de V_c , f , ap et H sur l'effort F_r	131
Figure IV-27	Evolution de l'effort radial F_r en fonction de l'avance et la vitesse de coupe ($ap = 0,30$ mm, $H = 45\text{HRC}$).....	132
Figure IV-28	Evolution de l'effort radial F_r en fonction la dureté et l'avance ($V_c = 180$ m/min, $f = 0,12$ mm/tr).....	132
Figure IV-29	Graphe de PARETO des effets des paramètres de coupe sur l'effort tangentiel F_v ...	134
Figure IV-30	Graphe des effets principaux de V_c , f , ap et H sur l'effort tangentiel F_v	134

Figure IV-31	Evolution de l'effort tangentiel en fonction de l'avance et la vitesse de coupe ($a_p = 0,30 \text{ mm}$, $H = 45\text{HRC}$).....	135
Figure IV-32	Evolution de l'effort tangentiel en fonction la dureté et la profondeur de passe ($V_c = 180 \text{ m/min}$, $f = 0,12 \text{ mm/tr}$).....	136
Figure IV-33	Courbes des valeurs expérimentales et estimées de la rugosité.....	137
Figure IV-34	Courbes des valeurs expérimentales et estimées des efforts de coupe.....	137

INDEX DES TABLEAUX

Tableau I-1	Influence de la structure des aciers	3
Tableau I-2	Propriétés mécaniques et physiques sur l'usinabilité	4
Tableau I-3	Valeurs approximatives de la conductivité thermique pour une série de matériaux	5
Tableau I-4	Table d'ANOVA pour le modèle quadratique de la surface de réponse (réponse : rugosité de la surface, Ra)	22
Tableau II-1	Equivalence d'AISI H11 en fonction des normes et des pays	41
Tableau II-2	Composition chimique de l'acier AISI H11	41
Tableau II-3	Conditions de traitement thermique	42
Tableau II-4	Caractéristiques du four électrique	42
Tableau II-5	Informations relatives aux plaquettes utilisées	44
Tableau II-6	Caractéristiques de la porte plaquette utilisée	47
Tableau II-7	Plans composites	57
Tableau II-8	Matrice d'expériences d'un plan de Box-Behnken à quatre facteurs	58
Tableau II-9	Plans de Box-Behnken	58
Tableau II-10	Plans hybrides	60
Tableau II-11	Plans de Doelhart	60
Tableau II-12	Conditions de coupe pour les essais d'effort de coupe et de rugosité.....	61
Tableau II-13	Conditions de coupe pour les essais d'usure.....	61
Tableau II-14	Conditions de coupe de matrice de planification pour un plan 3^4	61
Tableau III-1	Résumé des résultats obtenus.....	78
Tableau III-2	Comparaison entre les rugosités mesurées et calculées.....	82
Tableau III-3	Résumé des résultats obtenus.....	85
Tableau III-4	Résultats des essais d'usure.....	93
Tableau IV-1	Résultats de l'usure en dépouille VB et la rugosité de surface Ra en fonction des différentes combinaisons des conditions de coupe	102
Tableau IV-2	Analyse de la variance (ANOVA) pour VB	103
Tableau IV-3	Analyse de la variance (ANOVA) pour Ra	107
Tableau IV-4	Conditions d'optimisations.....	112
Tableau IV-5	Optimisation par MSR de la rugosité et des composantes des efforts de coupe...	112
Tableau IV-6	Plan d'expérience de 29 essais pour les critères des rugosités suivant le Box-Behnken.....	113
Tableau IV-7	Analyse de variance ANOVA pour Ra	114
Tableau IV-8	Analyse de variance ANOVA pour Rt	118
Tableau IV-9	Analyse de variance ANOVA pour Rz	121
Tableau IV-10	Plan d'expérience de 29 essais pour les composantes des efforts de coupe suivant le plan Box-Behnken.....	125
Tableau IV-11	Analyse de variance ANOVA pour Fa	126
Tableau IV-12	Analyse de variance ANOVA pour l'effort radial Fr	129
Tableau IV-13	Analyse de variance ANOVA pour Fv	132
Tableau IV-14	Conditions d'optimisations.....	137
Tableau IV-15	Optimisation par MSR de la rugosité et des composantes des efforts de coupe...	138

TABLE DES MATIÈRES

DEDICACE	III
REMERCIEMENTS	IV
ملخص	V
RESUME.....	VI
ABSTRACT.....	VII
INDEX DES FIGURES.....	VIII
INDEX DES TABLEAUX.....	XII
NOMENCLATURE	XIII
INTRODUCTION GENERALE	XVI

CHAPITRE I

I. GENERALITES SUR L'USINAGE.....	2
I.1. Usinage.....	2
I.2. USINABILITE ET CARACTERISTIQUES DES MATERIAUX.....	2
I.2.1. Influence de la structure	3
I.2.2. Influence des propriétés physiques et mécaniques.....	4
I.2.3. Caractéristiques thermiques.....	5
I.2.4. Grandeurs géométriques et cinématiques en usinage.....	5
I.3. DEFINITION DU TOURNAGE DUR.....	8
I.4. TRAVAUX DE RECHERCHE	10
I.5. EVOLUTION DES OUTILS DE COUPE.....	23
I.5.1. Matériaux pour plaquettes de coupe	24
I.5.2. Plaquettes CBN utilisées	26
I.6. EFFORTS DE COUPE.....	27
I.6.1. Définition.....	27
I.6.2. Intérêt de mesure des efforts de coupe.....	28
I.7. ETATS DE SURFACE	28
I.7.1. Introduction	28
I.7.2. Définition de l'état de surface	29
I.7.3. Texture de la surface usinée	32
I.8. USURE.....	33
I.8.1 Mécanisme et forme d'usure.....	34
I.8.2 Usure visible sur l'outil.....	36
I.9. TEMPERATURE	36
I.10. CONCLUSION.....	37

CHAPITRE II

II.1. INTRODUCTION.....	39
II.2. MATERIELS UTILISES.....	39
II.2.1. Machine-outil.....	39
II.2.2. Matériau utilisé pour les essais d'usinage	39
II.2.3. Traitement thermique des éprouvettes	41
II.2.4. Microstructure	43
II.2.5. Plaquettes de coupe	44
II.2.6. Porte outil	47
II.2.7. Dynamomètre pour la mesure des efforts de coupe	47
II.2.8. Microscope pour la mesure de l'usure en dépouille VB.....	48
II.2.9. Rugosimètre pour la mesure de la rugosité	49
II.2.10. Mesure de la température (Pyromètre à infrarouge).....	50
II.2.11. Duromètre.....	50

II.2.12.	Autres équipements	51
II.3.	PROCEDURE EXPERIMENTALE	51
II.3.1.	Essais par plans d'expériences	51
II.3.2.	Plans d'expériences	52
II.3.3.	Plans pour surfaces de réponse.....	56
II.3.4.	Essais par la méthode de variation d'un facteur à la fois.....	60
II.4.	CONDITIONS EXPERIMENTALES.....	61
II-5.	CONCLUSION.....	61
CHAPITRE III		
III.1.	INTRODUCTION.....	63
III.2.	DETERMINATION DU DOMAINE DE VALIDATION.....	64
III.2.1.	Influence de la vitesse de coupe.....	64
III.2.2.	Influence de l'avance.....	68
III.2.3.	Influence de la profondeur de passe.....	71
III.2.4.	Influence de la dureté de la pièce.....	74
III.3.	PUISSANCE DE COUPE	76
III.4.	EVOLUTION DES RUGOSITE.....	79
III.4.1.	Influence de la vitesse de coupe.....	79
III.4.2.	Influence de l'avance.....	81
III.4.3.	Influence de la profondeur de passe.....	82
III.4.4.	Influence de la dureté de la pièce.....	84
III.5.	USURE DES MATERIAUX DE COUPE.....	85
III.5.1.	Mode et progression de l'usure en dépouille des outils.....	85
III.5.2.	Usure des outils en nitrure de bore cubique (CBN7020)	88
III.5.3.	Influence des paramètres de coupe sur la vie des outils.....	91
III.5.4.	Productivité et coût d'usinage.....	92
III.5.5.	Détermination d'un modèle d'usure.....	93
III.5.6.	Influence de l'usure sur l'état de surface et les efforts de coupe.....	96
III.6.	CONCLUSION.....	98
CHAPITRE IV		
IV.1.	INTRODUCTION.....	100
IV.2.	MODELISATION DE L'USURE EN DEPOUILLE VB ET RUGOSITE DE SURFACE R_a EN FONCTION DES PARAMETRES D'USINAGE	101
IV.2.1.	Modélisation de l'usure en dépouille VB en fonction des paramètres de coupe.....	103
IV.2.2.	Modélisation de la rugosité de surface R_a en fonction des paramètres d'usinage	107
IV.2.3.	Comparaison entre les valeurs expérimentales et estimées.....	111
IV.3.	OPTIMISATION DES CONDITIONS DE COUPE POUR L'USURE VB ET LA RUGOSITE R_a ...	112
IV.3.1.	Modélisation des critères de rugosité de surface en fonction des paramètres de coupe et de la dureté de la pièce	113
IV.3.2.	Modélisation de l'effort de coupe en fonction des paramètres de coupe et de la dureté de la pièce	125
IV.3.3.	Comparaison entre les valeurs expérimentales et estimés	136
IV.3.4.	Optimisation des conditions de coupe	137
IV.6.	Conclusions	138
	Conclusion générale.....	140
	Références bibliographiques.....	143
	Annexes.....	148

NOMENCLATURE

<i>AD</i> :	Section de copeau non déformé (mm ²).
<i>ANOVA</i> :	Analyse de variance.
<i>ap</i> :	Profondeur de passe (mm).
<i>f</i> :	Avance par tour (mm/tr).
<i>F</i> :	Effort de coupe résultant (N).
<i>F_a (F_x)</i> :	Effort de coupe axial (N).
<i>F_r (F_y)</i> :	Effort de coupe radial (N).
<i>F_v (F_z)</i> :	Effort de coupe tangentiel (N).
<i>HRC</i> :	Dureté Rockwell.
<i>HV</i> :	Dureté Vickers.
<i>K</i> :	Pression (effort spécifique) de coupe (N/mm ²).
<i>K_a</i> :	Pression (effort spécifique) de coupe axiale (N/mm ²).
<i>K_r</i> :	Pression (effort spécifique) de coupe radiale (N/mm ²).
<i>K_v</i> :	Pression (effort spécifique) de coupe tangentielle (N/mm ²).
<i>P_c</i> :	Puissance de coupe (Watt).
<i>R²</i> :	Coefficient de détermination.
<i>R_a</i> :	Rugosité moyenne arithmétique (μm).
<i>R_t</i> :	Rugosité totale (μm).
<i>MSR</i> :	Méthodologie de surface de réponse.
<i>R_z</i> :	Profondeur moyenne de la rugosité (μm).
<i>r_ε</i> :	Rayon de bec de l'outil (mm).
<i>t</i> :	Temps d'usinage (min).
<i>VB</i> :	Usure en dépouille (mm).
<i>V_c</i> :	Vitesse de coupe (m/min).
<i>α</i> :	Angle de dépouille principal (degré).
<i>γ</i> :	Angle d'attaque (degré).
<i>λ</i> :	Angle d'inclinaison de l'arête tranchante (degré).
<i>χ</i> :	Angle de direction principal (degré).

INTRODUCTION GENERALE

L'interface Outil-Copeau générée lors d'un processus d'usinage par enlèvement de matière est un lieu d'interactions complexes entre phénomènes mécaniques, thermiques et physico-chimiques. La surface de l'outil en contact avec le copeau subit diverses formes d'usure qui sont le résultat de mécanismes d'adhésion, d'abrasion et de diffusion. La qualité de la surface usinée ainsi que la durée de vie des outils dépendent largement des conditions dans lesquelles s'effectue la coupe. En particulier, l'emploi du fluide de coupe est un paramètre important puisqu'il permet de limiter l'élévation de la température dans la zone de coupe et d'établir la présence d'un film fluide entre les différentes surfaces atténuant ainsi les effets de frottement. Cependant, dans le souci de protection de l'environnement et de la santé des opérateurs, la tendance actuelle est de limiter, et même de supprimer, l'emploi des lubrifiants.

Les outils de coupe utilisés en tournage dur nécessitent des arêtes de coupe à géométrie définie. Des machines extrêmement rigides, puissantes et précises sont recommandées car les outils utilisés dans ces opérations sont très durs, donc très fragiles et sujets à l'écaillage. Toute faiblesse dans le système machine-outil, telle qu'un manque de rigidité de l'outil entraîne inévitablement une dégradation rapide de l'outil.

Un matériau à outil qui peut potentiellement être utilisé pour l'usinage de l'acier dur est le CBN. Le CBN a été longtemps établi comme un matériau idéal d'outil de coupe dans le processus d'usinage dur tel que l'acier allié. Le CBN qui contient du cobalt comme liant a été développé pour la première fois par (General Electric Company) en 1972. Les développements suivants résultent dans la différence commerciale des matériaux à outil en CBN qui peuvent être largement classifiés en haute teneur en CBN ou en basse teneur en CBN. La dernière, qui semble avoir été initialement développée en raison des difficultés impliquées dans l'agglomération du CBN pur (PCBN), contient habituellement un liant en céramique tel que le TiC ou le TiN. L'outil en CBN possède différentes caractéristiques telles que la grande dureté, l'excellente longévité d'usure, la bonne résistance thermique et la stabilité, et il est peu susceptible de produire des résistances chimiques avec la pièce usinée à des températures élevées.

Cette thèse apporte notre contribution à l'étude du comportement du Nitrure de Bore Cubique lors du tournage dur de l'acier pour travail à chaud [AISI H11].

L'objectif principal de ce travail est d'étudier l'usinabilité de cet acier à l'état traité par le CBN7020. L'objectif secondaire est de générer les conditions de coupe. Pour atteindre ces objectifs, nous proposons de conduire des essais d'usinabilité en vue de :

- Comparer l'usinabilité de l'acier AISI H11 à l'état traité par des outils ; CBN7020, CBN7050, CC650 et GC4015 ;
- Développer des modèles de prédiction des indicateurs de performance d'usinage de l'acier AISI H11 (durée de vie des outils, état de surface des pièces et efforts de coupe).

La présente thèse est structurée comme suit :

Le chapitre I, relate les fondements scientifiques liés à l'usinage et fait référence à différents résultats issus de la littérature. La majorité des études présentées concernent principalement le tournage. Dans ce chapitre nous avons présenté une synthèse des travaux relatifs à la coupe des métaux. Dans un premier temps nous avons donné la différence entre le domaine d'usinabilité et celui de la coupe des métaux du point de vue expérimentale et traitement des résultats. Egalement le premier chapitre met en exergue les nouvelles perspectives de développement des matériaux à outils, tout en analysant profondément les mécanismes d'usure des outils de coupe. La description du nouveau procédé d'usinage, appelé « tournage dur » a pris à son tour une part non négligeable dans ce chapitre. Les travaux de recherche sur l'usinage des aciers durcis et les phénomènes physiques dans le processus de coupe ont été définis.

Dans le deuxième chapitre, nous avons présenté une méthodologie de recherche qui repose sur la planification des expériences, les équipements nécessaires à la réalisation des expériences ainsi que les conditions de coupe et du traitement thermique de la pièce.

Le chapitre III, traite les performances des outils (CC650, CBN7050, GC4015 et CBN7020) en termes d'usure, d'effort de coupe, de pression de coupe, de rugosité des surfaces usinées et leurs évolutions en fonction des éléments du régime de coupe (avance par tour, vitesse de coupe, profondeur de passe et temps d'usinage). Une analyse approfondie est faite également pour les résultats d'usure du CBN7020. Cette analyse nous a permis de délimiter

le domaine du tournage dur d'une part. D'autre part, de modéliser et interpréter d'une manière méthodologique les résultats expérimentaux.

Le dernier chapitre, propose une étude statistique qui repose sur l'analyse ANOVA ainsi que la régression multiple afin de modéliser les phénomènes étudiés ainsi qu'une optimisation des paramètres de coupe et de la dureté de la pièce. Les plans d'expérience utilisés sont le plan d'expérience complet 3^3 et le plan BBDs avec un nombre de 29 essais. Ainsi les valeurs des coefficients de corrélation et les constantes associées ont été calculés à l'aide du logiciel Design-Expert 8.

En dernier lieu, nous avons élaboré une conclusion générale suivie d'une liste de références bibliographiques et des annexes.

CHAPITRE

I

ETAT DE L'ART

Ce chapitre relate les fondements scientifiques liés à l'usinage et fait référence à différents résultats issus de la littérature. La majorité des études présentées concernent principalement le tournage. Dans ce chapitre nous avons présenté une synthèse des travaux relatifs à la coupe des métaux. Dans un premier temps nous avons donné la différence entre le domaine d'usinabilité et celui de la coupe des métaux du point de vue expérimentale et traitement des résultats. Egalement le premier chapitre met en exergue les nouvelles perspectives de développement des matériaux à outils, tout en analysant profondément les mécanismes d'usure des outils de coupe. La description du nouveau procédé d'usinage, appelé « tournage dur » a pris à son tour une part non négligeable dans ce chapitre. Les travaux de recherche sur l'usinage des aciers durcis et les phénomènes physiques dans le processus de coupe ont été définis.

I. GENERALITES SUR L'USINAGE

I.1. Usinage

L'usinage est un procédé de génération de surfaces. Il consiste à créer une nouvelle surface par enlèvement de matière (formation de copeaux) en utilisant un outil coupant. Les caractéristiques de cette surface dépendent du couple outil-matière, c'est-à-dire des paramètres mis en jeu pendant la coupe (vitesse de coupe, vitesse d'avance et profondeur de passe ... etc.).

En usinage, il existe plusieurs configurations utilisables selon le procédé de coupe (le fraisage, le rabotage, le tournage,... etc.). Durant notre étude, nous nous intéresserons plus précisément à la technique d'enlèvement de matière par tournage.

En tournage, dans une opération de chariotage paraxial : la pièce et l'outil sont respectivement animés par un mouvement de rotation autour d'un axe bien défini et par un mouvement de déplacement parallèle à cet axe (figure I-1). La rotation de la pièce définit la vitesse de coupe, quant au déplacement de l'outil, il définit la vitesse d'avance. La configuration de ces deux mouvements associés à la géométrie de l'outil permet d'obtenir la création du copeau.

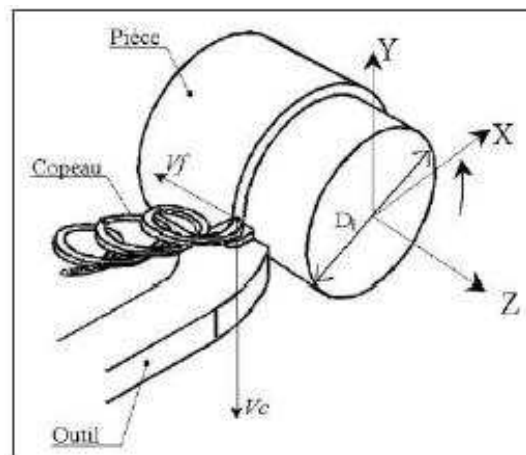


Figure I-1 Représentation du tournage (chariotage)

I.2. USINABILITE ET CARACTERISTIQUES DES MATERIAUX

L'usinabilité est l'aptitude d'un matériau à être usiné. Les critères d'évaluation de l'usinabilité d'un matériau sont nombreux et différents paramètres sont à prendre en compte:

- la durée de vie des outils, éventuellement l'évolution de leur usure au cours du temps ;
- les conditions de coupe ;

- les efforts de coupe et la puissance consommée par la coupe ;
- le fractionnement du copeau ;
- l'état de surface obtenu sur la pièce, notamment la rugosité ;
- la productivité, qui est liée à la plupart des paramètres cités ci-dessus.

La facilité d'usinage d'un matériau est fonction de nombreux paramètres métallurgiques primordiaux. L'élaboration du métal, sa composition chimique, ses caractéristiques mécaniques et physiques, les effets des traitements thermiques sont autant de critères qui influencent l'usinabilité.

I.2.1. Influence de la structure

A dureté comparable, la nature, la morphologie et la répartition des constituants modifient l'usinabilité d'un matériau. Le choix d'un traitement thermique approprié est de grande importance. En rétablissant les caractéristiques structurales et mécaniques perturbées par des opérations antérieures, les recuits ont, pour certains matériaux, une action bénéfique sur la durée de vie des outils. Le tableau I-1 présente la structure des aciers.

Paramètres	Influence sur l'usinabilité	Cause
% de carbone vs usinabilité	<ul style="list-style-type: none"> • Acier à basse teneur en carbone et fer pur → mauvaise usinabilité. 	<ul style="list-style-type: none"> • Plasticité importante de la ferrite.
	<ul style="list-style-type: none"> • $0,3 < \% C < 0,6$, le pourcentage de perlite (ferrite + carbure de fer) croît → ce constituant dur et tenace atténue les effets de la ferrite → usinabilité améliorée. 	<ul style="list-style-type: none"> • Compromis convenable entre la plasticité de la ferrite et la ténacité de la perlite.
	<ul style="list-style-type: none"> • $\% C > 0,6$, l'usinabilité décroît et l'outil s'use plus vite. 	<ul style="list-style-type: none"> • Le taux de perlite accroît la ténacité de l'acier.
Traitement thermique	<ul style="list-style-type: none"> • Acier à forte teneur en carbone → recuit de « globulisation » → améliore la durée de vie des outils. 	<ul style="list-style-type: none"> • Les structures globulaires sont favorables aux opérations de tournage.
	<ul style="list-style-type: none"> • Recuit de recristallisation → supprimer l'effet d'écrouissage lorsque indésirable 	—

Tableau I-1 Influence de la structure des aciers

Les traitements thermiques ont une action sur la taille ou sur la grosseur de grain des constituants et sur leur répartition. Ces derniers paramètres ont aussi une influence importante sur l'usinabilité.

I.2.2. Influence des propriétés physiques et mécaniques

Les principales propriétés mécaniques et physiques qui ont une incidence sur la coupe sont exposées dans le tableau I-2.

	Influence sur l'usinage de la matière
Ténacité	Résistance à la traction (Rm), est une des propriétés fondamentales des matériaux. La difficulté d'usinage varie généralement dans le même sens que la ténacité.
Plasticité allongement A %	Elle qualifie la capacité d'un matériau à subir un maximum de déformation permanente sans se rompre. Une plasticité élevée rend, en règle générale, l'usinage plus difficile. Les efforts de coupe et la chaleur engendrée augmentent et peuvent entraîner le grippage, des arrachements de métal générant un aspect rugueux de la pièce.
Dureté	La dureté est un paramètre important en usinage. Un acier dur s'usine difficilement et entraîne une usure rapide des outils. Mais par contre à un meilleur fractionnement du copeau et une amélioration de l'état de surface.
Sensibilité à l'écrouissage	C'est la faculté d'un métal à se durcir sous l'effet d'une contrainte. L'écrouissage est généralement favorable à l'usinage en facilitant la rupture des copeaux et leur dégagement de l'outil, comme dans le cas des aciers doux étirés à froid utilisés en décolletage. Certains matériaux présentent une sensibilité importante à l'écrouissage. L'accroissement de leur dureté par écrouissage sous l'action de coupe peut être considérable. L'usinage est alors très difficile du fait de la formation de couches dures en avant de l'outil. C'est le cas des aciers inoxydables austénitiques, du nickel, du titane et de leurs alliages... pour lesquels il faut éviter les faibles profondeurs de passe. Par ailleurs, une surface écrouie peut provoquer une entaille sur l'outil (correspondant à la profondeur de passe), et accélérer sa dégradation.
Compatibilité métallurgique	C'est l'aptitude à la soudabilité par diffusion de deux matériaux (outil-matière). Une compatibilité importante peut entraîner des micros soudures et des arrachements dans la zone de contact, ainsi qu'une usure rapide de l'outil par diffusion : appelée aussi phénomène de collage.

Tableau I-2 Propriétés mécaniques et physiques sur l'usinabilité

I.2.3. Caractéristiques thermiques

Le tableau I-3 présente la conductivité thermique de quelques matériaux. Cette caractéristique est en relation étroite avec l'usinabilité car les aciers qui ont une conductivité réduite ne dissipent pas rapidement la chaleur générée lors de la coupe, ce qui conduit à la concentration de la chaleur au niveau du contact pièce-outil-copeau et par conséquent à l'usure accélérée de l'outil de coupe [1].

Matériau	Conductivité thermique W/ (m.°K)
Acier inoxydable	12,11~ 45
Plomb	35,3
Aluminium	200
Or	318
Cuivre	380
Argent	429
Diamant	900 ~ 2320

Tableau I-3 Valeurs approximatives de la conductivité thermique pour une série de matériaux

I.2.4. Grandeurs géométriques et cinématiques en usinage

Les grandeurs géométriques et cinématiques conditionnent les phénomènes physiques lors de la coupe [2-3]. Les principaux paramètres figure I-2 sont définis selon la norme NF E 66-506 :

- **Profondeur de passe a_p** (mm) : pour le tournage, elle correspond à la longueur de l'arête de coupe engagée dans la matière, dans le cas de la coupe orthogonale, et à la différence entre le rayon de la pièce avant et après usinage, dans le cas de la coupe longitudinal.
- **Avance par tour f** (mm/tr) : elle correspond à la différence de déplacement de l'outil sur une révolution de la pièce. Le choix de l'avance est fait en fonction du rayon de la plaquette, de l'état de surface à obtenir et du type de travail à réaliser. Les paramètres qui influencent le plus la rugosité sont l'avance et le rayon de bec (ondulation).
- **Vitesse de coupe V_c** (m/min) : dépend de la configuration d'usinage, du procédé et du couple outil/matière. La définition de la vitesse de coupe est un paramètre essentiel car elle détermine la vitesse de rotation de la pièce.
- **Vitesse de rotation** de la pièce **N** (nombre de tours), est définie par :

$$V_c = \frac{\pi D N}{1000}$$

I-1

avec D diamètre de la pièce exprimée en mm ;
 V_c vitesse de coupe ($m \cdot \text{min}^{-1}$) ;
 N vitesse de rotation ($\text{tour} \cdot \text{min}^{-1}$).

➤ **Vitesse d'avance V_f** (mm/min) : vitesse à laquelle la machine déplace l'outil dans chaque direction concernée.

La profondeur de passe en interaction avec l'avance influencent la formation du copeau car elles modifient la section du copeau (AD) et donc l'énergie nécessaire au cisaillement de la matière augmente.

$$AD = f \times a_p \quad \text{I-2}$$

avec AD section de copeau exprimée en mm^2 ;
 f avance par tour ($\text{mm} \cdot \text{tour}^{-1}$) ;
 a_p profondeur de passe (mm).

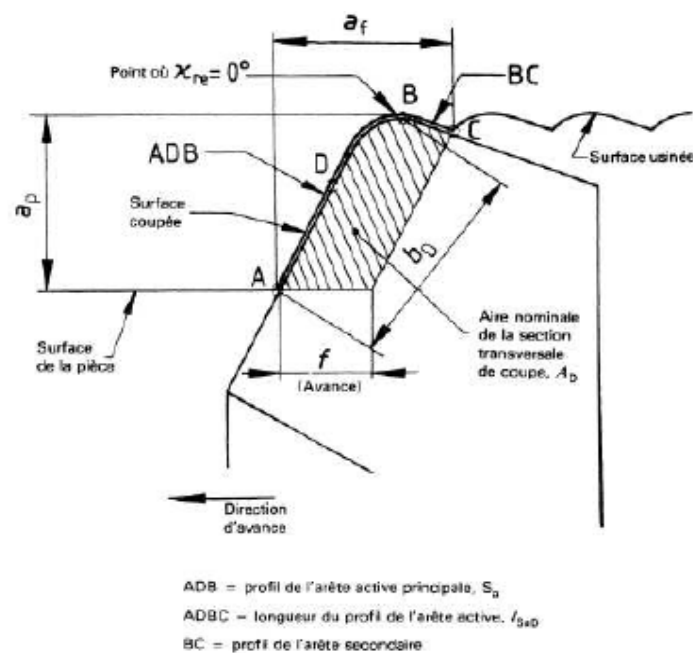


Figure I-2 Dimensions de coupe en tournage (NF E 66-506)

Il est aussi important de comprendre l'influence des différents angles de coupe, de dépouille, ou d'attaque. Ils sont illustrés sur la figure I-3. Un outil de coupe est défini par deux plans : la face de coupe et la face de dépouille. L'intersection de ces deux plans constitue l'arête de coupe. Trois angles, dont la somme est égale à 90° ($\gamma + \alpha + \beta = 90^\circ$), sont nécessaires pour définir les caractéristiques géométriques :

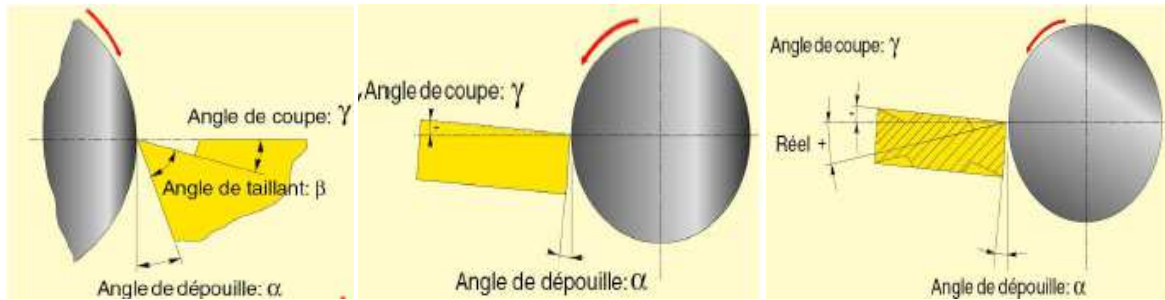


Figure I-3 Angles de coupe d'un outil simple [1]

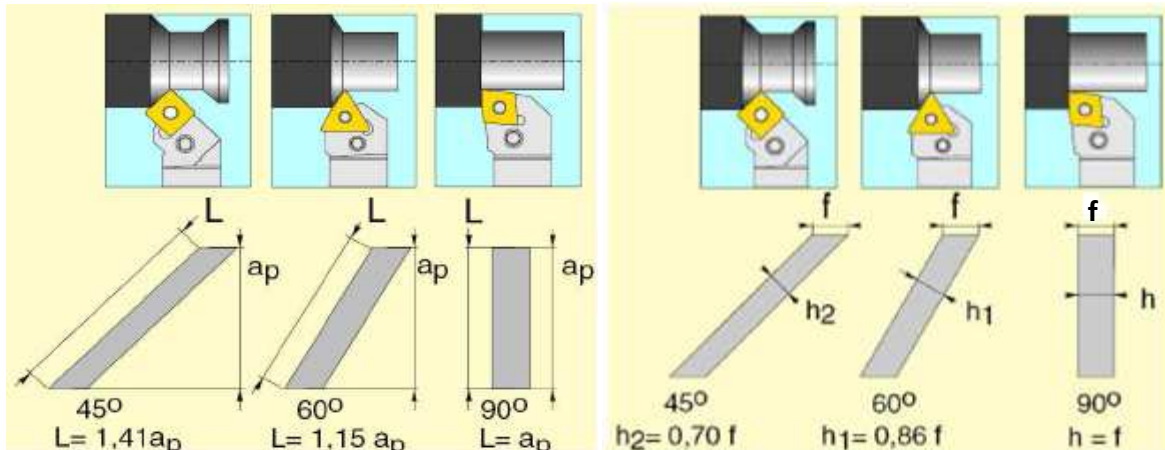


Figure I-4 Incidence de l'angle d'attaque γ sur la longueur de coupe (L), et sur l'épaisseur du copeau (h) [1]

- **Angle de coupe (d'attaque) (γ)** : lorsque l'angle d'attaque (γ) est négatif, l'effort tangentiel de coupe est important et l'angle de coupe (δ) devient grand. Ce qui assure à l'outil une résistance. Au fur et à mesure que γ augmente, l'effort de coupe diminue. La croissance de cet angle est limitée par la résistance à la rupture de l'arête de coupe. L'angle d'attaque (γ) joue un rôle déterminant dans la formation du copeau. Selon le matériau à usiner, il passe d'une valeur positive à une valeur négative. Dans l'usinage des aciers durcis, et pour rendre l'outil plus résistant mécaniquement, cet angle doit être négatif (figure I-4).
- **Angle de dépouille (α)** : l'angle de dépouille (α) intervient dans le frottement entre la pièce et la surface de dépouille de l'outil. C'est pour cette raison qu'il est toujours positif. Sa valeur est de 6° .
- **Angle de direction principal (χ)** : la valeur de l'angle de direction principal (χ) varie de 0 à 90° . Plus cet angle est faible, plus la tenue de l'outil (résistance à l'usure) est meilleure. Dans ce cas l'effort de coupe augmente mais on obtient un bon état de surface (travaux de finition). Si la quantité de métal à enlever est importante, on doit augmenter χ

(travaux de dégrossissage). L'angle de direction principal (χ) a une influence sur la direction et l'intensité des efforts de coupe, sur la direction d'évacuation et la largeur du copeau, sur l'usure de l'outil et sur la température dans la zone de coupe.

I.3. DEFINITION DU TOURNAGE DUR

Le procédé d'enlèvement de matière par une opération de tournage sur des aciers traités d'une dureté supérieure à 45HRC est défini comme étant le tournage dur (figure I-5). Ce procédé s'impose comme un concurrent sérieux de la rectification. Il vient compléter, et parfois remplacer, la rectification conventionnelle qui est considérée comme opération très coûteuse. En effet, le tournage dur offre la possibilité de remplacer plusieurs opérations de rectification consécutives par une seule opération de tournage dur. Il permet d'enlever des taux de matière quatre fois supérieures à ceux de la rectification tout en consommant trois fois moins d'énergie.

Grâce aux avantages de mise en service et de flexibilité de cette technologie, les industriels s'intéressent de plus en plus à elle. Le tournage dur permet de réaliser des gains de productivité significatifs par la suppression de plusieurs opérations. Avec l'usinage conventionnel, les pièces sont usinées, ensuite traitées thermiquement pour enfin être rectifiées (pour respecter les dimensions et les tolérances géométriques exigées par le cahier des charges) ce qui nécessite de nombreuses manipulations dues aux montages et aux démontages des pièces. Ces dernières deviennent inutiles en usinage dur puisque après traitement de durcissement et avec l'utilisation d'outils CBN (outils capables d'usiner les aciers durs), les phases peuvent être réalisées sur le même tour (sans démonter à chaque fois la pièce) et en supprimant ainsi l'opération de rectification. De plus, le tournage dur permet de réaliser des pièces avec des cotes précises et des états de surface proches de ceux obtenus en rectification [4].

Exemple : la figure I-5 représente l'alésage d'un cylindre.

Ces matériaux durs sont caractérisés par les propriétés suivantes :

- un pouvoir abrasif élevé ;
- une faible ductilité ;
- une grande dureté à la pénétration.



Figure I-5 Alésage d'un cylindre

Ce procédé existe depuis que les matériaux coupants ont été capables de résister à de telles contraintes de dureté. Cependant, l'industrie ne s'est intéressée réellement à cette technique qu'en 1990, pour trois raisons principales :

- un manque de fiabilité des premiers outils coupants extra-durs ;
- les faibles gains de productivité qu'elle pouvait offrir ;
- un manque de moyens de production adaptés.

Les **conditions de coupe générales** actuelles pour les opérations de finition avec outil CBN (d'après SANDVIK) sont les suivantes :

- des vitesses de coupe comprises entre 80 et 250 m/min ;
- des profondeurs de passe comprises entre 0,05 et 0,5 mm ;
- des avances comprises entre 0,04 et 0,35 mm/tr.

Les **outils CBN** sont majoritairement utilisés pour cette technique, mais il ne faut pas négliger les **outils en céramique et cermets**

Cette technique d'usinage est quelquefois classée en **usinage dans le domaine de la grande vitesse**. Bien que les vitesses de coupe puissent paraître modestes, il ne faut pas oublier de mettre en parallèle les hautes valeurs de dureté des matériaux usinés.

Il n'existe sans doute pas une seule définition, mais plusieurs définitions, pour expliciter ce procédé. Nous allons tenter dans l'encadré **1** de réunir tous les éléments qui permettent de définir le « **tourage dur** » en précisant la signification du mot « **dur** ».

A l'origine, ce terme « **dur** » ne concernait que la grande dureté du matériau usiné. Avec l'arrivée de nouveaux matériaux de construction, des géométries de pièces plus complexes, ce vocable s'est généralisé à d'autres dimensions [5].

Encadré 1 – signification du terme « dur »

Dur au sens de la dureté du matériau usiné, du point de vue résistance à la pénétration d'un indenteur. De même, il faudrait discuter sur la correspondance entre dureté et résistance mécanique qui est loin d'être régulière.

Dur au sens de difficulté à usiner le matériau, conséquence de sa très mauvaise usinabilité, un matériau peut être difficile à usiner sans pour autant être dur ! Peut être cité par exemple le tournage du cuivre électrolytique qui pose de véritables problèmes de fragmentation du copeau liés à sa très grande ductilité.

Dur au sens de la difficulté de l'opération d'usinage (alésage profond, travail aux chocs... etc.).

I.4. TRAVAUX DE RECHERCHE

L'usure d'outil de coupe est une question clé dans tous les processus de coupe des matériaux, principalement en raison de son effet néfaste sur l'intégrité extérieure de la surface usinée.

En raison des développements récents des matériaux modernes d'outil de coupe tels que les outils en nitrure de bore cubique (CBN), la productivité d'usinage des aciers durcis a augmenté sensiblement. La flexibilité et la capacité élevées de fabriquer des éprouvettes à géométrie complexe sont les avantages principaux du tournage dur comparé à la rectification.

G. Poulachon et autres [6] ont étudié l'évolution de l'usure en dépouille lors du tournage de différents matériaux : acier pour travail à froid X155CrMoV12 [AISI D2], acier pour travail à chaud X38CrMoV5 [AISI H11], acier pour résilience 35NiCrMo15 et acier à roulement 100Cr6 [AISI 52100]. En plus de confirmer et vérifier certaines théories, cette étude a permis de donner de nouvelle information sur les caractéristiques de l'usure de l'outil en fonction de la microstructure du matériau usiné. Les matériaux ayant une microstructure grossière (les matériaux à grande pourcentage de carbone AISI D2 et 100Cr6) génèrent une usure très rapide. Par contre, les matériaux ayant une microstructure fine (AISI H11 et 35NiCrMo15), génèrent des taux de l'usure moins rapides (figure I-6).

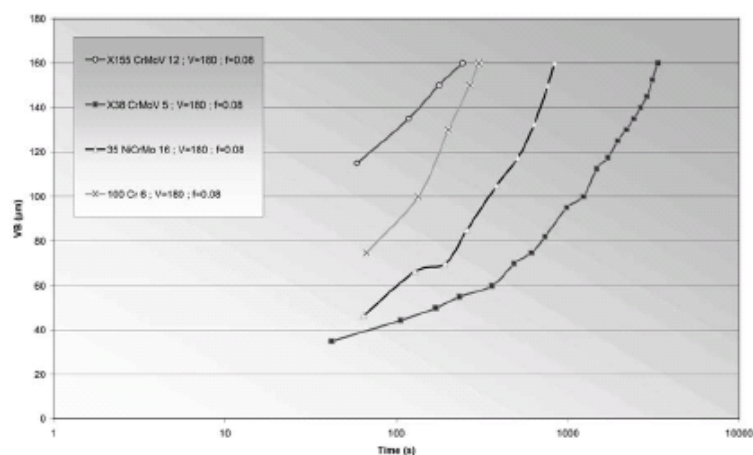


Figure I-6 Evolution de l'usure en dépouille en fonction du temps, de la vitesse de coupe et du matériau usiné [6]

Luo et autres [7] ont étudié le comportement à l'usure lors du tournage de l'acier allié durci 35NCD6 [AISI 4340] avec une dureté de (35 – 55) HRC, ils ont utilisé des outils en CBN (liants TiC et Al_2O_3) et des outils en céramique (Al_2O_3 et TiC). Ils ont trouvé que le principal mécanisme d'usure pour les outils CBN a été montré comme une abrasion du liant du

matériau par les dures particules en carbure de la pièce, alors que pour les outils en céramique, l'usure est dominée par l'adhésion et l'abrasion.

Basé sur ces résultats expérimentaux, les conclusions suivantes peuvent être tirées :

- l'usure des outils en céramique et en CBN a diminué avec une augmentation de la dureté, mais aux environs de 50HRC l'usure commence à augmenter ;
- ce comportement est conformé à la variation de la force de coupe, qui alternativement a été inversement liée à la température de coupe.

Kumar et autres [8] ont étudié l'évolution de l'usure et la durée de vie d'un outil en céramique mixte à base d'alumine lors de l'usinage d'un acier inoxydable martensitique durci à 60HRC. Les auteurs ont élaboré des modèles de durée de vie de l'outil en fonction de l'usure. Ils ont conclu que l'usure en dépouille affecte la durée de vie de l'outil à des faibles vitesses de coupe, cependant, l'usure en cratère ou l'usure d'entaille affecte la durée de vie aux vitesses élevées, au-dessus de 200 m/min (figure I-7).

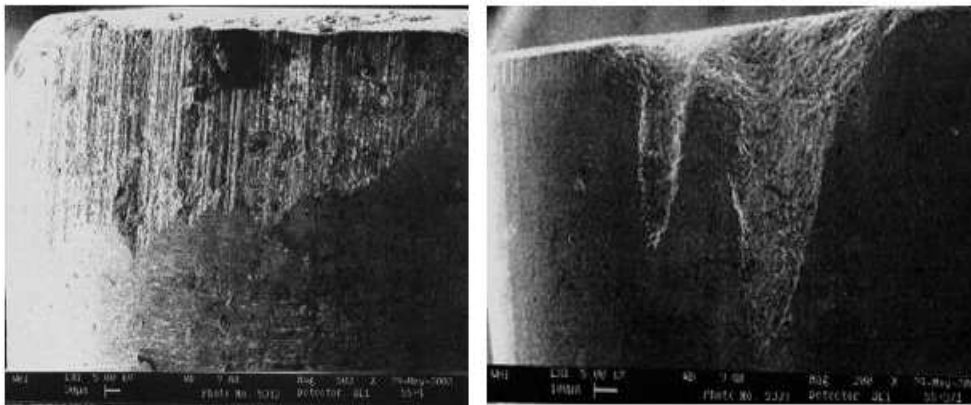


Figure I-7 Usure en dépouille d'une céramique mixte à base d'alumine lors l'usinage d'un acier inoxydable martensitique durci à 60HRC [8]

[9] s'est intéressé à l'usure des outils en fonction de l'influence du pourcentage du CBN dans la plaquette. La proportion du CBN contenu dans la plaquette influe sur la conductivité thermique. Plus le pourcentage est important, plus la conductivité est grande. Par conséquent, il est préférable de prendre, en finition, des plaquettes ayant des teneurs en CBN plus faibles pour conduire à un adoucissement thermique plus important de la matière. La chaleur dégagée en finition est plus faible parce que les sections du copeau sont plus faibles.

Les travaux de recherche effectués par Neo et autres [10] ont mis en évidence la performance des outils en CBN et PCBN, en termes d'usure et rugosité lors de l'usinage

ultraprécis de l'acier X38Cr13, dans différentes conditions d'usinage, étaient étudiés et comparés. Sur la base des résultats expérimentaux, les conclusions qualitatives suivantes peuvent être tirées :

- afin de réaliser une bonne qualité de surface sur Stavax (X38Cr13), la vitesse de coupe élevée est exigée pour les outils en CBN et en PCBN, ce dernier peut réaliser un meilleur état de surface. Il a été constaté qu'à la gamme élevée de la vitesse de coupe, l'outil en PCBN peut mieux résister à l'usure, suggérant qu'il a de meilleures propriétés mécaniques et thermiques ;
- la rugosité de surface et l'usure augmentent rapidement avec l'augmentation de la profondeur de passe. Il a été constaté que la profondeur de passe ne devrait pas excéder $7,5 \mu\text{m}$ afin de réaliser une rugosité de surface Ra de $0,05 \mu\text{m}$ pour les outils en PCBN et en CBN. Il a été constaté que l'outil en PCBN peut mieux résister à l'usure à de diverses profondeurs de passe ;
- la rugosité de surface augmente rapidement quand l'avance excède $7,5 \mu\text{m/tr}$ pour les outils de coupe PCBN et en CBN. Pour maintenir la rugosité de surface Ra inférieure à $0,05 \mu\text{m}$, l'avance devrait être gradée au-dessous de $0,05 \mu\text{m/tr}$, et dans cette gamme il n'y a aucune différence significative entre les deux outils de coupe. En termes d'usure, il a été trouvé encore que la propagation de l'usure est plus importante pour les outils en CBN.

Basé sur les résultats expérimentaux, le PCBN s'est avéré plus performant en termes de résistance à l'usure comparé à l'outil conventionnel en CBN. Il peut également réaliser un état de surface près du miroir dont Ra est inférieure à 30 nm , et par conséquent il semble être un outil prometteur pour la coupe directe des matériaux de matrice et de moule.

Les travaux de recherche effectués par S. Benchiheb et L. Boulanouar [11] ont pour but d'évaluer les performances du matériau à outils de coupe CBN7020 lors de l'usinage de l'acier de roulement 100Cr6 trempé. La méthode retenue pour la réalisation de ces essais est celle des plans d'expériences dans le but de déterminer l'influence des éléments du régime de coupe sur sa tenue et sur l'état de surface produit. Les résultats expérimentaux obtenus à la vitesse de coupe $V_c = 120 \text{ m/min}$ montrent que l'outil CBN7020 a conduit à un meilleur rendement en termes de durée de vie et de productivité et que les modes d'usures observés sont ceux de l'abrasion et de la diffusion. Par ailleurs le CBN7020 a donné lieu à des états de surfaces ($Ra = 0,38$ à $1,04 \mu\text{m}$) comparables à ceux de la rectification ($Ra = 0,2$ à $1,1 \mu\text{m}$). Le

traitement statistique des résultats a permis d'établir des modèles mathématiques permettant de prédire la durée de vie de ce matériau ainsi que la rugosité attendue, nécessaires pour l'optimisation et l'exploitation industrielles. L'étude menée sur la tenue du matériau de coupe (CBN 7020) et sur l'état de surface produit lors de l'usinage de l'acier 100Cr6 a permis de tirer les principales conclusions suivantes :

- l'acier 100Cr6 trempé (60HRC) est très difficile à usiner, d'où la nécessité d'un matériau à outil de coupe ayant des capacités de coupe très élevées ;
- les modes d'usure observés sont ceux d'abrasion : une usure régulière au début sur la surface en dépouille et de diffusion : un cratère sur la surface d'attaque ;
- l'analyse des courbes de suivi de l'usure en fonction du temps montre que l'allure de cette dernière obéit à la loi universelle de l'usure de n'importe quelle pièce mécanique. A la vitesse de coupe 120 m/min, le CBN7020 a conduit à un meilleur rendement en terme de durée de vie ;
- l'influence de l'avance et celle de la profondeur de passe sur la tenue sont peu significatives par rapport à la vitesse de coupe ;
- avec l'augmentation de la vitesse de coupe, la rugosité de la surface usinée diminue tout d'abord rapidement puis lentement tout en se stabilisant aux grandes vitesses ;
- l'avance est le facteur prépondérant sur la qualité de la surface usinée, tandis que la profondeur de passe a exprimé une influence peu significative. Par conséquent si on veut augmenter la productivité, il est préférable d'augmenter la profondeur de passe au lieu de l'avance tout en gardant les mêmes valeurs de la rugosité ;
- le CBN 7020 permet d'obtenir des états de surfaces ($Ra = 0,38$ à $1,04 \mu\text{m}$) compris dans les limites de la rugosité obtenue par la rectification ($Ra = 0,2$ à $1,1 \mu\text{m}$).

Benga et autres [12] ont étudié l'usinabilité de l'acier à roulement 100Cr6 (62 à 64) HRC pendant le tournage dur continu et à sec, avec des matériaux de coupe différents, céramique mixte, céramique renforcée dénommée Whiskers et nitrure de bore cubique. Le plan de travail basé sur la méthode multifactorielle, la gamme de coupe examinée était comme suit : vitesse de coupe de (70 à 210) m/min et l'avance de (0,08 à 0,28) mm/tr. La durée de vie et l'état de la surface ont été évalués. En ce qui concerne la durée de vie. Basé sur ces résultats expérimentaux, les conclusions suivantes peuvent être tirées :

- les meilleurs résultats ont été obtenus avec l'outil de PCBN, suivi par la céramique mixte et en dernier par la céramique renforcée dénommée Whiskers ;
- les graphiques de surface pour la rugosité montrent que l'avance est le facteur le plus influent. Mais la vitesse de coupe est le facteur le plus influent sur la durée de vie (pour tous les matériaux d'outil de coupe utilisés) ;
- les outils de coupe de PCBN fournissent une plus longue durée de vie que la céramique, lors de tournage de l'acier à roulement 100Cr6, pour une gamme de vitesse de coupe entre 100 et 180 m/min et l'avance entre 0,06 et 0,22 mm/tr.

L'objectif des essais effectué par [13] sur cet acier traité à 47HRC est de déterminer une loi de coupe utilisable avec n'importe quelle fraise de même famille que les outils testés (même matériau, même préparation d'arête ... etc.) même si par exemple, l'angle d'hélice varie le long de l'arête. Le but de ces essais est de se placer dans des conditions d'exploitation plus simples que pour les essais de fraisage, afin d'étudier séparément les influences des angles de coupe et d'hélice puis de les intégrer dans la loi de coupe. Ces essais préliminaires ont été réalisés selon la configuration de tournage avec des fraises à angle d'hélice nul comme outils, compte tenu de la simplicité des solutions de montage des deux types d'expérimentation. Cette solution consiste à fixer la fraise (qui prend le rôle d'un outil de tournage fixe) sur une platine de mesure d'efforts dynamométrique et à entraîner la pièce en rotation.

L'usinage a été effectué par des fraises cylindriques spéciales à denture droite, à deux dents, en carbure monobloc (K10/30F) revêtues TiAlN, chacune possédant un angle de coupe différent, de diamètre 20 mm afin de minimiser la fixation de l'outil, et ainsi de la négliger dans l'étude des efforts de coupe.

Deux configurations ont été mises en place pour étudier d'une part l'influence de l'angle de coupe et d'autre part celle de l'angle d'hélice sur les efforts mesurés. Les essais ont été menés sur une fraiseuse 5 axes GAMBIN 120 CR et sur un centre d'usinage DMG DMC 65V.

La figure I-8 présente l'évolution de la pression de coupe et la plage de fonctionnement ainsi déterminée.

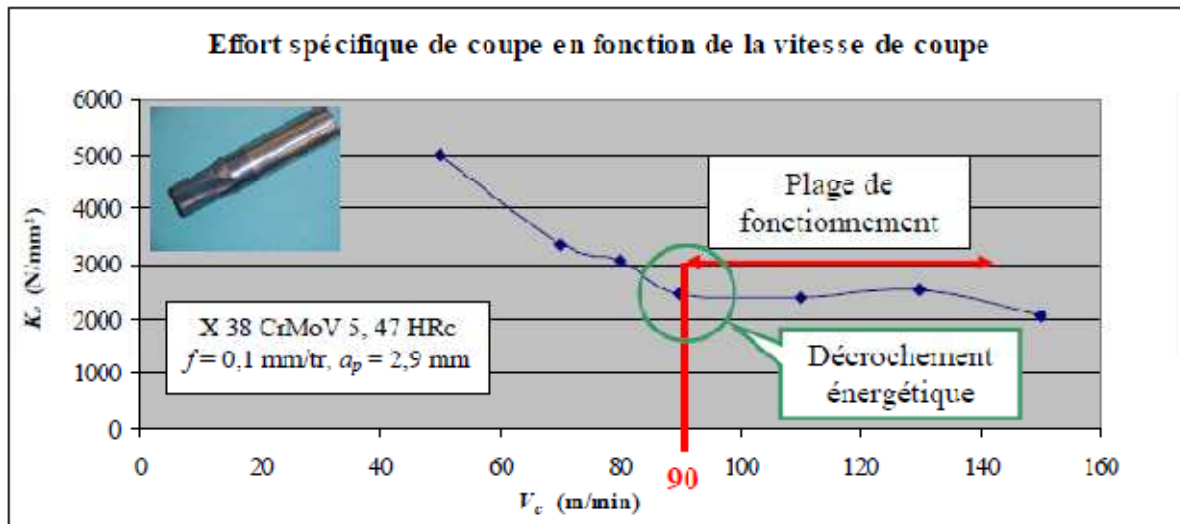


Figure I-8 Evolution de l'effort spécifique en fonction de la vitesse de coupe [13]

D'après le décrochement énergétique et la plage de fonctionnement visible sur la figure I-8, la vitesse de coupe minimale pouvant être utilisée pour ce Couple-Outil-Matière est 90 m/min. Pour la série d'essais préliminaires, la vitesse de coupe choisie est de 110 m/min, c'est-à-dire au-delà de cette vitesse de coupe minimale afin d'assurer une marge de sécurité par rapport à $V_{c_{min}}$, et dans la plage de fonctionnement donnée par la méthodologie du Couple-Outil-Matière, assurant ainsi une valeur de pression de coupe K_c minimale et stable d'environ 2500 N/mm².

L'influence des conditions de coupe et de la dureté de la pièce sur les efforts de coupe par l'usinage de l'acier AISI 52100 a été étudiée par Bouacha et autres [14]. Ils concluent que le paramètre le plus influent sur les efforts de coupe est la dureté de la pièce. Ceci implique que les choix de la vitesse de coupe et la dureté de la pièce sont deux paramètres à découpler. Ces résultats sont observés lors de l'usinage dur de l'acier AISI 52100 par le CBN (figure I-9).

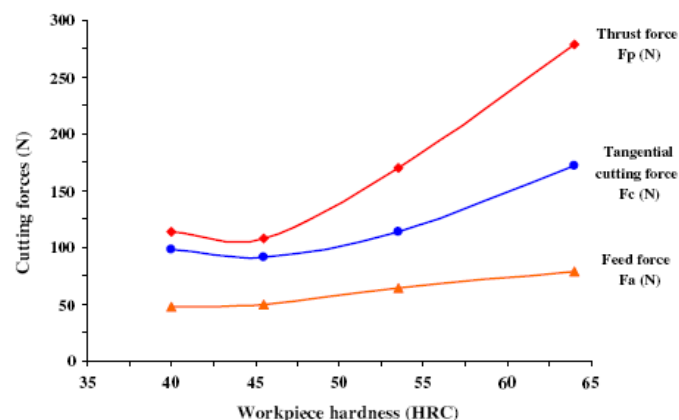


Figure I-9 Evolution des efforts coupe en fonction la dureté de la pièce [14]

Yaltese et autres [15] ont étudié l'influence des conditions de coupe sur les efforts de coupe lors du tournage du 100Cr6 (60HRC) avec le CBN7020. Cette étude, basée sur des essais unifactoriel et multifactoriel (vitesse de coupe, avance et profondeur de passe) a permis la mise en évidence de l'influence des conditions de coupe sur les composantes des efforts de coupe. Le traitement des résultats obtenus a permis la détermination des différents modèles qui expriment la relation entre les paramètres d'usinage étudiés et les composantes de l'effort de coupe. L'étude des efforts de coupe réalisée dans cet article permet de mieux comprendre ce phénomène en tournage dur et cela dans le but d'avoir une meilleure stabilité du système usinant. Les résultats des efforts de coupe en fonction des conditions de coupe permettent de déterminer le domaine de validité de l'outil coupant face à l'acier étudié. Cette démarche appelée couple outil/matière, permet de définir un domaine de fonctionnement correct de l'outil.

Chen [16] a étudié l'influence de changement de la géométrie d'arrête tranchante (angle d'attaque, en dépouille et d'inclinaison), la taille et pourcentage CBN sur les composantes d'effort de coupe et l'état de surface. L'état de la surface produit par des outils CBN était compatible avec les résultats de la rectification et a été affecté par la vitesse de coupe, par l'usure d'outil et par le comportement plastique du matériau de la pièce.

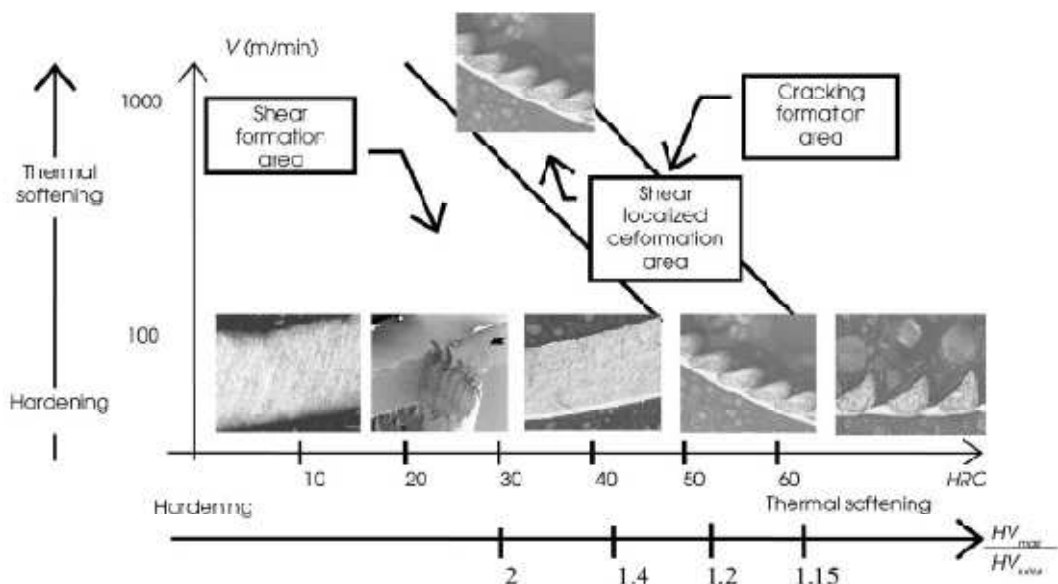


Figure I-10 Morphologie du copeau en fonction de la dureté et de la vitesse de coupe [16]

Sur la base des résultats expérimentaux, les conclusions qualitatives suivantes peuvent être tirées :

- l'usinage de finition des aciers durcis, l'effort radial (F_y) est le plus grand par rapport aux autres composantes de l'effort de coupe et il est le plus sensible aux changements du chanfrein, du rayon de bec de l'outil et de l'usure en dépouille d'arrête tranchante ;
- l'écoulement plastique latéral du matériau de la pièce devant une arête tranchante a augmenté la rugosité des surfaces usinées. Par conséquent, plus le matériau de la pièce est dur, et plus il est moins plastique, plus l'état de la surface est meilleur ;
- la rugosité de la surface a pu être améliorée en augmentant la vitesse de coupe. Deux raisons possibles sont : (i) la déformation du matériau de la pièce est faible à une vitesse plus élevée, (ii) la formation d'usure en dépouille devient plus rapide à une vitesse de coupe plus élevée.

Pour l'usinage des aciers très durs ($\sim 55\text{HRC}$), la formation de copeaux est différente de celle de l'usinage classique. En général, la coupe des aciers très durs entraîne la formation de copeaux discontinus appelés aussi dents de scie (figure I-10). Plusieurs auteurs Davies [17] et Poulachon [18] ont étudié les mécanismes de génération de ce type de copeau tout en essayant d'expliquer les causes d'instabilité responsables de cette géométrie. D'après Komanduri et autres [19], cette instabilité dépend des conditions de coupe, de la rhéologie, des propriétés thermoplastiques du matériau, du cisaillement variable produit dans la zone de cisaillement, de la nature du contact outil.

Fnides et autres [20 et 21] ont étudié l'évolution de la rugosité et de la température, en tournage dur de l'acier X38CrMoV5-1 traité à 50HRC, usiné par une céramique mixte (70% Al_2O_3 + 30% TiC). Cet acier est destiné pour le travail à chaud, exempt de tungstène sur base CrMoV, insensible aux changements de température et ayant une résistance à l'usure élevée. Il est employé pour la fabrication des matrices, des coquilles, des moules et inserts de coulée sous pression fortement sollicité avec durée de vie élevée. Les essais de chariotage ont été effectués selon la méthode de planification des expériences. Les résultats obtenus ont permis d'étudier l'influence des variables de coupe (l'avance par tour, la vitesse de coupe et la profondeur de passe) sur la rugosité et la température dans la zone de coupe. L'impact de l'usure en dépouille (VB) sur la rugosité a été mis en évidence. Des modèles mathématiques ont été établis pour exprimer le degré d'influence de chaque élément du régime de coupe sur les paramètres technologiques étudiés. Ainsi, les plages de conditions

de coupe les mieux adaptées, ont été déterminées. Sur la base des résultats expérimentaux, les conclusions qualitatives suivantes peuvent être tirées :

- il est à signaler que l'effort axial est très sensible à la variation de la profondeur de passe et que cette dernière affecte les efforts de coupe d'une manière considérable ;
- on note aussi que la rugosité est très sensible à la variation de l'avance. On remarque que la vitesse de coupe affecte la température d'une manière considérable. On note aussi que l'usure en dépouille a une grande influence sur l'évolution des critères de rugosité ;
- les modèles mathématiques établis ont défini le degré d'influence de chaque élément du régime de coupe sur les paramètres technologiques étudiés. Ainsi, les plages de conditions de coupe les mieux adaptées, ont été déterminées.

Les recherches effectuées par Thièle [22] en tournage dur sur l'acier AISI 52100 démontrent l'influence différente rayons d'arête sur les efforts et la rugosité de surface. Les figures (I-11 et I-12), illustrent ces résultats. L'influence de ce paramètre est de nouveau mise en évidence. Les efforts croissent en fonction du rayon d'arête et de la dureté de la pièce à usiner.

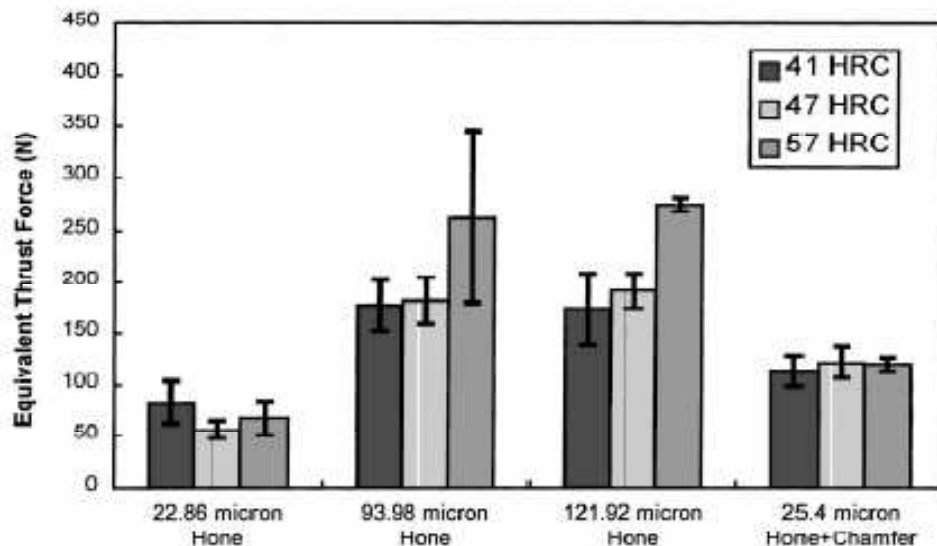


Figure I-11 Comportement du rayon d'arête sur les composantes des efforts (radial, axial) et sur les duretés de la pièce [22]

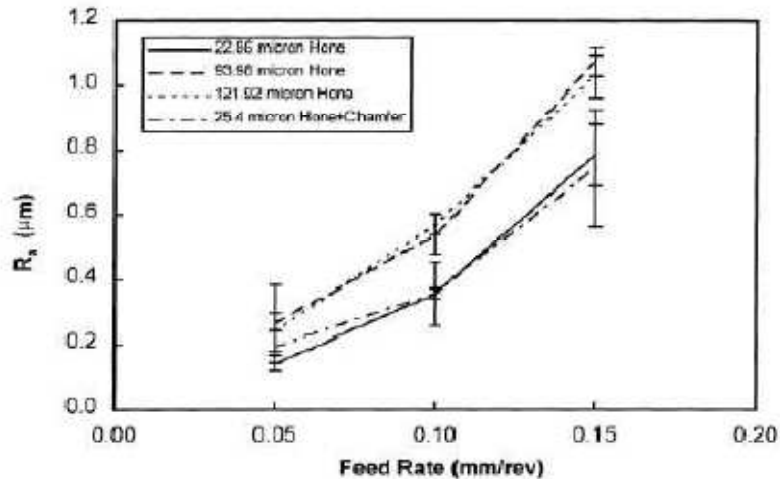


Figure I-12 Effet de l'acuité d'arête sur l'avance et la rugosité arithmétique de surface [22]

Selon Özel et autres [23], la micro géométrie d'arête, la dureté de la pièce, l'avance et la vitesse de coupe sont les paramètres qui influent le plus sur les efforts de coupe et sur la rugosité de surface. Ces résultats sont issus d'opération de tournage sur un acier durci. Les efforts de coupe sont dépendants des conditions de coupe, de la géométrie d'arête et de la dureté de surface de la pièce.

Les duretés de surface moins élevées et les petits rayons d'arête impliquent des forces tangentielles et radiales plus faibles. Ils ont démontré que plus le rayon d'arête est grand et plus il génère de tensions en compression. Ils ont observé que la formation des « couche blanche », (couche superficielle trempée par l'air ambiant, martensite dans le cas des aciers) est favorisée lors de l'accroissement du rayon. En général, les contraintes résiduelles sont en compression et leur valeur augmente avec la dureté de surface.

Zhou et autres [24] ont étudié l'effet de l'angle de chanfrein d'une plaquette en PCBN, lors du tournage à sec de l'acier 100Cr6 traité à 62HRC sur l'usure en dépouille et la durée de vie de l'outil.

Il a été constaté que pour un angle de chanfrein de 15°, la durée de vie de l'outil est supérieure 53 pourcent à celle d'un angle de 30° (figure I-13).

- l'usure en dépouille est de 0,15 mm pour un angle de chanfrein de 15° alors qu'elle est supérieure à 0,2 mm pour un angle de chanfrein de 30° ;
- le temps d'usinage est de 60 mn pour un angle de chanfrein de 15° par contre il est inférieur à 36mn pour un angle de chanfrein de 30°.

Donc l'outil qui a un angle de chanfrein de 15° avec une largeur de 0,1 mm est le plus performant d'après cet article.

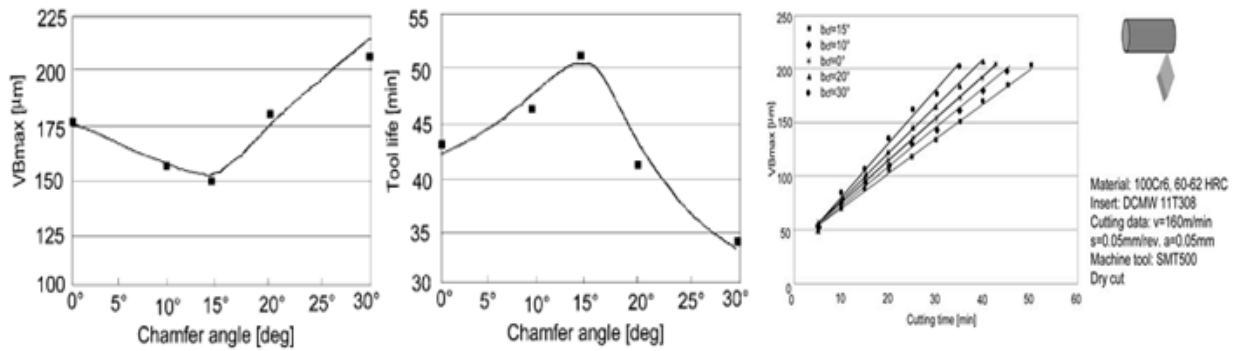


Figure I-13 Evolution de l'usure en dépouille et la durée de vie de l'outil en fonction de l'angle de chanfrein [24]

Aouici et autres [25] ont étudié l'évolution de la rugosité, l'effort de coupe, la durée de vie et de la température dans la zone de coupe, en tournage dur de l'acier AISI H11 traité à 50HRC, usiné par CBN7020. Les essais de chariotage ont été effectués selon la méthode de planification des expériences. Les résultats obtenus ont permis d'étudier l'influence des variables de coupe (l'avance par tour, la vitesse de coupe et la profondeur de passe) sur la rugosité, sur l'effort de coupe, sur la durée de vie et sur la température dans la zone de coupe. Les résultats montrent que l'effort axial est très sensible à la variation de la profondeur de passe et que cette dernière affecte les efforts de coupe d'une manière considérable, la rugosité est très sensible à la variation de l'avance. Note aussi la vitesse de coupe a une grande influence sur la durée de vie (figure I-14).

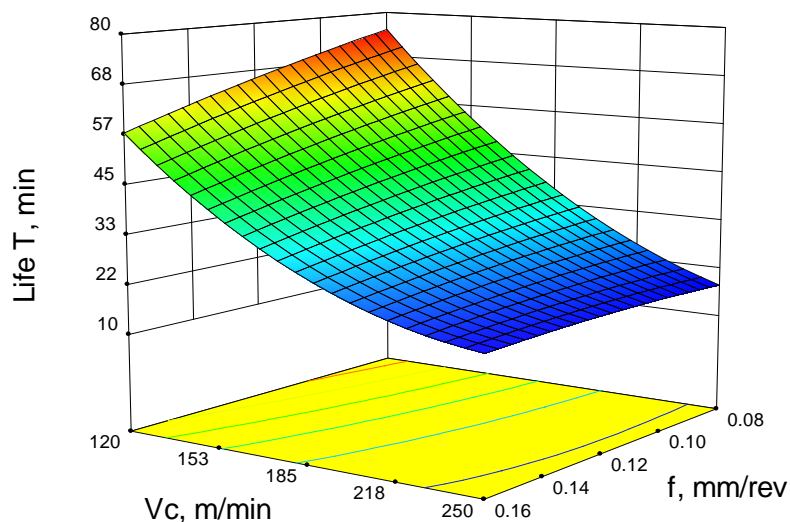


Figure I-14 Durée de vie (T) en fonction des paramètres de coupe [25]

Bouchlaghem et autres [26] ont conduit une recherche expérimentale pour déterminer l'influence des variables de coupe : la vitesse de coupe, l'avance par tour, la profondeur de passe et le temps d'usinage sur la rugosité, sur l'effort de coupe, sur la durée de vie et sur la

température dans la zone de coupe lors du tournage dur de l'acier AISI D13 (60HRC) avec des plaquettes en CBN. Cette étude montre que la rugosité est très sensible à la variation de l'avance et aussi trouvé que le principal mécanisme d'usure par abrasion du liant du matériau par les particules dures en carbure de la pièce. En plus, les résultats montrent que l'effort axial est très sensible à la variation de la profondeur de passe (figure I-15).

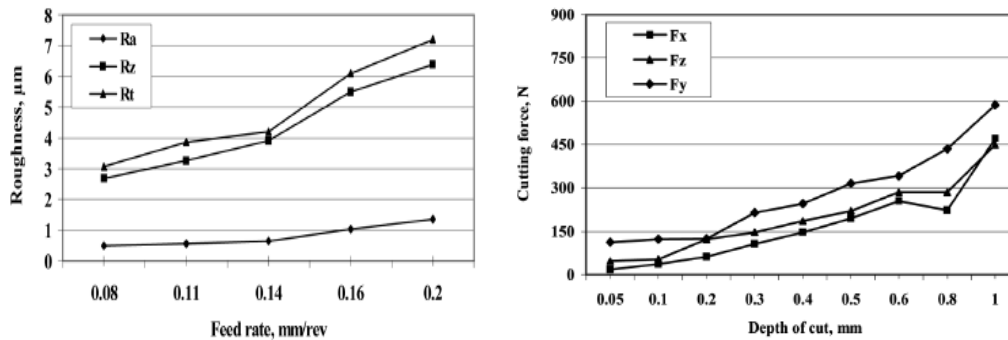


Figure I-15 Evolution de la rugosité et l'effort tangentiel en fonction des paramètres de coupe [26]

Komanduri et autres [27] 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 autres [27] et Davies [28] 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 autres [27] 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.

Daniave et autres [29] ont utilisé la méthodologie de surface de réponse (MSR) afin de développer un modèle empirique pour la prédiction de la rugosité de surface en décidant de la condition de coupe optimale en tournage dur. Les auteurs ont montré que l'avance a un impact significatif sur la rugosité de surface. L'analyse de variance (ANOVA) a été appliquée qui a montré que l'influence de l'avance et la vitesse sont plus la rugosité de surface que la profondeur de coupe.

Noordin et autres [30] et autres ont exploré les performances d'un outil en carbure de tungstène multicouche lors de l'usinage de l'acier AISI 1045, utilisant la méthodologie de surface de réponse (MSR). Les résultats expérimentaux ont indiqué que l'avance est le facteur le plus significatif qui influe sur la rugosité de la surface et la force tangentielle. Cependant, il y a d'autres facteurs qui fournissent les contributions secondaires aux indicateurs de performance (tableau I-4).

Source	Sum of squares	d.f.	Mean square	F	Prob. > F
Model	9.71	9	1.08	35.59	0.0002 significant
A	0.080	1	0.080	2.62	0.1564
B	8.77	1	8.77	289.44	<0.0001
C	0.038	1	0.038	1.24	0.3075
A ²	0.050	1	0.050	1.66	0.2449
B ²	0.018	1	0.018	0.60	0.4678
C ²	0.16	1	0.16	5.43	0.0586
AB	0.065	1	0.065	2.16	0.1922
AC	0.0028	1	0.0028	0.091	0.7729
BC	0.24	1	0.24	7.86	0.0310
Residual	0.18	6	0.030		
Lack-of-fit	0.18	5	0.036	181.67	0.0563 not significant
Pure error	0.0002	1	0.0002		
Cor. total	9.89	15			
S.D.	0.17	R ²	0.9816		
Mean	2.20	Adj. R ²	0.9540		
CV	7.91	Pred. R ²	0.7502		
PRESS	2.47	Adeq. precision	19.16		

Tableau I-4 Table d'ANOVA pour le modèle quadratique de la surface de réponse (réponse : rugosité de la surface, Ra) [30]

Dureja et autres [31] ont étudié la modélisation de l'usure de l'outil et la rugosité de la surface, par la méthodologie de surface de réponse (MSR) lors du tournage dur de l'acier AISI H11 avec des plaquettes céramiques mixte revêtue de TiN. L'effet des paramètres de coupe, la vitesse de coupe, l'avance, la profondeur de passe, et dureté de la pièce sur les facteurs de réponse, tels que : l'usure en dépouille et la rugosité de surface, ont été étudiés par l'analyse de la variance (ANOVA). Le meilleur modèle quadratique non linéaire a adapté les points de repères expérimentaux. La fonction de l'approche désirable a été employée pour l'optimisation multiple des facteurs de réponse. Les expériences de confirmation effectuées pour vérifier la validité des modèles développés ont prévu des facteurs de réponse dans les limites d'erreur de 5 %. On observe que l'avance, la profondeur de passe, et la dureté de la pièce ont un impact statistiquement significatif sur l'usure en dépouille, mais l'avance et la dureté de la pièce sont les facteurs significatifs affectant la rugosité de surface. L'usure de l'outil a été observée par un microscope, et la caractérisation d'usure de certaines des plaquettes représentatives a été effectuée par un microscope électronique à balayage et une analyse par rayon X. L'outil semble être usé par l'abrasion, l'usure en entaille, et l'écaillage de la surface d'outil dû au frittage et l'impact des particules dures dans le matériau de coupe et également par une usure d'adhésion.

Al-Ahmari et autres [32] a élaboré des modèles empiriques de la durée de vie de l'outil, la rugosité de surface et la force de coupe pour les opérations de tournage. Les paramètres de coupe utilisés dans l'étude étaient la vitesse, l'avance, la profondeur de coupe et le rayon de bec de développer le modèle usinabilité. Les méthodes utilisées pour l'élaboration de modèles mathématiques ont utilisé la méthodologie de surface de réponse (MSR) et les réseaux de neurones (NN).

Yaltese et autres [33] présentent les résultats d'une investigation expérimentale sur l'usure d'un outil en nitrure de bore cubique (CBN) lors de tournage de l'acier X200Cr12 traité à 60HRC. En premier lieu, des essais d'usure de longue durée ont été planifiés pour élucider l'effet de la vitesse de coupe sur les différentes formes d'usure de l'outil CBN ainsi que l'étude des conséquences de l'usure et la productivité. Ensuite, une seconde série d'expériences a été dédiée à l'étude de l'impact de l'usure (*VB*) sur l'évolution de la rugosité des surfaces usinées. Les résultats montrent que le CBN présente une bonne résistance à l'usure malgré l'agressivité de l'acier X200Cr12.

Ghani et autres [34] présentent les résultats d'une recherche sur la durée de vie de l'outil et du comportement à l'usure pour les outils de coupe avec une faible teneur en CBN lors du tournage dur de l'acier durci AISI H13. L'approche suivie dans ce travail a exigé des expérimentations et une modélisation thermique par éléments finis. Les expériences ont permis de mesurer les efforts de coupe, la température de coupe, l'usure de l'outil. En utilisant les efforts de coupe mesurés et la zone de contact dans le modèle orthogonal de coupe, ils ont calculé le flux de la chaleur sur l'outil. L'historique de l'analyse des températures a été associé avec les données expérimentales pour déterminer la quantité de la chaleur dans l'outil pour les vitesses conventionnelles et élevées. Ils ont trouvé que la quantité de la chaleur dans l'outil est de 21 à 22% pour les vitesses conventionnelles, tandis que pour le tournage à grande vitesse, elle est de 14%. L'usure de l'outil, cependant, s'est avérée qu'elle peut être dominée par l'écaillage pour les deux vitesses de coupe et peut être réduite considérablement avec une réduction de la quantité de chaleur dans l'outil.

I.5. EVOLUTION DES OUTILS DE COUPE

La figure I-16 donne une synthèse chronologique du développement des matériaux depuis l'invention, par Schröter, du carbure de tungstène cémenté au cobalt. Pendant 30 ans l'évolution a été lente, sans innovations notables.

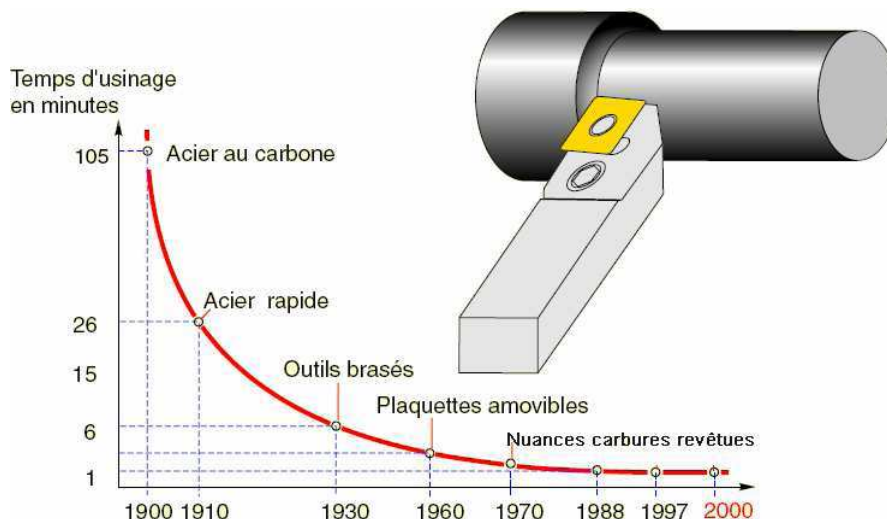


Figure I-16 Historique de l'acier au carbure de tungstène revêtu, chariotage d'un cylindre de $\varnothing 100$, longueur de 500 mm

Le chemin parcouru entre l'acier au carbone du début de XIXe siècle et les nuances carbure revêtues des années 1980 a conduit à réduire le temps d'usinage, pour une même pièce, d'un facteur 100. Une opération demandant 100 minutes avec un outil en acier à forte teneur en carbone, ne demandait plus que 26 minutes grâce à l'acier rapide, 6 minutes avec des outils en carbure (1930) et 1 minute avec les plaquettes en carbure revêtues multicouches (1970). La poursuite des exigences de productivité et d'utilisation de nouveaux matériaux de coupe souligne la continuité des recherches sur les outils de coupe.

I.5.1. Matériaux pour plaquettes de coupe

L'amélioration des performances des outils de coupe passe par l'étude des propriétés des matériaux tels que :

- la dureté pour combattre l'usure ;
- la résistance mécanique à chaud pour supporter les hautes températures atteintes durant les opérations de coupe ;
- la ténacité pour résister aux chocs dus aux interruptions d'usinages ou aux vibrations ;
- l'inertie chimique pour éviter les dégradations de l'outil par réaction avec la pièce usinée (diffusion chimique) et avec le milieu environnemental de l'usinage (oxydation).

Généralement ces propriétés sont interdépendantes, et l'amélioration de l'une d'entre elles peut se faire au détriment des autres. Sur la figure I-17, l'outil de coupe idéal est symbolisé par un pentagone qui passe par les maximas des qualités nécessaires à un bon outil [1].

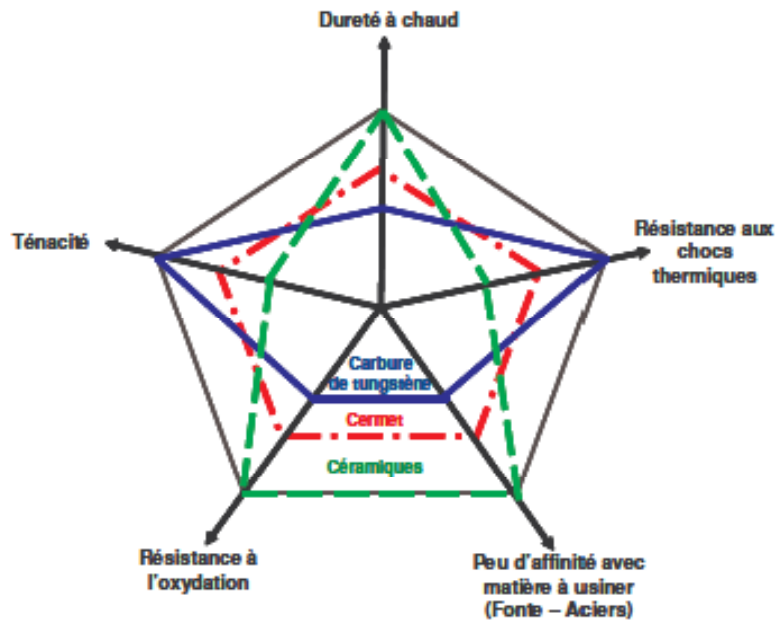


Figure I-17 Positionnement comparatif des propriétés de différents matériaux de coupe [1]

Ce schéma montre que la céramique est un bon complément du carbure de tungstène pour la tenue thermique, le cermet est en position médiane. Les outils carbures ont une ténacité élevée mais une dureté faible par rapport aux matériaux avancés tels que les outils CBN ou céramiques.

Le choix d'un matériau pour un outil est le résultat d'un certain nombre de compromis. La modification des conditions de coupe, du procédé d'usinage ou du matériau de la pièce suffit à bouleverser ce compromis. C'est pourquoi il existe une grande variété de matériau de coupe. Les différents matériaux pour outils de coupe peuvent être regroupés selon différentes catégories :

- les cermets ;
- les céramiques ;
- les matériaux ultra-durs (Nitrure de bore cubique CBN).

a) Les **cermets** : le mot cermet provient de la contraction des mots céramique et métal CERamique / METal. Dans l'application qui nous intéresse ici, **cermets**, est le nom générique utilisé pour les carbures à base de titane, parmi lesquels figurent le carbure de titane TiC, le carbonitrure de titane TiCN et le nitrure de titane TiN. Comparé aux carbures cémentés, les cermets possèdent une meilleur thermique mais au détriment de la ténacité.

- b)** Les outils en **céramique** sont chimiquement très stables et peuvent être utilisés à des vitesses de coupe très élevées. Ils offrent une dureté à chaud très élevée. Ils sont principalement composés d'oxyde d'aluminium Al_2O_3 ou de nitrure de silicium (Si_3N_4). Leur application est principalement orientée vers la fonte grise, l'acier trempé et certains alliages exotiques. Leur ténacité est faible. Ils sont extrêmement sensibles aux conditions d'attaque de la matière. ils sont principalement utilisés en tournage.
- c)** Le **nitrure de bore cubique (CBN)** est un matériau de synthèse dont les propriétés sont voisines de celles du graphite. Sous l'effet de températures très élevées (supérieures à $1500^\circ C$) et de pressions importantes comprises (entre 50 et 100) bars, le nitrure de bore cubique subit une transformation structurale (passage s'une structure hexagonale à une structure cubique), qui lui confère une grande dureté.

Le nitrure de bore cubique est le second des matériaux les plus durs connus, juste après le diamant, il est donc plus résistant à l'usure que les céramiques ou les carbures métalliques. Le CBN ne réagit pas avec les alliages ferreux et il est thermiquement stable jusqu'à $1400^\circ C$. Le CBN peut donc usiner des alliages par contre le diamant ne peut pas, tel que les aciers à outil, les fontes trempé, les superalliages à base de nickel ou de cobalt [3].

I.5.2. Plaquettes CBN utilisées

🚧 Types d'outils

On trouve plusieurs types de plaquettes commercialisées. Elles distinguent en fonction du type d'usinage. On retrouve (figure I-18) [2] :

- les outils massifs, plus robustes et résistants aux chocs, sont utilisés de préférence pour les opérations d'ébauche. Les plaquettes céramiques sont toujours massives, alors que les CBN peuvent se présenter sous d'autres formes ;
- les outils revêtus sur une face de CBN sont brasés à un substrat de tungstène. Ils sont moins chers, mais résistent moins bien aux chocs ; on les utilise pour des opérations de semi-finition ou finition ;
- les outils revêtus en coin de CBN. Ils n'ont qu'une arête de coupe et sont moins chers. Ils résistent moins à la chaleur. Dans le cas de températures de coupe très élevées, un débrasage se produit entre le CBN et le substrat ;
- les outils avec des inserts CBN sont dans les coins sur toute l'épaisseur de la plaquette, sont utilisables des deux cotés.

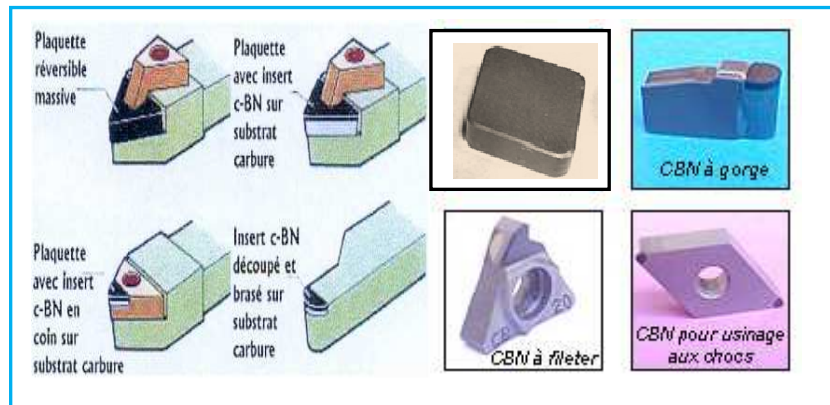


Figure I-18 Types d'outils CBN commercialisés

I.6. EFFORTS DE COUPE

I.6.1. Définition

Les efforts de coupe sont à la base de l'évaluation de la puissance nécessaire à la coupe (choix du moteur électrique). Ils servent au dimensionnement des organes de la machine-outil (boîte des vitesses et des avances, bâti) et du corps de l'outil. Ils influent sur la déformation de la pièce usinée, sur la formation du copeau, sur la précision d'usinage et sur l'usure de l'outil.

Pendant le processus de coupe la pièce agit sur l'outil avec une certaine force « F » dont la décomposition dans trois directions privilégiées peut servir de base à la définition des efforts de coupe (figure I-19). La résultante de coupe « F » est la somme de 3 composantes suivantes :

- F_v ou F_z : composante dans le sens de la vitesse de coupe, appelée effort tangentiel ou effort principal de coupe ;
- F_a ou F_x : composante dans le sens de l'avance, appelée effort d'avance ou effort axial, en tournage, cette composante joue un rôle fondamental dans le processus de coupe ;
- F_r ou F_y : composante dans le sens perpendiculaire aux deux autres, appelée effort de refoulement ou effort radial (effort de pénétration), n'a qu'une importance et disparaît dans le cas de la coupe orthogonale.

La résultante de coupe F est une diagonale de parallélépipède. Elle est égale à :

$$F = \sqrt{F_x^2 + F_y^2 + F_z^2}$$

I-3

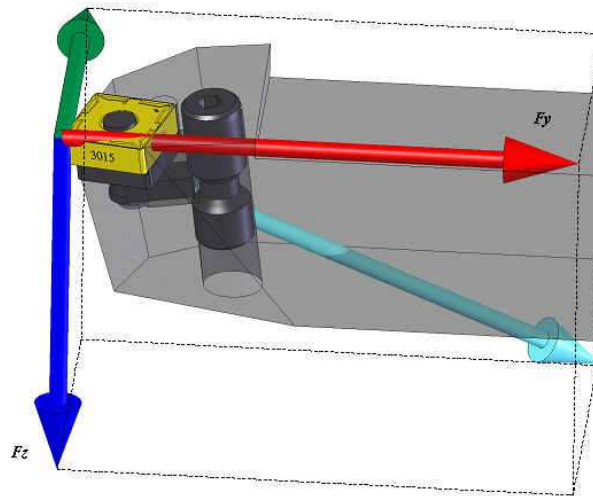


Figure I-19 Composantes de l'effort de coupe [3]

I.6.2. Intérêt de mesure des efforts de coupe

La connaissance des efforts de coupe est à la base de l'évaluation de la puissance nécessaire à la coupe. Quand on veut connaître le rendement mécanique d'une machine-outil, on a besoin de savoir qu'elle est la puissance prise à l'outil, et donc d'avoir des renseignements sur les efforts de coupe. La valeur des efforts de coupe sert aussi à dimensionner les organes de machines, et à prévoir les déformations de pièces. Elle intervient également 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.

I.7. ETATS DE SURFACE

I.7.1. Introduction

La figure I-20 montre la structure schématique d'un métal polycristallin après usinage de la surface cylindre par un outil. Quel que soit le processus de coupe, qui est toujours une rupture du matériau dans une zone plastifiée, il s'en suivra de sévères perturbations du métal. En allant du volume du matériau vers l'extrême surface, il y a d'abord le métal intact, non perturbé par l'usinage mais ayant ses propres défauts (impuretés, joints de grains, inclusions). Ensuite, se présente une zone texturée où les modifications induites par la coupe sont essentiellement structurales. Puis vient une zone écrouie caractérisée par un grand désordre des grains et la présence de nouvelles impuretés introduites dans le matériau au

moment de l'usinage. Cette région est recouverte d'une couche d'une zone oxydée (oxyde natif) dont l'épaisseur va dépendre du matériau et de la cinétique d'oxydation. Finalement, des couches physisorbées et chimisorbées de molécules organiques sont présentes à l'extrême surface. La zone oxydée au-dessus de la zone écrouie et les couches physisorbées et chimisorbées correspondent aux écrans de surfaces [35].

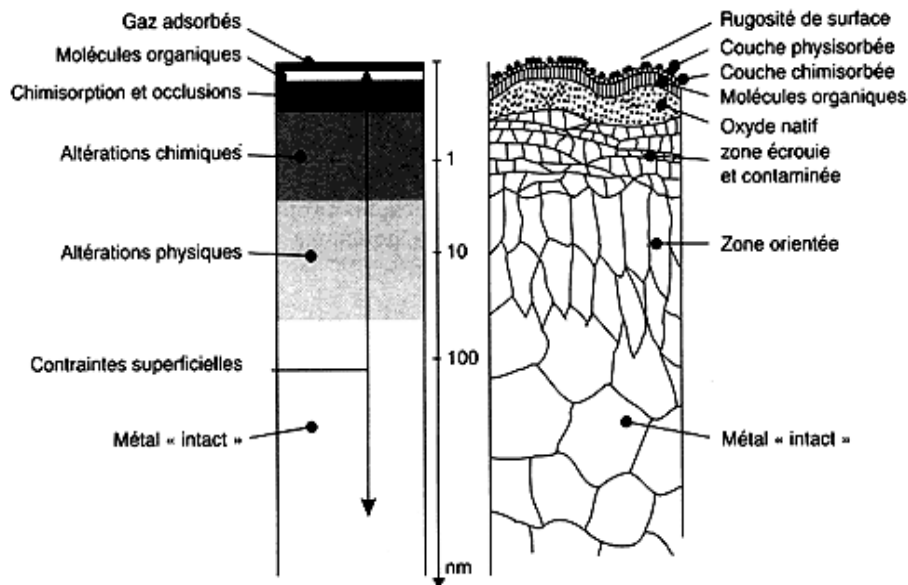


Figure I-20 Structure microscopique de la surface d'un métal usiné [35]

I.7.2. Définition de l'état de surface

La notion d'état de surface comprend :

- l'état physico-chimique (nature, structure, texture des couches superficielles) ;
- l'état géométrique (ensemble des écarts géométriques de la surface réelle par rapport à la surface géométrique idéale).

I.7.2.1. Défauts de surface

Les surfaces présentent des défauts géométriques de différents ordres :

- ordres macroscopiques liés à des écarts de grande amplitude dus généralement aux défauts géométriques de la machine génératrice (écart de forme du 1^{er} et 2^e ordre) ;
- ordres microscopiques liés à des écarts de faibles amplitudes dus à l'outil de coupe, aux grains abrasifs, aux particules de sablage ou grenailage, aux vibrations de la machine ou encore aux piqûres de corrosion (rugosité, écarts de forme de 3^e et 4^e ordre).

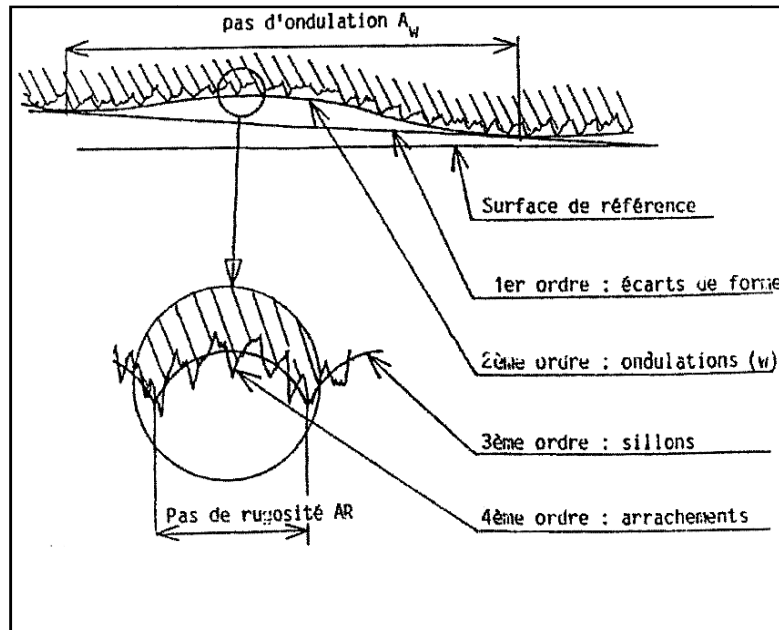


Figure I-21 Défauts géométriques de la surface usinée [36]

1.7.2.2. Défauts géométriques

a) Défauts macro géométriques (défauts globaux)

Caractérisent l'écart maximal entre les cotes théoriques et les cotes réalisées, à l'intérieur de certaines tolérances. Représentés par les défauts de 1^{er} et 2^e ordre (écarts de forme, ondulation) (figure I-21), ces défauts affectent la forme ou la position et provenant des défauts de la machine-outil (mauvais guidage, équilibrage et également isolement vibratoire insuffisant), ou des conditions d'usinage (échauffement notamment).

b) Défauts micro géométriques (défauts locaux)

Appelés essentiellement rugosité, qui se définit à partir de l'état d'une ou plusieurs portions de surface très limitées. Ces défauts sont représentés par les défauts de 3^e et 4^e ordre (sillons, arrachements), (figure I-21).

➤ Défauts de 3^e ordre

Le premier de ces facteurs, c'est la forme théorique de la surface effectivement engendrée par le déplacement du tranchant de l'outil. En tournage la surface engendrée n'est pas rigoureusement cylindrique mais comporte des sillons hélicoïdaux résultant d'une part de la forme plus ou moins pointue de l'outil et d'autre part du mouvement hélicoïdal outil - pièce. Le profil de ces sillons est d'autant plus aigu (du type en dents de scie), que le rayon du bec de l'outil est plus faible vis-à-vis de la pénétration. Par ailleurs ces sillons sont d'autant larges

que l'avance par tour est grande (avance = pas de l'hélice); d'où l'emploi de faibles avances et d'outil à bec arrondi (rayon du bec égal à quelques 10^{-1} mm). D'autre part la surface découpée peut être affectée par des perturbations de la trajectoire relative outil / pièce occasionnées par des vibrations, de l'un ou des deux éléments ; à certaines conditions dynamiques (flexibilité et inertie des éléments, insuffisance d'amortissement mécanique), ces perturbations deviennent périodiques; et prennent la forme de marques ou de stries, ce qui provoque une modification sensible de la rugosité du profil idéal, défini par la trajectoire théorique de l'outil. C'est le phénomène de " broutement ". Pour un outil et un métal donnés, la limitation des risques de broutement conduit à limiter la section du copeau découpé, en fonction de la flexibilité du système et de l'état de surface requis [37].

➤ **Défauts de 4^e ordre**

Le second facteur déterminant la rugosité est l'état de surface découpée, qui découle des imperfections inhérentes à l'action de l'outil tranchant. En effet, l'état du bec de l'outil et les défauts d'état de surface résultant des imperfections de la coupe donnent une rugosité de la surface découpée différente de la rugosité théorique. Cette différence est plus ou moins sensible suivant les conditions opératoires (nature des matériaux, vitesse de coupe et avance, type d'outil et son usure, etc.) [37]. A cet égard le copeau adhérent (arête rapportée) est en grande partie, responsable de la détérioration de l'état de surface théorique, la manifestation de cette arête rapportée est dans le cas de l'usinage des métaux ductiles à faible vitesse de coupe et très faible avance [38].

Les défauts de 3^e et 4^e ordres sont dus à de nombreux facteurs [37], [39] tels que :

- les éléments cinématiques du mouvement outil-pièce (vitesse de rotation, avance) ;
- les flexibilités dynamiques du système machine-outil-pièce ;
- les jeux des organes de la machine et ses imperfections mécaniques (dentures d'engrenages, usure des glissières,...) ;
- géométrie et qualité d'affûtage ;
- hétérogénéité du matériau ;
- conditions de lubrification.

c) Défauts physico-chimiques

Ces défauts se définissent à partir des défauts de 5^e et 6^e ordres. Ces derniers dépendent de la structure et du réseau cristallin du matériau, le contrôle de cet état physico-chimique,

dont le changement de structure est fonction du matériau, des traitements thermiques et des procédés et conditions d'usinage ne relève pas de la métrologie, il est en effet du domaine de la métallurgie et ne peut être étudié que par des procédés tels que cristallographie, microscopie électronique ou à balayage électronique. En fait on peut dire que la somme des écarts du 1^{er} au 4^e ordre caractérise la qualité de surface des pièces mécaniques [39].

1.7.3. Texture de la surface usinée

Pour des vitesses de coupe importantes, le profil de la pièce est très voisin de l'enveloppe théorique de l'outil, alors que des arrachements sont courants aux vitesses de coupe traditionnelles. En fait, l'état de surface s'améliore avec une augmentation de la vitesse de coupe. On observe une vitesse optimale pour divers couples outils matières (figure I-22). Pour des vitesses inférieures, il se produit des adhérences de copeaux, le détachement se produit de façon irrégulière et diminue la qualité de la surface obtenue. Pour des vitesses supérieures, on constate soit une stagnation, soit une légère diminution des qualités de surface.

Ces quelques points permettent de penser qu'en usinage à grande vitesse des matériaux durs, l'obtention de l'état de surface souhaité n'est pas un problème. Les défauts obtenus sont plutôt des défauts dimensionnels provenant des déformations locales de la pièce au voisinage de l'outil. Tous les rapports d'expériences montrent que l'état de la surface usinée s'améliore avec la vitesse de coupe [40].

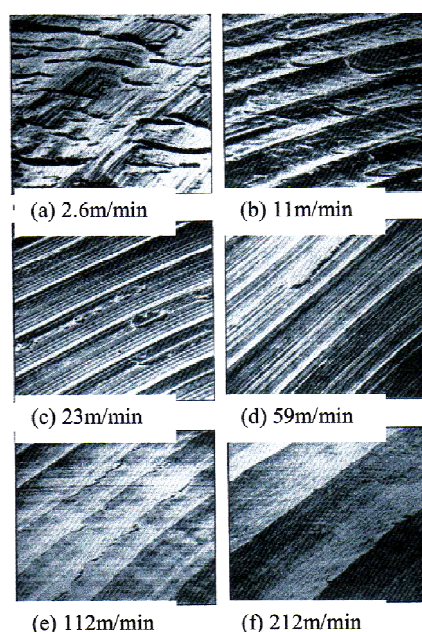


Figure I-22 Micro géométries de surface pour diverses vitesses de coupe [40]

I.8. USURE

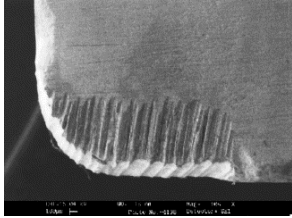



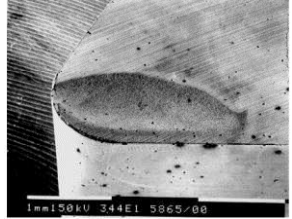

L'usure de l'outil est due aux contraintes qu'on lui fait subir lors de l'usinage. En effet, la coupe des métaux est une opération de déformation plastique qui doit obtenir la rupture de la matière. Les sollicitations mécaniques et thermiques subies par l'outil sont donc très importantes. Il s'ensuit une usure de l'outil qui peut être d'origine thermomécanique ou chimique. Cette usure est provoquée par la concentration de contraintes en divers endroits de l'outil. Donc on peut observer deux grands groupes de paramètres dans le processus de coupe. Le premier est formé par la matière usinée et les conditions de coupe (vitesse de coupe, avance, profondeur de passe et lubrification) [41] :

- **Vitesse de coupe** : la température de coupe étant croissante avec la vitesse de coupe, ce paramètre aura une très grande influence sur l'usure ;
- **Avance** : Les grandes avances font augmenter l'intensité des efforts de coupe, et diminuent la durée de vie de l'outil.
- **Profondeur de passe** : la variation de la profondeur de passe modifie légèrement l'écoulement de la chaleur le long de l'arête tranchante, son influence reste modeste sur l'usure ;
- **Matériau usiné** : son influence sur l'usure de ses propriétés physiques (conductibilité thermique) et de ses propriétés chimiques (% de certains éléments d'addition) ;
- **Lubrification** : son influence intervient faiblement sur le coefficient de frottement pièce/outil et copeau/outil, mais permet la baisse de la température de la zone de coupe.

Le second groupe est formé par les paramètres physiques et mécaniques de l'outil (géométrie et propriétés chimiques). Des chercheurs comme [42] et [43] ont observé que les différents mécanismes de l'usure interviennent pour différentes plages de vitesses. L'usure par abrasion est la plus forte à basse vitesse, mais lorsque la vitesse augmente, l'usure adhésive devient de plus en plus dominante et l'effet d'abrasion diminue ou disparaît. La température est une fonction de la vitesse, l'excès de chaleur catalyse le phénomène d'usure. Diminuer la chaleur dans le système d'usinage est une méthode naturelle pour contrôler la vitesse et le niveau d'usure. Comme les propriétés thermiques sont supposées constantes, la seule manière de changer les conditions thermiques est d'agir par des moyens extérieurs au système.

I.8.1. Mécanisme et forme d'usure

L'usure de l'outil de coupe est la conséquence directe des sollicitations très sévères qui subissent les faces de coupe et de dépouille [44].

		Description du phénomène	Illustration
Mécanisme d'usure mécanique	Abrasion	L'usure par abrasion est essentiellement due aux frottements outil/pièce et copeau/outil. L'usure abrasive des outils résulte d'arrachement en surface de l'outil causé par des particules souvent anguleuses et de grande dureté contenues dans le matériau usiné (précipités en inclusions). Ces particules sont toujours renouvelées au cours de l'usinage. Les produits d'abrasion sont évacués en continu avec les copeaux. La vitesse d'usure abrasive croît avec la quantité de particules abrasives qui entrent en contact avec l'outil par unité de temps. Elle dépend donc de la composition chimique et du procédé d'élaboration du matériau usiné et croît avec la vitesse.	 
	Adhérence	Cette usure est due aux états de surface du copeau, de la pièce et de l'outil. Lors de l'usinage, ces entités frottent les unes contre les autres. Les rugosités et microrugosités des surfaces, en contact et sous l'influence des fortes pressions engendrées par l'usinage, vont générer des micro-soudures. Ces micro-soudures se créent et se rompent très rapidement au cours de l'usinage. Ce processus continu génère l'apparition d'arêtes rapportées.	 
Mécanisme d'usure physico-chimique	Diffusion	Ce type d'usure ne peut se produire qu'à des températures élevées. Les zones de températures élevées sont également le lieu de fortes pressions. Ainsi sous l'effet des températures et pressions élevées les atomes vont subir une migration de l'outil vers le copeau. Ce processus est grandement accentué par les phénomènes d'affinités chimiques entre les atomes de la matière usinée et de l'outil.	
	Oxydation	L'environnement de l'usinage est constitué d'oxygène dans l'air, de hautes températures, de l'eau provenant des huiles de coupe solubles. Cet environnement est propice au phénomène d'oxydation et peut provoquer localement une fragilisation de l'outil. De plus, le potentiel d'oxydo-réduction des matériaux diminue avec la température ce qui favorise d'autant le processus d'oxydation des outils.	

Ces sollicitations sont d'abord de nature mécanique (efforts cycliques, frottement, ... etc.), ce qui exige pour l'outil des qualités de dureté et de ténacité remarquables. Les sollicitations

thermiques accentuent la dégradation des qualités de résistance du matériau coupant. Ces effets mécaniques et thermiques donnent naissance à des réactions physico-chimiques inter-faciales qui aggravent l'usure de l'outil. Ces réactions se manifestent par une diffusion des éléments chimiques entre l'outil et le copeau. Les mécanismes font intervenir, à des degrés plus ou moins importants, quatre phénomènes, qui sont l'adhésion, l'abrasion, la diffusion et l'écaillage.

D'après la littérature [44] et d'une façon globale, l'outil est soumis à six modes de dégradation décrits ci-dessous :

- usure en cratère : caractérisée par une cuvette sur la face de coupe de l'outil. Elle est le résultat du frottement de l'outil sur la face de coupe (figure I-23, emplacement A). L'élévation de la température provoque une réaction chimique ou une diffusion importante. Cette usure peut jouer un rôle important quant à l'enroulement et la fragmentation du copeau ;
- usure en dépouille : elle résulte du frottement de la pièce contre la face en dépouille de l'outil et se présente sous la forme d'une bande striée et brillante parallèle à l'arête (figure I-23, emplacement B). Ce type d'usure influe sur l'état de surface de la pièce et sur sa précision dimensionnelle ;
- usure en entaille : elle se produit sur l'arête de coupe à la hauteur du diamètre périphérique de la pièce (limite de la largeur de coupe). Elle est la conséquence des forts taux d'écrouissage dans cette zone ;
- usure par déformation plastique : concerne le bec de l'outil. Cette déformation se manifeste par un refoulement sur les faces de dépouille et est le résultat des températures élevées et des hautes pressions régnant dans cette zone de coupe ;
- usure par écaillage et fissuration d'arête : ce cas est relatif à la coupe discontinue caractérisée par des efforts cycliques. Des fissurations pourront être observées sur l'arête ou sur la face de coupe ;
- rupture brutale du bec d'outil : cette défaillance concerne l'usinage des matériaux durs et hétérogènes avec outil à comportement fragile (céramique, par exemple).

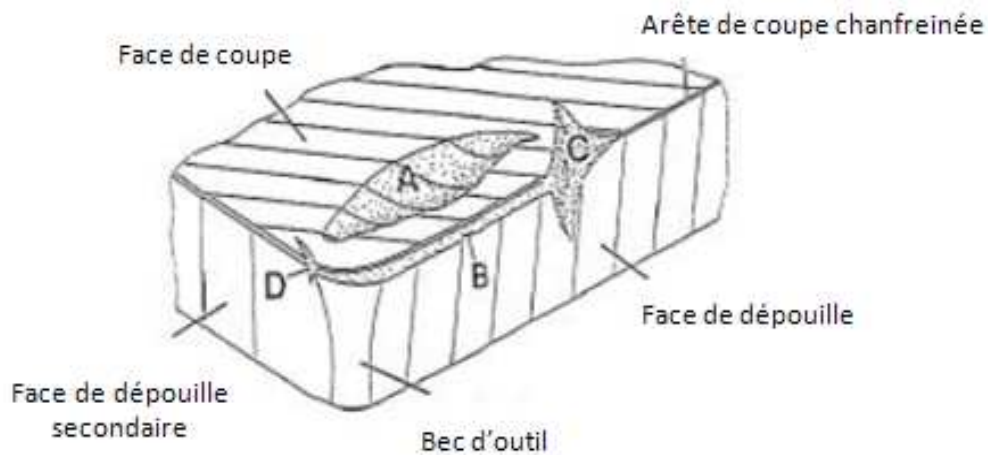


Figure I-23 Aspects de l'usure de l'outil

I.9. TEMPERATURE

La température est une grandeur physique qui mesure le degré de chaleur d'un corps ou d'un milieu. Lorsque deux corps sont placés dans une enceinte adiabatique, le corps le plus chaud cède de la chaleur au corps le plus froid, jusqu'à ce que les deux corps aient la même température (équilibre thermique). Les termes température et chaleur désignent deux notions distinctes : la température est une propriété thermodynamique du corps qui mesure l'agitation microscopique de la matière; la chaleur est une forme d'énergie qui peut être échangée entre deux corps. On peut mesurer la température d'un corps en observant le changement de l'une de ses propriétés spécifiques, telle que la résistivité électrique.

Durant l'usinage, il est supposé que la majorité de la puissance mécanique mise en œuvre se transforme en puissance thermique. Les zones de cisaillement (primaire, secondaire et tertiaire) générées par la coupe sont le siège de production de chaleur. Les flux de chaleur issus de ces zones sources sont dissipés, d'une façon non équivalente, dans la pièce, l'outil de coupe, le copeau, et une partie minime est évacuée par l'air (figure I-24).

Lors de la coupe, la connaissance des phénomènes thermiques induits est primordiale pour la compréhension de la coupe et pour améliorer l'usinabilité de certains matériaux. De plus, ces températures influent sur le produit final (contraintes résiduelles, états de surfaces, tolérances géométriques ...etc.). A cet effet, dans ce qui suit, nous présenterons les différentes techniques expérimentales qui permettent d'évaluer le champ thermique généré par la coupe à l'interface outil-pièce-copeau et d'analyser les contraintes résiduelles des surfaces usinées.

L'analyse de température dans la zone de coupe est très complexe et difficile. En effet, les forts gradients thermiques et le mouvement des différents antagonistes (pièce, outil, copeau) nécessitent d'avoir un système de mesure de température qui prend en compte toutes ces spécificités. Pour ce faire, il existe plusieurs méthodes permettant de remonter à la température de l'arête de coupe de l'outil [4].

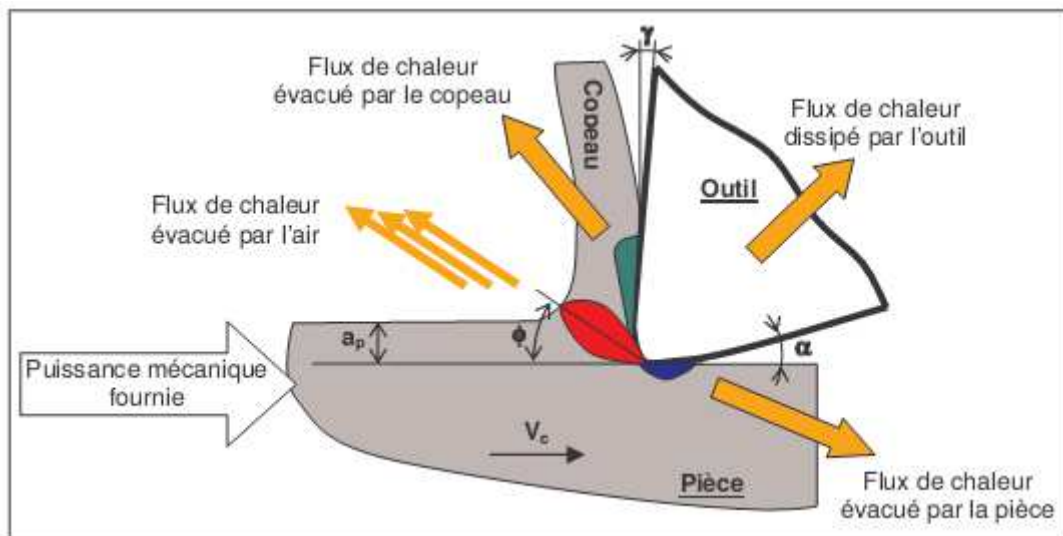


Figure I-24 *Distribution des flux de chaleur générés en coupe orthogonale*

I.10. CONCLUSION

Le premier chapitre a été réservé à l'étude bibliographique sur la coupe des métaux. La définition du tournage dur, la recherche en tournage dur, les matériaux usinant, les efforts, les pressions, la rugosité et l'usure ont été définis.

CHAPITRE

II

PROCEDURES EXPERIMENTALES

Dans ce chapitre, nous avons présenté une méthodologie de recherche qui repose sur la planification des expériences. Les équipements nécessaires à la réalisation des expériences ainsi que les conditions de coupe et du traitement thermique de la pièce ont été définis.

II.1. INTRODUCTION

Les essais de chariotage faits sur l'acier AISI H11, nécessaires à la réalisation de notre thèse, ont été effectués au hall de technologie (laboratoires de coupe des métaux, de soudage et de tournage) du département de génie mécanique à l'université **08 Mai 1945 de Guelma**.

II.2. MATERIELS UTILISÉS

II.2.1. Machine-outil

Le tour qui a servi pour effectuer nos essais est un tour parallèle de la société tchèque «**TOS TRENCIN**», modèle **SN 40C** de puissance sur la broche égale à 6,6 KW (figure II-1). Les fréquences de rotation disponibles sur le tour sont : (45; 63; 90; 125; 180; 250; 355; 500; 710; 1000; 1400 et 2000) tr/min.

Les avances disponibles sur la machine sont : (0,08; 0,10; 0,11; 0,12; 0,14; 0,16; 0,18; 0,20; 0,22; 0,24;...0,8) mm/tr.



Figure II-1 Tour parallèle modèle SN 40C

II.2.2. Matériau utilisé pour les essais d'usinage

Les éprouvettes sont en acier fortement allié travaillant à chaud de nuance AISI H11. Cet acier possède une excellente résistance aux chocs thermiques, sa ténacité, sa résistance à haute température, son aptitude au polissage et sa résistance à la fatigue thermique, lui permettent de répondre aux sollicitations les plus sévères dans les domaines suivants : matriçage à chaud, moules sous pression...etc. Il se classe parmi les aciers résistants aux chocs thermiques du fait de la présence du chrome, du molybdène et du vanadium.

- le chrome augmente la trempabilité de l'acier, diminue le grossissement du grain lors de l'austénitisation, retarde l'adoucissement lors du revenu et contribue à la réduction de

l'oxydation à haute température. Il forme également des carbures qui contribuent à la résistance à l'abrasion.

- le molybdène confère à l'acier une très bonne résistance à l'usure à chaud via la présence de carbures très durs de 1500 (M6C) à 2000 HV (M2C), et ralentit l'adoucissement.
- le vanadium permet de générer des carbures de très haute dureté (3000 HV). De petites additions supérieures à (0,2% en masse) sont très efficaces pour éviter le grossissement du grain lors du traitement thermique. Dans les aciers à outils, il est très utilisé avec le chrome, le molybdène et le tungstène. Sa mauvaise résistance à l'oxydation au-delà de 600°C est compensée par la présence de chrome. Par ailleurs, la teneur en carbone de l'acier est étroitement liée à la teneur en vanadium. Cette dernière se trouve limitée par des problèmes de trempabilité, de forgeabilité après trempe et revenu.
- le silicium, avec une teneur voisine de 1% en masse, est utilisé comme désoxydant dans l'acier liquide au stade final de l'élaboration et entraîne une augmentation de la limite élastique, de la résistance à l'oxydation au-delà de 1000°C et de la trempabilité par effet de synergie avec d'autres éléments d'alliage comme le molybdène. Il permet aussi de diminuer la stabilité des carbures M_2C , ce qui diminue la fragilité du métal. Cet aspect est particulièrement important dans le cadre du forgeage à chaud. Cet acier doit posséder, malgré sa structure martensitique revenue, une bonne trempabilité et il se caractérise par une dureté à température ambiante relativement élevée, comprise entre 40 et 56 HRC, et par une bonne dureté à chaud. Sa propriété essentielle est d'avoir un bon niveau de résistance à l'adoucissement qui lui permet d'être utilisé à une température de travail d'environ 600-650°C. Outre les caractéristiques citées, cet acier montre une excellente résistance à la fatigue thermique, sa ténacité et son aptitude au polissage, lui permettent de répondre aux sollicitations les plus sévères dans les domaines suivants: matriçage à chaud, moules à coulée sous pression, filage à chaud, lames de cisaille à chaud et matrice de moule de porte pour automobile [45].

Pour les essais, nous avons usiné des éprouvettes de diamètre $\Phi = 80$ mm et de longueur $L = 400$ mm (figure II-2).

Le tableau II-1 donne les équivalences des standards internationaux pour la désignation de cet acier.

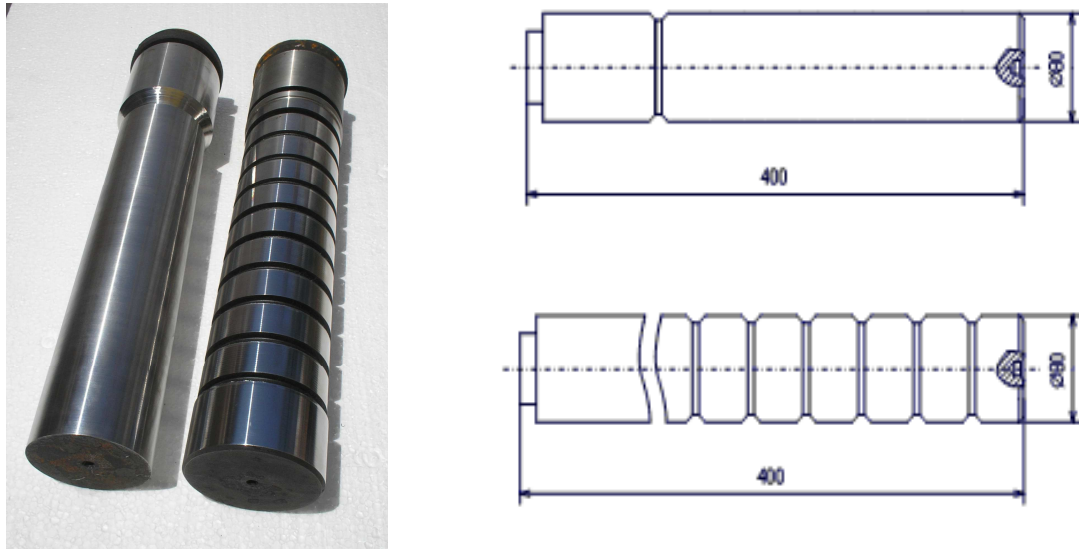


Figure II-2 Éprouvettes utilisées

France NF A35- 590 (1992)	Allemagne DIN 17350 (1983)	Espagne UNE 36- 072 (1975)	USA ASTM A681 (1992)	Italie UNI 2955-4 (1982)	Japon JIS G 4404 (1983)	Royaume -Uni BS 4659 (1989)
X38CrMoV5	X38CrMoV5-1	X38CrMoV5	H11	X38CrMoV5-1	SKD6	BH11

Tableau II-1 Équivalence d'AISI H11 en fonction des normes et des pays [45]

La composition chimique de l'acier **AISI H11** est représentée dans le tableau II-2:

Éléments	Pourcentage (%)
Carbone	0,35
Chrome	5,26
Molybdène	1,19
Vanadium	0,50
Silicium	1,01
Manganèse	0,32
Soufre	0,002
Phosphore	0,016
Autres éléments	1,042
Fe	90,31

Tableau II-2 Composition chimique de l'acier AISI H11

Cette analyse a été faite au laboratoire du Complexe Sidérurgique d' El HADJAR.

II.2.3. Traitement thermique des éprouvettes

Pour le traitement thermique des éprouvettes, nous avons réalisé une trempe suivie d'un revenu, ce qui a augmenté la dureté des éprouvettes entre (40 - 50) HRC (tableau II-3).

Acier	Dureté avant traitement	Dureté après traitement	Traitement thermique		Temps de maintien
			Trempe	Revenu	
X38CrMoV5-1	26 HRC	~ 50HRC	1010°C	~ [570 ÷ 585]	45 minutes
		~ 45HRC		~ [600 ÷ 620]	
		~ 40HRC		~ [620 ÷ 650]	

Tableau II-3 Conditions de traitement thermique

Les traitements thermiques des éprouvettes ont été réalisés dans un four électrique pour atelier de production (figure II-3). Les caractéristiques de ce four sont citées dans le tableau II-4.

Marque	Dimensions (mm)			Puissance (KW)	T° max
	Largeur (b)	Longueur (L)	Hauteur (H)		
C100S	400	600	430	14	1200 °C

Tableau II-4 Caractéristiques du four électrique

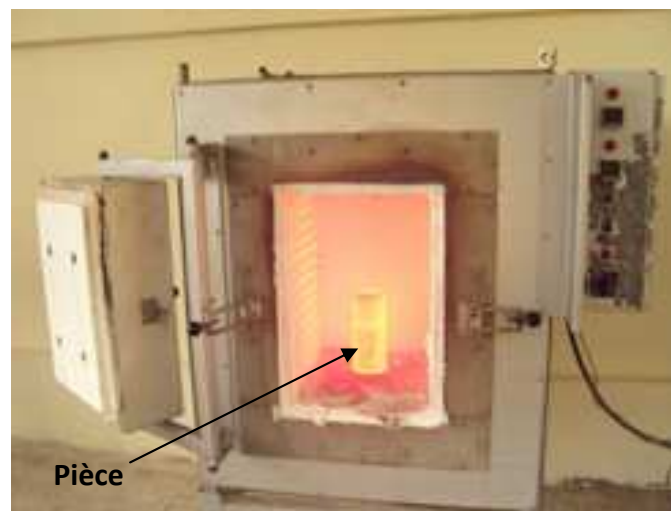


Figure II-3 Four à chambre électrique pour le traitement thermique des éprouvettes

Le revenu se fait très généralement à température au plus égale à 200 °C. La courbe de revenu est indiquée sur à la figure II-4. Les valeurs de la dureté peuvent atteindre à l'état trempé ~55HRC. Lorsqu'une grande stabilité des dimensions est désirée, le revenu doit être fait au-dessus de 250 °C, de manière à transformer complètement l'austénite.

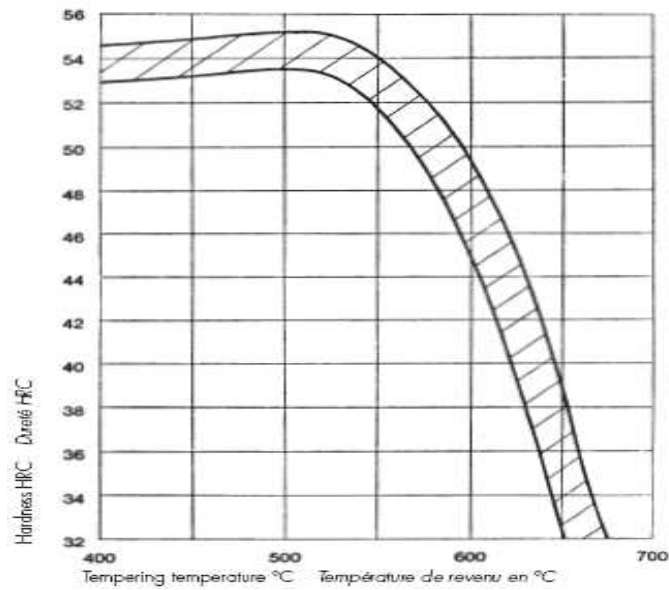


Figure II-4 Diagramme de revenu (°C)

Les opérations de traitement thermique des éprouvettes sont représentées dans la figure II-5 (a, b et c).



(a) Chauffage des éprouvettes

(b) Transport de la pièce

(c) Trempe à l'huile

Figure II-5 Opérations de traitement thermique

II.2.4. Microstructure

La microstructure AISI H11 trempé revenu est donc obtenue à l'issue de plusieurs traitements thermiques et est étroitement liée à ces derniers. Deux microstructures sont présentes à des échelles différentes : l'ancienne structure austénitique (figure II-6) et la structure martensitique revenue (figure II-7) sous forme de lattes. Ces deux morphologies sont conservées mais les phases cristallographiques austénitique (CFC) et martensitique (QC) ont disparu [45].



Figure II-6 Structure austénitique de l'acier AISI H11 [45]

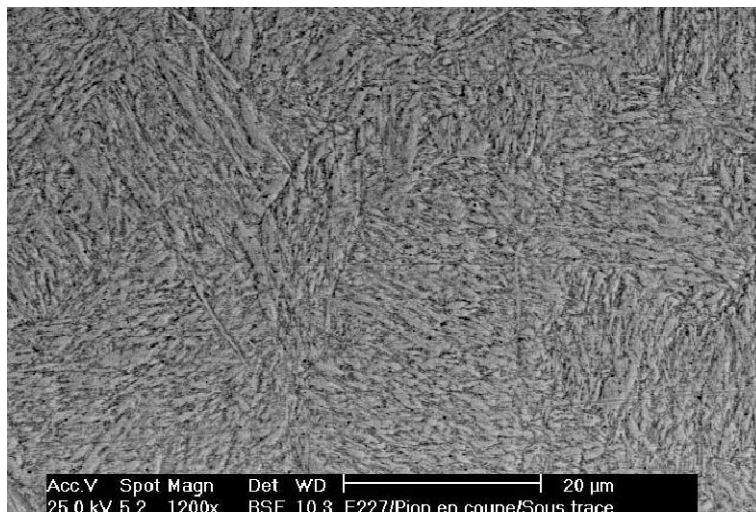


Figure II-7 Structure martensitique revenue en lattes [45]

II.2.5. Plaquettes de coupe

Les plaquettes utilisées pour les essais d'usinage, sont amovibles de forme carrée (figure II-8) à fixation par trou central, toutes les informations relatives aux plaquettes de coupe sont regroupées dans le tableau II-5 :

Matériau de coupe	Désignation	Géométrie	Marque	Composition
Nitrure de Bore cubique	CBN7020	SNGA 120408 S01020	Sandvik	57% CBN + 35% TiCN + 8% (autres)
Nitrure de Bore cubique	CBN7050	SNGA 120408 S01020	Sandvik	/
Céramique mixte	CC650	SNGA 120408 T01020	Sandvik	70% Al ₂ O ₃ + 30% TiC
Carbure Métallique	GC4015	SNGA 120408 S01020	Sandvik	≈ (77% WC + 16% TiC + 7%)

Tableau II-5 Informations relatives aux plaquettes utilisées

❖ Nitrure de Bore Cubique (CBN7020)

La figure II-7 présente la plaquette CBN7020 avec inserts en coin revêtue d'une fine couche de TiN de 2 μm dont la désignation Sandvik est la suivante : SNGA 120408S01020 nuance CBN7020. Cette nuance 7020 est destinée aux opérations de finition. Sa composition chimique a été donnée au tableau II-4.

Cette génération d'outil CBN ne présente plus de brasage de l'insert sur un support de plaquette. La liaison entre l'insert et le substrat est obtenue lors du frittage du CBN. Cette technique réduit le risque de « débrasage » de l'insert causé par l'affaiblissement de cette liaison à hautes températures. Dans le cas des inserts CBN brasés, lorsque la température de la plaquette atteint 640 °C, la brasure fond et l'insert se déchausse du substrat WC.



Figure II-8 *Plaquette CBN7020*

❖ Nitrure de Bore Cubique (CBN7050)

CBN7050 est une nuance de nitrure de bore cubique pour extrêmement résistance à l'usure par abrasion et offrant une grande ténacité. Pour une plus haute sécurité, le CBN est fritté (non brasé) sur chaque pointe du support carbure, d'où le nom de « plaquettes multipointes ».



Figure II-9 *Plaquette CBN7050*

La plaquette a également un revêtement PVD TiN pour faciliter la détection de l'usure. CBN7050 est principalement recommandée pour l'usinage des fontes et matières trempées en conditions difficiles.

❖ **Plaquette en carbure revêtu GC4015**

La plaquette GC4015 (figure II-10) est une nuance de carbure à revêtement épais CVD TiCN- Al_2O_3 et TiN 14 μm . Combinaison d'un revêtement extrêmement résistant à l'usure pour l'usinage des pièces dures et d'un substrat dur capable de supporter des températures de coupe élevées sans se déformer.



Figure II-10 *Plaquette GC4015*

❖ **Plaquette en céramique noire CC650**

La plaquette CC650 (figure II-11) est une nuance de céramique mixte à base d'alumine, additionnée de carbure de titane (70% Al_2O_3 + 30% TiC). Principalement recommandée pour l'usinage de finition des aciers trempés et des superalliages réfractaires, requérant une bonne résistance à l'usure associée à de bonnes propriétés thermiques.

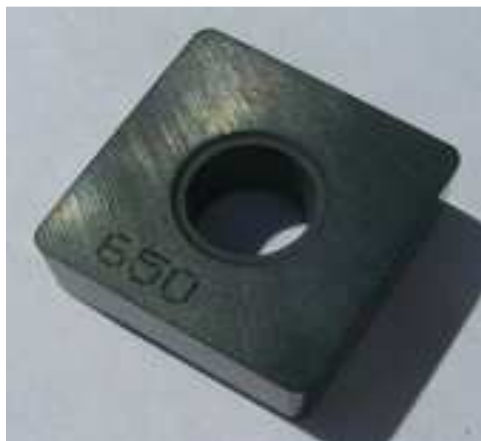


Figure II-11 *Plaquette CC650*

II.2.6. Porte outil

Pour la réalisation des essais, nous avons utilisé un porte outil sur lequel se fixe la plaquette mécaniquement par trou central (figure II-12). La géométrie du porte outil est donnée au tableau II-6.

Désignation	Marque	α	γ	χ	λ
PSBNR 2525 M12	SANDVIK Coromant	6°	-6°	75°	-6°

Tableau II-6 Caractéristiques de la porte plaquette utilisée



Figure II-12 Porte outil utilisé

II.2.7. Dynamomètre pour la mesure des efforts de coupe

Pour connaître l'amplitude des efforts de coupe, nous avons utilisé un dispositif moderne (dynamomètre **KISTLER**), qui compte parmi les équipements les plus fiables pour la mesure des trois composantes de l'effort de coupe. Ce dispositif comporte plusieurs éléments dont on en cite : la plateforme, l'amplificateur de signaux, le PC avec le logiciel et enfin un traceur ou une imprimante pour tracer les courbes.

Le principe de la mesure est basé sur le phénomène piézo-électrique. Lors du tournage, le mouvement de rotation est généralement attribué à la pièce, par contre l'outil est fixe. Ce dernier est monté sur la plateforme, appelée aussi table, qui elle-même est fixée sur le chariot transversal de la machine outil. La plateforme représente l'élément le plus intervenant lors de la mesure. Cette dernière est constituée de quatre capteurs en quartz (figure II-13).

Les forces qui agissent sur cette plaque lors de la coupe sont converties en charges électriques. Ces dernières sont alors amplifiées par l'amplificateur des signaux.

Ces signaux amplifiés sont ensuite acquis par le PC grâce à la carte d'acquisition installée spécialement sur l'unité centrale de ce dernier. Un logiciel (DYNOWARE) analyse et traite

ces signaux et la force produite lors du processus du tournage est alors directement exprimée en trois composantes :

- force axiale : $F_x (Fa)$;
- force radiale : $F_y (Fr)$;
- force tangentielle : $F_z (Fv)$.

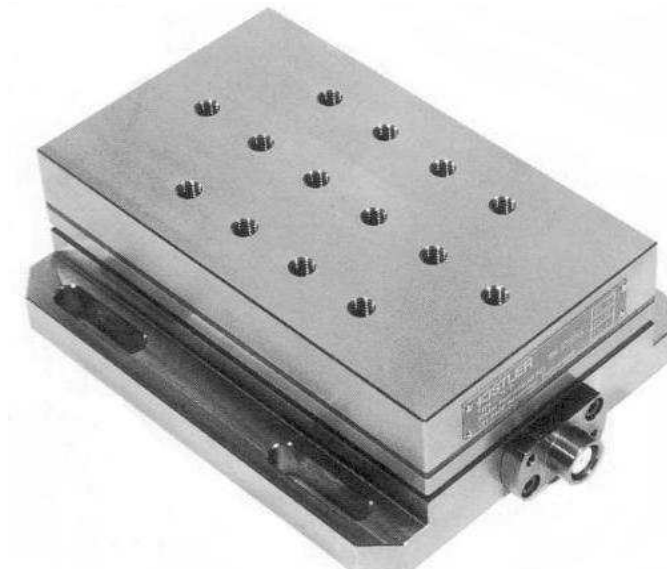


Figure II-13 Plate forme d'effort de coupe **KISTLER**

II.2.8. Microscope pour la mesure de l'usure en dépouille *VB*

Le microscope utilisé pour la mesure de l'usure en dépouille (*VB*) est du type HUND (W-AD). La mesure s'effectue en plaçant la plaquette de coupe sous l'objectif du microscope sur une table micrométrique à mouvements croisés et à affichage digital, avec une précision de 0,001 mm. La ligne de référence de mesure est l'arête tranchante principale de la plaquette que l'on coïncide avec une référence située sur l'oculaire du microscope puis, on déplace la plaquette de coupe à l'aide des jauges micrométriques jusqu'à la valeur limite supérieure de la bande d'usure *VB*. Après chaque séquence de travail, la plaquette de coupe est démontée du porte-outil, puis nettoyée et enfin placée sur la table du microscope pour mesurer les différentes grandeurs de l'usure (figure II-14).



Figure II-14 Microscope pour la mesure de l'usure

II.2.9. Rugosimètre pour la mesure de la rugosité

Pour la mesure des différents critères de rugosité (R_a , R_t et R_z) nous avons utilisé un rugosimètre (2D) SurfTest 301 (Mitutoyo). Il est constitué d'une pointe en diamant (palpeur), avec un rayon de pointe de $5\ \mu\text{m}$ se déplaçant linéairement sur la surface mesurée. Afin d'éviter les erreurs de reprise et pour plus de précision, la mesure de la rugosité a été réalisée directement sur la machine et sans démontage de la pièce (figure II-15).

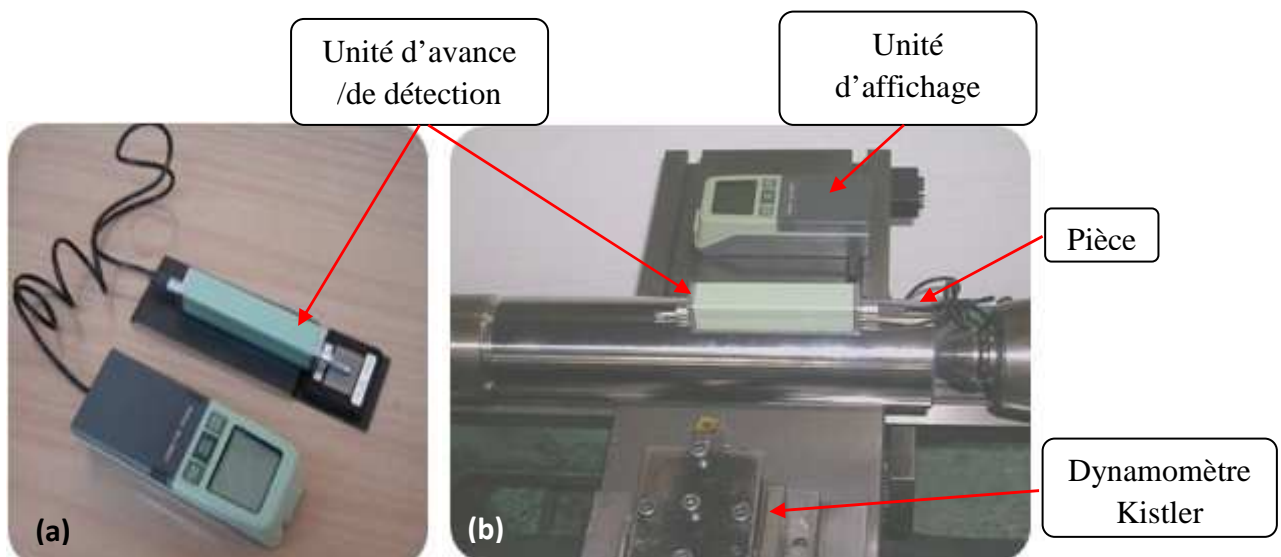


Figure II-15 Mesure de rugosité

a) Calibrage du rugosimètre

b) Mesure de rugosité sans démontage de la pièce

II.2.10. Mesure de la température (Pyromètre à infrarouge)

Durant l'usinage, pour mesurer les températures maximales dans la zone de coupe, nous avons utilisé un pyromètre à infrarouge modèle **Raynger 3I** (figure II-16).



Figure II-16 Pyromètre à infrarouge

Le pyromètre mesure les températures de surface à distance. Il concentre l'énergie infrarouge rayonnant de la cible et calcule sa température de surface. Il calcule également les températures (moyenne, maximale et minimale) qui seront affichées sur l'écran digital en degré Celsius ou Fahrenheit.

Une sortie analogique/digitale permet le transfert des données enregistrées. Le pyromètre infrarouge Raynger 3I présente les caractéristiques suivantes :

- étendue de mesure -30° à 1200°C ;
- étendue spectrale 8 à 14 μm ;
- résolution optique 75 : 1;
- émissivité 0,10 à 1,00 par pas de 0,01 (0,95 par défaut) ;
- visée laser double ;
- temps de réponse 700 m sec.

II.2.11. Duromètre

Pour mesurer la dureté des éprouvettes avant et après traitement thermique, nous avons utilisé un duromètre digital type DM2-D 390 dont les caractéristiques sont les suivantes :

- son poids = 40 Kgf, sa hauteur = 490 mm, sa largeur = 250 mm, sa profondeur = 395 mm ;



- la table sur laquelle se pose l'échantillon est de forme carrée de côté 110 mm ;
- les charges utilisées sont : (10 ; 25 ; 50 ; 100 ; 200 ; 300 ; 500 et 1000) gf ;
- la hauteur max de l'échantillon ne doit pas dépasser 90 mm ;
- l'intervalle de la dureté est de 211 à 1037 HV (17 à 70) HRC ;
- le temps de chargement est de (0 à 99) secondes.

II.2.12. Autres équipements:

- un chronomètre pour enregistrer le temps de coupe ;
- un pied à coulisse pour mesurer le diamètre de la pièce ;
- un appareil photo numérique pour prendre les photos des différents équipements utilisés et les photos de l'usure.

II.3. PROCEDURE EXPERIMENTALE

II.3.1. Essais par plans d'expériences

Nous nous servons des plans d'expérience pour quantifier les influences des paramètres de coupe sur les indicateurs de performance d'usinage. Toutes les planifications des expériences et l'analyse statistique des résultats sont faites avec le logiciel Design-Expert (version 8). C'est un logiciel spécialisé pour la planification et l'analyse des expériences. Pour chaque type d'étude, nous adopterons la démarche suivante :

- établissement du but et des objectifs des essais ;
- sélection des variables d'entrées (facteurs) et de sortie (réponses) ;
- choix du type de plan d'expérience ;
- conduite des essais ;
- détermination des facteurs influents ;
- modélisation rapide des réponses ;
- recherche des paramètres optimaux ;
- validation des résultats.

L'application des plans d'expérience pour l'étude des procédés de coupe remonte très loin. Wu [46] a utilisé cette technique pour mener une étude d'optimisation de la durée de vie des outils de coupe. Dureja et autres [31] s'en sont aussi servis pour étudier l'influence de la

variation de l'usure en dépouille vie des outils sur le développement des modèles de l'usure.

Cette méthode offre de nombreux avantages parmi lesquels :

- diminution du nombre des essais, donc du coût des essais ;
- détection des interactions entre les facteurs ;
- détection des conditions optimales ;
- meilleure précision des résultats ;
- modélisation et optimisation des résultats.

La différence capitale entre la méthode d'un facteur à la fois et la méthode des plans d'expérience tient au fait qu'on fait varier les niveaux de tous les facteurs à la fois à chaque expérience. Des exemples d'utilisation, de modélisation et d'optimisation par plans d'expérience se trouvent au chapitre IV de cette thèse.

II.3.2. Plans d'expériences

a) Terminologie (Réponses, facteurs, niveaux)

Avant d'aborder l'étude des plans d'expériences, il convient de préciser le vocabulaire que nous allons utiliser. Nous nous inspirerons pour cela de la norme AFNOR X 06-080 et des usages des différentes disciplines auxquelles nous ferons appel.

Un phénomène peut toujours être mis sous la forme mathématique suivante :

$$Y = f(X_1, X_2, \dots, X_n) \quad (\text{II-1})$$

avec	Y_i	grandeur à laquelle s'intéresse l'expérimentateur : cette grandeur est appelée la réponse ou la grandeur d'intérêt ;
	X_i	variables sur lesquelles l'expérimentateur peut agir ; ces variables peuvent être continues ou discontinues ; on les appelle les facteurs ; les plans d'expériences permettent d'étudier l'influence d'un grand nombre de facteurs sans multiplier exagérément le nombre des essais ;
	f	fonction mathématique qui explique le mieux les variations de la réponse selon les différentes valeurs données aux X_i . Dans le cas des plans d'expériences, cette fonction mathématique est souvent un polynôme dont nous préciserons la forme dans les paragraphes suivants.

Lorsque l'on étudie un facteur X_i , par exemple l'usure en dépouille (VB), on ne le fait pas varier dans de larges proportions. On définit toujours, en fonction des besoins de l'étude, une valeur inférieure et une valeur supérieure. Les variations du facteur sont donc limitées

par deux bornes. La borne inférieure retenue par l'expérimentateur est appelée niveau bas et la borne supérieure, niveau haut. On a l'habitude de désigner par le signe moins (-) le niveau bas d'un facteur et par le signe plus (+) son niveau haut [47 et 48].

b) Notion d'espace expérimental

Supposons qu'un expérimentateur lance une étude. Il s'intéresse à une grandeur qu'il mesure à chaque essai. Cette grandeur s'appelle la réponse, c'est la grandeur d'intérêt. La valeur de cette grandeur dépend de plusieurs variables. Au lieu du terme « variable » nous emploierons le mot facteur. On dit que la réponse dépend de plusieurs facteurs.

Le premier facteur peut être représenté par un axe gradué et orienté (figure II-18). La valeur donnée à un facteur pour réaliser un essai est appelée niveau. Lorsque l'on étudie l'influence d'un facteur, en général, on limite ses variations entre deux bornes :

- la borne inférieure est le niveau bas ;
- la borne supérieure est le niveau haut.

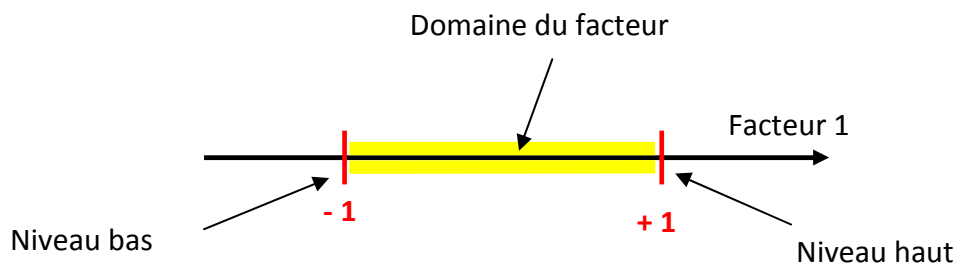


Figure II-18 *Domaine de variation du « facteur », constitué de toutes les valeurs comprises entre le niveau bas et le niveau haut*

L'ensemble de toutes les valeurs que peut prendre le facteur entre le niveau bas et le niveau haut, s'appelle le domaine de variation du facteur, ou plus simplement, le domaine du facteur. On a l'habitude de noter le niveau bas par - 1 et le niveau haut par + 1.

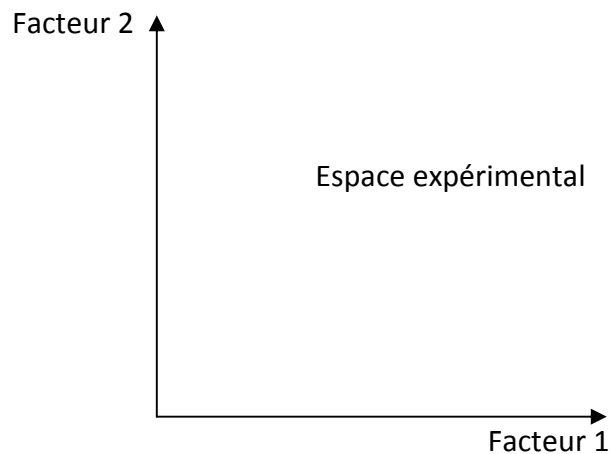


Figure II-19 Définition de l'espace expérimental

S'il y a un second facteur, il est représenté, lui aussi, par un axe gradué et orienté. On définit, comme pour le premier facteur, son niveau haut, son niveau bas et son domaine de variation. Ce second axe est disposé orthogonalement au premier.

On obtient ainsi un repère cartésien qui définit un espace euclidien à deux dimensions. Cet espace est appelé l'espace expérimental (figure II-19).

Le niveau X_1 du facteur 1 et le niveau X_2 du facteur 2 peuvent être considérés comme les coordonnées d'un point de l'espace expérimental (figure II-20). Une expérience donnée est alors représentée par un point dans ce système d'axes. Un plan d'expériences est représenté par un ensemble de points expérimentaux.

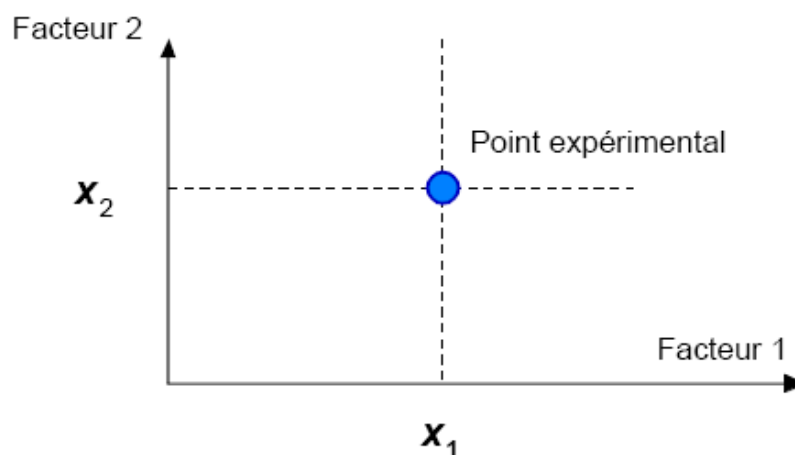


Figure II-20 Niveaux des facteurs définissant des points expérimentaux dans l'espace expérimental

La réunion des domaines de chaque facteur définit le « domaine d'étude ». Ce domaine d'étude est la partie de l'espace expérimental retenu par l'expérimentateur pour faire ses

essais. Une étude, c'est-à-dire un ensemble d'expériences bien définies, est représentée par une série de points disposés dans le domaine d'étude (figure II-21).

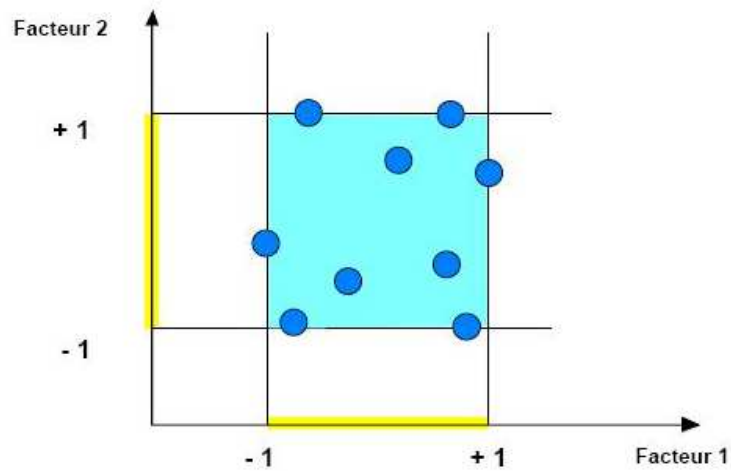


Figure II-21 Définition du domaine d'étude par l'expérimentateur

Cette manière de représenter une expérimentation par un ensemble de points dans un espace cartésien est une représentation géométrique de l'étude.

La définition que nous venons de donner s'applique bien aux variables continues. Mais il existe d'autres types de variables qui ne sont pas continues.

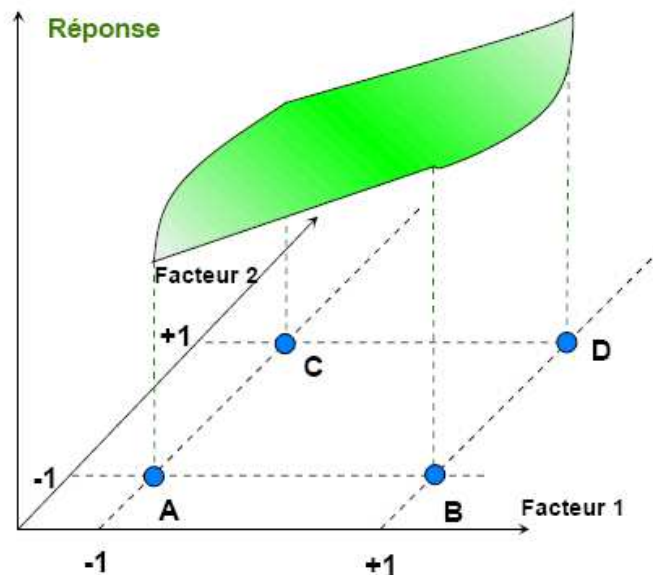


Figure II-22 Définition de la surface de réponse

Les niveaux X_i représentent les coordonnées d'un point expérimental et Y est la valeur de la réponse en ce point. On attribue à la réponse un axe orthogonal à l'espace expérimental. La représentation géométrique d'un plan d'expériences et des réponses associées nécessite donc un espace ayant une dimension de plus que l'espace expérimental. La représentation

géométrique des résultats d'un plan à deux facteurs nécessite un espace à trois dimensions : une pour la réponse, deux pour les facteurs.

À chaque point du domaine d'étude correspond une réponse. À l'ensemble de tous les points du domaine d'étude correspond un ensemble de réponses qui se localisent sur une surface appelée la surface de réponse (figure II-22).

II.3.3. Plans pour surfaces de réponse

Les plans du second degré ou plans pour surfaces de réponse permettent d'établir des modèles mathématiques du second degré. Les termes en X_i^2 traduisent les effets de courbure qui peuvent apparaître.

Pour ces modèles (modèles quadratiques), il existe plusieurs familles de plans. Les plus connus et utilisés sont les plans composites centrés, les plans de Box-Behnken, les plans de Doehlert, les plans hybrides.

a) Plans composites centrés

Un plan composite est constitué de trois parties :

- un plan factoriel dont les facteurs prennent deux niveaux ;
- au moins, un point expérimental situé au centre du domaine d'étude ;
- des points axiaux ; ces points expérimentaux sont situés sur les axes de chacun des facteurs.

La figure II-23 représente un plan composite pour deux facteurs :

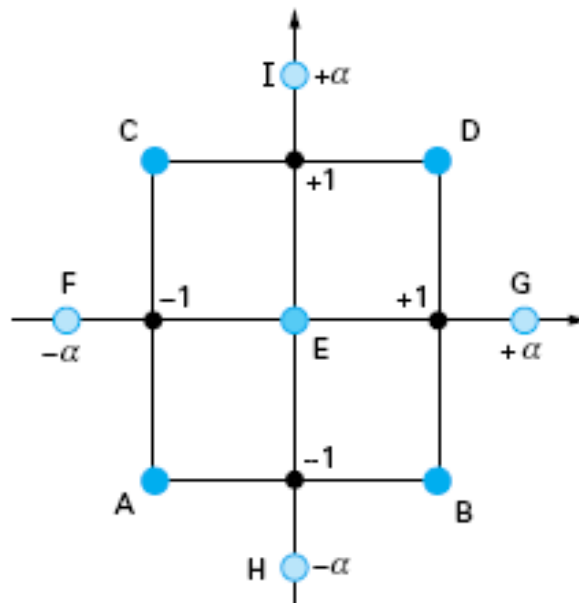


Figure II-23 Plan composite pour deux facteurs

- les points A, B, C et D sont les points expérimentaux d'un plan factoriel 2^2 ; le point E est le point central. Ce point peut avoir été répliqué une ou plusieurs fois ;
- les points F, G, H et I sont les points axiaux. Ces quatre derniers points forment ce que l'on appelle le plan en étoile.

On réalise 9 essais et 6 coefficients doivent être déterminés. Il faut donc résoudre un système de 9 équations à 6 inconnues. Les coordonnées des points en étoile dépendent du critère d'optimalité choisi. En général, on retient le critère de presque orthogonalité ou le critère d'isovariance par rotation.

Les plans composites prennent facilement la suite d'un premier plan factoriel dont les résultats sont inexplicables par un modèle du premier degré. Il suffit d'effectuer les expériences correspondant aux points en étoile et de faire les calculs sur l'ensemble de toutes les expériences. Les plans composites sont parfaitement adaptés à l'acquisition progressive des résultats (tableau II-7).

Nombre de facteurs	2	3	4	5	6
Nombre total d'essais⁽¹⁾	13	18	30	50	86
1) Ces nombres d'essais incluent 5 essais au centre du domaine expérimental pour 2 facteurs et 6 essais au centre du domaine expérimental pour 3, 4 facteurs.					

Tableau II-7 Plans composites

b) Plans de Box-Behnken

Les plans de Box et Behnken sont de mise en œuvre aisée car tous les facteurs ne prennent que trois niveaux : -1, 0 et +1 (en variables codées). La matrice d'expériences correspondant à un plan à quatre facteurs (tableau II-8) comporte vingt-quatre expériences, complétées par cinq expériences au centre du domaine d'étude (tableau II-9).

Table de Box-Behnken				
N°	Facteurs			
	Vc m/min	f mm/tr	ap mm	H HRC
1	1	0	0	1
2	0	0	1	-1
3	0	0	-1	1
4	-1	0	-1	0
5	-1	1	0	0
6	0	1	0	1
7	0	-1	-1	0
8	1	-1	0	0
9	1	0	1	0
10	0	-1	1	0
11	0	0	0	0
12	0	1	1	0
13	0	-1	0	1
14	1	0	-1	0
15	0	0	0	0
16	0	0	1	1
17	0	1	-1	0
18	1	0	0	-1
19	0	0	-1	-1
20	-1	0	1	0
21	-1	-1	0	0
22	0	0	0	0
23	0	0	0	0
24	0	-1	0	-1
25	1	1	0	0
26	0	1	0	-1
27	-1	0	0	1
28	-1	0	0	-1
29	0	0	0	0

Tableau II-8 Matrice d'expériences d'un plan de Box-Behnken à quatre facteurs

Nombre de facteurs	3	4	5	6
Nombre total d'essais⁽¹⁾	17	29	46	54
<i>(1) Ces nombres d'essais incluent 5 essais au centre du domaine expérimental pour 3 et 4 facteurs et 6 essais au centre du domaine expérimental pour 6 facteurs.</i>				

Tableau II-9 Plans de Box-Behnken

Les points expérimentaux sont au milieu des arêtes de chacun des côtés du cube (figure II-24). Ce plan comporte douze essais auxquels on peut ajouter cinq points centraux (tableau II-9).

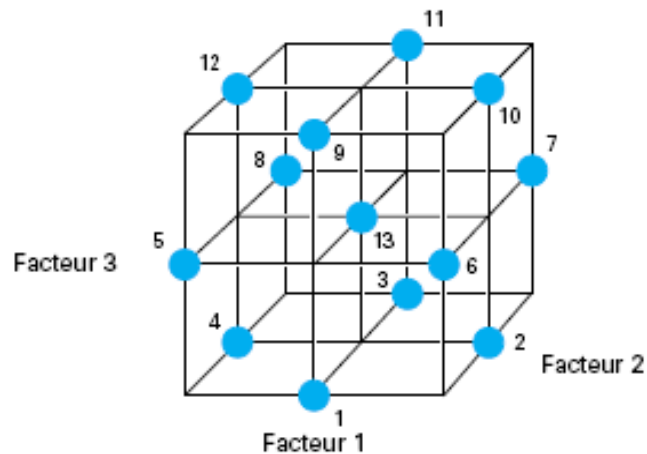


Figure II-24 Lieu géométrique des points expérimentaux d'un plan de Box-Behnken à trois facteurs

c) Plans hybrides

Les plans hybrides ont été mis au point par Roquemore [49]. Leur objectif est d'essayer d'approcher deux critères d'optimalité, celui d'orthogonalité et celui d'isovariance par rotation :

- l'orthogonalité garantit la meilleure précision possible sur les coefficients du modèle ;
- l'isovariance par rotation conduit à des erreurs de prévisions identiques à une même distance du centre du domaine.

Si l'expérimentateur recherche ces deux propriétés, il doit penser à utiliser un plan hybride.

Les plans hybrides se désignent de la manière suivante : on indique le nombre de facteurs, puis le nombre de points expérimentaux dont un seul point central, enfin une lettre pour distinguer deux plans ayant le même nombre de facteurs et le même nombre de points expérimentaux.

Ce sont des structures très particulières qui ont pour intérêt principal leur faible nombre d'essais par rapport aux 2 catégories précédentes.

Cette caractéristique a cependant un coût : les estimations sont de qualité médiocre et les plans hybrides sont peu robustes au non-respect des niveaux des facteurs (voir tableau II-10).

Nombre de facteurs	3	4	6
Nombre total d'essais	11	16	28

Tableau II-10 Plans hybrides

d) Plans de Doelhart

Ces plans se singularisent par 2 spécificités :

- la possibilité, après un premier plan de Doelhart, d'ajouter un ou plusieurs facteurs, si l'on a pris la précaution de fixer ce ou ces facteurs à un niveau intermédiaire au cours de la première étape ;
- la possibilité de se déplacer dans le domaine expérimental dans une direction donnée pour un coût expérimental limité [50 et 51].

Nombre de facteurs	2	3	4	5	6
Nombre total d'essais⁽¹⁾	7	13	21	31	43
<i>(1) Ces nombres d'essais incluent 1 essai au centre du domaine expérimental pour 3 à 6 facteurs.</i>					

Tableau II-11 Plans de Doelhart

II.3.4. Essais par la méthode de variation d'un facteur à la fois

Comme son nom l'indique, la méthode de variation d'un facteur à la fois consiste à étudier un phénomène en variant un seul facteur à la fois. On fixe le niveau de toutes les variables sauf une et l'on mesure la réponse en fonction de plusieurs valeurs de la variable non fixée. À la fin de l'expérimentation, sur cette première variable, on sélectionne une autre variable à étudier et on recommence le processus. Des exemples de cette méthode se trouvent au chapitre IV.

Ce type d'approche est coûteux, mais il est plus facile et le plus usuel en cas d'un nombre réduit des variables.

■ Réponses et variables

Quelque soit la méthode utilisée, lors de chaque d'essai, nous analyserons la performance d'usinage en nous basant sur :

- l'usure et la vie des outils ;
- les forces de coupe ;
- les pressions de coupe ;
- les états de surface des pièces ;
- le coût d'usinage ;

Selon l'objectif de chaque série d'essai, les variables seront:

- les outils de coupe utilisés ;
- les paramètres de coupe (vitesse de coupe, avance, profondeur et le temps d'usinage) ;
- la dureté de la pièce.

II.4. CONDITIONS EXPERIMENTALES

Parmi le grand nombre de facteurs qui influent sur le système d'usinage, on peut citer les éléments du régime de coupe (V_c , f et ap), la géométrie de la plaquette de la partie active de l'outil (χ , γ , α , β , ...), ainsi que les conditions de travail (rigidité de la machine ...). Les conditions de coupe utilisées pour les différents essais sont indiquées dans les tableaux (II-12 à 14). Tous les essais d'usinage ont été réalisés sans lubrification.

Les paramètres constats	Valeurs	Les paramètres variables	valeurs
V_c (m/min)	180	f (mm/tr)	0,08 ; 0,12 ; 0,14 ; 0,16 ; 0,20 ; 0,24.
ap (mm)	0,15		
V_c (m/min)	180	ap (mm)	0,05 ; 0,15 ; 0,30 ; 0,45 ; 0,60 ; 0,75.
f (mm/tr)	0,08		
ap (mm)	0,15	V_c (m/min)	45 ; 90 ; 125 ; 180 ; 250 ; 350.
f (mm/tr)	0,08		

Tableau II-12 Conditions de coupe pour les essais d'effort de coupe et de rugosité

paramètre constat	Valeurs	Les paramètres variables	Valeurs
ap (mm)	0,15	V_c (m/min)	120 ; 180 ; 240.
		f (mm/tr)	0,08 ; 0,12 ; 0,16.
		t (min)	7 ; 14 ; 21.

Tableau II-13 Conditions de coupe pour les essais d'usure

Conditions de coupe	V_c m/min	f mm/tr	ap mm	H HRC
	120 ; 180 ; 240.	0,08 ; 0,12 ; 0,16.	0,15 ; 0,30 ; 0,45.	~ 40 ; 45 ; 50.

Tableau II-14 Conditions de coupe pour un plan 3^4

II.5. CONCLUSION

Dans ce chapitre, nous avons présenté le matériel utilisé (machine-outil, éprouvettes, four à chambre électrique, plaquette de coupe, porte-outil, dynamomètre, microscope optique, rugosimètre et micro-duromètre). La planification des expériences et les conditions de coupe ont été établies.

CHAPITRE

III

DETERMINATION DU COUPLE

OUTIL-MATIERE

Ce chapitre, traite les performances des outils (CBN7020, CBN7050, CC650 et GC4015) en termes d'usure, d'effort de coupe, de pression de coupe, de rugosité des surfaces usinées et leurs évolutions en fonction des éléments du régime de coupe (avance par tour, vitesse de coupe, profondeur de passe et temps d'usinage). Une analyse approfondie est faite également pour les résultats d'usure du CBN7020. Cette analyse nous a permis de délimiter le domaine du tournage dur d'une part. D'autre part, de modéliser et interpréter d'une manière méthodologique les résultats expérimentaux.

III.1. INTRODUCTION

Les essais de coupe effectués sur l'acier AISI H11, traité à 50HRC, usiné à sec par les matériaux de coupe suivants : Les nitrures des bores cubiques (CBN7020 et CBN7050), les carbures revêtus GC4015 et les céramiques noires (mixtes) CC650 nous ont permis de déterminer les paramètres technologiques (les efforts de coupe, la rugosité des surfaces usinées et l'usure) pour différentes conditions de coupe (avance par tour, vitesse de coupe, profondeur de passe et temps d'usinage). L'évolution de ces paramètres de sortie a défini les performances des matériaux de coupe utilisés et les conditions de coupe adéquates pour optimiser le processus de coupe relatif à cet acier.

L'effort spécifique de coupe, aussi appelé pression de coupe, est également à déterminer. Cette grandeur est définie comme étant l'effort de coupe ramené à la section du copeau non déformé AD :

$$K_i = \frac{F_i}{f \times ap} \quad \text{III-1}$$

Avec	K_i	pression de coupe (MPa), avec $i = (a, r \text{ et } v)$;
	Fa	effort axial (N) ;
	Fr	effort radial (N) ;
	Fv	effort tangentiel (N) ;
	f	avance (mm/tr) ;
	ap	profondeur de passe (mm).

L'étude de la pression de coupe sur la pointe de l'outil permettra de déterminer le domaine de validité de l'outil coupant utilisé dans la matière retenue. Cette démarche appelée Couple-Outil-Matière est l'objet d'une norme E66-5201 (1994). Elle permet de définir un domaine de fonctionnement correct de l'outil en fonction de trois familles de paramètres [5]:

- les paramètres limites définissant les valeurs minimales et maximales des paramètres de coupe ($V_{C_{\min}}$, $V_{C_{\max}}$, f_{\min} , f_{\max} , ap_{\min} et ap_{\max}) ;
- les paramètres de liaison décrivant les interactions entre les paramètres de coupe ;
- les paramètres auxiliaires tels que K , P , ...

Dans un premier temps l'étude sera faite en fonction de trois paramètres de coupe (Vc , f et ap), et dans un deuxième temps, le paramètre du temps d'usinage sera pris en compte.

III.2. DETERMINATION DU DOMAINE DE VALIDITE

Cette recherche est effectuée en étudiant l'évolution de la pression de coupe en fonction des trois paramètres principaux de coupe qui sont V_c , f et ap ; l'étude des efforts de coupe sera faite en parallèle. L'ensemble des résultats obtenus permettra de borner ces trois paramètres.

III.2.1. Influence de la vitesse de coupe

L'objectif de cette expérimentation est, avant tout, de rechercher la limite basse de la vitesse de coupe afin de poursuivre les essais ultérieurs dans une plage de V_c adaptée. Comme points de départ, il est nécessaire de choisir une profondeur de passe et une avance bien connues qui permettent un usinage correct de la pièce (bon état de surface, pas d'usure brutale et bonne forme de copeau). Par la suite, une série d'essais couvre une large gamme de vitesses à choisir. Les résultats sont présentés dans les figures III-1 et III-2.

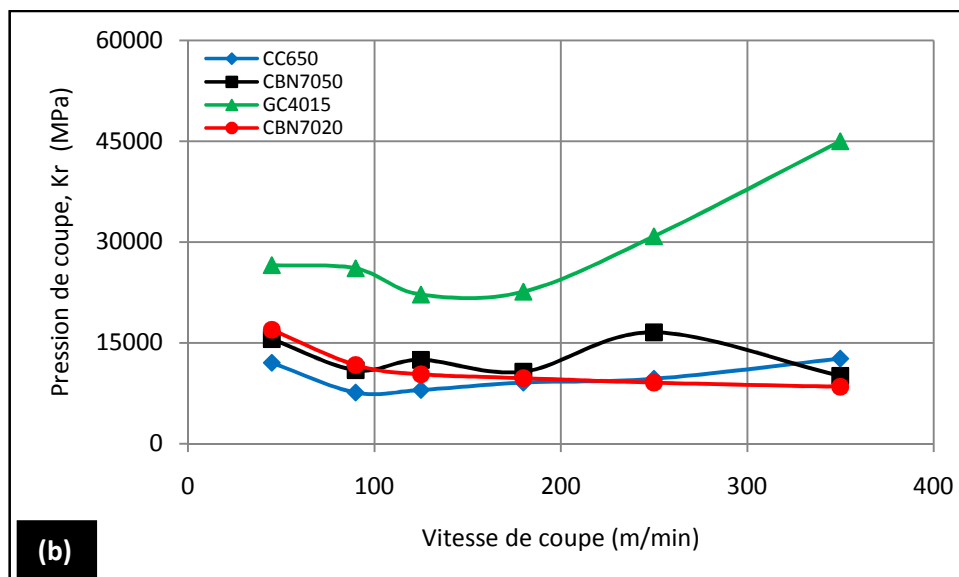
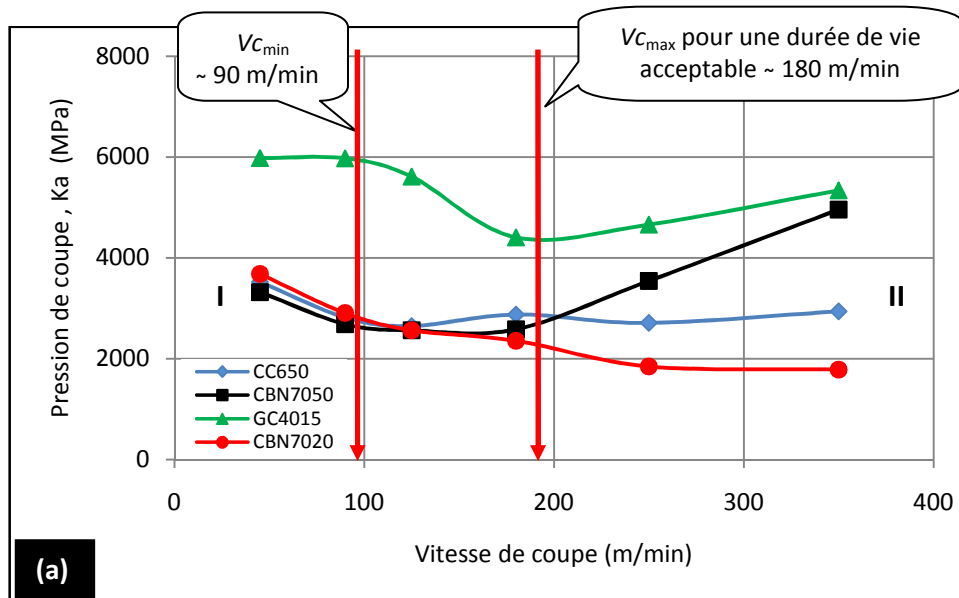
a) Pressions de coupe

Les figures III-1 (a, b et c) présentent respectivement l'évolution des pressions de coupe (K_a , K_r et K_v) en fonction de la vitesse de coupe à $f = 0,08$ mm/tr et $ap = 0,15$ mm. Les essais sont réalisés par les matériaux suivants : CC650, CBN7050, GC4015 et CBN7020.

La vitesse de coupe est le paramètre qui contrôle majoritairement l'énergie fournie au système et qui endommage l'outil de coupe. Le choix non adéquat de la vitesse de coupe lors de l'usinage aura des conséquences graves sur les résultats escomptés. Le bon contrôle de cette plage de vitesse de coupe permet donc une meilleure maîtrise de processus de coupe. La figure III-1a montre la variation des pressions spécifiques axiales (K_a) en fonction de la vitesse de coupe (V_c) pour les quatre nuances testées. Il ressort que l'augmentation de la vitesse de coupe, conduit à une diminution et puis une stabilisation des pressions de coupe. A cet effet, on distingue deux périodes d'évolution différentes:

- La première période (zone I) [$V_c = 45$ à 90] m/min est caractérisée par une diminution importante de pression spécifique qui correspond à un chargement important de l'arête de coupe. Les pressions enregistrées dans cette zone (I) sont élevées. A titre d'exemple, à $V_c = 45$ m/min, on enregistre une pression (K_a) de (3523,34 ; 3315,34; 5977,50 et 3679,16) MPa respectivement aux différentes nuances de coupe (CC650; CBN7050; GC4015 et CBN7020). La fin de cette période (zone I) conduit à la détermination de la vitesse minimale ($V_{c_{min}}$) du domaine d'utilisation du Couple-Outil-Matière.

- La deuxième période (zone II) [$V_c = 90$ à 350] m/min est caractérisée par une plage où la pression de coupe K_a se stabilise un peu (chute moins importante) et où le décrochage se fait à partir de $V_c = 90$ m/min. En pratique, cette zone constitue la plage optimale d'utilisation de l'arête de coupe, qui se termine par la détermination de la vitesse de coupe maximale. A $V_c = 180$ m/min, la pression spécifique est à son bas niveau pour toutes les plaquettes, ce qui est préférable à l'outil. On enregistre une pression de 2873,34 MPa pour la céramique mixte CC650, 2581,67 MPa pour le CBN750; 4405,83 MPa pour le carbure revêtu GC4015, 2351,67 MPa pour le CBN7020. Cela a pour effet de minimiser les contraintes qui provoquent la rupture brusque de l'arête de coupe. Mais à ce stade, il faut faire un compromis entre les pressions basses à grande vitesse de coupe et aussi l'usure de l'outil aux vitesses de coupe élevées.



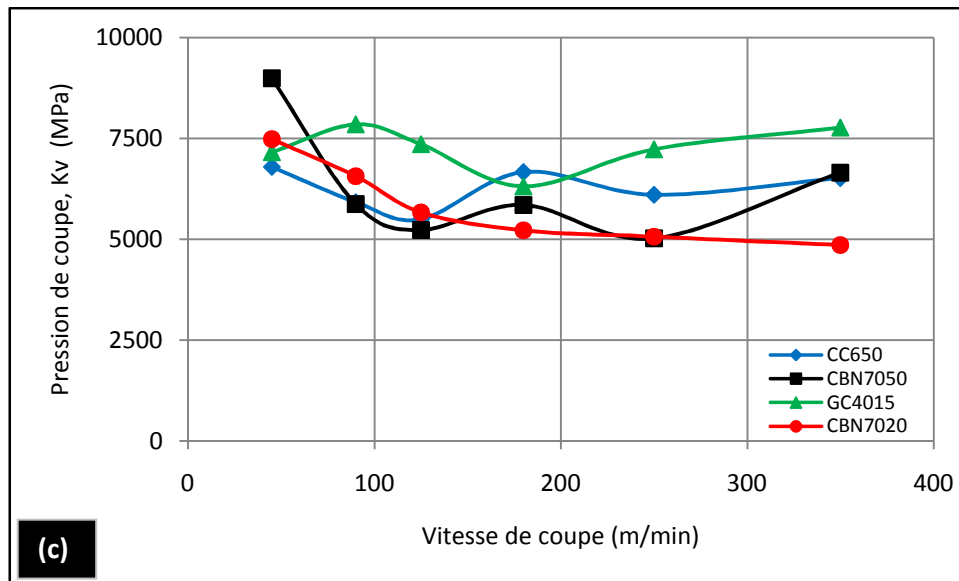
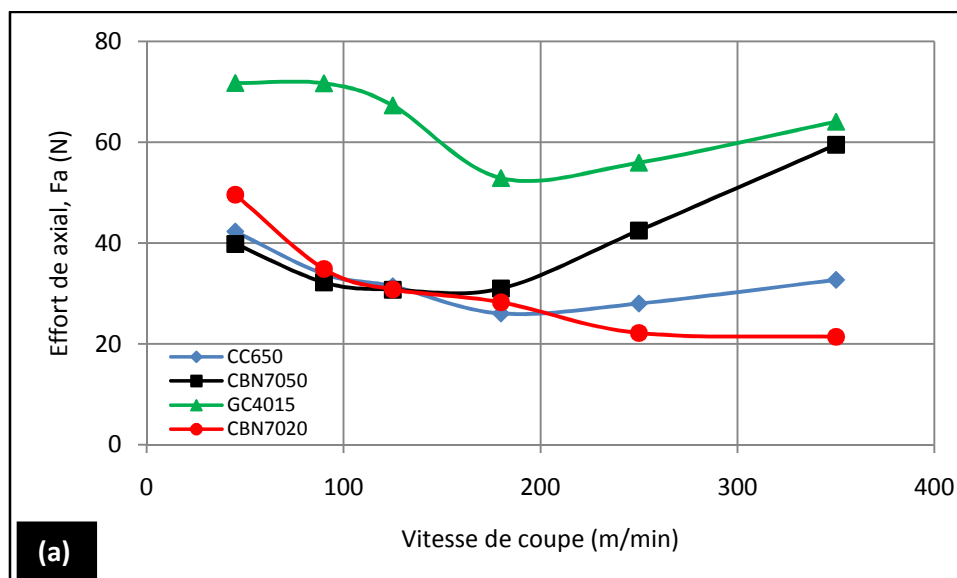


Figure III-1 Evolution des pressions de coupe en fonction de la vitesse de coupe à $f = 0,08 \text{ mm/tr}$; $ap = 0,15 \text{ mm}$ pour les outils : CC650, CBN7050, GC4015 et CBN7020

b) Efforts de coupe

Les résultats obtenus sur la figure III-2 (a, b et c) illustrent l'évolution des efforts de coupe en fonction de la vitesse de coupe pour les outils suivants : CC650, CBN7050, GC4015 et CBN7020 à $f = 0,08 \text{ mm/tr}$ et $ap = 0,15 \text{ mm}$. Les résultats présentés dans la figure III-2a montrent qu'une augmentation de la vitesse de coupe conduit généralement à une diminution des composantes de l'effort de coupe. Ceci est dû à l'élévation de la température dans la zone de coupe qui rend le métal usiné plus plastique et par conséquent les efforts nécessaires à la coupe diminuent [21].



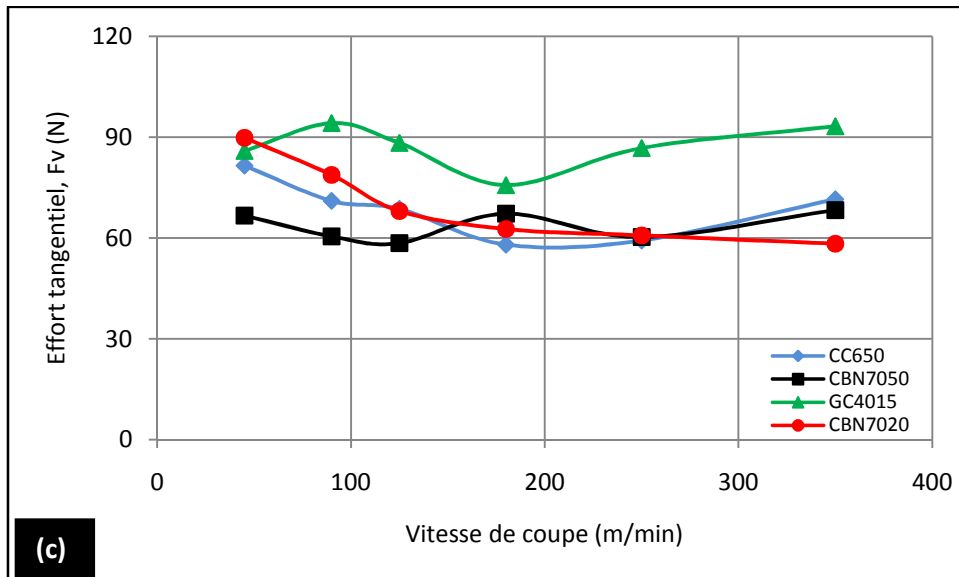
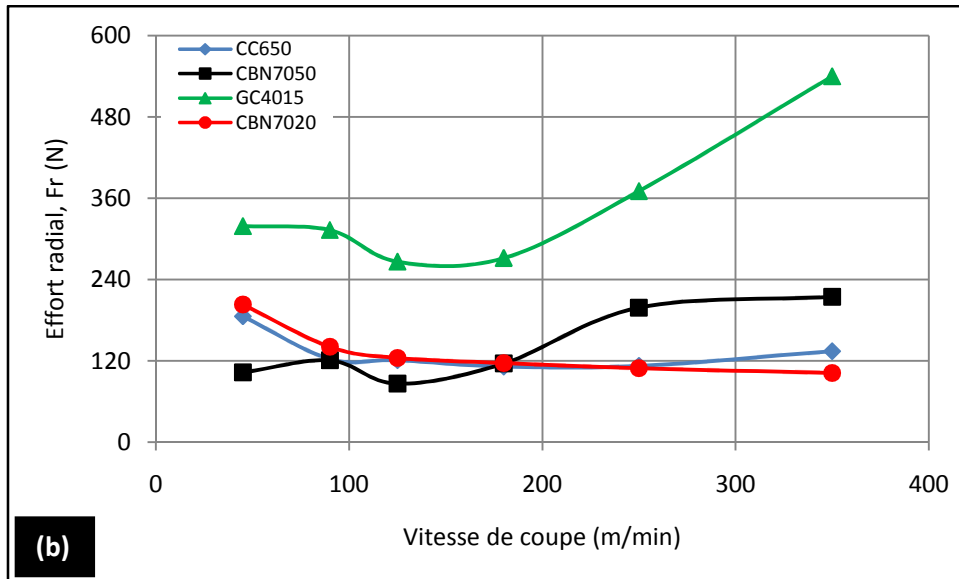


Figure III-2 Evolution des efforts de coupe en fonction de la vitesse de coupe à $f = 0,08 \text{ mm/tr}$; $a_p = 0,15 \text{ mm}$ pour les outils : CC650, CBN7050, GC4015 et CBN7020

L'analyse des résultats montre que le GC4015 à faible vitesse de coupe $V_c = 45 \text{ m/min}$ engendre des efforts plus élevés par rapport aux autres nuances. Aux vitesses de coupe élevées, l'usinage avec l'outil CBN7020 engendre des efforts moins importants que ceux des autres matériaux de coupe testés.

En examinant l'allure des trois courbes, on enregistre une stabilisation de l'effort radial jusqu'à la vitesse de 125 m/min . Au-delà de cette limite il reprend légèrement une allure ascendante pour le carbure revêtu et le CBN7050. Par contre l'effort tangentiel reste stable jusqu'à la vitesse de 350 m/min .

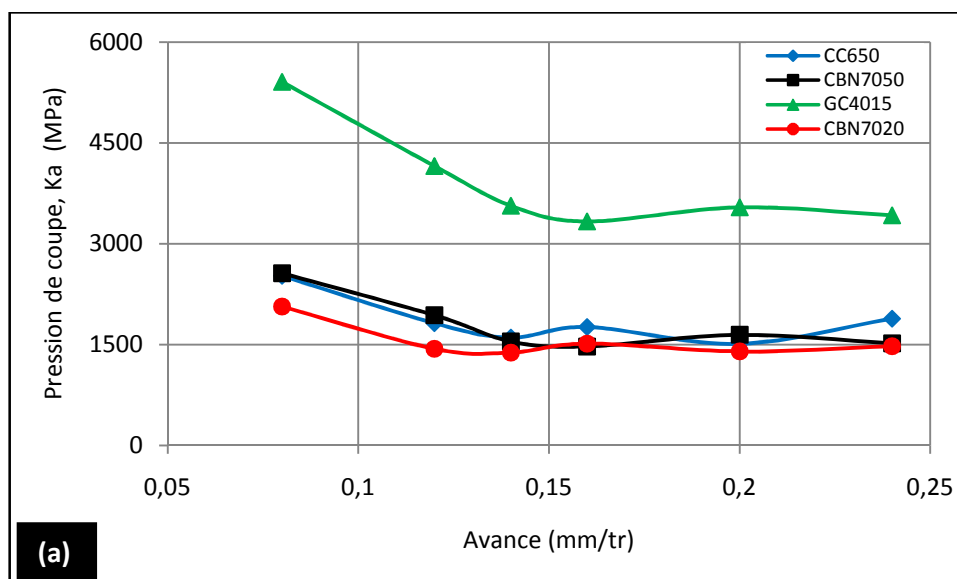
III.2.2. Influence de l'avance

a) Pressions de coupe

Les figures III-3 (a, b et c) présentent respectivement l'évolution des pressions de coupe (K_a , K_r et K_v) en fonction de l'avance par tour à $V_c = 180$ m/min et $a_p = 0,15$ mm des outils : CC650, CBN7050, GC4015 et CBN7020.

La figure III-3a présente l'évolution de la pression de coupe K_a en fonction de l'avance par tour (f). On remarque qu'avec l'augmentation de l'avance la pression de coupe a un comportement décroissant. Pour les faibles avances, on enregistre des pressions extrêmement élevées. Avec une avance de 0,08 mm/tr, les pressions de coupe (K_a) sont de l'ordre de (2520,83; 2560,83; 5405,20 et 2066,67) MPa respectivement pour (CC650; CBN7050; GC4015 et CBN7020). Avec l'augmentation de l'avance jusqu'à 0,24 mm/tr, la pression chute successivement de (33,81; 68,97; 57,92 et 39,98) %. Ici, un compromis reste à faire entre la diminution de la pression de coupe et la dégradation de l'état de surface due à l'élévation de l'avance.

La figure III-3b présente l'évolution de la pression de coupe K_r en fonction de l'avance. On remarque qu'avec l'augmentation de l'avance, les pressions de coupe diminuent pour les quatre nuances. Pour les faibles avances, on enregistre des pressions élevées. Avec une avance de 0,08 mm/tr, les pressions de coupe ($K_{r_{CC650}}$, $K_{r_{CBN7050}}$, $K_{r_{GC4015}}$ et $K_{r_{CBN7020}}$) sont de l'ordre de (10666,67; 7198,34; 16363,34 et 7358,34) MPa. Pour une avance de 0,24 mm/tr, les pressions chutent successivement de (64,58; 57,16; 5 et 16,95) %.



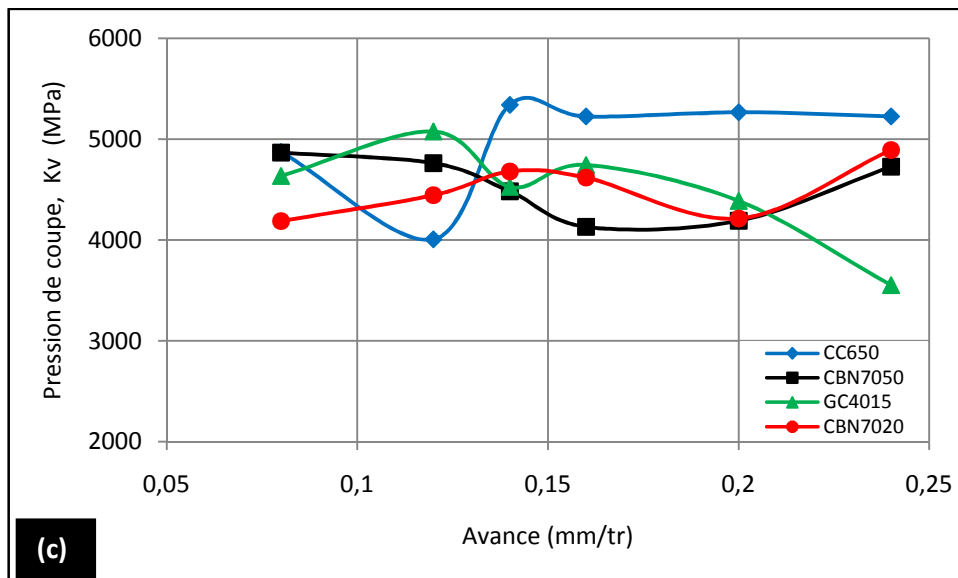
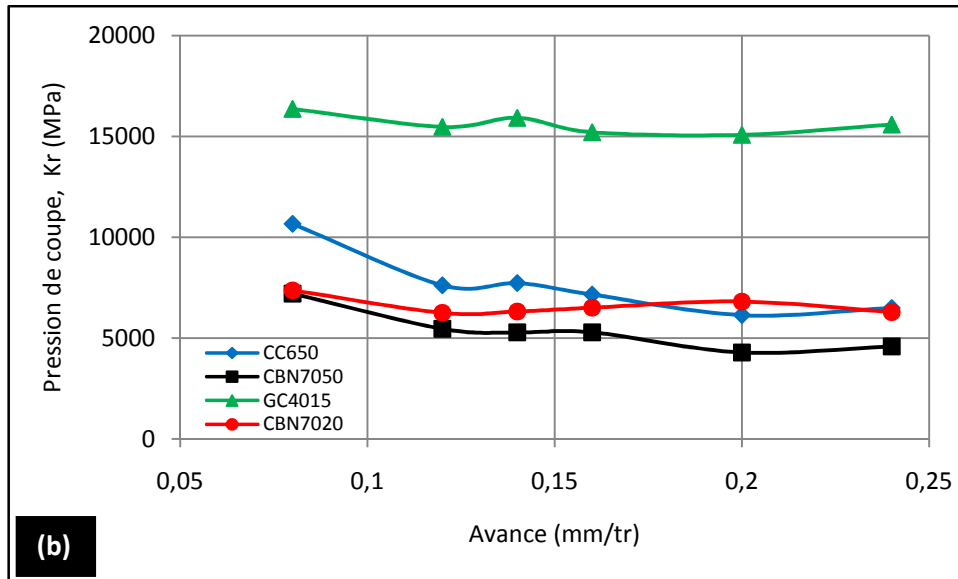


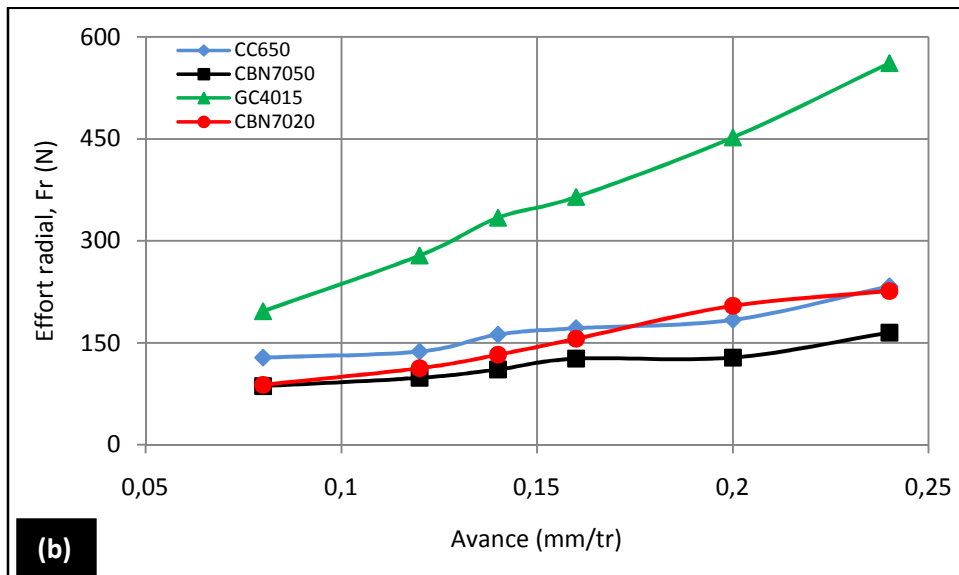
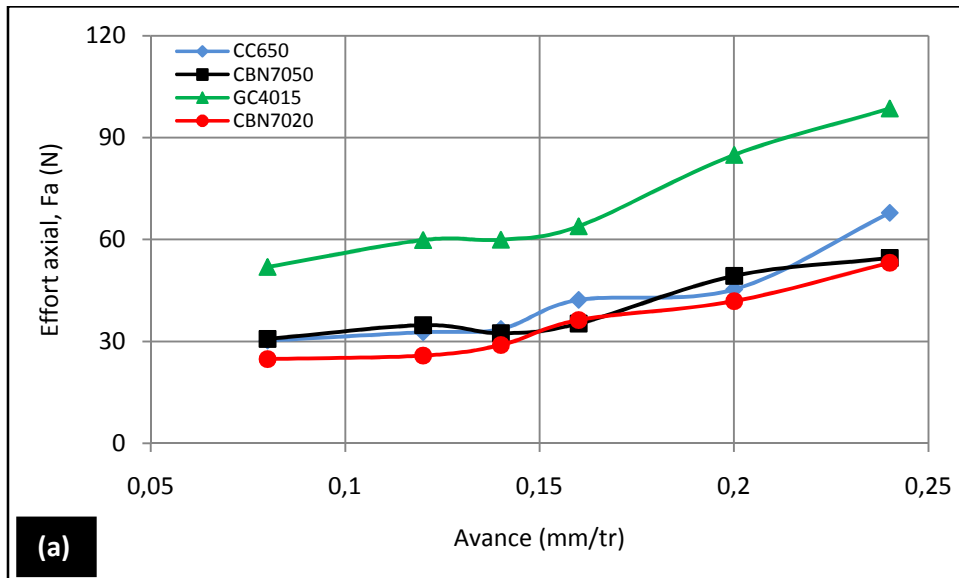
Figure III-3 Evolution des pressions de coupe en fonction de l'avance à $V_c = 180$ m/min ; $a_p = 0,15$ mm pour les outils : CC650, CBN7050, GC4015 et CBN7020

b) Efforts de coupe

Les figures III-4 (a, b et c) présentent l'évolution des trois composantes de l'effort de coupe (F_a , F_r et F_v) en fonction de l'avance par tour pour les outils suivants : CC650, CBN7050, GC4015 et CBN7020 à $V_c = 180$ m/min et $a_p = 0,15$ mm. On remarque que toutes les courbes prennent une allure ascendante ce qui signifie qu'avec l'augmentation de l'avance la section du copeau cisailé accroît, d'où le métal résiste plus à la rupture et nécessite des efforts plus grands pour l'enlèvement du copeau. Pour une augmentation de l'avance de 0,08 à 0,24 mm/tr, on enregistre une élévation de (124,19; 77,54; 89,95 et 114,31) % de l'effort axial, (82,27; 90,87; 185,71 et 156,24) % de l'effort radial (212,73; 191,41; 129,82 et 250,61) % de

l'effort tangentiel respectivement aux différents matériaux de coupe (CC650, CBN7050, GC4015 et CBN7020).

On constate globalement que l'effort tangentiel est très affecté par l'avance, suivi de l'effort radial et en dernier lieu de l'effort axial.



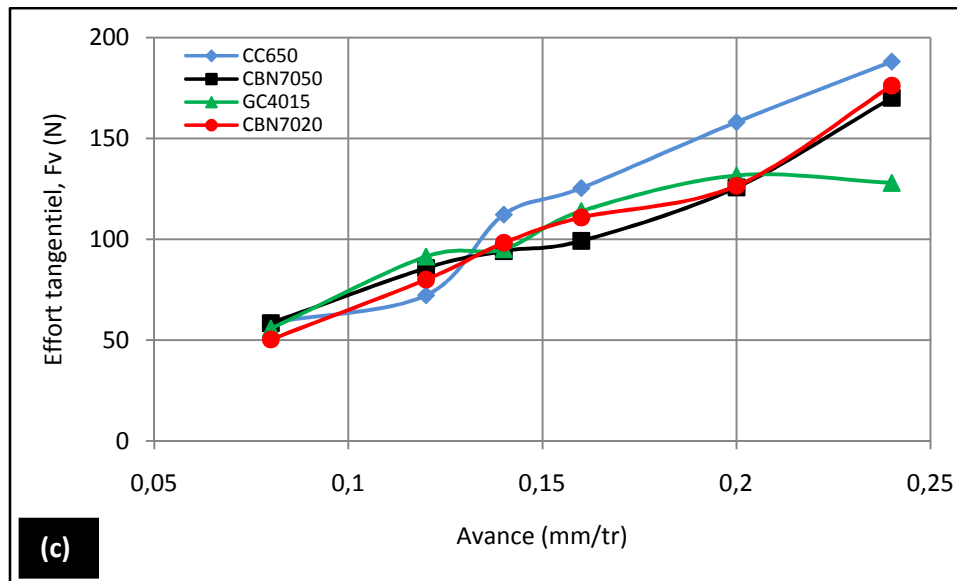


Figure III-4 Evolution des efforts de coupe en fonction de l'avance à $V_c = 180 \text{ m/min}$; $a_p = 0,15 \text{ mm}$ pour les outils : CC650, CBN7050, GC4015 et CBN7020

III.2.3. Influence de la profondeur de passe

a) Pressions de coupe

Les figures III-5 (a, b et c) présentent respectivement l'évolution des pressions de coupe (K_a , K_r et K_v) en fonction de la profondeur de passe à $V_c = 180 \text{ m/min}$ et $f = 0,08 \text{ mm/tr}$ des outils : CC650, CBN7050, GC4015 et CBN7020. On remarque que l'augmentation de la profondeur de passe conduit à une chute des pressions de coupe et cela en deux périodes d'évolution différentes.

La première zone décroissante correspond à un chargement énorme de l'arête de coupe. Les pressions enregistrées sont très élevées dans cette zone, à titre d'exemple, pour une profondeur de $0,05 \text{ mm}$, on enregistre des pressions (K_a , K_v et K_r) de l'ordre de $\{(9007,50; 2930; 3700 \text{ et } 4932,50); (43687,50; 13237,50; 22532,50 \text{ et } 14807,50) \text{ et } (15450; 5175; 11215 \text{ et } 9150)\}$ MPa pour les plaquettes (CC650, CBN7050, GC4015 et CBN7020). Avec l'augmentation de la profondeur de passe à $0,30 \text{ mm}$, les pressions de coupe chutent.

La deuxième zone est caractérisée par une stabilité des pressions de coupe. En résumé, il est déconseillé de travailler aux faibles profondeurs de passe parce que l'arête de coupe subit des pressions énormes qui causent et accélèrent son endommagement.

On a remarqué que pour la profondeur de passe $a_p = 0,45 \text{ mm}$, la carbure revêtu GC4015 subit une rupture à cause de l'usure accélérée.

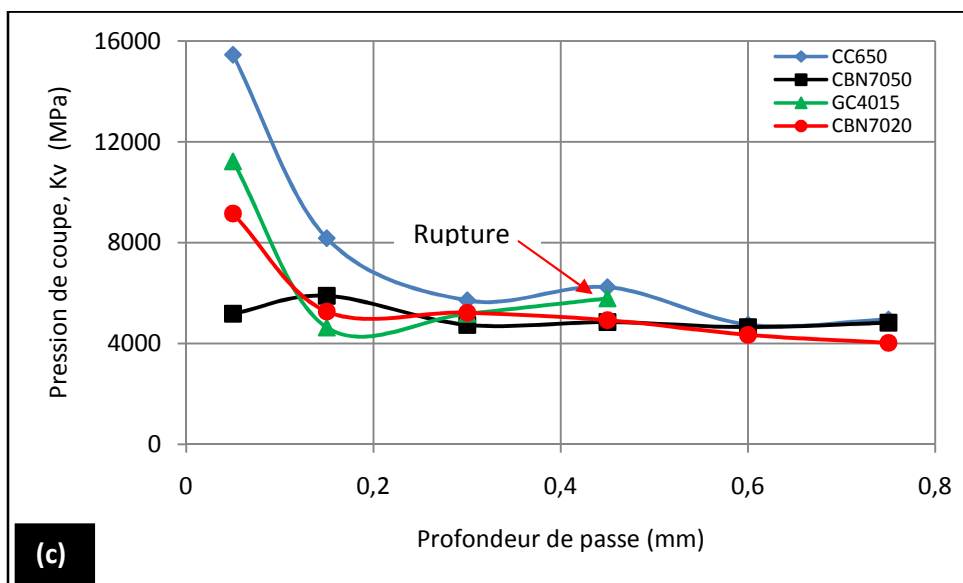
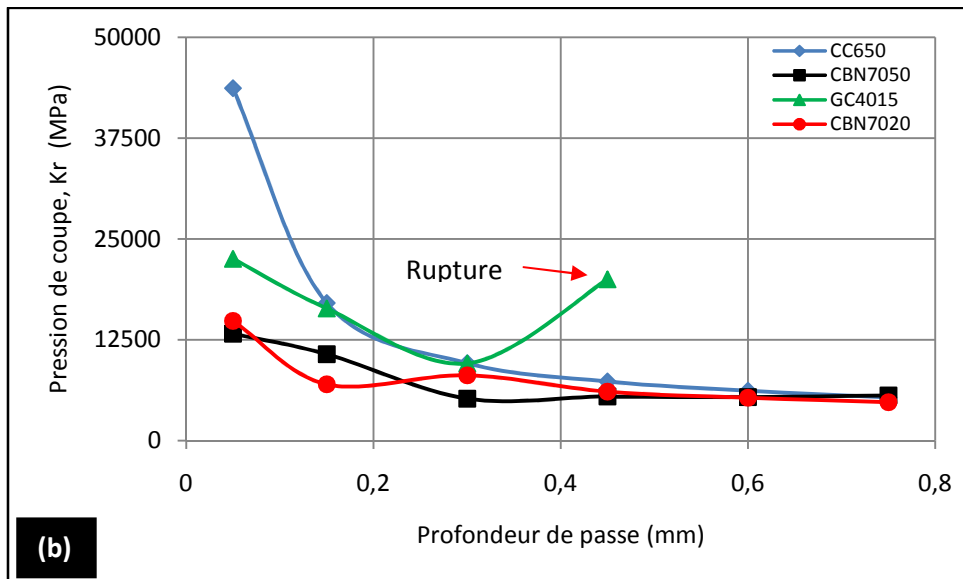
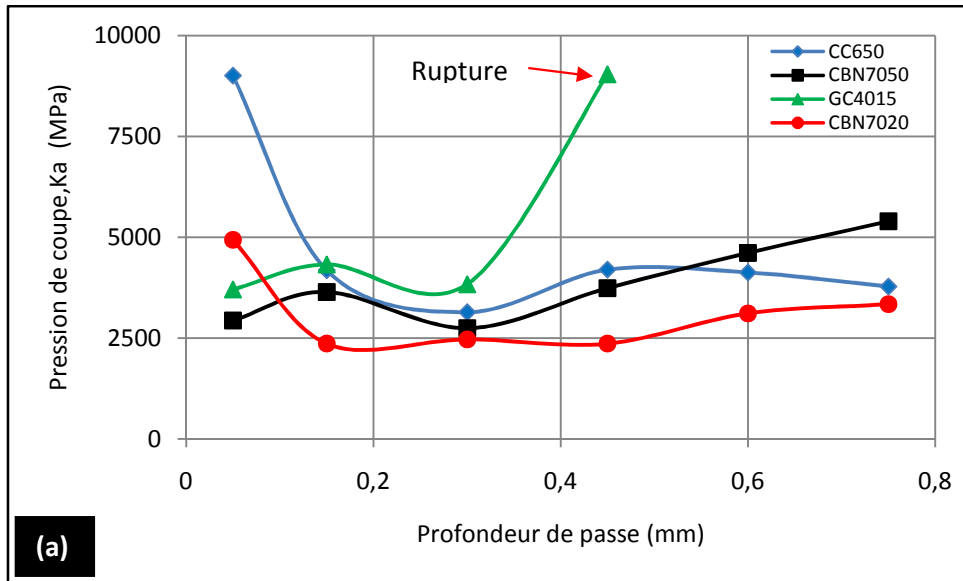
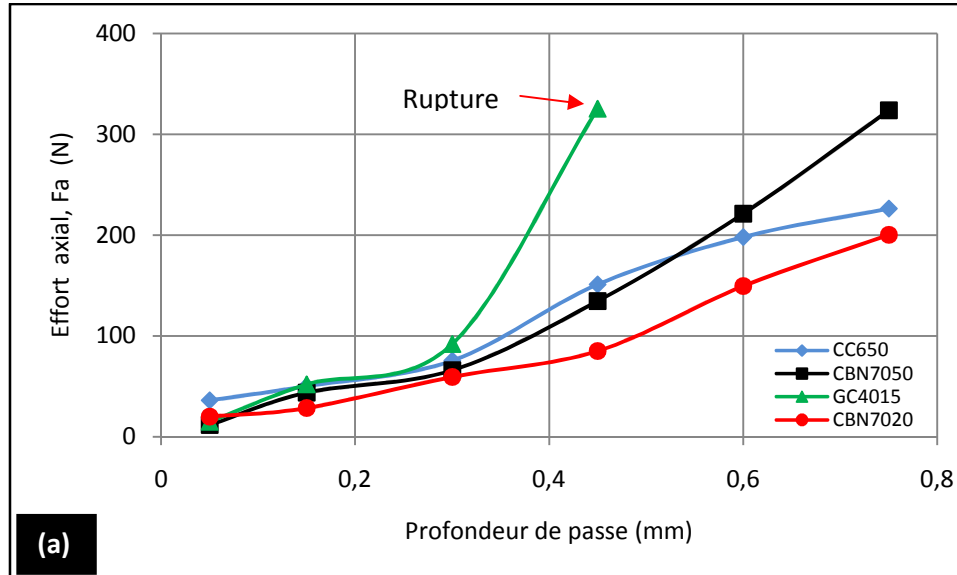


Figure III-5 Evolution des pressions de coupe en fonction de la profondeur de passe à $f = 0,08 \text{ mm/tr}$; $V_c = 180 \text{ m/min}$ pour les outils : CC650, CBN7050, GC4015 et CBN7020

b) Efforts de coupe

Les résultats obtenus sur la figure III-6 (a, b et c) illustrent l'évolution des efforts de coupe en fonction de la profondeur de passe pour les outils suivants : CC650, CBN7050, GC4015 et CBN7020 à $f = 0,08$ mm/tr et $V_c = 180$ m/min. Avec l'augmentation de la profondeur de passe, la section du copeau devient très importante conduisant à une augmentation du volume de métal à déformer et nécessitant ainsi des efforts de coupe importants pour l'enlèvement du copeau. Sur le plan pratique, avec l'augmentation de la profondeur de passe de (0,05 à 0,75) mm, donne un taux d'élévation pour les trois composantes (F_a , F_r et F_v) successivement de (528,08; 83,63 et 380,74) % pour le céramique mixte CC650, (2660,58; 532,54 et 481,06) % pour le CBN7050, (4956,01; 778,65 et 646,27) % pour le carbure revêtu GC4015 et (915,15; 380,46 et 559,20) % pour le CBN7020. On remarque que pour la profondeur de passe de 0,45 mm, le carbure revêtu GC4015 subit une rupture à cause de l'usure accélérée et les contraintes élevées. D'après ces résultats, c'est l'effort axial qui est le plus sensible à l'augmentation de la profondeur de passe.



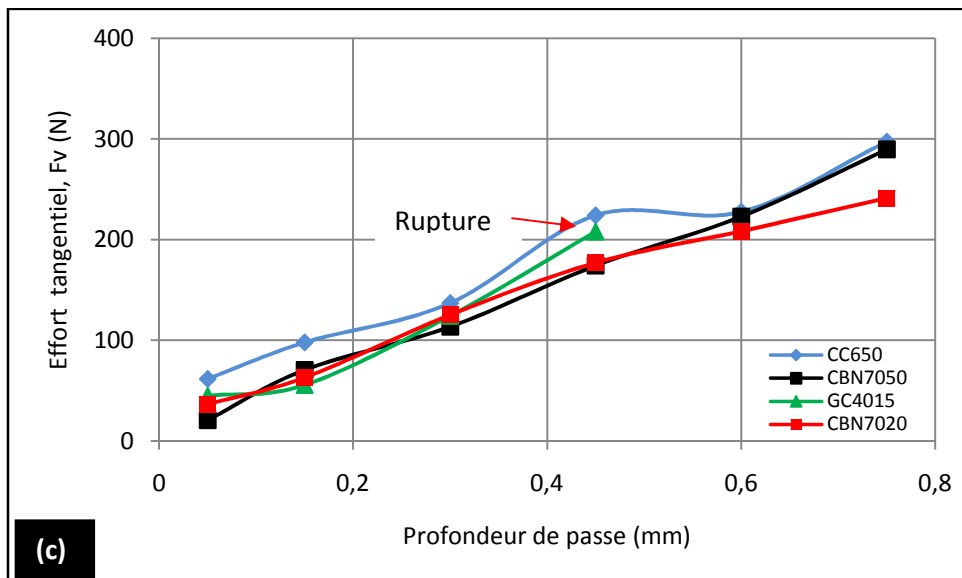
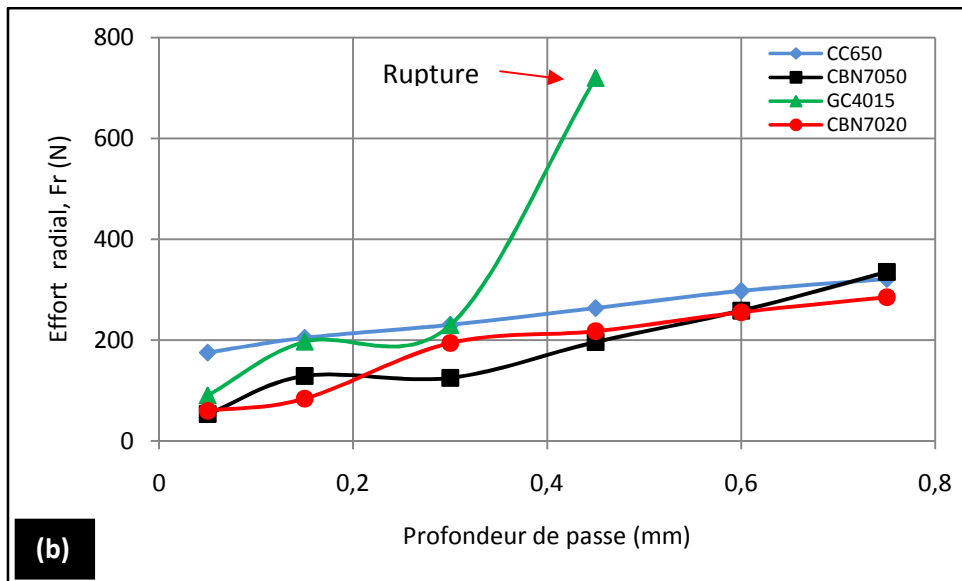


Figure III-6 Evolution des efforts de coupe en fonction de la profondeur de passe à $f = 0,08 \text{ mm/tr}$; $V_c = 180 \text{ m/min}$ pour les outils : CC650, CBN7050, GC4015 et CBN7020

III.2.4. Influence de la dureté de la pièce

a) Pressions de coupe

La relation entre pressions de coupe et dureté du matériau usiné est montrée dans la figure III-7. A une valeur de dureté de 45HRC, on enregistre une pression maximale de 9502, 45 MPa. Pour une dureté comprise entre 40 et 45 HRC, on enregistre une augmentation de la pression spécifique. En effet, l'étude du comportement de l'acier AISI H11 menée a montré que dans, l'intervalle de dureté (40 – 45) HRC, l'augmentation de la dureté entraîne une augmentation de la limite d'écoulement et la résistance à la rupture. Au-delà de 45HRC, les pressions spécifiques de coupe diminuent avec l'augmentation de la dureté. Une diminution

de 10% en dureté, entraîne une réduction d'environ (15,61; 31,20 et 39,90) % de (K_a , K_r et K_v). Lorsque l'acier atteint une valeur de dureté très élevée, il devient fragile. L'énergie nécessaire pour la rupture devient alors faible, et la séparation de matière (lors de l'usinage) se fait par fissuration. Ceci est confirmé par la littérature [5]. En effet, pour voir l'influence de la dureté sur le comportement de l'acier 100Cr6, Poulachon [5] a évalué, l'énergie dépensée par unité de volume pour rompre des éprouvettes en fonction de différents traitements thermiques (différentes duretés). Il a observé que les éprouvettes très dures (53HRC) présentaient un comportement très fragile. Ces éprouvettes sont privées de résilience et que dans ce cas la formation de copeau, en usinage, n'intervient pas par cisaillement mais par fissuration.

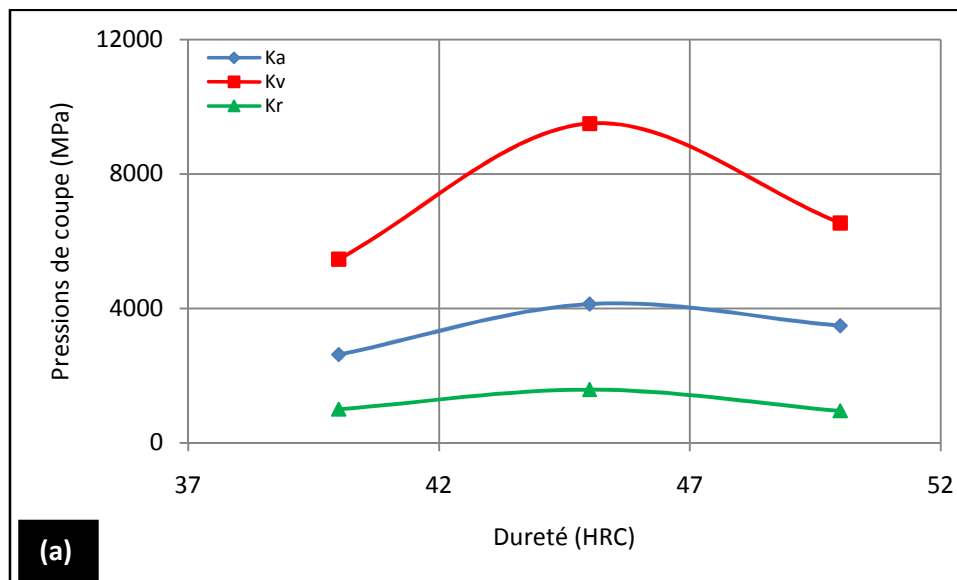


Figure III-7 Evolution des pressions de coupe en fonction de la dureté à $f = 0,08$ mm/tr ; $V_c = 180$ m/min ; $a_p = 0,15$ mm pour le CBN7020

b) Efforts de coupe

La figure III-8 montre la relation entre les efforts de coupe et la dureté du matériau usiné. Les résultats montrent une croissance des efforts de coupe lorsque la dureté varie de (40 – 45) HRC. On remarque que l'effort de coupe axial F_a augmente légèrement, par contre les composantes F_v et F_r sont très sensibles à une variation de dureté. Cette tendance est tout à fait justifiée, puisque la résistance du matériau évolue. D'autre part les essais ont été effectués par la pointe de l'outil et la coupe est fortement négative ($\gamma = -6^\circ$). De ce fait, l'action mécanique du copeau lors de son écoulement sur la face de coupe de l'outil a une composante horizontale qui participe à l'effort de pénétration (effort radial). Les travaux de

Matsumoto [52] montrent effectivement que les efforts et pressions de coupe augmentent lors que les duretés des éprouvettes sont faibles. Quand la dureté des aciers est comprise entre (30 – 45) HRC, deux phénomènes sont observés : le copeau est contenu et une augmentation de la dureté engendre une décroissance des efforts. Ces phénomènes ont été observés par Chao et Tigger [53] et étaient expliqués en utilisant les effets de la température à l'interface outil-copeau. A savoir, une hausse de la dureté dans cette plage élève la température d'interface qui adoucit le matériau usiné et réduit par conséquent la force de cisaillement sur la face de coupe.

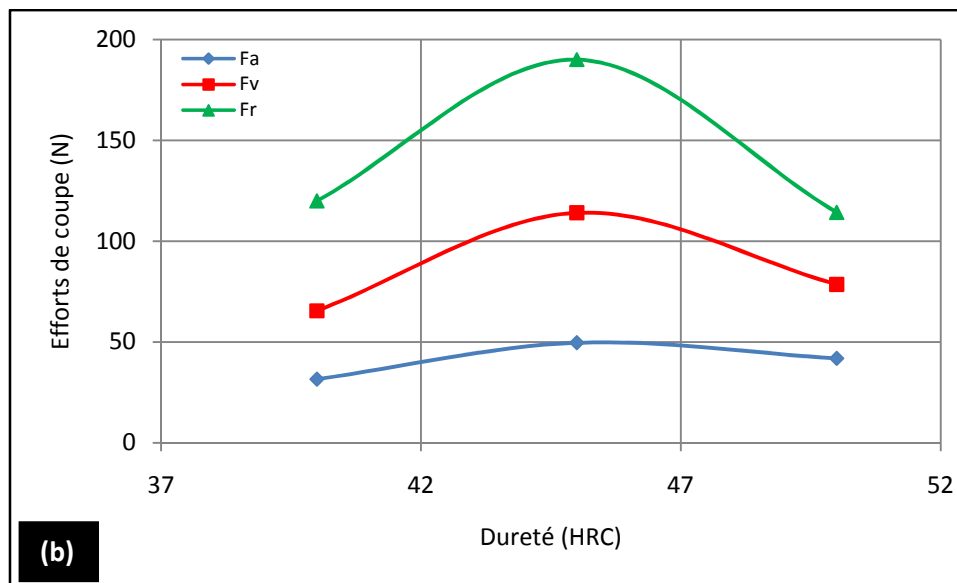


Figure III-8 Evolution des efforts de coupe en fonction de la dureté à $f = 0,08 \text{ mm/tr}$; $V_c = 180 \text{ m/min}$; $a_p = 0,15 \text{ mm}$ pour le CBN7020

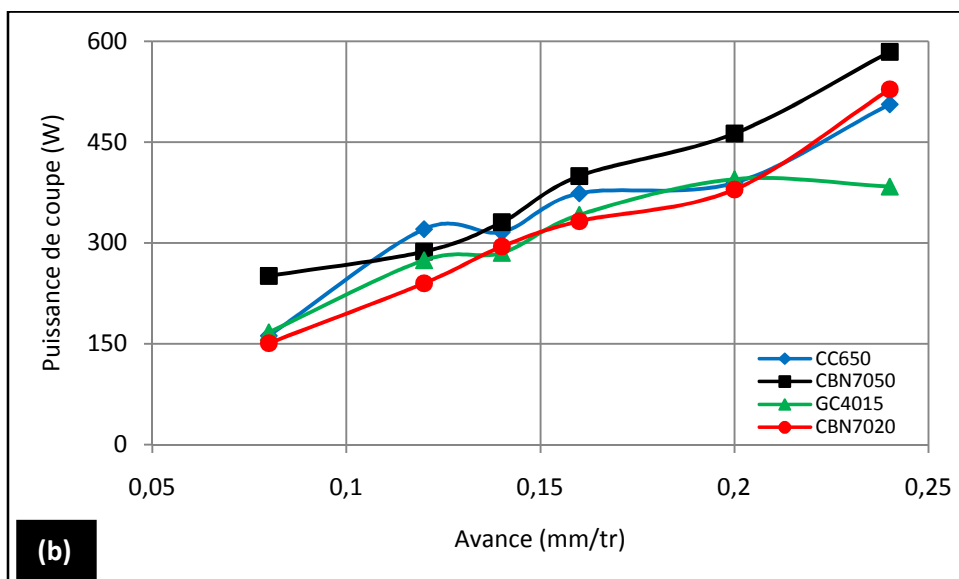
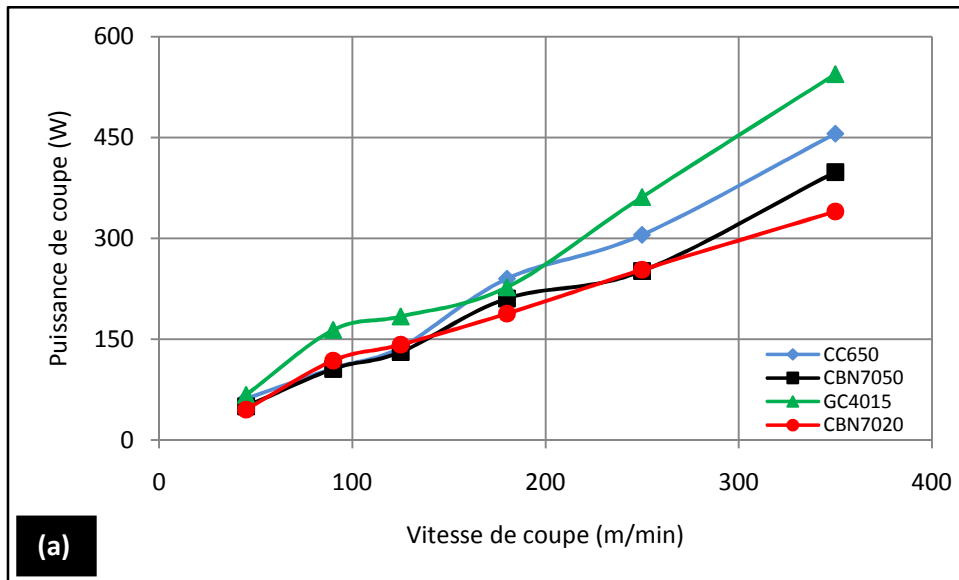
III.3. PUISSANCE DE COUPE

L'étude et l'évaluation des forces de coupe générées en usinage permet principalement de dimensionner les outils et les éléments de la machine-outil (porte pièce, boîte d'avance,... etc.) et aussi pour évaluer la puissance de coupe. Les figures III-9 (a, b et c) montrent l'évolution de la puissance en fonction des paramètres d'usinage (V_c , f et a_p) pour les quatre matériaux. L'analyse des figures montre une nette augmentation de la puissance de coupe avec l'augmentation de la vitesse de coupe, de l'avance et de la profondeur de passe.

Les conséquences de l'influence de la vitesse de coupe sur la puissance de coupe sont comme suit : l'augmentation de la vitesse de coupe de 45 à 350 m/min, fait accroître la puissance de coupe pour les quatre matériaux (CC650, CBN7050, GC4015 et CBN7020) de (645,82; 697,27; 710,97 et 658,50) % successivement.

De la même manière l'augmentation de l'avance de 0,08 à 0,24 mm/tr, conduit à une élévation de la puissance de coupe pour les matériaux (CC650, CBN7050, GC4015 et CBN7020) successivement de (212,81; 133,03; 129,82 et 250,59) % (figure III-9b). Aussi, l'élévation de la profondeur de passe de 0,05 à 0,75 mm conduit à une élévation de la puissance de coupe pour les matériaux (CC650; CBN7050; GC4015 et CBN7020) successivement de (966,54; 1234,47; 646,27 et 884,65) % (figure III-9c).

D'après ces résultats, on remarque que c'est la puissance de coupe qui est la plus sensible à l'augmentation de la profondeur de passe, suivie par l'augmentation de la vitesse de coupe et en dernier lieu de l'avance.



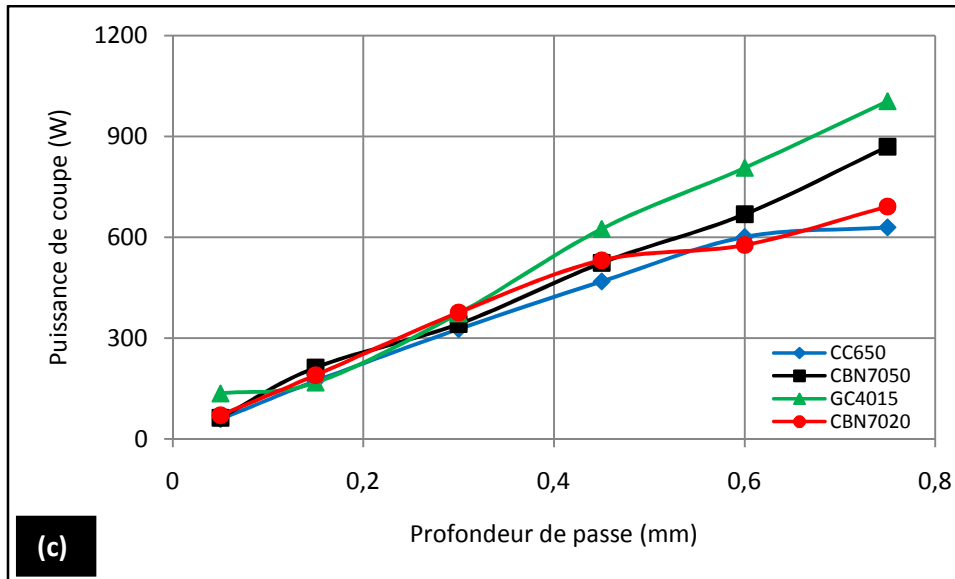


Figure III-9 Evolution de la puissance de coupe en fonction des conditions de coupe pour les outils : CC650, CBN7050, GC4015 et CBN7020

Récapitulatif de l'analyse des efforts de coupe et de la pression spécifique

Cette partie a permis de mettre en évidence l'évolution des pressions, des efforts de coupe et de la puissance de coupe avec les paramètres d'usinage (vitesse de coupe, avance par tour et profondeur de passe) et la dureté de la pièce. Les conclusions obtenues se résument sur le tableau III-1.

Paramètres de coupe		Pression de coupe (MPa)	Effort de coupe (N)	Puissance de coupe (W)
Vitesse de coupe (m/min)	45 – 180	↘	↘	↗
	180 – 350	↗	Constante	
Avance (mm/tr)		↘	↗	↗
Profondeur de passe (mm)	0,05 – 0,3	↘	↗	↗
	0,3 – 0,75	Stable		
Dureté (HRC)	40 – 45	↗	↗	
	45 – 50	↘	↘	

Tableau III-1 Résumé des résultats obtenus

Pour évaluer l'influence des efforts de coupe sur la surface usinée, une étude sur l'intégrité de surface a été entreprise. Elle concerne l'étude de la rugosité après usinage. Ceci fait l'objet des paragraphes qui suivent.

III.4. EVOLUTION DES RUGOSITES

A la fin de chaque essai, des mesures de rugosité ont été réalisées sur les surfaces usinées afin d'analyser l'effet des différents paramètres de coupe. La mesure est effectuée à l'aide d'un rugosimètre (2D) de marque « Mitutoyo Surftest 301 » (figure II-15).

III.4.1. Influence de la vitesse de coupe

La caractérisation de la qualité de la surface usinée a été limitée aux critères de rugosité totale (R_t), moyenne arithmétique (R_a) et moyenne des hauteurs des irrégularités (R_z) [54].

La figure III-10 exprime l'évolution des critères de rugosité en fonction de la vitesse de coupe pour les outils suivants ; CC650, CBN7050, GC4015 et CBN7020 à $f = 0,08$ mm/tr et $ap = 0,15$ mm lors du tournage dur de l'acier AISI H11. L'analyse de ces courbes montre que pendant l'usinage, la rugosité de l'acier trempé (50HRC) diminue légèrement avec l'augmentation de la vitesse de coupe.

Pour les deux nuances de coupe (la céramique mixte CC650 et le CBN7020), on a remarqué que l'état de surface s'améliore avec l'augmentation de la vitesse de coupe jusqu'à la limite de 90 m/min. Au-delà de cette valeur on a enregistré une stabilisation de la rugosité pour les nuances CC650, CBN7020, et une augmentation pour le CBN7050 et GC4015.

En comparant les valeurs des rugosités obtenues par les quatre matériaux de coupe utilisés, on remarque clairement que l'outil CC650 est plus performant que les trois nuances (CBN7020, CBN7050, GC4015).

En effet aux mêmes conditions de coupe (V_{c_i} , $f = 0,08$ mm/tr et $ap = 0,15$ mm) le ratio moyen des quatre essais sont : $R_{t_{CBN7050}} / R_{t_{CC650}}$ est de 1,84, le ratio $R_{t_{GC4015}} / R_{t_{CC650}}$ est de 1,95, le ratio $R_{t_{CBN7020}} / R_{t_{CC650}}$ est de 0,78.

Globalement, les quatre outils de coupe considérés donnent lieu à des rugosités comparables à celles de la rectification.

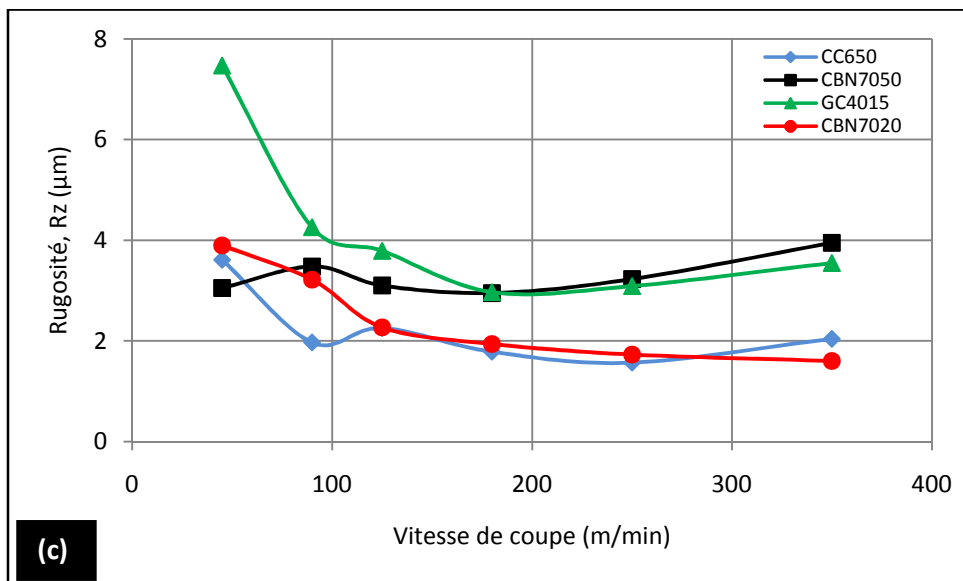
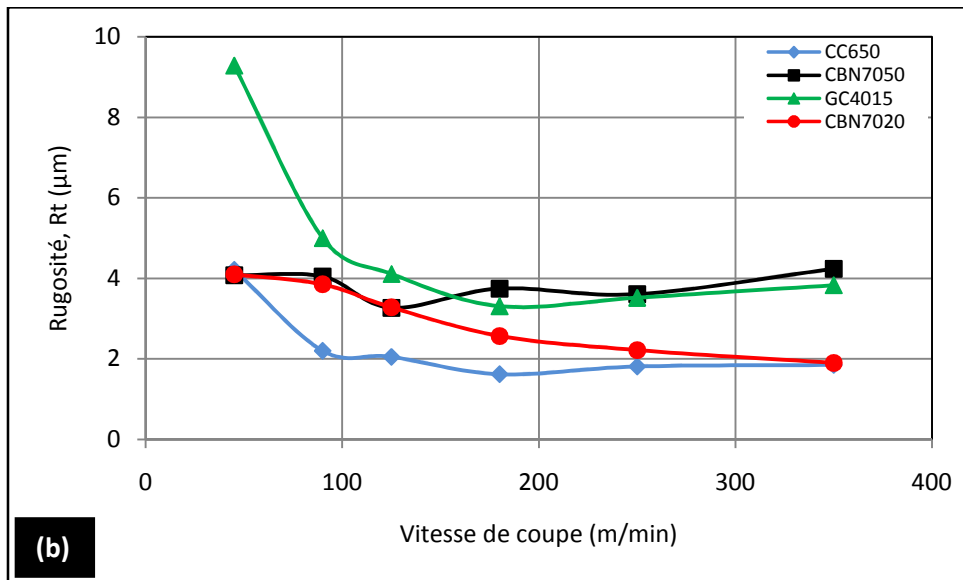
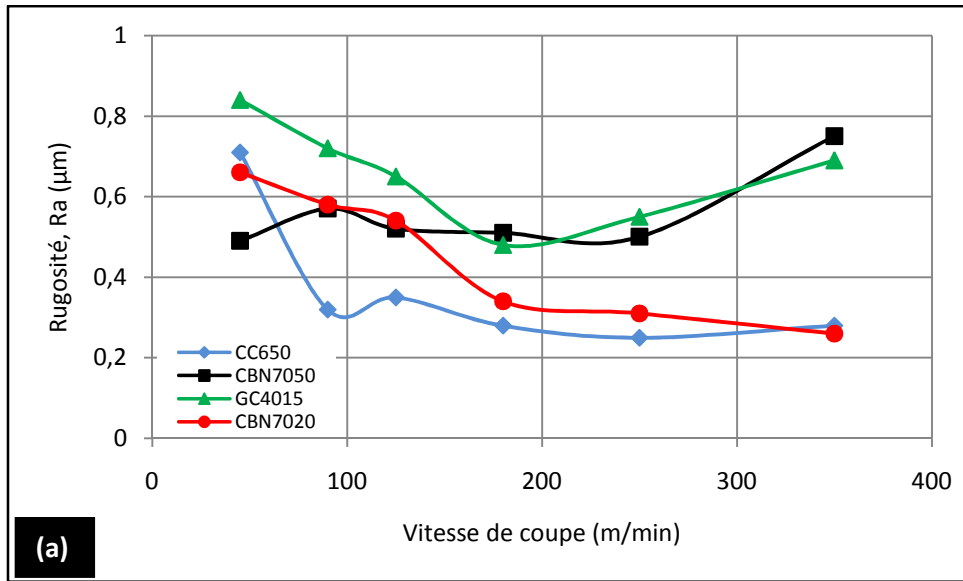
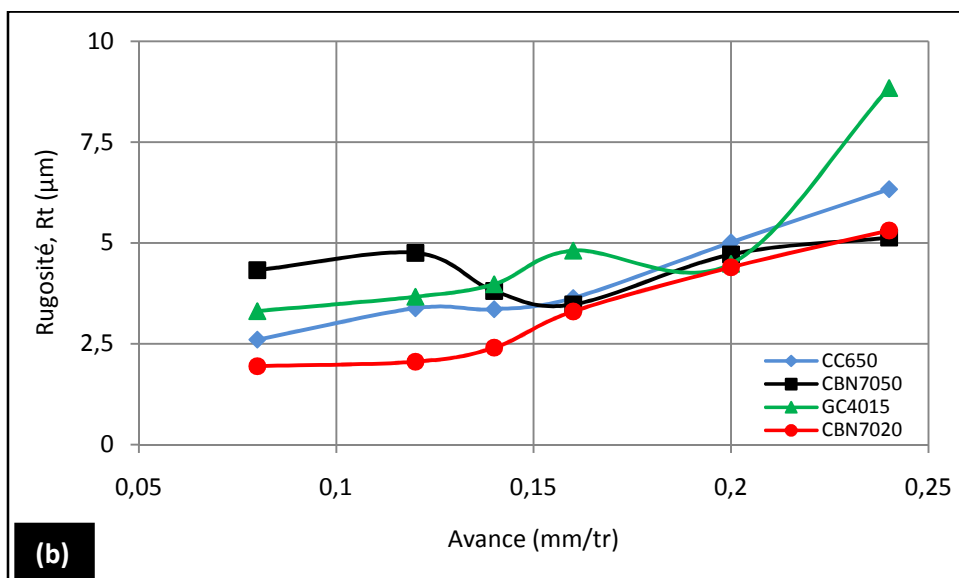
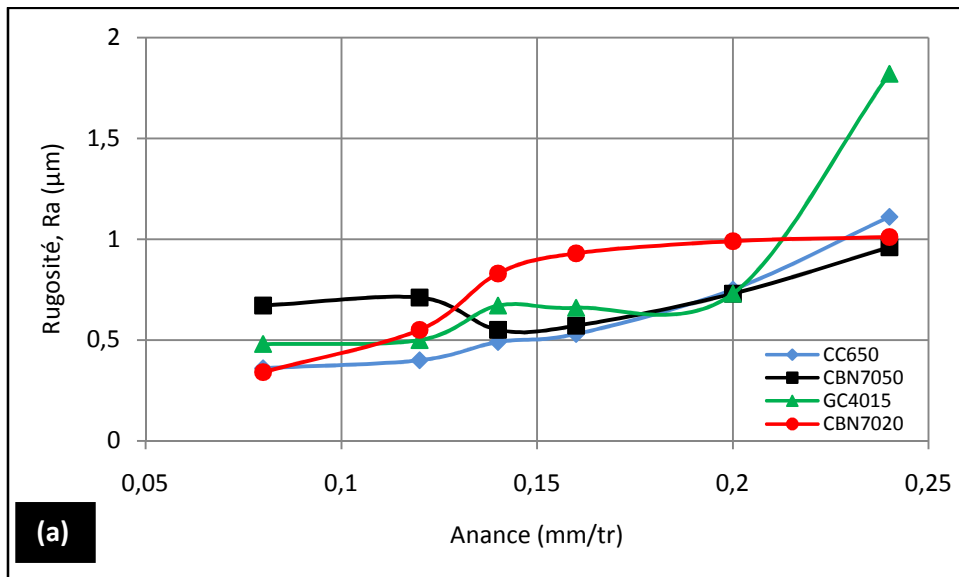


Figure III-10 Evolution des rugosités en fonction de la vitesse de coupe à $f = 0,08 \text{ mm/tr}$; $a_p = 0,15 \text{ mm}$ pour les outils : CC650, CBN7050, GC4015 et CBN7020

III.4.2. Influence de l'avance

L'analyse de l'effet de l'avance sur la rugosité (figure III-11), montre que ce paramètre a une influence très significative, car son augmentation engendre des sillons hélicoïdaux résultant de la forme de l'outil et du mouvement hélicoïdal outil pièce. Ces sillons sont autant plus profonds et plus larges que l'avance est élevée, d'où la nécessité d'employer de faibles avances lors du tournage de finition [20].

En pratique, les conséquences de l'influence de l'avance sur la rugosité sont comme suit : l'augmentation de l'avance de (0,08 à 0,24) mm/tr, conduit à une augmentation des critères de rugosité (R_a , R_t et R_z) successivement de (208,34; 143,46 et 162,10) % pour la céramique mixte CC650, (43,28; 18,75 et 19,51) % pour le CBN7050, (279,16; 167,06 et 184,84) % pour le carbure revêtu GC4015 et (197,05; 173,71 et 158,98) % pour le CBN7020.



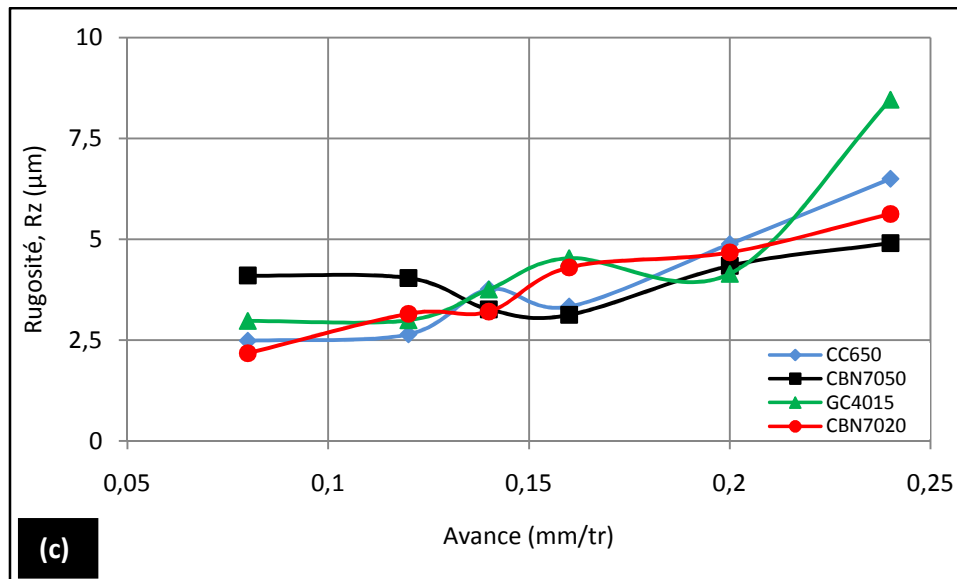


Figure III-11 Evolution des rugosités en fonction de l'avance à $V_c = 180 \text{ m/min}$; $a_p = 0,15 \text{ mm}$ pour les outils : CC650, CBN7050, GC4015 et CBN7020

Dans la littérature les chercheurs Rmadna [2] et Habak [4] montrent que les équations $Ra = \frac{f^2}{32 \times r_\epsilon}$ et $Rt = \frac{f^2}{8 \times r_\epsilon}$ ne sont pas applicables à l'usinage dur. Ceci est démontré à travers les résultats présentés dans le tableau III-2 pour le CBN7020. Les résultats expérimentaux sont soit inférieurs, soit supérieurs aux valeurs calculées. On peut conclure qu'en usinage dur, la valeur de la rugosité dépend de plusieurs paramètres : la géométrie de l'outil (angle d'attaque, angle de direction... etc.), le procédé d'usinage, la dureté de la pièce...etc. et ces variables ne sont pas considérées dans les deux équations.

$V_c = 180 \text{ m/min}$ $a_p = 0,15 \text{ mm}$ 50HRC $r_\epsilon = 0,8 \text{ mm}$	$f \text{ (mm/tr)}$	Rugosités mesurées		Rugosités calculées	
		$Rt \text{ (}\mu\text{m)}$	$Ra \text{ (}\mu\text{m)}$	$Rt \text{ (}\mu\text{m)}$	$Ra \text{ (}\mu\text{m)}$
	0,08	2,17	0,34	1	0,25
	0,16	4,30	0,93	4	1
	0,24	5,62	1,01	9	2,25

Tableau III-2 Comparaison entre les rugosités mesurées et calculées

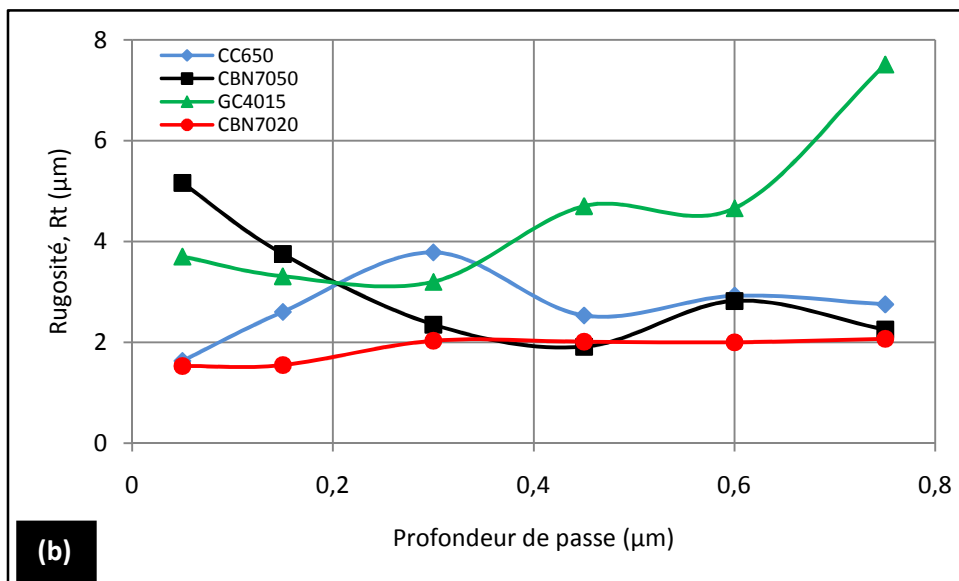
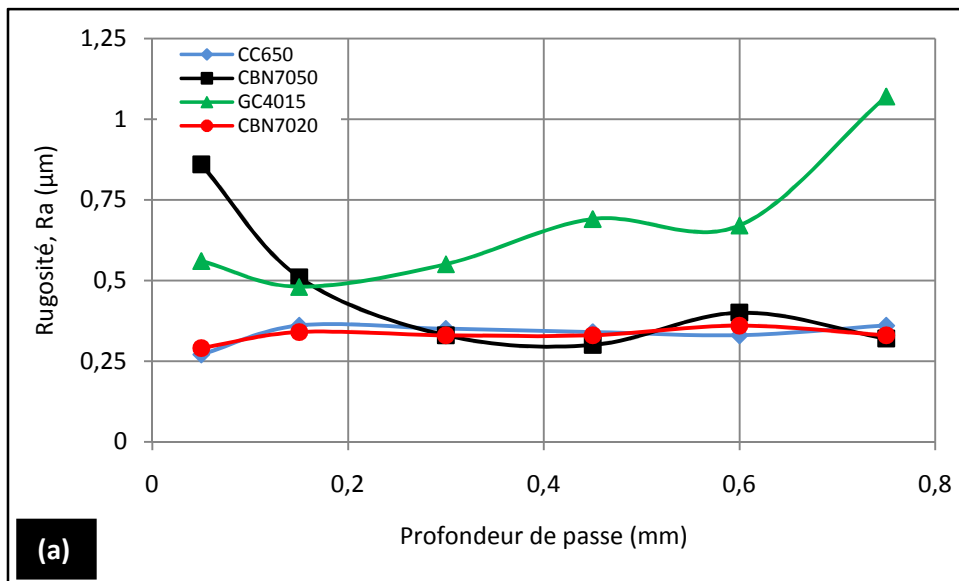
III.4.3. Influence de la profondeur de passe

La figure III-12 illustre l'évolution des critères de rugosité en fonction de la profondeur de passe pour les outils suivants : CBN7020, CC650, CBN7050 et GC4015 à $V_c = 180 \text{ m/min}$ et $f = 0,08 \text{ mm/tr}$. L'analyse des résultats montre que ce paramètre est moins important que l'avance. Ceci est dû à l'augmentation de la largeur de contact entre l'outil et la pièce [21]. Ce qui améliore les conditions d'évacuation de la chaleur dans la zone de coupe. Des

résultats semblables ont été rapportés par Fnides et autres [20] lors du tournage dur de l'acier X38CrMoV5-1 traité à (50HRC) en utilisant l'outil en céramique mixte CC650.

Pour les profondeurs de passe de 0,05 à 0,75 mm, on enregistre une stabilisation des critères de rugosité (R_a , R_z et R_t) pour les plaquettes (CC650; CBN7050 et CBN7020). Par contre on a une augmentation des critères de rugosité pour le carbure revêtu GC4015.

Ce constat permet de recommander qu'il est toujours préférable d'augmenter la profondeur de passe au lieu de l'avance, si l'on veut augmenter le débit de copeau tout en gardant presque la même valeur de la rugosité [5].



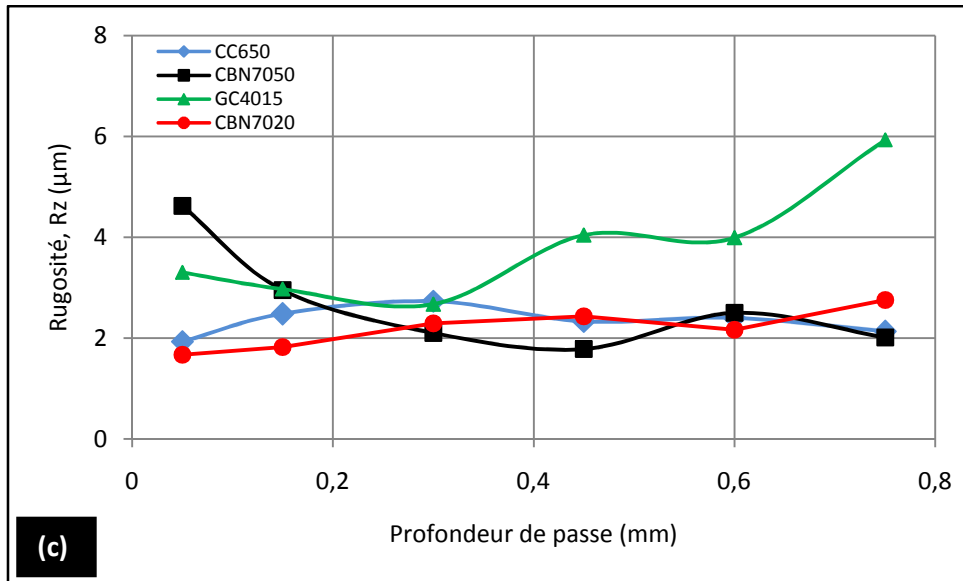


Figure III-12 Evolution des rugosités en fonction de la profondeur de passe à $f = 0,08 \text{ mm/tr}$; $V_c = 180 \text{ m/min}$ pour les outils : CC650, CBN7050, GC4015 et CBN7020

III.4.4. Influence de la dureté de la pièce

L'étude à duretés variables est réalisée sur l'AISI H11 usiné par le CBN7020, à vitesse de coupe, avance et profondeur de passe constantes. Les résultats obtenus sont présentés dans la figure III-13. On note une diminution des critères de la rugosité dans la zone de 40 - 45 HRC. Pour la dureté 45HRC, les critères de la rugosité (R_a , R_t et R_z) Sont à leurs bas niveaux. Au-delà de cette valeur, les rugosités sont plus importantes pour des duretés élevées. En comparaison avec les résultats des pressions spécifiques en fonction de la dureté (figure III-7), on retrouve une évolution inverse autrement dit, lorsque la pression spécifique augmente la valeur de la rugosité diminue.

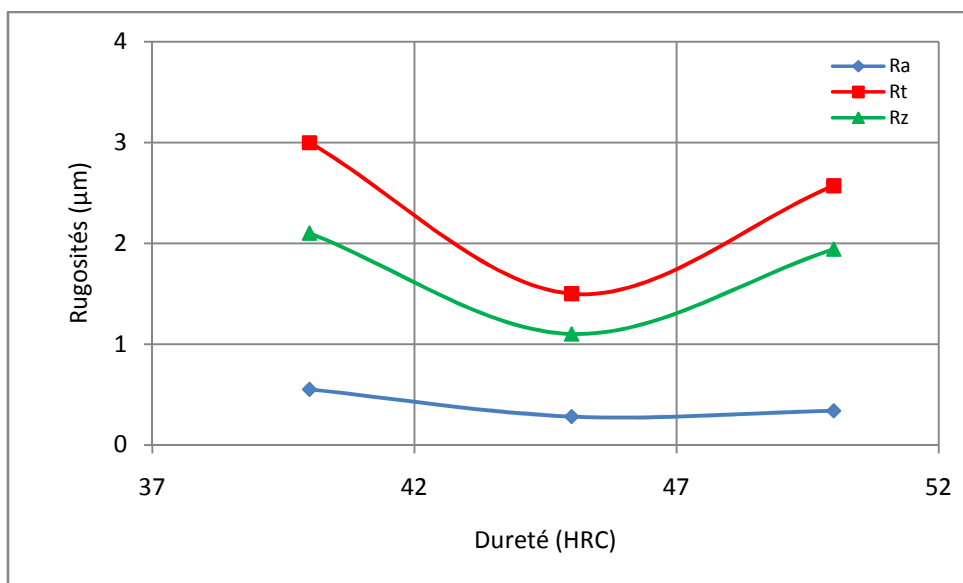


Figure III-13 Evolution des rugosités en fonction de la dureté du matériau usiné

Récapitulatif de l'analyse des états de surface

Dans cette partie, nous présentons un récapitulatif de l'effet des paramètres de coupe sur les états de surfaces usinées (Ra , Rt et Rz). L'influence de l'avance, de la vitesse, de la profondeur de passe et de la dureté a été analysée. Les résultats retenus sont résumés dans le tableau III-3.

Paramètres de coupe		Rugosité de surface (μm)		
		Ra	Rt	Rz
Vitesse de coupe (m/min)	45 – 180	↘	↘	↘
	180 – 350	Constante		
Avance (mm/tr)		↗	↗	↗
Profondeur de passe (mm)	0,05 – 0,75	Non significative		
Dureté (HRC)	40 – 45	↘	↘	↘
	45 – 50	↗	↗	↗

Tableau III-3 Résumé des résultats obtenus

III.5. USURE DES MATERIAUX DE COUPE

Les essais réalisés en tournage sont ceux d'usure de longue durée [Norme ISO 3685] et cela pour évaluer la tenue des différents matériaux de coupe utilisés. Ce type d'essai fournit des résultats fiables et proches de la réalité industrielle.

La majorité des spécialistes de l'usinabilité des matériaux admettent que seuls les essais d'usure de longue durée (conduisant au tracé de la droite de Taylor), fournissent les données fondamentales permettant d'apprécier le comportement d'un matériau face à un certain outil de coupe.

III.5.1. Mode et progression de l'usure en dépouille des outils

Pendant les essais, la machine est arrêtée constamment et l'usure en dépouille sur chacune des plaquettes est évaluée suivant la procédure recommandée par la Norme ISO 8688-1 (1989). Puisque l'usure est régulière (figure III-15), il a suffi de localiser l'intersection de la face de coupe et de la face de dépouille de la plaquette, de prendre cette intersection comme ligne de référence à partir de laquelle l'étendue d'usure VB est évaluée. Des courbes de progression de l'usure sont ensuite tracées. Lors de la coupe aux conditions de la figure III-14, les plaquettes de CBN7020 s'usent moins vite que les autres plaquettes testées (CC650, CBN7050 et GC4015).

La définition de la durée de vie (T) d'un outil selon la norme ISO 3685 : « C'est le temps de coupe total d'un outil nécessaire pour atteindre un critère de durée de vie spécifique » [54]. Dans notre cas les tenues des différents matériaux sont déterminées graphiquement sur la figure III-14.

D'après la courbe de la figure III-14 et pour un temps d'usinage de 415 secondes, l'usure en dépouille VB de la plaquette CBN7020 atteint la valeur de 0,0655 mm. A la fin de l'usinage (à $t = 4565$ secondes), l'usure en dépouille vaut 0,303 mm. Cette variation correspond à une augmentation de 362,60%. La tenue de cette plaquette est de 76 minutes. Pour une première opération de chariotage par la plaquette CC650, ($t = 376$ secondes) l'usure VB est de 0,073 mm. L'usure en dépouille VB de cette plaquette atteint la valeur de 0,313 mm à la fin d'opération de chariotage ($t = 4136$ secondes). En examinant l'allure de cette courbe, on enregistre une durée de vie de cet outil de ≈ 62 minutes. Pour une première opération de chariotage par la plaquette CBN7050, l'usure VB est de 0,063 mm. L'usure en dépouille VB de cette plaquette atteint la valeur de 0,301 mm à la fin d'opération de chariotage. La tenue de cette plaquette est de 50,13 minutes. Pour l'usinage effectué par la plaquette en carbure revêtu GC4015 (figure III-14), son usure VB est de 0,301 mm qui correspondant a une tenue de 12,41 minutes. On remarque que pour ces conditions de coupe, la durée de vie du carbure revêtu est inférieure à ~ 6 fois de celle de CBN7020.

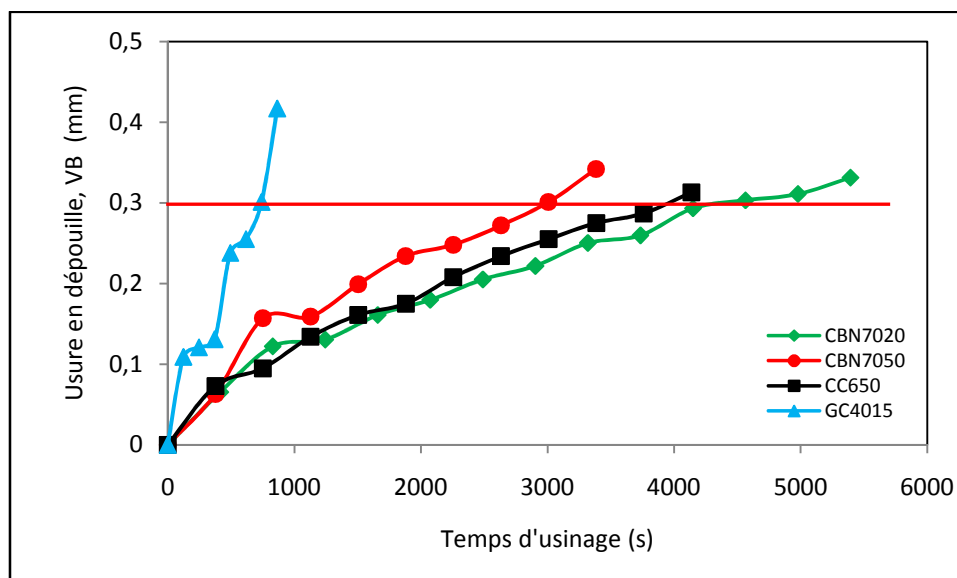
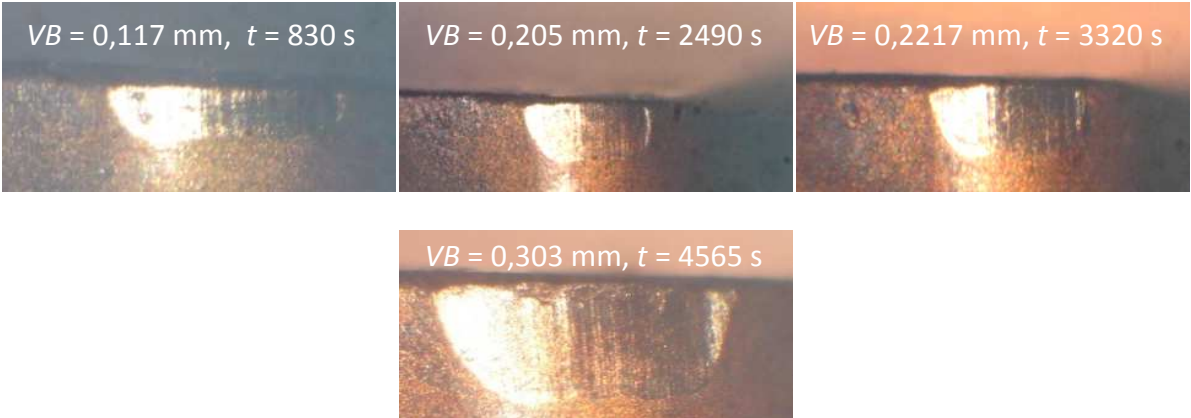
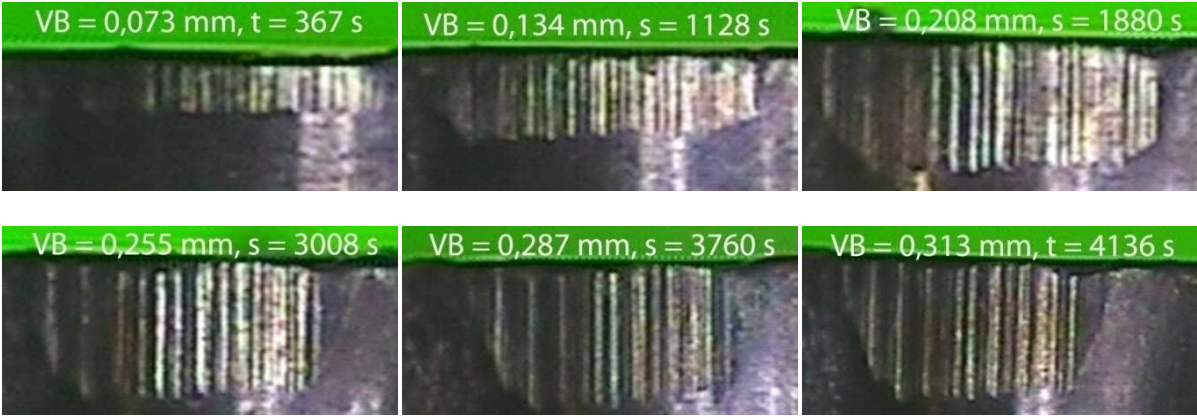


Figure III-14 Progression de l'usure des outils
($V_c = 120$ m/min, $f = 0,08$ mm/tr $a_p = 0,15$ mm)

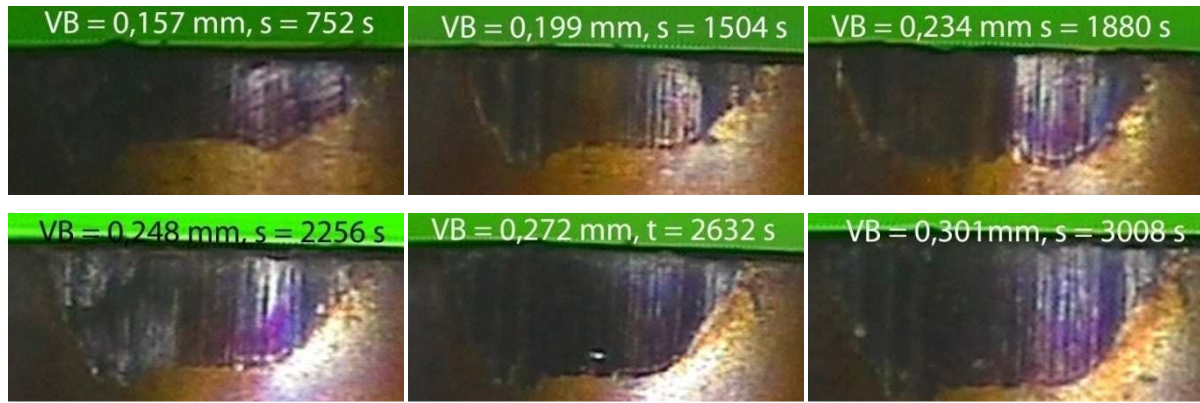
La figure III-15 expose la morphologie de l'usure en dépouille VB du CBN7020, de la céramique mixte CC650, du CBN7050 et en dernier lieu du carbure revêtu GC4015 à $V_c = 120$ m/min, $f = 0,08$ mm/tr et $ap = 0,15$ mm. Initialement, l'usure en dépouille des plaquettes se développe suivant une bande régulière qui s'élargit avec le temps. On remarque aussi à la fin de l'essai et après 75 minutes de travail un petit effondrement qui s'est formé sur le bec de l'outil CBN7020 à cause de l'usure. Cette dernière est le résultat des sollicitations-thermomécaniques qui existent à la pointe de l'outil figure (III-15a). La céramique mixte CC650 a subi un écaillage après 68,93 minutes de travail, ce qui a conduit à un effondrement du bec de l'outil comme s'est représenté sur la figure (III-15b). Pour le CBN7050 (figure III-15c) et après 50,13 minutes d'usinage, on remarque une usure accélérée sur la surface de dépouille. En dernier lieu pour le carbure GC4015, on remarque un effondrement totale du bec de l'outil qui survient après 12,40 minutes de travail et une rupture totale est observée sur sa surface d'attaque de la plaquette, ce qui nous conduit à dire que le carbure GC4005 n'est pas conseillé pour l'usinage de l'acier AISI H11 dans ces conditions de coupe.



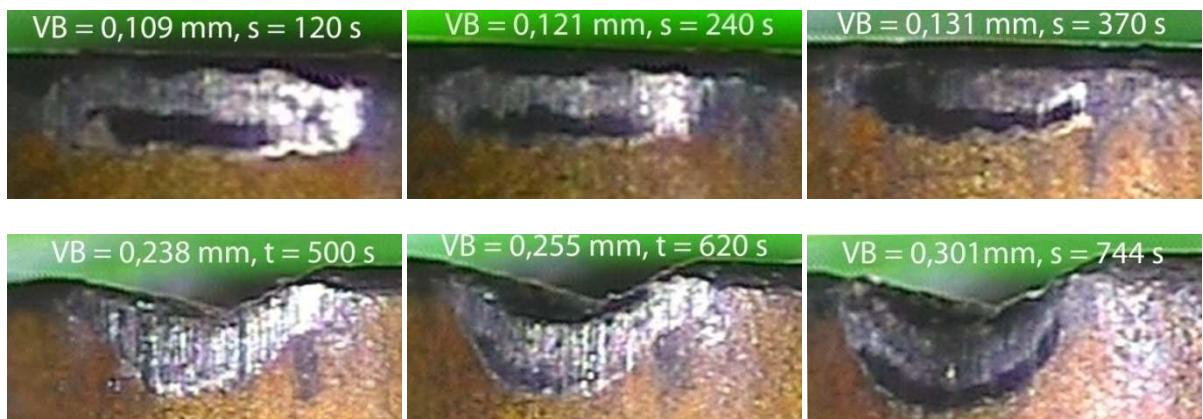
(a) CBN7020



(b) CC650



(c) CBN7050



(d) GC4015

Figure III-15 Valeurs de l'usure en dépouille VB en fonction du temps d'usinage pour $V_c = 120$ m/min, $f = 0,08$ mm/tr

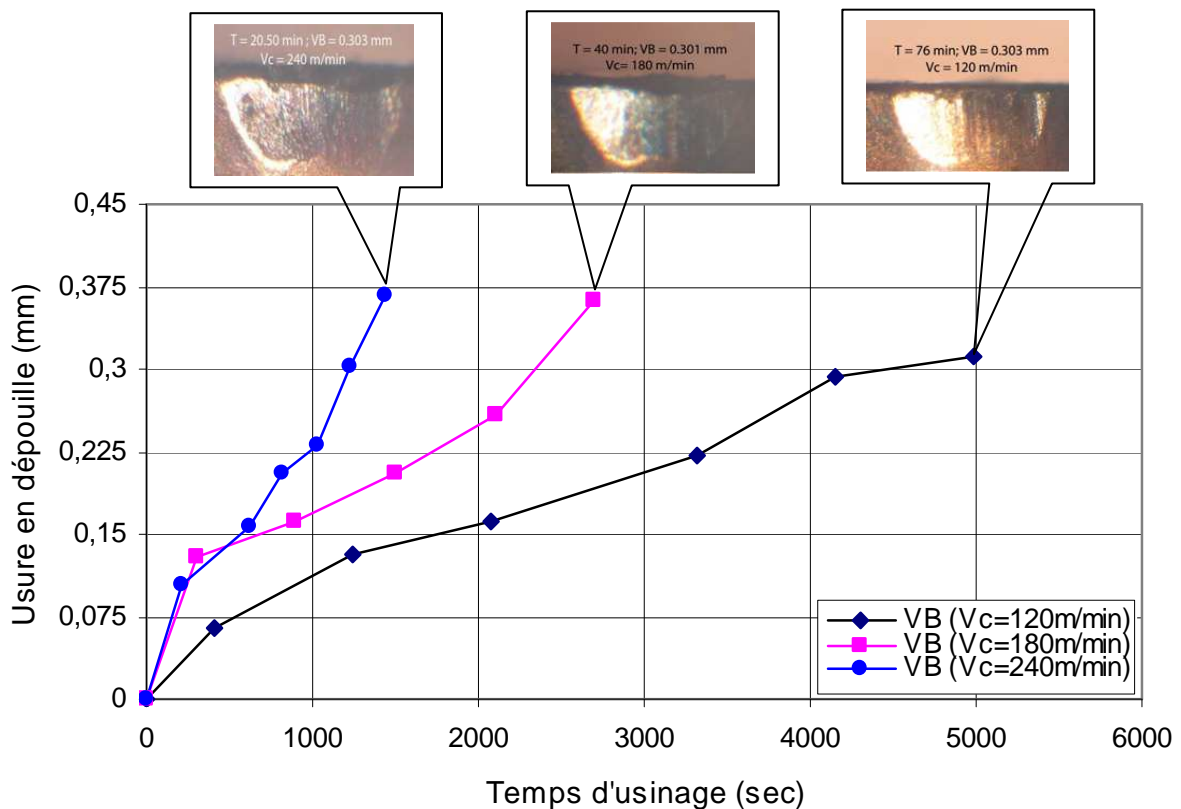
III.5.2. Usure des outils en nitrure de bore cubique (CBN7020)

Lors du tournage dur, l'arête rapportée n'est pas observée en raison des températures de coupe élevées et de l'absence de ductilité du matériau de la pièce. Le haut pouvoir abrasif des phases dures du copeau à haute température de coupe entraîne une usure rapide de l'outil. La dépouille usée (émoussement de l'arête de coupe) augmente les forces de coupe et particulièrement l'effort de poussée (radial), provoquant une usure supplémentaire en dépouille. L'usure en cratère apparaît beaucoup plus tôt lorsque les vitesses de coupe augmentent car la température de coupe croît, favorisant ainsi le mode d'usure par diffusion [4].

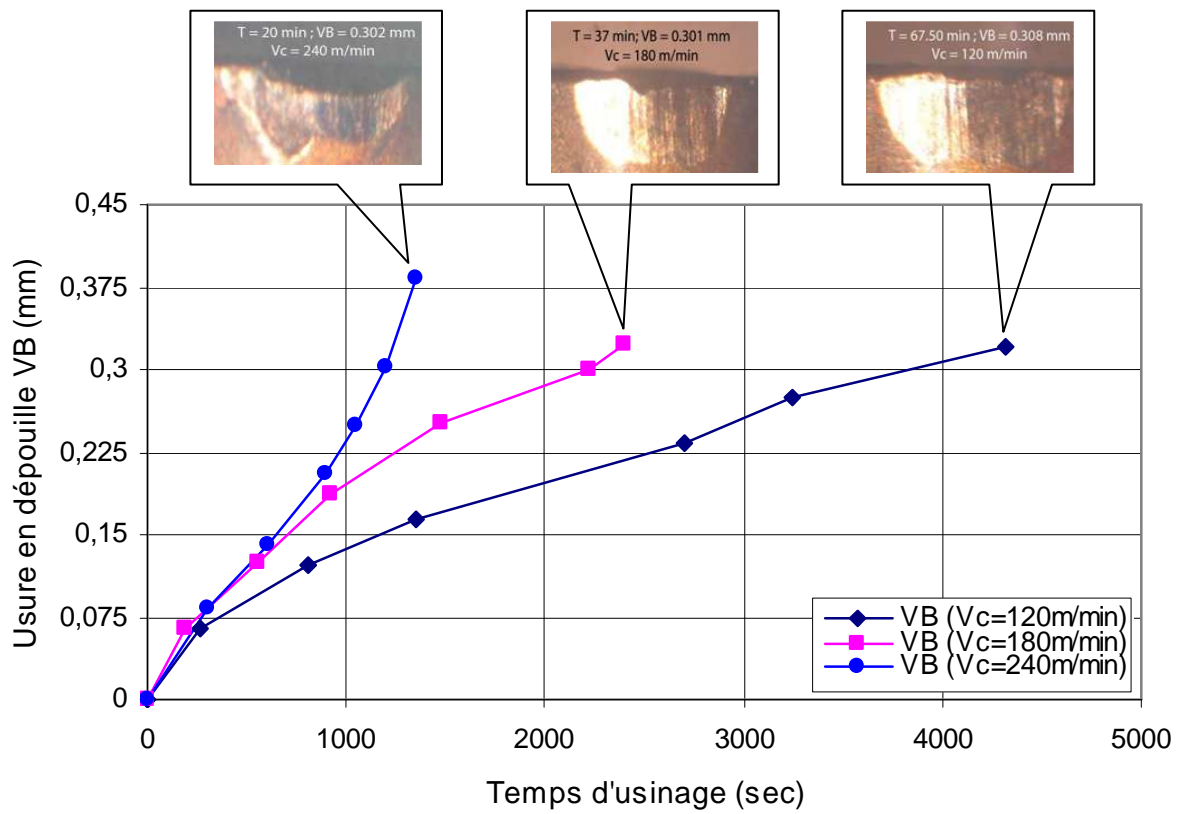
L'analyse de la morphologie de l'usure sur la plaquette de CBN7020 montre que l'usure en dépouille régulière. Cette usure est le résultat de l'action abrasive des particules en carbure qui se forment après le traitement thermique de l'acier AISI H11.

Les figures III-16 (a, b et c) montrent l'évolution de l'usure en dépouille du CBN7020 en fonction du temps d'usinage à trois vitesses et à trois avances différentes. L'analyse des résultats relatifs à la variation de l'usure en dépouille VB en fonction du temps d'usinage à trois vitesses (120 ; 180 et 240) m/min pour trois avances différentes (0,08 ; 0,12 et 0,16) mm/tr montre que la vitesse de coupe a une influence significative sur l'usure du matériau de coupe testé.

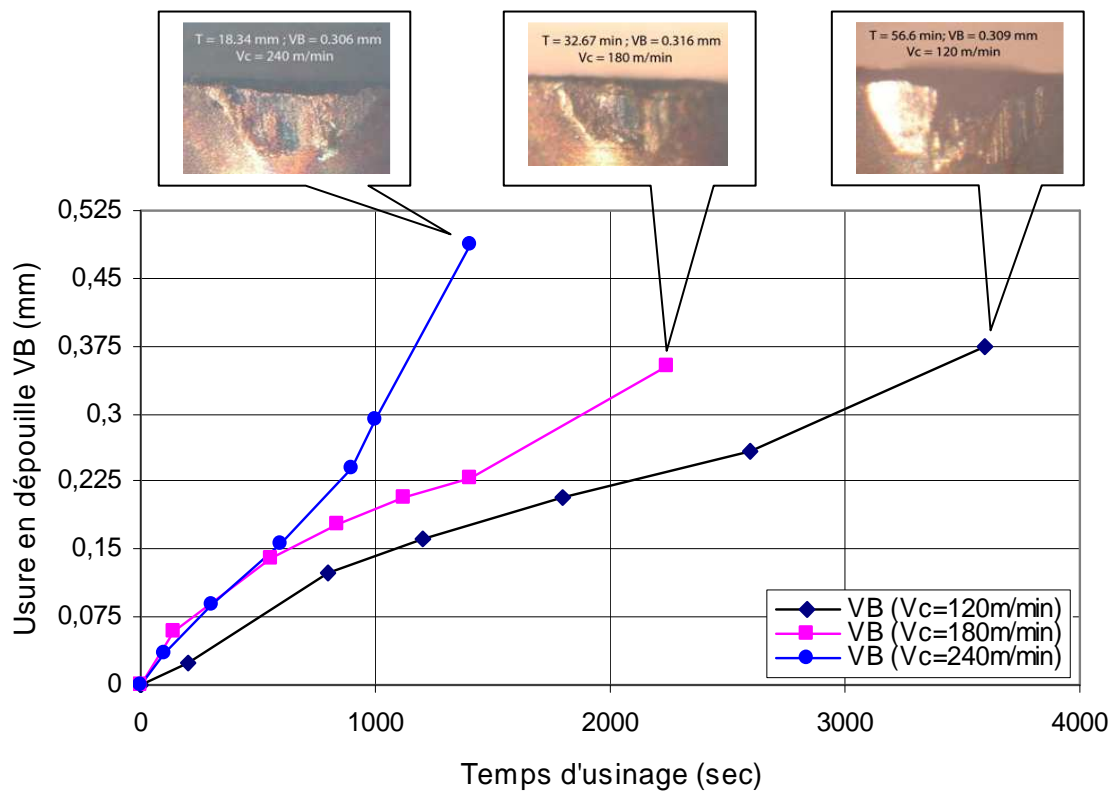
- toutes les courbes de la figure III-16 ont trois zones d'usure distinctes: a) usure de jeunesse à fort taux d'usure (rodage de l'arête de coupe) ; b) zone d'usure régulière à taux d'usure constant et, c) zone de défaillance présentant un fort taux d'usure.
- la tenue de l'outil pour $V_c = 240$ m/min et $f = 0,16$ mm/tr est de 18,34 minutes. L'usure VB est considérablement élevée à $V_c = 240$ m/min comparée à celles obtenues pour les vitesses 120 m/min et 180 m/min.
- pour $V_c = 180$ m/min et $f = 0,08$ mm/tr et lorsque l'usure atteint la valeur de 0,3 mm, on enregistre une durée de vie de l'outil de 40 minutes. Dans les mêmes conditions de coupe et à $f = 0,16$ mm/tr, la tenue est de 32,67 minutes, on remarque que la durée de vie diminue de 22%. Cette analyse nous permet de conclure que la vitesse de coupe a un effet plus important que celui de l'avance.



(a)



(b)



(c)

Figure III-16 Evolution de l'usure en dépeuille en fonction du temps d'usinage à trois vitesses pour : (a) $f=0,08$ mm/tr, (b) $f=0,12$ mm/tr et (c) $f=0,16$ mm/tr

III.5.3. Influence des paramètres de coupe sur la vie des outils

A partir des courbes d'usure aux paramètres de coupe choisis (figures III-16a, b et c), les taux d'usure initiale, les vies utiles de l'outil et la quantité du copeau débité ont été extraits. Les coûts d'usinage associés ont été aussi calculés. Les résultats obtenus sont présentés aux figures III-17 à III-21.

La figure III-17 présente l'évolution des taux d'usure initiaux en fonction des paramètres de coupe. Les conclusions suivantes s'y dégagent :

- en augmentant les paramètres de coupe (vitesse de coupe et vitesse d'avance), le taux d'usure croît ;
- le taux d'usure croît avec l'augmentation de la vitesse, de l'avance et de la largeur de coupe et obéit à une relation de type [55]:

$$u = KX^\alpha \quad \text{III-4}$$

avec u le taux d'usure ($\mu\text{m/s}$) ;
 X le paramètre de coupe considéré (min) ;
 K et α des constantes à déterminer expérimentalement.

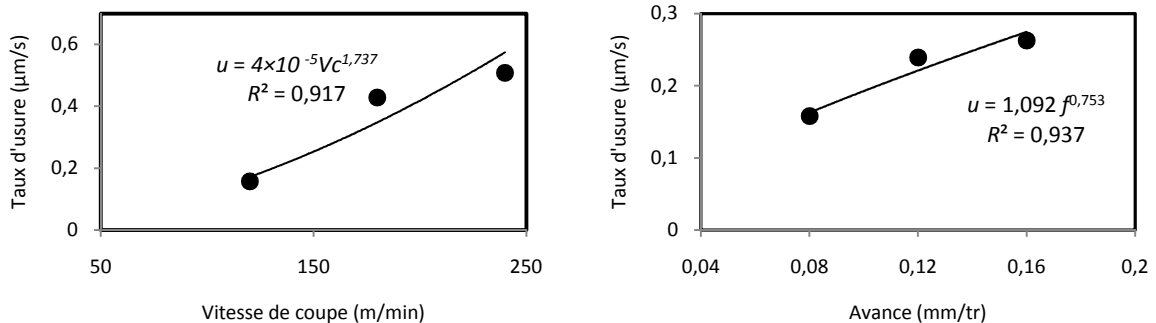


Figure III-17 Influence des paramètres de coupe sur le taux d'usure de l'outil

Les conditions de coupe générant un fort taux d'usure (figure III-17) ont pour conséquence immédiate la réduction de la vie utile des outils. Ceci se traduit par une vie utile plus élevée aux basses vitesses de coupe et aux basses avances (figure III-18).

Les meilleurs modèles de régression donnant la vie utile en fonction de la vitesse et de l'avance de l'outil sont de type puissance, exponentiel ou logarithmique (figure III-18).

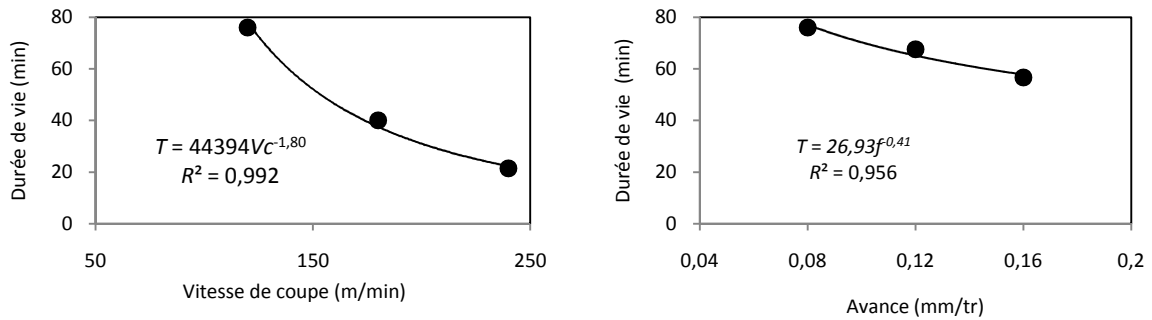


Figure III-18 Influence des paramètres de coupe sur la vie de l'outil

III.5.4. Productivité et coût d'usinage

Lors des travaux d'ébauche, ce n'est pas la vie de l'outil qui est importante, mais plutôt la quantité de copeaux générée et le coût d'opération d'usinage. Les figures III-20 et III-21 montrent l'évolution de la productivité (mesurée en termes de quantité de copeaux produite) et du coût d'usinage par unité de volume de copeau et par arête de coupe. L'analyse des résultats montre :

- l'effet de la vitesse de coupe sur le volume de copeau enlevé suivant la durée de vie de l'outil est similaire à celui observé sur le graphe de la vie de l'outil. Cela s'explique par le fait que la quantité de copeau produite est le produit de la durée de vie par le débit ;
- le volume des copeaux enlevés varie très peu avec la variation de l'avance.

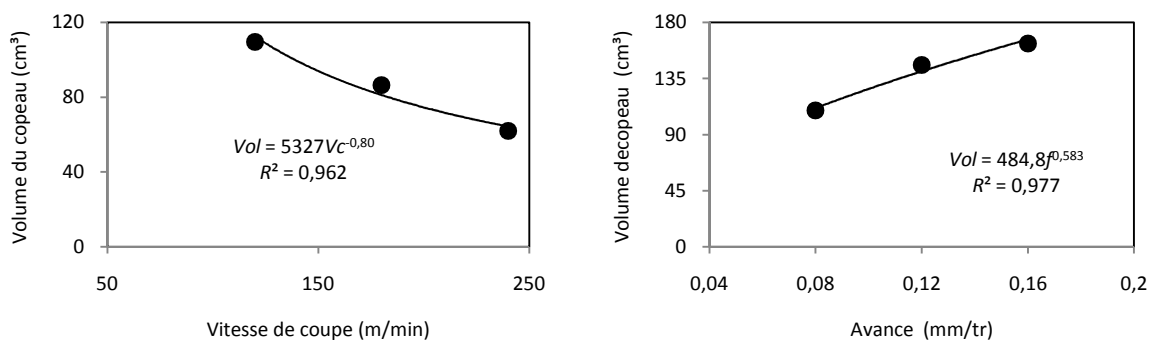


Figure III-19 Courbes des volumes de copeau en fonction des paramètres

Pour ce qui est du coût d'usinage (figure III-20), les meilleurs modèles de régression pour les données recueillies sont de type puissance. Pour construire ces courbes, nous sommes servis d'un coût unitaire des plaquettes de ~1600 DA/arête et d'une main d'œuvre de 500 DA/heure. De ces figures, il ressort que :

- le coût d'usinage est aussi réduit quand l'on augmente l'avance par tour. Aux conditions testées, le coût par unité de volume de copeaux et par arête de coupe diminue entre 10 et 24% pendant le chariotage avec des plaquettes en CBN7020 ;
- pour accroître la productivité, il est préférable de varier l'avance au lieu de varier la vitesse de coupe (figure III-20).

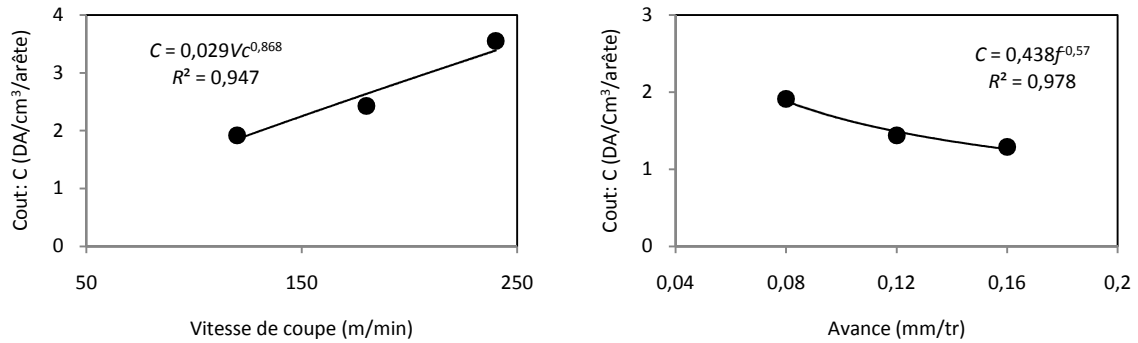


Figure III-20 Influence des paramètres de coupe sur le coût d'usinage

III.5.5. Détermination d'un modèle d'usure

Le tableau III-4 regroupe l'ensemble des résultats des essais d'usure.

Facteurs					Paramètres
Valeurs codifiées			Valeurs réelles		Durée de vie
N° Essais	X ₁	X ₂	Vc (m/min)	f (mm/tr)	T (min)
1	-1	-1	120	0,08	76,00
2	-1	0	120	0,12	67,50
3	-1	+1	120	0,16	56,60
4	0	-1	180	0,08	40,00
5	0	0	180	0,12	37,00
6	0	+1	180	0,16	32,67
7	+1	-1	240	0,08	20,50
8	+1	0	240	0,12	20,00
9	+1	+1	240	0,16	18,34

Tableau III-4 Résultats des essais d'usure

Le modèle d'usure retenu est la loi de Taylor généralisée. Elle a été déterminée pour un critère d'usure en dépouille VB de 0,3 mm. Ce modèle tient compte de l'effet de Vc et f.

$$T = C \cdot V_c^x \cdot f^y$$

III-5

avec Vc vitesse de coupe (m/min) ;
 f avance par tour (mm/tr) ;
 T durée de vie en minutes (min) ;
 C constante à déterminer expérimentalement.

Le dépouillement des résultats est effectué selon la méthode des moindres carrés.

L'ensemble des essais donne plus d'équations que d'inconnues (9 équations, 3 inconnues : x, y et C), le système est surabondant.

$$T = C \cdot Vc^x \cdot f^y \quad \text{III-6}$$

Ce modèle est représenté par une droite dans un graphe à coordonnées logarithmiques :

$$\forall i \in \{1, \dots, 9\}$$

$$\log T_i = \log C_i + x \log Vc_i + y \log f_i \quad \text{III-7}$$

L'exploitation de ce système se fera à l'aide d'un système matriciel de type $A \cdot X = B$ avec

$$A = \begin{bmatrix} 1 & \log Vc_1 & \log f_1 \\ 1 & \log Vc_2 & \log f_2 \\ 1 & \log Vc_3 & \log f_3 \\ 1 & \log Vc_4 & \log f_4 \\ 1 & \log Vc_5 & \log f_5 \\ 1 & \log Vc_6 & \log f_6 \\ 1 & \log Vc_7 & \log f_7 \\ 1 & \log Vc_8 & \log f_8 \\ 1 & \log Vc_9 & \log f_9 \end{bmatrix}, X = \begin{bmatrix} \log C \\ x \\ y \end{bmatrix} \text{ et } B = \begin{bmatrix} \log T_1 \\ \log T_2 \\ \log T_3 \\ \log T_4 \\ \log T_5 \\ \log T_6 \\ \log T_7 \\ \log T_8 \\ \log T_9 \end{bmatrix}$$

Par la suite les matrices sont rendues carrées de façon suivante :

$$A \cdot X = B$$

$$\begin{bmatrix} 1 & \log Vc_1 & \log f_1 \\ 1 & \log Vc_2 & \log f_2 \\ 1 & \log Vc_3 & \log f_3 \\ 1 & \log Vc_4 & \log f_4 \\ 1 & \log Vc_5 & \log f_5 \\ 1 & \log Vc_6 & \log f_6 \\ 1 & \log Vc_7 & \log f_7 \\ 1 & \log Vc_8 & \log f_8 \\ 1 & \log Vc_9 & \log f_9 \end{bmatrix} \times \begin{bmatrix} \log C \\ x \\ y \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \log T_1 \\ \log T_2 \\ \log T_3 \\ \log T_4 \\ \log T_5 \\ \log T_6 \\ \log T_7 \\ \log T_8 \\ \log T_9 \end{bmatrix}$$

$$(A^t A)X = (A^t B)$$

$$\begin{bmatrix} 1 & 1 & 1 & 1 & 1 & 1 & 1 & 1 & 1 \\ \log Vc_1 & \log Vc_2 & \log Vc_3 & \log Vc_4 & \log Vc_5 & \log Vc_6 & \log Vc_7 & \log Vc_8 & \log Vc_9 \\ \log f_1 & \log f_2 & \log f_3 & \log f_4 & \log f_5 & \log f_6 & \log f_7 & \log f_8 & \log f_9 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} 1 \log Vc_1 \log f_1 \\ 1 \log Vc_2 \log f_2 \\ 1 \log Vc_3 \log f_3 \\ 1 \log Vc_4 \log f_4 \\ 1 \log Vc_5 \log f_5 \\ 1 \log Vc_6 \log f_6 \\ 1 \log Vc_7 \log f_7 \\ 1 \log Vc_8 \log f_8 \\ 1 \log Vc_9 \log f_9 \end{bmatrix} \times \begin{bmatrix} \log C \\ x \\ y \end{bmatrix} =$$

$$\begin{bmatrix} 1 & 1 & 1 & 1 & 1 & 1 & 1 & 1 & 1 \\ \log Vc_1 & \log Vc_2 & \log Vc_3 & \log Vc_4 & \log Vc_5 & \log Vc_6 & \log Vc_7 & \log Vc_8 & \log Vc_9 \\ \log f_1 & \log f_2 & \log f_3 & \log f_4 & \log f_5 & \log f_6 & \log f_7 & \log f_8 & \log f_9 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \log T_1 \\ \log T_2 \\ \log T_3 \\ \log T_4 \\ \log T_5 \\ \log T_6 \\ \log T_7 \\ \log T_8 \\ \log T_9 \end{bmatrix}$$

D'où $x = (A^t A)^{-1} \cdot (A^t B)$

Les exposantes du modèle de Taylor ainsi calculés ont pour valeurs respectives :

$$x = -1,734; \quad y = -0,286; \quad C = 160385,470$$

Dans votre cas le modèle de Taylor généralisé peut s'écrire de la manière suivante :

$$T = 160385,47 \quad Vc^{-1,734} \cdot f^{-0,286} \tag{III-8}$$

a) Effet de la vitesse de coupe

L'influence de ce paramètre est plus significative. En effet, lors des essais, on a observé une nette diminution de la durée de vie de l'outil (70,02%) en augmentant la vitesse de coupe (tableau III-4). Par exemple, les essais 1 et 7 effectués à une même avance mais à des vitesses de coupe passant de 120 m/min à 240 m/min montrent que le temps d'usinage pour le même critère d'usure a été divisé par ~ 4, d'où l'importance de la vitesse de coupe. Les résultats montrent que pour des vitesses de coupe élevées, l'usure est plus rapide. [5] a expliqué cette diminution par le fait que lorsqu'on travaille avec des vitesses de coupe plus élevées :

- le système usinant devient instable en raison des grandes vibrations enregistrées lors de l'usinage ;
- la température dans la zone de coupe augmente (notamment aux interfaces « copeau - surface d'attaque », et « pièce - surface de dépouille principale », ce qui favorise la manifestation des différents mécanismes d'usure de l'outil suite à la réduction de sa dureté.

b) Effet de l'avance

De la même manière, l'influence de l'avance est moins importante par rapport à la vitesse de coupe. Les essais réalisés ont montré également une diminution de la durée de vie de l'outil avec une augmentation de l'avance (tableau III-4). Par exemple, les essais 1 et 3 effectués à une même vitesse de coupe mais à des avances passant de 0,08 mm/tr à 0,16 mm/tr montrent que le temps d'usinage pour le même critère d'usure a été divisé par ~ 2. Des résultats semblables ont été rapportés par Lima et autres [56] lors du tournage de l'acier AISI D2 traité à (58HRC) en utilisant l'outil CBN.

II.5.6. Influence de l'usure sur l'état de surface et les efforts de coupe

L'évolution de l'état de surface et des efforts de coupe en fonction de l'usure de l'outil a été mise en évidence pendant un essai de chariotage sur l'acier AISI H11 à l'état trempé (50HRC), l'outil utilisé est CBN7020.

a) Effet sur l'état de surface

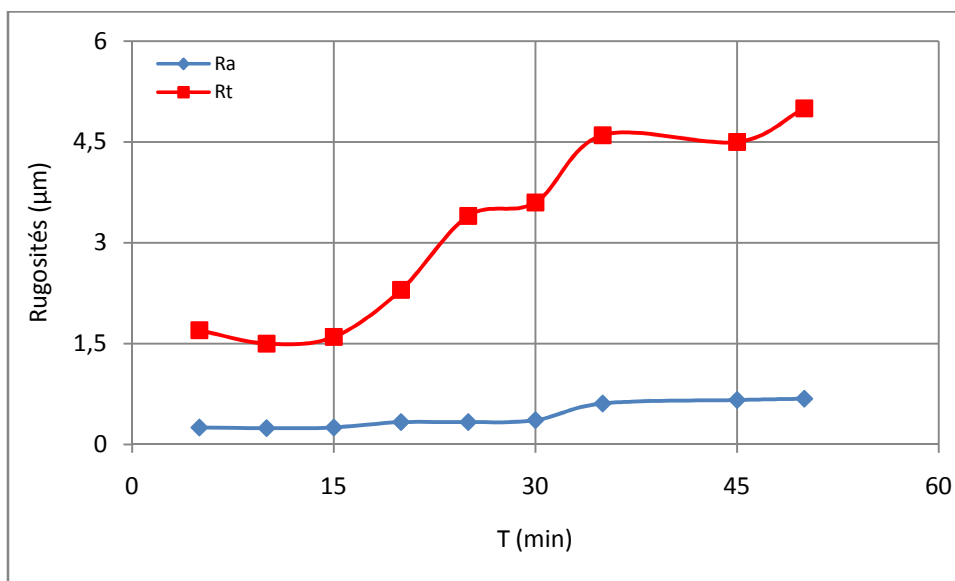


Figure III-21 Evolutions de la rugosité en fonction du temps d'usinage à $f = 0,08$ mm/tr ; $a_p = 0,15$ mm et $V_c = 180$ m/min

La figure III-21 l'évolution des critères de rugosité (Ra et Rt) en fonction du temps d'usinage pour un CBN7020. Pour une première opération de chariotage à $t = 5$ minutes, les rugosités sont (0,25 et 1,7) μm . A la fin du chariotage à $t = 50$ minutes, les rugosités atteignent les valeurs de (0,68 et 5) μm . Ce qui correspond à une augmentation de (172 et 194,11) %.

b) Effet sur les efforts de coupe

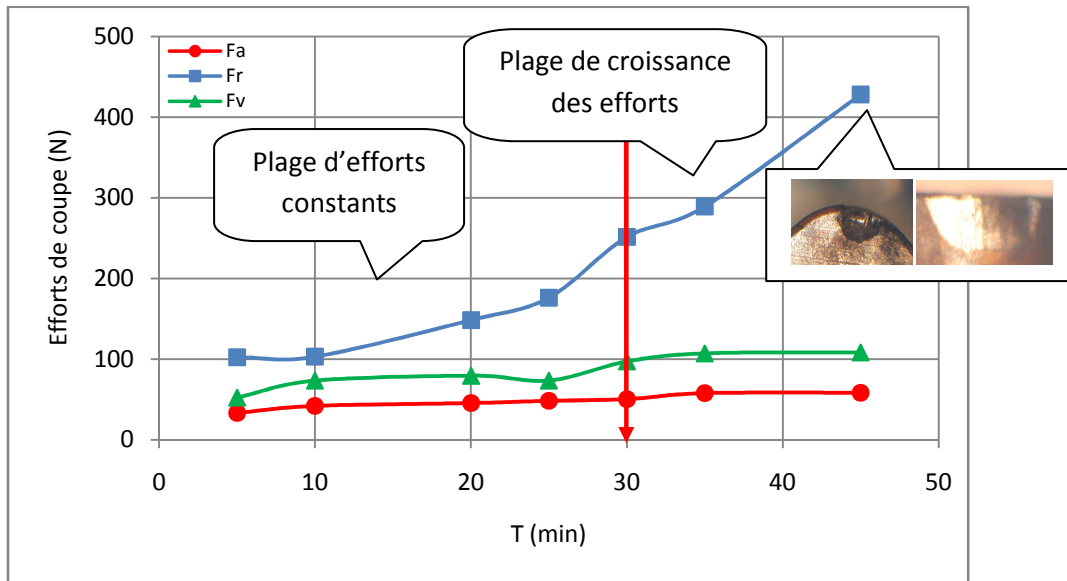


Figure III-22 Evolutions des efforts de coupe en fonction du temps d'usinage à $f = 0,08$ mm/tr ; $ap = 0,15$ mm et $Vc = 180$ m/min

La figure III-22 montre l'évolution des efforts de coupe en fonction du temps d'usinage. Il existe une plage de temps où les efforts de coupe restent inchangés. Durant cette plage, l'usure observée sur la plaquette est l'usure en dépouille régulière et l'usure en cratère est très faible. A partir d'un temps d'usinage de 30 minutes, un écaillage apparaît sur la face de dépouille : les valeurs maximales des efforts de coupe s'accroissent brutalement (~ 146% pour Fr et Fa , Fv reste en valeur maximale identique). Les profils d'effort représentés montrent qu'après 30 minutes, l'allure devient saccadée entraînant des variations d'effort de 70% pour Fr , 11% pour Fv , et 15,80% pour Fa . Il est important d'observer que les efforts décrochent avant (30 minutes). Ceci s'explique par le fait que l'écaillage se produit dans la zone d'arête la plus chargée. L'effondrement d'arête qui apparaît autour de 45 minutes, quant à lui perturbe profondément l'état de surface et les efforts. Ceci montre que si un suivi d'usure doit être fait dans le cadre du tournage dur, les critères à surveiller sont avant tout les efforts de coupe, et plus particulièrement l'effort radial.

III.6. CONCLUSION

Ce chapitre traite la démarche du Couple-Outil-Matière avec l'acier AISI H11 à l'état trempé, usiné en tournage dur à sec par les matériaux de coupe suivants : Les nitrures des bores cubiques (CBN7020 et CBN7050), les carbures revêtus GC4015 et les céramiques noires (mixtes) CC650. Ces essais nous ont permis d'évaluer les performances de ces outils de coupe en termes d'effort et pression de coupe, de rugosité des surfaces usinées et d'usure en dépouille. Ainsi, les plages des conditions de coupe liées au fonctionnement correct des outils, les mieux adaptées et les durées de vie ont été déterminées.

- L'effort de coupe le plus important est l'effort de poussé (radial) en raison de la géométrie négative de la plaquette. Le choix de profondeur passe ou (et) d'avance trop faible amène des pressions de coupe énormes.
- Le comportement à l'usure varie très largement en fonction de la composition chimique et aux caractéristiques physiques et mécaniques du Couple-Outil-Matière. En effet, la comparaison en termes d'usure montre que le CBN7020 est le matériau le plus résistant à l'usure suivi par le CB7050, ensuite la céramique mixte CC650 et en dernier lieu le carbure GC4015.
- Une étude des efforts suivant l'évolution de la dureté et de l'usure indique que c'est encore l'effort radial qui se distingue par sa forte sensibilité à la dureté et à l'usure de l'outil.
- Un suivi d'usure par le contrôle des efforts est souhaitable par rapport à un contrôle de l'état de surface et plutôt le contrôle de l'effort radial.

CHAPITRE IV

TRAITEMENT ET ANALYSE DES RESULTATS

Ce chapitre, propose une étude statistique qui repose sur l'analyse ANOVA, la régression multiple afin de modéliser les phénomènes étudiés ainsi qu'une optimisation des paramètres de coupe et de la dureté de la pièce. Les plans d'expérience utilisés sont le plan d'expérience complet 3^3 et le plan BBDs avec un nombre de 29 essais. Ainsi les valeurs des coefficients de corrélation et les constantes associées ont été calculées à l'aide du logiciel Design-Expert 8.

IV.1. INTRODUCTION

Ce chapitre est consacré à présenter les résultats de la détermination des modèles mathématiques des différents phénomènes étudiés. Ces modèles permettent d'exprimer la relation entre les éléments du régime de coupe (V_c , f , t , H et ap) et les paramètres technologiques étudiés (effort de coupe, rugosité et usure en dépouille (VB)). Ils permettent aussi d'optimiser le processus de coupe. Pour faire une analyse de la variance (ANOVA) et pour déduire les constantes des différents modèles mathématiques ainsi que la présentation en 3D sous forme d'une surface de réponse (SR), nous avons utilisé un logiciel de statistique appelé « Design-Expert ». L'objectif de cette analyse est de déterminer les facteurs et les interactions qui ont un effet statistiquement significatif sur les paramètres étudiés.

La méthodologie de surface de réponse (MSR) est une procédure qui comprend six étapes [57] :

- 1) définir les variables d'entrée indépendantes et les réponses de sortie désirées ;
- 2) adopter un plan de conception expérimentale ;
- 3) effectuer une analyse de régression avec le modèle mathématique (quadratique) de MSR ;
- 4) analyser par ANOVA les variables d'entrée indépendantes, afin de trouver les paramètres qui affectent considérablement la réponse ;
- 5) déterminer la situation du modèle quadratique de MSR et de décider si le modèle de MSR à besoin des variables de dépistage ou non et enfin ;
- 6) optimiser, la conduite d'expérimentation et la confirmation et de vérifier les caractéristiques de performance prédite.

L'utilisation de la méthodologie de la surface de réponse permet d'une part de modéliser une variable dépendante Y , dite variable de réponse (effort de coupe, rugosité et usure en dépouille (VB)), en fonction d'un certain nombre de variables indépendantes (facteurs), X_1 , X_2 , ..., X_k , d'autre part, d'analyser l'influence et l'interaction de ces dernières sur la réponse.

On peut ainsi écrire le modèle pour une réponse donnée (Y) sous la forme suivante :

$$Y = a_0 + \sum_{i=1}^k a_i X_i + \sum_{i=1}^k a_{ii} X_i^2 + \sum_{i < j}^k a_{ij} X_i X_j \quad \text{IV-1}$$

- Y est la grandeur à laquelle s'intéresse l'expérimentateur. C'est la réponse ou la grandeur d'intérêt. Elle est mesurée au cours de l'expérimentation et elle est obtenue avec une précision donnée ;
- X_i représente le niveau attribué au facteur i . C'est la valeur de la coordonnée du facteur i retenue par l'expérimentateur pour réaliser un essai. Cette valeur est parfaitement connue. On supposera même, par la suite, que ce niveau est déterminé sans erreur (hypothèse classique de la régression) ;
- a_0, a_i, a_{ij}, a_{ii} représentent respectivement le terme constant, les coefficients des termes linéaires, des termes représentant les interactions entre variables et des termes quadratiques. Ils ne sont pas connus et doivent être calculés à partir des résultats des expériences.

Le coefficient de détermination de la régression multilinéaire R^2 est défini par le rapport de la dispersion des résultats, donné par la relation (IV-2).

$$R^2 = \frac{\sum (Y_i - \bar{y})^2}{\sum (\bar{Y}_i - \bar{y})^2} \quad \text{IV-2}$$

avec Y_i valeur de la réponse calculée à la i^{e} expérience ;
 \bar{Y}_i valeur mesurée à la i^{e} expérience ;
 \bar{y} valeur moyenne des réponses mesurées.

Afin de tester la validité du modèle, l'analyse des variances (ANOVA) est utilisée pour examiner la signification et l'adéquation du modèle. ANOVA permet de tracer les surfaces de réponse, d'estimer l'influence et l'interaction simultanées des paramètres de coupe sur les phénomènes étudiés (l'effort de coupe, la rugosité et l'usure en dépouille).

IV.2. MODELISATION DE L'USURE EN DEPOUILLE VB ET DE LA RUGOSITE DE SURFACE Ra EN FONCTION DES PARAMETRES D'USINAGE

Le tableau IV-1 présente les conditions de coupe (la vitesse de coupe, l'avance par tour et le temps d'usinage), et les résultats expérimentaux correspondants à l'usure en dépouille (VB) et à la rugosité de surface (Ra). Ces résultats sont obtenus suite aux différentes combinaisons des conditions de coupe (matrice de planification des expériences pour un plan $N = 3^3$), lors de tournage dur de l'acier AISI H11 (50HRC) par un outil en CBN7020.

L'analyse des résultats de ce tableau montre que la valeur minimale de l'usure en dépouille VB a été trouvée suivant les conditions de l'essai N° 1 c.-à-d. pour les conditions de coupe suivantes (120 m/min ; 0,08 mm/tr et 7 minutes). Mais la valeur minimale de la rugosité de surface (Ra) a été observée dans l'essai N° 10 c.-à-d. (180 m/min ; 0,08 mm/tr et 7 minutes). Les valeurs maximales de l'usure en dépouille (VB) et de la rugosité de surface (Ra) ont été observées aux essais N° 24 et N° 27 respectivement de (240 m/min ; 0,12 mm/tr et 21 minutes) et (240 m/min ; 0,16 mm/tr et 21 minutes).

Facteurs								
Valeurs codifiées				Valeurs réelles			Paramètres	
N° Essais	X_1	X_2	X_3	Vc (m/min)	f (mm/tr)	t (min)	VB (mm)	Ra (μm)
1	-1	-1	-1	120	0,08	7	0,066	0,263
2	-1	-1	0	120	0,08	14	0,124	0,295
3	-1	-1	+1	120	0,08	21	0,130	0,315
4	-1	0	-1	120	0,12	7	0,082	0,820
5	-1	0	0	120	0,12	14	0,122	0,838
6	-1	0	+1	120	0,12	21	0,156	0,888
7	-1	+1	-1	120	0,16	7	0,092	0,572
8	-1	+1	0	120	0,16	14	0,126	0,748
9	-1	+1	+1	120	0,16	21	0,165	0,874
10	0	-1	-1	180	0,08	7	0,134	0,218
11	0	-1	0	180	0,08	14	0,160	0,274
12	0	-1	+1	180	0,08	21	0,200	0,347
13	0	0	-1	180	0,12	7	0,118	0,395
14	0	0	0	180	0,12	14	0,188	0,432
15	0	0	+1	180	0,12	21	0,201	0,494
16	0	+1	-1	180	0,16	7	0,118	0,751
17	0	+1	0	180	0,16	14	0,179	0,813
18	0	+1	+1	180	0,16	21	0,229	0,901
19	+1	-1	-1	240	0,08	7	0,141	0,249
20	+1	-1	0	240	0,08	14	0,218	0,222
21	+1	-1	+1	240	0,08	21	0,310	0,548
22	+1	0	-1	240	0,12	7	0,100	0,976
23	+1	0	0	240	0,12	14	0,186	1,200
24	+1	0	+1	240	0,12	21	0,327	1,440
25	+1	+1	-1	240	0,16	7	0,102	0,830
26	+1	+1	0	240	0,16	14	0,220	1,359
27	+1	+1	+1	240	0,16	21	0,316	2,240

Tableau IV-1 Résultats de l'usure en dépouille VB et la rugosité de surface Ra en fonction des différentes combinaisons des conditions de coupe

IV.2.1. Modélisation de l'usure en dépouille VB en fonction des paramètres de coupe

a) Analyse de la variance (ANOVA) pour l'usure en dépouille VB

Les résultats de l'analyse de variance (ANOVA) pour l'usure en dépouille (VB) sont exposés dans le tableau IV-2. L'analyse est effectuée pour un niveau de signification $\alpha = 0,05$ (c.-à-d. pour un niveau de confiance de 95%). Dans ce tableau sont mentionnés les valeurs des degrés de liberté (ddl), la somme des carrés des écarts (SCE), les carrés moyens (CM), la probabilité (Prob.) et la contribution en pourcentage (Cont. %) de chaque facteur et des différentes interactions.

L'analyse détaillée des valeurs de l'usure en dépouille VB présentées dans le tableau IV-1 et des coefficients du tableau IV-2 permet de classer les trois éléments du régime de coupe (V_c , f et t) et leurs interactions par ordre d'influence sur l'usure en dépouille VB. Le temps d'usinage vient en première position avec une contribution de 53,706% suivi de la vitesse de coupe par 33,876% et de l'avance par tour avec une contribution de 0,188%. L'interaction ($V_c \times t$) a un effet significatif avec un impact de 10,741%. Les interactions ($V_c \times f$), ($f \times t$), ($V_c \times V_c$), ($f \times f$) et ($t \times t$) n'ont pas un effet significatif sur VB.

Source	ddl	SCE	CM	F-value	Prob.	Cont. %	Remarque
V_c	1	0,041	0,041	135,84	< 0,0001	33,876	Significatif
f	1	2,276E-4	2,276E-4	0,76	0,3962	0,188	Non significatif
t	1	0,065	0,065	216,14	< 0,0001	53,706	Significatif
$V_c \times f$	1	7,363E-4	7,363E-4	2,45	0,1358	0,608	Non significatif
$V_c \times t$	1	0,013	0,013	44,17	< 0,0001	10,741	Significatif
$f \times t$	1	8,167E-4	8,167E-4	2,72	0,1175	0,675	Non significatif
$V_c \times V_c$	1	9,335E-5	9,335E-5	0,31	0,5845	0,077	Non significatif
$f \times f$	1	9,074E-5	9,074E-5	0,30	0,5897	0,075	Non significatif
$t \times t$	1	6,446E-5	6,446E-5	0,21	0,6491	0,053	Non significatif
Erreur	17	5,106E-3	3,004E-4				
Total	26	0,126				100	

Tableau IV-2 Analyse de la variance (ANOVA) pour VB

b) Facteurs influents

Pour mieux visionner les résultats de l'analyse des variances, un graphe de Pareto est construit (figure IV-1). Cette figure classe les paramètres de coupe et leurs interactions suivant leur influence croissante sur l'usure en dépouille VB. Les effets sont standardisés pour une meilleure comparaison. Les valeurs standardisées de cette figure sont obtenues en divisant l'effet de chaque facteur par l'erreur sur la valeur estimée du facteur correspondant.

Plus l'effet standardisé est élevé, plus le facteur considéré influence l'usure en dépouille (VB).

Une ligne limite les effets significatifs de ceux qui ne le sont pas. L'intervalle de confiance choisi est 95%. Comme lors de l'usinage des métaux, l'usure en dépouille dépend en majeure partie du temps d'usinage, de la vitesse de coupe et de l'interaction entre la vitesse de coupe et le temps d'usinage (figures IV-1).

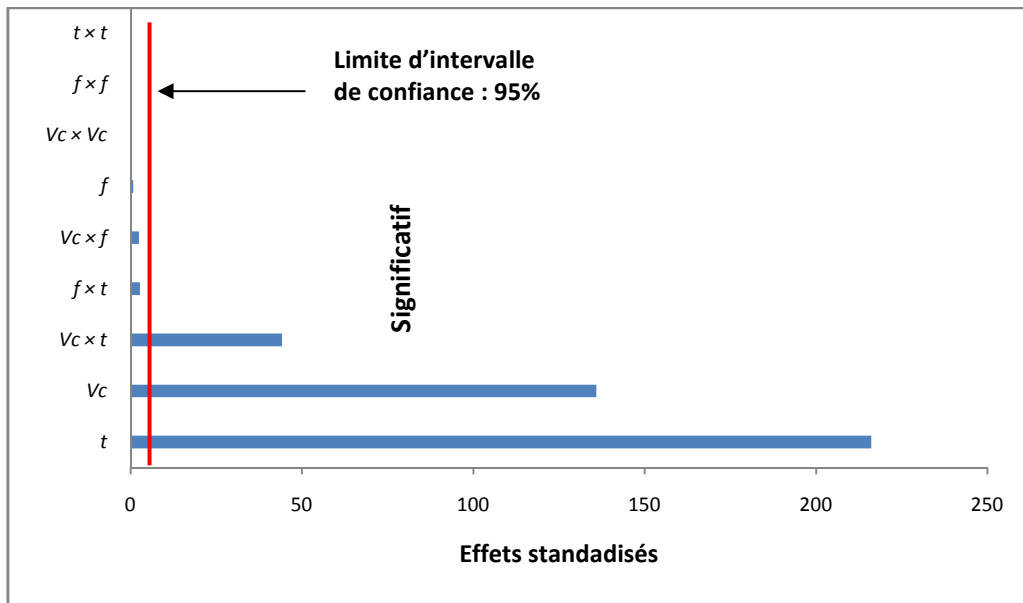


Figure IV-1 Graphe de PARETO des effets des paramètres de coupe sur l'usure en dépouille VB

La figure IV-2 illustre les effets moyens des paramètres de coupe sur l'usure en dépouille VB. L'usure en dépouille n'est pas influencée par l'avance. Mais par contre la vitesse de coupe et le temps d'usinage ont une influence significative sur l'usure en dépouille VB.

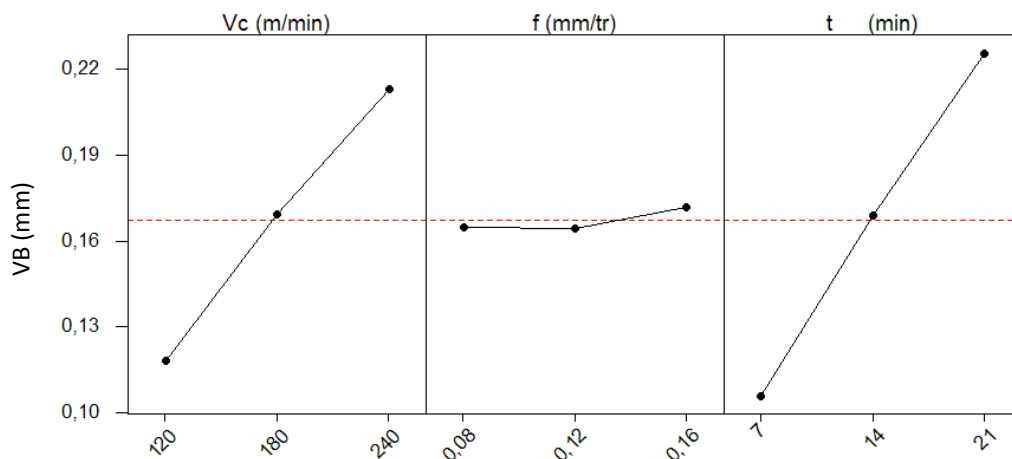


Figure IV-2 Graphe des effets principaux de V_c , f et t sur l'usure en dépouille VB

c) Analyse de régression : VB en fonction de Vc ; f et t

L'analyse de régression de VB en fonction de Vc, f et t donne l'équation du modèle complet (IV-3) avec un coefficient de corrélation ($R^2 = 90,30\%$).

$$\begin{aligned} VB = & 0,0605 + 4,713 \times 10^{-4} Vc - 0,319 f - 7,334 \times 10^{-3} t \\ & - 3,263 \times 10^{-3} Vc \times f + 7,916 \times 10^{-5} Vc \times t + 0,029 f \times t \\ & - 1,095 \times 10^{-6} Vc^2 + 2,430 \times f^2 - 6,689 \times 10^{-5} \end{aligned} \quad \text{IV-3}$$

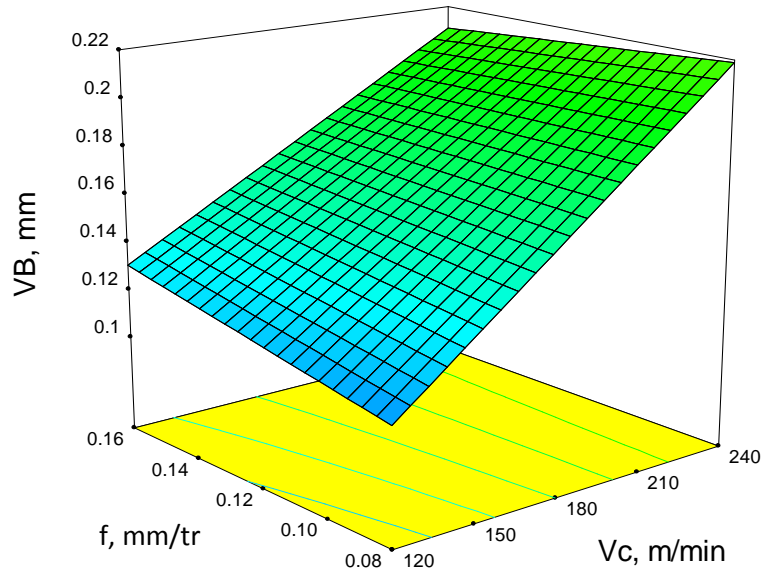
En introduisant seulement les facteurs qui ont un effet significatif, le modèle réduit de l'usure en dépouille VB en fonction de Vc, f et t donne l'équation (IV-4) avec un coefficient de corrélation ($R^2 = 93,81\%$).

$$VB = 0,0929 - 3,148 \times 10^{-4} Vc + 0,0888 f - 5,67 \times 10^{-3} t + 7,9166 \times 10^{-5} Vc \times t \quad \text{IV-4}$$

Dans l'ordre, pour étudier l'influence des paramètres de coupe (la vitesse de coupe, l'avance par tour et le temps d'usinage) sur l'usure en dépouille (VB), les graphiques d'interaction du facteur sont tracés dans la figure IV-3 (a, b et c). La figure IV-3a illustre l'influence de la vitesse de coupe et de l'avance par tour sur l'usure en dépouille (VB). Les résultats d'ANOVA montrent que l'effet de l'avance par tour sur l'usure en dépouille n'est pas statistiquement significatif (tableau IV-2), et les mêmes résultats ont été observés sur la figure IV-3a ; c.-à-d. que l'avance influe peu sur l'usure en dépouille. L'augmentation de la vitesse de coupe conduit généralement une augmentation d'usure en dépouille ceci est dû à l'élévation de la température dans la zone de coupe [20].

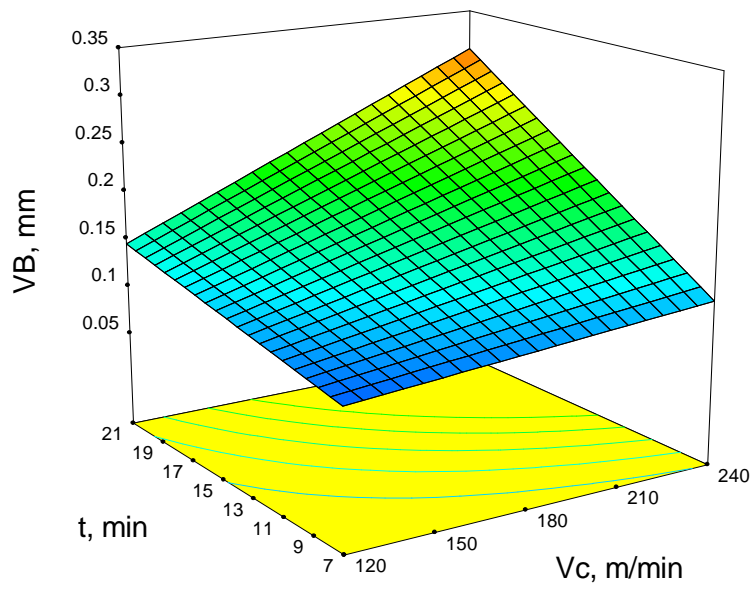
Dans la figure IV-3 (b et c), il est clair que l'augmentation de l'usure en dépouille (VB) est liée avec l'augmentation du temps d'usinage (t) et de la vitesse de coupe (Vc). Ce phénomène est attribué à l'augmentation de frottement du copeau qui mène aux résultats de l'augmentation de la température et de la pression locale sur les arêtes de l'outil [20]. Des résultats similaires ont été rapportés par Horng et autres [58]. Ils ont trouvé que la vitesse de coupe présente un effet significatif sur l'usure en dépouille (VB) et cela lors tournage dur de l'acier SCrMnH11 (47HRC) par un outil en céramique.

Design-Expert® Software
 Factor Coding: Actual
 VB
 0.327
 0.066
 X1 = A: Vc
 X2 = B: f
 Actual Factor
 C: t = 14.00



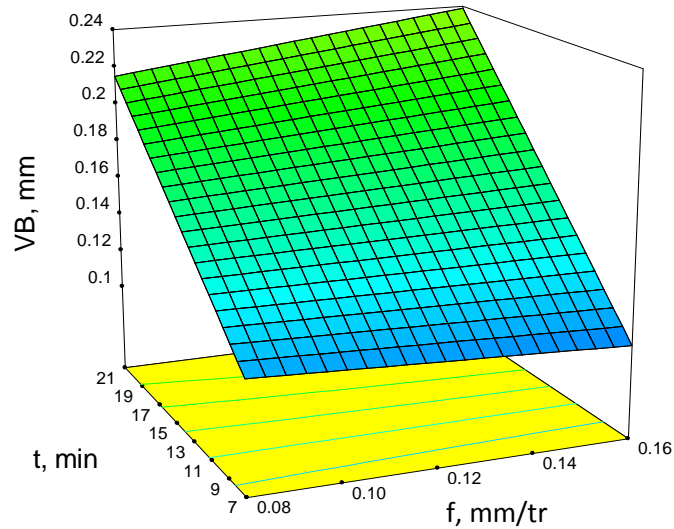
(a)

Design-Expert® Software
 Factor Coding: Actual
 VB
 0.327
 0.066
 X1 = A: Vc
 X2 = C: t
 Actual Factor
 B: f = 0.12



(b)

Design-Expert® Software
 Factor Coding: Actual
 VB
 0.327
 0.066
 X1 = B: f
 X2 = C: t
 Actual Factor
 A: Vc = 180.00



(c)

Figure IV-3 Evolution de l'usure en dépouille (VB) en fonction de Vc, f et t

IV.2.2. Modélisation de la rugosité de surface Ra en fonction des paramètres d'usage

a) Analyse de la variance pour la rugosité Ra

Le tableau IV-3 présente l'analyse de variance ANOVA pour le critère Ra. On remarque que la vitesse de coupe (Vc), l'avance (f), le temps d'usage (t), et les interactions (Vc × f), (Vc × t) et les produits (Vc × Vc) et (f × f) ont un impact significatif. On enregistre des contributions successivement de (13,459 ; 45,673 ; 9,989 ; 7,398 ; 5,198 ; 11,095 et 3,731) %. Par contre les interactions (f × t) et (t × t) n'ont pas un effet significatif puisque la valeur de probabilité (Prob.) est supérieure à 0,05. On note que l'avance est le facteur le plus prépondérant car sa contribution est 45,673%.

Source	ddl	SCE	CM	F-value	Prob.	Cont. %	Remarque
Vc	1	0,66163339	0,66163339	17,2395447	0,0007	13,459	Significatif
f	1	2,2450805	2,2450805	58,4979029	< 0,0001	45,673	Significatif
t	1	0,4910405	0,4910405	12,7945699	0,0023	9,989	Significatif
Vc × f	1	0,36366008	0,36366008	9,47554096	0,0068	7,398	Significatif
Vc × t	1	0,25550008	0,25550008	6,65731989	0,0195	5,198	Significatif
f × t	1	0,15916033	0,15916033	4,1470877	0,0576	3,238	Non significatif
Vc × Vc	1	0,5454135	0,5454135	14,2113149	0,0015	11,095	Significatif
f × f	1	0,18340017	0,18340017	4,77868172	0,0431	3,731	Significatif
t × t	1	0,01066817	0,01066817	0,27797016	0,6048	0,217	Non significatif
Erreur	17	0,65243994	0,03837882				
Total	26	5,56799667				100	

Tableau IV-3 Analyse de la variance (ANOVA) pour Ra

b) Facteurs influents

Le graphe de Pareto (figure IV-4) montre les points suivants :

- l'avance par tour présente un effet énorme sur la rugosité Ra , les autres facteurs ; la vitesse de coupe et le temps d'usinage présentent un effet secondaire sur Ra ;
- les interactions ($Vc \times t$, $Vc \times f$, Vc^2 et f^2) ont un effet secondaire sur Ra . Mais les autres ($f \times t$) et ($t \times t$) n'influencent pas la rugosité Ra .

A partir de ces deux points, nous pouvons conclure que le modèle de régression qui prédit la rugosité Ra en fonction des paramètres de coupe, est déterminé seulement avec les facteurs qui ont un effet significatif.

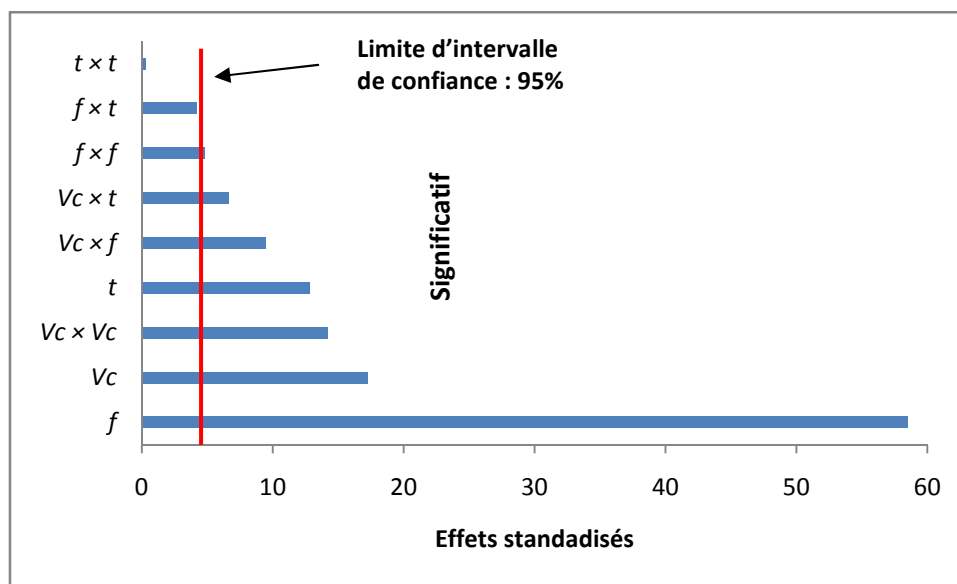


Figure IV-4 Graphe de PARETO des effets des paramètres de coupe sur la rugosité Ra

La figure IV-5 présente les effets principaux des facteurs considérés : la vitesse de coupe, l'avance par tour et le temps d'usinage sur la rugosité de surface Ra .

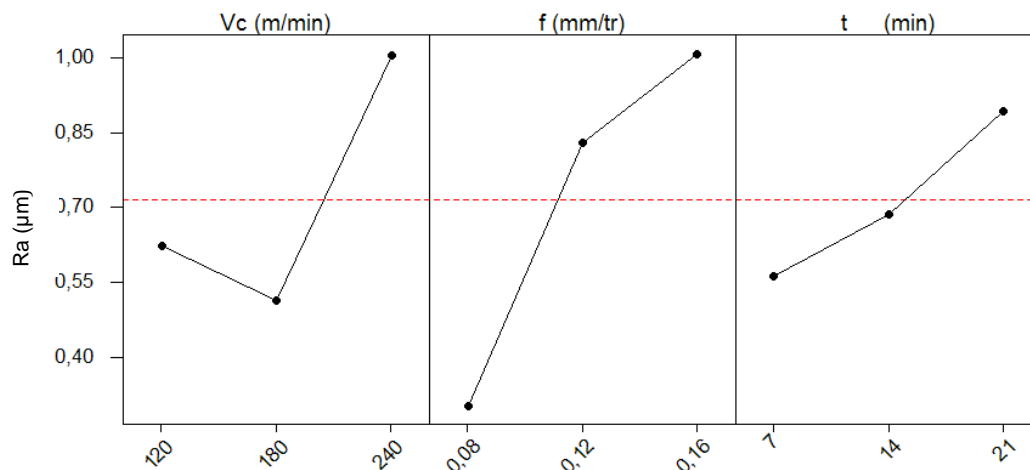


Figure IV-5 Graphe des effets principaux de Vc , f et t sur la rugosité Ra

c) Analyse de régression : Ra en fonction de Vc ; f et t

L'analyse de régression de Ra en fonction de Vc, f et t donne l'équation du modèle complet (IV-5) avec un coefficient de corrélation ($R^2 = 67,28\%$).

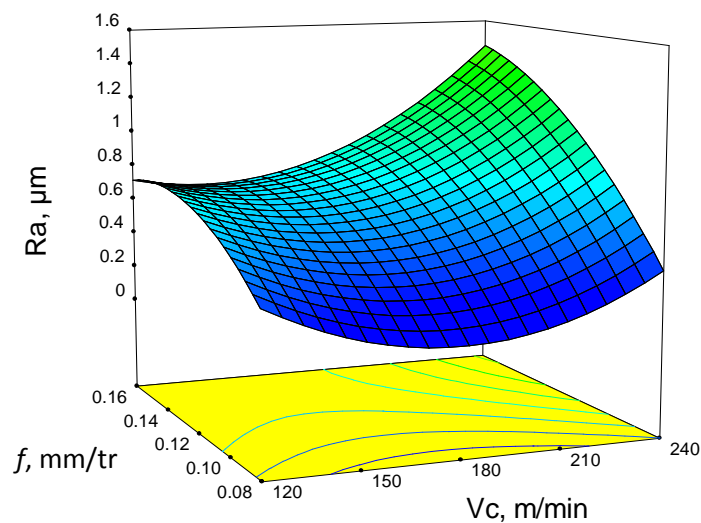
$$Ra = 3,079 - 0,040Vc + 16,239f - 0,112 \times t + 0,072Vc \times f + 3,472 \times 10^{-4} Vc \times t + 0,411f \times t + 8,375 \times 10^{-5} Vc^2 - 109,270f^2 + 8,605 \times 10^{-4} t^2 \quad \text{IV-5}$$

En introduisant seulement les facteurs qui ont un effet significatif, le modèle réduit de la rugosité Ra en fonction de Vc, f et t donne l'équation (IV-6) avec un coefficient de corrélation ($R^2 = 82,08\%$).

$$Ra = 2,938 - 0,04Vc + 16,239f - 0,0882t + 0,072Vc \times f + 3,474 \times 10^{-4} Vc \times t + 0,411f \times t + 8,37 \times 10^{-5} Vc^2 - 109,27f^2 \quad \text{IV-6}$$

La figure IV-6 montre la surface de réponse (3D) pour la rugosité surface (Ra) en fonction de la vitesse de coupe (Vc), l'avance par tour (f) et le temps d'usinage (t). Les résultats présentés sur cette figure montrent que la rugosité de surface (Ra) tend à augmenter considérablement avec l'augmentation de l'avance. La figure V-6a montre l'évolution de Ra en fonction l'avance (f) et la vitesse de coupe (Vc). Cette évolution est caractérisée par trois zones distinctes selon l'évolution de vitesse de coupe.

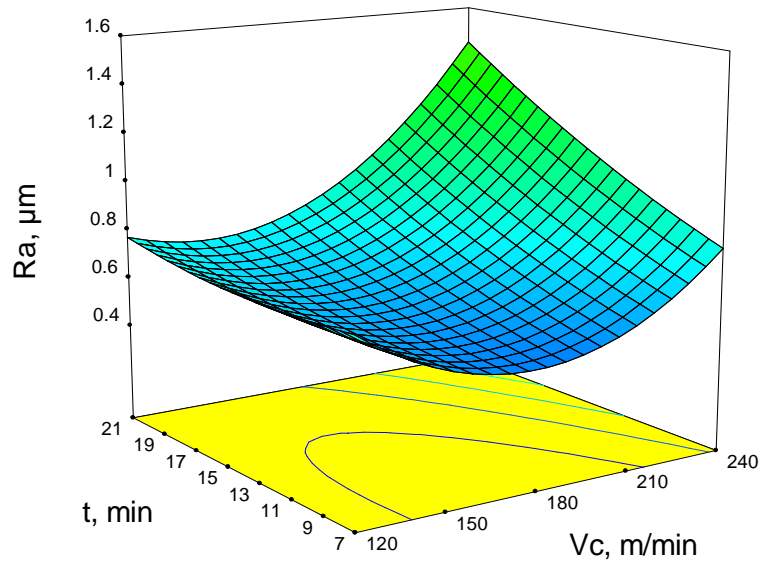
Design-Expert® Software
Factor Coding: Actual
Ra
2.24
0.218
X1 = A: Vc
X2 = B: f
Actual Factor
C: t = 14.00



(a)

Design-Expert® Software
 Factor Coding: Actual
 Ra
 2.24
 0.218

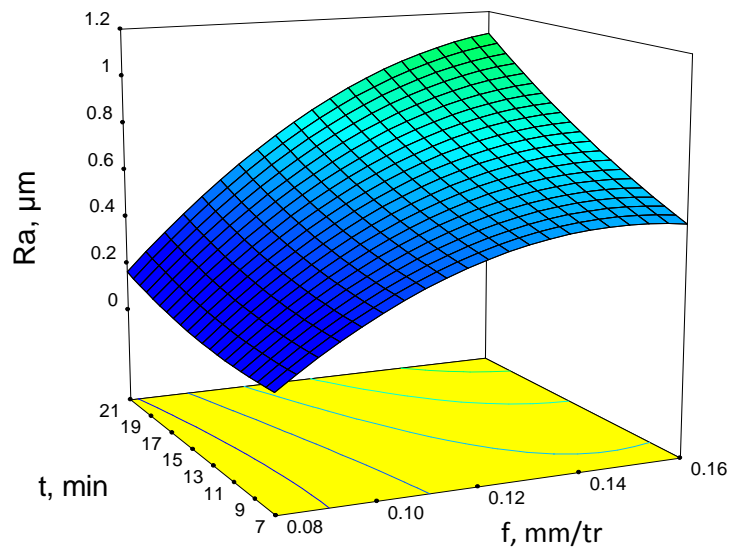
X1 = A: Vc
 X2 = C: t
 Actual Factor
 B: f = 0.12



(b)

Design-Expert® Software
 Factor Coding: Actual
 Ra
 2.24
 0.218

X1 = B: f
 X2 = C: t
 Actual Factor
 A: Vc = 180.00



(c)

Figure IV-6 Evolution de la rugosité Ra en fonction de Vc, f et t

La première zone est décroissante. Elle s'étend de la vitesse de coupe de 120 à 150 m/min. La deuxième est caractérisée par un intervalle où la rugosité de surface est stabilisée

légèrement selon la variation de la vitesse de coupe (150 à 190) m/min à cause de la diminution des efforts de coupe traduisant une stabilité relative du système usinant [21]. Dans la troisième zone ($V_c \geq 190$ m/min), la rugosité de surface prend une évolution croissante en raison des vibrations du système usinant. La rugosité optimale est trouvée avec la combinaison de l'avance la plus basse et de la vitesse de coupe moyenne.

L'effet de la vitesse de coupe et le temps d'usinage sur la rugosité (Ra) est montré dans la figure IV-6b. Cette figure montre que la valeur de la rugosité Ra augmente avec l'augmentation du temps d'usinage. On note que plus le temps d'usinage est élevé, plus le frottement entre l'outil-pièce augmente. En conséquence, ceci induit une augmentation de la température et de l'usure d'outil [59 et 60]. La figure IV-6c montre l'évolution de la rugosité de surface (Ra) en fonction le temps d'usinage et l'avance par tour. Il est clair d'après cette figure que l'augmentation de l'avance induit une nette élévation de la rugosité Ra .

IV.2.3. Comparaison entre les valeurs expérimentales et estimées

La comparaison entre les valeurs expérimentales (mesurées) de la rugosité Ra et de l'usure en dépouille (VB) et celles estimées par les modèles mathématiques réduits (quadratique) obtenus par la méthodologie de surface de réponse (MSR), est présentée graphiquement sur les figures (IV-7 et IV-8). D'après ces deux figures, les valeurs expérimentales et les valeurs estimées sont très proches.

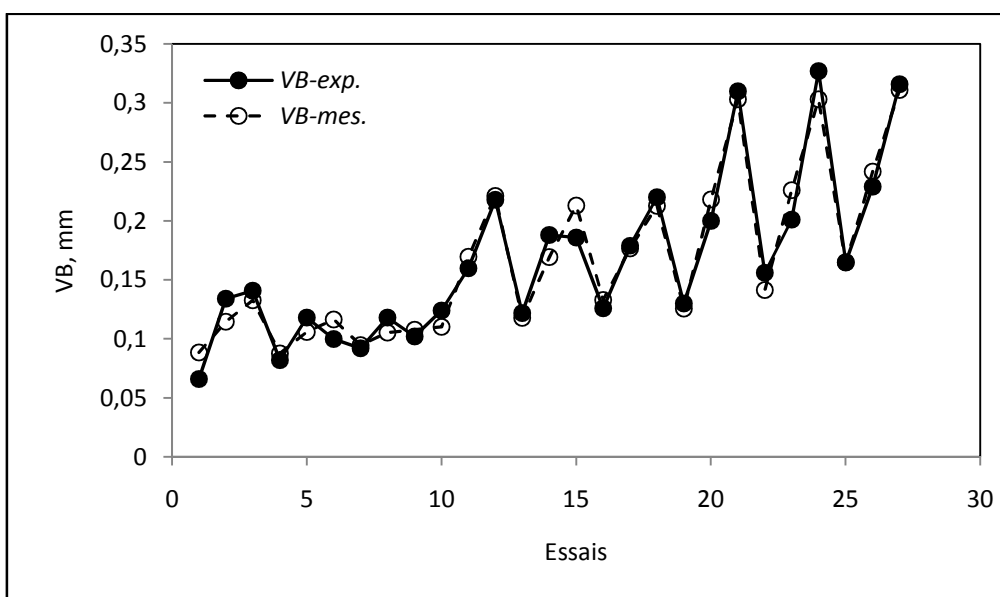


Figure IV-7 Courbes des valeurs expérimentales et estimées de l'usure en dépouille VB

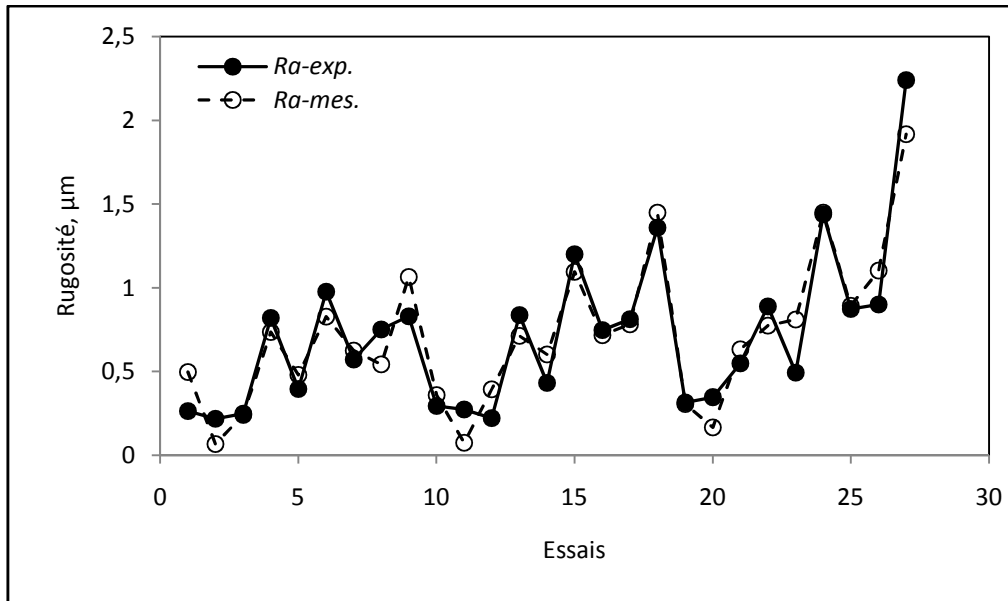


Figure IV-8 Courbes des valeurs expérimentales et estimées de la rugosité Ra

IV.3. OPTIMISATION DES CONDITIONS DE COUPE POUR L'USURE VB ET LA RUGOSITE Ra

Le tableau IV-4 présente les conditions d'optimisation des paramètres de coupe lors de tournage dur de l'acier AISI H11 avec le CBN7020, sur l'usure en dépouille (VB) et sur la rugosité (Ra)

Conditions	Objectifs	Limite inférieure	Limite supérieure
Vitesse de coupe, V_c (m/min)	Gamme	120	240
Avance, f (mm/tr)	Gamme	0,08	0,16
Temps d'usinage, t (min)	Gamme	7	21
VB (mm)	Mini	0,066	0,327
Ra (μm)	Mini	0,218	2,24

Tableau IV-4 Conditions d'optimisation

Le tableau IV-5 présente les résultats de l'optimisation par la méthodologie de surface (MSR) de la rugosité (Ra) et de l'usure en dépouille (VB). Les paramètres de coupe optimaux obtenus s'avèrent : la vitesse de coupe de (146 – 150) m/min, l'avance \approx 0,08 mm/tr et le temps d'usinage \approx 7minutes.

N°	V_c (m/min)	f (mm/tr)	t (min)	Usure en dépouille	Rugosité	Désirabilité individuelle
				VB (mm)	Ra (μm)	
1	146,507	0,080	7,000	0,095	0,218	0,942
2	147,028	0,080	7,000	0,096	0,218	0,942
3	147,700	0,080	7,000	0,096	0,213	0,941
4	146,475	0,080	7,059	0,096	0,218	0,941
5	147,845	0,081	7,000	0,096	0,218	0,941
6	148,158	0,080	7,000	0,096	0,205	0,941
7	149,065	0,082	7,000	0,096	0,218	0,940
8	150,069	0,082	7,000	0,096	0,218	0,940

Tableau IV-5 Optimisation par MSR de la rugosité et de l'usure

IV.3.1. Modélisation des critères de rugosité de surface en fonction des paramètres de coupe et de la dureté de la pièce

Les valeurs des critères de rugosité présentées dans le tableau IV-6, ont été obtenues suite aux différentes combinaisons des éléments du régime de coupe, vitesse de coupe (V_c), avance par tour (f), profondeur de passe (ap) et la dureté de la pièce (H). La matrice de planification des expériences pour un plan 3^4 est appliquée suivant le plan de Box-Behnken et cela pour réduire le nombre des expériences.

n°	Facteurs										
	Valeurs codifiées				Valeurs réelles				Paramètres		
	X_1	X_2	X_3	X_4	V_c m/min	f mm/tr	ap mm	H HRC	Ra μm	Rt μm	Rz μm
1	0	0	-1	-1	180	0,12	0,15	40	0,40	3,80	2,71
2	+1	0	0	-1	240	0,12	0,30	40	0,36	3,12	2,90
3	-1	-1	0	0	120	0,08	0,30	45	0,49	2,71	2,44
4	0	-1	+1	0	180	0,08	0,45	45	0,40	3,0	2,68
5	+1	0	-1	0	240	0,12	0,15	45	0,50	3,80	3,28
6	0	0	-1	+1	180	0,12	0,15	50	0,36	2,21	2,11
7	0	+1	+1	0	180	0,16	0,45	45	0,74	4,33	4,15
8	0	0	0	0	180	0,12	0,30	45	0,58	3,90	3,16
9	0	0	0	0	180	0,12	0,30	45	0,60	3,90	3,38
10	0	0	+1	+1	180	0,12	0,45	50	0,35	2,23	2,01
11	0	+1	-1	0	180	0,16	0,15	45	0,60	3,44	3,10
12	+1	-1	0	0	240	0,08	0,30	45	0,42	2,86	2,47
13	0	0	0	0	180	0,12	0,30	45	0,61	3,04	2,80
14	-1	0	-1	0	120	0,12	0,15	45	0,42	2,66	2,35
15	0	+1	0	+1	180	0,16	0,30	50	0,47	2,30	1,70
16	+1	0	+1	0	240	0,12	0,45	45	0,60	3,86	3,48
17	0	0	+1	-1	180	0,12	0,45	40	0,43	2,08	1,94
18	-1	0	+1	0	120	0,12	0,45	45	0,48	2,40	2,26
19	+1	+1	0	0	240	0,16	0,30	45	0,83	4,37	4,14
20	+1	0	0	+1	240	0,12	0,30	50	0,50	2,50	1,30
21	-1	0	0	+1	120	0,12	0,30	50	0,37	2,44	2,21
22	0	-1	0	+1	180	0,08	0,30	50	0,34	2,01	1,80
23	0	-1	0	-1	180	0,08	0,30	40	0,39	2,52	2,13
24	-1	0	0	-1	120	0,12	0,30	40	0,52	3,50	2,98
25	0	+1	0	-1	180	0,16	0,30	40	0,79	5,18	5,57
26	0	0	0	0	180	0,12	0,30	45	0,61	3,73	3,29
27	0	-1	-1	0	180	0,08	0,15	45	0,61	3,50	3,07
28	0	0	0	0	180	0,12	0,30	45	0,62	3,42	3,24
29	1-	+1	0	0	120	0,16	0,30	45	0,58	2,30	2,15

Tableau IV-6 Plan d'expérience de 29 essais pour les critères des rugosités suivant le plan Box-Behnken

a) Analyse de la variance pour la rugosité R_a

Le tableau IV-7 présente une analyse de la variance ANOVA afin de connaître les facteurs et les interactions qui ont un effet significatif. L'analyse des résultats montre que l'avance (f), la dureté de la pièce (H) et l'interaction à deux niveaux de vitesse de coupe et l'avance ($V_c \times f$), vitesse de coupe et la dureté de la pièce ($V_c \times H$), l'avance et la profondeur de passe ($f \times ap$), l'avance et la dureté de la pièce ($f \times H$), et des produits ap^2 , H^2 ont tous un effet significatif sur la rugosité R_a . L'avance est le facteur le plus influant avec une contribution de 33,134%. Des résultats similaires ont été rapportés par Bouacha et autres [14]. Ces chercheurs ont étudié l'évolution de la rugosité lors de tournage dur de l'acier AISI 52100 (64HRC) par le CBN. Ils ont trouvé que l'avance par tour présente un pourcentage de contribution important sur la rugosité de surface obtenue.

Source	ddl	SCE	CM	F-value	Prob.	Cont. %	Remarque
Modèle	14	0,45	0,032	10,67	< 0,0001		Significatif
V_c	1	0,01	0,01	3,39	0,087	2,058	Non significatif
f	1	0,15	0,15	51,14	< 0,0001	33,134	Significatif
ap	1	1,01E-03	1,01E-03	0,33	0,5722	0,223	Non significatif
H	1	0,021	0,021	6,91	0,0198	4,638	Significatif
$V_c \times f$	1	0,026	0,026	8,49	0,0113	5,743	Significatif
$V_c \times ap$	1	4,00E-04	4,00E-04	0,13	0,7211	0,088	Non significatif
$V_c \times H$	1	0,021	0,021	6,98	0,0194	4,638	Significatif
$f \times ap$	1	0,031	0,031	10,16	0,0066	6,847	Significatif
$f \times H$	1	0,018	0,018	6,05	0,0276	3,976	Significatif
$ap \times H$	1	4,00E-04	4,00E-04	0,13	0,7211	0,088	Non significatif
V_c^2	1	0,011	0,011	3,65	0,0769	2,429	Non significatif
f^2	1	6,89E-03	6,89E-03	2,28	0,1529	1,521	Non significatif
ap^2	1	0,026	0,026	8,72	0,0105	5,743	Significatif
H^2	1	0,13	0,13	42,13	< 0,0001	28,786	Significatif
Erreur	14	0,042	3,01E-03				
Total		0,495				100	

Tableau IV-7 Analyse de variance ANOVA pour R_a

b) Facteurs influents

Le graphique de Pareto de la figure IV-9 classe les facteurs et leurs interactions en fonction de leur influence sur la réponse. Tous les facteurs et interactions ayant un effet inférieur à la limite des facteurs significatifs (intervalle de confiance 95 %) sont négligés et ne sont pas représentés dans le modèle.

Le graphe de Pareto correspondant montre que le coefficient de détermination de l'ordre de ($R^2 = 91,43\%$), ce qui est très satisfaisant. Le facteur le plus dominant est l'avance par tour suivie du produit la dureté (H^2).

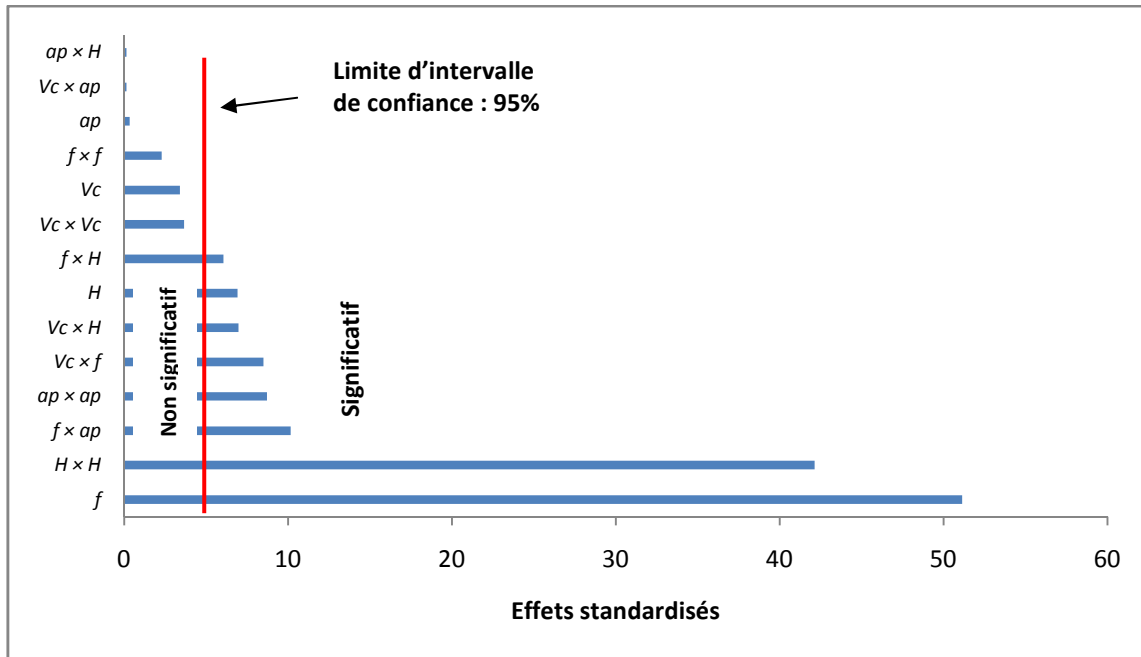


Figure IV-9 Graphe de PARETO des effets des paramètres de coupe sur la rugosité Ra

La figure IV-10 illustre les effets moyens des paramètres de coupe sur la rugosité de surface Ra . La rugosité de surface Ra n'est pas influencée par la profondeur de passe et la dureté de la pièce. Mais par contre l'avance est le facteur le plus influent sur la rugosité Ra . Des résultats similaires ont été rapportés par Dillag et Venkateswara [61]. Ils ont étudié l'évolution de la rugosité de surface lors de tournage dur de l'acier AISI 52100 par la céramique mixte. Ils ont trouvé que l'avance par tour présente un pourcentage de contribution important (73,62%) sur la rugosité de surface obtenue. Mais par contre la profondeur de passe et les interactions ; ($f \times Vc$), ($f \times ap$) ne présentent pas des pourcentages de contribution importants sur la rugosité de surface.

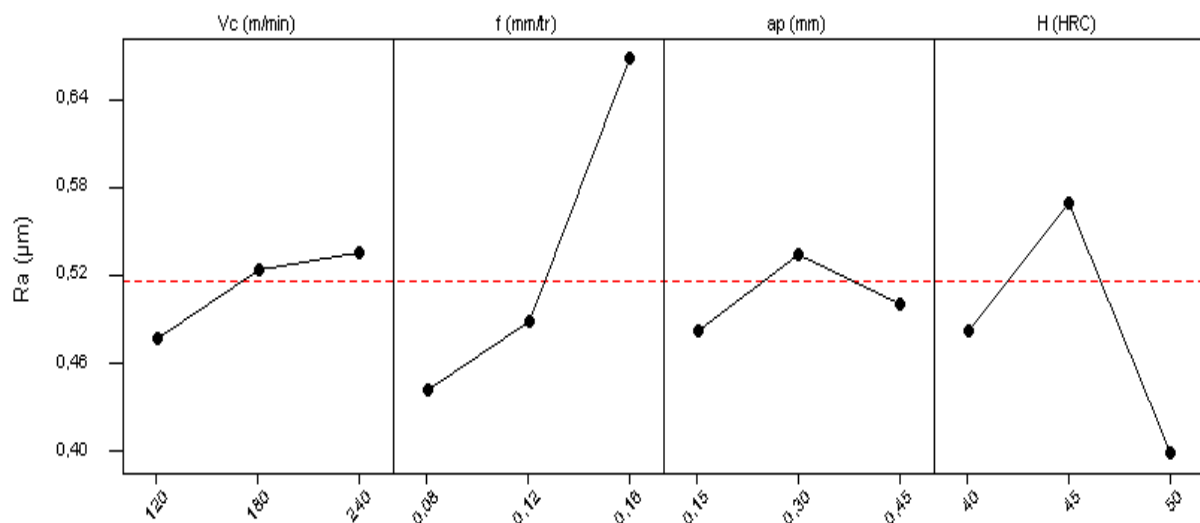


Figure IV-10 Graphe des effets principaux de V_c , f , ap et H sur la rugosité Ra

c) Analyse de régression : Ra en fonction de V_c , f , ap et H

L'analyse de régression de la rugosité Ra en fonction de V_c , f , ap et H donne l'équation du modèle complet (IV-7) avec un coefficient de corrélation ($R^2 = 91,43\%$).

$$Ra = -9,872 - 0,0106V_c + 2,758f + 0,4908ap + 0,496H + 0,0334V_c \times f + 1,111 \times 10^{-3} V_c \times ap + 2,416 \times 10^{-4} V_c \times H + 14,583f \times ap - 0,337f \times H - 0,01334ap \times H - 1,143 \times 10^{-5} V_c^2 + 20,364f^2 - 2,829ap^2 - 5,596H^2 \quad \text{IV-7}$$

En introduisant seulement les facteurs qui ont un effet significatif, le modèle réduit de la rugosité Ra en fonction de V_c , f , ap et H donne l'équation de la (IV-8).

$$Ra = -9,563 - 0,0143V_c + 7,645f - 0,027ap + 0,487H + 0,0334V_c \times f + 2,416 \times 10^{-4} V_c \times H + 14,583f \times ap - 0,337f \times H - 2,768ap^2 - 5,542H^2 \quad \text{IV-8}$$

La présentation en 3D de la surface de réponse est donnée par les figures IV-11 et 12, respectivement. La figure IV-11 montre l'influence de la vitesse de coupe (V_c) et de l'avance par tour (f) sur la rugosité de surface (Ra). Les résultats d'ANOVA montrent que l'effet de la vitesse de coupe sur la rugosité de surface n'est pas statistiquement significatif (tableau IV-7). La meilleure rugosité de surface est obtenue avec la combinaison de l'avance la plus basse et de la vitesse de coupe la plus élevée. Des observations semblables ont été également signalées par Dureja et autres [31].

La figure IV-12 montre la surface estimée de réponse pour la rugosité de surface (Ra) par rapport aux paramètres de coupe (dureté de la pièce (H) et la profondeur de passe (ap)), mais la vitesse de coupe (V_c) et l'avance (f) sont maintenues au niveau moyen. On remarque que la rugosité de surface (Ra) n'est pas statistiquement influencée (tableau IV-7) par la variation de la dureté de la pièce (H) et la profondeur de passe (ap). Feng [62] a constaté que la profondeur de passe n'affecte pas la rugosité de surface mais l'avance, le rayon du bec, la dureté et l'angle de sommet de l'outil ont un impact significatif sur la rugosité de surface.

L'effet de la dureté de la pièce sur la rugosité de surface (Ra) est d'importance statistique. La meilleure rugosité de surface a été obtenue pour les valeurs les plus basses ou les plus élevées de la dureté, la mauvaise rugosité de surface est obtenue pour leur niveau moyen.

Design-Expert® Software
 Factor Coding: Actual
 Ra
 0.83
 0.34

X1 = A: Vc
 X2 = B: f

Actual Factors
 C: ap = 0.30
 D: H = 45.00

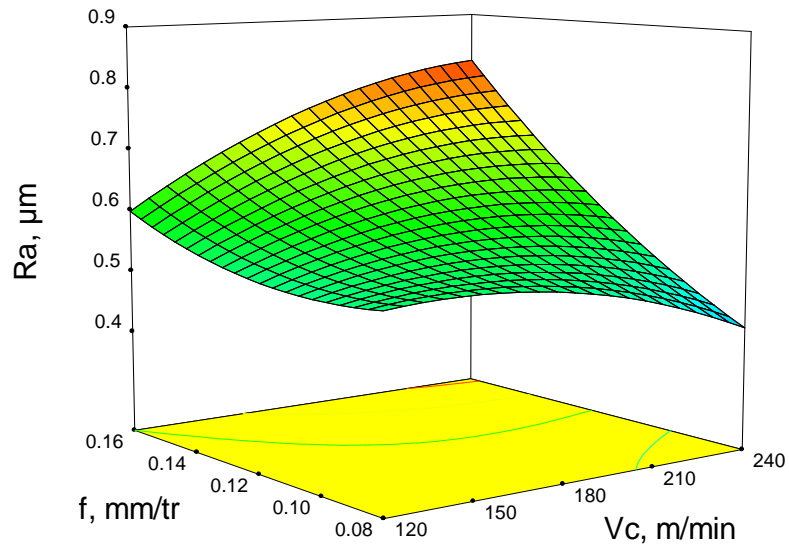


Figure IV-11 Evolution de la rugosité Ra en fonction de l'avance et la vitesse de coupe (H = 45HRC, ap = 0,30 mm)

Design-Expert® Software
 Factor Coding: Actual
 Ra
 0.83
 0.34

X1 = C: ap
 X2 = D: H

Actual Factors
 A: Vc = 180.00
 B: f = 0.12

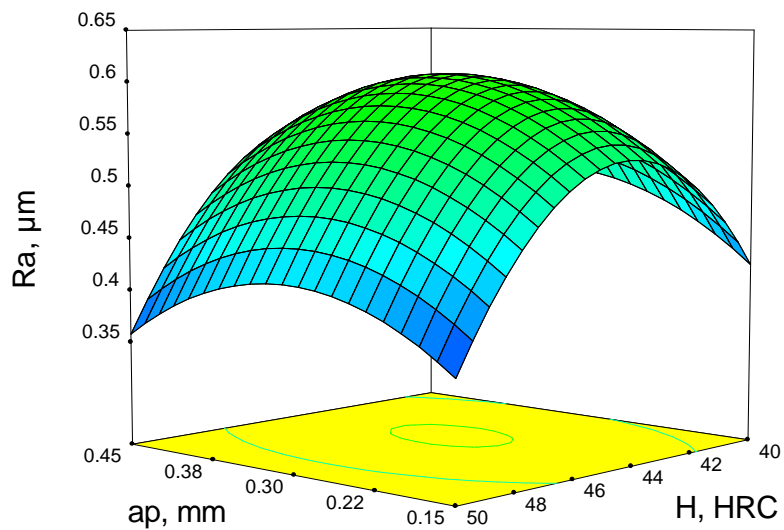


Figure IV-12 Evolution de la rugosité Ra en fonction de la profondeur de passe et la dureté de la pièce (Vc = 180 m/min, f = 0,08 mm/tr)

d) Analyse de la variance pour la rugosité R_t

Le tableau IV-8 expose les résultats de l'analyse de variance ANOVA pour la rugosité R_t . L'analyse des résultats montre que l'avance (f), la dureté de la pièce (H) et la vitesse de coupe (V_c), les effets d'interaction de la vitesse de coupe et l'avance ($V_c \times f$) et la dureté ($f \times H$), et le produit H^2 ont tous un effet significatif sur la rugosité de surface (R_t). Mais la dureté de la pièce (H) présente un grand effet significatif sur la rugosité de surface (R_t) avec une contribution de 24,275%. Le second plus grand facteur influençant la rugosité de surface (R_t) est l'avance(f). Sa contribution est de 16,211%. Des résultats semblables ont été rapportés par Bouacha et autres [14] lors du tournage de l'acier AISI 52100 traité à (64HRC) en utilisant l'outil CBN.

Les interactions ($V_c \times ap$), ($ap \times H$), ($f \times f$) et la profondeur de passe (ap) ne présentent pas des contributions significatives sur la rugosité de surface obtenue.

Source	ddl	SCE	CM	F-value	Prob.	Cont. %	Remarque
Modèle	14	14,1070921	1,00764944	3,38793408	0,0147		Significatif
V_c	1	1,6875	1,6875	5,67373786	0,032	11,599	Significatif
f	1	2,35853333	2,35853333	7,92989622	0,0137	16,211	Significatif
ap	1	0,19000833	0,19000833	0,63884887	0,4375	1,306	Non significatif
H	1	3,531675	3,531675	11,8742508	0,0039	24,275	Significatif
$V_c \times f$	1	0,9216	0,9216	3,09861737	0,1002	6,334	Significatif
$V_c \times ap$	1	0,0256	0,0256	0,0860727	0,7735	0,176	Non significatif
$V_c \times H$	1	0,0484	0,0484	0,16273121	0,6927	0,332	Non significatif
$f \times ap$	1	0,483025	0,483025	1,62403391	0,2233	3,320	Non significatif
$f \times H$	1	1,404225	1,404225	4,7213064	0,0475	9,652	Significatif
$ap \times H$	1	0,7569	0,7569	2,54486055	0,133	5,202	Non significatif
V_c^2	1	0,51096505	0,51096505	1,71797435	0,211	3,512	Non significatif
f^2	1	0,00610018	0,00610018	0,02051012	0,8882	0,042	Non significatif
ap^2	1	0,21466167	0,21466167	0,72173868	0,4099	1,475	Non significatif
H^2	1	2,40900761	2,40900761	8,0996016	0,013	16,558	Significatif
Erreur	14	4,16392167	0,29742298				
Total	28	18,7121228				100	

Tableau IV-8 Analyse de variance ANOVA pour R_t

e) Facteurs influents

Le graphe de Pareto (figure IV-13) est construit pour illustrer les effets des facteurs principaux (la vitesse coupe, l'avance par tour, la profondeur de passe et la dureté de la pièce) ainsi que les interactions qui ont un effet significatif sur la rugosité R_t .

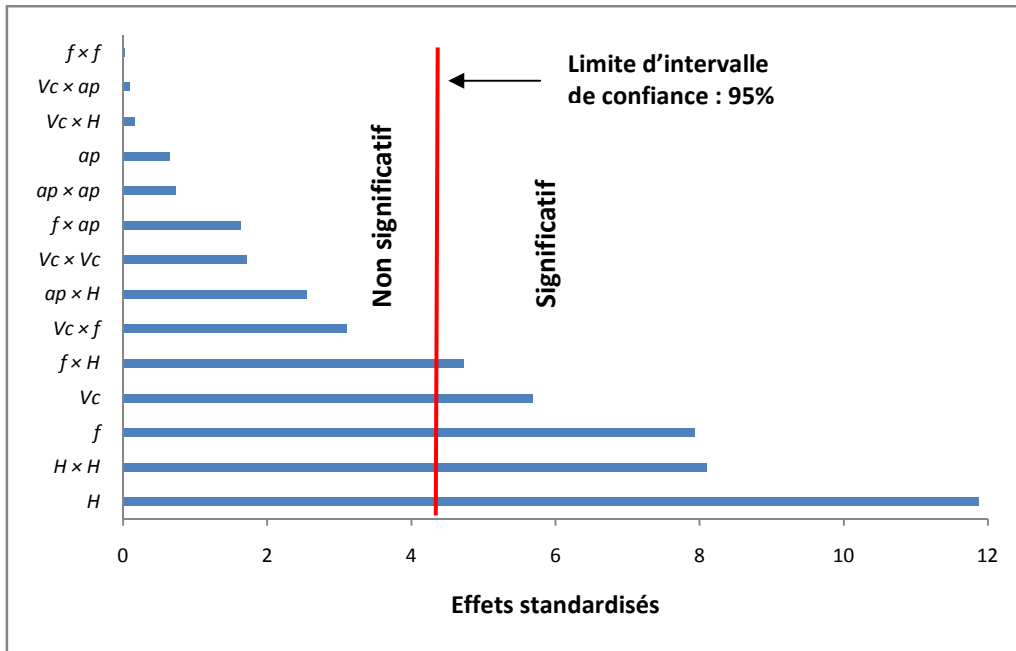


Figure IV-13 Graphe de PARETO des effets des paramètres de coupe sur la rugosité R_t

La figure IV-14 est obtenue pour illustrer les effets moyens des paramètres de la vitesse coupe, de l'avance, de la profondeur de passe et la dureté de la pièce sur la rugosité R_t .

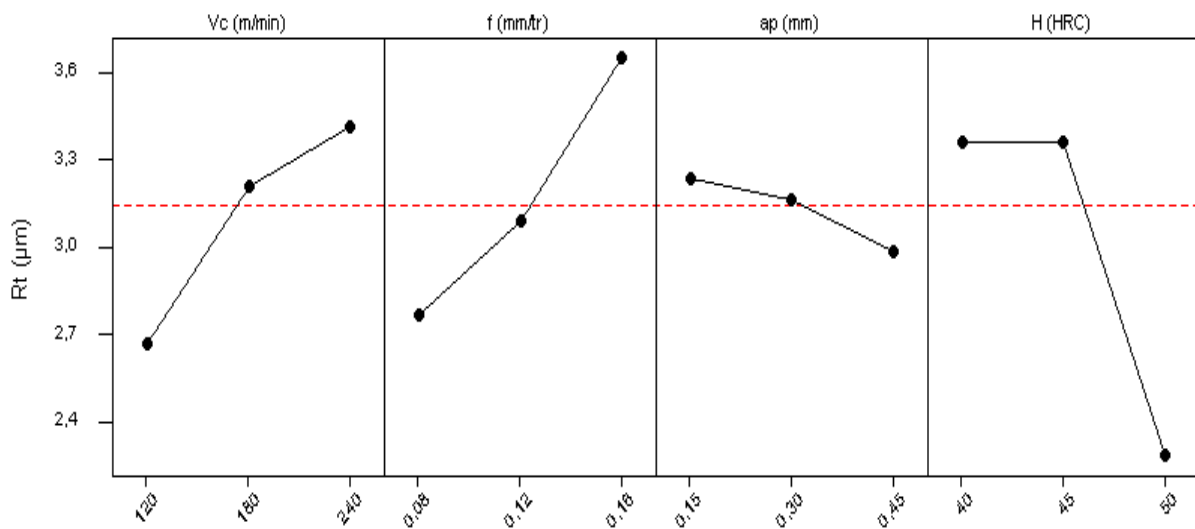


Figure IV-14 Graphe des effets principaux de V_c , f , ap et H sur la rugosité R_t

f) Analyse de régression : R_t en fonction de V_c , f , ap et H

L'analyse de régression de R_t en fonction de V_c , f , ap et H donne l'équation du modèle complet (IV-9) avec un coefficient de corrélation ($R^2 = 77,21\%$).

$$\begin{aligned}
 Rt = & -44.92 - 8.85 \times 10^{-3} Vc + 95.62f - 30.63ap + 2.2H + 0.2Vc \times f + 8.88 \times 10^{-3} Vc \times ap \\
 & + 3.66 \times 10^{-4} Vc \times H + 57.91f \times ap - 2.96f \times H + 0.58ap \times H - 7.792 \times 10^{-5} Vc^2 \\
 & - 19.166f^2 - 8.085ap^2 - 0.024H^2
 \end{aligned}
 \tag{IV-9}$$

En introduisant seulement les facteurs qui ont un effet significatif, le modèle réduit de la rugosité Rt en fonction de Vc , f , ap et H donne l'équation (IV-10).

$$\begin{aligned}
 Rt = & -49,511 - 0,0177Vc + 108,395f - 0,838ap + 2,197H + 0,2Vc \times f \\
 & - 2,962f \times H - 0,021H^2
 \end{aligned}
 \tag{IV-10}$$

La figure IV-15 est construite pour illustrer les effets principaux de l'avance (f) et de la vitesse de coupe (Vc) sur la rugosité Rt avec la profondeur de passe 0,30 mm et la dureté de la pièce 45HRC. En se basant sur l'analyse précédente, l'effet principal de l'interaction entre l'avance et la vitesse de coupe est statistiquement significatif sur la rugosité Rt . Cette figure montre qu'avec une faible avance et pour une faible vitesse de coupe, l'outil CBN génère des bons états de surface.

Design-Expert® Software
 Factor Coding: Actual
 Rt
 5.18
 2.01
 X1 = A: Vc
 X2 = B: f
 Actual Factors
 C: ap = 0.30
 D: H = 45.00

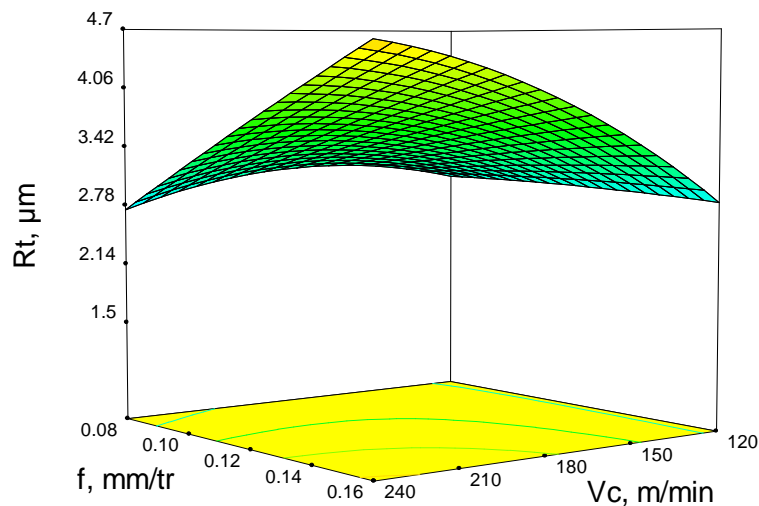


Figure IV-15 Evolution de la rugosité Rt en fonction de l'avance et la vitesse de coupe ($ap = 0,30$ mm, $H = 45HRC$)

La figure IV-16 montre que la pente de la dureté de la pièce (H) est supérieure à celle de la profondeur de passe (ap) ce qui implique que ce paramètre a une influence très significative sur la rugosité Rt . En pratique, les conséquences de l'influence de la dureté de la pièce sur la rugosité sont comme suit : pour une vitesse de coupe 180 m/min et pour une avance de 0,08

mm/tr, l'augmentation de la dureté de (40 à 50) HRC fait diminuer la rugosité R_t de 170,67 %.

Design-Expert® Software
Factor Coding: Actual
Rt
5.18
2.01
X1 = C: ap
X2 = D: H
Actual Factors
A: Vc = 180.00
B: f = 0.12

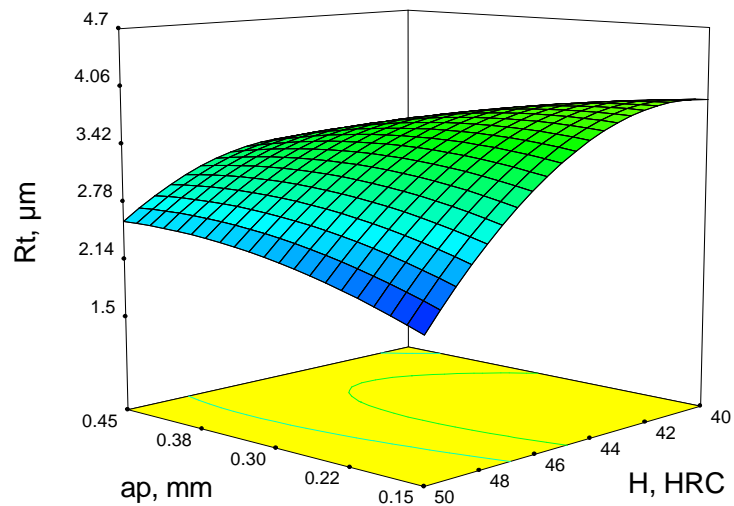


Figure IV-16 Evolution de la rugosité R_t en fonction la profondeur de passe et la dureté de la pièce ($V_c = 180$ m/min, $f = 0,08$ mm/tr)

g) Analyse de la variance pour la rugosité R_z

Source	ddl	SCE	CM	F-value	Prob.	Cont. %	Remarque
Modèle	14	16,4648794	1,17606282	3,36512185	0,0151		Significatif
V_c	1	0,8427	0,8427	2,41125572	0,1428	5,097	Non significatif
f	1	3,22403333	3,22403333	9,22507274	0,0089	19,501	Significatif
ap	1	0,00083333	0,00083333	0,00238445	0,9617	0,005	Non significatif
H	1	4,20083333	4,20083333	12,0200349	0,0038	25,410	Significatif
$V_c \times f$	1	0,9604	0,9604	2,74803606	0,1196	5,809	Non significatif
$V_c \times ap$	1	0,021025	0,021025	0,06015979	0,8098	0,127	Non significatif
$V_c \times H$	1	0,172225	0,172225	0,4927952	0,4942	1,041	Non significatif
$f \times ap$	1	0,5184	0,5184	1,48332142	0,2434	3,135	Non significatif
$f \times H$	1	3,1329	3,1329	8,9643088	0,0097	18,950	Significatif
$ap \times H$	1	0,112225	0,112225	0,32111448	0,5799	0,678	Non significatif
V_c^2	1	0,57377302	0,57377302	1,64176275	0,2209	3,470	Non significatif
f^2	1	0,11402167	0,11402167	0,32625536	0,5769	0,689	Non significatif
ap^2	1	0,14578383	0,14578383	0,41713788	0,5288	0,881	Non significatif
H^2	1	2,51288113	2,51288113	7,19022069	0,0179	15,200	Significatif
Erreur	14	4,89280333	0,34948595				
Total	28	21,424838				100	

Tableau IV-9 Analyse de variance ANOVA pour R_z

L'analyse détaillée des valeurs de R_z présentées dans le tableau IV-9, montre que la dureté de la pièce a une contribution de 25,410%, l'avance avec une contribution de 19,501%,

l'interaction entre l'avance et la dureté de la pièce avec une contribution 18,950% et les produits H^2 (Cont. $\approx 15,2\%$) ont tous un effet significatif sur la rugosité (R_z). La vitesse de coupe et les interactions ($V_c \times f$, $V_c \times ap$, $V_c \times H$, $f \times ap$ et $ap \times H$) ne présentent pas un effet statistique significatif sur R_z .

d) Facteurs influents

D'après le graphe de Pareto (figure IV-17) on peut voir que la dureté de la pièce (H), l'avance et les intersections ($f \times H$ et $H \times H$) ont un effet statistiquement significatif sur la rugosité R_z .

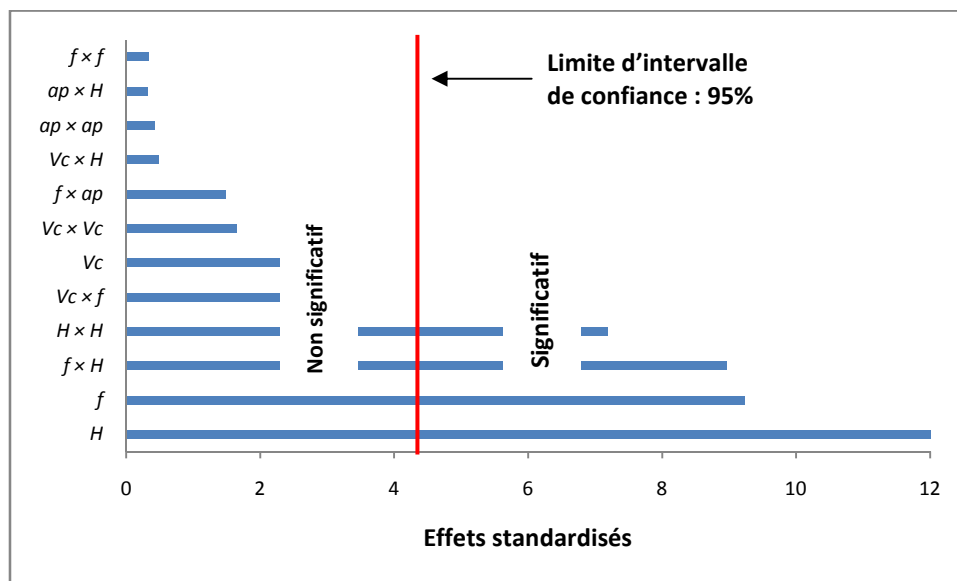


Figure IV-17 Graphe de PARETO des effets des paramètres de coupe sur la rugosité R_z

Les graphes des effets moyens de R_z en fonction des paramètres du régime de coupe (figure IV-18), montrent que la profondeur de passe a un effet négligeable sur la rugosité R_z .

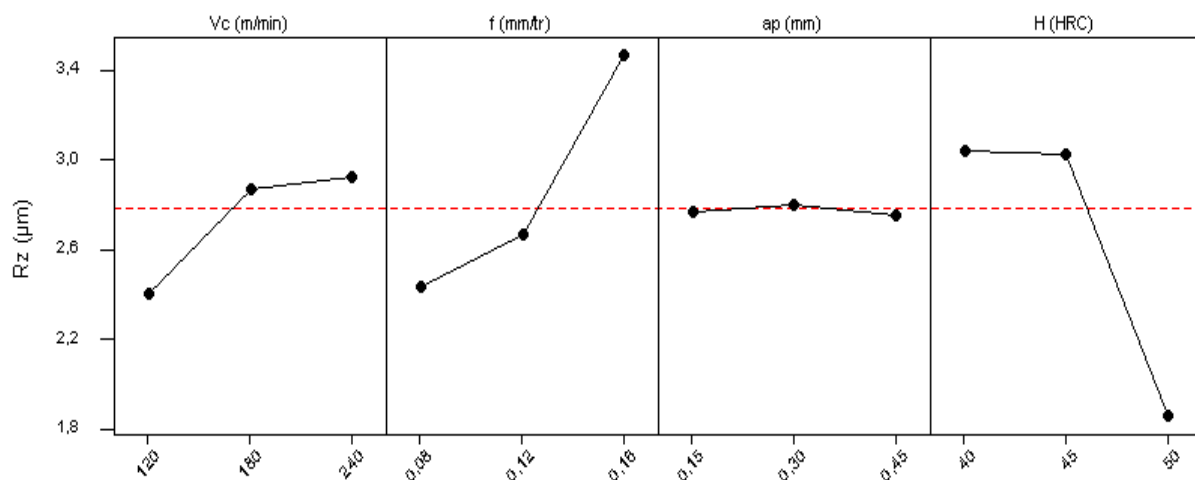


Figure IV-18 Graphe des effets principaux de V_c , f , ap et H sur la rugosité R_z

h) Analyse de régression : Rz en fonction de Vc, f, ap et H

L'analyse de régression de Rz en fonction de Vc, f, ap et H donne l'équation du modèle complet (IV-11) avec un coefficient de corrélation ($R^2 = 84,80\%$).

$$Rz = -65,81 + 0,038Vc + 137,44f - 14,75ap + 2,71H + 0,204Vc \times f + 8,05 \times 10^{-3} Vc \times ap - 6,91 \times 10^{-4} Vc \times H + 60f \times ap - 4,425f \times H + 0,223ap \times H - 8,26 \times 10^{-5} Vc^2 + 82,86f^2 - 6,66ap^2 - 0,0248H^2 \quad \text{IV-11}$$

En introduisant seulement les facteurs qui ont un effet significatif, le modèle réduit de la rugosité Rz en fonction de Vc, f, ap et H donne l'équation (IV-12).

$$Rz = -64,793 + 4,416 \times 10^{-3} Vc + 212,083f - 0,055ap + 2,497H - 4,425f \times H - 0,0231H^2 \quad \text{IV-12}$$

La figure IV-19 montre l'effet de la variation de l'avance et la vitesse de coupe sur la rugosité Rz. Elle illustre d'une manière générale l'effet significatif des deux paramètres. Donc avec l'augmentation de l'avance et la vitesse de coupe la rugosité Rz augmente.

Design-Expert® Software
Factor Coding: Actual
Rz
5.57
1.3
X1 = A: Vc
X2 = B: f
Actual Factors
C: ap = 0.30
D: H = 45.00

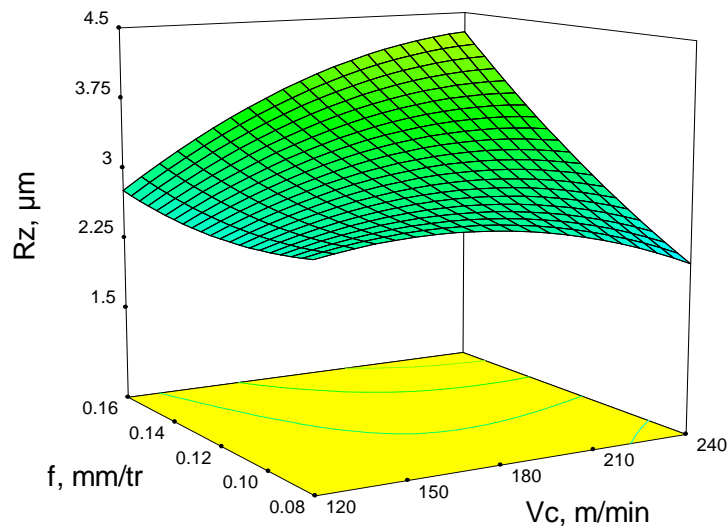


Figure IV-19 Evolution de la rugosité Rz en fonction de l'avance et la vitesse de coupe ($ap = 0,30 \text{ mm}$, $H = 45\text{HRC}$)

La figure IV-20 montre que la rugosité Rz est affectée par la dureté de la pièce car la pente est grande comparativement à l'effet de la profondeur de passe. Le tableau (IV-9) confirme cette observation. Le graphe de contour montre les frontières de chaque zone de variation.

Design-Expert® Software

Factor Coding: Actual

Rz



X1 = C: ap

X2 = D: H

Actual Factors

A: Vc = 180.00

B: f = 0.12

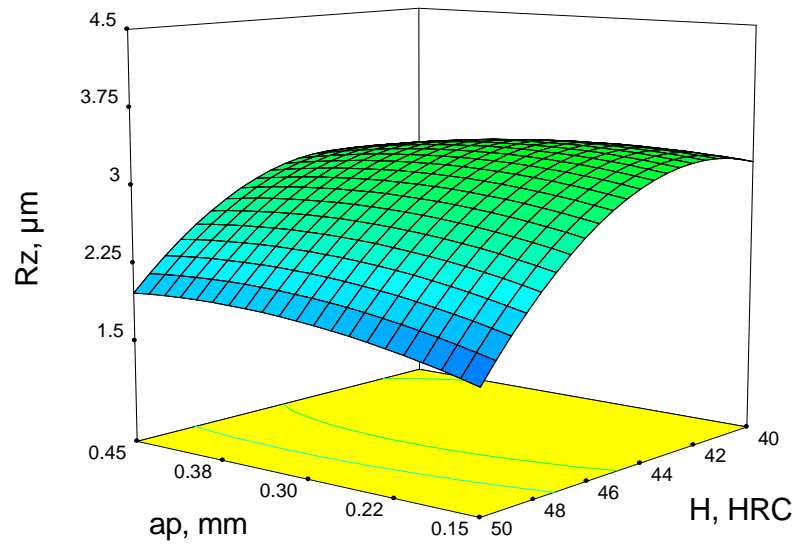


Figure IV-20 Evolution de la rugosité Rz en fonction la dureté et la profondeur de passe
($V_c = 180$ m/min, $f = 0,12$ mm/tr)

IV.3.2. Modélisation de l'effort de coupe en fonction des paramètres de coupe et de la dureté de la pièce

Le tableau IV-10 présente les conditions de coupe (la vitesse de coupe, l'avance par tour, profondeur de passe et la dureté de la pièce), et les résultats expérimentaux correspondants aux composantes de l'effort de coupe (F_a , F_r et F_v). Ces résultats sont obtenus suite aux différentes combinaisons des conditions de coupe (matrice de planification des expériences pour un plan N = 3⁴), lors de tournage dur de l'acier AISI H11 (50HRC) par un outil en CBN7020.

Facteurs											
n°	Valeurs codifiées				Valeurs réelles				Paramètres		
	X ₁	X ₂	X ₃	X ₄	Vc m/min	f mm/tr	ap mm	H HRC	F _a N	F _r N	F _v N
1	0	+1	0	-1	180	0,16	0,30	40	111,81	241,20	177,14
2	0	-1	0	-1	180	0,08	0,30	40	90,81	160,47	122,83
3	+1	-1	0	0	240	0,08	0,30	45	45,19	122,07	112,07
4	-1	-1	0	0	120	0,08	0,30	45	81,60	178,13	123,02
5	-1	0	0	-1	120	0,12	0,30	40	105,15	221,66	161,55
6	0	0	0	0	180	0,12	0,30	45	87,66	181,97	157,10
7	-1	0	+1	0	120	0,12	0,45	45	153,31	263,51	261,61
8	0	+1	0	+1	180	0,16	0,30	50	100,31	334,67	285,01
9	0	+1	+1	0	180	0,16	0,45	45	147,22	247,77	252,08
10	0	0	+1	-1	180	0,12	0,45	40	166,95	228,22	222,92
11	0	-1	-1	0	180	0,08	0,15	45	44,15	99,71	59,76
12	+1	+1	0	0	240	0,16	0,30	45	79,28	176,27	176,51
13	0	0	0	0	180	0,12	0,30	45	76,15	176,39	161,37
14	+1	0	-1	0	240	0,12	0,15	45	102,78	178,59	220,10
15	0	0	0	0	180	0,12	0,30	45	66,33	135,42	147,03
16	0	-1	0	+1	180	0,08	0,30	50	75,99	290,92	207,11
17	0	0	-1	+1	180	0,12	0,15	50	55,15	243,48	150,93
18	-1	0	-1	0	120	0,12	0,15	45	41,13	148,13	86,80
19	-1	0	0	+1	120	0,12	0,30	50	118,87	337,38	302,28
20	0	-1	+1	0	180	0,08	0,45	45	130,4	210,59	170,75
21	0	0	+1	+1	180	0,12	0,45	50	83,21	240,63	222,58
22	-1	+1	0	0	120	0,16	0,30	45	115,50	251,00	212,51
23	0	+1	-1	0	180	0,16	0,15	45	59,36	186,04	101,59
24	0	0	0	0	180	0,12	0,30	45	83,02	169,89	159,17
25	0	0	-1	-1	180	0,12	0,15	40	46,62	155,23	93,16
26	+1	0	0	+1	240	0,12	0,30	50	119,75	369,35	248,78
27	+1	0	0	-1	240	0,12	0,30	40	95,95	209,75	137,72
28	+1	0	+1	0	240	0,12	0,45	45	141,86	234,84	210,72
29	0	0	0	0	180	0,12	0,30	45	81,42	166,66	145,01

Tableau IV-10 Plan d'expérience de 29 essais pour les composantes de l'effort de coupe suivant le plan Box-Behnken

a) Analyse de la variance pour l'effort axial (F_a)

Le tableau IV-11 expose les résultats de l'analyse de la variance ANOVA pour déterminer l'influence des différents facteurs sur l'effort axial. L'analyse des résultats montre que la profondeur de passe influe énormément sur l'effort axial avec une contribution de 68,873%. L'avance et l'interaction entre la profondeur de passe et la dureté de la pièce ($ap \times H$) présentent une contribution de (6,482 et 7,837) % successivement.

Source	ddl	SCE	CM	F-value	Prob.	Cont. %
Modèle	14	26631,86	1902,28	4,60	0,0036	
V_c	1	78,80	78,80	0,19	0,6691	0,290
f	1	1760,31	1760,31	4,26	0,0582	6,482
ap	1	18704,04	18704,04	45,22	< 0,0001	68,873
H	1	341,44	341,44	0,83	0,3789	1,257
$V_c \times f$	1	9,025E-03	9,025E-03	2,182E-05	0,9963	3,323E-05
$V_c \times ap$	1	1335,90	1335,90	3,23	0,0939	4,919
$V_c \times H$	1	25,40	25,40	0,061	0,8079	0,093
$f \times ap$	1	0,65	0,65	1,567E-03	0,9690	0,002
$f \times H$	1	2,76	2,76	6,662E-03	0,9361	0,010
$ap \times H$	1	2128,44	2128,44	5,15	0,0396	7,837
V_c^2	1	1315,38	1315,38	3,18	0,0962	4,843
f^2	1	2,36	2,36	5,710E-03	0,9408	0,008
ap^2	1	744,25	744,25	1,80	0,2011	2,740
H^2	1	717,23	717,23	1,73	0,2090	2,641
Erreur	14	5790,39	413,60			
Total	28	32422,26				100

Tableau IV-11 Analyse de variance ANOVA pour F_a

b) Facteurs influents

Le graphe de Pareto (figure IV-21) montre que la variation de l'effort axial F_a est un influencé par:

- la profondeur de passe et le seul facteur qui influence l'effort (F_a) avec une contribution de 68,873%. L'interaction de la profondeur de passe et celui de la dureté de la pièce ($ap \times H$) est la seule interaction qui a un effet significative et cela pour un intervalle de confiance de 95% ;
- la vitesse, l'avance par tour et la dureté de la pièce, ainsi que leurs interactions n'influencent pas l'effort axial.

A partir de ces deux points, nous pouvons conclure que le modèle de régression donnant l'effort axial en fonction des paramètres de coupe et la dureté de la pièce sera exprimé par les facteurs influençant et les facteurs principaux ainsi que l'interaction ($ap \times H$).

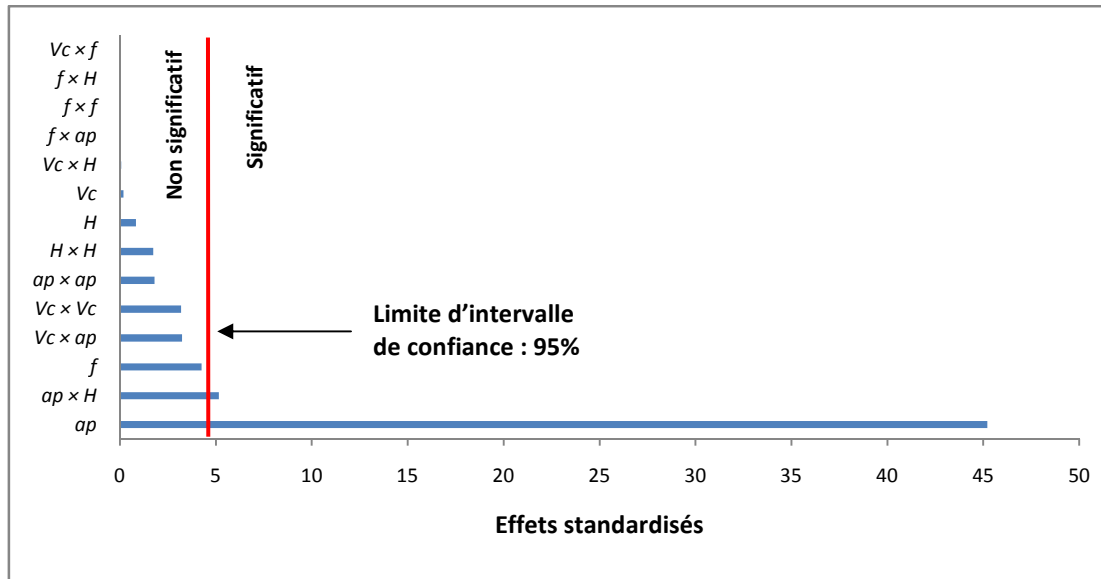


Figure IV-21 Graphe de PARETO des effets des paramètres de coupe sur l'effort F_a

La figure IV-22 illustre les effets moyens des paramètres de coupe sur l'effort axial. On remarque que F_a s'élève légèrement avec l'augmentation de l'avance. L'effet de la profondeur de passe est prépondérant car sa pente est plus grande.

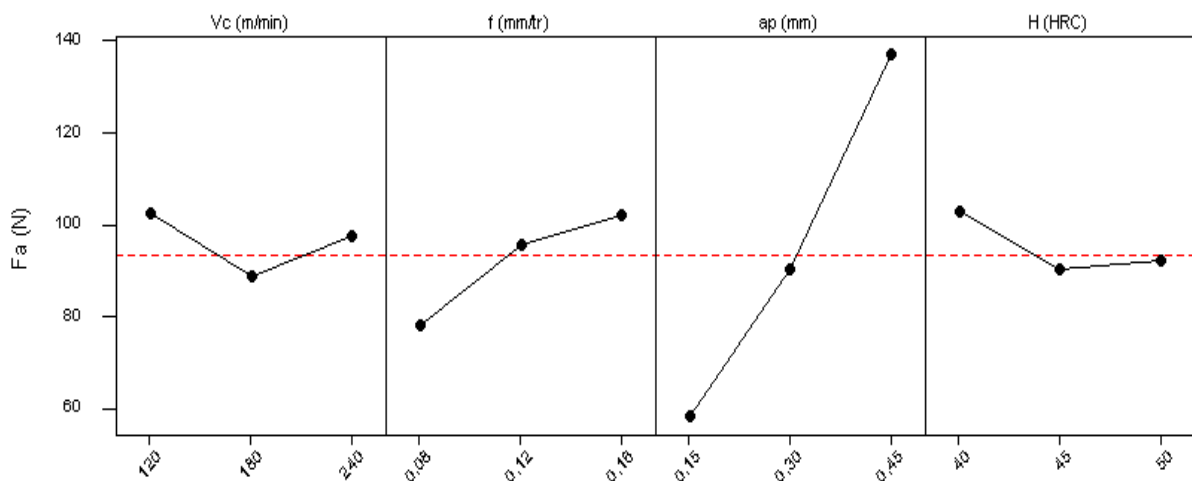


Figure IV-22 Graphe des effets principaux de V_c , f , ap et H sur l'effort F_a

c) Analyse de régression : F_a en fonction de V_c ; f ; ap et H

L'analyse de régression de l'effort axial F_a en fonction de V_c , f , ap et H donne l'équation du modèle complet (IV-13) avec un coefficient de corrélation ($R^2 = 82,14\%$).

$$\begin{aligned}
 F_a = & 605,064 - 1,237V_c + 182,867f + 1719,057ap - 31,705H + 0,0198V_c \times f \\
 & - 2,030V_c \times ap + 8,4 \times 10^{-3}V_c \times H + 67,083f \times ap + 4,15f \times H - 30,756ap \times H \\
 & + 3,955 \times 10^{-3}V_c^2 - 377,135f^2 + 476,07ap^2 + 0,42H^2
 \end{aligned}$$

IV-13

En introduisant seulement les facteurs qui ont un effet significatif, le modèle réduit de l'effort axial F_a en fonction de V_c , f , ap et H donne l'équation (IV-14).

$$F_a = 93,34 - 2,56V_c + 12,11f + 39,48ap - 5,33H - 23,07ap \times H \quad \text{IV-14}$$

La figure IV-23 montre l'effet de la vitesse de coupe et de l'avance sur la force axiale (F_a). En se basant sur l'analyse précédente, on remarque que l'effet principal de la vitesse de coupe (V_c) et l'avance (f) ne sont pas statistiquement significatifs sur la force axiale (tableau IV-11). Cette figure montre qu'avec une faible avance et pour une vitesse de coupe moyenne, l'outil CBN génère des forces faibles dans le sens axial (effort axial).

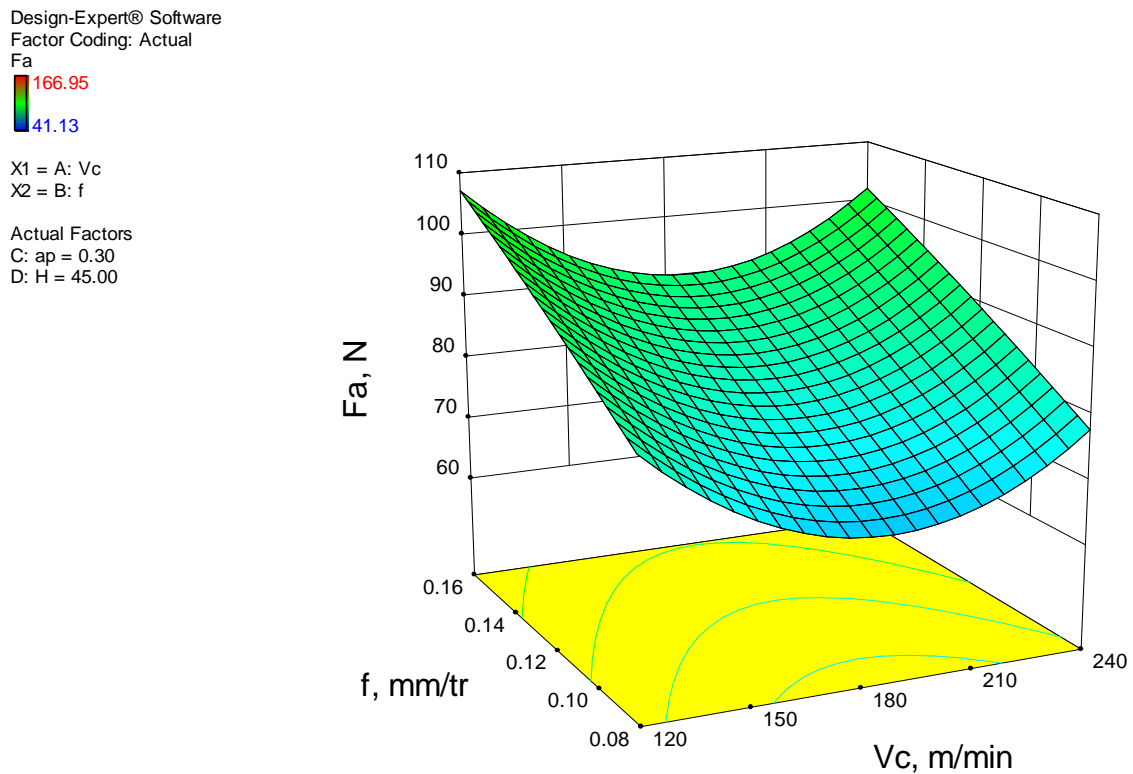


Figure IV-23 Evolution de l'effort axial F_a en fonction de la vitesse de coupe et l'avance ($ap = 0,30$ mm, $H = 45\text{HRC}$)

L'influence de la dureté de la pièce et de la profondeur de passe sur la force axiale est illustrée sur la figure IV-24. En se basant sur l'analyse précédente, on remarque que l'interaction de la dureté de la pièce (H) et la profondeur de passe (ap) ont un effet statistiquement significatif sur l'effort axial. Cette figure montre qu'avec une grande profondeur de passe et pour une faible dureté de la pièce à usiner, l'outil CBN génère des efforts importants dans le sens axial (effort axial).

Design-Expert® Software
Factor Coding: Actual
Fa



X1 = C: ap
X2 = D: H

Actual Factors
A: Vc = 180.00
B: f = 0.12

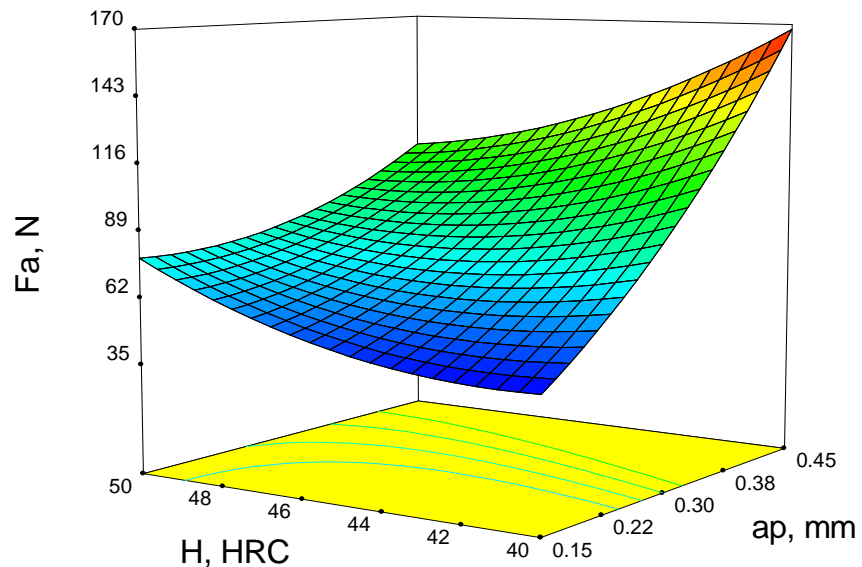


Figure IV-24 Evolution de l'effort axial F_a en fonction la dureté et la profondeur de passe ($V_c = 180$ m/min, $f = 0,12$ mm/tr)

d) Analyse de la variance pour l'effort radial (F_r)

Source	ddl	SCE	CM	F-value	Prob.	Cont. %
Modèle	14	1,008E+05	7198,92	6,04	0,0009	
V_c	1	988,99	988,99	0,83	0,3779	0,959
f	1	11722,50	11722,50	9,83	0,0073	11,375
ap	1	14309,23	14309,23	12,00	0,0038	13,886
H	1	29990,00	29990,00	25,14	0,0002	29,103
$V_c \times f$	1	87,14	87,14	0,073	0,7909	0,084
$V_c \times ap$	1	874,09	874,09	0,73	0,4064	0,848
$V_c \times H$	1	481,36	481,36	0,40	0,5355	0,467
$f \times ap$	1	603,93	603,93	0,51	0,4884	0,586
$f \times H$	1	341,88	341,88	0,29	0,6008	0,331
$ap \times H$	1	1437,93	1437,93	1,21	0,2907	1,395
V_c^2	1	6328,35	6328,35	5,31	0,0371	6,142
f^2	1	341,41	341,41	0,29	0,6010	0,331
ap^2	1	1,67	1,67	1,401E-03	0,9707	0,001
H^2	1	35539,12	35539,12	29,79	< 0,0001	34,488
Erreur	14	16699,22	1192,80			
Total	28	1,175E+05				100

Tableau IV-12 Analyse de variance ANOVA pour l'effort radial F_r

Les résultats d'ANOVA pour l'effort radial sont indiqués dans le tableau IV-12. On peut noter que le produit (H^2) affecte F_r d'une façon considérable. Sa contribution est de 29,67%. La dureté de la pièce (H), la profondeur de passe (ap) et l'avance (f) sont significatives mais le

facteur de la vitesse de coupe n'est pas significatif. Respectivement, leurs contributions sont de (29,103 ; 13,886 ; 11,375 et 0,959) %.

e) Facteurs influents

Le graphe de Pareto (figure IV-25) montre que les variables supérieures à la ligne de limite d'intervalle de confiance (95%), présentent un effet significatif sur l'effort radial (F_r).

A partir de ce graphe, nous pouvons conclure que le modèle de régression donnant l'effort radial en fonction des paramètres de coupe et la dureté de la pièce sera exprimé par les facteurs influençant et les facteurs principaux ainsi que les interactions ($H \times H$) et ($V_c \times V_c$).

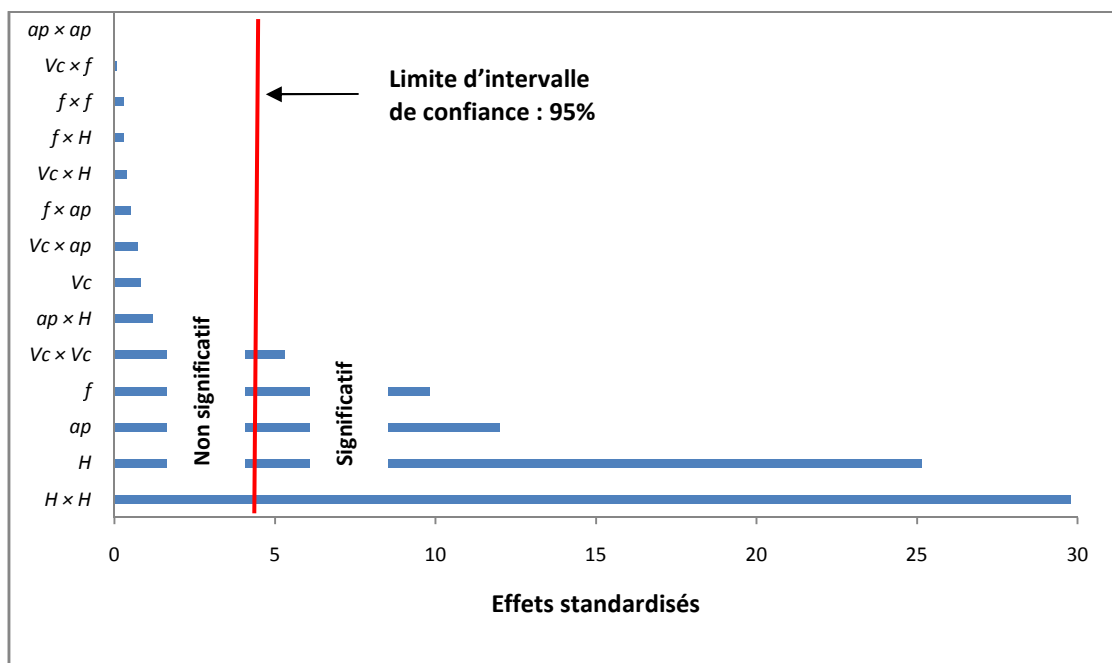


Figure IV-25 Graphe de PARETO des effets des paramètres de coupe sur l'effort F_r

La figure IV-26 présente les effets principaux de l'avance, vitesse de coupe, la profondeur de passe et la dureté de la pièce sur l'effort radial.

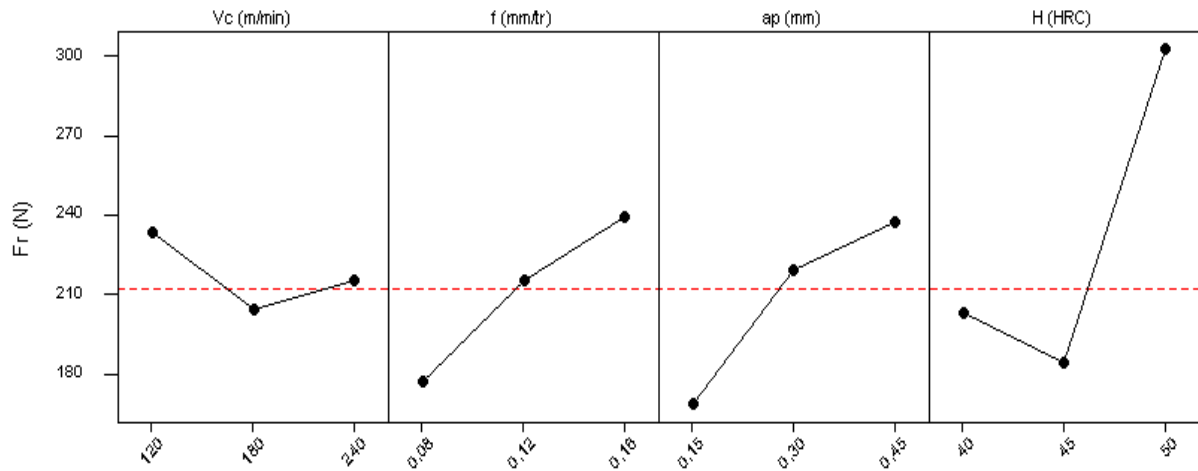


Figure IV-26 Graphe des effets principaux de V_c , f , ap et H sur l'effort Fr

f) Analyse de régression : Fr en fonction de V_c , f , ap et H

L'analyse de régression de Fr en fonction de V_c , f , ap et H donne l'équation du modèle complet (IV-15) avec un coefficient de corrélation ($R^2 = 85,79\%$).

$$Fr = 5421,406 - 4,194V_c + 2737,7f + 1922,746ap - 249,924H - 1,945V_c \times f - 1,642V_c \times ap + 0,0365V_c \times H - 2047,916f \times ap - 46,225f \times H - 25,28ap \times H + 8,676 \times 10^{-3}V_c^2 + 4534,32f^2 - 22,559ap^2 + 2,961H^2 \quad \text{IV-15}$$

En introduisant seulement les facteurs qui ont un effet significatif, le modèle réduit de l'effort radial Fr en fonction de V_c , f , ap et H donne l'équation (IV-16).

$$Fr = 5764,346 - 3,167V_c + 781,375f + 230,211ap - 252,608H + 8,378 \times 10^{-3}V_c^2 + 2,918H^2 \quad \text{IV-16}$$

La figure IV-27 montre l'effet de la variation de l'avance par tour et la vitesse de coupe sur l'effort radial Fr . Elle illustre d'une manière générale l'effet significatif des deux paramètres. Donc avec l'augmentation de l'avance et la vitesse de coupe l'effort radial augmente. Le graphe de contour permet de visualiser la surface de réponse.

Design-Expert® Software

Factor Coding: Actual

Fr

369.35

99.71

X1 = A: Vc

X2 = B: f

Actual Factors

C: ap = 0.30

D: H = 45.00

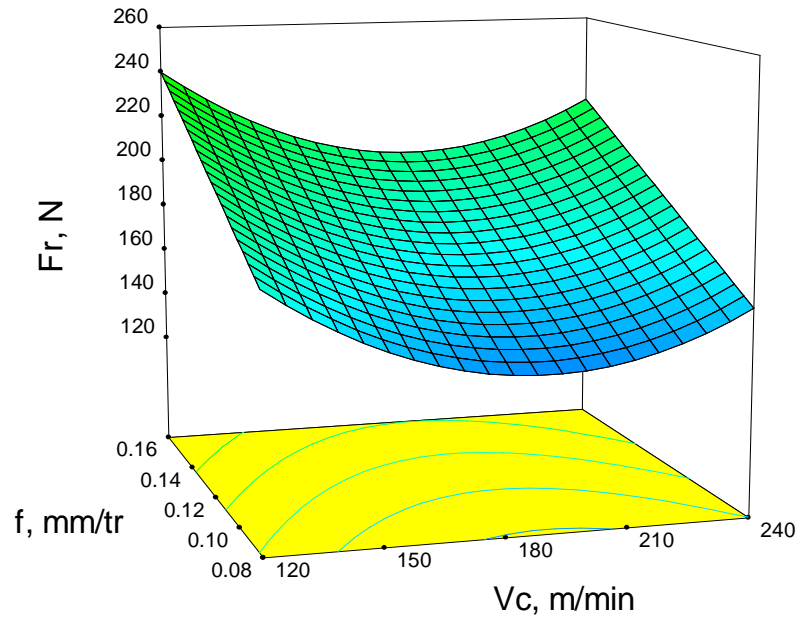


Figure IV-27 Evolution de l'effort radial F_r en fonction de l'avance et la vitesse de coupe ($a_p = 0,30$ mm, $H = 45$ HRC)

Design-Expert® Software

Factor Coding: Actual

Fr

369.35

99.71

X1 = C: ap

X2 = D: H

Actual Factors

A: Vc = 180.00

B: f = 0.12

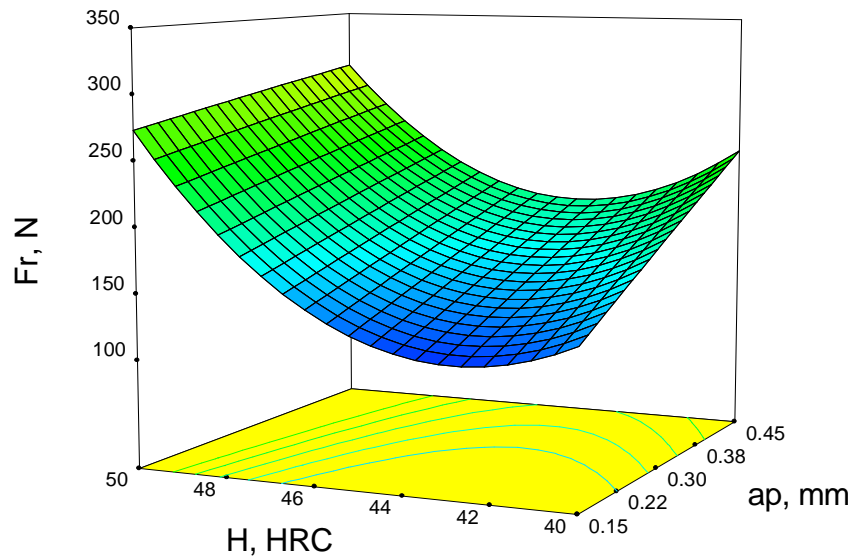


Figure IV-28 Evolution de l'effort radial F_r en fonction la dureté et l'avance ($V_c = 180$ m/min, $f = 0,12$ mm/tr)

La figure IV-28 est construite pour illustrer les effets principaux de la dureté de la pièce (H) et de la profondeur de passe (ap) sur l'effort radial (Fr) avec la vitesse de coupe 180 m/min et l'avance 0,12 mm/tr. En se basant sur l'analyse ANAVO précédente, on constate que l'effet principal de l'interaction entre la dureté et la profondeur de passe ne sont pas statistiquement significatifs sur l'effort radial. Cette figure montre qu'avec une petite profondeur de passe et pour une faible dureté de la pièce à usiner, l'outil CBN génère des forces faibles dans le sens radial (effort radial).

g) Analyse de la variance pour l'effort tangentiel (Fv)

Le tableau IV-13 présente les résultats d'ANOVA sur la force tangentielle (Fv). On peut voir que la profondeur de passe (ap) est le facteur le plus important affectant la force tangentielle. Sa contribution est de 36,467%. Le second facteur qui a la plus grande influence sur l'effort tangentiel (Fv) est la dureté de la pièce (H), sa contribution est de 23,219%. Quant à la vitesse de coupe (Vc), son effet n'est pas significatif parce que sa contribution est de 0,162%. Les interactions ($Vc \times f$), ($Vc \times H$), ($f \times ap$), ($f \times H$) et ($ap \times H$) ne sont pas significatifs, leurs contributions sont (0,174 ; 0,244; 0,432; 0,154 et 0,935) % respectivement.

Source	ddl	SCE	CM	F-value	Prob.	Cont. %
Modèle	14	90402,85	6457,35	6,35	0,0007	
Vc	1	146,09	14609	0,14	0,7103	0,162
f	1	13960,54	13960,54	13,73	0,0023	15,474
ap	1	32898,84	32898,84	32,37	< 0,0001	36,467
H	1	20947,66	20947,66	20,61	0,0005	23,219
$Vc \times f$	1	156,88	156,88	0,15	0,7003	0,174
$Vc \times ap$	1	8481,49	8481,49	8,34	0,0119	9,401
$Vc \times H$	1	220,08	220,08	0,22	0,6489	0,244
$f \times ap$	1	390,06	390,06	0,38	0,5456	0,432
$f \times H$	1	139,12	139,12	0,14	0,7170	0,154
$ap \times H$	1	844,19	844,19	0,83	0,3775	0,935
Vc^2	1	3976,70	3976,70	3,91	0,0680	4,408
f^2	1	308,90	308,90	0,30	0,5901	0,342
ap^2	1	0,68	0,68	6,675E-04	0,9798	0,001
H^2	1	7744,21	7744,21	7,62	0,0153	8,584
Erreur	14	14230,46	1016,46			
Total	28	1,046E+05				100

Tableau IV-13 Analyse de variance ANOVA pour Fv

h) Facteurs influents

Le graphe de Pareto (figure IV-29) montre que les variables supérieures à la ligne de limite d'intervalle de confiance (95%) présentent un effet significatif sur l'effort tangentiel (Fv).

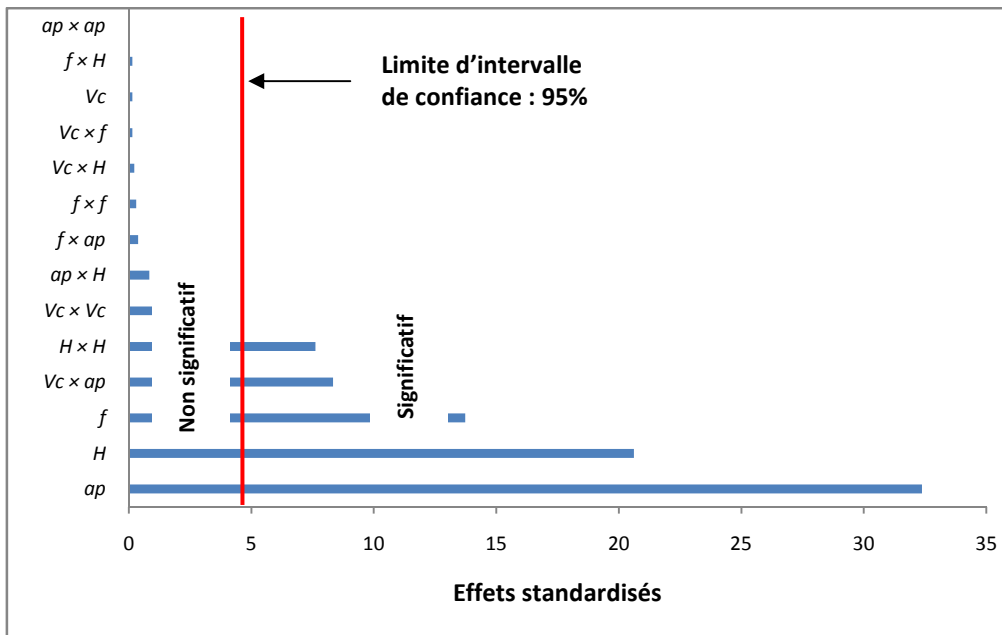


Figure IV-29 Graphe de PARETO des effets des paramètres de coupe sur l'effort tangentiel F_v

La figure IV-30 illustre les effets moyens de la vitesse de coupe, de l'avance, de la profondeur de passe et la dureté de la pièce sur l'effort tangentiel. D'après cette figure on constate que l'effort augmente avec l'augmentation de la profondeur de passe, parce que quand la profondeur de passe augmente, la zone de l'interface outil/copeau augmente ce qui ramène à l'augmentation de la composante de l'effort tangentiel (F_v).

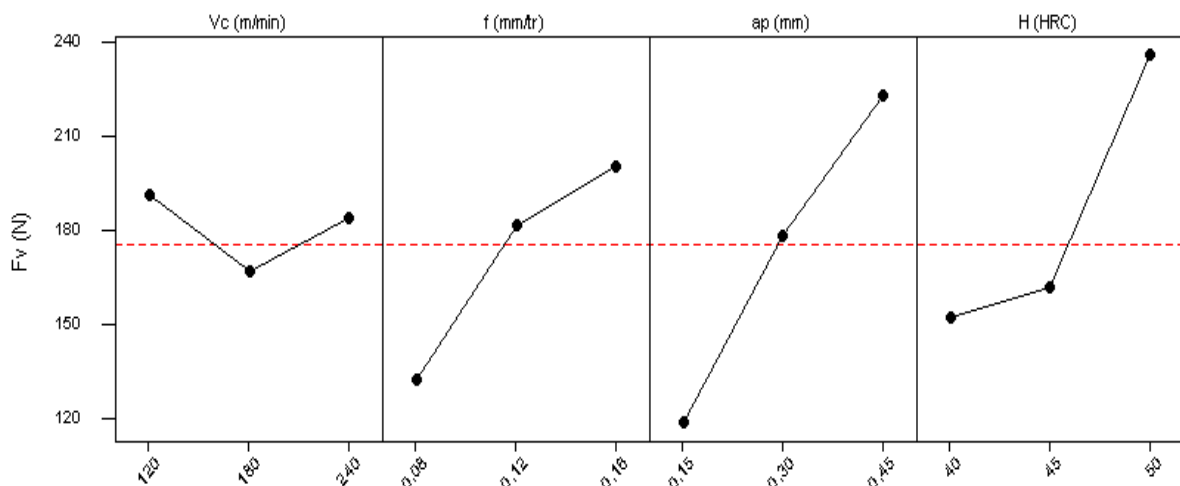


Figure IV-30 Graphe des effets principaux de Vc , f , ap et H sur l'effort tangentiel F_v

i) Analyse de régression : Fv en fonction de Vc, f, ap et H

L'analyse de régression de F_v en fonction de V_c , f , ap et H donne l'équation du modèle complet (IV-17) avec un coefficient de corrélation ($R^2 = 86,40\%$).

$$F_v = 1963,62 + 0,426V_c + 1952,79f + 1952,79ap - 109,311H - 2,609V_c \times f - 5,116V_c \times ap - 0,0247V_c \times H + 1645,833f \times ap + 29,487f \times H - 19,37ap \times H + 6,877 \times 10^{-3}V_c^2 - 4313,07f^2 - 14,374ap^2 + 1,382H^2 \quad \text{IV-17}$$

En introduisant seulement les facteurs qui ont un effet significatif, le modèle réduit de l'effort tangentiel F_v en fonction de V_c , f , ap et H s'écrit d'après l'équation (IV-18).

$$F_v = 1917,118 + 1,478V_c + 852,708f + 1270,016ap - 107,369H - 5,116V_c \times ap + 1,285H^2 \quad \text{IV-18}$$

La surface de réponse (figure IV-31) montre la variation de la force tangentielle avec la vitesse de coupe (V_c) et l'avance (f). En se basant sur l'analyse précédente (ANOVA), on constate que l'interaction de la vitesse de coupe et l'avance sont statistiquement significatives sur la force tangentielle. La figure IV-31 montre que l'interaction entre la vitesse de coupe et l'avance ne présente pas d'effet statistiquement significatif sur l'effort tangentiel.

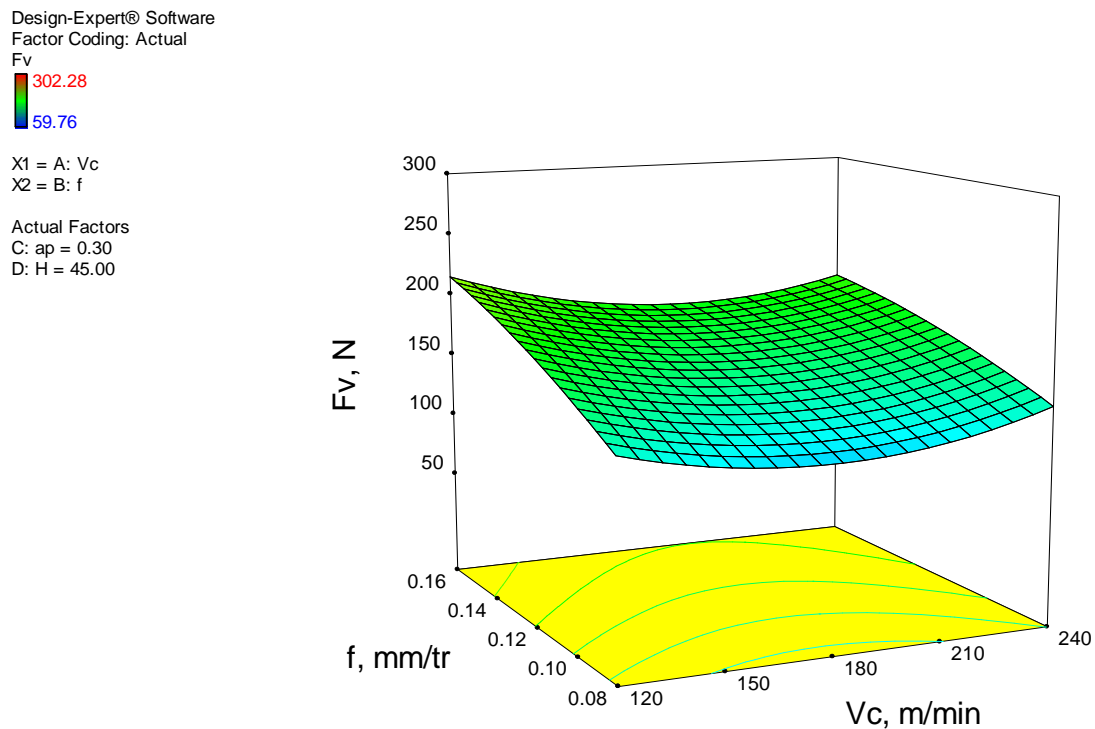


Figure IV-31 Evolution de l'effort tangentiel en fonction de l'avance et la vitesse de coupe ($ap = 0,30$ mm, $H = 45\text{HRC}$)

Design-Expert® Software
 Factor Coding: Actual
 Fv
 302.28
 59.76

X1 = C: ap
 X2 = D: H

Actual Factors
 A: Vc = 180.00
 B: f = 0.12

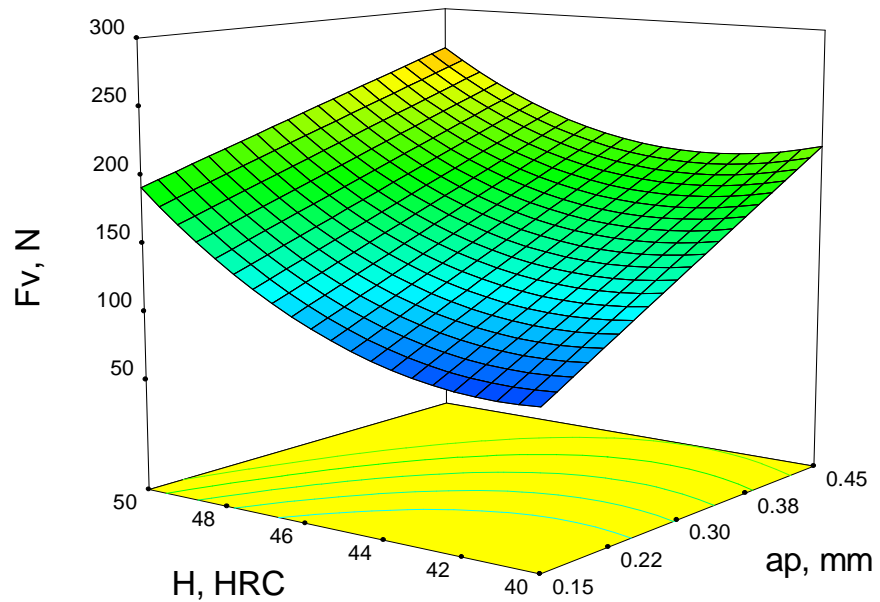


Figure IV-32 Evolution de l'effort tangentiel en fonction la dureté et la profondeur de passe (Vc = 180 m/min, f = 0,12 mm/tr)

La figure IV-32 montre la variation de la force tangentielle avec la dureté de la pièce (H) et la profondeur de passe (ap). Les résultats d'ANOVA indiquent que l'interaction de la dureté et la profondeur de passe sur la force tangentielle n'est pas statistiquement significative. Cependant, la valeur de la force tangentielle la plus basse est obtenue avec la dureté la plus basse ainsi que la profondeur de la passe la plus basse. D'autre part, la force tangentielle la plus élevée est obtenue avec la dureté la plus grande d'éprouvette et la profondeur de passe la plus élevée.

IV.3.3. Comparaison entre les valeurs expérimentales et estimées

La comparaison entre les valeurs expérimentales (mesurées) des composantes des efforts de coupe (Fa , Fr et Fv) et les critères de la rugosité (Ra , Rt et Rz) et celles estimées par les modèles mathématiques (quadratique) obtenus par la méthodologie de surface de réponse (MSR), est présentée graphiquement sur les figures (IV-33 et IV-34). L'analyse des résultats montre clairement que les valeurs expérimentales et les valeurs estimées sont très proches.

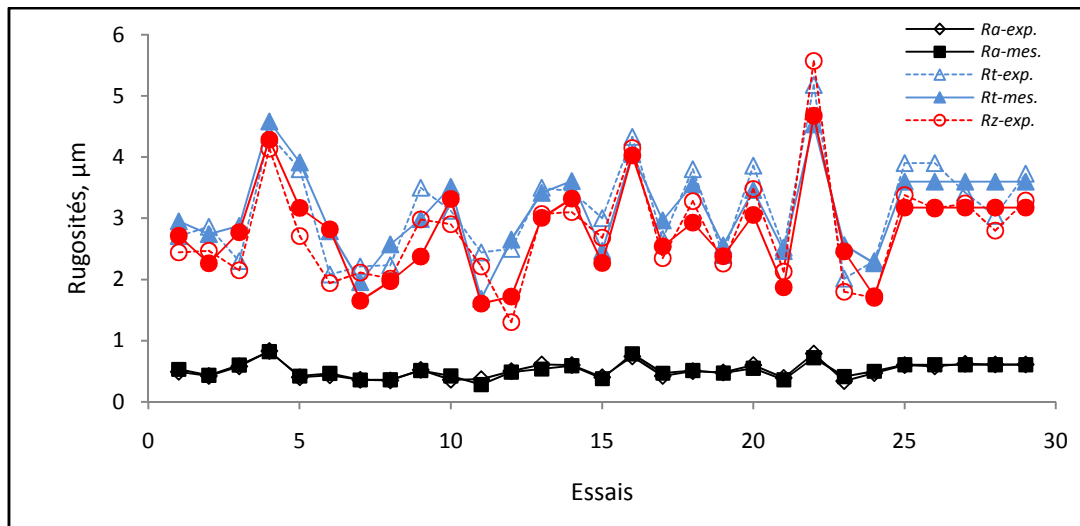


Figure IV-33 Courbes des valeurs expérimentales et estimées de la rugosité

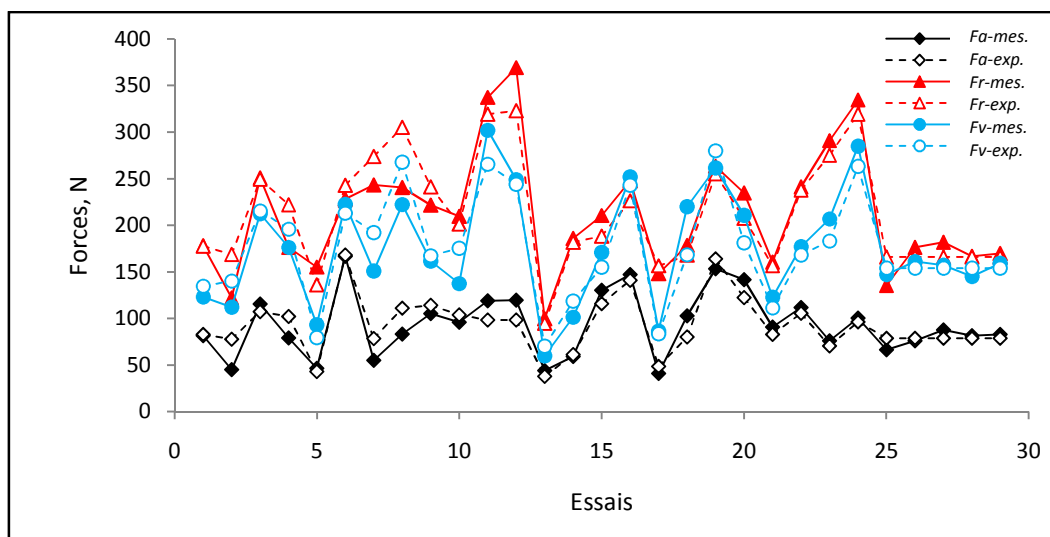


Figure IV-34 Courbes des valeurs expérimentales et estimées des efforts de coupe

IV.3.4. Optimisation des conditions de coupe

Le tableau IV-14 présente les conditions d'optimisations des paramètres de coupe lors de tournage dur de l'acier AISI H11 avec le CBN7020, sur la rugosité (Ra) et sur les efforts de coupe (Fa , Fr et Fv).

Conditions	Objectifs	Limite inférieure	Limite supérieure
Vitesse de coupe, V_c (m/min)	Gamme	120	240
Avance, f (mm/tr)	Gamme	0,08	0,16
Profondeur de passe, ap (mm)	Gamme	0,15	0,45
Dureté de la pièce, H (HRC)	Gamme	40	50
Ra (μm)	Mini	0,34	0,83
Fa (N)	Mini	41,13	166,95
Fr (N)	Mini	99,71	369,35
Fv (N)	Mini	59,76	302,28

Tableau IV-14 Conditions d'optimisation

Le tableau VI-15 présente les résultats de l'optimisation par (MSR) de la rugosité (Ra) et des efforts de coupe (Fa , Fr et Fv). Les paramètres de coupe optimaux obtenus sont : la vitesse de coupe de (180 – 200) m/min, l'avance de (0,08 – 0,09) mm/tr, la profondeur de passe de (0,15 – 0,16) mm et la dureté de la pièce \approx 42HRC.

N°	Vc (m/min)	f (mm/tr)	ap (mm)	H (HRC)	Forces			Rugosité	Désirabilité individuelle
					Fa (N)	Fr (N)	Fv (N)	Ra (μ m)	
1	189,53	0,08	0,15	42,00	33,91	91,29	63,85	0,339	0,999
2	191,05	0,08	0,15	42,05	34,46	91,29	65,62	0,339	0,999
3	191,30	0,08	0,15	42,04	34,97	92,85	67,03	0,339	0,999
4	193,69	0,08	0,15	42,16	35,14	90,12	67,85	0,340	0,998
5	191,05	0,08	0,16	42,00	36,87	95,76	68,72	0,339	0,998
6	192,28	0,09	0,15	42,00	36,40	97,08	70,96	0,340	0,998
7	197,76	0,08	0,15	42,12	36,51	91,53	72,58	0,327	0,998
8	195,31	0,09	0,15	42,00	38,78	102,38	77,57	0,340	0,997

Tableau IV-15 Optimisation par MSR de la rugosité et des composantes de l'effort de coupe

IV.6. CONCLUSION

Dans ce chapitre, l'application de MSR en tournage dur de l'acier AISI H11 avec le CBN7020 a permis d'obtenir des modèles mathématiques à la fois pour l'usure en dépouille (VB), pour les critères de la rugosité de surface (Ra , Rt et Rz) et pour les composantes de l'effort de coupe (Fa , Fr et Fv) en fonction des paramètres d'usinage. Les valeurs optimales des paramètres d'usinage ont été étudiées et calculées. L'étude réalisée débouche sur les conclusions suivantes :

- L'usure en dépouille de l'outil CBN7020 a augmenté avec la vitesse de coupe et l'avance par tour. Les essais montrent qu'un taux plus élevé d'usure d'outil est obtenu à la vitesse de coupe 240 m/min et à l'avance de 0,16 mm/tr.
- L'usure en dépouille est influencée principalement par le temps d'usinage (53,706%), la vitesse de coupe (33,876%) et l'interaction de la vitesse de coupe et le temps d'usinage (10,741%).
- L'avance a une plus grande influence sur la rugosité de surface (45,673%) suivie de la vitesse de coupe (13,459%) et du temps d'usinage (9,989%).
- L'optimisation par MSR des conditions de coupe les mieux adaptées pour une rugosité Ra (0,205 - 0,218) μ m et une usure en dépouille VB (0,095 - 0,096) mm, nous a donné : $Vc = (146,51 \text{ à } 153,12)$ m/min, $f \approx 0,08$ mm/tr et $t \approx 7$ minutes.

- En plus, cette étude montre que l'avance par tour et la dureté de la pièce ont une grande influence sur les critères de rugosité. Les effets des interactions $Vc \times f$, $Vc \times H$, $f \times ap$, $f \times H$ et les produits (H^2 et ap^2) ont un effet significatif sur le critère Ra .
- L'effort axial (Fa) et l'effort tangentiel (Fv) sont fortement influencés par la profondeur de passe, (68,873%) et (36,467%) respectivement. Par contre, la vitesse de coupe a une influence très faible (0,290 et 0,162) %.
- La meilleure rugosité de surface a été obtenue pour les valeurs basses de l'avance et les valeurs les plus grandes de la vitesse de coupe.
- En comparant les valeurs expérimentales et prédites des composantes de l'effort de coupe et des critères des rugosités de surface, on remarque qu'ils sont en bonne corrélation.

CONCLUSION GENERALE

L'étude du comportement du Nitrure de Bore Cubique (CBN7020) lors du tournage dur à sec de l'acier pour travail à chaud AISI H11, traité à 50HRC, nous a permis de mettre en évidence l'impact des paramètres de coupe (avance par tour, vitesse de coupe, profondeur de passe et le temps d'usinage) sur les efforts et les pressions de coupe et sur la rugosité des surfaces usinées.

Dans le premier chapitre, tous nos efforts ont été consacrés à l'étude bibliographique qui concerne le tournage dur, les phénomènes physiques régissant le processus de coupe et l'état d'art sur les différents travaux de recherche réalisés en tournage dur.

Dans le deuxième chapitre, nous avons présenté une méthodologie de recherche qui repose sur la planification des expériences, les équipements nécessaires à la réalisation des expériences ainsi que les conditions de coupe et du traitement thermique de la pièce.

Le chapitre III, traite les performances des outils (CC650, CBN7050, GC4015 et CBN7020) en termes d'usure, d'effort de coupe, de pression de coupe, de rugosité des surfaces usinées et leurs évolutions en fonction des éléments du régime de coupe (avance par tour, vitesse de coupe, profondeur de passe et temps d'usinage). Une analyse approfondie est faite également pour les résultats d'usure du CBN7020. Cette analyse nous a permis de délimiter le domaine du tournage dur d'une part. D'autre part, de modéliser et interpréter d'une manière méthodologique les résultats expérimentaux.

Le dernier chapitre, propose une étude statistique qui repose sur l'analyse ANOVA, la régression multiple afin de modéliser les phénomènes étudiés ainsi qu'une optimisation des paramètres de coupe et de la dureté de la pièce. Les plans d'expérience utilisés sont le plan d'expérience complet 3^3 et le plan BBDs avec un nombre de 29 essais. Ainsi les valeurs des coefficients de corrélation et les constantes associées ont été calculées à l'aide du logiciel Design-Expert 8.

Connaissant le comportement de notre matériau à grande vitesse, nous avons ensuite étudié sa réponse en coupe. Des essais de chariotage ont été menés.

- Les résultats ont montré une faible sensibilité des efforts de coupe sur l'avance par tour. La courbe de l'évolution de l'effort spécifique de coupe avec la dureté présente un maximum à

environ 45HRC. Pour des duretés inférieures à celle-ci, la pression de coupe augmente avec la dureté. Au delà de cette valeur de dureté, l'effort diminue.

- L'étude des pressions spécifiques de coupe a également montré l'existence de deux vitesses pour lesquelles le matériau change de comportement. Trois zones ont été mises en évidence. La première correspond à une zone pour laquelle l'effet mécanique domine. Une deuxième zone où l'adoucissement thermique intervient. Elle est suivie par une troisième zone où la viscosité prédomine.
- Le choix d'une avance (f) et d'une profondeur de passe (ap) trop faibles génère des pressions de coupe énormes qui peuvent endommager l'arête tranchante de l'outil. Les grandes vitesses de coupe engendrent d'une part une diminution des efforts et d'autre part une accélération de l'usure. Ce qui nous pousse à chercher un compromis entre un effort minimal et une tenue exploitable sur le plan industriel.
- Les plages de fonctionnement de l'outil en vitesse de coupe, avance par tour, temps d'usinage et la dureté ont été déterminées. Les effets de la dureté ont une incidence particulière sur l'évolution de l'effort radial.
- Une longue campagne d'essais d'usure a permis de déterminer les coefficients d'un modèle phénoménologique tenant compte de la dureté du matériau. Les résultats font la preuve d'une équivalence entre vitesse de coupe et l'avance par tour. Ce constat a de nombreuses applications pratiques.
- L'usure en dépouille de l'outil CBN7020 a augmenté avec la vitesse de coupe et l'avance par tour. Les essais montrent qu'un taux plus élevé d'usure d'outil est obtenu à la vitesse de coupe 240 m/min et à l'avance de 0,16 mm/tr.
- Le suivi de l'usure de l'outil par la mesure des efforts et de l'état de surface indique que les efforts de coupe décrochent bien avant les états de surface.
- Les travaux effectués pourront servir de base de données pour enrichir les modélisations et le développement de modèles de la coupe. La méthode d'identification des paramètres de la loi de comportement pourrait être améliorée en développant des méthodes d'optimisations permettant l'identification par méthode inverse.
- L'optimisation par MSR des conditions de coupe les mieux adaptées pour une rugosité Ra (0,205 - 0,218) μm et une usure en dépouille VB (0,095 - 0,096) mm, nous a donné : $V_c =$ (146,51 à 153,12) m/min, $f \approx 0,08$ mm/tr et $t \approx 7$ minutes.

En fin, ces travaux nous ont permis de découvrir le domaine de la recherche, qui, par la composition de sa communauté scientifique est très enrichissant. Les conférences internationales et nationales donnent l'occasion d'échanges fructueux avec des personnalités scientifiques et permettent de rencontrer des chercheurs connus uniquement par l'intermédiaire de la lecture de leurs travaux.

En fin, j'ai également appris à me montrer plus respectueux de la rigueur scientifique en rédigeant des publications.

REFERENCES BIBLIOGRAPHIQUES

- [1] B. Vasques. Etude du comportement du rayon d'arête et de son influence sur l'intégrité de surface en tournage à sec. Thèse de doctorat de Mécanique et Productique. Université de Tours (2008).
- [2] M. Remadna. Le comportement du système usinant en tournage dur. Application au cas d'un acier trempé usiné avec des plaquettes CBN. Thèse de doctorat de Mécanique. ISAL (2001).
- [3] B. Fnides. Evaluation des performances des matériaux de coupe lors de l'usinage de l'acier X38CrMoV5-1, Mémoire de magistère de Mécanique Productique. Université 08 mai 1945 de Guelma (2008).
- [4] M. Habak. Etude de l'influence de la microstructure et des paramètres de coupe sur le comportement en tournage dur de l'acier à roulement 100Cr6. Thèse de doctorat de Mécanique - Matériaux – Procédés. ENAM (2006).
- [5] G. Poulachon. Aspects phénoménologiques, mécaniques et métallurgiques en tournage CBN des aciers durcis. Application : usinabilité de l'acier 100Cr6. Thèse de doctorat de Mécanique et Matériaux. ENSAM (1999).
- [6] G. Poulachon, B.P Bandyopadhyay, I.S. Jawahir, S. Pheulpin, E. Seguin, The influence of the microstructure of hardened tool steel workpiece on the wear of PCBN cutting tools. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, Vol. 43, pp. 139 – 144 (2003).
- [7] S.Y. Luo, Y.S. Liao, Y.Y. Tsai. Wear characteristics in turning high hardness alloy steel by ceramics and CBN tools. *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 88, pp. 114-121 (1999).
- [8] A. Kumar, A. Durai, T. Sornakumar. The effect of tool wear on tool life of alumina based ceramic cutting tools while machining hardened martensitic stainless steel. *Journal of Material Processing Technology*, Vol. 173, pp. 151–156 (2006).
- [9] P.K. Bossom. Finish machining of hard ferrous work pieces; *Industrial Diamond Review*; Vol. 5, pp. 228 – 233 (1990).
- [10] K.S. Neo, M. Rahman, X.P. Li, H.H. Khoo, M. Sawa, Y. Maeda. Performance evaluation of pure CBN tools for machining of steel. *Journal of Materials Processing Technology*, Vol.140, pp. 326 – 331 (2003).
- [11] S. Benchiheb, L. Boulanouar. Influence des Paramètres de Coupe sur la Tenue du CBN 7020 Lors du Tournage Dur. 4th International Conference on Computer Integrated Manufacturing CIP' (2007).
- [12] G. C. Benga, A. M. Abrao. Turning of hardened 100Cr6 bearing steel with ceramic and PCBN cutting tools. *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 143–144, pp. 237–241 (2003).

- [13] S. Bissey. Développement d'un modèle d'efforts de coupe applicable à des familles d'outil: cas du fraisage des aciers traités thermiquement. Thèse de doctorat de Procédés de Fabrication, ENSAM de Cluny (2005).
- [14] K. Bouacha, M. A. Yallese, T. Mabrouki, J-F. Rigal. Statistical analysis of surface roughness and cutting forces using response surface methodology in hard turning of AISI 52100 bearing steel with CBN tool. *International Journal of Refractory Metals & Hard Materials*, Vol. 28, pp. 349–361 (2010).
- [15] M. A. Yallese, L. Boulanouar, N. Ouelaa, A/H. Rezaigia, N. Kribs. Influence des conditions d'usinage sur les efforts de coupe lors du tournage du 100Cr6 (60 HRC) avec le CBN. Tunisie N°: 87/cmsm (2005).
- [16] W. Chen. Cutting forces and surface finish when machining medium hardness steel using CBN tools. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, Vol. 40, pp. 455-466 (2000).
- [17] M. A. Davies, Y. Chou, C. J. Evans. On chip morphology, tool wear and cutting mechanics in finish hard turning. National Institute of Standards and Technology, Gaithersburg, USA on January 8 (1996).
- [18] G. Poulachon, A. L. Moisan. Hard turning: Chip Formation Mechanisms and Metallurgical Aspects. *Journal of Manufacturing Science and Engineering*. Vol. 122, pp. 406-412 (2000).
- [19] R. Komanduri, T. Schroeder, B.F. Von Turkovich, J. Hazra, D.G. Flom. On the catastrophic shear instability in high speed machining of AISI 4340 steel. *Journal of Engineering for Industry*, Vol. 104, pp. 121-131 (1982).
- [20] B. Fnides, H. Aouici, M. A. Yallese. Rugosité de surface et température en tournage dur de l'acier X38CrMoV5-1 usiné par une céramique mixte (Al_2O_3+TiC). 2^e Congrès National de Mécanique – CNM2, 07-08. Nr (F37). Avril (2008).
- [21] B. Fnides, H. Aouici, M. A. Yallese. Cutting forces and surface roughness in hard turning of hot work steel X38CrMoV5-1 using mixed ceramic. ISSN 1392 - 1207. *MECHANIKA*. Nr.2 (70), (2008).
- [22] D. Thiele, N. Melkote. Effect of cutting edge geometry and workpiece hardness on surface generation in the finish hard turning of AISI 52100 steel. *Journal of Material Processing Technology*, 94, pp.216-226 (1999).
- [23] T. Özel, T-K. Hsu, E. Zeren. Effects of cutting edge geometry, workpiece hardness, feed rate and cutting speed on surface roughness and forces in finish turning of hardened AISI H13 Steel. The State University of New Jersey, New Jersey 08854 USA.
- [24] J.M. Zhou, H. Walter, M. Andersson, J.E. Stahl. Effect of chamfer angle on wear of PCBN cutting tool. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, Vol.43, pp. 301-305 (2003).
- [25] H. Aouici, B. Fnides, M. A. Yallese, T. Mabrouki. Machinability investigation in hard turning of AISI H11 hot work steel with CBN tool. ISSN 1392 - 1207. *MECHANIKA*. Nr.6 (86), (2010).

- [26] H. Bouchelaghem, M. A. Yallese, A. Amirat, T. Mabrouki, J. F. Rigal. Experimental investigation and performance analyses of CBN insert in hard turning of cold work tool steel (D3). *Machining Science and Technology*, Vol. 14: 4, pp. 471-501 (2010).
- [27] R. Komandri, T. Schroeder, J. Hazra, B.F. Von Turkovich, D.G. Flom. On the catastrophic shear instability in high-speed machining of an AISI 4340 steel. *Transactions of the ASME Journal of Engineering for Industry*, Vol. 104, pp. 121-131 (1982).
- [28] M. A. Davies. *Dynamic problems in hard-turning, milling, and grinding, dynamics and chaos in manufacturing processes*. John Wiley & Sons, New York. pp. 57-91 (1998).
- [29] A. Doniavi, M. Eskanderzade, M. Tahmasebian. Empirical modeling of surface roughness in turning process of 1060 steel using factorial design methodology. *Journal of Applied Sciences*, Vol. 7 (17), pp. 2509-2513.
- [30] M.Y. Noordin, V.C. Venkatesh, S. Sharif, S. Elting, A. Abdullah. Application of response surface methodology in describing the performance of coated carbide tools when turning AISI 1045 steel. *Journal Materials Processes Technology*, Vol. 46, pp. 58-145 (2004).
- [31] J.S. Dureja, V.K. Gupta, M. Dogra. Design optimization of cutting conditions and analysis of their effect on tool wear and surface roughness during hard turning of AISI-H11 steel with a coated-mixed ceramic tool. *Journal Engineering Manufacture*, Vol. 223(B), pp. 1441-1453 (2009).
- [32] A.M.A. Al-Ahmari. Predictive machinability models for a selected hard material in turning operations. *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 1-3, pp. 305-311 (2007).
- [33] M. A. Yallese, K. Chaoui, N. Zeghib, L. Boulanouar, J. F. Rigal. Hard machining of hardened bearing steel using cubic boron nitride tool. *Journal Materials Processing Technology*, Vol. 209, pp. 1092-1104 (2009).
- [34] M. U. Ghani, N. A. Aboukhshim, M. A. Sheikh. An investigation of heat partition and tool wear in hard turning of H13 tool steel with CBN cutting tools. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, Vol. 9, pp. 1-15 (2007).
- [35] L. Mahé. *Usure du polytétrafluoroéthylène chargé (PTFE): approche par les débits de troisième corps solide, application aux segments de piston de compresseur*. Thèse de Doctorat en Mécanique, INSA de Lyon (2000).
- [36] C. Bedrin, B. Roumesy. *Usinage par outil coupant Fascicule 1-2*, INSA Lyon, 1989.
- [37] Documentations INSA de Lyon, *Etude expérimentale de la rugosité des surfaces usinées*. Source INSA de Lyon (1997).
- [38] L. Benoist, B. Dupont, J.P. Trotignon, *Productique organisation et technologie des systèmes de production*. Nathan, Paris (1998).
- [39] A. Grandadam. *Tolérances, états de surface*. Technique de l'ingénieur, source (CETIM), Vol. B7 Usinage, Fascicule B 1620 (1990).
- [40] H. Schultz. *Fraisage à grande vitesse des métaux métalliques et non métalliques*. Edition Technologie d'Aujourd'hui, Paris (1997).

- [41] C. Pagès. Comportement de revêtements céramiques sur outil en tournage a sec de finition. Thèse de doctorat de Mécanique. Ecole Centrale de Lyon (2003).
- [42] P. Martin, J. Richard, M. Veron. The influence of cutting speed variations on tool wear for optimal control of machining. *Annals of the CIRP*, Vol. 28 (1), pp. 7-11 (1989).
- [43] A. Ber, M. Goldblat. The influence of temperature gradient on cutting tool's life. *Annals of the CIRP*, Vol. 381, (1), pp. 69-73 (1979).
- [44] K. Bouacha. Comportement du couple outil-matière lors de l'usinage des matériaux durs. Thèse de doctorat de Productique. Université 08 mai 1945 de Guelma (2010).
- [45] O. Barrau. Étude du frottement et de l'usure d'acier à outils de travail à chaud. Thèse de doctorat à l'Institut National Polytechnique de Toulouse (2004).
- [46] S. M. Wu. Tool-life testing by response surface methodology- Part 1. *Journal of Engineering for Industry*, pp.105-116 (1964).
- [47] S. Vivier. Stratégies d'optimisation par la méthode des plans d'expériences et Application aux dispositifs électrotechniques modélisés par éléments finis. Thèse de doctorat à Université des Sciences et Technologies de Lille (2002).
- [48] J. Poirier. Analyse de la variance et de la régression. Plans d'expérience. *Techniques de l'Ingénieur*. R 260, pp. 1-21.
- [49] K.G. Roquemore. Hybrid Designs for Quadratic Response Surfaces. *Technometrics*, Vol. 18, n° 4, pp. 419-423 (1976).
- [50] P. Chagnon. Les plans d'expériences (partie 2), Article réalisé par un membre de la Commission de Normalisation AFNOR X06E « Méthodes statistiques » Juillet (2005).
- [51] A. Kamoun. M. M. Chaabouni, H. F. Ayedi, Plans d'expériences et traitements de surface Méthodologie des surfaces de réponses (MSR). *Techniques de l'Ingénieur*. M 1429, pp. 1-24.
- [52] Y. Matsumoto, M. M. Barash, C. R. Liu. Cutting mechanism during machining of hardened steel. *Journal Materials Science and Technology*, Vol. 3 n° 4, pp. 299-305 (1987).
- [53] B. T. Chao, K. J. Tigger. *Transactions ASME*, Vol. 73, pp. 777-792 (1951).
- [54] H. Bouchelagheme. Etude du comportement des outils CBN lors de l'usinage de l'acier fortement allié AISI D3. Thèse de doctorat de Productique Mécanique. Université 08 mai 1945 de Guelma (2011).
- [55] V. Songmene. Usinage des composites a matrice d'alliage d'aluminium GrA-Ni. Thèse de doctorat de Mécanique Ecole Polytechnique de Montreal (2000).
- [56] J.G. Lima, R. F. Ávila, A. M. Abrão, M. Faustino, J. P. Davim. Hard turning: AISI 4340 high strength low steel and AISI D2 cold work tool steel. *Journal Materials Processing Technology*, Vol. 169, pp. 388-395 (2005).
- [57] K. T. Chiang. Modeling and analysis of the effects of machining parameters on the performance characteristics in the EDM process of Al₂O₃+TiC mixed ceramic. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, Vol. 37, pp. 523-533 (2008).

- [58] J. T. Horng, N. M. Liu, K. T. Chiang. Investigation the machinability evaluation of Hadfield steel in the hard turning with Al_2O_3/TiC mixed ceramics tool based on the response surface methodology. *Journal Materials Processing Technology*, Vol. 208, pp. 532-541 (2008).
- [59] U. Çaydas. Machinability evaluation in hard turning of AISI 4340 steel with different cutting tools using statistical techniques. *Journal Engineering Manufacture*, Vol. 224, pp. 1034-1455 (2009).
- [60] K.T. Chiang. Modeling and analysis of the effects of machining parameters on the performance characteristics in the EDM process of Al_2O_3+TiC mixed ceramic. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, Vol. 37, pp. 523-533 (2008).
- [61] S. Dillag, R. Venkateswara. A surface roughness prediction model for hard turning process. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, Vol. 32, pp. 1115-1124 (2007).
- [62] C.X. Feng. An experimental study of the impact of turning parameters on surface roughness. *Proceedings of the 2001, Industrial Engineering Research Conference*, Paper N° 2036 (2001).
- [63] M. Pillet. *Introduction aux plans d'expériences par la méthode Taguchi*. Les Editions d'Organisation Université (1994).
- [64] P. Schimmerling, J-C Sisson, A. Zaïdi. *Pratique des plans d'expériences*. Lavoisier (1998).
- [65] J. Goupy. *La méthode des plans d'expériences – Optimisation du choix des essais & de l'interprétation des résultats*. Dunod (1996).
- [66] J-J Drosbeke, G. Saporta, J. Fine. *Plans d'expériences : Applications à l'entreprise*. Editions TECHNIP (1997).

ANNEXE I

ANALYSE DE LA VARIANCE

L'analyse de la variance est appelée « *Analysis of Variance* » dans la littérature anglo-saxonne ; son appellation est couramment abrégée en *ANOVA*.

« D'une façon générale, en matière de régression, le principe de l'analyse de la variance est de subdiviser la variation totale en une composante factorielle relative à l'équation de régression ou au modèle utilisé, et une composante résiduelle, la première devant être testée par rapport à la deuxième».

Les composantes factorielle et résiduelle seront mathématiquement représentées par des carrés moyens, c'est-à-dire des variances. En définitive, l'intérêt de l'analyse de variance est de pouvoir tester de manière absolue l'influence des facteurs sur les variations d'une réponse donnée [47].

1. Carrés moyens des facteurs et des interactions

La variance des facteurs s'obtient en calculant la somme des carrés des écarts (*SCE*) que l'on divise par le nombre de degrés de liberté (*ddl*) associé au facteur *f* considéré.

Le nombre de degrés de liberté ddl_f associé à un facteur *f* est le nombre de niveaux (de valeurs distinctes) qu'il prend lors de la réalisation du plan, minoré de 1. On a donc dans tous les cas :

$$ddl_i = Nn_i - 1$$

Dans le cas des plans factoriels complets, on a l'égalité :

$$\prod_{i=1}^k Nn_i = N$$

La somme des carrés des écarts associée au facteur *f* vaut :

$$SCE_f = \nu_f \cdot \sum_{i=1}^{Nn_f} [(E_f)_{f=i}]^2 = \nu_f \cdot \sum_{i=1}^{Nn_f} (\bar{y}_i - \bar{y})^2$$

avec :

$$\bar{y} = \frac{1}{N} \sum_{i=1}^N y_i \quad \text{la moyenne des réponses ;}$$

- $v_f = \frac{N}{Nn_f}$ le nombre d'expériences pour lesquelles le facteur f prend un de ses Nn_f niveaux (v_f est identique pour tous les niveaux du facteur pour les plans orthogonaux) ;
- y_i la moyenne des réponses observées pour les expériences où le facteur f prend son $i^{\text{ème}}$ niveau.

Pour les interactions mettant en jeu les facteurs f et g , la somme des carrés des écarts vaut :

$$SCE_{fg} = \delta_{fg} \sum_{i=1}^{Nn_i} \sum_{j=1}^{Nn_j} (y_{ij} - \bar{y}_i - \bar{y}_j + \bar{y})^2$$

avec :

- $\delta_{fg} = \frac{N}{Nn_f \cdot Nn_g}$ le nombre d'expériences pour lesquelles le facteur f prend un de ses Nn_f niveaux et lorsque le facteur g adopte un de ses Nn_g niveaux ;
- \bar{y}_{ij} la moyenne des réponses observées pour les expériences où le facteur f prend son $i^{\text{ème}}$ niveau, et où le facteur g prend son $j^{\text{ème}}$ niveau ; lorsqu'il n'y a que 2 facteurs et aucune répétition d'expériences, on a $\bar{y}_{ij} = y_{ij}$

Le calcul des degrés de liberté d'une interaction est le produit des *ddl* des facteurs mis en jeu dans cette interaction.

La généralisation aux interactions d'ordre supérieur se fait de la même façon.

On déduit alors la valeur des carrés moyens, associés au facteur ou à l'interaction considéré(e) x , comme étant :

$$CM_x = \frac{SCE_x}{ddl_x} \quad \text{Pour 2 facteurs, on peut écrire la décomposition suivante :}$$

$$y_{ij} - \bar{y} = (\bar{y}_i - \bar{y}) + (\bar{y}_j - \bar{y}) + (y_{ij} - \bar{y}_i - \bar{y}_j + \bar{y})$$

On réalise alors une somme sur i et j , des 2 côtés de l'égalité mis préalablement au carré. La somme se fait ainsi sur les niveaux de tous les facteurs.

On aboutit alors à l'équation de variance, démontrant l'additivité des sommes des carrés des écarts (membre de droite) :

$$SCE_t = \sum_{i=1}^{Nn_i} \sum_{j=1}^{Nn_j} (y_{ij} - \bar{y})^2 = \sum SCE_x$$

avec :

SCE_t : la somme des carrés des écarts totale ;

SCE_x : (x désignant un facteur ou une interaction) la somme des carrés factorielle.

Enfin, notons la relation donnant entre autre la valeur de ddl_t : le nombre de degrés de liberté total :

$$ddl_t = \sum_{\text{facteurs}} ddl_i + \sum_{\text{interactions}} ddl_i$$

Il y a donc également additivité des ddl .

Pour les plans orthogonaux, on a $ddl_t = N-1$.

2. Variance résiduelle

Lorsqu'il existe une erreur expérimentale non nulle, l'équation de variance fait apparaître un nouveau terme appelé communément *variance résiduelle* (SCE_r) :

$$SCE_t = \sum SCE_x + SCE_r$$

La détermination de SCE_r est nécessaire puisqu'elle intervient dans les tests composant l'analyse de variance. En effet, c'est à cette variance résiduelle que les SCE_x sont comparées afin de déterminer les caractères significatifs des facteurs et des interactions x .

La variance résiduelle est un point de comparaison. Elle doit traduire une variation des valeurs de réponse, dont l'amplitude est arbitrairement considérée comme faible. Tout facteur influent doit donc posséder des caractéristiques fortement différenciées de celles de cette composante.

Dans le cas des expériences réelles, la variance résiduelle est prise comme étant un estimateur de la variance expérimentale, qui traduit la variabilité inhérente des résultats sur plusieurs réalisations d'expériences identiques. Cependant, l'utilisation d'expériences virtuelles exclut cette possibilité.

Dans le même temps, l'équation de variance doit toujours être vérifiée : la variance résiduelle (SCE_r) est dans tous les cas une composante de la somme des carrés des écarts totale (SCE_t).

La variance résiduelle est le plus souvent calculée comme étant la *somme des carrés des résidus*, i.e. des écarts entre réponses mesurées (y) et réponses calculées (y_{mod}) correspondantes [63 et 64].

Il s'agit donc de :

$$SCE_r = \sum_{i=1}^N (y(i,x) - y_{\text{mod}}(i,x))^2$$

Calculer SCE_r de cette manière permet en définitive de tester le caractère significatif des facteurs et des interactions et dans le même temps d'évaluer la qualité du modèle utilisé (y_{mod}).

Cette solution n'est pas applicable lors de l'utilisation de plans saturés (plans factoriels par exemple).

Dans ces cas précis, certains auteurs [65 et 66] proposent la construction de la variance résiduelle à partir des interactions dont les variances (carrés moyens) sont les plus faibles ; leurs valeurs doivent être du même ordre de grandeur.

Le calcul de la variance résiduelle (ou carrés moyens résiduels) peut alors s'écrire comme :

$$CM_r = \frac{SCE_r}{ddl_r} = \frac{\sum_i SCE}{\sum_i ddl}$$

Les sommes des carrés des écarts (SCE) et les nombres de degrés de liberté (ddl) se rapportant aux interactions choisies.

Cette solution permet de retrouver la première écriture de l'équation de variance vue précédemment :

$$CM_r = \frac{SCE_r}{ddl_r} = \frac{\sum_i SCE}{\sum_i ddl}$$

- $SCE_t = \sum SCE_x$
- $SCE_t = \sum SCE_{x'} + \sum SCE_{x''}$
- $SCE_t = \sum SCE_{x'} + SCE_r$

De manière générale, si une telle variance résiduelle ne peut être construite, il est inutile de calculer l'ANOVA : ses résultats seraient inexploitable.

Par exemple, si les effets des interactions sont du même ordre de grandeur que ceux des facteurs principaux, ce dernier mode de construction de SCE_r devient inapplicable car il n'est alors plus possible d'assimiler la variance construite à une composante résiduelle ou de bruit.

3. Test de Fisher-Snedecor

Le *test de Fisher-Snedecor* permet de comparer 2 variances, par utilisation de la loi statistique dite *de Fisher* (ou loi *F*). Celle-ci travaille sur un quotient de variances et prend en compte le nombre de degrés de liberté de chacune d'elles. Les variances concernées doivent être celles de variables aléatoires à distribution normale et à variances constantes.

On calcule alors le ratio suivant, pour le facteur considéré :

$$F_{obs} = \frac{CM_x}{CM_r}$$

La variance associée au facteur ou à l'interaction étudié(e) (CM_x) peut être considérée comme égale à la variance résiduelle (CM_r) si le rapport F_{obs} est faible, i.e. inférieur à une valeur seuil statistique. On définit ainsi l'hypothèse statistique H_0 , selon laquelle l'affirmation précédente est vraie. Si c'est le cas, F_{obs} est alors une valeur observée d'une variable *F* de Fisher-Snedecor, à ddl_f et ddl_r degrés de liberté.

L'hypothèse H_0 doit être rejetée au niveau, lorsque :

$$P(F \geq F_{obs}) \leq \alpha \quad \text{Ou, de manière équivalente, quand :}$$

$$F_{obs} \geq F_{1-\alpha}$$

4. Tableau d'analyse de la variance

Il est courant d'utiliser un tableau réunissant les résultats des calculs précédents.

Il peut prendre la forme suivante :

Sources de variation	ddl	Somme des carrés des écarts	Carrés moyens	F-value	Prob.	Source influente?
facteur 1	ddl_1	SCE_1	$CM_1 = SCE_1 / ddl_1$	CM_1 / CM_r	$P(F \geq F_{obs})$	$P < \alpha ?$
...		
facteur f	ddl_f	SCE_f	$CM_f = SCE_f / ddl_f$	CM_f / CM_r		
...		
facteur k	ddl_k	SCE_k	$CM_k = SCE_k / ddl_k$	CM_k / CM_r		
interaction fg	ddl_{fg}	SCE_{fg}	$CM_{fg} = SCE_{fg} / ddl_{fg}$	CM_{fg} / CM_r		
...						
Variation résiduelle	ddl_r	SCE_r	$CM_r = SCE_r / ddl_r$			
Totaux	ddl_t	SCE_r				

ANNEXE II

COURBES DES EFFORTS DE COUPE

1. Efforts axial

Tournage aux conditions du tableau IV-10, chapitre IV

Design-Expert® Software
Factor Coding: Actual
Fa
166.95
41.13
X1 = A: Vc
X2 = C: ap
Actual Factors
B: f = 0.12
D: H = 45.00

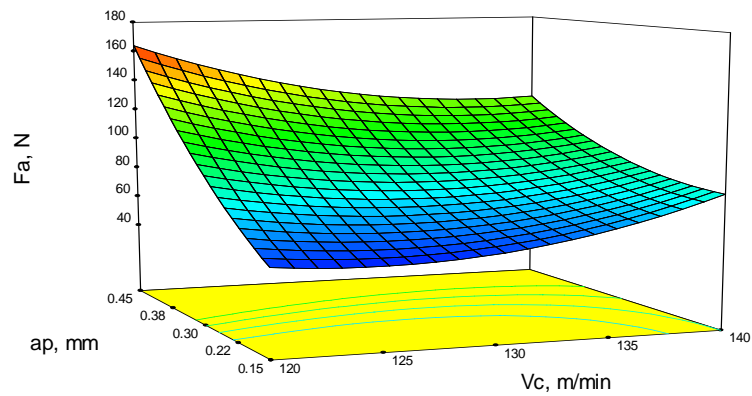


Figure 1 Evolution de l'effort axial en fonction de la profondeur de passe et la vitesse de coupe ($f = 0,08$ mm/tr, $H = 45$ HRC)

Design-Expert® Software
Factor Coding: Actual
Fa
166.95
41.13
X1 = A: Vc
X2 = D: H
Actual Factors
B: f = 0.12
C: $a_p = 0.30$

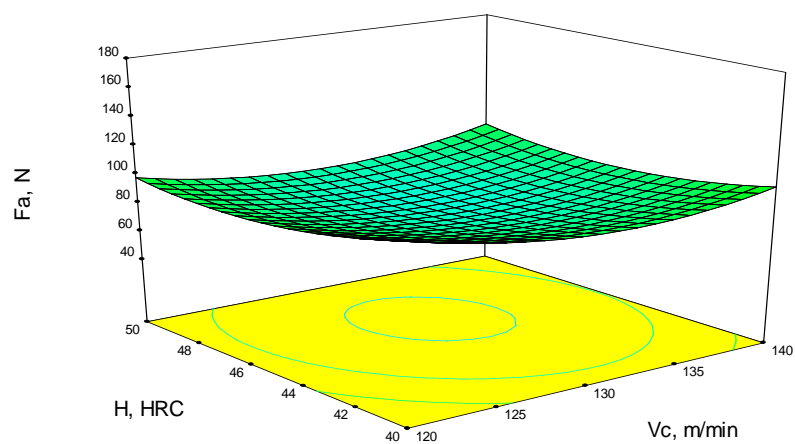


Figure 2 Evolution de l'effort axial en fonction de la dureté et la vitesse de coupe ($f = 0,08$ mm/tr, $a_p = 0,30$ mm)

Design-Expert® Software
 Factor Coding: Actual
 Fa
 166.95
 41.13
 X1 = B: f
 X2 = C: ap
 Actual Factors
 A: Vc = 180.00
 D: H = 45.00

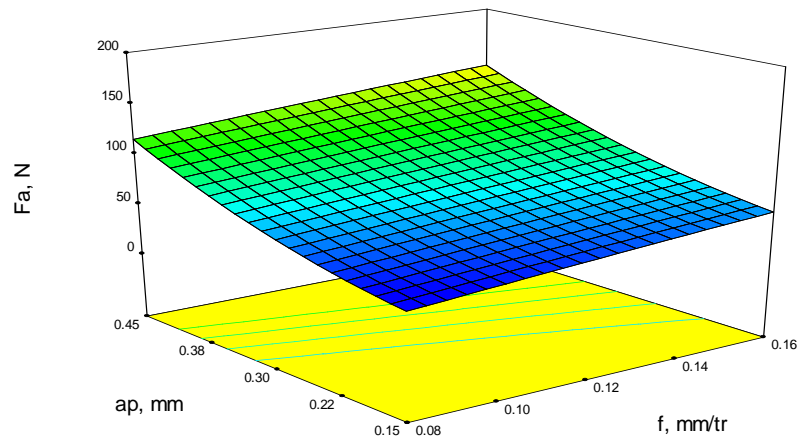


Figure 3 Evolution de l'effort axial en fonction de la profondeur de passe et l'avance
 ($V_c = 180 \text{ m/min}$, $H = 45\text{HRC}$)

Design-Expert® Software
 Factor Coding: Actual
 Fa
 166.95
 41.13
 X1 = B: f
 X2 = D: H
 Actual Factors
 A: Vc = 180.00
 C: ap = 0.30

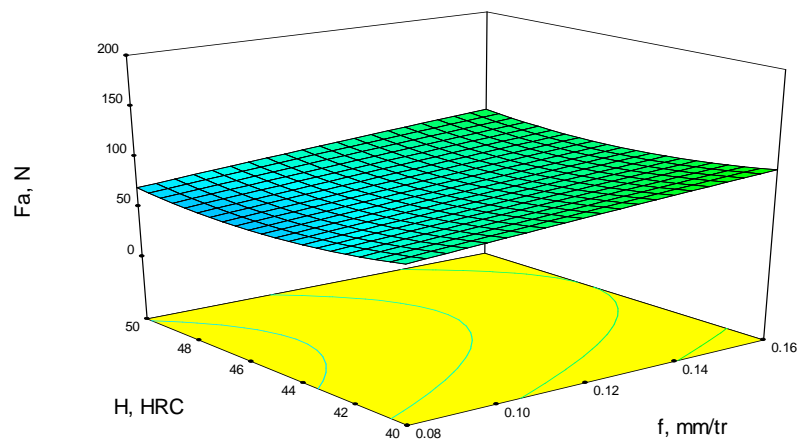


Figure 4 Evolution de l'effort axial en fonction de la dureté et l'avance
 ($ap = 0,30 \text{ mm}$, $V_c = 180 \text{ m/min}$)

2. Efforts radial

Tournage aux conditions du tableau IV-10, chapitre IV

Design-Expert® Software
Factor Coding: Actual
Fr
369.35
99.71
X1 = A: Vc
X2 = C: ap
Actual Factors
B: f = 0.12
D: H = 45.00

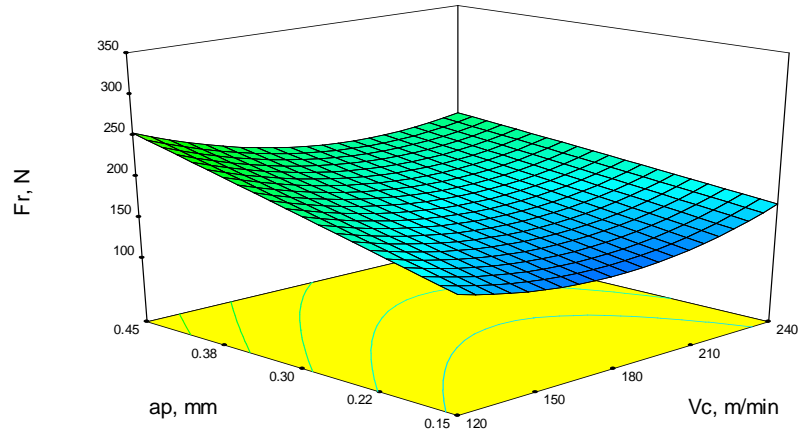


Figure 5 Evolution de l'effort radial en fonction de la profondeur de passe et la vitesse de coupe ($f = 0,08$ mm/tr, $H = 45$ HRC)

Design-Expert® Software
Factor Coding: Actual
Fr
369.35
99.71
X1 = A: Vc
X2 = D: H
Actual Factors
B: f = 0.12
C: $a_p = 0.30$

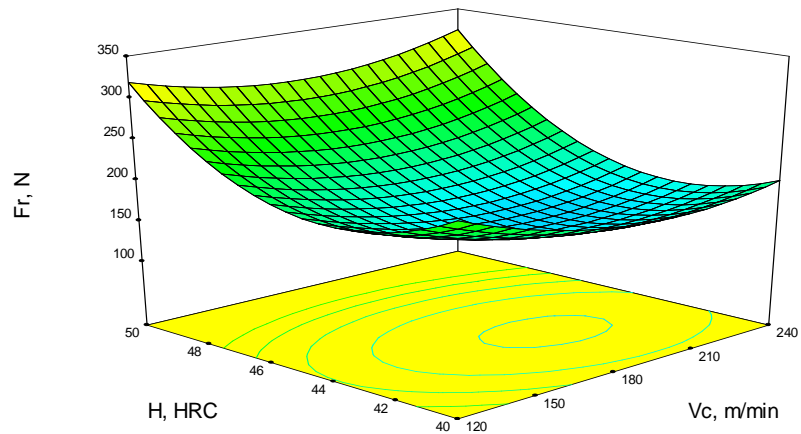


Figure 6 Evolution de l'effort radial en fonction de la dureté et la vitesse de coupe ($f = 0,08$ mm/tr, $a_p = 0,30$ mm)

Design-Expert® Software
 Factor Coding: Actual
 Fr
 369.35
 99.71
 X1 = B: f
 X2 = C: ap
 Actual Factors
 A: Vc = 180.00
 D: H = 45.00

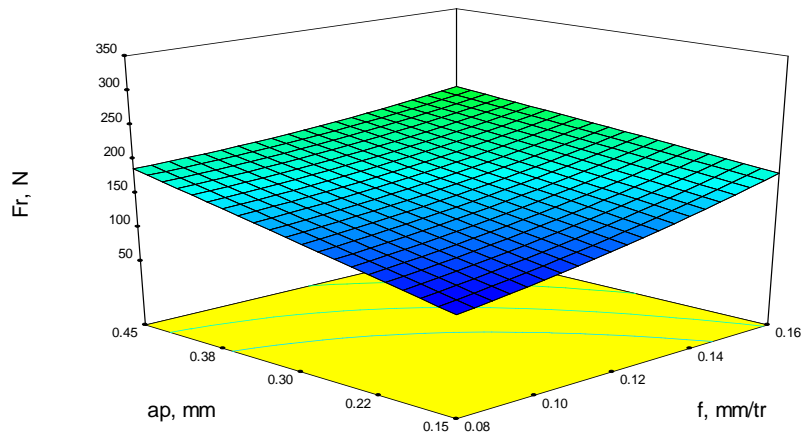


Figure 8 Evolution de l'effort axial en fonction de la profondeur de passe et l'avance
 ($V_c = 180$ m/min, $H = 45$ HRC)

Design-Expert® Software
 Factor Coding: Actual
 Fr
 369.35
 99.71
 X1 = B: f
 X2 = D: H
 Actual Factors
 A: Vc = 180.00
 C: ap = 0.30

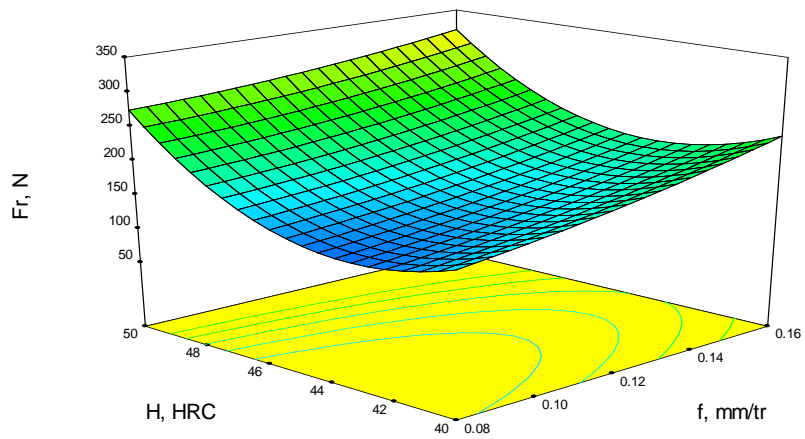


Figure 8 Evolution de l'effort axial en fonction de la dureté et l'avance
 ($a_p = 0,30$ mm, $V_c = 180$ m/min)

3. Efforts tangential

Tournage aux conditions du tableau IV-10, chapitre IV

Design-Expert® Software
Factor Coding: Actual
Fv
302.28
59.76
X1 = A: Vc
X2 = C: ap
Actual Factors
B: f = 0.12
D: H = 45.00

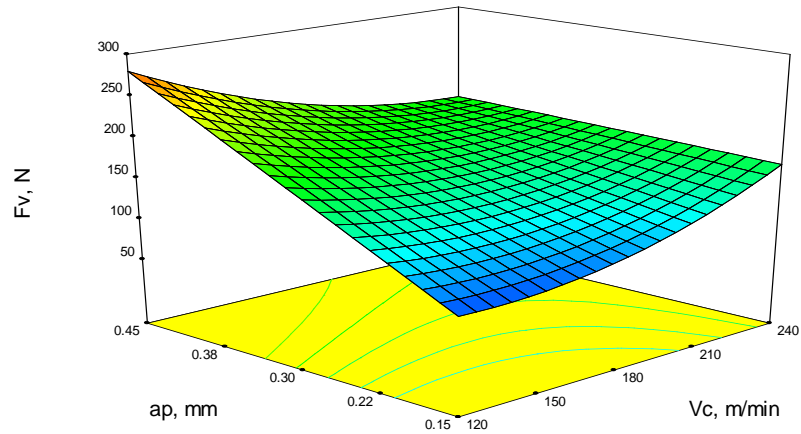


Figure 9 Evolution de l'effort tangential en fonction de la profondeur de passe et la vitesse de coupe ($f = 0,08$ mm/tr, $H = 45$ HRC)

Design-Expert® Software
Factor Coding: Actual
Fv
302.28
59.76
X1 = A: Vc
X2 = D: H
Actual Factors
B: f = 0.12
C: $a_p = 0.30$

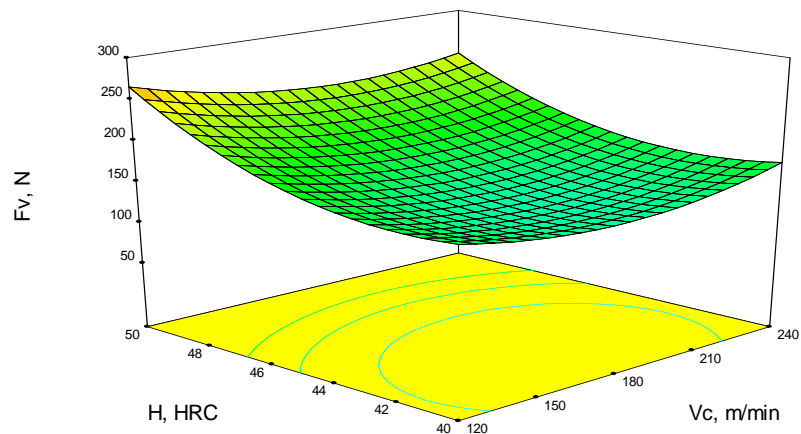


Figure 10 Evolution de l'effort tangential en fonction de la dureté et la vitesse de coupe ($f = 0,08$ mm/tr, $a_p = 0,30$ mm)

Design-Expert® Software
 Factor Coding: Actual
 Fv
 302.28
 59.76
 X1 = B: f
 X2 = D: H
 Actual Factors
 A: Vc = 180.00
 C: ap = 0.30

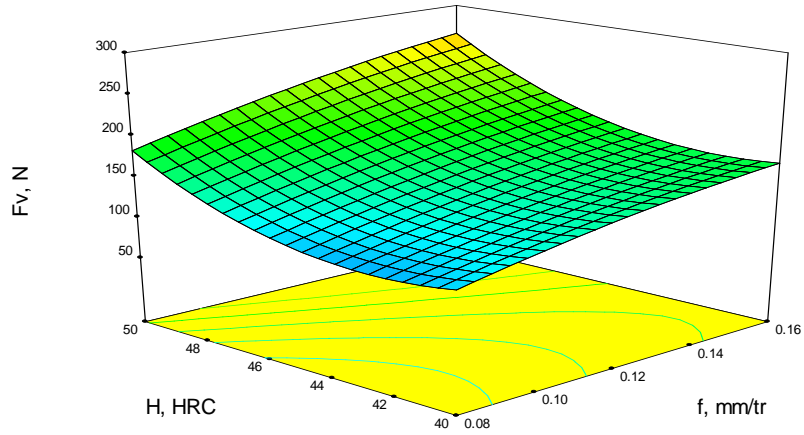


Figure 11 Evolution de l'effort tangentiel en fonction de la dureté et l'avance
 ($a_p = 0,30$ mm, $V_c = 180$ m/min)

Design-Expert® Software
 Factor Coding: Actual
 Fv
 302.28
 59.76
 X1 = B: f
 X2 = C: ap
 Actual Factors
 A: Vc = 180.00
 D: H = 45.00

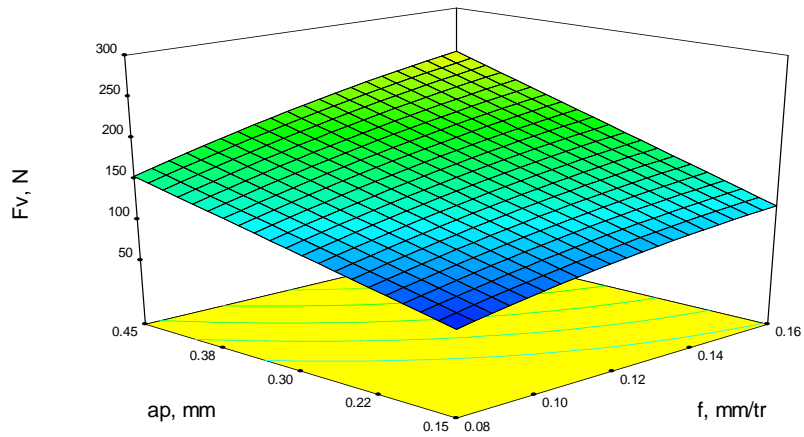


Figure 12 Evolution de l'effort tangentiel en fonction de la profondeur de passe et l'avance
 ($H = 45$ HRC, $V_c = 180$ m/min)

ANNEXE III

PUBLICATIONS ET COMMUNICATIONS

Publications Internationales :

1. L'article intitulé: Analysis of surface roughness and cutting force components in hard turning with CBN tool: prediction model and cutting conditions optimization, a été publié dans la revue « Measurement, (Elsevier), 45 (2012) 344-353».
<http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0263224111004180>
Auteurs : **H. Aouici**, M. A. Yallese, K. Chaoui, T. Mabrouki et Jean-François Rigal.
2. L'article intitulé: Modeling and optimization of hard turning of X38CrMoV5-1 steel with CBN tool: Machining parameters effects on flank wear and surface roughness, a été publié dans la revue « Journal of Mechanical Science and Technology (Springer), 25 (11) (2011) 2843-2851».
<http://www.springerlink.com/content/n42j0p021873k746/>
Auteurs : **H. Aouici**, M. A. Yallese, B. Fnides, K. Chaoui et T. Mabrouki.
3. L'article intitulé : Machinability investigation in hard turning of AISI H11 hot work steel with CBN tool, a été publié dans la revue « MECHANIKA ISSN 1392-1207, 2010 Nr. 6(86) pp. 71-77».
http://zurnalas.mechanika.ktu.lt/?action=journal&nr_id=24#228
Auteurs : **H. Aouici**, M. A. Yallese, B. Fnides, et T. Mabrouki.
4. L'article intitulé : Cutting forces and surface roughness in hard turning of hot work steel X38CrMoV5-1 using mixed ceramic, a été publié dans la revue « MECHANIKA ISSN 1392-1207, 2008, Nr 2(70) pp. 73-78 ». <http://zurnalas.mechanika.ktu.lt/files/Fnides270.pdf>
Auteurs : B. Fnides, **H. Aouici** et M. A. Yallese.
5. L'article intitulé: Hard turning of hot work steel AISI H11: Evaluation of cutting pressures, resulting force and temperature, a été publié dans la revue « MECHANIKA ISSN 1392-1207, 2008 Nr. 4(72) pp. 59-63 ». <http://zurnalas.mechanika.ktu.lt/files/Fnides472.pdf>
Auteurs : B. Fnides, M. A. Yallese et **H. Aouici**.

Communications Nationales

1. Premier Séminaire Nationale de Génie Mécanique (SNGM01) qui s'est tenu les Biskra, 7 et 8 Décembre 2011 à Constantine par la communication oral suivante : Modèle de l'effort de coupe et rugosité de surface en tournage dur de l'acier X38CrMoV5-1 usiné par CBN 7020.
Auteurs : **H. Aouici**, M. A. Yallese, M. Bouitna et M. F. Ameer.
2. Premier Séminaire Nationale de Génie Mécanique (SNGM01) qui s'est tenu les 7 et 8 Décembre 2011 à Biskra par la communication oral suivante : Effet de l'aluminium sur le durcissement des fontes grises traités superficiellement.
Auteurs : M. Bouitna, Naima Boutarek et **H. Aouici**.
3. 2^e Congrès National de Mécanique qui s'est tenu les 07 et 08 Avril 2008 à Constantine par la communication oral suivante : Rugosité de surface et température en tournage dur de l'acier X38CrMoV-5 usiné par une céramique mixte (Al₂O₃+TiC).
Auteurs : B. Fnides, **H. Aouici** et M. A. Yallese.

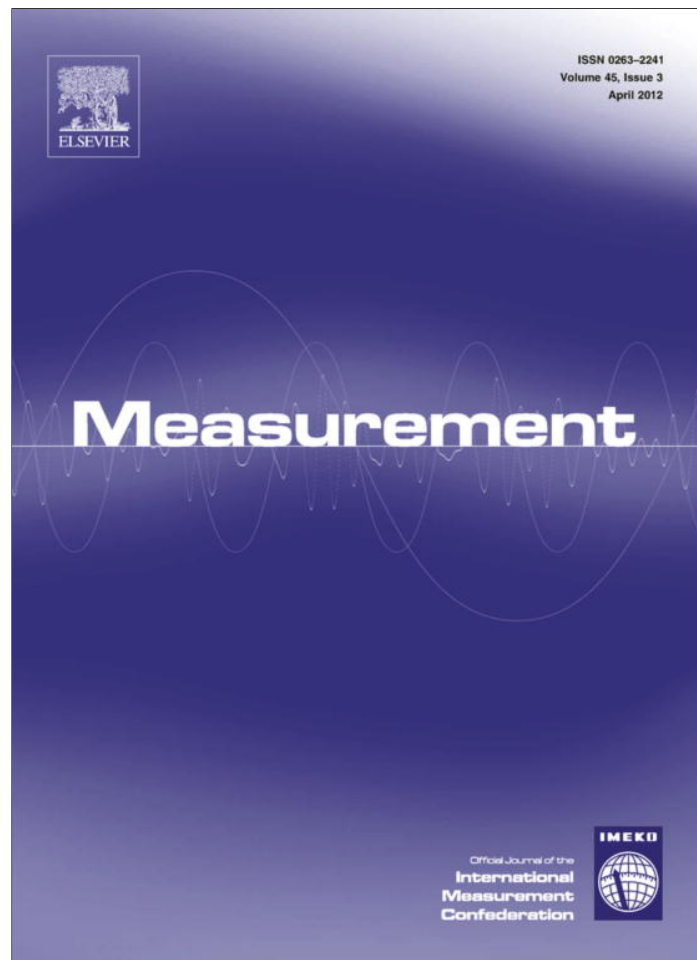
Communications Internationales

1. 3^e Congrès algérien de Mécanique qui s'est tenu les 14 et 17 Novembre 2011 à Guelma par la communication oral suivante : Usinabilité en tournage dur de l'acier AISI H11 par un outil en nitrure de bore cubique.
Auteurs : **H. Aouici**, M. A. Yallese, B. Fnides, et M. W. Azizi.
2. 3^e Congrès algérien de Mécanique qui s'est tenu les 14 et 17 Novembre 2011 à Guelma par la communication oral suivante : Experimental investigation of the effects cutting condition and workpiece hardness on cutting forces in hard turning.
Auteurs : M. W. Azizi, M. A. Yallese et **H. Aouici**.
3. 3^e Congrès algérien de Mécanique qui s'est tenu les 14 et 17 Novembre 2011 à Guelma par la communication oral suivante : Analysis of cutting force thru response surface methodology in machining hardened X38CrMoV5-1 using whisker ceramic tool.
Auteurs : B. Fnides, S. Berkani, **H. Aouici**, M. A. Yallese, et S. W. Daffri.
4. 5^e Conférence Internationale sur les Science et Génie Matériaux qui s'est tenu les 22 et 24 Avril 2008 à Guelma par la communication suivante : Comportement à l'usure des céramiques de coupe (Al_2O_3+TiC et Al_2O_3+SiC) en tournage des pièces trempées.
Auteurs : B. Fnides, **H. Aouici** et M. A. Yallese.
5. Sixième Conférence Internationale sur la Science des Matériaux (CSM6) Beyrouth – Liban, 16-18 Juillet 2008 : Tournage dur de l'acier X38CrMoV5-1, Usine par une céramique (Al_2O_3+TiC) : Etude des efforts de coupe et rugosité des surfaces.
Auteurs : B. Fnides, **H. Aouici**, M. A. Yallese, S. Belhadi et K. Bouacha.
6. 2^e Conférence Internationale sur les Sciences de la Mécanique qui s'est tenu les 16 et 18 Novembre 2008 à Oum El-Bouaghi par la communication oral suivante : Détermination des modèles expérimentaux de la coupe lors l'usinage de l'acier AISI H11.
Auteurs : B. Fnides, **H. Aouici**, M. A. Yallese et S. Belhadi.

Publication Nationales :

1. L'article intitulé : Comportement à l'usure des céramiques de coupe (Al_2O_3+TiC et Al_2O_3+SiC) en tournage des pièces trempées a été publié dans la revue « Algerian Journal of Advanced Materials » ISSN 1111-625X, 2008, Volume 5, pp. 121-124 ».
Auteurs : B. Fnides, M. A. Yallese et **H. Aouici**.

Provided for non-commercial research and education use.
Not for reproduction, distribution or commercial use.



This article appeared in a journal published by Elsevier. The attached copy is furnished to the author for internal non-commercial research and education use, including for instruction at the authors institution and sharing with colleagues.

Other uses, including reproduction and distribution, or selling or licensing copies, or posting to personal, institutional or third party websites are prohibited.

In most cases authors are permitted to post their version of the article (e.g. in Word or Tex form) to their personal website or institutional repository. Authors requiring further information regarding Elsevier's archiving and manuscript policies are encouraged to visit:

<http://www.elsevier.com/copyright>



Contents lists available at SciVerse ScienceDirect

Measurement

journal homepage: www.elsevier.com/locate/measurement

Analysis of surface roughness and cutting force components in hard turning with CBN tool: Prediction model and cutting conditions optimization

Hamdi Aouici^{a,*}, Mohamed Athmane Yaltese^a, Kamel Chaoui^b, Tarek Mabrouki^c, Jean-François Rigal^c

^a *Mechanics and Structures Research Laboratory (LMS), May 8th 1945 University, P.O. Box 401, Guelma 24000, Algeria*

^b *Mechanics of Materials and Plant Maintenance Research Laboratory (LR3MI), Badji Mokhtar University, P.O. Box 12, Annaba 23000, Algeria*

^c *LaMCoS, CNRS, INSA – Lyon, UMR5259, Lyon University, F69621, France*

ARTICLE INFO

Article history:

Received 16 June 2011

Received in revised form 15 October 2011

Accepted 17 November 2011

Available online 2 December 2011

Keywords:

Hard turning
AISI H11 steel
CBN
Cutting parameters
ANOVA
RSM

ABSTRACT

In this study, the effects of cutting speed, feed rate, workpiece hardness and depth of cut on surface roughness and cutting force components in the hard turning were experimentally investigated. AISI H11 steel was hardened to (40; 45 and 50) HRC, machined using cubic boron nitride (CBN 7020 from Sandvik Company) which is essentially made of 57% CBN and 35% TiCN. Four-factor (cutting speed, feed rate, hardness and depth of cut) and three-level fractional experiment designs completed with a statistical analysis of variance (ANOVA) were performed. Mathematical models for surface roughness and cutting force components were developed using the response surface methodology (RSM). Results show that the cutting force components are influenced principally by the depth of cut and workpiece hardness; on the other hand, both feed rate and workpiece hardness have statistical significance on surface roughness. Finally, the ranges for best cutting conditions are proposed for serial industrial production.

© 2011 Elsevier Ltd. All rights reserved.

1. Introduction

CBN tools are widely used in the metal-working industry for cutting various hard materials such as high-speed tool steels, die steels, bearing steels, case-hardened steels, white cast iron, and alloy cast irons. In many applications, cutting of ferrous materials in their hardened condition can replace grinding to give significant savings in cost and productivity rates [1–3]. Hard turning process differs from conventional turning because of the workpiece hardness, the required cutting tool, and the mechanisms involved during chip formation. Whenever machining given parts straightforwardly after they have been hardened, hard turning offers a number

of potential advantages over traditional grinding, including lower equipment costs, shorter setup time, fewer process steps, greater part geometry flexibility, and usually there is no need cutting fluid use. If hard turning could be applied to fabricate complex parts, manufacturing costs could be reduced by up to 30 times [4].

Many studies have been conducted to investigate the performance of CBN tool in the cutting of various hardened materials. Özel and Karpaz [5] used regression and artificial neural network models for predicting the surface roughness and tool wear in hard turning of AISI H11 steel using CBN inserts. Bouacha et al. [6] applied response surface methodology (RSM) to investigate the effect of cutting parameters on surface roughness and cutting force components in hard turning of AISI 52100 with CBN tool. The results show how much the surface roughness is influenced by both feed rate and cutting speed, and that the depth of cut exhibits maximum influence on the cutting forces

* Corresponding author. Address: ENST-ex CT siège DG. SNVI, Route Nationale N°5 Z.I. 16012, Rouiba, Algérie. Tel.: +213 670 060 908, fax: +213 21 815 674.

E-mail address: aouici_hamdi@yahoo.fr (H. Aouici).

Nomenclature

ap	depth of cut (mm)	Ra	surface roughness (μm)
f	feed rate (mm/rev)	t	cutting time (min)
Fa	feed force (N)	Vc	cutting speed (m/min)
Fr	thrust force (N)	α	clearance angle ($^\circ$)
Fv	tangential force (N)	γ	rake angle ($^\circ$)
H	workpiece hardness	λ	inclination angle ($^\circ$)
HRC	rockwell hardness	χ	major cutting edge angle ($^\circ$)

as compared to feed rate and cutting speed. Sahin and Motorcu [7] developed the surface roughness model using surface methodology when machining hardened AISI 1050 steel. They reported that CBN cutting tools produced a better surface roughness than those of KY1615 (uncoated ceramic) cutting tools in most experimental conditions. Grzesik and Wanat [8] investigated the surface finish generated in hard turning of quenched alloy steel using conventional and wiper ceramic inserts. They concluded that surfaces produced by wiper contained blunt peaks with distinctly smaller slopes resulting in better bearing properties. Matsumoto et al. [9] and Thiele and Melkote [10] studied the effect of workpiece hardness on residual stress distribution. In a recent study, Guo and Liu [11] investigated material properties of hardened AISI 52100 bearing steel using temperature controlled tensile tests and orthogonal cutting tests and hence; they demonstrated that hardness greatly influences the material cutting process. When using alumina–TiC ceramic tools, Benga and Arabo [12] and Kumar et al. [13] observed a better surface quality in turning of hardened steel components. Lima et al. [14] analyzed the effects of cutting speed, feed rate and depth of cut on cutting forces and surface roughness in hardened AISI 4340 high strength low alloy steel and AISI D2 cold work tool steel materials. Feng and Wang [15] presented an investigation for the prediction of surface roughness in finish turning operations by developing an empirical model considering various parameters: workpiece hardness, feed rate, cutting tool point angle, depth of cut, spindle speed, and cutting time. Methods, such as data processing techniques, non-linear regression analysis with logarithmic data transformation, were employed for developing the empirical model to predict the surface roughness. Suresh et al. [16] focused on machining mild steel and TiN-coated tungsten carbide (CNMG) cutting tools for developing a surface roughness prediction model using response surface methodology (RSM). Genetic algorithms (GAs) were also used to optimize the objective function and compared with RSM results. It was observed that GA program provided minimum and maximum values of surface roughness and their respective optimal machining conditions. Neseli et al. [17] have applied response surface methodology (RSM) to optimize the effect of tool geometry parameters on surface roughness in the case of the hard turning of AISI 1040 with P25 tool.

In this paper, an experimental contribution that focuses on prediction and optimization of both surface roughness and cutting force components during hard turning of AISI H11 steel with a cubic boron nitride (CBN 7020) cutting

tool is presented. The ANOVA study involves the effects of cutting parameters (cutting speed, feed rate and depth of cut) coupled with workpiece hardness.

2. Experimental procedure

2.1. Workpiece and tool materials

Turning experiments were performed in dry conditions using a universal lathe type SN 40C with 6.6 kW spindle power. The workpiece material was AISI H11, hot work steel which is popularly used in hot form pressing. Its resistance to high temperature and its aptitude for polishing enable it to answer most requests for hot dieing and molding under pressure. Its chemical composition (in wt.%) is given as: C 0.35; Cr 5.26; Mo 1.19; V 0.50; Si 1.01; Mn 0.32; S 0.002; P 0.016; Fe 90.31 and other components 1.042. The workpiece was through-hardened followed by a tempering process to attain three different hardness levels, namely 40; 45 and 50 HRC (Rockwell hardness). Its hardness was measured by a digital durometer (DM2-D 390). Details of the thermal treatment process are given in Table 1.

The cutting insert is a removable type and offered eight squared working edges. The chosen CBN tool in commercially known as CBN7020 and it is essentially made of 57% CBN and 35% Ti(C, N). Its standard designation is SNGA12 04 08 S01020 and it is manufactured by Sandvik company. The physical properties are summarized in Table 2.

Tool holder is codified as PSBNR 25 \times 25 K12 with a common active part tool geometry described by $\chi_r = +75^\circ$, $\lambda = -6^\circ$, $\gamma = -6^\circ$ and $\alpha = +6^\circ$.

The three components of the cutting forces; feed force (Fa), thrust force (Fr) and tangential force (Fv), schematically shown in Fig. 1, were recorded using a standard quartz dynamometer (Kistler 9257B) allowing measurements from -5 to 5 kN. Instantaneous roughness criteria measurements (arithmetic mean roughness, Ra), for each cutting condition, are obtained by means of a Mitutoyo

Table 1
Heat treatment process for AISI H11.

Workpiece hardness	Temperature ($^\circ\text{C}$)	
	Temper	Quench
~ 50 HRC		$\sim [570 \div 585]$
~ 45 HRC	$\sim [1025 \div 1050]$	$\sim [600 \div 620]$
~ 40 HRC		$\sim [620 \div 650]$

Table 2
Physical properties of CBN 7020 tool.

Material	Hardness HV (daN/mm ²)	Tenacity (MPa m ^{1/2})	Young's modulus (GPa)	Density (g/cm ³)	Grain size (μm)
CBN 7020	2800	4.2	570	4.3	2.5

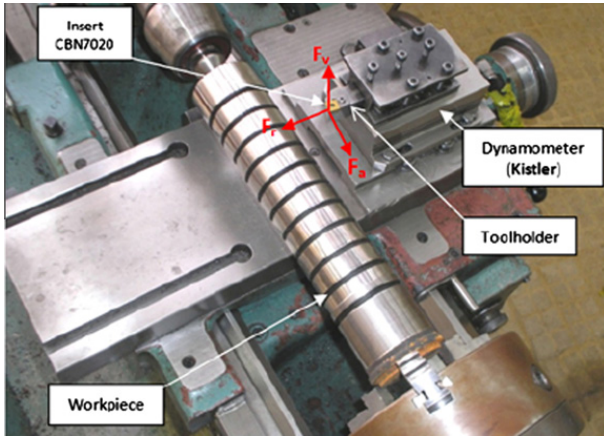


Fig. 1. Experimental configuration for measuring the components of cutting force.

Surftest 201 roughness meter. The length examined was 2.4 mm with a basic span of 3. The measured values of *Ra* are within the range 0.05–40 μm. This roughness was directly measured on the workpiece, without dismounting from the lathe, in order to reduce uncertainties due to resumption operations. The measurements were repeated three times at three reference lines equally positioned at 120° and the result is an average of these values.

2.2. Experimental design

The response surface methodology (RSM) is a procedure able to determine a relationship between independent input process parameters and output data (process response). This procedure includes six steps [18]. These are, (1) define the independent input variables and the desired output responses, (2) adopt an experimental design plan, (3) perform regression analysis with the quadratic model of RSM, (4) calculate the statistical analysis of variance (ANOVA) for the independent input variables in order to find parameters which significantly affect the response, (5) determine the situation of the quadratic model of RSM and decide whether the model of RSM needs screening variables or not and finally, (6) optimize, conduct confirmation experiment and verify the predicted performance characteristics.

In the current study, the relationship between the input, called the cutting conditions (cutting speed (*Vc*), feed

rate (*f*), depth of cut (*ap*) and workpiece hardness (*H*) and the output *Y* define as a machinability aspect (surface roughness (*Ra*) or cutting force components (*Fa*, *Fr* and *Fv*)) is given as:

$$Y = \phi(Vc, f, ap, H) \tag{1}$$

where ϕ is the response function. The approximation of *Y* is proposed by using a non-linear (quadratic) mathematical model, which is suitable for studying the interaction effects of process parameters on machinability characteristics. In the present work, the RMS based second order mathematical model is given by:

$$Y = a_0 + \sum_{i=1}^k b_i X_i + \sum_{ij} b_{ij} X_i X_j + \sum_{i=1}^k b_{ii} X_i^2 \tag{2}$$

where b_0 is the free term of the regression equation, the coefficients b_1, b_2, \dots, b_k and b_{11}, b_{22}, b_{kk} are the linear and the quadratic terms respectively; while b_{12}, b_{13}, b_{k-1} are the interacting terms. X_i represents input parameters (*Vc*, *f*, *ap* and *H*). The output (surface roughness (*Ra*) and cutting force components (*Fa*, *Fr* and *Fv*)) are also called the response factors.

The data required to develop the computation were collected by designing the experiments based on Box–Behnken Designs (BBDs) and by varying each numeric factor over three levels coded as –1; 0; and +1. The BBDs are available for 3–10 factors, which are formed by combining two-level factorial designs with incomplete block designs. This procedure creates designs with desirable statistical properties and, more importantly, only a fraction of the number of experiments is required compared with three-level factorial design. The levels of the four factors or machining parameters are reported in Table 3. The experimental design consists of 29 runs as outlined in Table 4.

3. Results and discussion

Table 4 shows all the values of the response factors, surface roughness and cutting force components. The surface roughness (*Ra*) was obtained in the range of (0.34–0.83) μm, feed force (*Fa*), thrust force (*Fr*) and tangential force (*Fv*) were obtained in range of (41.13–166.95) N, (99.71–369.35) N and (59.76–302.28) N, respectively.

Table 3
Assignment of the factor levels.

Level	Cutting speed, <i>Vc</i> (m/min)	Feed rate, <i>f</i> (mm/rev)	Depth of cut, <i>ap</i> (mm)	Workpiece hardness, <i>H</i> (HRC)
1	120	0.08	0.15	40
2	180	0.12	0.30	45
3	240	0.16	0.45	50

Table 4
Experimental results for surface roughness parameters and cutting force components.

Run N°	Machining parameters				Response factors			
	Vc (m/min)	f (mm/rev)	ap (mm)	H (HRC)	Fa (N)	Fr (N)	Fv (N)	Ra (μm)
1	180	0.16	0.30	40	111.81	241.20	177.14	0.79
2	180	0.08	0.30	40	90.81	160.47	122.83	0.39
3	240	0.08	0.30	45	45.19	122.07	112.07	0.42
4	120	0.08	0.30	45	81.60	178.13	123.02	0.49
5	120	0.12	0.30	40	105.15	221.66	161.55	0.52
6	180	0.12	0.30	45	87.66	181.97	157.10	0.60
7	120	0.12	0.45	45	153.31	263.51	261.61	0.48
8	180	0.16	0.30	50	100.31	334.67	285.01	0.47
9	180	0.16	0.45	45	147.22	247.77	252.08	0.74
10	180	0.12	0.45	40	166.95	228.22	222.92	0.43
11	180	0.08	0.15	45	44.15	99.71	59.76	0.61
12	240	0.16	0.30	45	79.28	176.27	176.51	0.83
13	180	0.12	0.30	45	76.15	176.39	161.37	0.61
14	240	0.12	0.15	45	102.78	178.59	220.10	0.50
15	180	0.12	0.30	45	66.33	135.42	147.03	0.61
16	180	0.08	0.30	50	75.99	290.92	207.11	0.34
17	180	0.12	0.15	50	55.15	243.48	150.93	0.36
18	120	0.12	0.15	45	41.13	148.13	86.80	0.42
19	120	0.12	0.30	50	118.87	337.38	302.28	0.37
20	180	0.08	0.45	45	130.40	210.59	170.75	0.40
21	180	0.12	0.45	50	83.21	240.63	222.58	0.35
22	120	0.16	0.30	45	115.50	251.00	212.51	0.58
23	180	0.16	0.15	45	59.36	186.04	101.59	0.60
24	180	0.12	0.30	45	83.02	169.89	159.17	0.58
25	180	0.12	0.15	40	46.62	155.23	93.16	0.40
26	240	0.12	0.30	50	119.75	369.35	248.78	0.50
27	240	0.12	0.30	40	95.95	209.75	137.72	0.36
28	240	0.12	0.45	45	141.86	234.84	210.72	0.60
29	180	0.12	0.30	45	81.42	166.66	145.01	0.62

3.1. Statistical analysis

A variance analysis of the surface roughness (Ra) and the cutting force components (Fa , Fr and Fv), was made with the objective of analyzing the influence of cutting speed, feed rate, depth of cut and workpiece hardness on the results.

Tables 5–8 show these results of ANOVA, respectively, for Ra and Fa , Fr , Fv . This analysis was out for a 5% significance level, i.e., for a 95% confidence level. The last but one column of tables shows the factor contribution

(percentage; Cont. %) on the total variation, indicating the degree of influence on the result.

Table 5 shows that feed rate (f), workpiece hardness (H); two-level interaction effect of cutting speed and feed rate ($Vc \times f$), cutting speed and workpiece hardness ($Vc \times H$), feed rate and depth of cut ($f \times ap$), feed rate and workpiece hardness ($f \times H$), and products ap^2 , H^2 which all have significant effect on the surface roughness. But the effect of feed rate (f) is the most significant factor associated with surface roughness with 31.08% contribution to the model, because its increase generates helicoids

Table 5
ANOVA result for surface roughness (Ra).

Source	Sum of squares	DF	Mean square	F-value	Prob.	Cont. %	Remarks
Model	0.45	14	0.032	10.67	<0.0001		Significant
Vc	0.010	1	0.010	3.39	0.0870	2.058	No significant
f	0.15	1	0.15	51.14	<0.0001	31.08	Significant
ap	1.008E-03	1	1.008E-03	0.33	0.5722	0.203	No significant
H	0.021	1	0.021	6.91	0.0198	4.202	Significant
Vc × f	0.026	1	0.026	8.49	0.0113	5.163	Significant
Vc × ap	4.000E-04	1	4.000E-04	0.13	0.7211	0.080	No significant
Vc × H	0.021	1	0.021	6.98	0.0194	4.240	Significant
f × ap	0.031	1	0.031	10.16	0.0066	6.176	Significant
f × H	0.018	1	0.018	6.05	0.0276	3.675	Significant
ap × H	4.000E-04	1	4.000E-04	0.13	0.7211	0.080	No significant
Vc ²	0.011	1	0.011	3.65	0.0769	2.217	No significant
f ²	6.887E-03	1	6.887E-03	2.28	0.1529	1.388	No significant
ap ²	0.026	1	0.026	8.72	0.0105	5.303	Significant
H ²	0.13	1	0.13	42.13	<0.0001	25.611	Significant
Error	0.042	14	3.014E-03			8.510	
Total	0.495					100	

Table 6
ANOVA result for feed force (F_a).

Source	Sum of squares	DF	Mean square	F-value	Prob.	Cont. %	Remarks
Model	26631.86	14	1902.28	4.60	0.0036		Significant
Vc	78.80	1	78.80	0.19	0.6691	0.239	No significant
F	1760.31	1	1760.31	4.26	0.0582	5.342	No significant
ap	18704.04	1	18704.04	45.22	<0.0001	56.769	Significant
H	341.44	1	341.44	0.83	0.3789	1.036	No significant
Vc × f	9.025E-03	1	9.025E-03	2.182E-05	0.9963	2.739E-05	No significant
Vc × ap	1335.90	1	1335.90	3.23	0.0939	4.054	No significant
Vc × H	25.40	1	25.40	0.061	0.8079	0.0771	No significant
f × ap	0.65	1	0.65	1.567E-03	0.9690	0.0019	No significant
f × H	2.76	1	2.76	6.662E-03	0.9361	0.0083	No significant
ap × H	2128.44	1	2128.44	5.15	0.0396	6.460	Significant
Vc ²	1315.38	1	1315.38	3.18	0.0962	3.992	No significant
F ²	2.36	1	2.36	5.710E-03	0.9408	0.0072	No significant
ap ²	744.25	1	744.25	1.80	0.2011	2.259	No significant
H ²	717.23	1	717.23	1.73	0.2090	2.177	No significant
Error	5790.39	14	413.60			17.57	
Total	32422.26	28				100	

Table 7
ANOVA result for thrust force (F_r).

Source	Sum of squares	DF	Mean square	F-value	Prob.	Cont. %	Remarks
Model	1.008E + 05	14	7198.92	6.04	0.0009		Significant
Vc	988.99	1	988.99	0.83	0.3779	0.826	No significant
f	11722.50	1	11722.50	9.83	0.0073	9.789	Significant
ap	14309.23	1	14309.23	12.00	0.0038	11.949	Significant
H	29990.00	1	29990.00	25.14	0.0002	25.044	Significant
Vc × f	87.14	1	87.14	0.073	0.7909	0.073	No significant
Vc × ap	874.09	1	874.09	0.73	0.4064	0.729	No significant
Vc × H	481.36	1	481.36	0.40	0.5355	0.402	No significant
f × ap	603.93	1	603.93	0.51	0.4884	0.504	No significant
f × H	341.88	1	341.88	0.29	0.6008	0.285	No significant
ap × H	1437.93	1	1437.93	1.21	0.2907	1.201	No significant
Vc ²	6328.35	1	6328.35	5.31	0.0371	5.284	Significant
f ²	341.41	1	341.41	0.29	0.6010	0.285	No significant
ap ²	1.67	1	1.67	1.401E-03	0.9707	0.0014	No significant
H ²	35539.12	1	35539.12	29.79	<0.0001	29.678	Significant
Error	16699.22	14	1192.80			13.945	
Total	1.175E + 05	28				100	

Table 8
ANOVA result for tangential force (F_v).

Source	Sum of squares	DF	Mean square	F-value	Prob.	Cont. %	Remarks
Model	90402.85	14	6457.35	6.35	0.0007		Significant
Vc	146.09	1	146.09	0.14	0.7103	0.139	No significant
f	13960.54	1	13960.54	13.73	0.0023	13.366	Significant
ap	32898.84	1	32898.84	32.37	<0.0001	31.498	Significant
H	20947.66	1	20947.66	20.61	0.0005	20.055	Significant
Vc × f	156.88	1	156.88	0.15	0.7003	0.150	No significant
Vc × ap	8481.49	1	8481.49	8.34	0.0119	8.120	Significant
Vc × H	220.08	1	220.08	0.22	0.6489	0.210	No significant
f × ap	390.06	1	390.06	0.38	0.5456	0.373	No significant
f × H	139.12	1	139.12	0.14	0.7170	0.133	No significant
ap × H	844.19	1	844.19	0.83	0.3775	0.808	No significant
Vc ²	3976.70	1	3976.70	3.91	0.0680	3.807	No significant
f ²	308.90	1	308.90	0.30	0.5901	0.295	No significant
ap ²	0.68	1	0.68	6.675E-04	0.9798	0.00065	No significant
H ²	7744.21	1	7744.21	7.62	0.0153	7.414	Significant
Error	14230.46	14	1016.46			13.624	
Total	1.046E + 05	28				100	

furrows the result of tool shape and helicoids movement tool–workpiece. These furrows are deeper and broader as the feed rate increases. For this reason, weak feed rate have to be employed during turning operation. Similar results were reported by Bouacha [6] when turning AISI 52100 steel (64 HRC) using CBN tool. The interactions ($Vc \times ap$), ($ap \times H$), ($f \times f$) and the cutting speed (Vc) do not show a significant contribution on the surface roughness evolution. Similar observations were also made by Dureja et al. [19].

Concerning now force components, the analysis of influence on the feed force (F_a) is summed up in Table 6. It can be seen that the depth of cut (Cont. $\approx 56.769\%$), the feed rate (Cont. $\approx 5.342\%$), and the interaction depth of cut and workpiece hardness (Cont. $\approx 6.460\%$) have statistical significances on F_a , in particular the depth of cut factor. The cutting speed and the interactions do not present any statistical significance on the feed force (F_a).

ANOVA results for the thrust force (F_r) are indicated in Table 7. It can be noted that the product (H^2) affects F_r in a considerable way. Its contribution is 29.678%. The workpiece hardness (H), depth of cut (ap) and feed rate (f) are significant. Respectively, their contributions are (25.044; 11.949 and 9.789)%. On the opposite side, the cutting speed with 0.826% contribution is not significant.

Table 8 presents (ANOVA) results for tangential force (F_v). It can be seen that the depth of cut (ap) is the most important factor affecting F_v . Its contribution is 31.498%. The next largest factor influencing (F_v) is workpiece hardness (H) with 20.055% contribution. The cutting speed (Vc) with 0.139% contribution, has a very weak significance effect. Similarly, the interactions ($Vc \times f$), ($Vc \times H$), ($f \times ap$), ($f \times H$), (Vc^2) and ($ap \times H$) are not significant. Respectively, their contributions are (0.150; 0.210; 0.373; 0.133; 3.807 and 0.808)%.

3.2. Regression equations

The relationship between the factors and the performance measures were modeled by quadratic regression. The regression equations obtained were as follows.

The roughness R_a model is given below in Eq. (3). Its coefficient of determination (R^2) is 91.43%.

$$R_a = -9.872 - 0.0106Vc + 2.758f + 0.4908ap + 0.496H + 0.0334Vc \times f + 1.111 \times 10^{-3}Vc \times ap + 2.416 \times 10^{-4}Vc \times H + 14.583f \times ap - 0.337f \times H - 0.01334ap \times H - 1.143 \times 10^{-5}Vc^2 + 20.364f^2 - 2.829ap^2 - 5.596H^2 \quad (3)$$

The feed force model (F_a) is given by Eq. (4) with a determination coefficient (R^2) of 82.14%.

$$F_a = 605.064 - 1.237Vc + 182.867f + 1719.057ap - 31.705H + 0.0198Vc \times f - 2.030Vc \times ap + 8.4 \times 10^{-3}Vc \times H + 67.083f \times ap + 4.15f \times H - 30.756ap \times H + 3.955 \times 10^{-3}Vc^2 - 3.77.135f^2 + 476.07ap^2 + 0.42H^2 \quad (4)$$

The thrust force model (F_r) is given by Eq. (5) and the determination coefficient (R^2) is 85.79%.

$$F_r = 5421.406 - 4.194Vc + 2737.7f + 1922.746ap - 249.924H - 1.945Vc \times f - 1.642Vc \times ap + 0.0365Vc \times H - 2047.916f \times ap - 46.225f \times H - 25.28ap \times H + 8.676 \times 10^{-3}Vc^2 + 4534.32f^2 - 22.559ap^2 + 2.961H^2 \quad (5)$$

The tangential force model (F_v) is given by the following Eq. (6). Its coefficient of determination is 86.40%.

$$F_v = 1963.62 + 0.426Vc + 1952.79f + 1952.79ap - 109.311H - 2.609Vc \times f - 5.116Vc \times ap - 0.0247Vc \times H + 1645.833f \times ap + 29.487f \times H - 19.37ap \times H + 6.877 \times 10^{-3}Vc^2 - 4313.07f^2 - 14.374ap^2 + 1.382H^2 \quad (6)$$

The predicted values of response factors illustrating surface roughness (R_a) and cutting force components (F_a , F_r and F_v), from regression Eqs. (3)–(6) corresponding to different combinations of machining parameters, are reported in Table 4.

The predicted values are compared with the corresponding experimental values. This is depicted in Figs. 2 and 3.

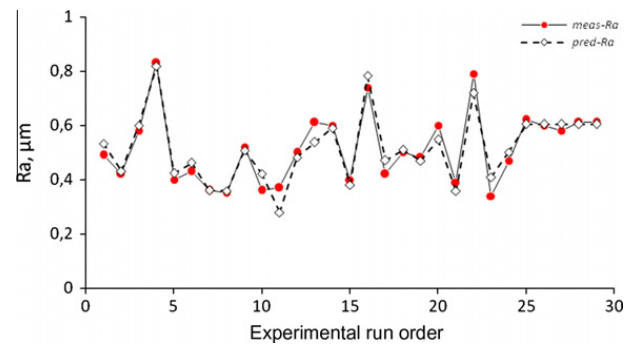


Fig. 2. Comparison between measured and predicted values for surface roughness.

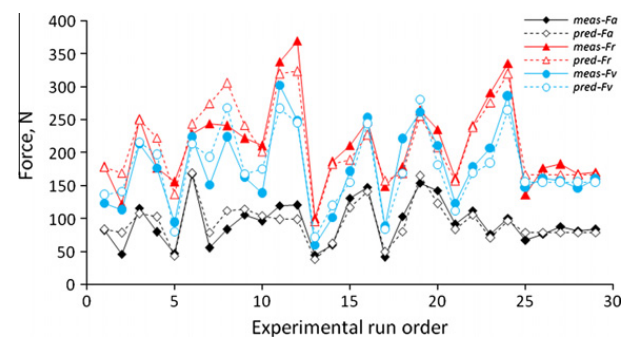


Fig. 3. Comparison between measured and predicted values for cutting force components.

3.3. Effect of machining parameters on surface response factors

3.3.1. Surface roughness

In order to investigate the influences of machining parameters on the surface roughness (Ra), response surface are drawn in Figs. 4 and 5. Fig. 4 depicts the influence of cutting speed (Vc) and feed rate (f) on the surface roughness (Ra). The best surface roughness is achieved with the combination of the lowest feed rate and the highest cutting speed, as reported by earlier investigators.

Fig. 5 shows the estimated response surface for the surface roughness (Ra) in relation to workpiece hardness (H) and depth of cut (ap), while the cutting speed (Vc) and feed rate (f) are kept at the middle level. As it can be deduced from this figure, the surface roughness (Ra) is not statistically significant (Table 5). However, a qualitative comparison can be made; for example, Feng found that the depth of cut does not impact on surface roughness of turned surfaces whereas both feed rate and workpiece hardness have a significant impact on the observed surface roughness using the fractional factorial experimentation approach [20]. Most significant interactions were found

between workpiece hardness, cutting speed and point angle [20,21].

The workpiece hardness effect on surface roughness (Ra) has a medium statistical importance. The best surface roughness was achieved at the highest or the lowest workpiece hardness and depth of cut combinations, whilst the bad surface roughness cases were obtained at the middle level.

3.3.2. Cutting forces

Fig. 6 shows the effect of cutting speed and feed rate on axial force (Fa). According to the previous analysis, Table 6 indicates that the effect of cutting speed (Vc) and feed rate (f) are not statistically significant and Fig. 6 shows that the middle cutting speed and lower feed rate resulted in lower axial force.

The influence of workpiece hardness (H) and depth of cut (ap) on axial force (Fa) is depicted in Fig. 7. The previous analyses have shown that the interaction of (H) and (ap) are statistically significant and it is concluded that the lower workpiece hardness and the lower the depth of cut resulted in lower axial force. Fig. 8 illustrates the main effects of cutting speed (Vc) and feed rate (f) parameters on

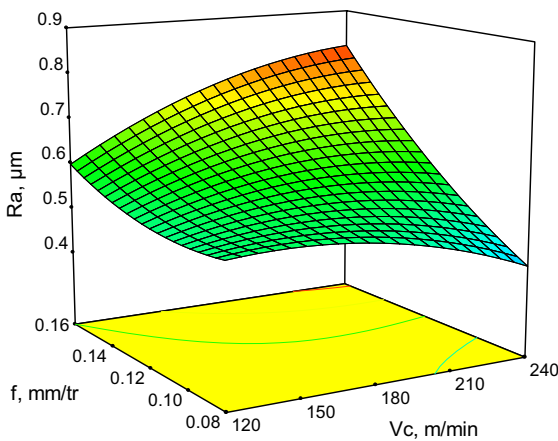


Fig. 4. Effect of cutting speed and feed rate on surface roughness ($ap = 0.30 \text{ mm}$, $H = 45 \text{ HRC}$).

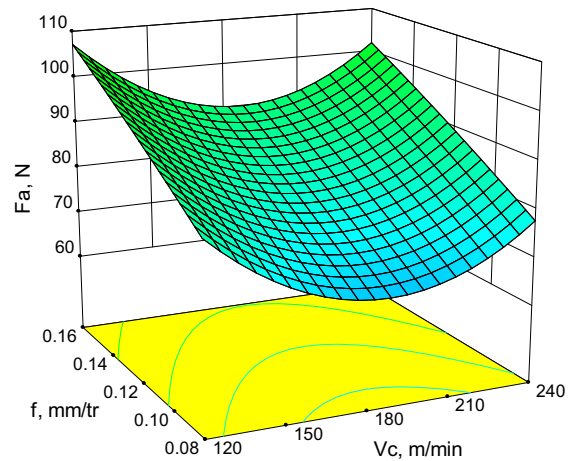


Fig. 6. Effect of cutting speed and feed rate on axial force ($ap = 0.30 \text{ mm}$, $H = 45 \text{ HRC}$).

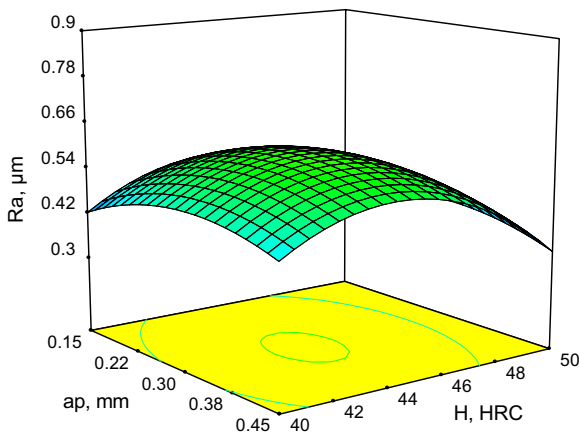


Fig. 5. Effect of workpiece hardness and depth of cut on surface roughness ($Vc = 180 \text{ m/min}$, $f = 0.12 \text{ mm/rev}$).

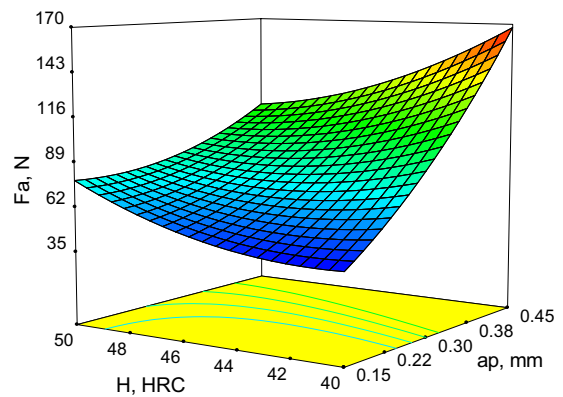


Fig. 7. Effect of workpiece hardness and depth of cut on axial force ($Vc = 180 \text{ m/min}$, $f = 0.12 \text{ mm/rev}$).

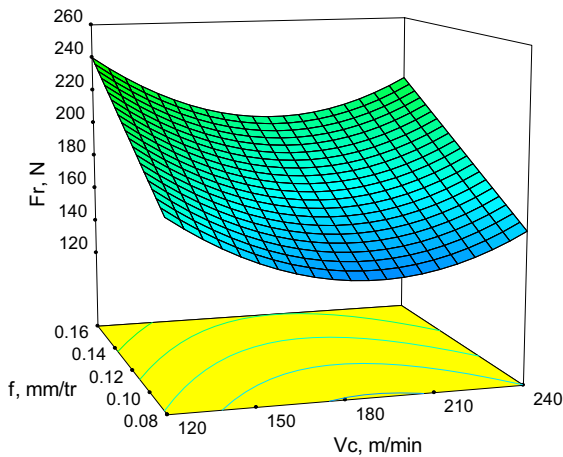


Fig. 8. Effect of cutting speed and feed rate on thrust force ($ap = 0.30$ mm, $H = 45$ HRC).

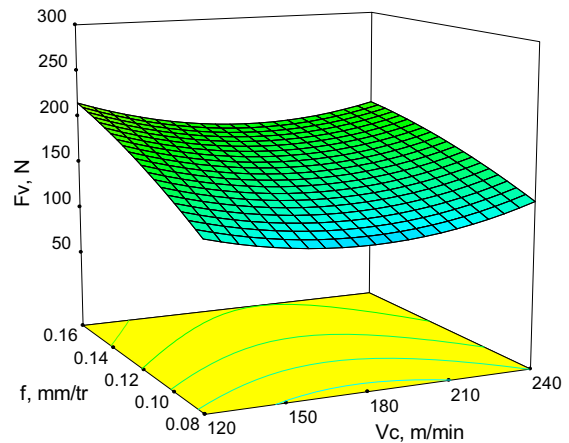


Fig. 10. Effect of cutting speed and feed rate on tangential force ($ap = 0.30$ mm, $H = 45$ HRC).

thrust force (F_r). Based on the previous analysis, it is deduced that the main effect of the cutting speed and feed rate are not statistically significant. Fig. 8 shows that the middle cutting speed and lower feed rate resulted in lower thrust force. Fig. 9 is constructed to illustrate the main effects of workpiece hardness (H) and depth of cut (ap) on thrust force (F_r) with a cutting speed 180 m/min and a feed rate 0.12 mm/rev. The effect of the interaction between workpiece hardness and depth of cut are also not statistically significant and it is seen that small workpiece hardness and lower depth of cut resulted in lower thrust force. Fig. 10 shows the variation of tangential force with cutting speed (V_c) and feed rate (f) and it is drawn that the interaction of cutting speed and feed rate are statistically significant resulting in lower tangential force for lower cutting speed and lower feed rate. Finally, Fig. 11 shows the variation of tangential force with workpiece hardness (H) and depth of cut (ap). The ANOVA results indicate interaction workpiece hardness and depth of cut on tangential force is not statistically significant; however, the lower tangential force is achieved with the smaller workpiece hardness and the lower depth of cut. On the other hand, the higher tangential force is achieved with the elevated workpiece hardness and the higher depth of cut.

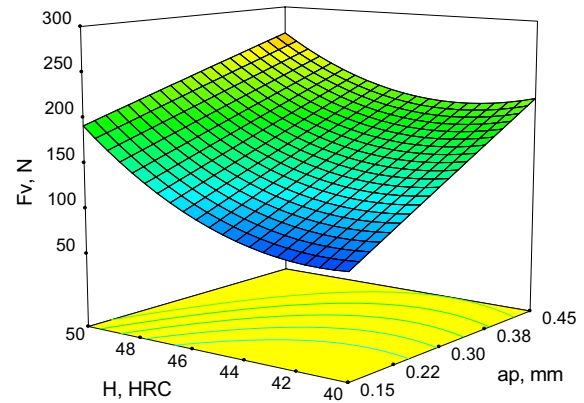


Fig. 11. Effect of workpiece hardness and depth of cut on tangential force ($V_c = 180$ m/min, $f = 0.12$ mm/rev).

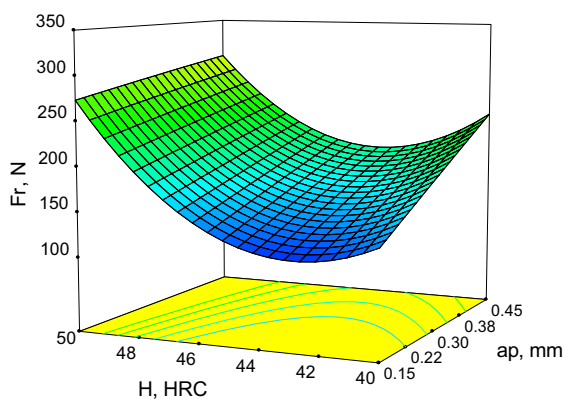


Fig. 9. Effect of workpiece hardness and depth of cut on thrust force ($V_c = 180$ m/min, $f = 0.12$ mm/rev).

4. Optimization of cutting conditions

We consider that the optimal manufacturing conditions for machining hot work steel (AISI H11) are those minimizing the values of cutting force components (F_a , F_r and F_v) and surface roughness (R_a) during the hard turning process. The goals and the parameter ranges defined for the optimization process are summarized in Table 9. Table 10 shows the RSM optimization results (cutting force components (F_a , F_r and F_v) and surface roughness (R_a) in order of decreasing desirability level. The optimized surface roughness (R_a) and cutting force components (F_a , F_r and F_v) are

Table 9
Goals and parameter ranges for optimization of cutting conditions.

Condition	Goal	Lower limit	Upper limit
Cutting speed, V_c	Is in range	120	240
Feed rate, f	Is in range	0.08	0.16
Depth of cut, ap	Is in range	0.15	0.45
Workpiece hardness, H	Is in range	40	50
R_a (μm)	Minimize	0.34	0.83
F_a (N)	Minimize	41.13	166.95
F_r (N)	Minimize	99.71	369.35
F_v (N)	Minimize	59.76	302.28

Table 10

Response optimization for surface parameters and cutting force components.

Test N°	V_c (m/min)	f (mm/rev)	ap (mm)	H (HRC)	Forces			Surface roughness R_a , μm	Desirability
					F_a , N	F_r , N	F_v , N		
1	189.53	0.08	0.15	42.00	33.91	91.29	63.85	0.339	0.999
2	191.05	0.08	0.15	42.05	34.46	91.29	65.62	0.339	0.999
3	191.30	0.08	0.15	42.04	34.97	92.85	67.03	0.339	0.999
4	193.69	0.08	0.15	42.16	35.14	90.12	67.85	0.340	0.998
5	191.05	0.08	0.16	42.00	36.87	95.76	68.72	0.339	0.998
6	192.28	0.09	0.15	42.00	36.40	97.08	70.96	0.340	0.998
7	197.76	0.08	0.15	42.12	36.51	91.53	72.58	0.327	0.998
8	195.31	0.09	0.15	42.00	38.78	102.38	77.57	0.340	0.997

(0.327–0.340) μm , [(33.91–38.78); (90.12–102.38) and (63.85–77.57)] N, respectively.

5. Conclusion

In this paper, the application of RSM on the hard turning of AISI H11 steel with CBN7020 tool has led to obtain mathematical models for both the surface roughness (R_a) and the cutting force components (F_a , F_r and F_v) while investigating the influences of machining parameters. Optimum values of machining parameters have been studied and computed.

The foremost conclusions which can be drawn are as follows:

- (1) The analysis of machining parameters using RSM technique allows investigating the influence of each one on the cutting process progress outputs such as roughness and force components.
- (2) Comparison of experimental and predicted values of the cutting force components and the surface roughness show that a good agreement has been achieved between them.
- (3) Additionally, this study shows that the feed rate and workpiece hardness have significant statistical influences on the surface roughness. The effects of tow-factor interactions feed rate and depth of cut, cutting speed and workpiece hardness, cutting speed and feed rate, workpiece hardness and feed rate, and the products (H^2 and ap^2) appeared also to be important.
- (4) The feed force (F_a) and the cutting force (F_v) are strongly influenced by the depth of cut, (56.77%) and (31.50%) respectively. On the opposite, the cutting speed has a very small influence (0.14%).
- (5) The best surface roughness was achieved at the lower feed rate and the highest cutting speed.

Acknowledgements

This work was completed in the laboratory LMS (University of Guelma, Algeria) in collaboration with LaMCos (CNRS, INSA-Lyon, France). The authors would like to thank the Algerian Ministry of Higher Education and Scientific Research (MESRS) and the Delegated Ministry for Scientific Research (MDRS) for granting financial support

for CNEPRU Research Project – LMS: N° 0301520090008 (University 08 May 1945, Guelma). Collaboration with The Mechanics of Materials and Plant Maintenance Research Laboratory (LR3MI) of Badji Mokhtar University at Annaba is greatly appreciated.

References

- [1] H.M. Lin, Y.S. Liao, C.C. Wei, Wear behavior in turning high hardness alloy steel by CBN tool, *Wear* 264 (7–8) (2008) 679–684.
- [2] M.A. Yallese, K. Chaoui, N. Zeghib, L. Boulanouar, J.F. Rigal, Hard machining of hardened bearing steel using cubic boron nitride tool, *J. Mater. Process. Technol.* 209 (2009) 1092–1094.
- [3] U. Çaydas, Machinability evaluation in hard turning of AISI 4340 steel with different cutting tools using statistical techniques, *J. Eng. Manuf.* 224 (2009) 1034–1055.
- [4] Y. Huang, Y.K. Chou, Y.S. Liang, CBN tool wear in hard turning: a survey on research progresses, *Int. J. Adv. Manuf. Technol.* 35 (2006) 443–453.
- [5] T. Özel, T.K. Hus, E. Zerne, Effects of cutting edge geometry, workpiece hardness, feed rate and cutting speed on surface roughness and forces in finish turning of hardened AISI H13 steel, *Int. J. Adv. Manuf. Technol.* 25 (2005) 262–269.
- [6] K. Bouacha, M.A. Yallese, T. Mabrouki, J.F. Rigal, Statistical analysis of surface roughness and cutting forces using response surface methodology in hard turning of AISI 52100 bearing steel with CBN tool, *Int. J. Refract. Metals Hard Mater.* 28 (2010) 349–361.
- [7] Y. Sahin, A.R. Motorcu, Surface roughness model in machining hardened steel with cubic boron nitride cutting tools, *Int. J. Metals Hard Mater.* 26 (2008) 84–90.
- [8] W. Grzesik, T. Wanat, Surface finish generated in hard turning of quenched alloy steel parts using conventional and wiper ceramics inserts, *J. Mach. Tools Manuf.* 46 (2006) 1988–1995.
- [9] Y. Matsumoto, F. Hashimoto, G. Lahoti, Surface integrity generated by precision hard turning, *Ann. CIRP* 48/1 (1999) 59–62.
- [10] J.D. Thiele, S.N. Melkote, Effect of cutting edge geometry and workpiece hardness on surface generation in the finish hard turning of AISI 52100 steel, *J. Mater. Process. Technol.* 94 (1999) 216–226.
- [11] Y.B. Guo, C.R. Liu, Mechanical properties of hardened AISI 52100 steel in hard machining processes, *ASME J. Manuf. Sci. Eng.* 124 (2002) 1–9.
- [12] G.C. Benga, A.M. Arabo, Turning of hardened 100Cr6 bearing steel with ceramic and PCBN cutting tools, *J. Mater. Process. Technol.* 143–144 (2003) 237–241.
- [13] A.S. Kumar, R. Dural, T. Somakunur, Machinability of hardened steel using alumina based ceramic cutting tools, *Int. J. Refract. Metals Hard Mater.* 21 (2003) 109–117.
- [14] J.G. Lima, R.F. Avila, A.M. Abrão, M. Faustino, J.P. Davim, Hard turning: AISI 4340 high strength low steel and AISI D2 cold work tool steel, *J. Mater. Process. Technol.* 169 (2005) 388–395.
- [15] X. Feng, X. Wang, Development of empirical models for surface roughness prediction in finish turning, *Int. J. Adv. Manuf. Technol.* 20 (2002) 348–356.
- [16] P.V.S. Suresh, P.V. Rao, S.G. Deshmukh, A genetic algorithmic approach for optimization of surface roughness prediction model, *Int. J. Mach. Tools Manuf.* 42 (2002) 675–680.
- [17] S. Neseli, S. Yaldiz, E. Türkes, Optimization of tool geometry parameters for turning operations based on the response surface methodology, *Measurement* 44 (2011) 580–587.

- [18] V.N. Gaitonde, S.R. Karnik, M. Faustino, J.P. Davim, Machinability analysis in turning tungsten–copper composite for application in EDM electrodes, *Int. J. Refract. Metals Hard Mater.* 27 (2009) 754–763.
- [19] J.S. Dureja, V.K. Gupta, M. Dogra, Design optimization of cutting conditions and analysis of their effect on tool wear and surface roughness during hard turning of AISI-H11 steel with a coated-mixed ceramic tool, *J. Eng. Manuf.* 223 (B) (2009) 1441–1453.
- [20] C.X. Feng, An experimental study of the impact of turning parameters on surface roughness, in: *Proceedings of the 2001, Industrial Engineering Research Conference*, Paper N° 2036, 2001.
- [21] M.A. El Baradie, Surface roughness prediction in the turning of high strength steel by factorial design of experiments, *J. Mater. Process. Technol.* 67 (1997) 55–61.

Modeling and optimization of hard turning of X38CrMoV5-1 steel with CBN tool: Machining parameters effects on flank wear and surface roughness[†]

Hamdi Aouici^{1,2,*}, Mohamed Athmane Yallese², Brahim Fnides², Kamel Chaoui³ and Tarek Mabrouki⁴

¹ENST-ex CT siège DG. SNVI, Route Nationale N°5 Z.I. 16012, Rouiba, Algérie

²Mechanics and Structures Research Laboratory (LMS), University of Guelma, P.O. Box 401, 24000 Algeria

³Mechanics of Materials and Plant Maintenance Research Laboratory (LR3MI), Badji Mokhtar University of Annaba, P.O. Box 12, 23000 Algeria

⁴Université de Lyon, CNRS, INSA – Lyon, LaMCoS, UMR5259, F69621, France

(Manuscript Received October 25, 2010; Revised June 19, 2011; Accepted July 12, 2011)

Abstract

The present study, aims to investigate, under turning conditions of hardened AISI H11 (X38CrMoV5-1), the effects of cutting parameters on flank wear (V_B) and surface roughness (R_a) using CBN tool. The machining experiments are conducted based on the response surface methodology (RSM). Combined effects of three cutting parameters, namely cutting speed, feed rate and cutting time on the two performance outputs (i.e. V_B and R_a), are explored employing the analysis of variance (ANOVA). Optimal cutting conditions for each performance level are established and the relationship between the variables and the technological parameters is determined using a quadratic regression model. The results show that the flank wear is influenced principally by the cutting time and in the second level by the cutting speed. Also, it is that indicated that the feed rate is the dominant factor affecting workpiece surface roughness.

Keywords: Hard turning; Flank wear; Surface roughness; CBN; RSM; ANOVA

1. Introduction

In the past ten years, research and development of new tool materials, such as Polycrystalline Cubic Boron Nitride (PCBN), made precision hard turning possible for work pieces with hardness in the range 58-62 HRC. Compared to grinding operations, precision hard turning enabled relatively high material removal rate and flexibility and thus, became more attractive especially to automotive, bearing and hydraulic industries [1-3]. Huang et al. presented a thorough review that discusses CBN tool material microstructure, encountered wear patterns and tool wear rate modeling under hard turning [4]. They also stated that high cutting speed and interaction between the binder in PCBN tool and steel constituents occurred [5]. Dureja et al. applied the response surface methodology (RSM) to investigate the effect of cutting parameters on flank wear and surface roughness in hard turning of AISI H11 steel with a coated-mixed ceramic tool. The study indicated that the flank wear is influenced principally by feed rate, depth of cut and workpiece hardness [6]. When turning hardened 100Cr6, Banga and Abrão found that cutting speed is the most factor

influencing tool life. These authors have shown that PCBN cutting tools provide longer tool life than both mixed and composite ceramics [7]. In addition, the superiority of CBN tools for hard materials machining was also illustrated in the study performed by Lima et al. on the turning of AISI 4340 (48 HRC) steel when considering a series of PCBN and coated carbides tools [8]. A model built to evaluate the machinability of Hadfield steel using RMS and ANOVA techniques was presented by Horng et al. The study revealed that the flank wear is influenced by the cutting speed while the interaction effect of the feed rate with the nose radius and the corner radius of the tool have statistical significance on obtained surface roughness [9]. In an earlier investigation, Asina et al. employed the Taguchi technique and ANOVA in order to optimize surface roughness for mixed ceramic (Al_2O_3+TiC) tools [10]. They found that tool nose shape design affects drastically both surface finish and productivity in finish hard turning processes. Sahin and Motorcu [11] study revealed that the feed rate was the main factor influencing the surface roughness. It increases with feed rate and dropped off with increasing the cutting speed and the depth of cut, respectively. Very recently, the effects of machining parameters (i.e. cutting speed, feed rate and depth of cut) on surface roughness and cutting forces during machining of AISI 52100 steel with CBN tool were investigated by Bouacha et al. using a three

[†]This paper was recommended for publication in revised form by Editor Dae-Eun Kim

*Corresponding author. Tel.: +213 798 56 9 249, Fax.: +213 21 815 674

E-mail address: aouici_hamdi@yahoo.fr

© KSME & Springer 2011

level factorial design (3^3). Results showed how much surface roughness is mainly influenced by feed rate and cutting speed and the depth of cut exhibited maximum effect on the cutting forces [12]. Neseli et al. [13] applied response surface methodology (RSM) to optimize the effect of tool geometry parameters on surface roughness in hard turning of AISI 1040 with P25 tool. Yallese et al. found that a cutting speed of 120 m/min is an optimal value for machining X200Cr12 using CBN7020 [14]. In addition, the feed rate effect on roughness is satisfactorily predicted by a power model deduced from experimental data. A correlation between surface roughness and tool wear is proposed for the usual cutting speed ranges. In an original work carried out by Çaydaş, the effects of the cutting speed, feed rate, depth of cut, workpiece hardness, and cutting tool type on surface roughness, tool flank wear, and maximum tool–chip interface temperature during an orthogonal hard turning of hardened/tempered AISI 4340 steels were investigated [15]. The best surface roughness is obtained with CBN tools followed by mixed ceramic and then the carbide tools. Based on the ANOVA outcomes, the contributions of the hard turning parameters on surface roughness followed the order (1) cutting tool type, (2) feed rate, (3) workpiece hardness, (4) cutting speed and (5) depth of cut [16].

The current study investigates the influence of cutting parameters (cutting speed, feed rate and cutting time) in relation to flank wear (VB) and surface roughness (Ra) on machinability. The processing conditions are turning of hardened hot work steel (AISI H11) with CBN tools using both response surface methodology (RSM) and ANOVA. This latter is a computational technique that enables the estimation of the relative contributions of each of the control factors to the overall measured response. In this work, only the significant parameters will be used to develop mathematical models using response surface methodology (RSM). The latter is a collection of mathematical and statistical techniques that are useful for the modeling and analysis of problems in which response of interest is influenced by several variables and the objective is to optimize the response.

2. Experimental procedure

Turning experiments were performed in dry conditions using lathe type SN 40C with 6.6 KW spindle power. The workpiece material was AISI H11, hot work steel which is popularly used for the manufacture of highly stressed diecasting moulds and inserts with high tool life expectancy, plastic moulds subject to high stress, helicopter rotor blades and forging dies. Its chemical composition is given in Table 1.

The workpiece is 80 mm in diameter and it is hardened to 50 HRC. Cutting insert is removable and offered eight squared working edges. The chosen CBN tool is commercially known as CBN7020 and it is essentially made of 57% CBN and 35% Ti (C, N). Its standard designation is SNGA12 04 08 S01020 and is manufactured by Sandvik. The physical properties of the CBN7020 tool are summarized in Table 2.

Table 1. Chemical composition of AISI H11 steel.

Composition	(Wt %)
C	0.35
Cr	5.26
Mo	1.19
V	0.50
Si	1.01
Mn	0.32
S	0.002
P	0.016
Other components	1.042
Fe	90.31

Table 2. Physical properties of CBN7020 tool.

Material	CBN 7020
Hardness HV (daN/mm ²)	2800
Tenacity (MPa m ^{1/2})	4.2
Young's modulus (GPa)	570
Density (g/cm ³)	4.3
Grain size (μm)	2.5

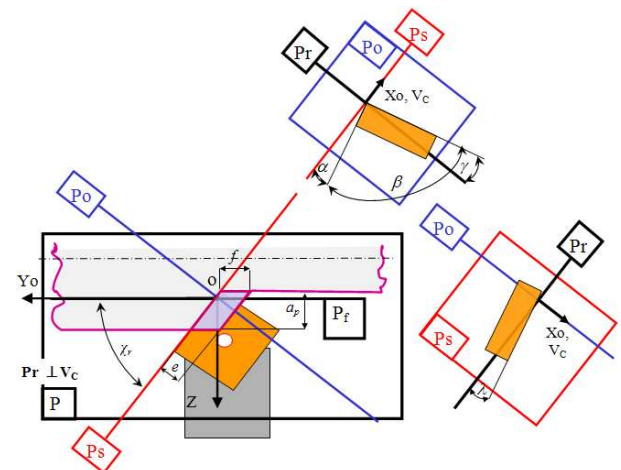


Fig. 1. Illustration of cutting tool geometry.

Tool holder is codified as PSB NR25×25M12 with a common active tool part geometry described by $\chi_r = +75^\circ$, $\lambda = -6^\circ$, $\gamma = -6^\circ$ and $\alpha = +6^\circ$ as shown in Fig. 1. Wear is measured using a HUND optical microscope (W-AD) equipped with CCD camera. Instantaneous roughness criteria measurements (Ra), for each cutting condition, are obtained by means of a Mitutoyo SurfTest 201 roughness meter. The length examined is 2.4 mm with a basic span of 3. The measured values of Ra are within the range 0.05 to 40 μm. Absolute roughness is directly measured on the same turned part, without disassembling, in order to reduce uncertainties due to resumption operations. The measurements are repeated 3 times at 3 reference lines equally positioned at 120° and the result is an average of these values for given machining pass

Table 3. Assignment of the levels to the factors.

Level	Cutting speed (m/min)	Feed rate (mm/rev)	Cutting time (min)
1	120	0.08	7
2	180	0.12	14
3	240	0.16	21

3. Design of experiments

The response surface methodology (RSM) is the procedure for determining the relationship between the independent process parameters with the desired response and exploring the effect of these parameters on responses, including six steps [17]. These are, in the order, (1) define the independent input variables and the desired responses with the design constants, (2) adopt an experimental design plan, (3) perform regression analysis with the quadratic model of RSM, (4) calculate the statistical analysis of variance (ANOVA) for the independent input variables in order to find which parameter significantly affects the desired response, then, (5) determine the situation of the quadratic model of RSM and decide whether the model of RSM needs screening variables or not and finally, (6) Optimize and conduct confirmation experiment and verify the predicted performance characteristics.

In the current study, the relationship between the cutting conditions and the machinability aspect is given as:

$$Y = \phi(Vc, f, t) \tag{1}$$

where Y is the desired machinability aspect and ϕ is the response function. The approximation of Y is proposed by using a non-linear (quadratic) mathematical model, which is suitable for studying the interaction effects of process parameters on machinability characteristics. In the present work, the RMS based second order mathematical model is given by:

$$Y = a_0 + \sum_{i=1}^k b_i X_i + \sum_{i,j}^k b_{ij} X_i X_j + \sum_{i=1}^k b_{ii} X_i^2 \tag{2}$$

where b_0 is the free term of the regression equation, the coefficients b_1, b_2, \dots, b_k and $b_{11}, b_{22}, \dots, b_{kk}$ are the linear and the quadratic terms respectively; while $b_{12}, b_{13}, \dots, b_{1-k}$ are the interacting terms. The experimental plan is developed to assess the influence of cutting speed (Vc), feed rate (f) and cutting time (t) on the flank wear (VB) and surface roughness (Ra). Three levels are defined for each cutting variable as given in Table 3 (VB and Ra). The variable levels are chosen within the intervals recommended by cutting tool manufacturer. Three cutting variables at three levels led to a total of 27 tests.

4. Results and discussion

4.1 Cutting parameters effects on flank wear and surface roughness

Table 4 presents the cutting conditions (cutting speed, feed

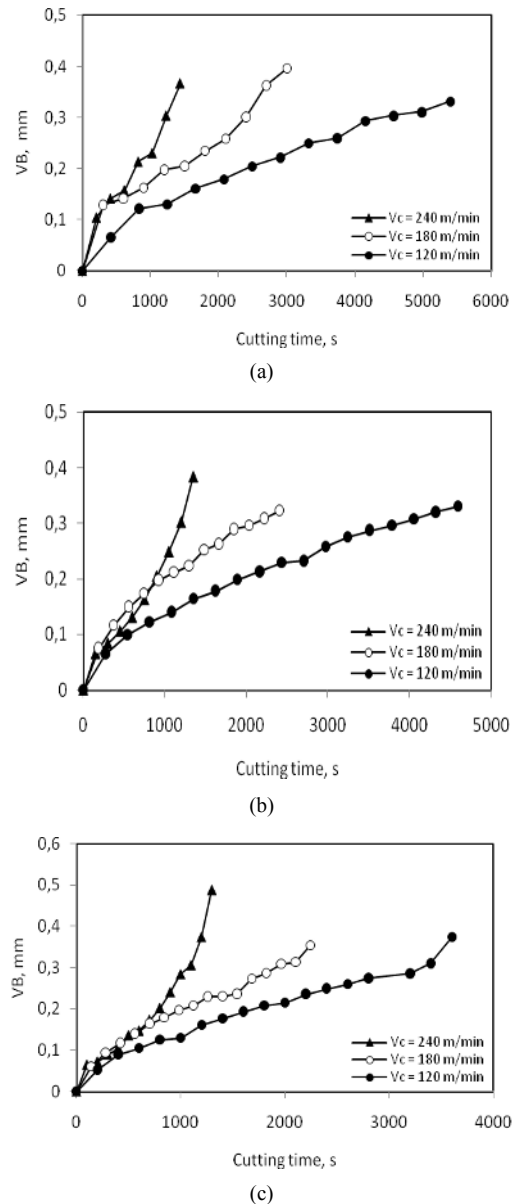


Fig. 2. Effect of cutting time on flank wear for: (a) $f = 0.08$ mm/rev; (b) $f = 0.12$ mm/rev; (c) $f = 0.16$ mm/rev.

rate and cutting time) and corresponding experimental results of flank wear (VB) and surface roughness (Ra) after turning AISI H11 steel, using a CBN tool.

Fig. 2 shows the flank wear (VB) evolution as cutting time elapses for distinct cutting speeds and feed rates. As expected, VB increases with cutting time, cutting speed and feed rate, however, a drastic increase in flank wear is observed when turning at a cutting speed 240 m/min and feed rate 0.16 mm/rev. Additionally, for a feed rate of 0.16 mm/rev, VB presented considerable higher values at $Vc = 240$ m/min when compared to 120 and 180 m/min.

The micrographs of flank wear at three cutting speeds and three feed rates are presented in Fig. 4. We can see that the flank wear evolution is regular.

Table 4. Experimental results for VB and Ra .

Test number	Vc , m/min	f , mm/rev	t , min	VB , mm	Ra , μm
1	120	0.08	7	0.066	0.263
2	120	0.08	14	0.124	0.295
3	120	0.08	21	0.130	0.315
4	120	0.12	7	0.082	0.820
5	120	0.12	14	0.122	0.838
6	120	0.12	21	0.156	0.888
7	120	0.16	7	0.092	0.572
8	120	0.16	14	0.126	0.748
9	120	0.16	21	0.165	0.874
10	180	0.08	7	0.134	0.218
11	180	0.08	14	0.160	0.274
12	180	0.08	21	0.200	0.347
13	180	0.12	7	0.118	0.395
14	180	0.12	14	0.188	0.432
15	180	0.12	21	0.201	0.494
16	180	0.16	7	0.118	0.751
17	180	0.16	14	0.179	0.813
18	180	0.16	21	0.229	0.901
19	240	0.08	7	0.141	0.249
20	240	0.08	14	0.218	0.222
21	240	0.08	21	0.310	0.280
22	240	0.12	7	0.100	0.976
23	240	0.12	14	0.186	1.200
24	240	0.12	21	0.327	1.440
25	240	0.16	7	0.102	0.830
26	240	0.16	14	0.220	1.359
27	240	0.16	21	0.316	2.240

Table 5. Analysis of variance for VB .

Source	DF	SC sq.	MS	F-value	Prob > F	Cont. %
Vc	1	0.041	0.041	135.84	< 0.0001	32.35
f	1	2.276E-4	2.276E-4	0.76	0.3962	0.18
t	1	0.065	0.065	216.14	< 0.0001	51.47
$Vc \times f$	1	7.363E-4	7.363E-4	2.45	0.1358	0.58
$Vc \times t$	1	0.013	0.013	44.17	< 0.0001	10.52
$f \times t$	1	8.167E-4	8.167E-4	2.72	0.1175	0.65
$Vc \times Vc$	1	9.335E-5	9.335E-5	0.31	0.5845	0.08
$f \times f$	1	9.074E-5	9.074E-5	0.30	0.5897	0.07
$t \times t$	1	6.446E-5	6.446E-5	0.21	0.6491	0.05
Error	17	5.106E-3	3.004E-4			4.05
Total	26	0.126				100

4.2 ANOVA for VB

The results of variance analysis (ANOVA) for flank wear (VB) are shown in Table 5. The analysis is carried out for a significance level $\alpha = 0.5$, (i.e. for a confidence level of 95%).

In this table, the degrees of freedom (DF), sum of squares (SC sq.), mean square (MS), F-values and probabilities (P-value), in addition to the contribution (Cont. %) of each factor, are also shown.

It is observed that the parameters cutting time (Cont. =

Table 6. Analysis of variance for Ra.

Source	DF	SC sq.	MS	F-value	Prob > F	Cont. %
<i>Vc</i>	1	0.661	0.546	17.239	0.0007	11.88
<i>f</i>	1	2.245	0.661	58.497	< 0.0001	40.32
<i>t</i>	1	0.491	2.245	12.794	0.0023	8.81
<i>Vc × f</i>	1	0.363	0.491	9.475	0.0068	6.53
<i>Vc × t</i>	1	0.255	0.363	6.657	0.0195	4.58
<i>f × t</i>	1	0.159	0.255	4.147	0.0576	2.85
<i>Vc × Vc</i>	1	0.545	0.159	14.211	0.0015	9.79
<i>f × f</i>	1	0.183	0.545	4.778	0.0431	3.29
<i>t × t</i>	1	0.010	0.183	0.038	0.6048	0.19
Error	17	0.652	0.010			11.71
Total	26	5.567				100

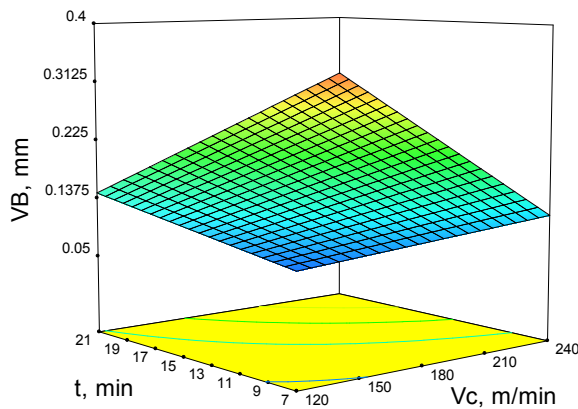


Fig. 3. Effect of cutting speed and cutting time on flank wear.

51.47%), cutting speed (32.35%) and the interaction *Vc × t* (Cont. = 10.52%) have a great influence on the flank wear, especially the cutting time. The interactions *Vc × f*, *f × t*, *Vc × Vc*, *t × t*, *f × f* and the feed rate factor do not present any significant contribution on the obtained tool wear.

The effect of cutting speed and cutting time on the flank wear is shown in Fig. 3. It is found that tool wear increases with increasing effects of both cutting time and speed. This figure also displays that the tool wear increase with the increase of the cutting time.

4.3 ANOVA for the surface roughness (Ra)

It is clear from the results of ANOVA that the feed rate is the dominant factor affecting surface finish Ra (Table 6). Its contribution is 40.32%. The second factor influencing Ra is the cutting speed. Its contribution is 11.88%. As for the cutting time, its contribution is 8.81%. The interaction cutting time/cutting time do not present a statistical significance on the arithmetic mean roughness (Ra).

Fig. 5 shows the estimated response surface for the machined surface roughness (Ra) in relationship with cutting speed (Vc) and feed rate. As it can be seen from this figure, the

roughness (Ra) tends to increase, considerably with increase in feed rate (f). This figure also displays that the surface roughness (Ra) is characterized by three distinct zones according to the cutting speed evolution.

The first zone where the cutting speed varies from 120 to 150 m/min corresponds to a decrease in roughness (Ra). The second zone is characterized by an interval where the surface roughness is stabilized according to the drop in the cutting forces that translate a relative of machining system [14]. The third zone starts when the cutting speed Vc, is greater than 190 m/min. In this location, the surface roughness takes an ascending evolution because of dynamic vibrations. The optimal surface roughness is achieved with the combination of lowest feed rate and middle cutting speed, as reported by earlier investigators.

The effect of cutting speed and cutting time on the surface roughness is shown in Fig. 6. This figure displays that the value of surface roughness increases with the increase of cutting time. Also, the higher is the cutting time, the higher is the friction between tool-workpiece. Consequently, this involves an increase in temperature and tool wear [14-17].

Finality, Fig. 7 shows via ANOVA results that the effect of cutting time and feed rate on surface roughness (Ra) is not statistically significant. Nevertheless, the optimal surface roughness is achieved with the combination of both the lowest feed rate and cutting time. The surface roughness does not vary much with cutting time.

4.4 Regression equations for VB and Ra

The regression equations obtained for the response factors using multiple regressions are as follows:

$$VB = 0.0929 - 3.148 \times 10^{-4} Vc + 0.0888 f - 5.67 \times 10^{-3} t + 7.9166 \times 10^{-5} Vc \times t \tag{3}$$

$$Ra = 2.938 - 0.04 Vc + 16.239 f - 0.0882 t + 0.072 Vc \times f + 3.474 \times 10^{-4} Vc \times t + 0.411 f \times t + 8.37 \times 10^{-5} Vc^2 - 109.27 f^2 \tag{4}$$

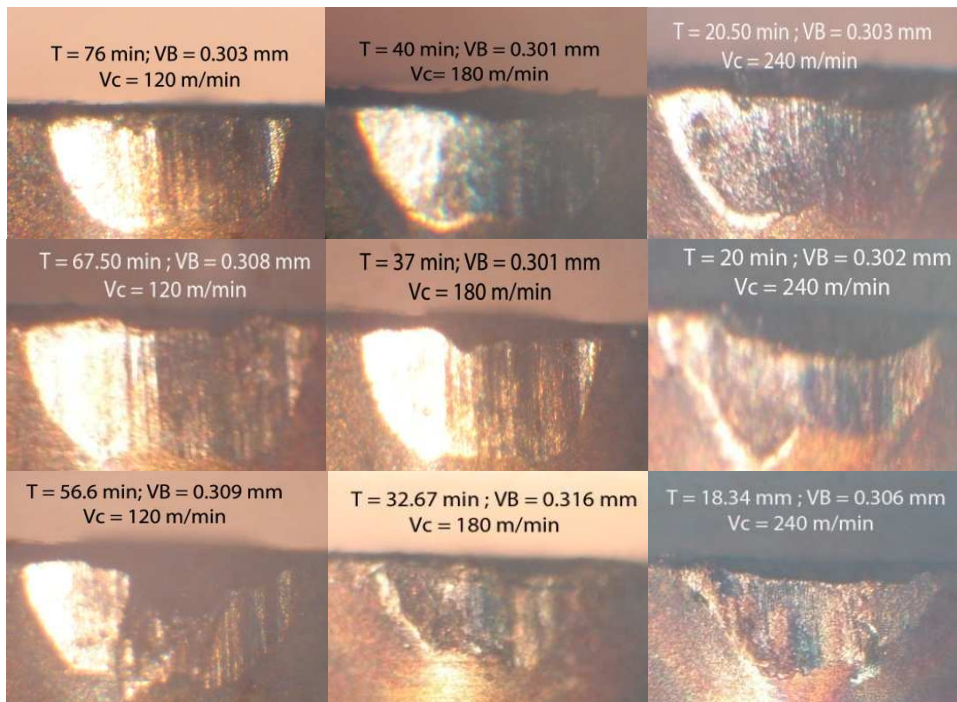


Fig. 4. Micrographs of flank wear for different cutting speeds and feed rates.

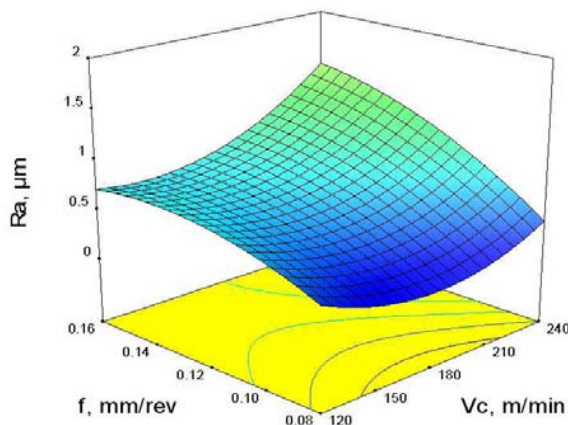


Fig. 5. Effect of feed rate and cutting speed on the Ra.

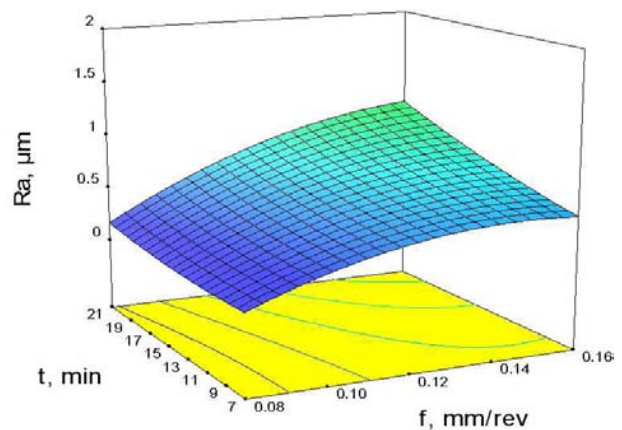


Fig. 7. Effect of cutting time and feed rate on the Ra.

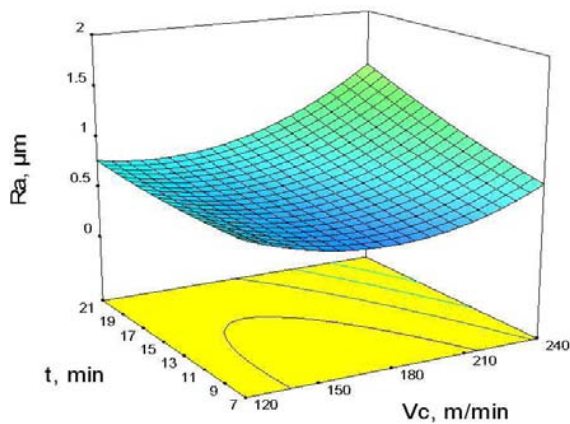


Fig. 6. Effect of cutting time and cutting speed on the Ra.

The predicted values of response factors flank wear (VB) and surface roughness (Ra) from regression equations, Eqs. (3) and (4) corresponding to different combinations of machining parameters are reported in Table 4. Moreover, they are compared with the corresponding experimental values illustrated in Figs. 8 and 9. Good agreement is observed between these values as seen in Figs. 10 and 11.

5. Optimization of cutting conditions

The optimal manufacturing conditions for machining hot work steel (AISI H11) with the constraints of cutting parametric range is that corresponding to lower values of both flank wear (VB) and surface roughness (Ra) during the hard turning process. The constraints used during the optimization process

Table 7. Constraints for optimization of cutting conditions.

Condition	Goal	Lower limit	Upper limit
Cutting speed, V_c	Is in range	120	240
Feed rate, f	Is in range	0.08	0.16
Cutting time, t	Is in range	7	21
VB	Minimize	0.066	0.327
Ra	Minimize	0.218	2.24

Table 8. Optimization results.

Solution N°	V_c , m/min	f , mm/rev	t , min	VB , mm	Ra , μm	Desirability
1	146.507	0.080	7.000	0.095	0.218	0.942
2	147.028	0.080	7.000	0.096	0.218	0.942
3	147.700	0.080	7.000	0.096	0.213	0.941
4	146.475	0.080	7.059	0.096	0.218	0.941
5	147.845	0.081	7.000	0.096	0.218	0.941
6	148.158	0.080	7.000	0.096	0.205	0.941
7	149.065	0.082	7.000	0.096	0.218	0.940
8	150.069	0.082	7.000	0.096	0.218	0.940
9	146.375	0.080	7.227	0.097	0.218	0.939
10	152.388	0.083	7.000	0.097	0.218	0.938
11	153.122	0.084	7.000	0.097	0.218	0.938

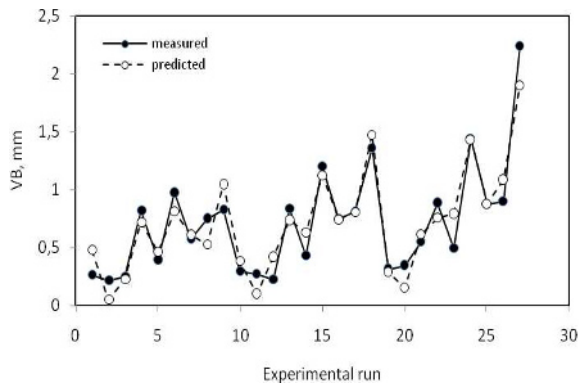


Fig. 8. Comparison of measured and predicted value for flank wear.

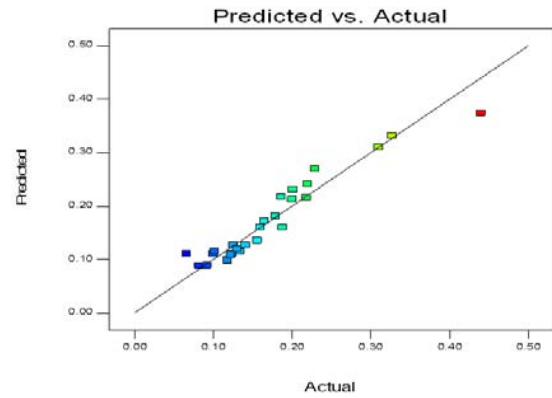


Fig. 10. Comparison between measured and predicted value of VB .

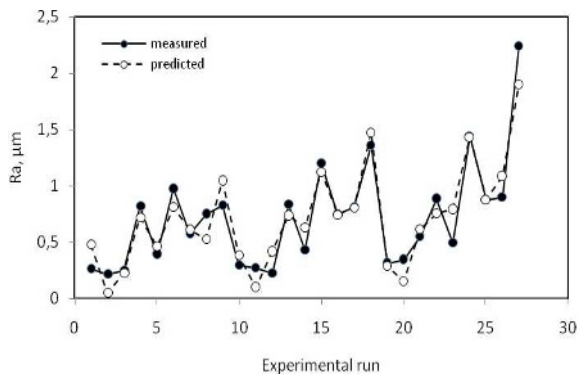


Fig. 9. Comparison of measured and predicted value for Ra .

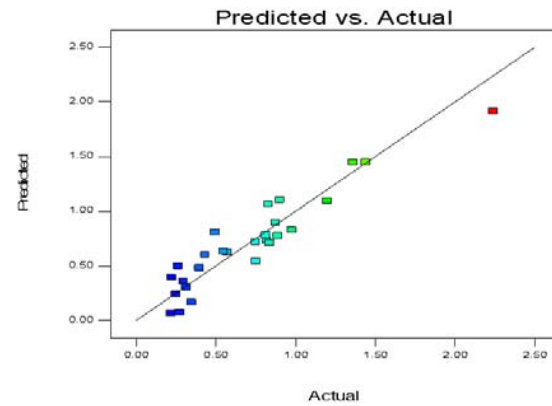


Fig. 11. Comparison between measured and predicted value of Ra .

are summarized in Table 7 whereas the optimal solutions are reported in Table 8 in order of decreasing desirability level.

Table 8 shows the RSM optimization results for flank wear (VB) and surface roughness (Ra). The optimum cutting parameters obtained in Table 8 for cutting speed of (146.51 to 153.12) m/min, feed rate of (0.08 to 0.09) mm/rev and cutting time of (7 to 8) min. The optimized flank wear and surface roughness Ra are $VB = (0.095 \text{ to } 0.097)$ mm, (0.205 to 0.218) μm , respectively.

6. Conclusions

In this paper, the application of RSM for the hard turning of AISI H11 steel with CBN tool was presented. Mathematical models of flank wear (VB) and the surface roughness (Ra) evolutions according to the influence of machining parameters were investigated. Conclusions of this research can be resumed is the following points:

(1) The flank wear of CBN tool increased with cutting speed and feed rate. The present study shows that a higher tool wear rate is noted at cutting speed 240 m/min and feed rate of 0.16 mm/rev.

(2) The flank wear is influenced principally by the cutting time, cutting speed and the interaction effect of cutting speed/cutting time with a contribution of 51.47%, 32.35% and 10.52%, respectively.

(3) The feed rate has a greater influence on the surface roughness (40.32%) followed by cutting speed (11.88%) and cutting time (8.81%).

(4) The statistical models deduced define the degree of influence of each cutting regime element on flank wear and surface roughness. They can also be used for optimization of the hard cutting process.

(5) The ranges of best cutting conditions adopted, are: $Vc = (146.51 \text{ to } 153.12)$ m/min, $f = (0.08 \text{ to } 0.09)$ mm/rev and $t = (7 \text{ to } 8)$ min.

Acknowledgements

This work was completed in the laboratory LMS (University of Guelma, Algeria) in collaboration with Université de Lyon (CNRS, INSA – Lyon, LaMCoS, UMR5259, F69621, France). The authors would like to thank the Algerian Ministry of Higher Education and Scientific Research (MESRS) and the Delegated Ministry for Scientific Research (MDRS) for granting financial support for CNEPRU Research Project – LMS: N°: 0301520090008 (University of Guelma).

Nomenclature

ap	: Depth of cut, mm
f	: Feed rate, mm/rev
HRC	: Rockwell hardness
Po	: Orthogonal plan
Pf	: Working plan

Pr	: Reference plan
Ps	: Cutting edge plan
Ra	: Surface roughness, μm
t	: Cutting time, min
VB	: Flank wear, mm
Vc	: Cutting speed, m/min
α	: Clearance angle, degree
γ	: Rake angle, degree
λ	: Inclination angle, degree
χ	: Major cutting edge angle, degree

References

- [1] J. M. Zhou, H. Walter, M. Andersson and J. E. Stahl, Effect of chamfer angle on wear of PCBN cutting tool, *I. J. Machine Tools & Manufacture*, 34 (2003) 301-305.
- [2] B. Fnides, M. A. Yaltese, T. Mabrouki and J-F Rigal, Application of response surface methodology for determining cutting force model in turning hardened AISI H11 hot work tool steel, *Sadhana*, 23 (2011) 109-123.
- [3] H. Bouchelaghem, M. A. Yaltese, A. Amirat, T. Mabrouki and J. F. Rigal, Experimental investigation and performance analyses of CBN insert in hard turning of cold work tool steel (D3), *Machining Science and Technology*, 14 (4) (2010) 471-501.
- [4] Y. Huang, Y. K. Chou and Y. S. Liang, CBN tool wear in hard turning: a survey on research progresses, *I. J. Advanced Manufacture Technology*, 35 (2006) 443-453.
- [5] Y. K. Chou and C. J. Evans, Experimental investigation on CBN turning of hardened AISI 52100 steel, *J. Materials Processing Technology*, 124 (2002) 274-283.
- [6] J. S. Dureja, V. K. Gupat, V. S. Sharma and M. Dogra, Design optimization of cutting conditions and analysis of their effect on tool wear and surface roughness during hard turning of AISI-H11 steel with a coated-mixed ceramic tool, *J. Engineering Manufacture*, 223 (2009) 1441-1450.
- [7] G. C. Benga and A. M. Abrao, Turning of hardened 100Cr6 bearing steel with ceramic and PCBN cutting tools, *J. Materials Processing Technology*, 143-144 (2003) 237-241.
- [8] J. G. Lima, R. F. Avila, A. M. Abrão, M. Faustino and J. Paulo Davim, Hard turning: AISI 4340 high strength low steel and AISI D2 cold work tool steel, *J. Materials Processing Technology*, 169 (2005) 388-395.
- [9] J. T. Horng, N. M. Liu and K. T. Chiang, Investigation the machinability evaluation of hadfield steel in the hard turning with Al₂O₃/TiC mixed ceramics tool based on the response surface methodology, *J. Materials Processing Technology*, 208 (2008) 532-541.
- [10] E. Asian, N. Camuscu and B. Birgoren, Design optimization of cutting parameters when turning hardened AISI 4140 steel (63 HRC) with Al₂O₃/TiC missed ceramic tool, *J. Materials & Design*, 28 (2007) 1618-1622.
- [11] A. Sahin and A. R. Motorcu, Surface roughness model for machining mild steel with coated carbide tool, *J. Materials & Design*, 26 (2005) 321-326.

- [12] K. Bouacha, M. A. Yallese, T. Mabrouki and J. F. Rigal, Statistical analysis of surface roughness and cutting forces using response surface methodology in hard turning of AISI 52100 bearing steel with CBN tool, *I. J. Refractory Metals & Hard Materials*, 28 (2010) 349-361.
- [13] S. Neseli, S. Yaldiz and E. Türkes, Optimization of tool geometry parameters for turning operations based on the response surface methodology, *Measurement*, 44 (2011) 580-587.
- [14] M. A. Yallese, K. Chaoui, N. Zeghib, L. Boulanouar and J. F. Rigal, Hard machining of hardened bearing steel using cubic boron nitride tool, *J. Materials Processing Technology*, 209 (2009) 1092-1104.
- [15] U. Çaydas, Machinability evaluation in hard turning of AISI 4340 steel with different cutting tools using statistical techniques, *J. Engineering Manufacture*, 224 (2009) 1034-1455.
- [16] K. T. Chiang, Modeling and analysis of the effects of machining parameters on the performance characteristics in the EDM process of Al₂O₃+TiC mixed ceramic, *I. J. Advanced Manufacture Technology*, 37 (2008) 523-533.
- [17] V. N. Gaitonde, S. R. Karnik, M. Faustino and J. P. Davim, Machinability analysis in turning tungsten-copper composite for application in EDM electrodes, *I. J. Refractory Metals & Hard Materials*, 27 (2009) 754-763.



Hamdi Aouici, Research Laboratory of Mechanics and Structures (LMS) and teacher in Higher National school of Technology (ENST), Rouiba 16012, Algeria. His research interests are manufacturing systems, hard machining, materials and cutting tools.