

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

ELBAH Mohamed

**INVESTIGATION EXPERIMENTALE SUR L'EFFET DE LA GEOMETRIE DE
L'OUTIL ET DES CONDITIONS DE COUPE EN TOURNAGE EN UTILISANT
LES TECHNIQUES STATISTIQUES.**

Directeur de thèse: Pr. **YALLESE Mohamed Athmane**

Devant le jury composé de MM:

Pr. A/Aziz. AMIRAT	Président	Professeur à l'université Badji Mokhtar- Annaba
Pr. H. HAMADACHE	Examineur	Professeur à l'université Badji Mokhtar- Annaba
Dr. A. BELBAH	Examineur	MC/A à l'université 8 Mai 1945- Guelma
Pr. M. A. YALLESE	Rapporteur	Professeur à l'université 8 Mai 1945- Guelma
Dr. S. BELHADI	invité	MC/B à l'université 8 Mai 1945- Guelma

2015

Dédicaces

Je dédie ce travail à:

La mémoire de ma mère et de mon père;

Ma femme et à mes petits-enfants "Amira, Heythem et Mon petit ange Ayoub dit Lokman";

Mes sœurs et mes frères;

Toute ma famille;

Mes chers amis.

<<Mon Seigneur, me permettent d'être reconnaissant pour votre faveur que vous avez accordé sur moi et sur mes parents et à faire justice dont vous approuvez et moi par admettre votre merci dans vos serviteurs vertueux>>.

REMERCIEMENTS

Ce travail a été réalisé au laboratoire de mécanique et structures (LMS) de l'université de Guelma sous la direction de Monsieur le professeur YALLESE Mohamed Athmane. Je le remercie intensément pour m'avoir guidé efficacement pendant ces années de recherches en me faisant ainsi profiter de ses compétences, de ces conseils fructueux et de m'avoir permis de mener à terme cette thèse scientifique.

Je remercie également Monsieur le Professeur A/Aziz. AMIRAT professeur au département de Mécanique de l'université d'Annaba qui m'a fait le plaisir et l'honneur de présider le jury de ma thèse.

J'exprime toute ma gratitude au Monsieur les Docteurs: H. HAMADACHE, professeur au département de mécanique de l'université d'Annaba et A. BELBAH, MC/A au département de mécanique de l'université de Guelma, qui m'ont fait l'honneur d'être des examinateurs de ma thèse et pour leur collaboration durant l'examen de ce travail et leur participation à la soutenance.

Tous mes remerciements vont également à Monsieur le Docteur S. BELHADI, MC/B, au département de mécanique de l'université de Guelma pour leur participation au jury comme invité et qui a consacré de son cher temps à son évaluation.

Je remercie aussi Monsieur Aouici Hamdi docteur Ecole Nationale Supérieure de Technologie Rouiba (alger) et mon collègue le doctorant Ikhlas Meddour pour leurs soutiens et ces aides dans les différents stades de cette tâche.

Ce travail n'aurait pu aboutir sans le soutien de toute ma famille que je remercie d'une façon exceptionnelle.

Enfin, j'adresse mes sincères remerciements à toutes celles et tous ceux qui m'ont aidé à différents stades de ce travail *et particulièrement MM: F. FAREH. M^{ed} AIB, A/Aziz MADI.*

ملخص:

تعتبر أدوات الخزف و المعدلة هندسيا (Wiper) بمثابة تطور عظيم في مجال مواد القطع، فهي جد مستعملة أثناء خراطة القطع المعالجة حراريا. في هذا الاطار تستدرج هذه الدراسة .

فهي تخص دراسة تجريبية على العوامل المؤثرة على جهود القطع و حالات السطح (الخشونة) ثناء تشغيل الفولاذ (AISI 4140) المعالج حراريا تصل صلادته الى (60 HRC) وكذلك النمذجة والعملية تحسينية (une optimisation).
القسم الاول من العمل خصص لدراسة مقارنة النتائج القياسية من حيث حالات جهود القطع، السطح (الخشونة) لتصميم عاملي كامل (27 تجربة) (plan factoriel complet), وتأكل مختلف أدوات القطع المستعملة من الخزف مثل أدوات من نوع Wiper (CC6050WH , CC650WG) ، وأدوات الخزف الاتفاقية (CC650 , CC6050).

القسم الثاني يخص دراسة تأثيرات شروط القطع و شكل الاداة على جهود القطع و على حالات السطح (الخشونة) .

القسم الثالث يمثل دراسة احصائية لنتائج باستعمال تصميم تاكوشي (Taguchi) 18 تجربة . النتائج المحصل عليها لهذه الدراسة تجرنا الى انجاز نمذجة (une modélisation) و تحسين (une optimisation) باستعمال الطريقة الاحصائية تسمى بمساحة الاجوبة (RMS) مشتركة مع تقنية العملية التحسينية المتعددة الاجوبة (désirabilités) التي استعملت للحصول على القيم الحسنى لشروط القطع التي ينتج عنها قيم دنيا لخشونة السطح و جهود القطع.

المعادلات الرياضية النموذجية الموجودة تسمح لنا باستنتاج مدى تأثير كل عنصر من شروط القطع على النتائج.

تمثل المعادلات النموذجية مصلحة عظمية للصناعة، لأنها تسمح لنا باستنتاج الشروط الحسنى للتشغيل و اعداد جداول خاصة لهذا الاخير.

الكلمة المفتاحية: الخراطة الصلدة، خشونة السطح، اداة الخزف وبيار، جهود القطع، تصميم التجارب، تحسين.

RÉSUMÉ :

Les outils en céramique d'une géométrie Wiper sont considérés comme une évolution importante dans le domaine des matériaux de coupe, ils sont très utilisés en tournage des pièces traitées thermiquement. C'est dans ce cadre que s'inscrit cette étude. Elle concerne une investigation expérimentale sur les paramètres affectant les efforts de coupe et la rugosité de surface lors de l'usinage de l'acier AISI 4140 traités à 60 HRC ainsi qu'une modélisation et une optimisation.

La première partie de notre travail concerne une étude comparative entre les performances en termes d'effort de coupe, de rugosité de surface et d'usure des différentes céramiques de coupe utilisées telles que (les céramiques en Wiper CC6050WH, CC650WG, les céramiques conventionnelles CC6050, CC650).

La deuxième partie concerne une étude de l'influence des conditions de coupe sur les efforts de coupe (F_a , F_r et F_t) et les critères de rugosité de surface (R_a , R_z et R_t) pour un plan factoriel complet de (27 Essais).

La troisième partie présente une étude statistique des résultats pour un plan de Taguchi de 18 essais. Les résultats de cette étude aboutissent à une modélisation et une optimisation en utilisant la méthodologie de surface de réponse (MSR) associée à la technique d'optimisation des réponses multiples (désirabilités) qui sont utilisées pour trouver les valeurs optimales des paramètres de coupe par rapport aux objectifs de minimisation des valeurs des efforts de coupe et des critères de la rugosité de surface. Les modèles mathématiques déterminés, nous ont permis d'en déduire le degré d'influence de chaque élément du régime de coupe. Ces modèles représentent un intérêt industriel important, puisqu'ils permettent la détermination des conditions d'usinage optimales et l'élaboration des abaques.

Mots clés : Tournage dur, Efforts de coupe, Rugosité de surface, céramique Wiper, Plan d'expérience, Analyse de la variance (ANOVA), RMS, Optimisation.

ABSTRACT:

Ceramic tools are considered an important development in the field of cutting material; they are widely used in turning parts heat-treated. It is in this context that this study takes place. It relates to an experimental investigation of parameters affecting the cutting forces and the surface roughness during the machining of AISI 4140 steel treated to 60 HRC and a modeling and optimization.

The first part of our work is a comparative study of the performance in terms of cutting force of surface roughness and wears different cutting ceramics used as (ceramic Wiper CC6050WH, CC650WG and the conventional ceramic CC6050, CC650).

The second part concerns a study of the influence of cutting conditions on the cutting forces (F_a , F_r and F_t) and surface roughness criteria (R_a , R_z and R_t) for a full factorial design (27 tests) .

The third part presents a statistical study of the results for Taguchi plan 18 trials.

The results of this study lead to a modeling and optimization using response surface methodology (RSM) associated with the multiple responses optimization technique (desirability's) that are used to find the optimal values of the cutting parameters relative the goals of minimization criteria of the cutting force and surface roughness values. The determined mathematical models allowed us to infer the degree of influence of each element of the cutting regime. These models represent a significant industrial interest as they allow determination of optimal machining conditions and preparation of charts.

Keywords: Hard turning, cutting forces, surface roughness, ceramic wiper, Design of Experiment, Analysis of Variance (ANOVA), MSR, Optimization.

INDEX DES FIGURES

Figure I-1	Comparatif de coûts entre tournage dur et rectification [SAN 05]	8
Figure I-2	Plans et angles en main sur les outils courants : outil à chariotier droit [d'après NF E 66-502]	10
Figure I-3	Angles de coupe d'un outil simple [VAS 08]	11
Figure I-4	Exemple de l'évolution de l'angle de coupe avec les caractéristiques du matériau d'outil [Felder 1997].	11
Figure I-5	Incidence de l'angle de direction χ_r sur la longueur de coupe (L), et sur l'épaisseur du copeau (h)[FOR 07]	12
Figure I-6	Représentation de la pointe de l'outil (plans et angles en main sur un outil de chariotage) [HAB 06].	13
Figure I-7	Influence du rayon de bec d'outil sur la rugosité	14
Figure I-8	Influence de rayon de bec sur la rugosité	15
Figure I-9	influence de l'épaisseur de copeau minimum sur la formation du copeau	16
Figure I-10	bilan de forces exercées sur le copeau par l'arête de coupe	17
Figure I-11	Mécanismes d'usure en fonction de la température	20
Figure I-12	différents formes d'usure	21
Figure I-13	Défauts géométriques de la surface usinée [36]	22
Figure I-14	Principaux critères de la rugosité	23
Figure I-15	Sillons théoriques	24
Figure I-16	Paramètres de coupes qui influencent l'intégrité de surface en usinage, sous la forme d'un diagramme d'Ishikawa [VAS 08]	25
Figure I-17	Morphologie d'une surface chariotée théoriquement circulaire	26
Figure I-18	Composantes de l'effort de coupe [FNI 08]	28
Figure I-19	Effet de la micro géométrie d'arête sur la rugosité de surface pour différents d'avance et dureté [THI 99]	29
Figure I-20	Effet de la micro géométrie d'arête sur l'effort radial équivalent lors du tournage dur de l'acier AISI 52100 (57HRC) pour différents avance [THI 99]	30
Figure I-21	Effet de la géométrie de l'arête de coupe et la dureté sur la rugosité et l'effort radial ($f=0,2\text{mm/tr}$ et $L=203,2\text{mm}$) [O'ZEL 05]	31
Figure I-22	L'effet des conditions de coupe sur les facteurs de réponse: (a) la rugosité de surface (R_a) ; (b) la force tangentiel (F_v) et (c) la force radiale(F_r)[AOU 11]	32
Figure I-23	Pourcentage de contribution de chaque facteur (V , f et d) pour différentes réponses (F_a , F_r , F_r et R_a) [CHI 13].	33
Figure I-24	Optimisation facteurs de réponse multiple (R_a et R_t) [HES 13]	34
Figure I-25	Observation sur MEB de l'usure de l'outil (CC6050)	35
Figure I-26	Évolution l'usure de l'outil: (a) usure en dépouille (VB); (b) profondeur de cratère (KT)[ATT 12]	35
Figure I-27	Influence des paramètres de coupe sur R_a for la fonte blanche Avec une dureté de a) 50 HRC et b) 60 HRC [GUN 13]	36
Figure I-28	Effet de la profondeur de passe et le temps d'usinage sur puissance et pression de de coupe [GAI 09]	38
Figure I-29	Modèles de la rugosité en fonction des paramètres de coupe	39
Figure II-1	Tour parallèle modèle SN 40C	42
Figure II-2	Éprouvettes utilisées	43

Figure II-3	Four à chambre électrique pour le traitement thermique des éprouvettes	44
Figure II-4	Opérations de traitement thermique (a, b et c)	45
Figure II-5	Plaquettes de coupe utilisée	47
Figure II-6	Portes outils utilisées	47
Figure II-7	Plateforme KISTLER	48
Figure II-8	Machine pour la mesure de l'usure en dépouille (machine Visual 250)	50
Figure II-9	Interface de logiciel Visual Gage 2.2.0	51
Figure II-10	Mesure de rugosité sans démontage de la pièce	51
Figure II-11	Station AltiSurf® 500	52
Figure II-12	Chaine de mesure de la rugosité en 3D	54
Figure II-13	Domaine de variation du « facteur », constitué de toutes les valeurs comprises entre le niveau bas et le niveau haut	57
Figure II-14	Définition de l'espace expérimental	57
Figure II-15	Niveaux des facteurs définissant des points expérimentaux dans l'espace expérimental	58
Figure II-16	Définition du domaine d'étude par l'expérimentateur	58
Figure II-17	Définition de la surface de réponse	59
Figure II-18	Plan composite pour deux facteurs	60
Figure II-19	Lieu géométrique des points expérimentaux d'un plan de Box-Behnken à trois facteurs	61
Figure III-1	Evolution des efforts de coupe en fonction de la vitesse de coupe à $f = 0,08$ mm/tr; $a_p = 0,20$ mm pour les outils: CC6050WH, CC6050, CC650WG et CC650	69
Figure III-2	Comparaison entre les efforts enregistrés pour les quatre nuances de coupe pour $f = 0.08$ mm/tr et $a_p = 0.20$ mm, a) $V_c = 60$ m/min ; b) $V_c = 160$ m/min ; c) $V_c = 320$ m/min.	70
Figure III-3	Evolution des efforts de coupe en fonction de l'avance par tour à $V_c = 150$ m/min; $a_p = 0,20$ mm pour les outils : CC6050WH, CC6050, CC650WG et CC650	71
Figure III-4	Evolution des efforts de coupe en fonction de la profondeur de passe à $f = 0,08$ mm/tr ; $V_c = 150$ m/min pour les outils : CC6050WH, CC6050, CC650WG et CC650	74
Figure III-5	Evolution des pressions de coupe en fonction de la vitesse de coupe à $f = 0,08$ mm/tr ; $a_p = 0,20$ mm pour les outils : CC6050WH, CC6050, CC650WG et CC650	74
Figure III-6	Evolution des pressions de coupe en fonction de l'avance par tour à $V_c = 150$ m/min; $a_p = 0,20$ mm pour les outils : CC6050WH, CC6050, CC650WG et CC650	75
Figure III-7	Evolution des pressions de coupe en fonction de la profondeur de passe à $V_c = 150$ m/min; $f = 0,08$ mm /tr pour les outils : CC6050WH, CC6050, CC650WG et CC650	76
Figure III-8	<i>Evolution de la puissance de coupe en fonction des conditions de coupe, a) en fonction de V_c, b) en fonction de f, c) en fonction de a_p.</i>	78
Figure III-9	Evolution des rugosités en fonction de la vitesse de coupe à $f = 0,08$ tr/min ; $a_p = 0,20$ mm pour les outils : CC6050WH, CC6050, CC650WG et CC650	79
Figure III-10	Evolution des rugosités en fonction de l'avance par tour à $V_c = 150$ mm/min ; $a_p = 0,20$ mm pour les outils : CC6050WH, CC6050, CC650WG et CC650	80
Figure III-11	<i>Comparaison entre les rugosités enregistrés pour les quatre nuances à $V_c = 150$</i>	82

	<i>m/min, ap= 0,2 mm et t= 90 min: (a) f= 0,08 mm/tr (b) f= 0,12 (c) 0,16</i>	
Figure III-12	Evolution des rugosités en fonction de la profondeur de passe à $f = 0,08$ mm/tr ; $V_c = 150$ m/min pour les outils : CC6050WH, CC6050, CC650WG et CC650	83
Figure III-13	Evolution de l'usure des quatre plaquettes en fonction du temps d'usinage lors de l'usinage de l'acier 42CrMo4	85
Figure III-14	Morphologie de l'usure en dépouille VB en fonction du temps d'usinage pour $V_c = 150$ m/min, $f = 0,08$ mm/tr et $a_p = 0,20$ mm	87
Figure III-15	Cannelures formées sur la surface en dépouille de l'outil	88
Figure III-16	Micrographie de l'usure de l'acier X155CrMoV12 durcis à 50HRC avec $V_c = 180$ m/min ; $f = 0,08$ mm/tr [POU 03], (a) usure en dépouille, (b) microstructure de la pièce.	89
Figure III-17	Evolution des efforts de coupe en fonction de temps d'usinage à $V_c = 150$ m/min; $f = 0,08$ mm/tr; $a_p = 0,2$ mm pour les quatre plaquettes testées : CC6050WH, CC6050, CC650WG et CC650	91
Figure III-18	Comparaison entre les efforts de coupe enregistrés pour les quatre nuances à $V_c = 150$ m/min, $f = 0,08$ mm/tr ; $a_p = 0,20$ mm et $t = 90$ min	91
Figure III-19	Evolution des efforts de coupe en fonction de temps d'usinage à $V_c = 150$ m/min; $f = 0,08$ mm/tr; $a_p = 0,2$ mm pour les quatre plaquettes testées : CC6050WH, CC6050, CC650WG et CC650	93
Figure III-20	Comparaison entre les critères de rugosité pour les quatre nuances à $V_c = 150$ m/min, $f = 0,08$ mm/tr ; $a_p = 0,20$ mm et $t = 90$ min	94
Figure IV-1	Graphe de PARETO des effets des paramètres de coupe sur l'effort axial pour les quatre plaquettes de coupe testées	104
Figure IV-2	comparaison entre la géométrie du bec de la plaquette Wiper et conventionnelle [SAND 15]	106
Figure IV-3	Evolution de l'effort axial en fonction de V_c , f et a_p pour les quatre matériaux de coupe testés	107
Figure IV-4	Graphe de PARETO des effets des paramètres de coupe sur l'effort radial pour les quatre plaquettes de coupe testées	110
Figure IV-5	Evolution de l'effort radial en fonction de V_c , f et a_p pour les quatre matériaux de coupe testés	112
Figure IV-6	Graphe de PARETO des effets des paramètres de coupe sur l'effort tangentiel pour les quatre plaquettes de coupe testées	115
Figure IV-7	Evolution de l'effort tangentiel en fonction de V_c , f et a_p pour les quatre plaquettes de coupe testées	117
Figure IV-8	Courbes des valeurs expérimentales et estimées des efforts de coupe pour les quatre plaquettes testées	118
Figure IV-9	Courbes des valeurs de comparaison entre les composantes des efforts de coupe pour les quatre plaquettes testées	120
Figure IV-10	Graphe de PARETO des effets des paramètres de coupe sur la rugosité R_a pour les quatre plaquettes de coupe testées	124
Figure IV-11	Evolution de la rugosité R_a en fonction de V_c , f et a_p pour les quatre plaquettes de coupe testées	126
Figure IV-12	Effet de la géométrie de l'outil sur l'état de surface	127
Figure IV-13	Graphe de PARETO des effets des paramètres de coupe sur la rugosité R_z pour les quatre plaquettes de coupe testées	130

Figure IV-14	Evolution de la rugosité Rz en fonction de Vc, f et ap pour les quatre plaquettes de coupe testées	132
Figure IV-15	Graphe de PARETO des effets des paramètres de coupe sur la rugosité Rt pour les quatre plaquettes de coupe testées	135
Figure IV-16	Evolution de la rugosité Rt en fonction de Vc, f et ap pour les quatre plaquettes de coupe testées	137
Figure IV-17	Courbes des valeurs expérimentales et estimées des critères de rugosité pour les quatre plaquettes testées	138
Figure IV-18	Courbes des valeurs de comparaison entre les critères de rugosité pour les quatre plaquettes testées	139
Figure IV-19	topographie en 3D de l'état de surface pendant le tournage dur de l'acier 42CrMo4 avec la céramique conventionnelle CC6050 pour Vc = 115m/min et ap = 0,20 mm; a) f = 0,08 mm/tr et b) f = 0,14 mm/tr	141
Figure IV-20	topographie en 3D de l'état de surface pendant le tournage de l'acier 42CrMo4 avec céramique Wiper CC650 pour Vc = 115m/min et ap = 0,20 mm; a) f = 0,08 mm/tr et b) f = 0,14 mm/tr	141
Figure IV-21	topographie en 3D de l'état de surface pendant le tournage de l'acier 42CrMo4 avec céramique Wiper CC6050WH pour Vc = 115m/min et ap = 0,20 mm; a) f = 0,08 mm/tr et b) f = 0,14 mm/tr	141
Figure IV-22	topographie en 3D de l'état de surface pendant le tournage de l'acier 42CrMo4 avec céramique Wiper CC650WG pour Vc = 115m/min et ap = 0,20 mm; a) f = 0,08 mm/tr et b) f = 0,14 mm/tr	142
Figure V-1	Effet de l'avance par tour et de la profondeur de passe sur l'effort radial avec Vc = 150 m/min; Xr = 45 deg et r = 1,2 mm.	154
Figure V-2	Effet de la profondeur de passe et de l'angle de direction sur l'effort radial avec Vc = 150m/min; r = 1,2 mm et f = 0,12mm/tr.	155
Figure V-3	Effet de l'avance par tour et de l'angle de direction sur l'effort radial avec Vc = 150 m/min, r = 1,2mm et ap = 0,2mm.	156
Figure V-4	Effet du rayon et de l'avance par tour sur la rugosité de surface avec Vc= 150 m/min; Xr=45 deg et ap = 0,2mm.	156
Figure V-5	Effet du rayon de l'outil et de l'angle de direction sur la rugosité de surface avec Vc = 150 m/min; f = 0,12 mm/tr et ap = 0,2 mm.	157
Figure V-6	Effet du rayon et de la profondeur de passe sur la rugosité de surface avec Vc= 150 m/min, Xr= 45 deg et f= 0,12mm/tr.	158
Figure V-7	Comparaison entre les valeurs expérimentales et prédites pour l'effort radial (Fr)	159
Figure V-8	Comparaison entre les valeurs expérimentales et prédites pour la rugosité de surface (Ra)	160
Figure V-9	graphe d'optimisation des réponses multiples (Fr et Ra)	164
Figure V-10	Graphique des effets principaux de χ_r , Vc, f, ap et r sur l'effort radial (Fr).	168
Figure V-11	Graphique des effets principaux de χ_r , Vc, f, ap et r sur ratio S/B (Ra).	169

INDEX DES TABLEAUX

Tableau I.1	Comparaison d'état de surface entre tournage dur et la rectification	8
Tableau I.2	Influence de l'angle de direction sur certains paramètres de la coupe [VAS 08]	13
Tableau I.3	Mécanisme et forme d'usure	19
Tableau I.4	Analyse de la variance (ANOVA) pour l'effort radial (Fr) [AOU 11]	32
Tableau II.1	Composition chimique de l'acier 42CrMo4	43
Tableau II.2	Conditions de traitement thermique	44
Tableau II.3	Caractéristiques du four électrique	44
Tableau II.4	Informations relatives aux matériaux de coupe utilisés	45
Tableau II.5	Caractéristiques des portes plaquettes utilisées	47
Tableau II.6	Plans composites	61
Tableau II.7	Plans de Box-Behnken	61
Tableau II.8	Plans hybrides	62
Tableau II.9	Plans de Doelhart	62
Tableau II.10	Matrice de planification pour un plan 3^3	63
Tableau II.11	Matrice de planification de Taguchi L18 ($1^2 \times 4^3$)	65
Tableau II.12	Conditions de coupe pour les essais d'effort de coupe et de rugosité	66
Tableau II.13	Conditions de coupe pour les essais d'usure	66
Tableau II.14	Conditions de coupe pour un plan 3^3	66
Tableau II.15	Conditions de coupe pour matrice de Taguchi L18	66
Tableau IV-1	Résultats des efforts de coupe pour les quatre plaquettes testées en fonction des différentes combinaisons des conditions de coupe	100
Tableau IV-2	Analyse de la variance (ANOVA) de l'effort axial pour les deux plaquettes de céramique revêtu testées	102
Tableau IV-3	Analyse de la variance (ANOVA) de l'effort axial pour les deux plaquettes de céramique non revêtue testées	103
Tableau IV-4	Analyse de la variance (ANOVA) de l'effort radial pour les deux plaquettes de céramique revêtue testées	108
Tableau IV-5	Analyse de la variance (ANOVA) de l'effort radial pour les deux plaquettes de céramique non revêtu testées	109
Tableau IV-6	Analyse de la variance (ANOVA) de l'effort tangentiel pour les deux plaquettes de céramique revêtu testées	113
Tableau IV-7	Analyse de la variance (ANOVA) de l'effort tangentiel pour les deux plaquettes de céramique non revêtu testées	114
Tableau IV-8	Résultats des rugosités de surface pour les quatre plaquettes testées en fonction des différentes combinaisons des conditions de coupe	121
Tableau IV-9	Analyse de la variance (ANOVA) de la rugosité Ra pour les deux plaquettes de céramique revêtue testées	122
Tableau IV-10	Analyse de la variance (ANOVA) de la rugosité Ra pour les deux plaquettes de céramique non revêtue testées	123
Tableau IV-11	Analyse de la variance (ANOVA) de la rugosité Rz pour les deux plaquettes de céramique revêtue testées	128

Tableau IV-12	Analyse de la variance (ANOVA) de la rugosité Rz pour les deux plaquettes de céramique non revêtue testées	129
Tableau IV-13	Analyse de la variance (ANOVA) de la rugosité Rt pour les deux plaquettes de céramique revêtue testées	133
Tableau IV-14	Analyse de la variance (ANOVA) de la rugosité Rt pour les deux plaquettes de céramique non revêtue testées	134
Tableau IV-15	Conditions d'optimisation	145
Tableau IV-16	Optimisation par MSR sur les composantes des efforts de coupe et les trois critères de rugosité	146
Tableau IV-17	Les paramètres de coupe optimaux	146
Tableau V-1	Résultats expérimentaux de l'effort radial et de la rugosité de surface selon le plan Taguchi L18	151
Tableau V-2	Analyse de la variance (ANOVA) pour l'effort de coupe (Fr).	152
Tableau V-3	Analyse de la variance (ANOVA) pour la rugosité de surface (Ra)	153
Tableau V-4	Comparaison entre l'effort radial expérimental et prédite	159
Tableau V-5	Comparaison entre la rugosité de surface expérimentale et prédite	160
Tableau V-6	Les contraintes pour l'optimisation des paramètres d'usinage	163
Tableau V-7	Optimisation des réponses Fa et Ra.	164
Tableau V-8	Résultats expérimentaux de Fr et Ra les ratios Signal/Bruit (S/B)	166
Tableau V-9	Moyenne des ratios S/B (Fr) pour chaque niveau des facteurs.	168
Tableau V-10	Moyenne des ratios S/B (Ra) pour chaque niveau des facteurs	168
Tableau V-11	Validation expérimentale pour Fr	170
Tableau V-12	Validation expérimentale pour Ra	170

TABLE DES MATIÈRES

NOMENCLATURE	1
INTRODUCTION GENERALE	2
CHAPITRE I	
I.1. INTRODUCTION	5
I.2. TOURNAGE DUR	6
I.2.1 Définition du TD	6
I.2.2 Avantages du TD	7
I.2.3 Objectif du TD	7
I.2.4 Comparaison entre le tournage dur et la rectification	7
I.3. GEOMETRIE DES OUTILS DE TOURNAGE	8
I.3.1. Définitions des principaux plans et angles de l'outil (NF E 66-503)	9
I.3.1.1 Les plans de coupe	9
I.3.1.2 les angles de l'outil de coupe	10
I.3.2. Caractéristiques géométriques de la pointe d'outil	13
I.3.2.1 Rayon de bec et angle de taillant	14
I.3.2.2 Rayon de bec détermine la résistance du bec d'outil	14
I.3.2.3 Rayon de bec conditionne la rugosité de la surface	14
I.3.3. Le choix de l'épaisseur de coupeau minimum	15
I.4. USURE D'OUTIL DE COUPE	18
I.4.1 Généralités	18
I.4.2 Influence des paramètres de coupe sur l'usure	18
I.4.3 Mécanisme et forme d'usure	19
I.5. RUGOSITE DE SURFACE	21
I.5.1 Principaux défauts de la rugosité	21
I.5.1.1 Défauts macro géométriques (défauts globaux)	21
I.5.1.2 Défauts micro géométriques (défauts locaux)	22
I.5.2 Principaux critères d'états de surface	22
I.5.3 Évaluation de la rugosité	23
I.5.4 Paramètres influençant la qualité de surface	25
I.5.5 Caractérisation tridimensionnelle des états de surface	25
I.5.5.1 Hétérogénéité et anisotropie des surfaces	25
I.6. EFFORTS DE COUPE	26
I.6.1 Définition l'effort de coupe	27
I.6.2 Intérêt de mesure des efforts de coupe	28
1.7. ETAT DE L'ART SUR LE TOURNAGE DES ACIERS DURCIS	28
CHAPITRE II	
II.1. INTRODUCTION	41
II.2. BANC D'ESSAIS ET EQUIPEMENT DE MESURE	42
II.2.1 Machine-outil	42
II.2.2 Matériau utilisé pour les essais d'usinage	43
II.2.3 Traitement thermique des éprouvettes	44
II.2.4 Plaquettes de coupe	45
II.2.5 Portes outils	47
II.2.6 Dynamomètre pour la mesure des efforts de coupe	47
II.2.7 Microscope pour la mesure de l'usure en dépouille (machine Visual250)	48

II.2.8	Rugosimètre pour la mesure de la rugosité (2D)	51
II.2.9	Station AltiSurf pour la mesure la rugosité en 3D	52
II.2.9.1	Présentation	52
II.2.9.2	Vue d'ensemble	53
II.3.	PLANIFICATION DES EXPERIENCES	54
II.3.1	Méthode unifactorielle	54
II.3.2	Méthode multifactorielle	55
II.3.3	Différents types des plans d'expériences	56
II.3.4	Plans pour surfaces de réponse	59
II.3.5	Plan utilisé pour la méthode multifactorielle	62
II.3.6	Méthode de Taguchi	64
II.4.	CONDITIONS EXPERIMENTALES.	66
II-5.	CONCLUSION.	66
	CHAPITRE III	67
III.1.	INTRODUCTION.	68
III.2.	EVOLUTION DES EFFORTS DE COUPE	68
III.2.1	Influence de la vitesse de coupe	68
III.2.2	Influence de l'avance	70
III.2.3	Influence de la profondeur de passe	71
III.3.	EVOLUTION DE LA PRESSION DE COUPE.	72
III.3.1	Influence de la vitesse de coupe	73
III.3.2	Influence de l'avance	74
III.3.3	Influence de la profondeur de passe	75
III-4.	EVOLUTION DE LA PUISSANCE DE COUPE EN FONCTION DES CONDITIONS DE COUPE	76
III.5.	EVOLUTION DE LA RUGOSITE DE SURFACE.	78
III.5.1	Influence de la vitesse de coupe	78
III.5.2	Influence de l'avance	79
III.5.3	Influence de la profondeur de passe	82
III.6.	ÉVOLUTION DE L'USURE EN DEPOUILLE.	83
III.6.1	Mode et progression de l'usure en dépouille des outils	84
III.6.2	Mécanismes d'usure	86
III.6.3	Cannelures	88
III.6.4	Evolution des efforts de coupe en fonction du temps	89
III.6.5	Evolution des critères de rugosité en fonction du temps	92
III.7.	CONCLUSION PARTIELLE.	95
	CHAPITRE IV	96
IV.1	INTRODUCTION.	97
IV.2	MODELISATIONDES EFFORTS DE COUPE EN FONCTION DES PARAMETRES D'USINAGE.	98
IV.2.1	Analyse de la variance (ANOVA) pour l'effort axial (Fa)	101
IV.2.2	Facteurs influents (Graphe de Pareto)	103
IV.2.3	Analyse de régression : Fa en fonction de Vc; f et ap	105
IV.2.4	Analyse de la variance (ANOVA) pour l'effort radial (Fr)	108
IV.2.5	Facteurs influents (Graphe de Pareto)	110
IV.2.6	Analyse de régression : Fr en fonction de Vc; f et ap	110
IV.2.7	Analyse de la variance (ANOVA) pour l'effort tangentiel (Ft)	113

IV.2.8	Facteurs influents (Graphe de Pareto)	115
IV.2.9	Analyse de régression : Ft en fonction de Vc; f et ap	115
IV.3	COMPARAISON ENTRE LES VALEURS EXPERIMENTALES ET ESTIMEES.	118
IV.4	COMPARAISON ENTRE LES RESULTATS DES EFFORTS DE COUPE DES DEFFIRENTS PLAQUETTES DE COUPE	118
IV.5	MODELISATIONDE LA RUGOSITE DE SURFACE EN FONCTION DES PARAMETRES D'USINAGE.	120
IV.5.1	Analyse de la variance (ANOVA) pour la rugosité Ra	122
IV.5.2	Facteurs influents (Graphe de Pareto)	124
IV.5.3	Analyse de régression : Ra en fonction de Vc; f et ap	124
IV.5.4	Analyse de la variance (ANOVA) pour la rugosité Rz	127
IV.5.5	Facteurs influents (Graphe de Pareto)	129
IV.5.6	Analyse de régression : Rz en fonction de Vc; f et ap	130
IV.5.7	Analyse de la variance (ANOVA) pour la rugosité Rt	133
IV.5.8	Facteurs influents (Graphe de Pareto)	135
IV.5.9	Analyse de régression : Rt en fonction de Vc; f et ap	135
IV.6	COMPARAISON ENTRE LES VALEURS EXPERIMENTALES ET ESTIMEES.	138
IV.7	COMPARAISON ENTRE LES RESULTATS DES CRITERS DE RUGOSITE DES DEFFIRENTES PLAQUETTES DE COUPE	138
IV.8	TOPOGRAPHIE DES SURFACES EN 3D	140
IV.8	OPTIMISATION DES CONDITIONS DE COUPE.	143
IV.10	CONCLUSION PARTIELLE	147
	CHAPITRE V	148
V.1.	INTRODUCTION	149
V.2	PLANIFICATION EXPERIMENTALE.	149
V.3	Résultats des essais de la composante de l'effort de coupe (Fr) et la rugosité (Ra)	150
V.4	INTERPRETATION DES RESULTATS	151
V.4.1	Analyse ANOVA pour Fr	151
V.4.2	Analyse ANOVA pour Ra	152
V.4.3	Modèles de régression de l'effort radial et de la rugosité de surface en fonction des paramètres de coupe et la géométrie de l'outil	153
V.4.4	Surfaces de réponses	154
V.4.5	Comparaison entre l'effort radial expérimental et prédit (estimé)	158
V.4.6	Comparaison entre le critère de la rugosité expérimentale et prédite (estimée)	159
V.5	OPTIMISATION DES PARAMETRES DE COUPE	159
V.6	ANALYSE PAR LA METHODE DE TAGUCHI.	164
V.6.1	Analyse des effets moyens des niveaux des facteurs	167
	V.6.1.1. Analyse des effets principaux sur l'effort radial (Fr)	167
	V.6.1.2. Analyse des effets principaux sur la rugosité surface (Ra)	168
V.6.2	Validation des résultats	169
V.7	CONCLUSION PARTIELLE.	171
	CONCLUSIONS GENERALES	172
	REFERENCES BIBLIOGRAPHIQUES	175
	ANNEXES.	181

NOMENCLATURE

AD :	Section de copeau non déformé (mm ²).
ANOVA :	Analyse de variance.
γ :	Angle d'attaque (degré).
α :	Angle de dépouille principal (degré).
λ :	Angle d'inclinaison de l'arête tranchante (degré).
h_{min}	Épaisseur de copeau minimum
r_{ε}	Rayon du bec de l'outil
ap :	Profondeur de passe (mm).
f :	Avance par tour (mm/tr).
F :	Effort de coupe résultant (N).
$F_a (F_x)$:	Effort de coupe axial (N).
$F_r (F_y)$:	Effort de coupe radial (N).
$F_v (F_z)$:	Effort de coupe tangentiel (N).
h	Épaisseur de copeau non déformé
HRC :	Dureté Rockwell.
HV:	Dureté Vickers.
K :	Pression (effort spécifique) de coupe (N/mm ²).
K_a :	Pression (effort spécifique) de coupe axiale (N/mm ²).
K_r :	Pression (effort spécifique) de coupe radiale (N/mm ²).
K_v :	Pression (effort spécifique) de coupe tangentielle (N/mm ²).
P_c :	Puissance de coupe (Watt).
MSR:	Méthodologie de surface de réponse.
P_{fe}	Plan de travail
P_{pe}	Plan vers l'arrière en travail
P_r	Plan de référence en travail
P_{se}	Plan d'arête en travail
R^2 :	Coefficient de détermination.
R_a :	Rugosité moyenne arithmétique (μm).
R_t :	Rugosité totale (μm).
R_z :	Profondeur moyenne de la rugosité (μm).
r_{ε} :	Rayon de bec de l'outil (mm).
t :	Temps d'usinage (min).
VB:	Usure en dépouille (mm).
V_c :	Vitesse de coupe (m/min).
χ_r :	Angle de direction principal (degré).

INTRODUCTION GENERALE

La visée économique des coûts de fabrication et des exigences techniques sur l'usinage des matériaux durs infligent la maîtrise globale et l'optimisation du procédé de fabrication. En comparant avec les méthodes expérimentales classiques, l'utilisation des méthodes statistiques deviennent les meilleures méthodes qui permettent d'achever à une prédétermination efficace du processus techniquement et économiquement crédible. Elles permettent de bien définir la gamme de fabrication des pièces mécaniques, et de prévoir le comportement de l'outil lors de l'usinage, ce qui facilite par la suite la compréhension et la maîtrise des phénomènes mis en jeu dans un temps très réduit. Pour cette raison, l'industrie mécanique demande depuis de nombreuses années des outils de prédétermination des opérations d'usinage afin de dimensionner correctement leurs installations de production.

En conséquence Les plaquettes en céramiques de la forme géométrique en Wiper sont considérés comme une évolution importante dans le domaine des matériaux de coupe, elles sont très utilisées en tournage des pièces traitées thermiquement et elles peuvent établir la demande des industrielles. Les différents paramètres de la coupe, à savoir le matériau, la forme, le revêtement et la géométrie de l'outil comme (Wiper) et les conditions de coupe influent sur l'usinabilité des matériaux. De plus, les méthodes d'usinage avancées ont amélioré significativement la productivité de l'opération d'usinage des matériaux durcis. La difficulté expérimentale, en termes de coût, qualité et délais, sera de trouver une combinaison entre les différents paramètres assurant une bonne productivité.

Ces constatations nous ont conduits à développer des travaux de recherche ayant pour objectifs :

- L'étude de l'effet de la géométrie de l'outil et des conditions de coupe en tournage sur les performances de l'usinage (les efforts de coupe, la rugosité de surface et l'usure d'outil) de l'acier faiblement allier (AISI 4140) lors du tournage dur avec des plaquettes céramiques en Wiper et conventionnelle , revêtue et non revêtue en utilisant les techniques statistiques.
- La modélisation et optimisation des paramètres technologiques de l'usinage (efforts de coupe et la rugosité de surface) en fonction des paramètres de coupe qui ont un effet significatif on utilisant la méthodologie des plans d'expériences.

- Les travaux réalisés dans le cadre de cette thèse s'articulent autour de cinq chapitres: **Le premier chapitre** présente une synthèse bibliographique sur le tournage dur des matériaux métalliques en général. Ensuite on a examiné les phénomènes régissant le processus de coupe en particulier, l'usure des outils, les efforts de coupe, et la rugosité de surface. Une autre partie exposée dans ce chapitre et qui concerne les travaux de recherche relatifs au tournage des aciers durcis avec différentes plaquettes de coupe en céramique (Wiper et non Wiper), ainsi que l'utilisation des plans d'expérience et les méthodes statistiques d'optimisation.

Dans **le deuxième chapitre**, nous exposons les équipements utilisés et les conditions expérimentales. Les dispositifs de mesure et le couple outil-matière sont présentés d'une manière précise avec les détails nécessaires pour l'étude expérimentale de la coupe.

Les aspects théoriques et opératoires des méthodes mathématiques statistiques des plans d'expérience sont également exposés.

Le **troisième chapitre**, est consacré à une étude comparative sur les performances des outils céramique en Wiper et conventionnel. Cette étude concerne l'influence des paramètres de coupe sur les efforts de coupe, l'effort spécifique, la rugosité de surface et la puissance de coupe lors de l'usinage à sec sur l'acier *42CD4(42CrMo4)* par quatre matériaux de coupe (CC6050WH, CC650WG, CC6050 et CC650). Nous présentons également les résultats de l'évolution de l'usure des outils en fonction du temps et aussi son impact sur l'évolution des composantes de l'effort de coupe et sur la rugosité de surface. Les résultats obtenus permettent de définir les performances des matériaux de coupe utilisés et les conditions de coupe adéquates pour optimiser le processus de coupe relatif à cet acier.

Ainsi Dans le quatrième chapitre, on présente l'étude et l'analyse statistique de la variance (ANOVA) des résultats afin de développer les modèles mathématiques des facteurs de réponse (efforts de coupe et la rugosité de surface) en fonction les paramètres de coupe (la vitesse de coupe, l'avance par tour et la profondeur de coupe) lors de l'usinage avec les outils céramiques en Wiper et conventionnel, revêtue et non revêtue (CC6050WH, CC6050, CC650WG et CC650).

Le plan d'expériences choisi dans ce chapitre est le plan factoriel complet (L_{27}). Le logiciel (Design Expert version 8) est utilisé pour déterminer les valeurs les constantes des modèles ainsi que les coefficients de détermination. Le logiciel (Matlab 9) est aussi utilisé pour la présentation des courbes des paramètres technologiques en fonction des paramètres de coupe en 3D. Une analyse a été fait avec le graphe de Pareto qui a permet d'évaluer les

effets principaux des paramètres ainsi que ceux de leurs interactions sur le facteur étudié. Une représentation des topographies en 3D des surfaces usinées lors de tournage dur de l'acier 42CrMo4 (60 HRC), sont visualisés sous forme isométriques. Dans ce chapitre nous présentons une comparaison entre les résultats obtenus par les équations de prédictions et les mesures expérimentale. Finalement, nous présentons l'approche de la fonction désirabilité pour la détermination des conditions de coupes optimales.

Dans le cinquième chapitre nous avons appliqué l'optimisation mono objective, en utilisant la méthode de Taguchi d'une part et d'une autre part nous avons présenté les modèles mathématiques de régression. Le plan utilisé dans ce chapitre est celui de Taguchi (L_{18}), pour étudier l'effort radial (F_r) et la rugosité de surface (R_a) en fonction des conditions de coupe et de la géométrie de l'outil vitesse de coupe, avance par tour, la profondeur de passe, l'angle de direction principale χ_r et le rayon du bec de l'outil). Le logiciel (MINITAB 16) est utilisé pour déterminer valeurs des coefficients de corrélation et les constantes associées aux modèles.

Dans ce chapitre on présente aussi l'approche de la fonction désirabilité pour la détermination des conditions de coupes optimales. Ainsi, les valeurs optimales des paramètres de coupe par rapport aux objectifs de minimisation ont été calculées.

La dernière partie présente les conclusions de ce travail et les perspectives ouvertes par cette étude.

CHAPITRE

I

ÉDUDE BIBLIOGRAPHIQUE

I.1. INTRODUCTION

L'enlèvement de matière par outil coupant occupe toujours une place éminente parmi les procédés de mise en forme des matériaux. La forte concurrence industrielle impose aux fabricants de fournir des produits de plus en plus performants à moindre coût. Bénéficier de l'innovation technologique est le meilleur moyen de répondre au besoin d'amélioration des procédés industriels existants. Les machines-outils, les matières à usiner et les logiciels CFAO, évoluent et les outils de coupe doivent suivre cette évolution. Il faut développer leur connaissance par la caractérisation de leurs comportements mécaniques et chimiques, afin de conserver le processus de coupe compétitif grâce aux gains de productivité et de qualité et de rationaliser les opérations coûteuses telles que les opérations d'usinage. De ce fait, il est important pour les industriels de relier des liens étroits avec les organismes de recherche.

I.2. TOURNAGE DUR

La trempe des pièces en acier est pratiquée depuis longtemps pour augmenter leur résistance à l'usure. Ce procédé nécessite d'avoir recours à la rectification pour la finition de ces pièces, un procédé fiable, mais qui n'a pas que des avantages. Le tournage dur est néanmoins aujourd'hui en train de gagner du terrain. Peu à peu, cette technologie se répand dans les ateliers au détriment de la rectification.

I.2.1. Définition du tournage dur (TD)

Le tournage dur est un procédé récent dans son utilisation. Il se définit comme une opération de tournage sur des aciers traités thermiquement d'une dureté supérieure à 45 HRC. Ce procédé s'impose comme un concurrent sérieux de la rectification. Il vient compléter, et parfois remplacer, la rectification conventionnelle qui est considéré 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. On espère qu'ainsi le tournage dur éliminera ce qui est un des goulots d'étranglement des ateliers. Ce procédé remet en cause la méthodologie appliquée à une gamme de fabrication [REM01]. L'arrivée sur le marché de matériaux de coupe super-durs tels que le nitrure de bore cubique (CBN) et les céramiques à base d'oxyde d'aluminium, ainsi que de nouvelles machines plus performantes, font du tournage dur un processus de fabrication crédible pour la production en grandes séries.

I.2.2. Avantages du TD

Aujourd'hui, le tournage dur est bien accepté et tout à fait en mesure de répondre aux objectifs de productivité de l'industrie visant à une meilleure qualité de pièces finies et une réduction des temps d'usinage. Dans l'industrie automobile, le tournage dur est tout particulièrement compétitif. Les exigences croissantes de productivité et de réduction des coûts ont amené les constructeurs à réaliser le tournage des composants de boîtes de vitesses et de transmissions à l'état trempé.

Les constructeurs conçoivent désormais ces pièces dans l'objectif du tournage dur et non plus de la rectification.

Le succès du tournage dur ne repose pas uniquement sur les pièces et les outils de coupe. Il dépend en fait de l'environnement machine dans son ensemble. À commencer, entre autres, par les opérations d'usinage préalables qui doivent créer les meilleures conditions possibles à la finition par tournage dur de la matière trempée. [SAN05]

I. 2.3. Objectif du TD

L'objectif du tournage dur (TD) est que les pièces en acier de dureté élevée soient finies en tournage et sans rectification. Le tournage dur permet d'obtenir de bons états de surfaces. Les premières appréciations montrent que la rugosité peut descendre jusqu'à des Ra de 0,15 μm , approchant les valeurs obtenues en rectification inférieures à 0,15 μm . Les tolérances dimensionnelles peuvent atteindre des qualités 6 avec des tolérances géométriques très précises. Des défauts de circularité inférieure à 1 μm peuvent être observés [HAB06].

I.2.4. Comparaison entre le tournage dur et la rectification

Le tournage dur est une méthode d'usinage à un seul point de contact qui permet d'usiner des contours complexes sans avoir recours aux meules de forme coûteuses que nécessite la rectification à points de contact multiples. Le tournage dur permet en outre de réaliser plusieurs opérations en un seul montage avec pour aboutissement une excellente précision de positionnement, moins de manipulations et une baisse des risques d'endommagement des pièces (Tableau I-1). L'environnement est également bénéficiaire puisque cette méthode élimine les boues engendrées par la rectification et ne nécessite pas d'arrosage. Au final, le tournage dur réduit les coûts machine et permet une meilleure maîtrise de la production, des rendements plus élevés et une meilleure qualité de la pièce

finie (Figure I-1). Tous ces avantages mis bout à bout, il est évident que les économies engendrées par l'adoption du tournage dur sont considérables.

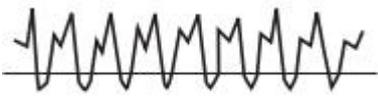
Usinage des surfaces	 Tournage	 Rectification
Méthode	Un seul point de contact	Contact multi-pointe
Profil	Régulier, un seul	Irrégulier, multiples
Contrainte résiduelle	Compression	Compression
Profil de surface		

Tableau I-1: Comparaison d'état de surface entre tournage dur et la rectification [SAN 05]

La production d'une pièce finie de haute qualité et précision dimensionnelle dépend non seulement de la stabilité de la machine mais aussi de la rigidité du montage et de la stabilité thermique. Une rigidité et stabilité machine élevées minimiseront l'impact de la variation des efforts de coupe sur la surface produite. La précision de guidage et de positionnement du chariot est également un important critère à prendre en considération lors du choix des machines destinées au tournage dur. En toute logique, plus la stabilité du concept machine dans son ensemble sera élevée, plus les tolérances des pièces seront serrées.

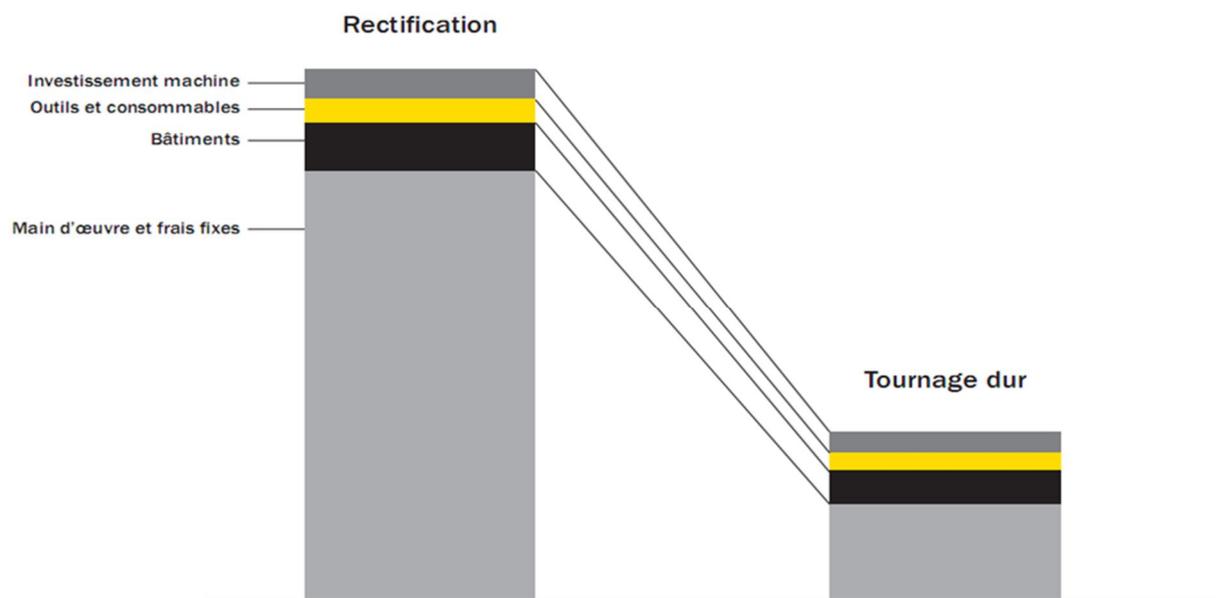


Figure I-1: Comparatif de coûts entre tournage dur et rectification [SAN 05]

La stabilité thermique de la machine est également un élément à prendre en considération. Quel que soit l'endroit sur la machine où il y a production de chaleur, cela influe sur les tolérances de la pièce. Il faut donc en avoir une parfaite maîtrise. Évacuer la chaleur en refroidissant la broche ou éloigner les copeaux brûlants de la machine se traduira par de meilleures tolérances. Si tous les paramètres de stabilité machine, outils et température sont pris compte, alors l'obtention de la qualité de pièces finies sera équivalente à celle obtenue en rectification.

I.3. GEOMETRIE DES OUTILS DE TOURNAGE

Le choix des paramètres présentés de coupe dépend directement de l'outil de coupe (nuances, géométries...), du matériau à usiner, de la nature de l'opération à réaliser et du produit final (état de surface, contraintes internes, changement de phase...). Dans ce qui suit, nous ne présenterons que les paramètres d'outils de coupe essentiels à cette étude. Pour les décrire, il est essentiel de donner les différents angles caractéristiques de l'outil. Ces derniers sont définis par les plans de référence dans le système de l'outil en main sur un outil de chariotage (Figure I-2).

I.3.1. Définitions des principaux plans et angles de l'outil (NF E 66-503)

I.3.1.1. *Les plans de coupe*

- plan de référence en travail, (P_r): plan perpendiculaire au point considéré de l'arête, à la direction de la vitesse résultante de coupe, c'est-à-dire à la direction instantanée du mouvement résultant du mouvement de coupe et du mouvement d'avance simultanés en ce point ;
- plan d'arête en travail, (P_{se}): plan tangent à l'arête, au point considéré, et perpendiculaire sur le plan de référence en travail (P_r). Ce plan contient la direction de la vitesse résultante de coupe ;
- plan de travail, (P_{fe}): plan contenant la direction de la vitesse de coupe et la direction de la vitesse d'avance au point considéré de l'arête. Ce plan est perpendiculaire sur le plan de référence en travail (P_r);
- plan vers l'arrière en travail, (P_{pe}): plan perpendiculaire sur le plan de référence en travail (P_r) et sur le plan de travail (P_{fe}), au point considéré de l'arête.

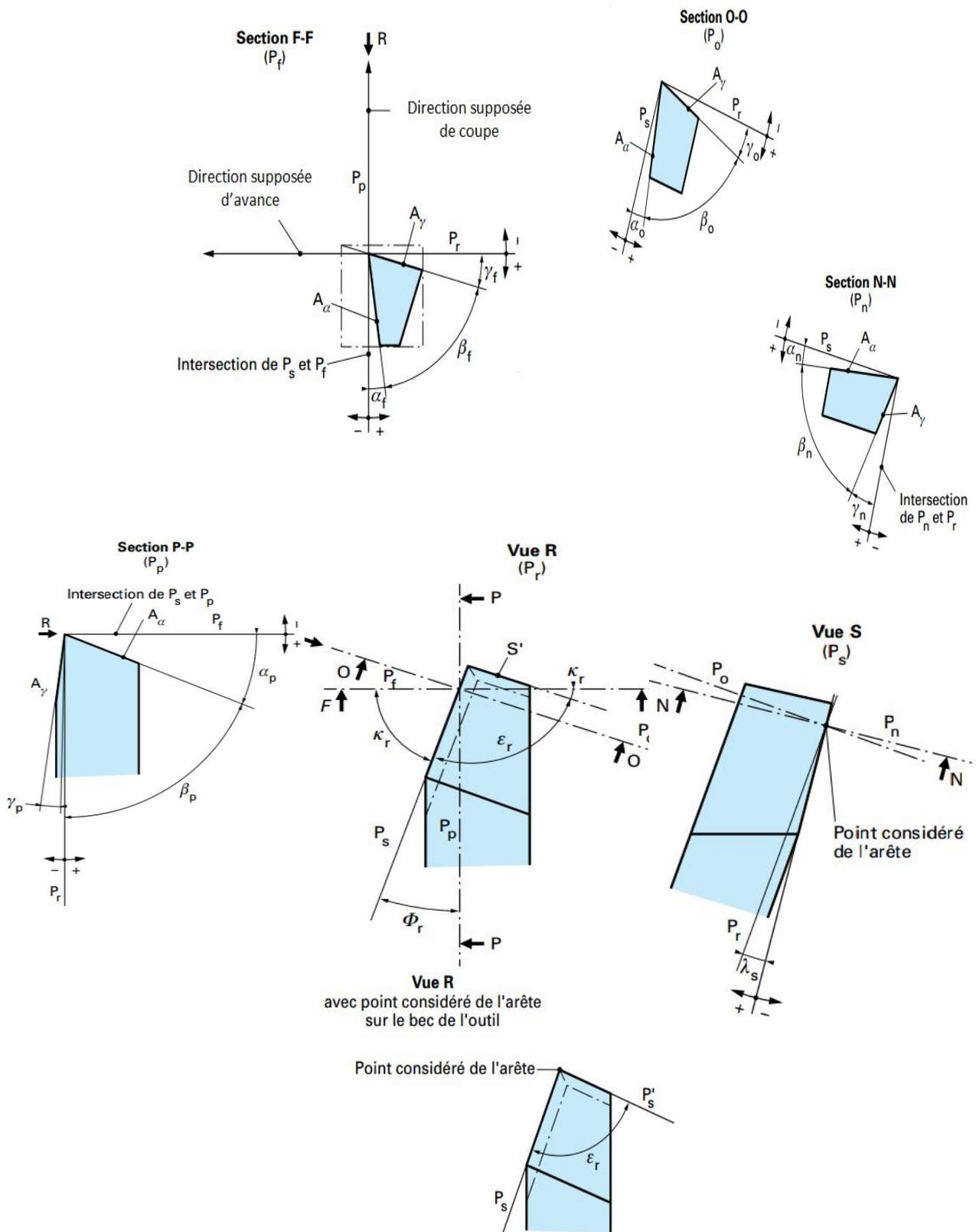


Figure I-2: Plans et angles en main sur les outils courants : outil à charioter droit [d'après NF E 66-502]

I.3.1.2. les angles de l'outil de coupe

Il est aussi important de comprendre l'influence des différents angles de taillage, de dépouille, ou d'attaque. Ils sont illustrés sur la figure I-3.

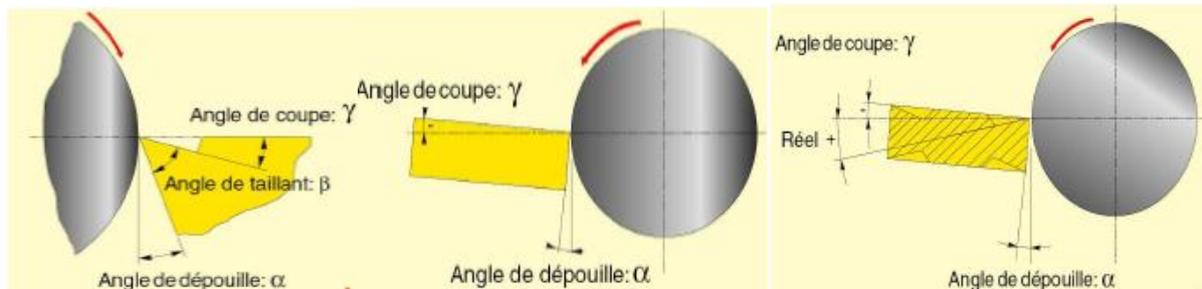


Figure I-3: Angles de coupe d'un outil simple [VAS08]

- Angle d'inclinaison d'arête (λ_s): l'angle d'inclinaison d'arête est l'angle formé entre l'arête de coupe et le plan de référence (P_r) dans le plan (P_s)(Figure I-2).
- Angle d'attaque (Angle de coupe γ): l'angle de coupe et l'angle de dépouille (α) sont liés à la géométrie de l'outil qui à son tour dépend fortement de la nature du couple outil-matière et des conditions de coupe. L'angle de coupe, c'est l'angle qui se trouve entre la face de coupe et le plan de référence (P_r) dans le plan (P_f)(Figure I-3). Il est déterminant dans la formation du copeau. L'angle de coupe affecte la capacité de l'outil à cisailier le matériau à usiner. Il peut être positif, négatif ou nul (Figure I-4). Les angles de coupe positifs réduisent les efforts de coupe, tandis que des angles de coupe négatifs apportent de la robustesse à l'arête de coupe de l'outil. Sa valeur se trouve généralement entre -5° et $+5^\circ$, quelquefois entre -10° et $+10^\circ$ et plus rarement entre -20° et $+20^\circ$ [LER93].

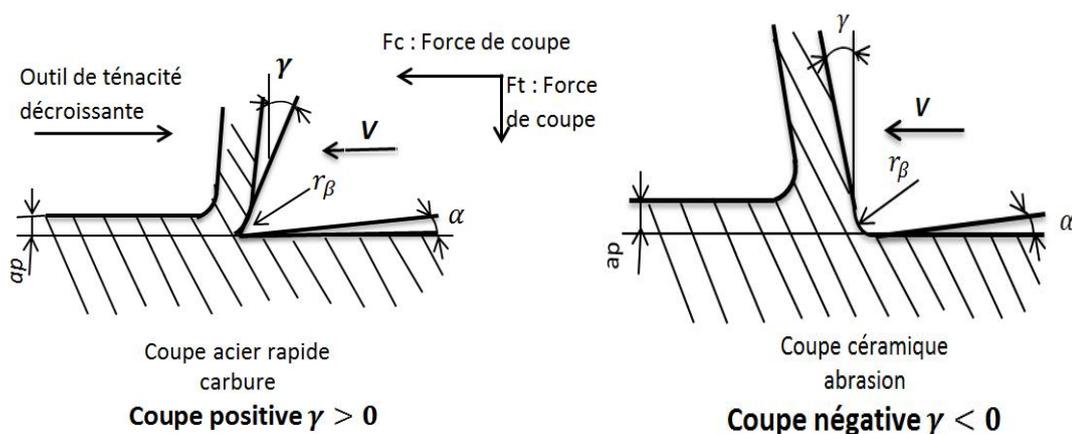


Figure I-4: Exemple de l'évolution de l'angle de coupe avec les caractéristiques du matériau d'outil [FEL97]

- l'angle de dépouille (α): l'angle de dépouille quant à lui est l'angle formé entre la face de dépouille de l'outil et le plan (P_s) perpendiculaire sur le plan de référence (P_r) (Figure I-3). Il intervient aussi dans le frottement entre la pièce et l'outil.
- Angle de taillant (β): c'est l'angle entre la face de coupe et la face de dépouille. Ces angles sont définis selon le besoin dans un des plans de section suivants : (P_0) : plan orthogonal de l'outil (orthogonal en travail), plan perpendiculaire au plan de référence (P_r) et au plan d'arête (P_s), au point considéré de l'arête ;
- Angle de direction principale (χ_r): l'angle de direction d'arête est l'angle, projeté dans le plan de référence de l'outil (P_r), entre l'arête de coupe et la direction d'avance (Figure I-2 et I-5). Selon le type d'usinage, l'outil de coupe et/ou le porte outil, un angle de direction d'arête est imposé. Ces angles ont une influence conséquente sur la puissance consommée par la machine, sur la direction des efforts de coupe, sur l'écoulement des copeaux ainsi que sur les phénomènes d'usure.

L'illustration suivante (Figure I-5) montre que pour $\chi_r=90^\circ$, la longueur sera égale à la profondeur de passe ($L=ap$) et la valeur d'avance sera celle de l'épaisseur du copeau ($h=f$) pour (χ_r) = 60 : $L=1,15 \times ap$ et $h=0,86 \times f$

Avec $h = f \times \sin(\chi_r)$. (I-1)

Cet angle est surtout influant en entrée et à la sortie de la passe.

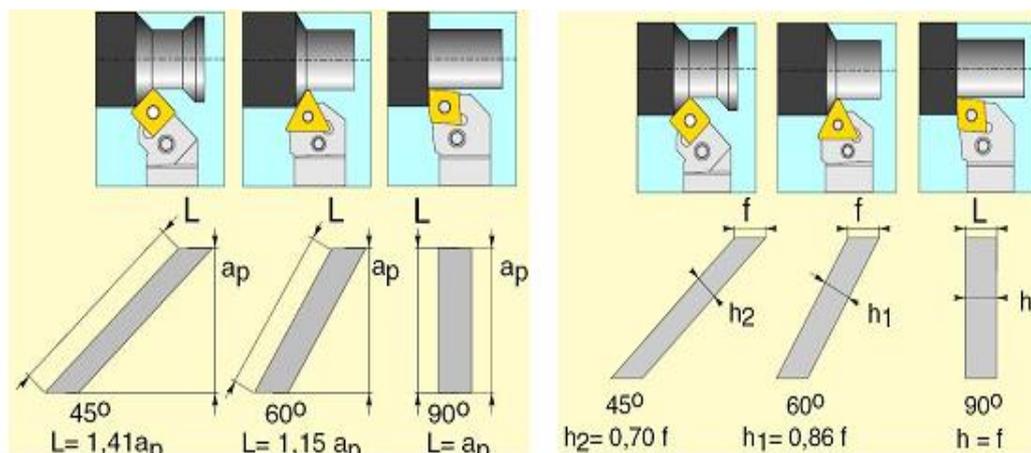


Figure I-5: Incidence de l'angle de direction χ_r sur la longueur de coupe (L), et sur l'épaisseur du copeau (h) [FOR 07]

Ces angles ont une influence conséquente sur la puissance consommée par la machine, sur la direction des efforts de coupe, sur l'écoulement des copeaux ainsi que sur les phénomènes d'usure. La littérature est assez riche dans ce domaine, dont beaucoup de travaux ont été effectués [ÖZE 05], [HAB 06], [VAS 08] et [HUA 05].

Donc l'angle de direction principale est important dans le choix de l'outil au vu de son influence sur certains paramètres de coupes (Tableau I-2).

	$60^\circ \geq \chi_r \leq 90^\circ$	
Résistance à l'usure	Très bonne (pour matière difficile à usiner).	Moins bonne
Résistance aux chocs	La pointe de l'outil est protégée ⇒ meilleure résistance.	Moins bonne
Puissance	Puissance nécessaire plus importante.	Moins importante due à la longueur de coupe réduite
Efforts de coupe, vibration	Effort de coupe radiale (F_r) plus important ⇒ vibration de la pièce	F_r plus petit ⇒ moins de vibration
Tendance à l'écrouissage	Favorable	Défavorable

Tableau I-2: Influence de l'angle de direction sur certains paramètres de la coupe [VAS 08]

I.3.2. Caractéristiques géométriques de la pointe d'outil

La pointe de l'outil est la zone de contact avec la matière. Elle est ainsi la zone de l'outil de coupe la plus sollicitée mécaniquement et thermiquement. À cet effet, il est important de bien choisir les caractéristiques géométriques de la pointe de l'outil. Ces dernières sont définies principalement par le rayon du bec de l'outil (r_ϵ), l'angle de pointe (ϵ_R), l'arrondi d'arête (r_β) l'angle de coupe (γ) et l'angle de dépouille (α) (Figure I-4).

I.3.2.1. Rayon de bec et angle de taillant

La figure I-6 représente un schéma d'une pointe d'outil dans les plans (Pf) et (Pr) Le rayon de bec (r_ϵ) est essentiel dans le choix d'un outil de coupe, car il conditionne la rugosité de la surface à usiner et détermine la résistance du bec de l'outil (plus le rayon de bec est élevé, plus l'outil résiste aux efforts de coupe dans les limites admises par la géométrie), alors que l'angle de taillant (β) est l'angle reliant la face de coupe à la face de dépouille.

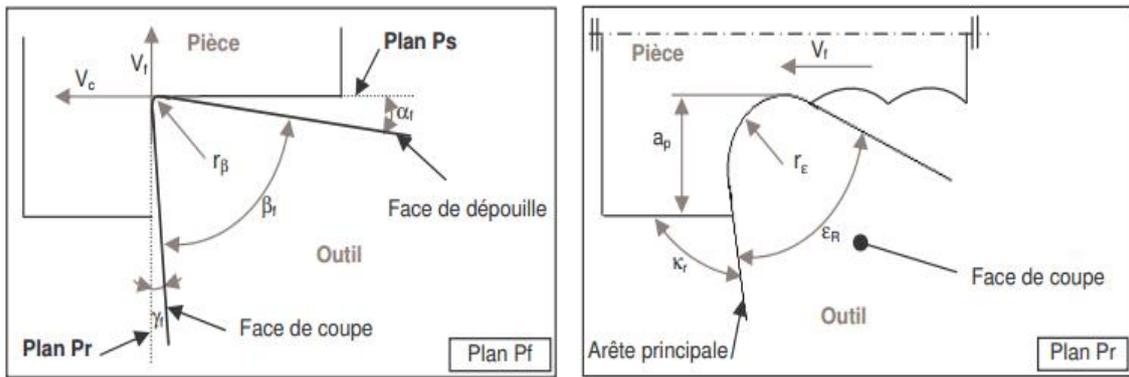


Figure I-6: Représentation de la pointe de l'outil (plans et angles en main sur un outil de chariotage) [HAB 06].

I.3.2.2. Rayon de bec détermine la résistance du bec d'outil

L'une des conditions à remplir par le rayon de bec est la tenue : une plus grande section est mieux à même de résister à l'effort de coupe. Un grand rayon répartit aussi l'effort de coupe sur une plus grande longueur, ce qui améliore généralement la durée de vie de l'outil. La dissipation de la chaleur se fait également mieux lorsque le rayon est plus grand, réduisant ainsi les risques de variations thermiques dommageables [].

I.3.2.3. Le rayon de bec conditionne la rugosité de la surface

Si l'on suppose que le profil de la pièce est la reproduction fidèle d'une partie du profil de l'outil à l'échelle microgéométrique, la profondeur totale de rugosité vaut :

$$Rt \approx \frac{f^2}{8r_\epsilon} \tag{I-2}$$

et l'on voit l'intérêt d'un rayon de bec d'outil important.

Le rayon de bec d'outil est un paramètre important (Figure I-7), il influence la rugosité (Figure I-8)

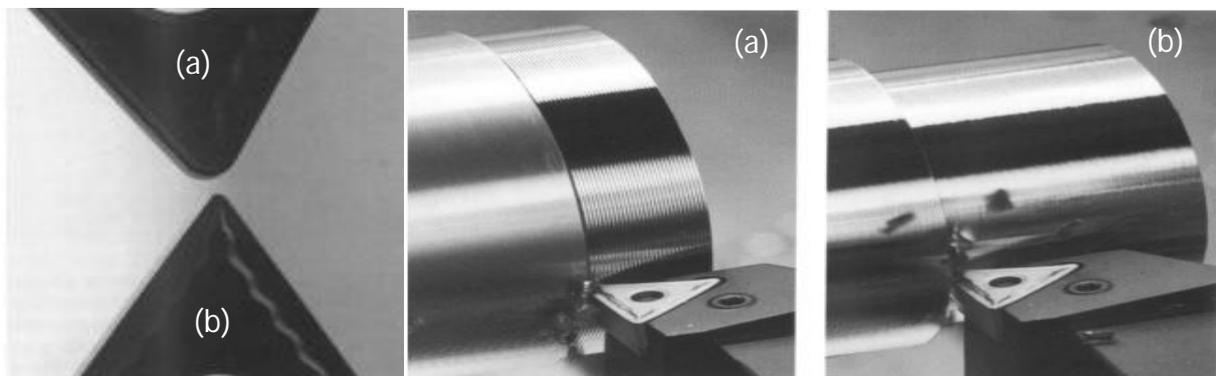


Figure I-7: Influence du rayon de bec d'outil sur la rugosité

Par exemple, on note expérimentalement l'évolution suivante de la rugosité en fonction de l'avance, pour trois rayons de bec d'outil (Figure I-8).

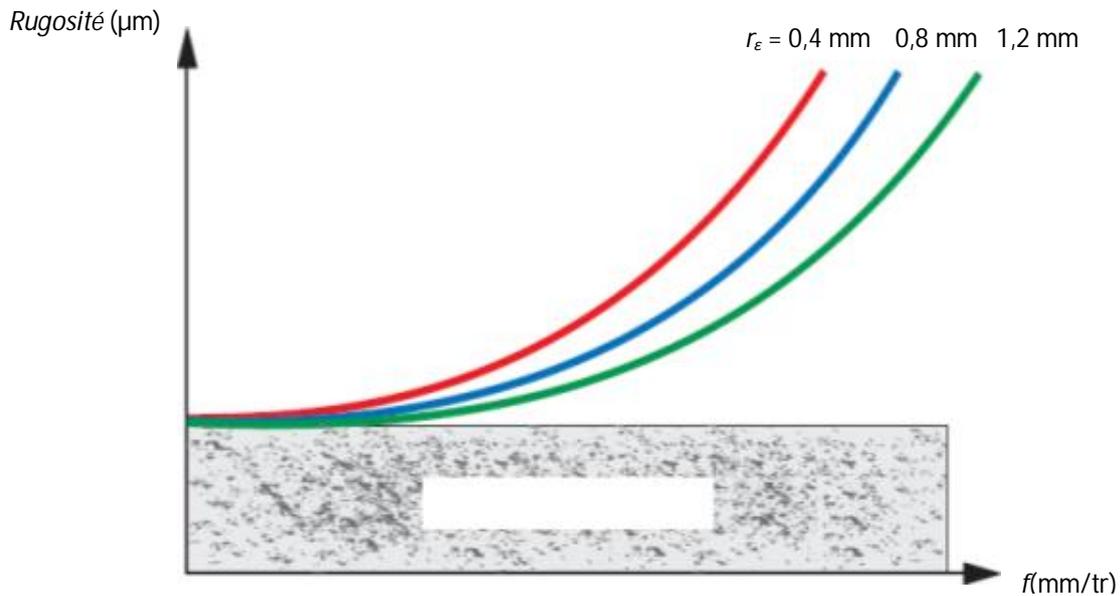


Figure I-8: Influence de rayon de bec sur la rugosité

I.3.3. Le choix de l'épaisseur de copeau minimum

L'épaisseur de copeau non déformé (h), est très important dans la formation du copeau en super finition. Pour un copeau (h_i) doit être supérieure à une valeur critique appelée épaisseur de copeau minimum (h_{min}). Cette notion, est souvent mal comprise. En effet, il y a souvent la confusion entre le rayon d'arête (r_β), dans le plan (P_0) (Figure I-9). Il nous semblait important de définir l'épaisseur de copeau minimum.

Selon l'épaisseur de copeau non déformé (h_i), chae et al. [CHA 06] distinguent selon 3 cas, l'influence possible de l'épaisseur de copeau minimum sur la coupe :

- ❖ $h_i < h_{min}$: Le matériau se déforme élastiquement sous l'action de l'outil. aucun copeau ne se forme. (Figure I-9a)
- ❖ $h_i \geq h_{min}$: il y a la formation d'un copeau par cisaillement mais une partie de la matière se trouvant sous (h_{min}) se déforme élastiquement et reprend sa place après le passage de l'outil. La profondeur de passe réellement enlevée est inférieure à celle désirée (Figure I-9b).
- ❖ $h_i \gg h_{min}$: l'effet de la déformation élastique diminue significativement. toute la matière désirée est enlevée sous forme copeaux (Figure I-9c).

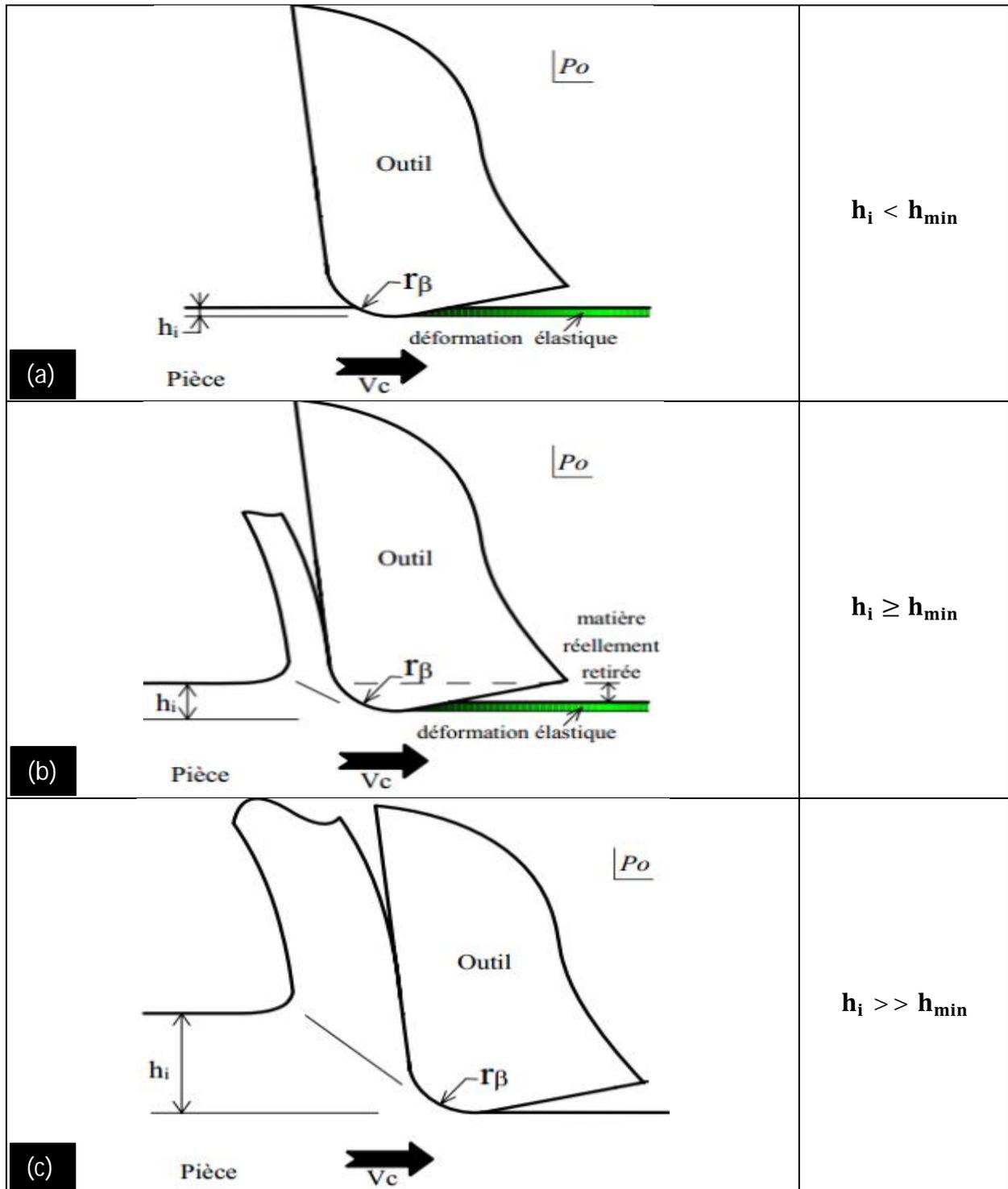


Figure I-9: influence de l'épaisseur de copeau minimum sur la formation du copeau [CHA06]

La difficulté majeure est de déterminer la valeur critique h_{min} . Les premiers travaux sur ce sujet sont ceux de L'Vov [VOV 68] qui s'appuient sur un bilan de forces exercées sur le copeau par l'arête de coupe pour déterminer la position angulaire (θ) d'un point d'équilibre (S) (Figure I.10). Ce point singulier, appelé point de stagnation, représente la transition entre la déformation élastique et la coupe.

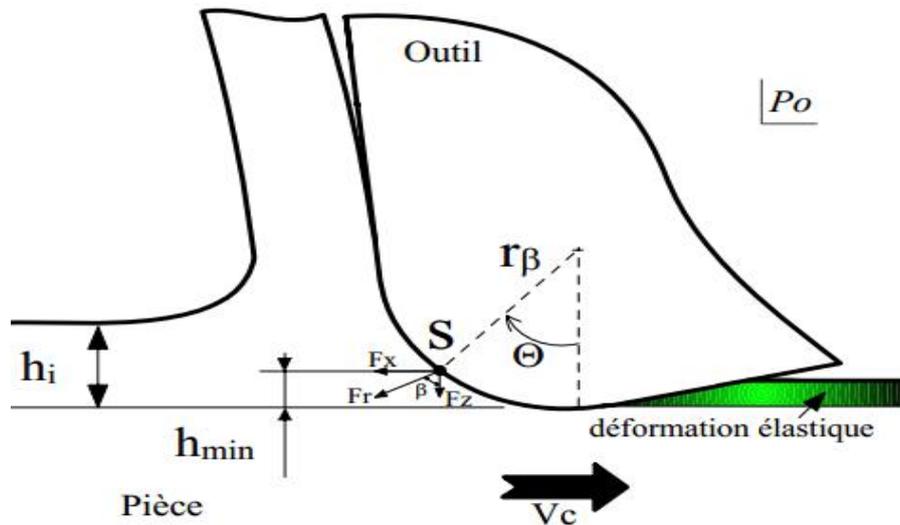


Figure I-10: bilan de forces exercées sur le copeau par l'arête de coupe [CHA 06]

L'épaisseur de copeau minimum (h_{min}) peut être calculée par l'expression (1-3):

$$h_{min} = r_{\beta} \cdot (1 - \cos \theta) \quad (1-3)$$

Où (r_{β}) est le rayon d'arête (Figure I-9) et (θ) la position angulaire du point de stagnation (S). L'Vov [VOV 68] conclut que le point de stagnation se situe toujours à $\theta = 45^\circ$ et que (h_{min}) peut être évaluée par l'expression (1-4).

$$h_{min} = 0,239 \cdot r_{\beta} \quad (1-4)$$

Plus récemment, des études ont suggéré que l'approche mécanique classique n'était pas la plus pertinente pour déterminer la position angulaire du point de stagnation θ [KNU 03]. Les travaux expérimentaux menés par Schmidt [SCH 99], ont permis de déterminer un angle $\theta = 25^\circ$ pour la position du point de stagnation, sur une gamme d'outils de tournage dur avec plusieurs rayons d'arêtes (r_{β}). Schmidt propose alors l'expression (1-5) comme approximation de (h_{min}). avec $h_{min} \approx 0,1 \cdot r_{\beta}$ (1-5)

De même, une étude numérique du tournage à l'outil diamant menée par Ikawa [IKA 91] avait déjà conduit à cette même approximation (1-5).

Grzesik [GRZ 11] utilise la théorie du frottement de Kragelskii [KRA 75] pour déterminer la transition frottement / usinage. L'épaisseur de copeau minimum (h_{min}) est alors donnée par l'expression (1-6):

$$h_{min} = 0,5 \cdot r_{\beta} \cdot \left(1 - \frac{2 \cdot \tau_a}{Y_{sh}}\right) \quad (1-6)$$

Où τ_a est la résistance au cisaillement du matériau et (Y_{sh}) la contrainte de cisaillement du matériau écrouie.

Son et al. [SON 05] et [SON 06] font l'hypothèse que l'épaisseur de copeau minimum dépend de l'acuité de l'arête de coupe et des frottements entre l'outil et la pièce. Ils proposent de déterminer (h_{min}) par l'expression (I-7):

$$h_{min} = r_{\beta} \cdot \left(1 - \cos\left(\frac{\pi}{4} - \frac{\beta}{2}\right)\right) \quad (I-7)$$

Où (β) est l'angle de frottement entre l'outil et la pièce (Figure I-9).

I.4. USURE DES OUTILS DE COUPE

I.4.1. Généralités

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 Wiper en céramique et 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 comparés à la rectification.

I.4.2. Influence des paramètres de coupe sur l'usure

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) :

- ✓ 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 dépend de ses propriétés physiques (conductibilité thermique), de ses propriétés mécaniques (pression spécifique de coupe) 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 partie active de l'outil.

Le second groupe est formé par les paramètres physiques et mécaniques de l'outil (géométrie et composition du matériau de l'outil, dureté, efforts et propriétés thermiques).

1.4.3: 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 [BAR 04].

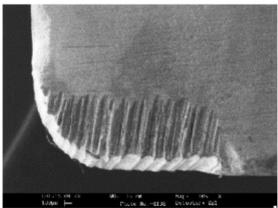
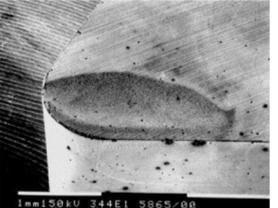
		Description du phénomène	Illustration
Mécanisme d'usure mécanique	Abrasion	L'usure par abrasion est essentiellement due aux frottements outil/pièce et copeau/outil. L'usure abrasive des outils résulte d'arrachement en surface de l'outil causé par des particules souvent anguleuses et de grande dureté 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.	

Tableau I-3: Mécanisme et forme d'usure

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. Tous ces modes sont fonction de la température de coupe (Figure I-11).

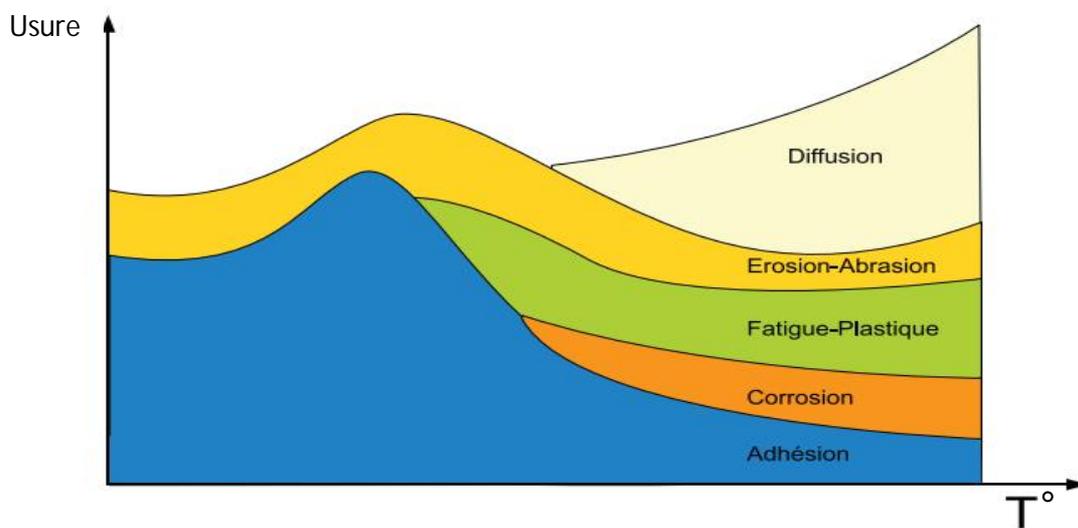


Figure I-11: Mécanismes d'usure en fonction de la température

D'après la littérature [BAR 04] 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-12, 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-11, 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'écouissage 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).

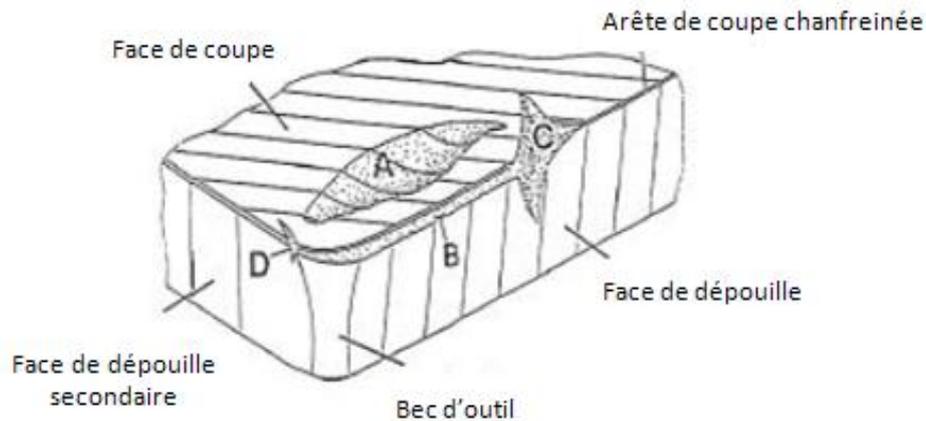


Figure I-12: *différents formes d'usure*

I.5. RUGOSITE DE SURFACE

I.5.1. Principaux défauts de la rugosité

L'aptitude d'une surface à une fonction donnée dépend d'un ensemble de conditions notamment des caractéristiques de ces états de surface. Les défauts de surface jouent un rôle important dans l'aptitude d'une pièce mécanique à remplir une fonction donnée. Ces défauts sont de nature géométrique ou physicochimique nous ne intéresserons ici qu'aux défauts géométriques ceux-ci soient conventionnellement sous quatre numéros d'ordre (Figure I-13).

I.5.1.1. Défauts macro géométriques (défauts globaux)

Caractérisent l'écart maximal entre les cotes théoriques et les côtes réalisées, à l'intérieur de certaines tolérances. Représentés par les défauts de 1^{er} et 2^e ordres (écarts de

forme, ondulation) (Figure I-13), 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).

I.5.1.2. 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 ordres (sillons, arrachements), (Figure I-13).

- Les défauts micro-géométriques (3^e et 4^e ordre) caractérisent la rugosité de la surface; celle-ci se définit à partir de l'état d'une portion de surface très limitée, donc indépendamment de la qualité macro-géométrique globale de la surface. Les défauts du 3^e ordre sont caractérisés par la forme théorique de la surface engendrée par le déplacement de l'outil (sillon hélicoïdal dans le chariotage).
- Les défauts du 4^e ordre découlent des imperfections associées à l'action de l'outil (présence du copeau adhérent) (Figure I-13).

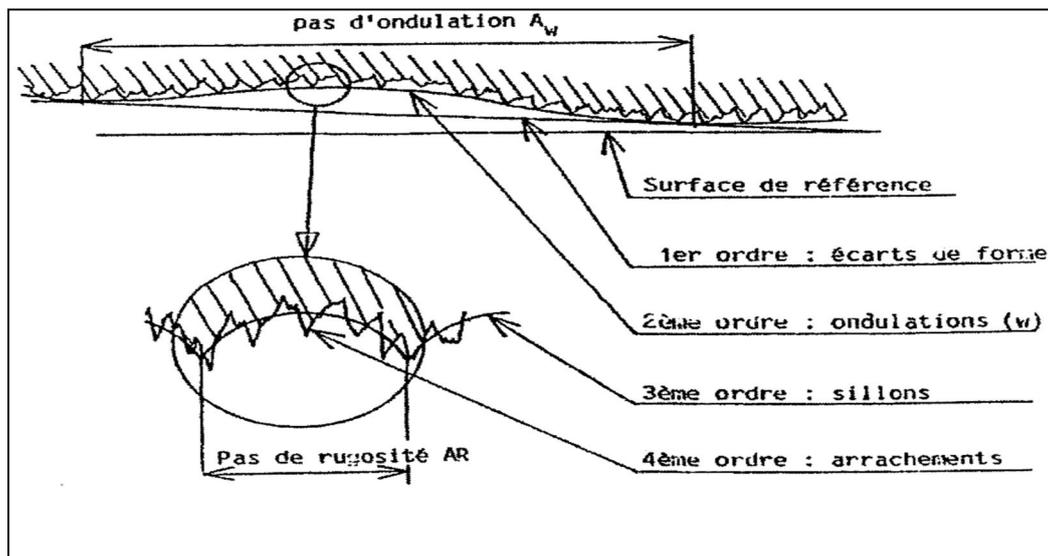


Figure I-13: Défauts géométriques de la surface usinée [BED 89]

I.5.2. Principaux critères d'états de surface

Considérons une coupe locale de la surface usinée perpendiculairement aux sillons d'usinage (Figure I-14); soit OX la ligne moyenne, telle que les principaux critères de rugosité sont définis par rapport à cette ligne moyenne avec (Figure I-14) :

$$\int_0^L Y dx = 0 \quad (I-8)$$

- ✓ Rugosité total (R_t): profondeur maximal de rugosité. C'est la distance entre les points les plus élevés et les plus bas du diagramme de rugosité en fonction de la longueur totale mesurée.
- ✓ Rugosité (R_z): profondeur moyenne de rugosité. C'est la valeur moyenne de rugosité sur cinq longueurs mesurées à la suite.
- ✓ Rugosité moyenne arithmétique (R_a): Valeur moyenne de rugosité identifie la valeur moyenne arithmétique de toutes les distances des points du diagramme de rugosité, en fonction de la ligne moyenne et d'un intervalle de longueur.

R_a : est calculée sur une longueur d'évaluation (Figure I-14).

$$R_a = \frac{1}{L_0} \int Y dx \quad (I-9)$$

- ✓ Rugosité maximum (R_{max}): R_{max} est le maximum de la hauteur des irrégularités du profil de rugosité R_{max} étant prise sur une saillie et un creux consécutif.
- ✓ Rugosité (R_p): R_p est la hauteur maximum de saillie de rugosité. R_p est la distance entre la ligne des saillies et la ligne moyenne pour une longueur (L).

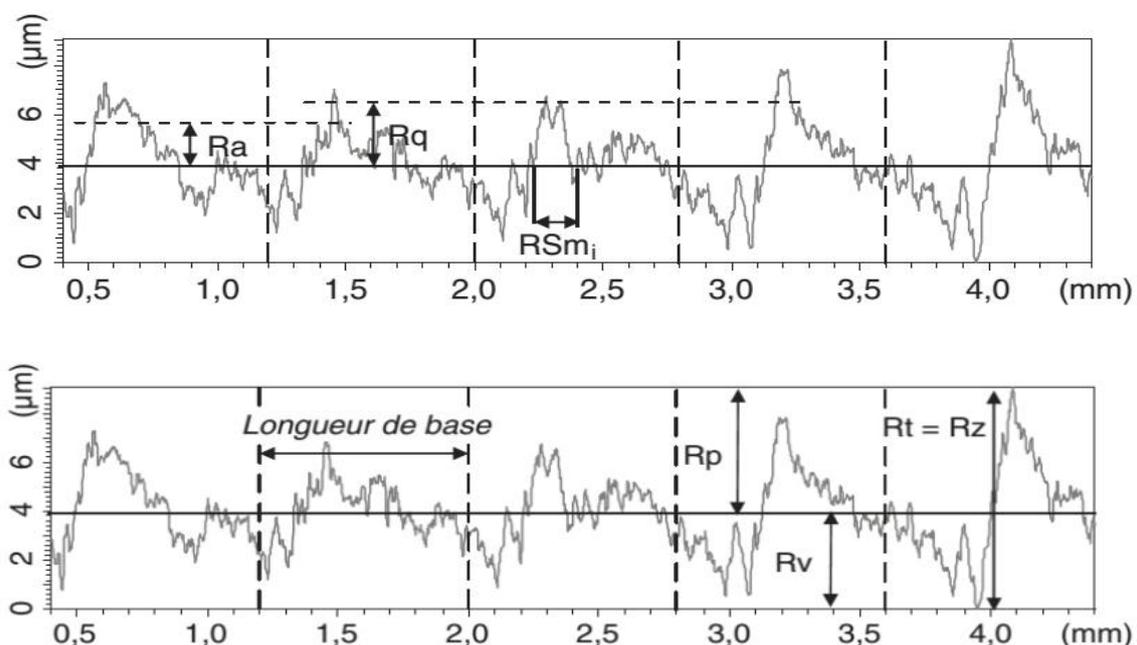


Figure I-14: Principaux critères de la rugosité

I.5.3. Évaluation de la rugosité

Théoriquement la connaissance de l'avance (f) ainsi que la géométrie de l'outil permet de calculer la profondeur maximale des sillons marqués sur la surface usinée [DOC 97],

[BEN98]. En tournage par exemple, la rugosité totale Rt de la surface obtenue peut être déterminée à partir d'un profil géométrique idéal donné par la figure I-15.

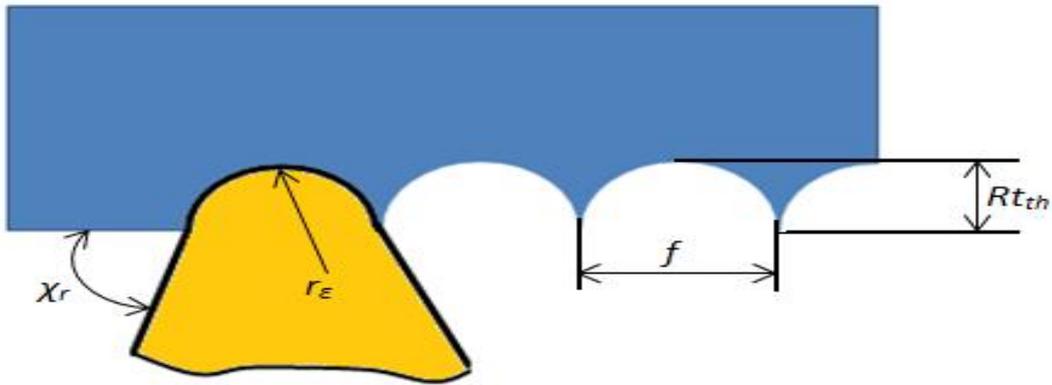


Figure I-15: Sillons théoriques

$$Rt_{(th)} \approx \frac{f^2}{8r_\epsilon} \quad (I-10)$$

Pour les faibles avances, le phénomène de copeau minimum prend place et il se traduit par un refus de coupe de l'outil, ce qui donne lieu à un copeau de faible épaisseur. Dans ce cas, la rugosité totale réelle Rt est bien supérieure à $Rt_{(théorique)}$. Par contre, pour les avances élevées, les irrégularités découlant de la coupe deviennent faibles par rapport aux sillons théoriques ce qui donne une rugosité totale réelle Rt qui se rapproche de $Rt_{(théorique)}$. À partir de l'équation I-11, une approximation largement utilisée pour évaluer la rugosité moyenne arithmétique (Ra) se présente sous la forme [GRA 90].

$$Ra_{(th)} \approx \frac{f^2}{32r_\epsilon} \quad (I-11)$$

En utilisant un certain nombre d'expériences, il est possible de mettre au point expérimentalement des relations mathématiques entre la rugosité obtenue par usinage et les paramètres usuels de coupe [DOC 97].

Ces relations sont généralement de la forme:

$$Ra = K_1 \cdot r_\epsilon \cdot HB^{K_3} \cdot ap^{K_4} \cdot f^{K_5} \cdot Vc^{K_6} \quad (I-12)$$

Avec les K_i des coefficients déterminés pour les conditions expérimentales choisies. En général, $K_4 \approx 0$ et pour un matériau et un outil bien spécifié, il vient que:

$$Ra = Cf^{K_5} \cdot Vc^{K_6} \quad (I-13)$$

Où: C et une constante et $K_5 > 0$ et $K_6 < 0$.

I.5.4. Paramètres influençant la qualité de surface

La réalisation d'un usinage de qualité varie selon l'opération à effectuer. De nombreux paramètres influencent la qualité de surface de la pièce finale comme l'illustre le diagramme de la figure I-16. Ce dernier englobe tous les facteurs de coupe, humains et matériels, susceptibles d'agir sur l'intégrité de surface de la pièce usinée [GRU 03], [VAS 08] et [BOU 11].

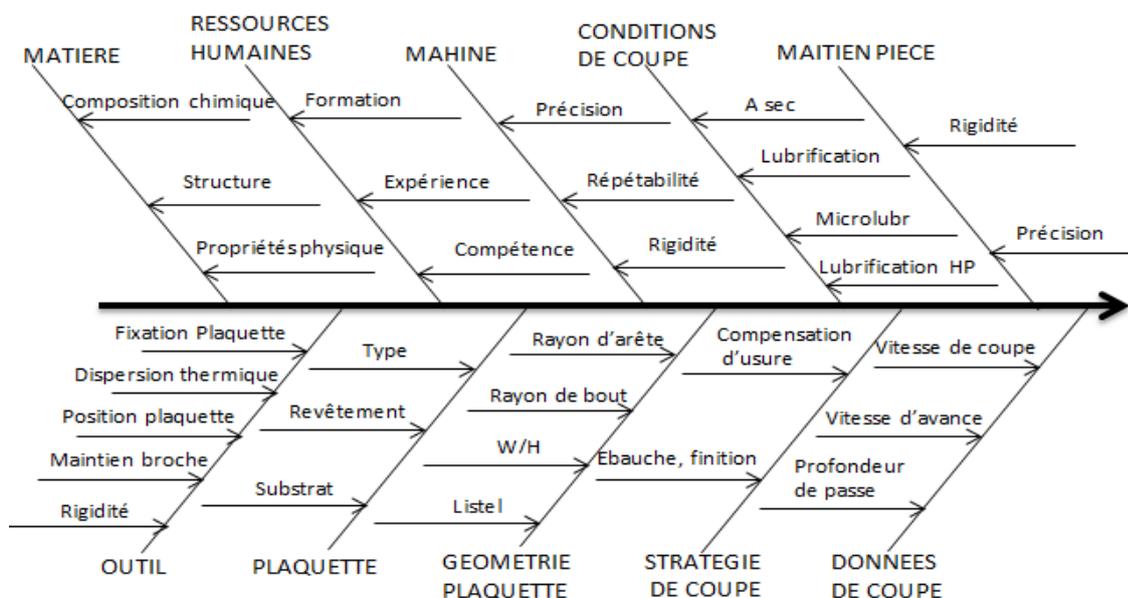


Figure I-16: Paramètres de coupe qui influencent l'intégrité de surface en usinage, sous la forme d'un diagramme d'Ishikawa [VAS 08]

I.5.5. Caractérisation tridimensionnelle des états de surface

I.5.5.1. Hétérogénéité et anisotropie des surfaces

Nous avons vu que la normalisation actuellement en vigueur définit un grand nombre de paramètres permettant de caractériser un état de surface.

Nous avons évoqué dans les parties précédentes les plus utilisées dans le monde industriel et nous savons comment les mesurer. Le principal inconvénient que présentent ces critères est qu'ils sont tous déterminés à partir de l'examen d'un profil extrait de la surface observée. Or une surface réelle peut présenter des profils très différents les uns des autres selon l'endroit où ils ont été mesurés ou suivant la direction dans laquelle ils ont été mesurés.

La figure I-17 représente l'aspect réel d'une surface théoriquement circulaire obtenue par le chariotage en tournage. En réalité cette surface est constituée d'une succession de stries circulaires (plus exactement hélicoïdales) dont la géométrie et les dimensions dépendent des conditions d'usinage (géométrie de la partie active de l'outil, l'avance, ...). Nous dirons que

cette surface est anisotrope, c'est-à-dire qu'elle présente des profils différents en fonction de la direction dans laquelle ils seront mesurés. D'autres surfaces peuvent être hétérogènes, c'est à dire que la forme d'un profil dépendra de l'endroit où celui-ci aura été saisi.

Il est donc assez hasardeux de prétendre caractériser un état de surface à partir de l'examen d'un seul profil appartenant à cette surface. Dans le cas d'une surface anisotrope, lorsque la direction de mesure n'est pas spécifiée, la normalisation demande de choisir la direction de palpation de façon à ce qu'elle corresponde aux valeurs maximales des paramètres caractérisant l'étalement vertical du profil. Dans le cas d'une surface hétérogène seule la mesure d'un certain nombre de profils et un traitement statistique des résultats obtenus peuvent donner une information satisfaisante (Figure I-17).

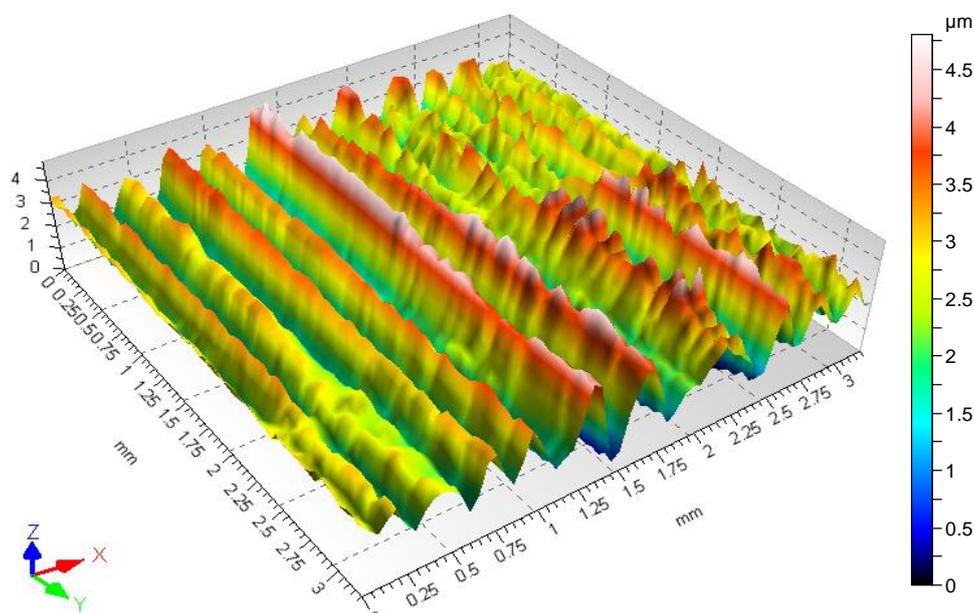


Figure I-17: *Morphologie d'une surface chariotée théoriquement circulaire*

I.6. EFFORTS DE COUPE

Les informations concernant la stabilité de la coupe, la connaissance des efforts de coupe nous renseigne sur les déformations plastiques et la puissance mécanique fournie nécessaire à l'enlèvement de matière. De plus, elle permet de délimiter la zone de coupe en choisissant des valeurs des efforts acceptables pour l'outil.

La plage de fonctionnement autorisée est établie essentiellement en considérant l'évolution de la pression spécifique de coupe K_c (tournage) en fonction de la variation de la vitesse de coupe, pour des conditions d'avance et de profondeur de passe correspondant à celles du

domaine de validité de l'outil coupant. Cette méthodologie s'inscrit dans la démarche appelée Couple-Outil-Matière (COM) [AFNOR XP E 66-520-5].

I.6.1. Définition l'effort de coupe

Les déformations et les frottements engendrés lors de la formation du copeau à l'interface outil-copeau se traduisent par l'apparition de différentes contraintes de coupe. En prenant le copeau comme référence du système, il exécute une action sur l'outil. Cette action, définit en tant qu'effort de coupe F , se décompose en trois forces élémentaires, normales entre elles, selon la nomenclature liée au processus d'usinage (Figure I-18).

La mesure des efforts de coupe se fait à l'aide d'une table dynamométrique de marque Kistler. Pour ce faire, on mesure les déformations imposées par les efforts de coupe sur la table à l'aide de capteurs piézoélectriques précontraints dans les trois directions de l'espace. Les tables dynamométriques présentent des qualités appréciées en usinage à cause de leur sensibilité, leur précision et surtout leur grande rigidité qui leur permet de les utiliser sans perturber l'opération d'usinage [BIS 05].

Grâce à la platine Kistler, on peut obtenir les différentes composantes (F_a , F_r et F_t) de l'effort global de coupe (F) :

- ✓ effort de coupe (ou tangentiel F_t) qui est tangent à la pièce usinée et dirigé dans le sens contraire au mouvement de coupe ; il reflète une partie majeure de la puissance consommée;
- ✓ effort d'avance (ou axial F_a) qui est tangent à la pièce usinée et dirigé dans le sens contraire à l'avancement de l'outil ; il ne constitue qu'une partie de la puissance consommée parce que le déplacement dans le sens d'avance est relativement faible ;
- ✓ effort de pénétration (ou radial F_r) qui est perpendiculaire sur le plan de deux autres efforts orienté dans la direction de l'axe de l'outil ; il ne participe à aucun déplacement donc il ne consomme aucune puissance.

L'effort global de coupe F peut donc être défini par l'équation suivante :

$$F = \sqrt{F_a^2 + F_r^2 + F_t^2} \quad (I-7)$$

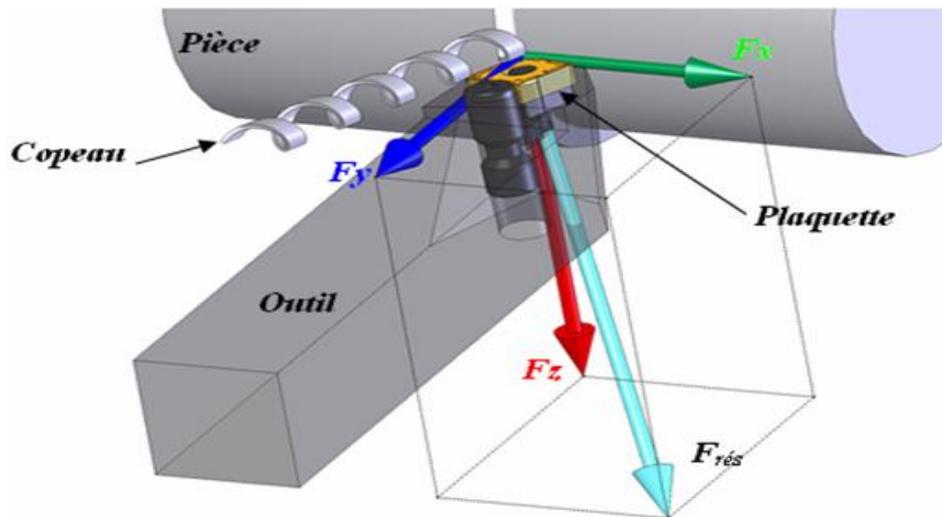


Figure I-18: Composantes de l'effort de coupe [FNI 08]

Afin d'établir l'énergie consommée lors de l'opération d'usinage, la puissance de coupe P_c (W) liée à l'effort de coupe F_c est souvent mesurée. Une autre grandeur courante employée pour quantifier le travail fourni est de calculer l'effort spécifique de coupe (ou la pression de coupe) en tournage (MPa). Ces grandeurs peuvent être définies comme l'énergie nécessaire à enlever une certaine quantité de la matière sous forme de copeaux.

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 [HAB 06].

I.7. ETAT DE L'ART SUR LE TOURNAGE DES ACIERS DURCIS

L'utilisation d'outils en céramique à base d'alumine dans l'usinage dur est une alternative intéressante à la rectification pour de réduire les coûts de traitement, d'améliorer les propriétés des matériaux et les avantages environnementaux.

De nombreuses études ont été menées pour étudier la performance des outils en céramique dans la coupe de différents matériaux durs. Les plaquettes Wiper sont de plus en plus utilisées au cours des dernières années. Les influences des plaquettes Wiper sur la rugosité de surface ont été décrites en tournage par

[DAV 11] a fourni certaines applications industrielles concernant l'usinage de matériaux durs. Il avait également expliqué le phénomène de l'enlèvement de matériau dur fondé sur la mécanique de la coupe et la formation des copeaux. En outre, les méthodes de calcul consacré à l'optimisation de processus d'usinage dur ont été discutées.

[DAV 07] et Figueira ont évalué la performance des outils en céramiques classiques et Wiper en termes d'effort de coupe, la rugosité de surface et l'usure des outils pendant l'usinage de l'acier AISI D2 dur. Ils ont indiqué que, lors de l'usinage, les céramiques en Wiper ont des meilleurs résultats en ce qui concerne la rugosité de surface et l'usure de l'outil alors que les céramiques conventionnelles présentaient moins d'efforts de coupe et de puissance. [SUR 12] et autres, ont évalué la performance des revêtements multicouches TiN/TiCN/Al₂O₃ des plaquettes en carbure cémenté CVD lors de l'usinage dur de l'acier AISI 4340 ayant une dureté de 48 HRC. L'analyse des résultats montre que, à faible vitesse d'avance et de la profondeur de coupe et la vitesse de coupe élevée ont été bénéfiques pour minimiser les efforts de coupe et de la rugosité de surface.

[THI 99] et autres ont étudié l'effet de la micro géométrie d'arête de coupe sur la rugosité de surface et l'effort de coupe lors du tournage dur de l'acier AISI 52100. Ils ont utilisé trois barres (diamètre de 28,6 mm) à différentes duretés de surface (41, 47 et 57 HRC) et quatre types des plaquettes CBN à différentes micro géométries d'arête (inférieur à 25µm, 76,2 à 127µm et 101,6 à 152,4µm) et une arête de coupe chanfreinée (114,3µm x 17). Les expériences ont été effectuées en utilisant différentes avances (0,05, 0,10 et 0,15 mm/tr) et une vitesse de coupe et profondeur de passe fixes respectivement de 121,9 m/min et 0.254 mm. Les auteurs ont observé que l'effet de la micro géométrie d'arête sur la rugosité de surface diminue avec l'augmentation la dureté de la pièce (Figure I-19). En plus, ils ont conclu que la micro géométrie d'arête a un effet significatif sur les composantes axiales et radiales d'effort de coupe (ou l'effort radial équivalent), comme peuvent être montré sur la figure I-20.

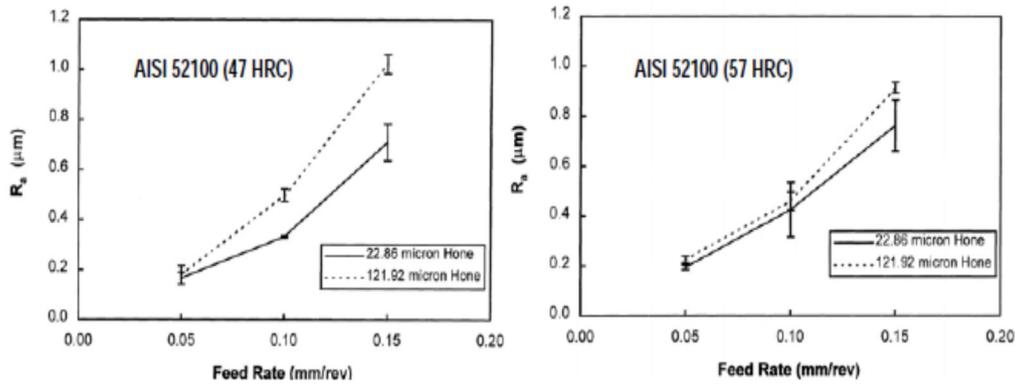


Figure I-19. Effet de la micro géométrie d'arête sur la rugosité de surface pour différents d'avance et dureté [THI 99]

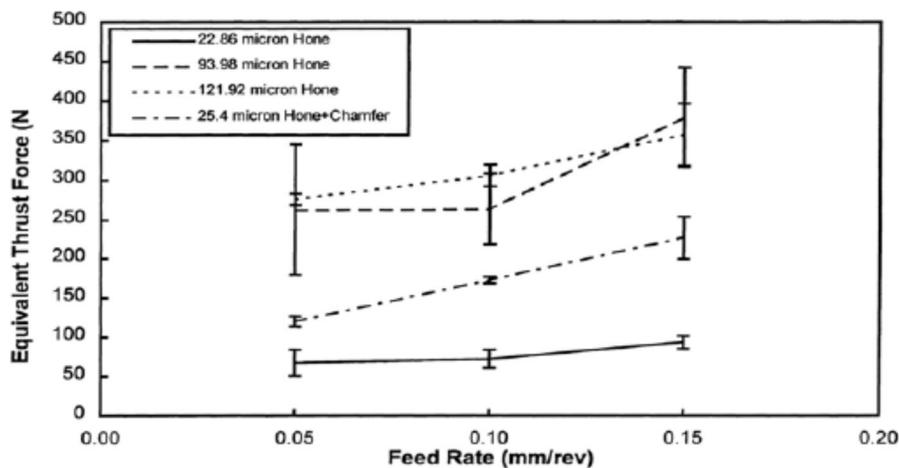


Figure I-20: Effet de la micro géométrie d'arête sur l'effort radial équivalent lors du tournage dur de l'acier AISI 52100 (57HRC) pour différents avance [THI 99]

[O'ZEL 05] et autres ont fait une étude sur l'influence de la micro-géométrie d'arête de coupe, la dureté de la pièce, l'avance et la vitesse de coupe sur la rugosité de surface et les efforts de coupe lors du tournage dur. Ils ont étudié ces variables à travers un plan d'expérience de deux niveaux avec quatre facteurs (dureté, micro-géométrie d'arête, avance et vitesse de coupe). Leur analyse statistique de la variance (ANOVA) démontre que les effets de la dureté de la pièce, la micro-géométrie d'arête de coupe, l'avance et la vitesse de coupe sur la rugosité de surface sont statistiquement significatifs. Les effets des interactions des facteurs (la micro-géométrie d'arête et de la dureté de la pièce, la micro-géométrie d'arête et de l'avance, la vitesse de coupe et de l'avance) ont également des effets importants. Ils ont conclu que la micro-géométrie d'arête rectifiée et la dureté inférieure de surface de la pièce qui a eu comme conséquence une meilleure rugosité de surface. La micro-géométrie d'arête, la dureté de la pièce et la vitesse de coupe de coupe s'avèrent

affecter par les composantes de l'effort de coupe. En plus la dureté inférieure de la surface de la pièce et l'arête rectifiée ont eu comme conséquence des efforts tangentiels et radiaux inférieurs. (Figures I-21).

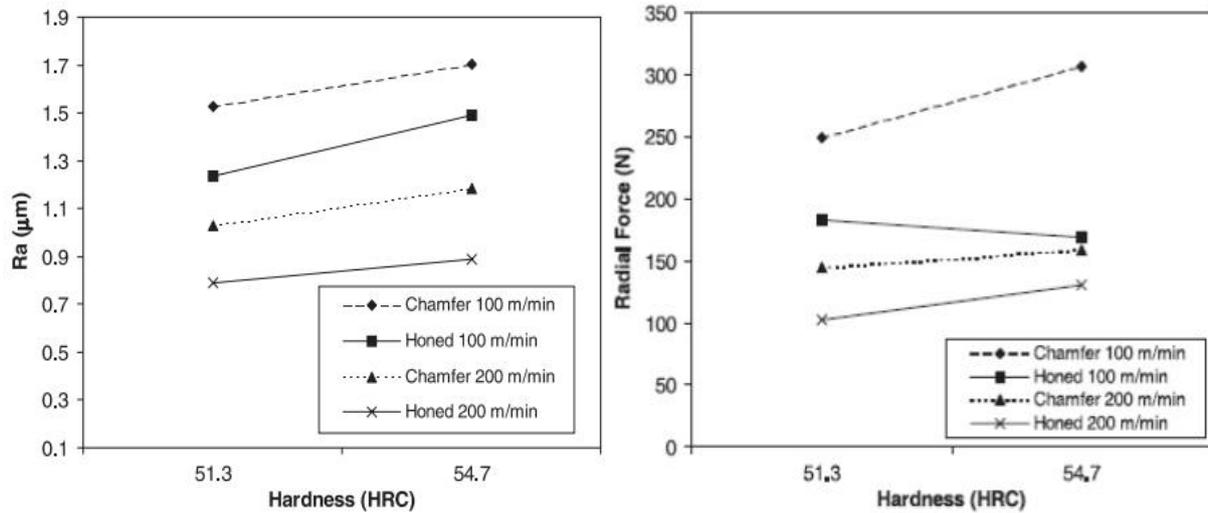


Figure I-21: Effet de la géométrie de l'arête de coupe et la dureté sur la rugosité et l'effort radial ($f=0,2\text{mm/tr}$ et $L=203,2\text{mm}$) [O'ZEL 05]

[DAN 08] et autres 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 et qui a montré que l'influence de l'avance et la vitesse sont importantes sur la rugosité de surface que la profondeur de coupe. I. Asiltürk et H. Akkus [Asi 11] ont effectué des expériences en tournage dur sur un acier AISI 4140 durci à (51 HRC) avec une plaquette de carbure revêtu en utilisant le tableau orthogonal de Taguchi pour la rugosité de surface. Les résultats de cette étude indiquent que la vitesse d'avance à l'effet le plus significatif sur Ra et Rz . En outre, les effets de deux interactions de facteurs: la vitesse de coupe- la profondeur de passe et la vitesse de coupe- vitesse d'avance semblent importants. Cependant, d'autres caractéristiques d'usinabilité telles que l'usure de l'outil et la durée de vie de l'outil, l'effort de coupe, la morphologie du copeau et de la température de coupe n'ont pas été retenues pour cette étude

[AOU 11] et autres, ont présenté une étude concernant le développement des modèles par la méthodologie de surface de réponse (RSM) sur la rugosité de surface et les efforts de coupe lors de tournage dur de l'acier AISI H11 à l'états traité (Figure I-22). Les modèles

mathématiques sont développés en termes de la vitesse de coupe, l'avance, la profondeur de passe et la dureté de la pièce. Ils ont utilisé cette technique pour mener une étude d'optimisation des conditions de coupe en se servant d'un plan Box–Behnken (BBD).

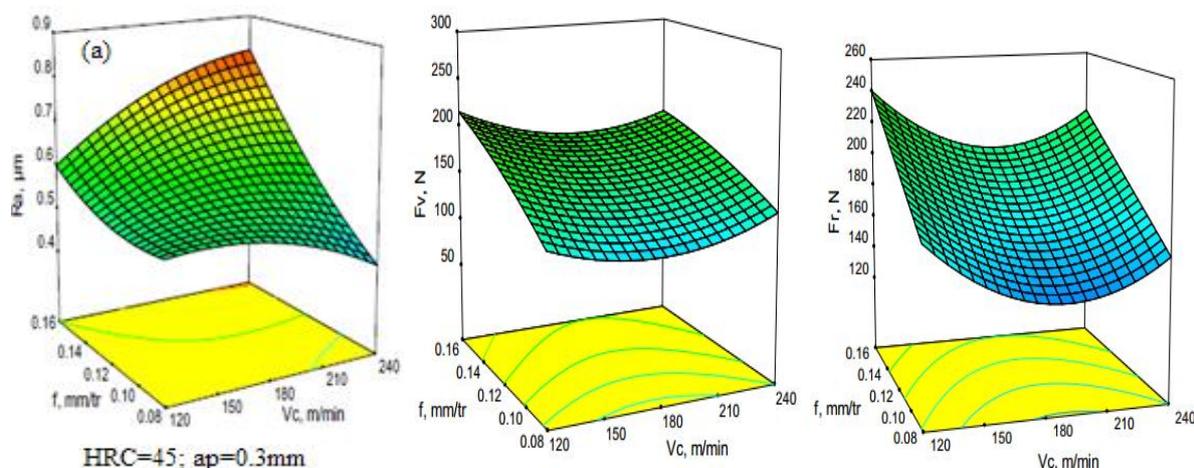


Figure I-22: L'effet des conditions de coupe sur les facteurs de réponse:(a) la rugosité de surface (R_a); (b) l'effort tangentiel (F_v) et (c) l'effort radial(F_r)[AOU 11]

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	

Tableau I-4: Analyse de la variance (ANOVA) pour l'effort radial (F_r) [AOU 11]

Les résultats expérimentaux ont indiqué que l'avance est le facteur le plus significatif qui influe sur la rugosité de surface avec une contribution de 31%. Par contre, il y a d'autres facteurs qui présentent des contributions secondaires sur les indicateurs de performance (Tableau I-4).

[CHI 13] et autres ont exploré les performances d'un outil en carbure revêtu multicouche ($TiCN/Al_2O_3/TiN$) lors de tournage dur de l'acier AISI 4340 à deux différents niveaux de dureté. Les paramètres considérés sont vitesse de coupe, avance, profondeur de passe et la dureté. Ils ont étudié ces variables à travers les plans d'expériences utilisant la

méthodologie des surfaces de réponse (RSM). Les tableaux d'analyse statistique de la variance (ANOVA) ont indiqué que l'avance et la profondeur de passe sont les deux facteurs les plus significatifs qui influent sur la rugosité de la surface. Ils ont conclu que la profondeur de passe affecté la plupart du temps l'effort de coupe avec une contribution presque de 60 à 70% puis l'avance avec une contribution presque de 25 à 30% (Figure I-23).

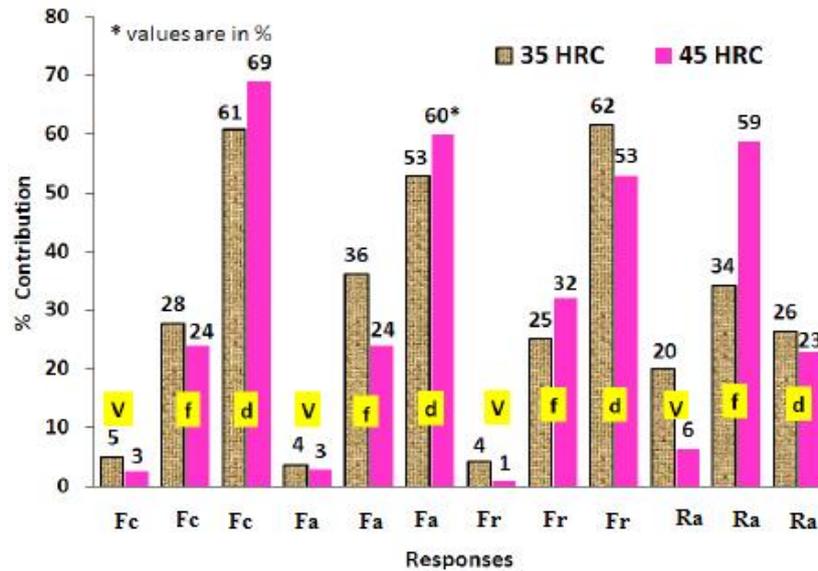


Figure I-23: Pourcentage de contribution de chaque facteur (*V*, *f* et *d*) pour différentes réponses (*Fa*, *Fr*, *Fr* et *Ra*) [CHI 13].

L'effet des paramètres de coupe (vitesse de coupe, avance et la profondeur de passe) sur les efforts de coupe (effort axial, effort radial et effort de coupe) et de la rugosité de la surface lors du tournage dur de l'acier MDN250 avec l'outil céramique revêtu a été étudiée par [LAL 08] et autres. Ils ont utilisé la méthodologie de surface de réponse (MSR) et l'approche séquentielle en se basant sur le plan composite centrée (PCC). Leurs résultats montrés que les efforts de coupe et la rugosité de la surface ne changent pas beaucoup avec la vitesse de coupe dans la gamme de 55 à 93 m/min.

[HES 13] et autres ont présenté une étude de la rugosité de la surface et la vibration d'outil de coupe fondé sur la méthodologie de surface de réponse (MSR). Ils ont utilisé cette technique pour mener une étude d'optimisation des conditions de coupe en se servant d'un plan factoriel complet pour étudier la rugosité de la surface et la vibration d'outil de coupe sous l'influence de trois variables indépendantes, l'avance, la vitesse de coupe et la profondeur de passe. Les tests sont conduits en tournage dur sur est un acier 42CrMo4 trempé (56 HRC). Le matériau de l'outil de coupe utilisé est une céramique mixte (Al_2O_3/TiC). Ils ont eu une bonne corrélation entre les résultats expérimentaux et théoriques

prédictifs obtenus à partir de la méthodologie de surfaces de réponses. La fonction de désirabilité a été employée pour l'optimisation des facteurs de réponse multiple (Ra et Rt) (Figure I-24).

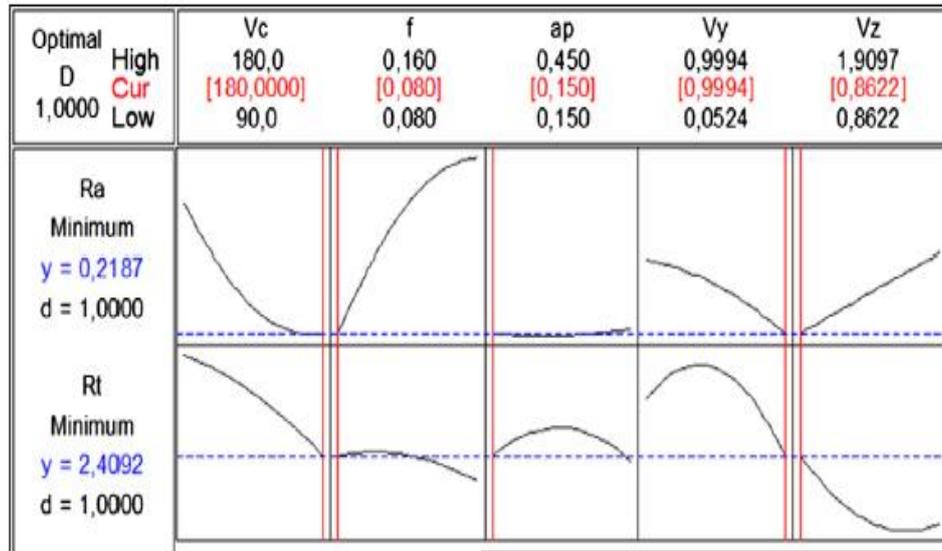


Figure I-24: Optimisation facteurs de réponse multiple (Ra et Rt) [HES 13]

L'étude de [DUR 09] et autres concerne la modélisation mathématique non linéaire de l'usure de l'outil et la rugosité de la surface lors du tournage dur de l'acier AISI H11 avec des plaquettes céramiques mixtes revêtues. 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). La fonction de désirabilité a été employée pour l'optimisation multi objectif 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 %.

Ils ont observé 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 (figure I-25). L'outil semble être usé par l'abrasion, par contre l'usure en entaille et l'écaillage de la surface de l'outil dû au frittage et l'impact des particules dures sûres dans le matériau de coupe s'use par adhésion.

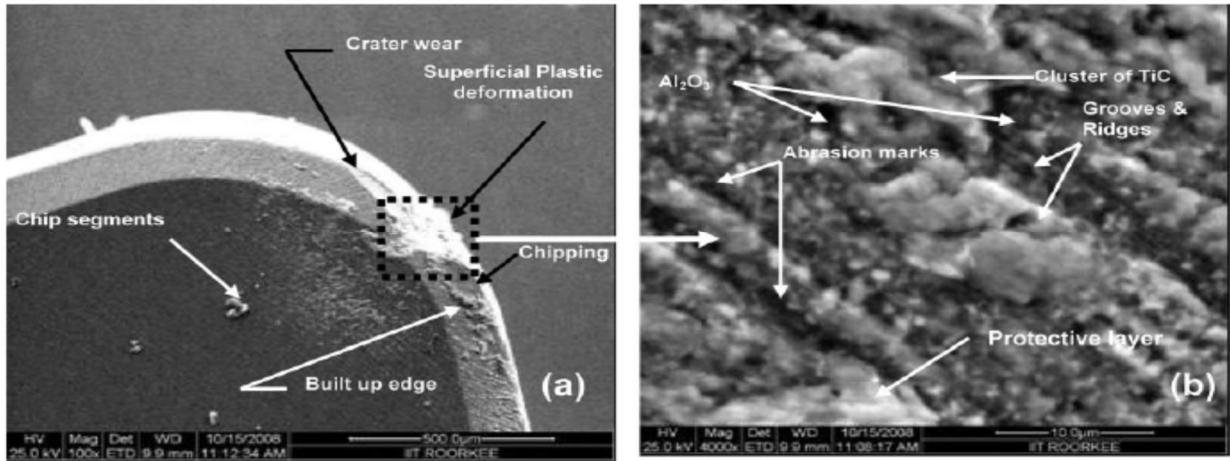


Figure I-25: Observation sur MEB de l'usure de l'outil (CC6050)

($V_c = 120 \text{ m/min}$; $f = 0,05 \text{ mm/tr}$; $a_p = 0,07 \text{ mm}$ et $H = 47 \text{ HRC}$) [DUR 09].

[ATT 12] et autres ont fait l'étude de l'effet des paramètres de coupe (la vitesse de coupe et l'avance) sur le taux d'usure de l'outil PCBN lors du tournage orthogonale sur des disques en acier AISI 52100 durci (57 HRC) avec une épaisseur de 1,2 mm et de diamètre 150 mm.

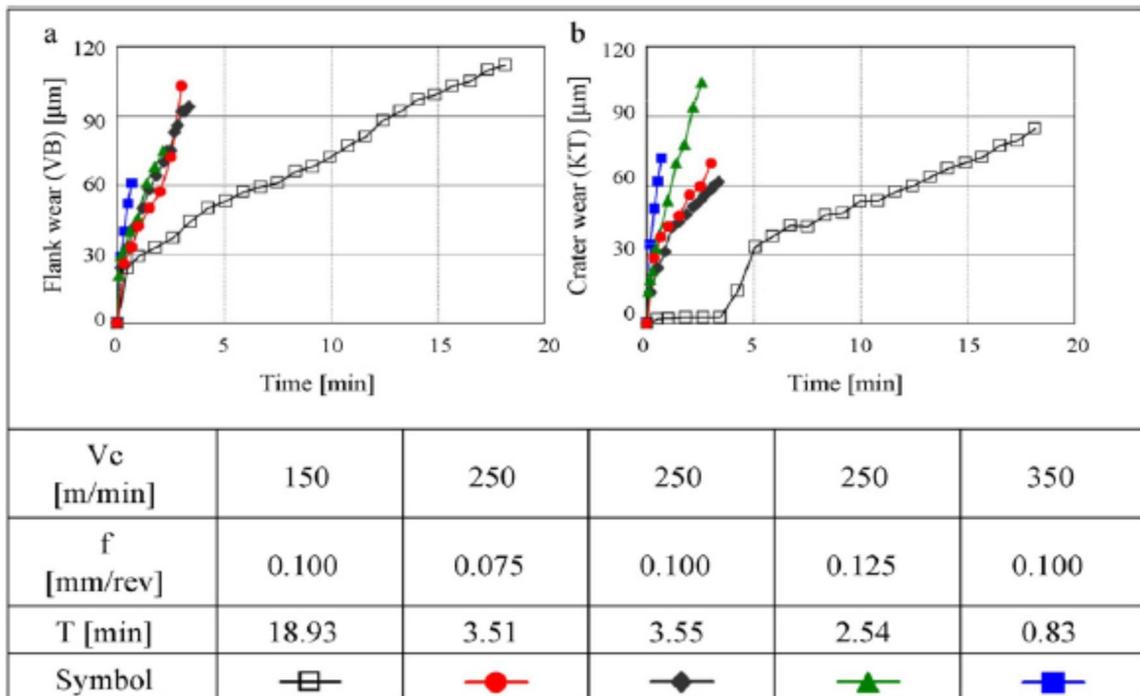


Figure I-26: Évolution l'usure de l'outil: (a) usure en dépouille (VB);(b) profondeur de cratère (KT) [ATT 12]

Les tests sont réalisés avec une profondeur de passe constant (1,2 mm). Ils ont constaté que le taux d'usure en dépouille est principalement dû aux phénomènes abrasifs

qui est fortement influencé par la vitesse de coupe, tandis que la vitesse de coupe et l'avance sont les deux facteurs qui influent sur le taux d'usure en cratère (K_T) (Figure I-26).

[GUN 13] et autres s'intéressent sur l'optimisation des conditions de coupe (vitesse de coupe, avance, profondeur de passe et la dureté) par la méthode de Taguchi pour déterminer la rugosité de la surface (R_a) optimale, lors du tournage dur de la fonte blanche martensitique (Ni-Dur) à deux différents niveaux de dureté (50 et 62 HRC) avec l'outil CBN et céramique revêtu. Ils ont constaté que l'avance est le facteur le plus significatif qui influe sur la rugosité de la surface pour la fonte (Ni-Dur) avec la 62 HRC (Figure I-27), tandis que la vitesse de coupe est le facteur le plus significatif qui influence la rugosité de la surface pour la même matière avec la dureté 50 HRC (Figure I-27).

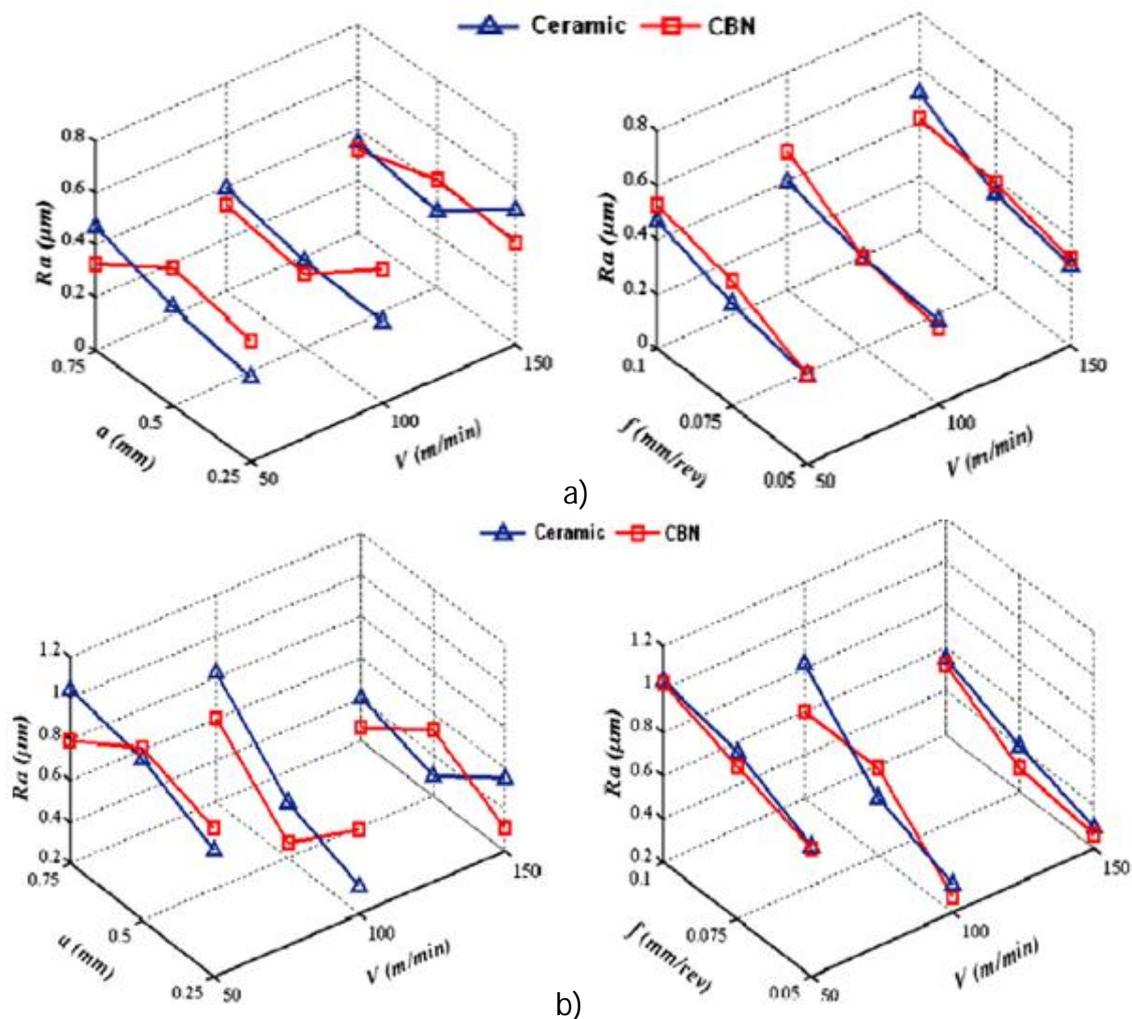


Figure I-27: Influence des paramètres de coupe sur R_a for la fonte blanche
Avec une dureté de a) 50 HRC et b) 60 HRC [GUN 13]

[QIA 07] et autres, ont analysé l'impact des variables d'entrée sur les efforts de coupe en usinage orthogonal des aciers durcis. L'usinage à grande vitesse (UGV) des

matrices et des moules dans leur état durci est devenu une pratique normale dans l'industrie. Dans ce processus, les outils conventionnels s'usent rapidement en raison des températures élevées et de la forte adhérence entre l'outil et la pièce à usiner. Des simulations numériques (analyse par éléments finis) de l'usinage orthogonal à grande vitesse ont été effectuées pour étudier l'effet des variables du régime de coupe suivant : la géométrie de la partie active de l'outil, la dureté de la pièce, l'avance et les 38 vitesses de coupe sur les efforts de coupe en tournage dur de finition. Le nitrure de bore cubique (CBN) ou le polycristallin (PCBN) en plaquettes sont largement répandus en tant que matériaux d'outil de coupe dans un tel usinage à grande vitesse des aciers à outils durcis en raison de leur dureté élevée, de leur résistance à l'usure par abrasion et de leur stabilité chimique à hautes températures. Dans cet article, les résultats de l'analyse par éléments finis en termes d'efforts de coupe relatifs à l'usinage orthogonal à grande vitesse de l'acier durci à roulement AISI 52100 (45–58 HRC), de l'acier pour travail à chaud AISI H13, de l'acier pour travail à froid AISI D2 et de l'acier faiblement allié AISI 4340 par des plaquettes en CBN, sont présentés. Les efforts de coupe tangentiel et radial ont été déterminés dans les simulations numériques. Parmi les paramètres étudiés du régime de coupe c'est l'avance qui a l'effet le plus significatif sur les efforts de coupe tangentiel et radial. Dans les mêmes conditions d'usinage, l'effort de coupe tangentiel est le plus prépondérant en tournage de l'acier AISI 4340 tandis qu'en tournage de l'acier AISI 52100 l'effort radial est le plus important et en tournage de l'acier AISI D2 les efforts de coupe tangentiel et radial sont les plus faibles. L'effort radial semble être plus dominant que l'effort de coupe tangentiel en tournage dur. Les deux efforts de coupe (tangentiel et radial) augmentent avec l'augmentation de l'avance, du rayon de bec de l'outil, de l'angle d'attaque négatif et de la dureté de la pièce. Ainsi, les effets de la vitesse de coupe, de l'avance, de la géométrie de la partie active de l'outil et de la dureté des éprouvettes sur les efforts de coupe sont rapportés.

- les efforts de coupe prédits sont bien conformes aux données expérimentales mesurées et disponibles dans la littérature avec une précision raisonnable ;
- les tendances d'augmentation des efforts de coupe avec l'augmentation de l'avance, du rayon de bec de l'outil, des angles d'attaque négatifs et de la dureté des éprouvettes sont similaires aux résultats expérimentaux et numériques rapportés par d'autres chercheurs.

[GAI 09] et autres ont étudié les caractéristiques de l'usinabilité de l'acier d'outil pour travail à froid à haute teneur en chrome AISI D2 en tournage avec les plaquettes en céramique (CC650, Wiper CC650WG et Wiper GC6050WH). Une tentative a été faite pour analyser les effets de la profondeur de passe et du temps d'usinage sur des aspects d'usinabilité tels que l'effort de coupe spécifique, la force d'usinage, la puissance, la rugosité de surface et l'usure de l'outil en utilisant les modèles mathématiques du deuxième degré. La planification des expériences a été faite par un plan factoriel complet (FFD). D'après l'analyse paramétrique, il s'est avéré que la plaquette Wiper CC650WG est plus performante en termes de la rugosité de surface et de l'usure de l'outil (Figures I-28).

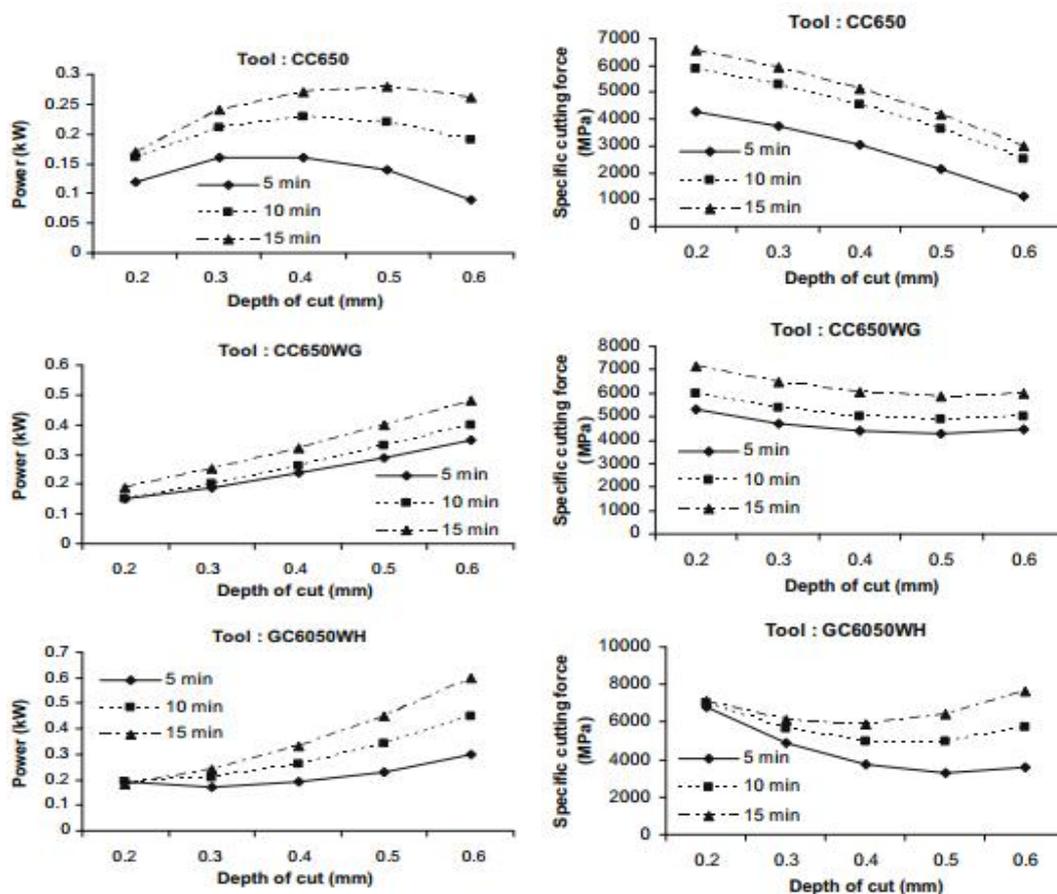


Figure I-28: Effet de la profondeur de passe et le temps d'usinage sur puissance et pression de coupe [GAI 09]

[LOU 99] et autres ont étudié le comportement à l'usure lors du tournage de l'acier allié durci 35NiCrMo6 [AISI 4340] avec une dureté de (35 – 55) HRC, ils ont utilisé des outils en CBN (liants TiC et Al₂O₃) et des outils en céramique (Al₂O₃ et TiC). Ils ont trouvé que le principal mécanisme d'usure pour les outils CBN est l'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. Les auteures ont trouvé que 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 conforme à la variation de la force de coupe, qui alternativement a été inversement liée à la température de coupe. [FNI 09] et autres, ont réalisé une étude expérimentale pour déterminer les modèles statistiques de critères de rugosité de surface en tournage dur de l'acier AISI H11 (X38CrMoV5-1) (50 HRC) avec l'outil en céramique mixte. Des modèles mathématiques ont été élaborés sur en utilisant le logiciel Minitab pour exprimer le degré d'influence de chaque régime de coupe sur la rugosité de la surface. Les résultats indiquent que la vitesse d'avance est le facteur le plus influent sur la rugosité de surface, suivie par la vitesse de coupe. Quant à la profondeur de passe, son effet n'est pas très important.

Dilbag Singh et Venkateswara [DIL 07] ont fait une recherche expérimentale pour déterminer les effets des conditions de coupe et la géométrie d'outil sur la rugosité de la surface lors du tournage dur de finition de l'acier à roulement (AISI 52100). Les plaquettes utilisées par les auteurs sont en céramique mixte composées de l'oxyde d'aluminium et le titane carbonitrure de Titane. Les facteurs étudiés sont (vitesse de coupe, avance, rayon du bec et l'angle d'attaque), chaque facteur a été changé pour trois niveaux 3^4 ce qui fait un plan d'expérience de 81 essais. Les résultats trouvés par les auteurs, indiquent que les paramètres de vitesse de coupe, l'avance, l'angle d'attaque et le rayon du bec sont les facteurs qui affectent l'état de la surface. Les résultats de cette étude prouvent aussi que l'avance est le facteur dominant déterminant l'état de la surface suivi du rayon du bec et de la vitesse de coupe. Bien que, l'effet de l'angle d'attaque sur l'état de la surface soit moins marqué, les effets d'interaction du rayon du bec et de l'angle d'attaque sont considérablement significatifs (Figure I-29).

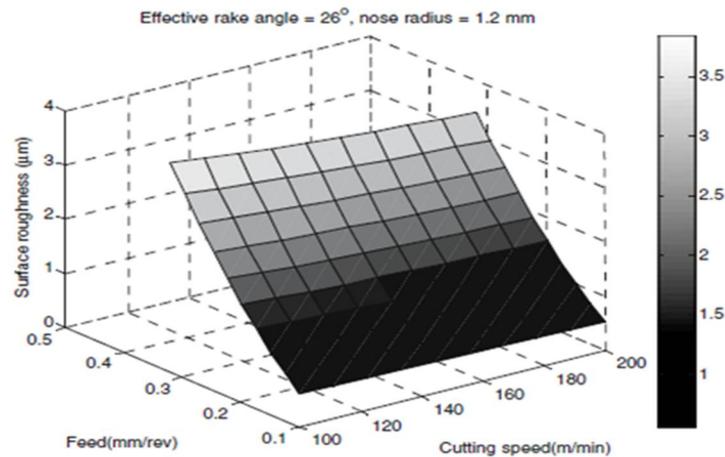


Figure I-29: Modèles de la rugosité en fonction des paramètres de coupe

Des modèles mathématiques pour la rugosité de la surface ont été développés en employant la Méthodologies de surface de réponse. Ce modèle serait utile en choisissant la géométrie et les conditions de coupe d'outil pour la qualité de surface exigée.

[BEN 03] et autres 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. 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. Ils ont tirés de conclusions sur la durée de vie des plaquettes en basant sur ces résultats expérimentaux:

- ✓ les meilleurs résultats ont été obtenus avec l'outil 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 et cela 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.

CHAPITRE II

PROCEDURE EXPERIMENTALE

II.1. INTRODUCTION

Dans ce chapitre, nous présentons l'ensemble des moyens exploités pour la réalisation des expériences, afin de caractériser le comportement du couple (outil-matière). Cela va consister en une présentation des différents équipements utilisés et qui servent au suivi de l'évolution de l'usure, de l'effort de coupe générée et de la rugosité de surfaces obtenue lors des essais. Nous présentons en même temps la démarche utilisée pour la réalisation des expériences ainsi que le choix des plans d'expériences.

Les essais d'usinage sur l'acier 42CrMo4, nécessaires à la réalisation de notre thèse, ont été effectués au département de Génie mécanique et au laboratoire de mécanique et structure à l'université 8 Mai 1945 de Guelma.

II.2. BANC D'ESSAIS ET EQUIPEMENT DE MESURE

Nous présentons dans ce point les équipements utilisés pour l'élaboration des expériences. Un banc d'essais comportant un tour à charioter et à fileter, une plate forme Kistler pour l'acquisition des efforts de coupe, un rugosimètre et une station AltiSurf pour déterminer la rugosité (3D) de la pièce usinée, un microscope (machine Visual 250) pour la mesure de l'usure sur les plaquettes de coupe.

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 (Figure II-1) il possède une puissance sur la broche égale à 6.6KW, les fréquences de rotation disponibles suivantes : (45; 63; 90; 125; 180; 250; 355; 500; 710; 1000; 1400; 2000) tr/min et les avances disponibles sur le tour sont comme suit: (0,08; 0,10; 0,11; 0,12; 0,14; 0,16; 0,18; 0,20; 0,22; 0,24 ;... ; 0,80) 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 faiblement allié de nuance 42CrMo4. Cet acier possède une excellente résistance aux chocs thermique, une bonne trempabilité et aux efforts mécaniques. Il est largement utilisé pour la fabrication de pièces à forte ou moyenne section ; tels que arbres, vilebrequins, engrenages, fusées à pivot, crémaillères, bielles hautement sollicitées, pignonnerie carbonitrurée et crochets de traction pour tracteur. Pour nos essais, nous avons usiné des éprouvettes de diamètre $\phi = 75$ mm et de longueur $L = 400$ mm (Figure II-2).



Figure II-2: Éprouvettes utilisées

La composition chimique de l'acier 42CrMo4 est représentée dans le tableau II-1. Cette analyse a été faite au laboratoire du Complexe Sidérurgique d' El HADJAR.

Éléments	Pourcentage (%)
Carbone	0,43
Chrome	1,10
Molybdène	0,19
Vanadium	0,005
Silicium	0,24
Manganèse	0,79
Soufre	0,024
Cuivre	0,025
Aluminium	0,029
Titane	0,004
Niobium	0,001
Nickel	0,022
Etain Sn	0,002
Fer	96,315

Tableau II-1: Composition chimique de l'acier 42CrMo4

II.2.3. Traitement thermique des éprouvettes

Afin de travailler dans le contexte du tournage dur, nos éprouvettes ont subi un traitement thermique qui consiste à une trempe suivie d'un revenu, ce qui a augmenté la dureté des éprouvettes à 60 HRC (Tableau II-2).

Acier	Dureté avant traitement	Dureté après traitement	Traitement thermique		Temps de maintien
			Trempe	Revenu	
42CrMo4	26HRC	~ 60HRC	~ 950°C	~ [500 ÷ 550]	45 minutes

Tableau II-2: 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-3.

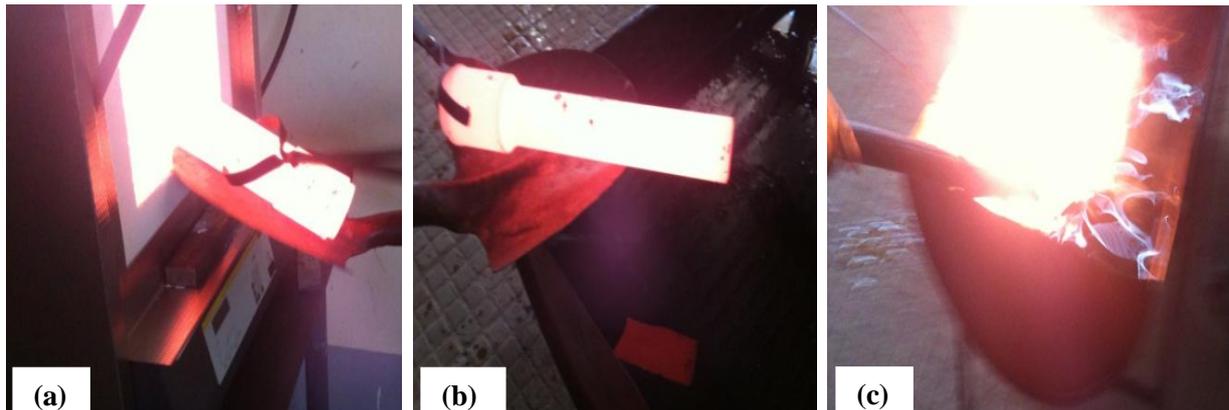


Figure II-3: Four à chambre électrique pour le traitement thermique des éprouvettes

Marque	Dimensions (mm)			Puissance (KW)	T°C max
	Largeur (B)	Longueur (L)	Hauteur (H)		
B180	330	500	280	14	1200 °C

Tableau II-3: Caractéristiques du four électrique

Les opérations de traitement thermique que nous avons réalisé sur les éprouvettes sont représentées sur la figure II-4 (a, b et c).



(a) Chauffage des éprouvettes (b) Transport de la pièce (c) Trempe à l'huile

Figure II-4: Opérations de traitement thermique (a, b et c)

II.2.4. Plaquettes de coupe

Le matériau des plaquettes de coupe utilisées est la céramique avec et sans revêtement. Ces plaquettes sont amovibles de forme:

- rhombique d'une géométrie Wiper et non Wiper, comportant 4 arêtes de coupe par plaquette et sont de marque SANDVIK, avec une fixation par trou central.

-carrée, comportant 8 arêtes de coupe par plaquette et sont de marque SANDVIK, avec fixation par trou central. Toutes les informations relatives aux plaquettes de coupe sont regroupées dans le tableau II-4 et montrées à la figure II-5.

Matériau de coupe	Désignation	Géométrie	Composition
Céramique Wiper CC6050	CC6050WH SANDVIK	CNGA120408S01525WH	70 % Al_2O_3 + 30 % TiC + revêtement en TiN
Céramique CC6050	CC6050 SANDVIK	CNGA120408S01525	70 % Al_2O_3 + 30 % TiC + revêtement en TiN
Céramique Wiper CC650	CC650WG SANDVIK	CNGA120408S01525WG	(70% Al_2O_3 + 30% TiC) (Al_2O_3 +TiC)
Céramique CC650	CC650 SANDVIK	CNGA120408S01525	(70% Al_2O_3 + 30% TiC) (Al_2O_3 +TiC)
Céramique CC650	CC650 SANDVIK	SNGA120408T01020 SNGA120412T01020 SNGA120416T01020	(70% Al_2O_3 + 30% TiC) (Al_2O_3 +TiC)

Tableau II-4: Informations relatives aux matériaux de coupe utilisés

- ❖ Céramique CC650 : Nuance de céramique mixte à base d'alumine, additionnée de carbure de titane, principalement recommandée pour l'usinage de finition des aciers trempés (70% Al_2O_3 + 30% TiC). des fontes et des superalliages réfractaires, requérant une bonne résistance à l'usure associée à de bonnes propriétés thermiques.
- ❖ Céramique CC6050 : Nuance céramique à base d'alumine, conçue pour optimiser les performances dans les superalliages réfracteurs présumés dans des conditions stables. offre une sécurité élevée et une usure prévisible grâce à sa grande résistance à l'usure en entaille.
- ✓ Géométrie Wiper : les plaquettes céramiques s'utilisent notamment pour la finition des surfaces selon des spécifications très élevées .Sandvik Corament a adapté sa technologie Wiper mondialement réputée aux plaquettes en matériaux de haute technologie afin d'améliorer considérablement la productivité de ce type d'opération.
- WG : géométrie Wiper pour usinage générale convient bien pour la finition des fontes grise autorise des avances élevées;
- WH : géométrie Wiper optimisée pour le tournage dur peut rivaliser avec la rectification conçue pour des performances optimales sous des avances utilisées en tournage dur de finition.
- ✓ Descriptif des plaquettes CNGA 12 04 08 S 015 25
 - C : Indique la forme de la plaquette (ici rhombique) ;
 - N: Valeur de l'angle de dépouille ;
 - G: Tolérances dimensionnelles ;
 - A: Type de fixation de la plaquette sur le corps d'outil ;
 - 12: Indication de la longueur d'arête de coupe;
 - 04: Indication de l'épaisseur de la plaquette;
 - 08: Rayon du bec de l'outil ici égal à 0,8 mm;
 - S: Chanfrein avec honing (léger arrondi d'arête);
 - 015: la largeur du chanfrein;
 - 25: l'angle du chanfrein;

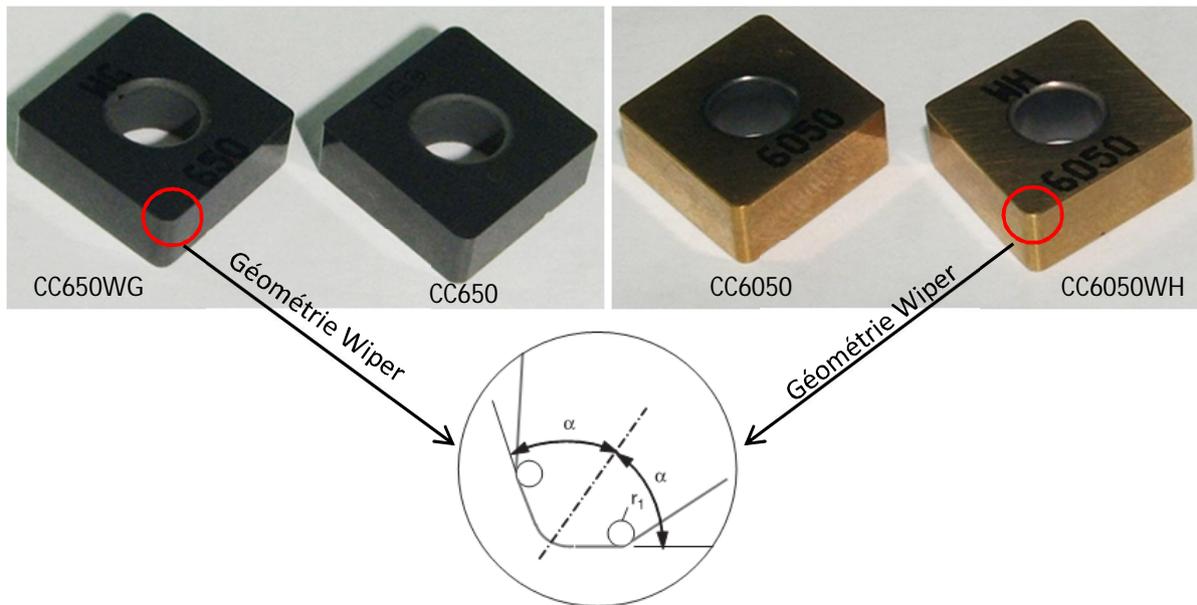


Figure II-5: Plaquettes de coupe utilisées

II.2.5. Portes outils

Pour la réalisation des essais, nous avons utilisé deux portes outils d'inclinaison différente avec fixation mécanique par trou central (Tableau II-5, Figure II-6).

Désignation	Marque	α	γ	χ_r	λ
PSSNR 25×25 M12-T	TIZIT SIMPLEX	6°	-6°	75°	-6°
CSDNN25×25 M12	TIZIT SIMPLEX	6°	-6°	45°	-6°
PCLNR 25×25 M12	P MAX	6°	-6°	95°	-6°

Tableau II-5: Caractéristiques des portes plaquettes utilisées



Figure II-6: Portes outils utilisées

II.2.6. Dynamomètre pour la mesure des efforts de coupe

Afin de mesurer les efforts de coupe en temps réel, nous avons utilisé une plateforme (KISTLER). Elle est considérée parmi les équipements les plus fiables pour la mesure des composantes de l'effort de coupe. Ce dispositif comporte plusieurs éléments dont on cite : le dynamomètre, l'amplificateur de signaux, le PC avec le logiciel DYNOWARE 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 reçoit le mouvement d'avance. Ce dernier est monté sur la plateforme, 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, car elle est constituée de quatre capteurs en quartz (Figure II-7).

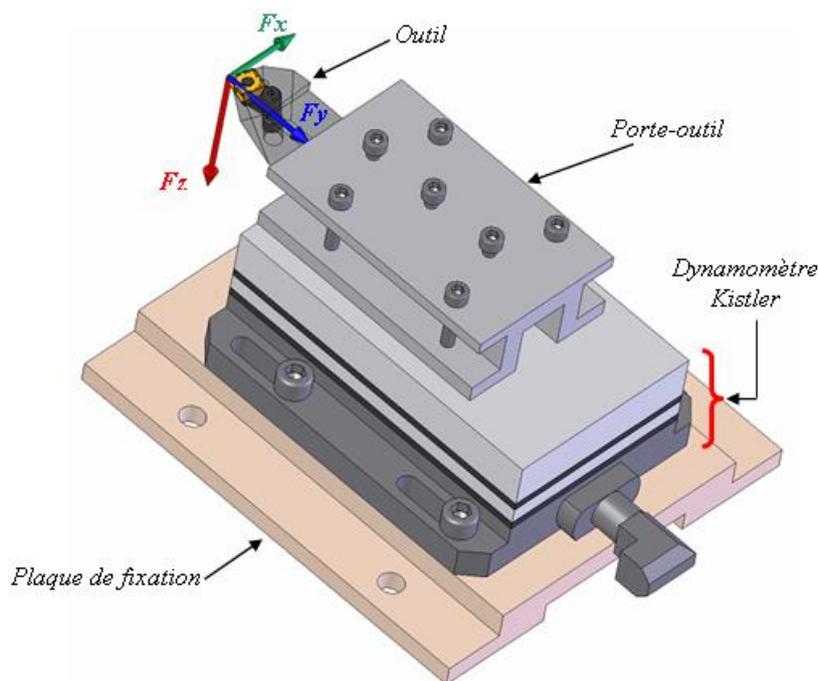


Figure II-7: Plateforme KISTLER

Les deux portes outils sont employés pour des outils de tournage avec une section maximum de 26×26. Les forces qui agissent sur la plaque du dynamomètre lors de la coupe sont converties en charges électriques qui sont alors amplifiées par l'amplificateur des signaux, et sont ensuite acquies 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 qui sont :

La force axiale $F_x(F_a)$; La force radiale $F_y(F_r)$; La force tangentielle $F_z(F_t)$.

Les caractéristiques de la chaîne sont:

- grande rigidité, fréquence propre très élevée.
- large gamme de mesure.
- bonne linéarité, sans hystérésis.
- faible interaction (<1%).
- résistant au lubrifiant selon mode de protection IP67.
- câble spécial à haute isolation de la connexion entre le dynamomètre et l'amplificateur (5 m de longueur, 8 mm de diamètre).
- amplificateur multi canaux, destiné à la mesure des efforts de coupe.

II.2.7. Microscope pour la mesure de l'usure en dépouille (machine Visual 250)

La machine Visual 250 est utilisée dans notre cas pour la mesure de l'usure des différentes plaquettes utilisées. Cette machine a été spécialement conçue dans le souci d'offrir une alternative à coût fortement optimisé dans le domaine de la vision, tout en assurant une précision et une qualité optimum. Sa conception mécanique est d'une grande robustesse, ce qui permet une utilisation de la machine aussi bien en atelier que dans le laboratoire de mesure (Figure II-8).

- ❖ Axe Z: l'axe Z est contrôlé directement depuis la face avant de la machine.
- ❖ Table de mesure X/Y: chacune des deux tables X et Y est dotée d'un débrayage manuel afin d'accélérer les déplacements nécessaires pour atteindre la zone de mesure.
- ❖ Zoom manuel: la machine est livrée avec un zoom manuel indexable offrant un agrandissement optique de 0,7 fois à 4,5 fois.
- ❖ Eclairages: la VISUAL 250 est équipée de deux éclairages par diodes électroluminescentes (LEDs), soit un éclairage annulaire épiscopique (au-dessus) et un éclairage diascopique (au-dessous) pour une visualisation de la pièce de profile. Ces deux éclairages sont directement gérés par le logiciel.
- ❖ Pointeur laser: afin de faciliter la localisation de la zone de mesure sur l'arête de coupe principale (dans notre cas, l'usure VB), la machine dispose d'un pointeur laser.

- ❖ Logiciel (Visual Gage 2.2.0): simple et convivial, le logiciel Visual Gage permet à tout opérateur comme au métrologue de mesure rapidement et précisément la plupart des éléments géométriques. Il se distingue par sa facilité d'utilisation son interface graphique et sa flexibilité lors de la création des de mesure (Figure II-9).

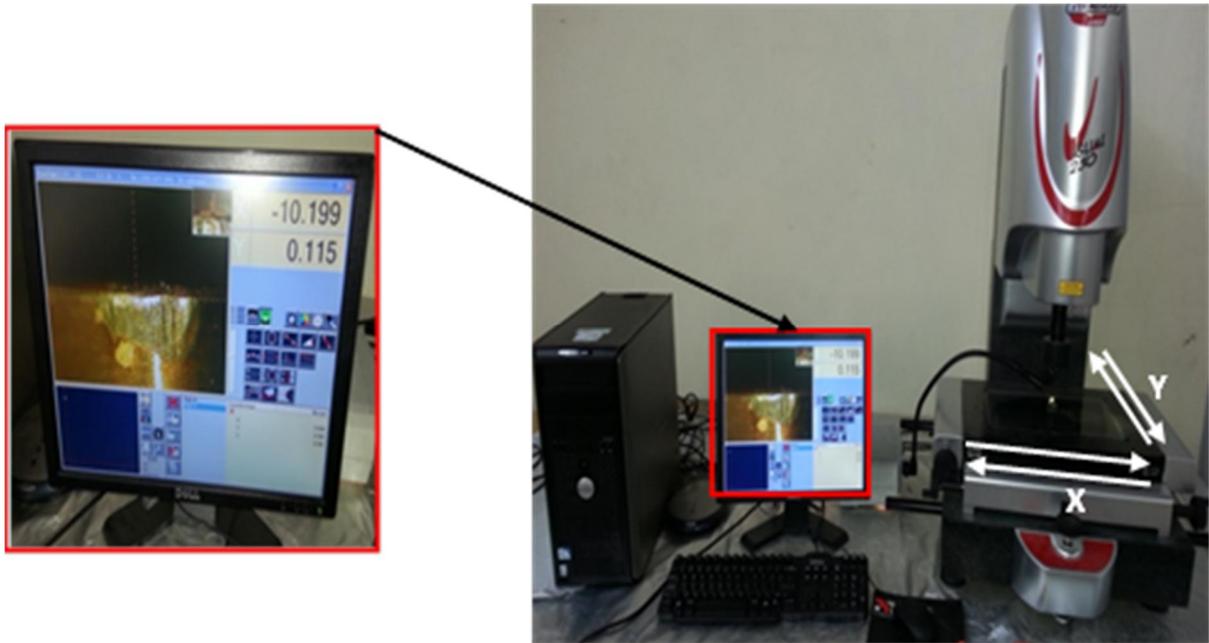


Figure II-8: Machine pour la mesure de l'usure en dépouille (machine Visual 250)

- ❖ Description de l'interface (Figure II-9)

L'interface du logiciel est composée des parties suivantes:

- 0: version du logiciel et informations sur les étalonnages de la machine;
- 1: affichage de l'image vidéo issue de la caméra;
- 2: zoom numérique, centré sur le réticule (Fonction Loupe);
- 3: visualisation graphique des éléments mesurés ou calculés;
- 4: liste des éléments mesurés ou calculés;
- 5: résultats de mesure de l'élément actif;
- 6: affichage des axes X et Y, centre du réticule;
- 7: affichage des paramètres système;
- 8: gestion des éclairages, du zoom, du réticule et du pointeur laser;
- 9: fonctions de mesures et constructions;
- 10: fonctions diverses;
- 11: mode de mesure et icônes associées.



Figure II-9: Interface de logiciel Visual Gage 2.2.0

II.2.8. Rugosimètre pour la mesure de la rugosité (2D)

Pour la mesure des différents critères de rugosité (R_a , R_z et R_t), nous avons utilisé un rugosimètre (2D) SurfTest 201 (Mitutoyo) (Figure II-10). Ce dernier est constitué d'un palpeur en diamant, 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.

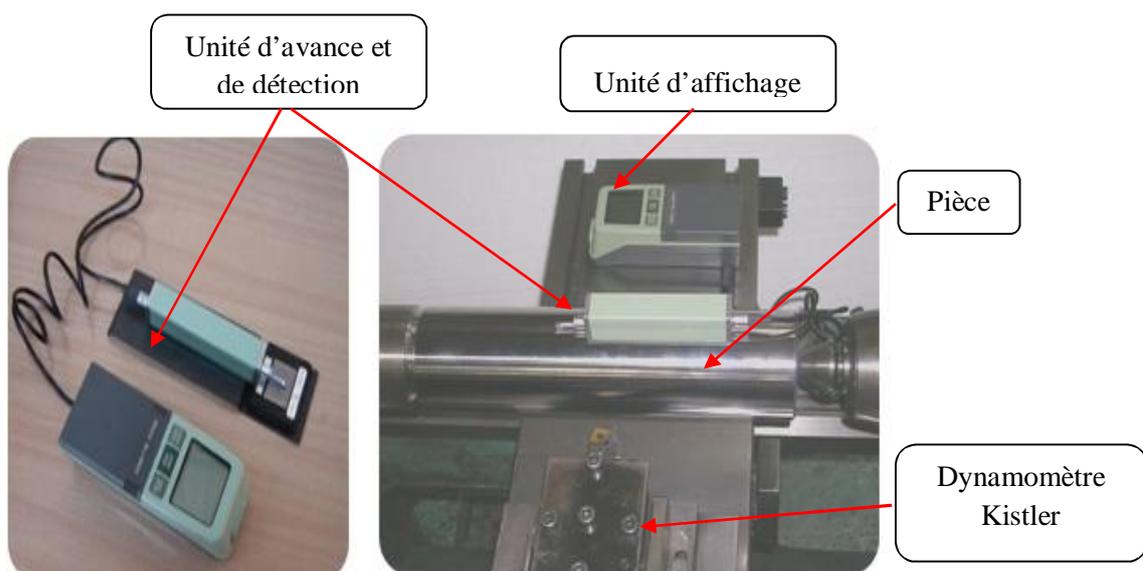


Figure II-10: Mesure de rugosité sans démontage de la pièce

II.2.9. Station AltiSurf pour la mesure la rugosité en 3D

II.2.9.1. Présentation

L'appareil de métrologie optique AltiSurf permet de finement étudier la topographie de surface des échantillons d'essai. De ce fait, la technologie AltiSurf représente un outil performant dans l'établissement de relations entre les états de surface, micro dimensions, revêtements... et la fonctionnalité et qualités attendues d'un produit (Figure II-11).

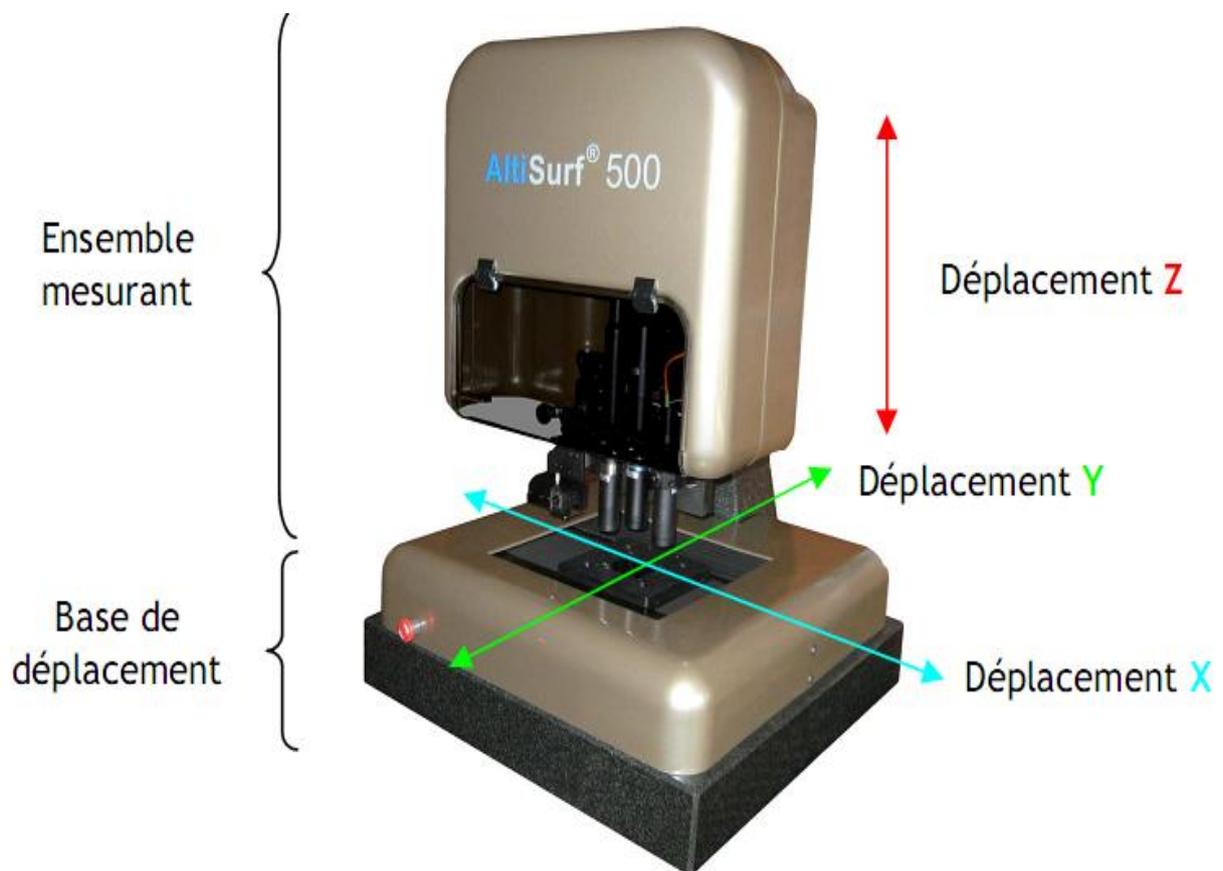


Figure II-11: Station AltiSurf® 500

Une station AltiSurf® 500 standard est composée (Figure II-11):

- d'une base en granite ;
- d'un ensemble inférieur ou base de déplacement: plusieurs tables de déplacement motorisées de haute précision permettant le mouvement de l'échantillon selon les axes X et Y, éventuellement selon un ou plusieurs axes rotatifs ;
- une plateforme rectangulaire permet de poser l'échantillon à mesurer ;

- d'un ensemble supérieur ou ensemble mesurant: une table de déplacement motorisée de haute précision commande le mouvement de l'ensemble ;
- un support multipositions accueille les différents capteurs AltiProbe optique, inductif, micro force, laser. La modularité de la station AltiSurf permet à tout moment à l'utilisateur d'utiliser l'un ou l'autre des capteurs disponibles ;

II.2.9.2. Vue d'ensemble (Figure II-12)

La chaîne de mesure de la rugosité en 3D est composée de :

a) Boîtier de contrôle Phénix

Le boîtier de contrôle phénix est l'interface entre l'intelligence située dans le PC industriel et l'AltiSurf. Il contient les alimentations et l'électronique de puissance associée aux axes de déplacement, la connectique et la mise en forme des signaux capteurs, et le cas échéant le conditionneur du capteur inductif.

b) Télécommande externe

La télécommande externe est connectée à la station, elle permet de déplacer les axes et de paramétrer une mesure sans se trouver devant l'écran principal.

Elle dispose de 2 joysticks, de 5 touches de fonction, d'un écran tactile et d'un bouton d'arrêt d'urgence qui stoppe tout mouvement sur l'ensemble des axes.

c) Logiciel d'acquisition Phénix

Le logiciel Phénix est l'interface utilisateur de l'AltiSurf, il permet de configurer l'ensemble des paramètres, de programmer et d'exécuter des mesures. Il se décompose en une partie graphique et une partie serveur qui dialogue en permanence avec le matériel et fait appel à différentes cartes placées dans le PC industriel.

d) Logiciel d'analyse Altimap

AltiMap est le logiciel utilisé par défaut pour l'analyse des mesures acquises par Phénix, une aide en ligne est disponible directement dans Altimap.

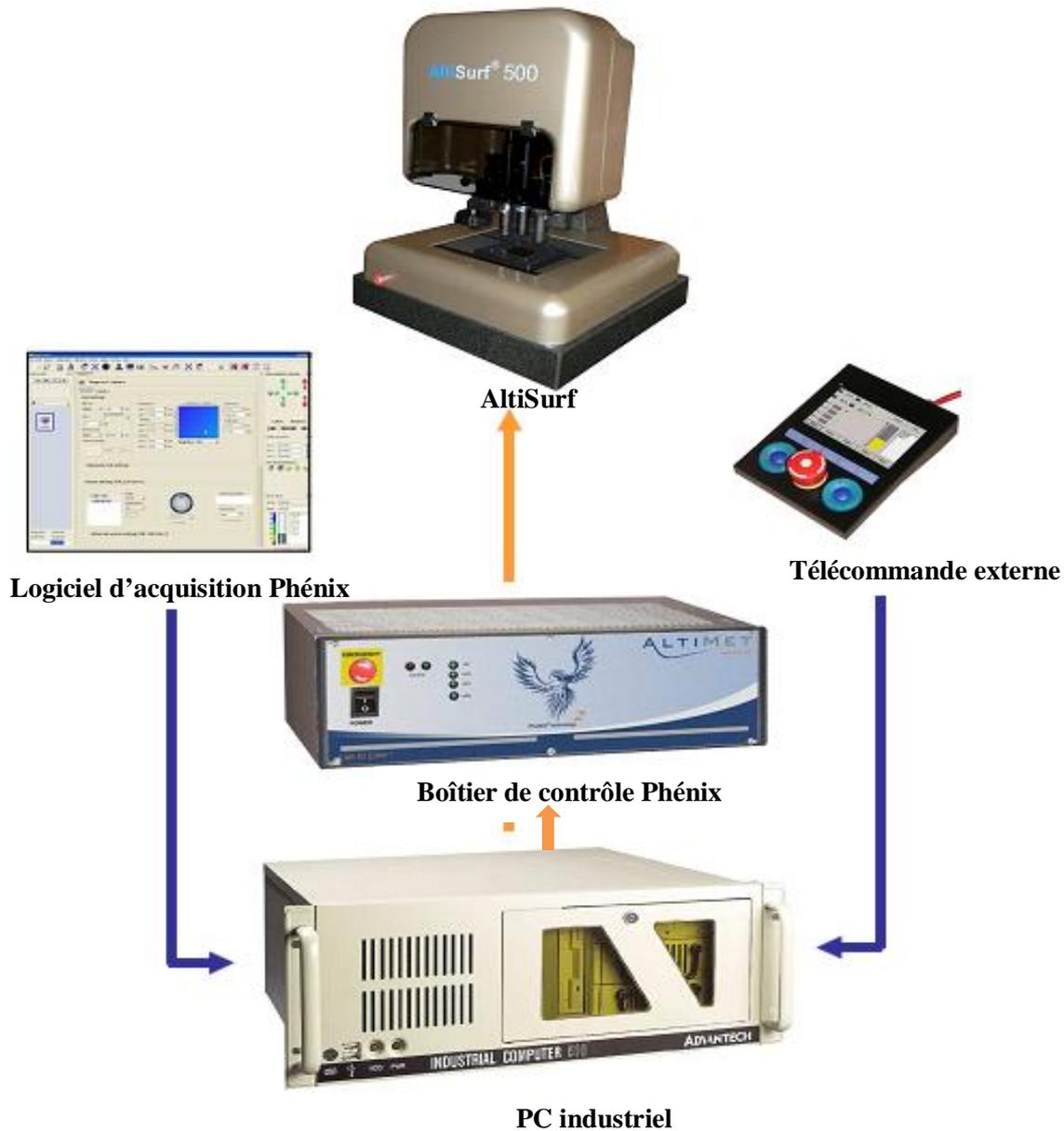


Figure II-12: Chaîne de mesure de la rugosité en 3D

II.3. PLANIFICATION DES EXPERIENCES

II.3.1. Méthode unifactorielle

On fait appel à cette méthode pour évaluer l'action d'un seul facteur X sur un paramètre Y . L'opération consiste à varier la valeur du facteur examiné X [$X_i \in \{X_{\min}, X_{\max}\}$], tout en maintenant tous les autres facteurs constants (Tableau II-12). Pour chaque $X = X_i$, on réalise un essai et on mesure la valeur correspondante de Y_i , ($i = 1 \div N$). Pour étudier et optimiser un processus technologique on utilise souvent cette méthode qui permet d'obtenir la relation $Y = f(X)$. Dans ce cas, on varie seulement le facteur X , tout en maintenant les autres facteurs constants. Des exemples de cette méthode se trouvent au chapitre III [BOU 11].

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

Quel que 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 états de surface des pièces.

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 géométrie de la partie active de l'outil.

II.3.2. Méthode multifactorielle

Nous nous servirons 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 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 [WU 64] a utilisé cette technique pour mener une étude d'optimisation de la durée de vie des outils de coupe. Dureja et autres [DUR 09] 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 notre thèse.

II.3.3. Différents types des plans d'expériences

En raison du grand nombre de facteurs pouvant influencer la performance de l'usinage, il serait préférable de développer des stratégies optimales en se servant des méthodes de plan d'expériences. Les plans d'expériences permettent dans certains cas de déterminer les effets des paramètres et des éventuelles interactions, et de modéliser la réponse à partir des équations de prédiction. La réponse est ensuite optimisée et validée.

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 la vitesse de coupe (V_c), 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 [VIV 02 et POI 00].

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 [VIV 02].

Le premier facteur peut être représenté par un axe gradué et orienté (Figure II-13). 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.

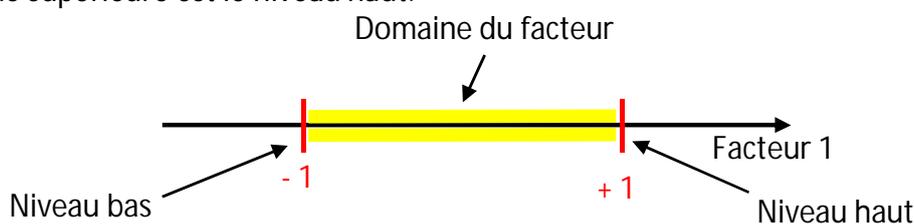


Figure II-13: *Domaine de variation du « facteur », constitué de toutes les valeurs comprises entre le niveau bas et le niveau haut*

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 $+1$.

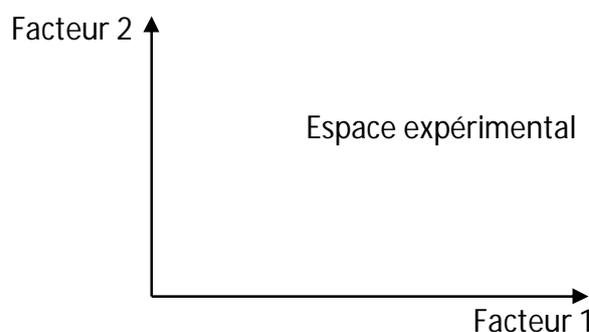


Figure II-14: *Définition de l'espace expérimental*

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-14).

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-15). 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.

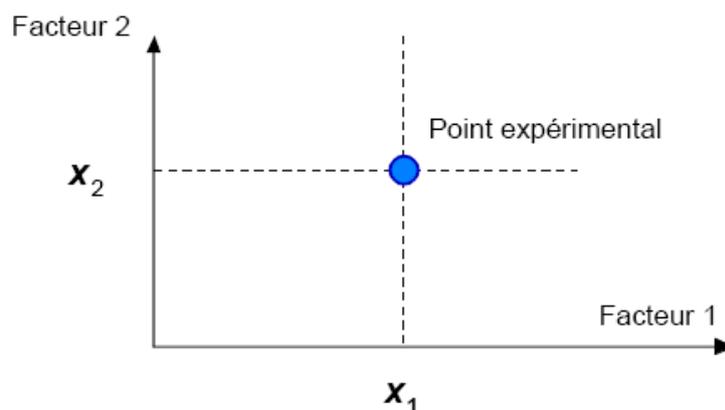


Figure II-15: Niveaux des facteurs définissant des points expérimentaux dans l'espace expérimental

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-16).

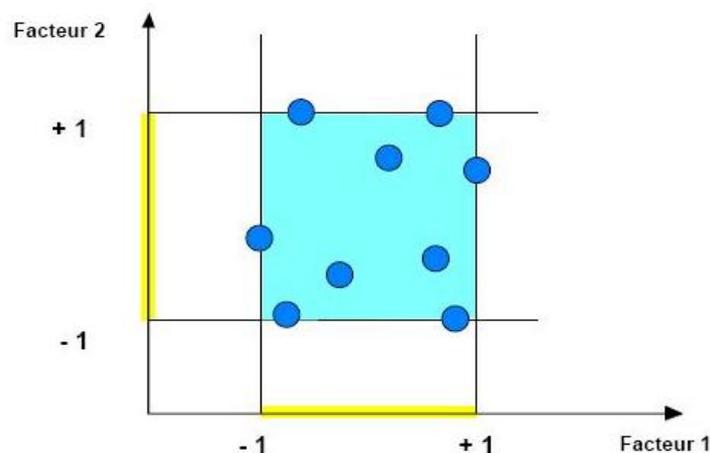


Figure II-16: Définition du domaine d'étude par l'expérimentateur

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 continués [POI 00].

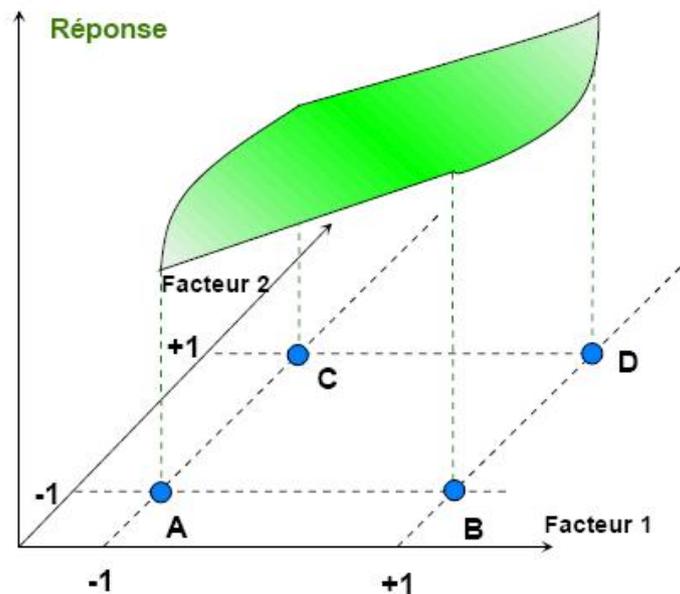


Figure II-17: Définition de la surface de réponse

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-17).

II.3.4. 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 Doelhart, les plans hybrides.

a) Plans composites centrés

Un plan composite est constitué de trois parties [KAM 00]:

- 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-18 représente un plan composite pour deux facteurs :

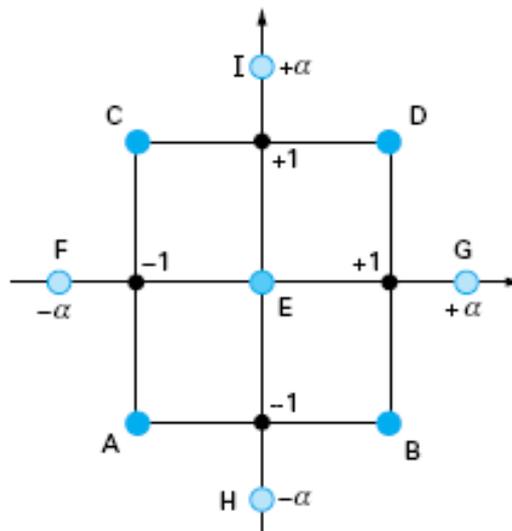


Figure II-18: Plan composite pour deux facteurs

- 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-6).

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-6: 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-7) comporte vingt-quatre expériences, complétées par cinq expériences au centre du domaine d'étude [AOU 12].

Nombre de facteurs	3	4	5	6
Nombre total d'essais ⁽¹⁾	17	29	46	54
(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.				

Tableau II-7: Plans de Box-Behnken

Les points expérimentaux sont au milieu des arêtes de chacun des côtés du cube (Figure II-19). Ce plan comporte douze essais auxquels on peut ajouter cinq points centraux (Tableau II-7).

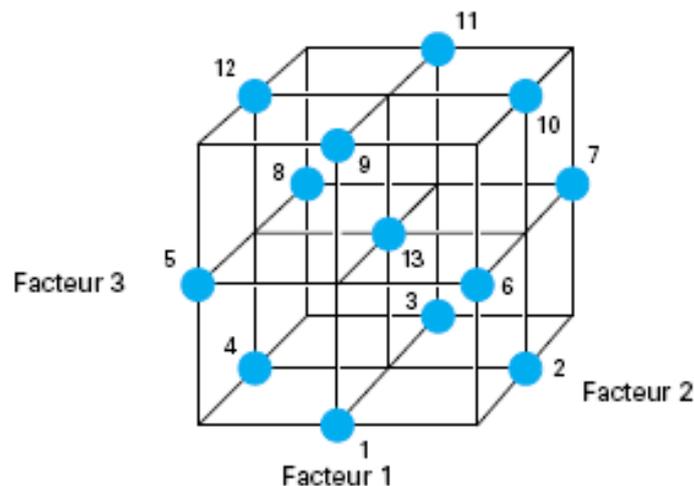


Figure II-19: Lieu géométrique des points expérimentaux d'un plan de Box-Behnken à trois facteurs

c) Plans hybrides

Les plans hybrides ont été mis au point par Roquemore [ROQ 76]. 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-8).

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

Tableau II-8: *Plans hybrides*

d) *Plans de Doelhart*

Ces plans se singularisent par 2 spécificités (Tableau II-9):

- 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 [KAM 00 et CHA 05].

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

Tableau II-9: *Plans de Doelhart*

II.3.5. Plan utilisé pour la méthode multifactorielle

Cette méthode permet d'organiser et d'exécuter les expériences d'une manière optimale afin d'obtenir des modèles mathématiques de simulation des procédés des systèmes complexes. La stratégie de recherche expérimentale consiste à déterminer tout d'abord le nombre d'essais nécessaires. Le nombre d'essais est en fonction des facteurs de base (fonction entrée) et du nombre de niveaux de variation de ces facteurs (Tableau II-10).

Dans notre étude nous avons considéré l'influence de trois facteurs de base (V_c , f et ap) sur les diverses fonctions d'optimisation (efforts de coupe, rugosité et usure de l'outil). Pour déterminer le nombre d'essais nécessaires nous appliquons la formule suivante :

$$N = q^k \quad (\text{II-2})$$

— N : Nombre d'essais ; q : Nombre de niveau de variations des facteurs de base ; k : Nombre des facteurs de base.

Dans notre cas, nous avons trois facteurs de base ($k = 3$) et chaque facteur à trois niveaux de variation un niveau supérieur (+1) et un niveau moyen (0) un niveau inférieur (-1). Nous avons alors : $N = 3^3 = 27$ (Tableau II-10).

Niveau de facteurs	Valeurs naturelles des facteurs		
	V_c (m/min)	f (mm/tr)	ap (mm)
Niveau supérieur (+1)			
Niveau moyen (0)			
Niveau inférieur (-1)			
N° des essais	Valeurs codifiées des facteurs		
	X1	X2	X3
1	+1	+1	+1
2	+1	+1	0
3	+1	+1	-1
4	+1	0	+1
5	+1	0	0
6	+1	0	-1
7	+1	-1	+1
8	+1	-1	0
9	+1	-1	-1
10	0	+1	+1
11	0	+1	0
12	0	+1	-1
13	0	0	+1
14	0	0	0
15	0	0	-1
16	0	-1	+1
17	0	-1	0
18	0	-1	-1
19	-1	+1	+1
20	-1	+1	0
21	-1	+1	-1
22	-1	0	+1
23	-1	0	0
24	-1	0	-1
25	-1	-1	+1
26	-1	-1	0
27	-1	-1	-1

Tableau II-10: Matrice de planification pour un plan 3^3

II.3.6. Méthode de Taguchi

Le docteur Genichi Taguchi a travaillé dans le domaine de la qualité, il a notamment mis au point une méthode nommée « Méthode Taguchi » qui permet de maîtriser la qualité dès la conception des produits. L'utilisation du plan fractionnaire permet de diminuer considérablement le nombre d'expériences à réaliser pour identifier les coefficients d'un modèle. La mise au point de plans fractionnaires adaptés à un modèle est une procédure longue et peut s'avérer complexe. Taguchi a mis au point une méthode originale permettant, à partir de quelques tables standard, de résoudre facilement la plupart des problèmes industriels en matière de plan d'expériences [TAG 93]. Ces tables standards de Taguchi considèrent que les interactions entre deux facteurs sont négligeables sauf quelques-unes parfaitement identifiées, et les interactions d'ordre supérieur à deux seront toujours considérées comme négligeables [PIL 02].

a) Démarche de la méthode Taguchi

La démarche de Taguchi se présente en six phases [TAG 87]:

- ✓ Phase 1 : décrire le problème à résoudre en essayant de quantifier l'objectif à atteindre.
- ✓ Phase 2 : sélectionner les paramètres les plus influents après un recensement exhaustif. Les paramètres listés non retenus seront maintenus constants au cours des essais.
- ✓ Phase 3 : construire le plan en utilisant des tables ayant des propriétés d'orthogonalité pour configurer les combinaisons des facteurs à tester. La propriété d'orthogonalité permet de faire varier dans une série d'essais plusieurs facteurs en même temps sans que l'effet influe sur les autres facteurs. Cette propriété a pour conséquence de diminuer le nombre d'essais.
- ✓ Phase 4 : réaliser les essais en reproduisant sur le produit ou le processus chaque combinaison du plan et en consignait les réponses dans un tableau.
- ✓ Phase 5 : analyser les résultats. Il existe deux méthodes complémentaires : l'analyse graphique mise au point par Taguchi et l'analyse de la variance statistique (AVOVA).
- ✓ Phase 6 : conclure à partir de la synthèse des résultats obtenus et décider des actions à mener (réglages des paramètres, remise en cause de la conception du produit ou du processus, etc.).

b) Choix d'une table de Taguchi

Afin de choisir une table existante, il faut calculer le nombre d'essais minimum à effectuer. Ce calcul est basé sur la notion de degré de liberté (ddl) qui est défini mathématiquement comme suit :

- le ddl d'un facteur est égal au nombre de ces niveaux moins un ;
- le ddl d'une interaction est égal au produit des ddl des facteurs la composant ;
- le ddl d'un modèle est égal à la somme des ddl des facteurs et des interactions ;
- le ddl d'un plan est égal au nombre d'essais moins un.

Il s'agit alors de choisir la plus petite matrice d'expériences compatible avec le modèle choisi, c'est-à-dire le nombre de ddl du plan doit être supérieur ou égal à celui du modèle. Le tableau de Taguchi est désigné par trois symboles. Par exemple, la matrice (Tableau II-11) L18 ($1^2 \times 4^3$) comporte 18 essais pour étudier un facteur à deux niveaux (angles de direction principale χ_r) et 4 facteurs à trois niveaux (vitesse de coupe V_c , avance par tour f , profondeur de passe ap et rayon du bec de l'outil r).

Niveau de facteurs	Valeurs naturelles des facteurs				
	χ_r (deg)	V_c (m/min)	f (mm/tr)	ap (mm)	r (mm)
Niveau supérieur (+1) Niveau moyen (0) Niveau inférieur (-1)					
N° des essais	Valeurs codifiées des facteurs				
	X1	X2	X3	X4	X5
1	+1	+1	+1	+1	+1
2	+1	+1	0	0	0
3	+1	+1	-1	-1	-1
4	+1	0	+1	+1	0
5	+1	0	0	0	-1
6	+1	0	-1	-1	+1
7	+1	-1	+1	0	+1
8	+1	-1	0	-1	0
9	+1	-1	-1	+1	-1
10	-1	+1	+1	-1	-1
11	-1	+1	0	+1	+1
12	-1	+1	-1	0	0
13	-1	0	+1	0	-1
14	-1	0	0	-1	+1
15	-1	0	-1	+1	0
16	-1	-1	+1	-1	0
17	-1	-1	0	+1	-1
18	-1	-1	-1	0	+1

Tableau II-11: Matrice de planification de Taguchi L18 ($1^2 \times 4^3$)

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_r , γ , α , β , ...), ainsi que les conditions de travail (rigidité de la machine,...). Les conditions de coupe utilisées pour les différents essais réalisés sont indiquées dans les tableaux (II-12 à 15). Tous les essais d'usinage ont été réalisés sans lubrification.

Paramètres constats	Valeurs	Paramètres variables	Valeurs
V_c (m/min)	150	f (mm/tr)	0,08 ; 0,12 ; 0,14 ; 0,16 ; 0,20 ; 0,24. 0,28.
ap (mm)	0,20		
V_c (m/min)	150	ap (mm)	0,10 ; 0,20 ; 0,30 ; 0,40 ; 0,50 ; 0,60; 0,70.
f (mm/tr)	0,08		
ap (mm)	0,20	V_c (m/min)	60 ; 80 ; 120 ; 160 ; 220 ; 320 ; 450.
f (mm/tr)	0,08		

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

Paramètres	ap (mm)	V_c (m/min)	f (mm/tr)
Valeurs	0,20	150	0,08

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

Conditions de coupe	V_c (m/min)	f (mm/tr)	ap (mm)
		80; 115; 150.	0,08; 0,11; 0,14.

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

Conditions de coupe	V_c (m/min)	f (mm/tr)	ap (mm)	χ_r (deg)	r (mm)
		100; 150; 200.	0,08; 0,12; 0,16.	0,10; 0,20; 0,30.	45; 75.

Tableau II-15: Conditions de coupe pour matrice de Taguchi (L18)

II.5. CONCLUSION

Dans ce chapitre, nous avons présenté les équipements de travail et de mesure utilisés (machine-outil, éprouvettes, plaquette de coupe, porte-outil, dynamomètre, microscope optique, rugosimètre, la station AltiSurf (Rugosimètre 3D). La planification des expériences et les conditions de coupe ont été également illustrées. Nous avons aussi choisi les plans d'expérience ainsi que les conditions de coupe. Dans le chapitre qui suit, nous allons exposer les résultats du chapitre II.

CHAPITRE III

ANALYSE DU COMPORTEMENT DES DIFFERENTS
MATERIAUX DE COUPE

III.1. INTRODUCTION

Les essais de coupe effectués sur l'acier 42CrMo4, traité à 60HRC, usiné à sec par les céramiques de coupe suivantes: la céramique mixte revêtue en Wiper CC6050WH, la céramique mixte revêtue conventionnelle CC6050, la céramique mixte non revêtue en Wiper CC650WG et la céramique mixte non revêtue conventionnelle CC650 nous ont permis de déterminer les paramètres technologiques; (les efforts de coupe, les pressions de coupe, la puissance, la rugosité des surfaces usinées et l'usure) pour différentes conditions de coupe (vitesse de coupe, avance par tour, profondeur de passe et temps d'usinage). Les résultats obtenus nous permettent de faire une comparaison entre les performances des différents matériaux de coupe, et de cette façon on peut faire une optimisation des conditions de coupe.

III.2. EVOLUTION DES EFFORTS DE COUPE

III.2.1. Influence de la vitesse de coupe

Les résultats obtenus sur la figure III-1 illustrent l'évolution des efforts de coupe en fonction de la vitesse de coupe pour les céramiques suivantes: CC6050WH, CC6050, CC650WG et CC650 à $f = 0,08$ mm/tr et $ap = 0,20$ mm. L'analyse des résultats montre 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 ce qui rend le métal usiné plus plastique et par conséquent les efforts nécessaires à la coupe diminuent [HAB 06].

D'autre part l'analyse des résultats montre que les céramiques CC6050 et CC650 à faible vitesse de coupe $V_c = 60$ m/min engendrent des efforts moins élevés par rapport aux deux autres nuances en Wiper. L'analyse montre aussi que l'usinage avec les céramiques Wiper (WH, WG) à des vitesses de coupe élevées engendre des efforts plus importants que les deux autres céramiques de coupe testées et cela à cause de leurs formes géométriques (Figure II-5), ces résultats sont en accord avec ceux trouvés par [PAU 07].

En examinant l'allure des trois séries des courbes, on enregistre une diminution des trois composantes des efforts de coupe jusqu'à la vitesse de 160 m/min (zone I) de (45,01; 50,84; 55,46 et 36,55) % de l'effort axial, (69,77; 43,36; 66,36 et 43,77) % de l'effort radial et (22,52; 37,92; 52,00 et 36,66) % de l'effort tangentiel respectivement aux différentes

céramiques de coupe (CC6050WH, CC6050, CC650WG et CC650). Au-delà de cette limite (zone II) ils reprennent légèrement une allure stable pour les quatre plaquettes de coupe testées. Pour les trois composantes de l'effort de coupe, l'effort radial est prépondérant, suivi par l'effort tangentiel et en dernier lieu l'effort axial. Ces résultats sont en accord avec ceux trouvés par [GAI 09] [GAI 11] et [GRZ 06].

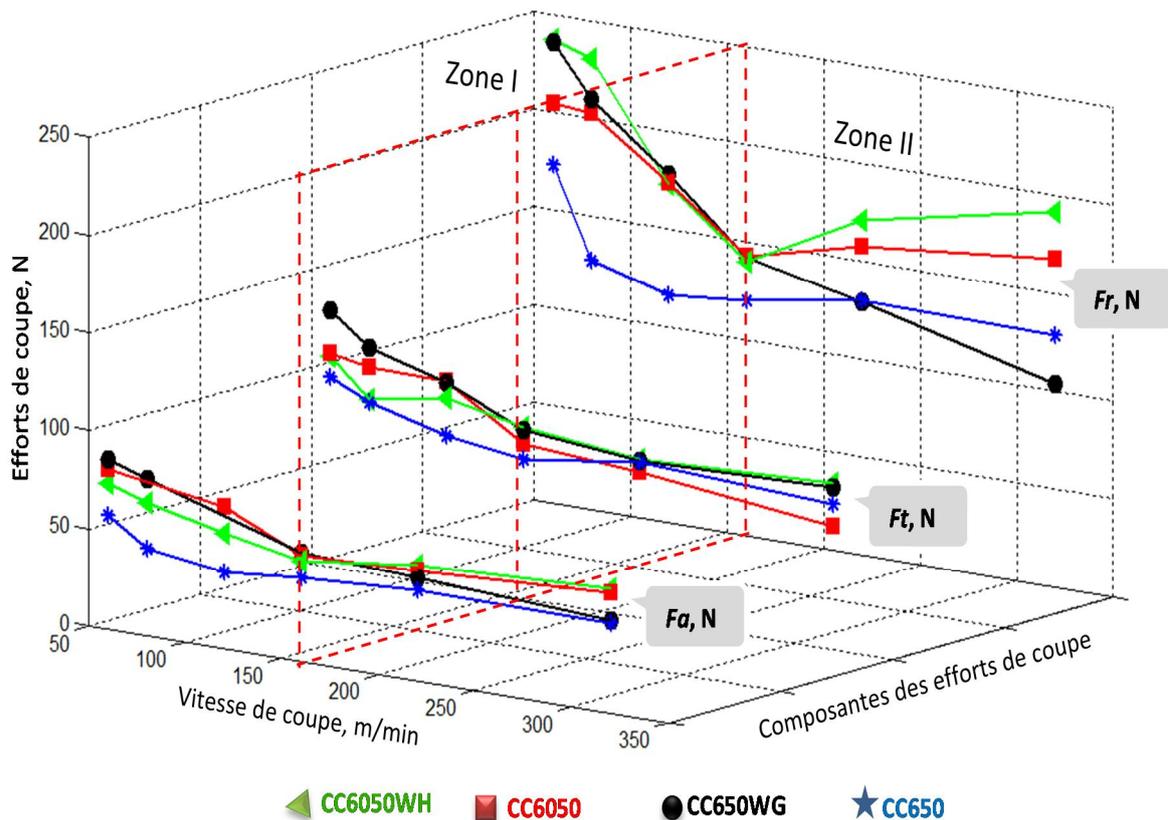


Figure III-1: Evolution des efforts de coupe en fonction de la vitesse de coupe à $f = 0,08 \text{ mm/tr}$; $a_p = 0,20 \text{ mm}$ pour les outils: CC6050WH, CC6050, CC650WG et CC650

La figure (III.2) illustre une comparaison entre les efforts de coupe enregistrés pour les quatre céramiques de coupe testées à trois vitesses de coupe différentes. L'analyse des résultats montre que les céramiques Wiper CC6050WH et CC650WG (à faible vitesse de coupe $V_c = 60 \text{ m/min}$) engendrent des efforts radiaux plus élevés par rapport aux autres nuances (céramique CC6050 et CC650).

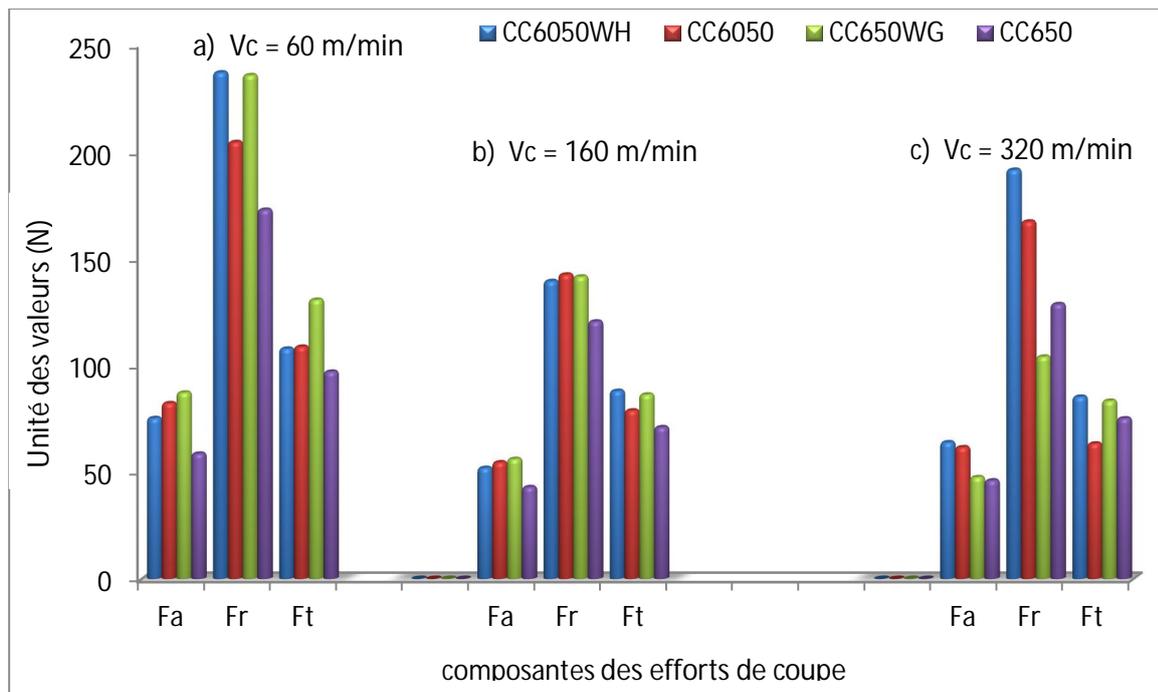


Figure III.2: Comparaison entre les efforts enregistrés pour les quatre nuances de coupe pour $f = 0.08$ mm/tr et $a_p = 0.20$ mm, a) $V_c = 60$ m/min ; b) $V_c = 160$ m/min ; c) $V_c = 320$ m/min.

III.2.2. Influence de l'avance

La figure III-3 présente l'évolution des trois composantes de l'effort de coupe (F_a , F_r et F_t) en fonction de l'avance par tour pour les céramiques suivantes: CC6050WH, CC6050, CC650WG et CC650 à $V_c = 150$ m/min et $a_p = 0,20$ 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 [YAL 09]. Des résultats semblables ont été rapportés par Özel et autres [ÖZE 05] lors du tournage dur de l'acier AISI H13 traité de (50 à 55HRC) en utilisant l'outil en le CBN.

Pour une augmentation de l'avance de 0,08 à 0,28 mm/tr, on enregistre une élévation de (37,56; 2,36; 74,17 et 26,79) % de l'effort axial, de (103,53; 35,76 ; 131,30 et 48,07) % de l'effort radial et de (92,38; 110,88; 145,67 et 175,85) % de l'effort tangentiel respectivement aux différentes céramiques de coupe (CC6050WH, CC6050, CC650WG et CC650). On constate globalement que l'effort tangentiel est très sensible à la variation de l'avance, suivi par l'effort radial et en dernier lieu de l'effort axial.

Pour les toutes les avances testées, l'effort radial reste prépondérant suivi par l'effort tangentiel puis l'effort axial.

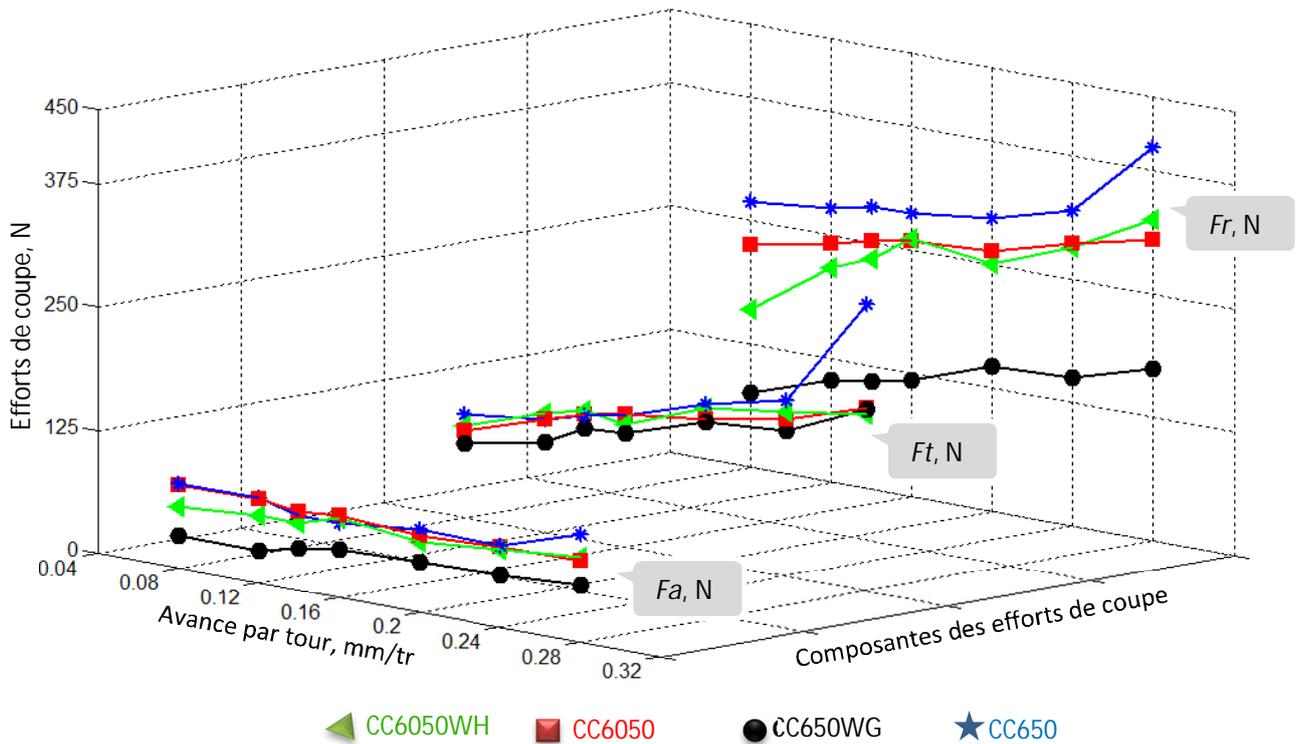


Figure III-3: Evolution des efforts de coupe en fonction de l'avance par tour à

$V_c = 150 \text{ m/min}$; $a_p = 0,20 \text{ mm}$ pour les outils: CC6050WH, CC6050, CC650WG et CC650

III.2.3. Influence de la profondeur de passe

Les résultats obtenus sur la figure III-4 illustrent l'évolution des efforts de coupe en fonction de la profondeur de passe pour les plaquettes de coupe suivantes: CC6050WH, CC6050, CC650WG et CC650 à $V_c = 150 \text{ m/min}$ et $f = 0,08 \text{ mm/tr}$. 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 [YAL 09]. Sur le plan pratique, avec l'augmentation de la profondeur de passe de (0,10 à 0,70) mm, donne un taux d'élévation pour les trois composantes (F_a , F_r et F_t) successivement de (628,96; 82,30 et 270,49) % pour la céramique revêtue en Wiper CC6050WH, de (876,07; 116,23 et 356,24) % pour la céramique revêtue conventionnelle CC6050, de (828,19; 47,75 et 278,15) % pour la céramique non revêtue en Wiper CC650WG et de (644,09; 144,18 et 495,60) % pour la céramique non revêtue conventionnelle CC650. D'après ces résultats, c'est l'effort axial qui est le plus sensible à l'augmentation de la profondeur de passe.

On constate globalement que les plaquettes de coupe en Wiper (CC6050WH et CC650WG) produisent des efforts de coupe légèrement plus grande que celle des plaquettes conventionnelles (CC6050 et CC650), est cela est dû à l'effet de la géométrie du bec de la

plaquette (Figure II-5). Quoique les profondeurs de passe élevées, l'effort radial reste toujours prépondérant et cela pour les quatre céramiques testées.

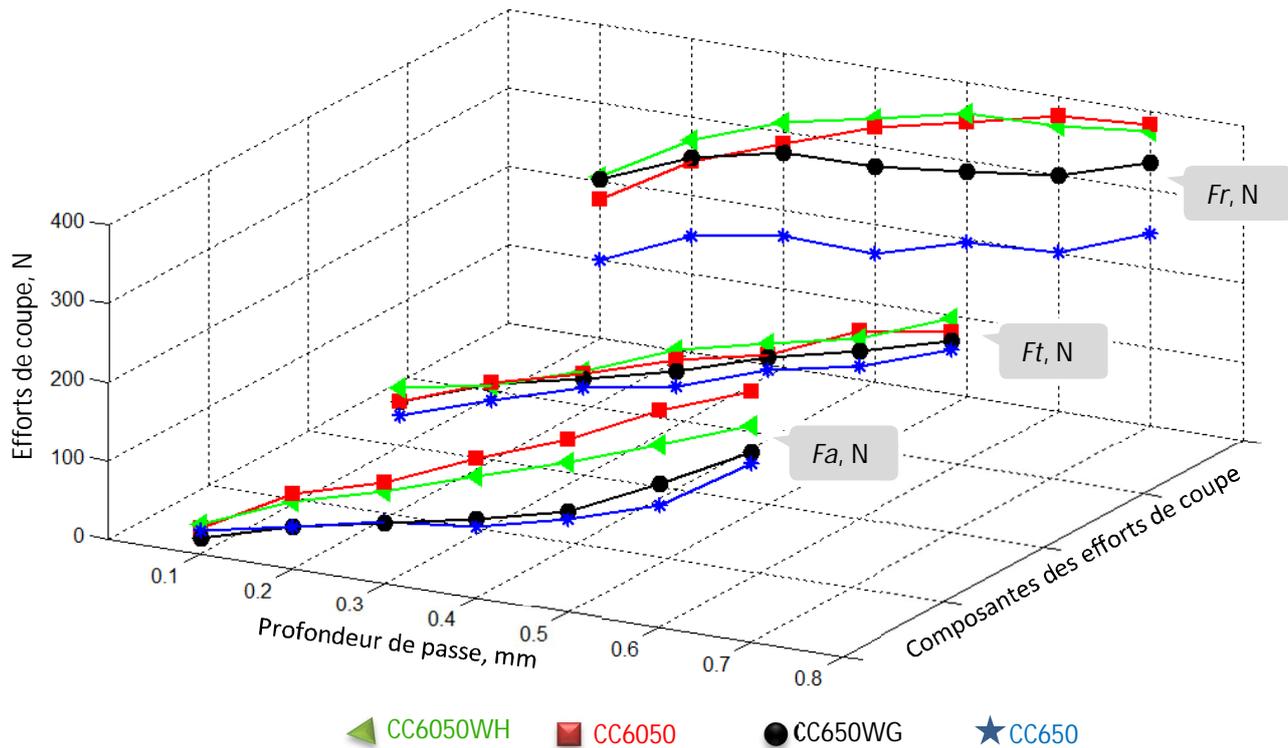


Figure III-4: Evolution des efforts de coupe en fonction de la profondeur de passe à $f = 0,08 \text{ mm/tr}$; $V_c = 150 \text{ m/min}$ pour les outils: CC6050WH, CC6050, CC650WG et CC650

III.3. EVOLUTION DE LA PRESSION DE COUPE

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 $i = (a, r \text{ et } t)$;
	F_a	effort axial (N) ;
	F_r	effort radial (N) ;
	F_t	effort tangentiel (N) ;
	f	avance (mm/tr) ;
	ap	profondeur de passe (mm).
	AD	Section du copeau non déformé

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 en fonction de la matière usinée. 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 [POL 05]:

- les paramètres limites définissant les valeurs minimales et maximales des paramètres de coupe (V_{Cmin} , V_{Cmax} , 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 , H , ...

III.3.1. Influence de la vitesse de coupe

La figure III-5 présente l'évolution des pressions de coupe (K_a , K_r et K_t) en fonction de la vitesse de coupe à $f = 0,08$ mm/tr et $ap = 0,20$ mm. Les essais sont réalisés par les céramiques suivantes : CC6050WH, CC6050, CC650WG et CC650.

- ✓ La première période (zone I) [$V_c = 60$ à 160] m/min est caractérisée par une diminution importante de l'effort spécifique qui correspond à un chargement important de l'arête de coupe. Les pressions enregistrées dans cette zone sont élevées. À titre d'exemple, à $V_c = 60$ m/min, on enregistre une pression axiale K_a de (4694; 5129; 5438 et 3654) N/mm², la pression radiale K_r est de (14810 ; 12780 ; 14730 et 10800) N/mm² et la pression tangentielle K_t est de (6723; 6779; 8179 et 6049) N/mm² respectivement aux différentes céramiques (CC6050WH; CC6050; CC650WG et CC650). La fin de cette période (zone I) conduit à la détermination de la vitesse minimale du domaine d'utilisation du couple Outil-Matière [POL 05].
- ✓ La deuxième période (zone II) [$V_c = 160$ à 320] m/min est caractérisée par une plage où les pressions de coupe (K_a , K_r et K_t) se stabilisent un peu (chute moins importante) et où le décrochage se fait à partir de $V_c = 160$ 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 $V_c = 320$ m/min, la pression spécifique est à son bas niveau, ce qui est préférable à l'outil. On enregistre des pressions (K_a , K_r et K_t) successivement de (3987; 11970 et 5318) N/mm² pour la céramique revêtue en Wiper CC6050WH, (3841; 10460 et 3950) N/mm² pour la céramique revêtue conventionnelle CC6050, (2968 ; 5198 et 6489) N/mm² pour la céramique mixte en Wiper CC650WG et (2872 ; 4665 et 8053) N/mm² pour la céramique mixte CC650. 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. La tendance d'ensemble donne une diminution de l'effort spécifique de coupe quand la vitesse de coupe augmente.

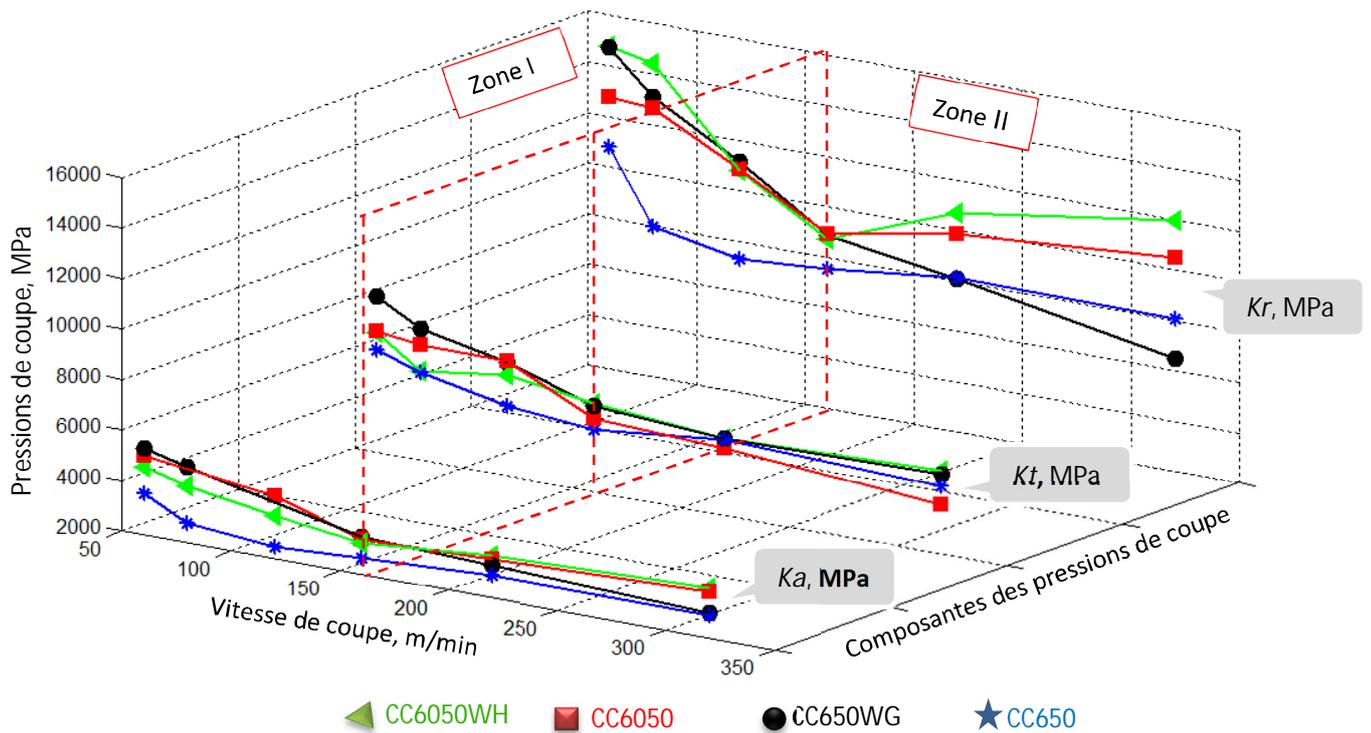


Figure III-5: Evolution des pressions de coupe en fonction de la vitesse de coupe à $f = 0,08 \text{ mm/tr}$; $a_p = 0,20 \text{ mm}$ pour les outils: CC6050WH, CC6050, CC650WG et CC650

III.3.2. Influence de l'avance

La figure III-6 montre clairement que les pressions de coupe (K_a , K_t et K_r) diminuent avec l'augmentation de l'avance par tour pour les quatre céramiques de coupe suivantes: CC6050WH, CC6050, CC650WG et CC650. En pratique pour une avance de $0,08 \text{ mm/tr}$, les pressions (K_a , K_r et K_t) exercées sur les pointes des outils sont importantes. Elles sont successivement de l'ordre de (3900 ; 9993 et 5846) N/mm^2 pour CC6050WH, de (5242 ; 14070 et 5520) N/mm^2 pour CC6050, de (2069 ; 4715 et 4696) N/mm^2 pour CC650WG et de (5338 ; 16840 et 6598) N/mm^2 pour CC650. Des diminutions de (60,69; 72,11; 50,26 et 63,77) % pour K_a , de (41,85; 61,21; 33,91 et 57,69) % pour K_r et de (45,40; 39,75; 30,46 et 21,19) % pour K_t sont observées lorsque l'avance passe de $0,08 \text{ mm/tr}$ à $0,28 \text{ mm/tr}$ successivement pour les quatre céramiques (CC6050WH, CC6050, CC650WG et CC650).

Les pressions de coupe sont faibles pour l'avance la plus élevée, l'usinage semble alors meilleur dans ces conditions. Par contre, il faut faire attention à ne pas aller trop loin dans les valeurs de l'avance, car f conditionne l'état de surface de la pièce usinée. D'après l'Équation III-1, plus f est faible, meilleur est l'état de surface. Cela ne signifie pas toujours

qu'il faudrait choisir une valeur de f la plus faible pour obtenir un très bon état de surface (Figure III-6). Des résultats semblables ont été trouvés par HABAK lors de tournage dur de l'acier 100Cr6 par le CBN [HAB 06].

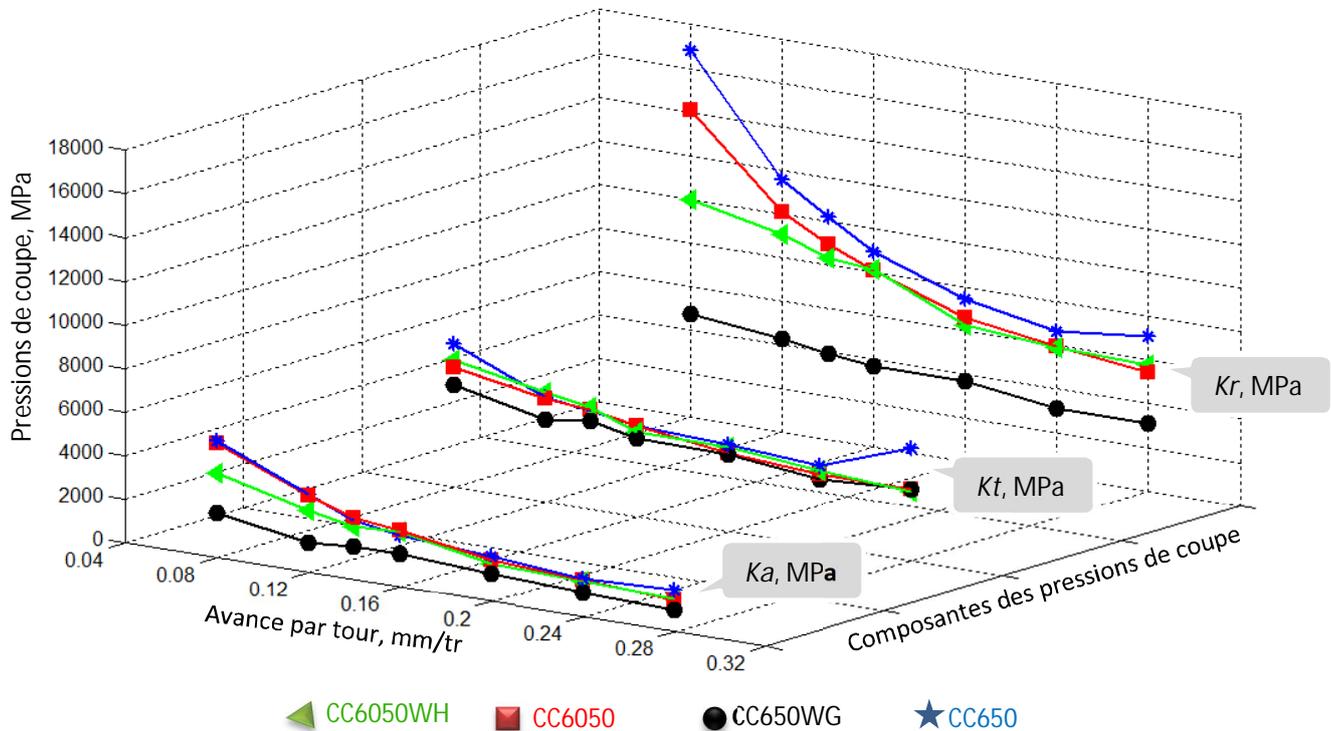


Figure III-6: Evolution des pressions de coupe en fonction de l'avance par tour à $V_c = 150 \text{ m/min}$; $a_p = 0,20 \text{ mm}$ pour les outils : CC6050WH, CC6050, CC650WG et CC650

III.3.3. Influence de la profondeur de passe

La figure III-7 présente l'évolution de la pression de coupe en fonction de la profondeur de passe pour les quatre céramiques de coupe suivantes: CC6050WH, CC6050, CC650WG et CC650. En pratique, des diminutions de (73,96; 69,11; 76,39 et 65,11) % pour K_r et de (27,62; 03,62; 15,53 et 11,27) % pour K_t et des légères augmentations de (3,98; 28,28; 50,07 et 5,92) % pour K_a sont observées lorsque a_p passe de 0,10 à 0,70 mm successivement pour les quatre céramiques (CC6050WH, CC6050, CC650WG et CC650). Vers les très faibles profondeurs de passe, les pressions de coupe sont extrêmes et rendent la coupe très difficile. Ainsi, il est conseillé de ne pas travailler aux très faibles profondeurs de passe [REM01]. D'un autre côté, avec l'élévation de a_p , les conditions de coupe deviennent sévères avec l'augmentation de la section du copeau. Ceci est confirmé par la littérature [BOU 11]. En effet, pour voir l'influence de la profondeur de passe sur le comportement de l'acier AISI D3, Bouchlaghem [BOU 11] a trouvé que lors du tournage dur de l'acier AISI D3 par le CBN et pour un $a_p = 0,05 \text{ mm}$, les pressions sont à leur maximum.

Là aussi un compromis doit se faire entre les pressions basses aux grandes valeurs de la profondeur de passe et l'usure de l'outil lors du travail avec des profondeurs de passe élevées (risque de rupture du bec de l'outil).

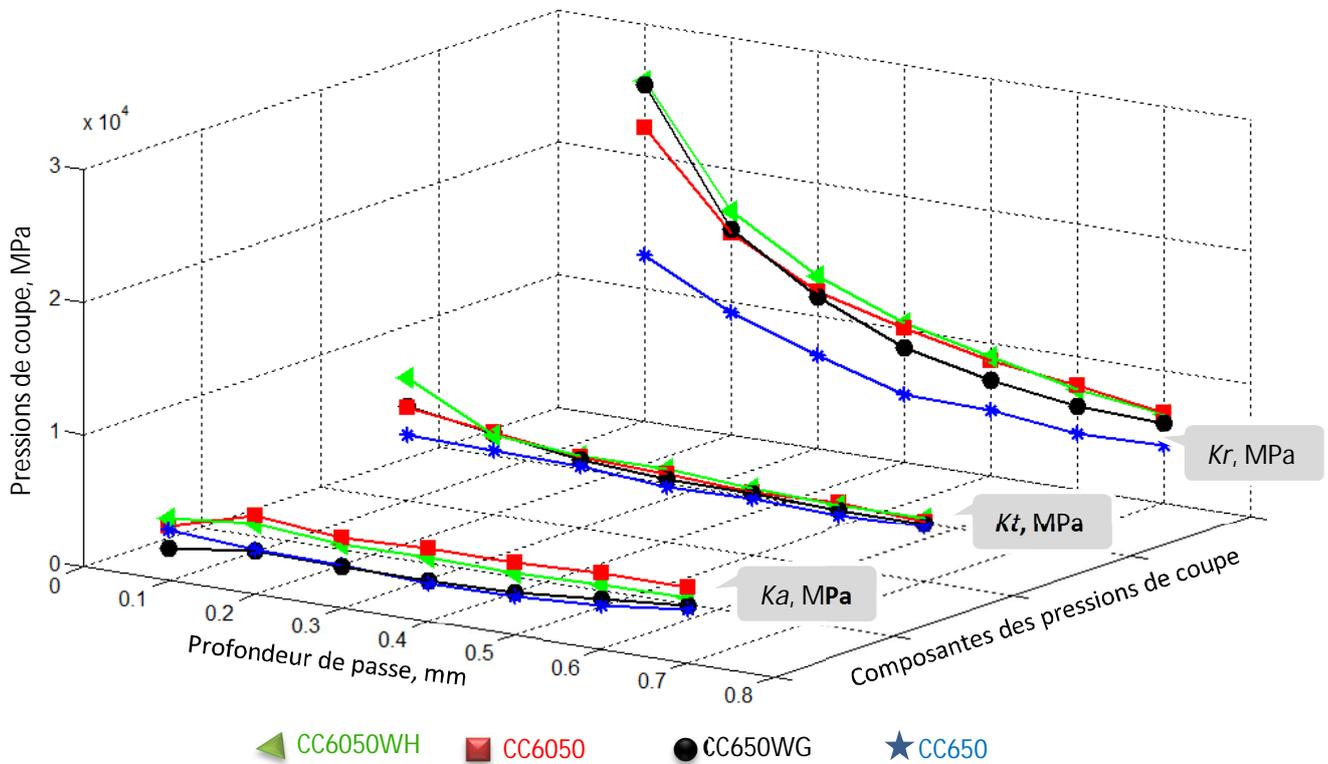


Figure III-7: Evolution des pressions de coupe en fonction de la profondeur de passe à $V_c=150\text{ m/min}$; $f = 0,08\text{ mm/tr}$ pour les outils: CC6050WH, CC6050, CC650WG et CC650

III.4. Evolution de la puissance de coupe en fonction des conditions de coupe

L'étude et l'évaluation des efforts de coupe générés en usinage permet principalement de dimensionner les outils et les éléments de la machine-outil (porte-pièce, etc) et aussi pour évaluer la puissance de coupe et permettre le choix rationnel de la machine.

Les valeurs des efforts de coupe F_i extraites des mesures de puissances sont définies comme suit:

P_c : puissance consommée par la coupe,

P_t : puissance totale consommée par la coupe,

P_v : puissance à vide de la machine avant le départ du cycle d'usinage.

$$P_c = P_t - P_v = F_t \times V_c + F_a \times V_f + F_r \times V_p \tag{III.2}$$

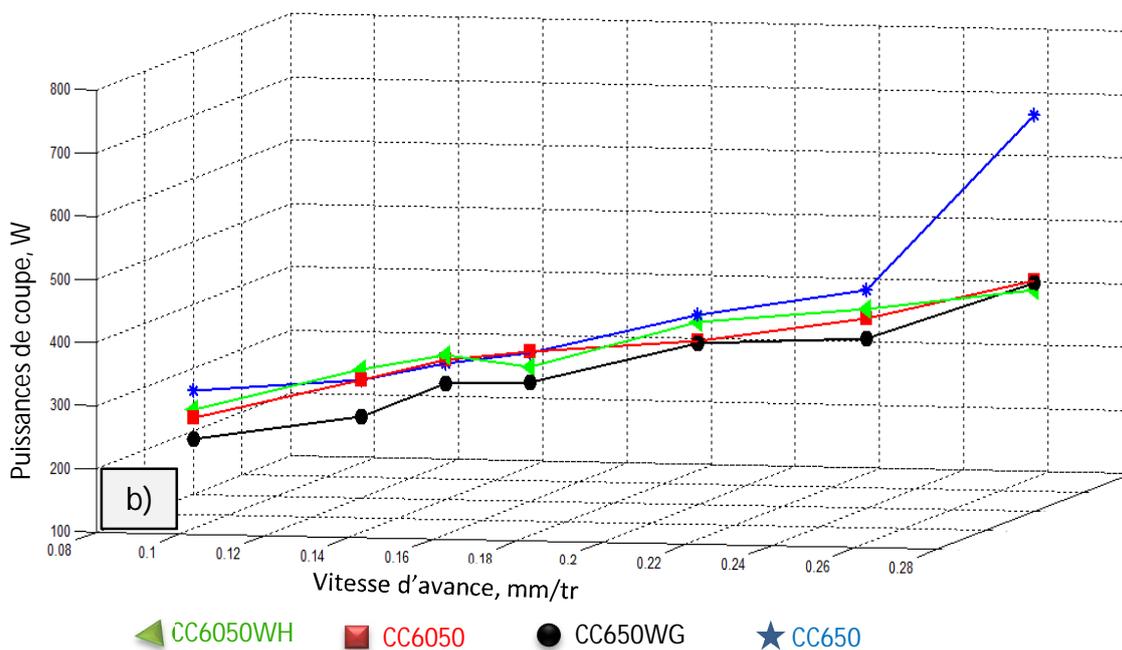
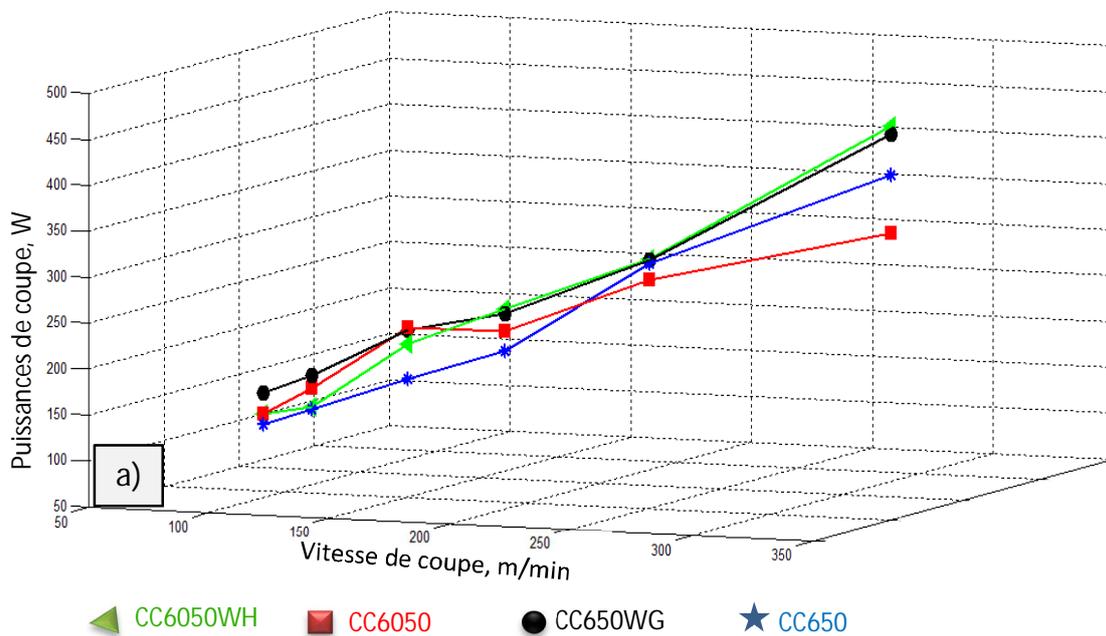
Et comme on est en chariotage $V_p = 0$, et comme $V_f \ll V_c$:

Le terme $F_f \cdot V_f$ devient négligeable devant $F_c \times V_c$.

Quand aux formules : $P_c = F_c \times V_c$

La figure III.8 (a, b et c) montre l'évolution de la puissance en fonction des paramètres d'usinage (V_c, f, ap) pour les quatre céramiques testées. L'analyse de cette figure montre une nette augmentation de la puissance de coupe avec l'augmentation de la vitesse de

coupe (V_c), de l'avance (f) et de la profondeur de passe (ap). Une élévation de la vitesse de coupe de 60 à 320 m/min (figure III.8a), conduit à une élévation de la puissance de coupe pour les quatre céramiques de coupe (CC6050WH, CC6050, CC650WG et CC650) successivement de (76,30 ; 67,82 ; 70,50 et 75,79)% pour Pt. De la même manière l'augmentation de l'avance de 0.08 à 0.28mm/tr, conduit à une élévation de la puissance de coupe pour les matériaux (CC6050WH, CC6050, CC650WG et CC650) successivement de (48,02 ; 52,58 ; 59,30 et 63,75)% pour Pt (figure III.8b). Ainsi, l'élévation de la profondeur de passe de 0,08 à 0,7 mm conduit à une élévation de la puissance de coupe pour les céramiques (CC6050WH, CC6050, CC650WG et CC650) successivement de (73,01 ; 78,09 ; 74,20 et 83,21)% pour Pt (figure III.8c).



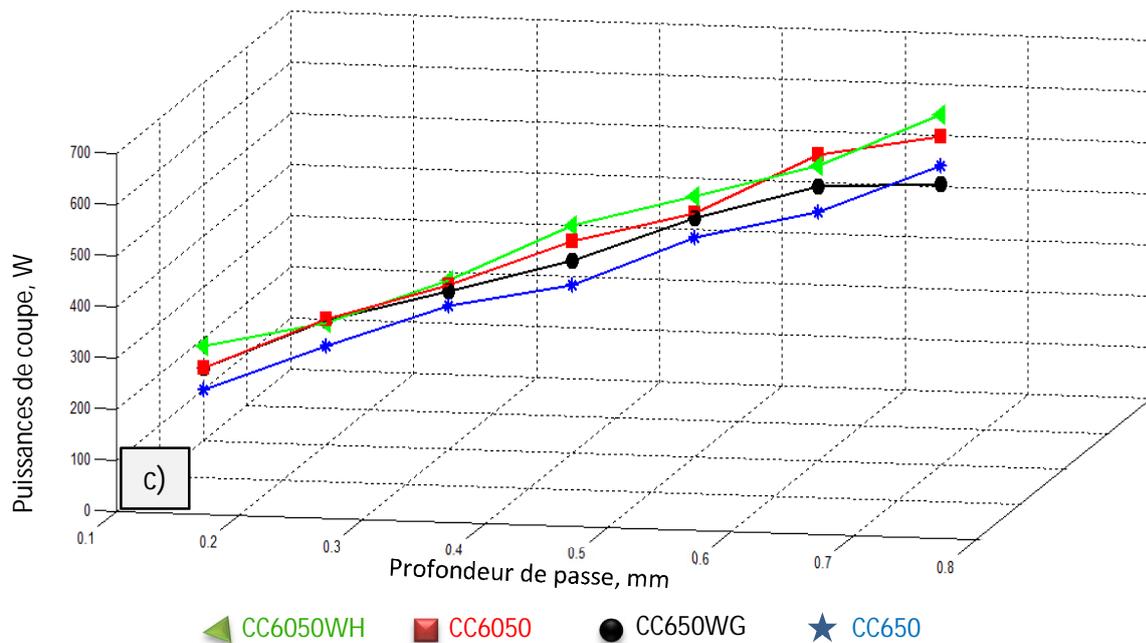


Figure III.8: Evolution de la puissance de coupe en fonction des conditions de coupe, a) en fonction de V_c , b) en fonction de f , c) en fonction de a_p .

III-5. EVOLUTION DE LA RUGOSITE DE SURFACE

Les plaquettes râcleuses, aussi appelées Wiper, sont conçues pour "adoucir" les stries laissées sur les surfaces tournées. En fait, elles améliorent le fini de surface. Comparé au tournage avec des plaquettes conventionnelles, le tournage avec des plaquettes Wiper peut améliorer le fini de surface par un facteur plus deux, ou bien assurer le maintien d'un fini constant en usinant avec une avance plus deux fois plus grande. Pour résumer, elles permettent d'accroître la qualité ou la productivité.

Mais, il subsiste un problème, le profil de la plaquette étant inhabituel et complexe. Au lieu de suivre un seul rayon, le profil associe plusieurs rayons (Figure IV-2).

III.5.1. 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) [ENA72]. La figure III-9 illustre l'influence de la vitesse de coupe sur les différents critères de la rugosité lors de l'usinage de l'acier 42CrMo4 traités à 60 HRC. L'analyse de ces courbes montre que pendant l'usinage, la rugosité de l'acier trempé diminue légèrement avec l'augmentation de la vitesse de coupe pour les quatre céramiques testées (les céramiques en Wiper CC6050WH, CC650WG et les céramiques conventionnelles CC6050, CC650). On a

remarqué que l'état de surface s'améliore avec l'augmentation de la vitesse de coupe jusqu'à la limite de 160m/min.

Au-delà de cette valeur on a enregistré une légère augmentation de la rugosité pour la nuance CC650WH et une diminution pour la nuance CC6050.

- Pour la nuance CC650WG, on remarque que l'augmentation de la vitesse de 60 à 450m/min conduit à une diminution des trois critères de l'état de surface de (37,5; 03,75 et 12,19) % respectivement de (R_a , R_z et R_t).
- Pour la nuance CC650, on distingue deux zones, une entre (60 et 160) m/min où la rugosité augmente de (0,46 à 0,42 ; 2,68 à 1,92 ; 3,01 à 2,77) μm respectivement pour (R_a , R_z et R_t). Lorsque la vitesse de coupe augmente de 160 à 450m/min, on enregistre une augmentation des valeurs des critères de rugosité de (08,70% pour R_a , 30,67% pour R_z et 12,62% pour R_t).

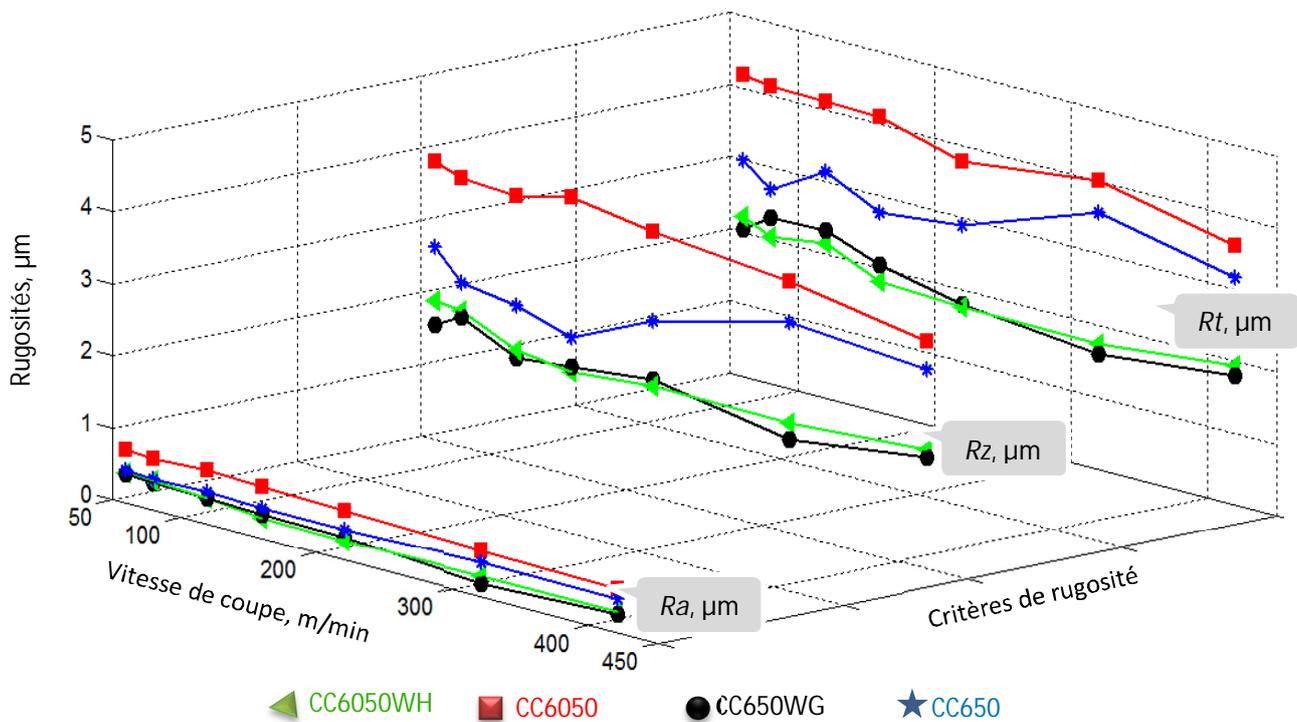


Figure III-9: Evolution des rugosités en fonction de la vitesse de coupe à

$f = 0,08 \text{ tr/min}$; $a_p = 0,20 \text{ mm}$ pour les outils : CC6050WH, CC6050, CC650WG et CC650

III.5.2. Influence de l'avance

L'analyse de l'effet de l'avance sur les trois critères de rugosité (R_a , R_z et R_t) (Figure III-10) pour les quatre plaquettes de coupe testées : CC6050WH, CC6050, CC650WG et CC650, montre que ce paramètre a une influence très significative sur les trois critères de rugosité, car son augmentation engendre des sillons hélicoïdaux résultant de la forme de

l'outil et du mouvement hélicoïdal outil pièce. Ces sillons sont d'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 [BOU 11]. Des résultats similaires ont été rapportés par Aouici et autres [AOU 12]. Ils ont trouvé que l'avance par tour présente un effet significatif sur les critères de rugosité lors du tournage dur de l'acier AISI H11 (50HRC) par un outil en CBN7020.

En pratique, les conséquences de l'influence de l'avance sur la rugosité sont comme suite : l'augmentation de l'avance de (0,08 à 0,28) mm/tr, conduit à une augmentation des critères de rugosité (R_a , R_z et R_t) successivement de (311,11 ; 254,61 et 248,80) % pour la céramique en Wiper CC6050WH, (415,52 ; 258,93 et 206,01)% pour la céramique conventionnelle CC6050, (45,00 ; 61,76 et 59,29)% pour la céramique en Wiper CC6050WG et (973,81 ; 664,73 et 609,59)% pour la céramique conventionnelle CC650.

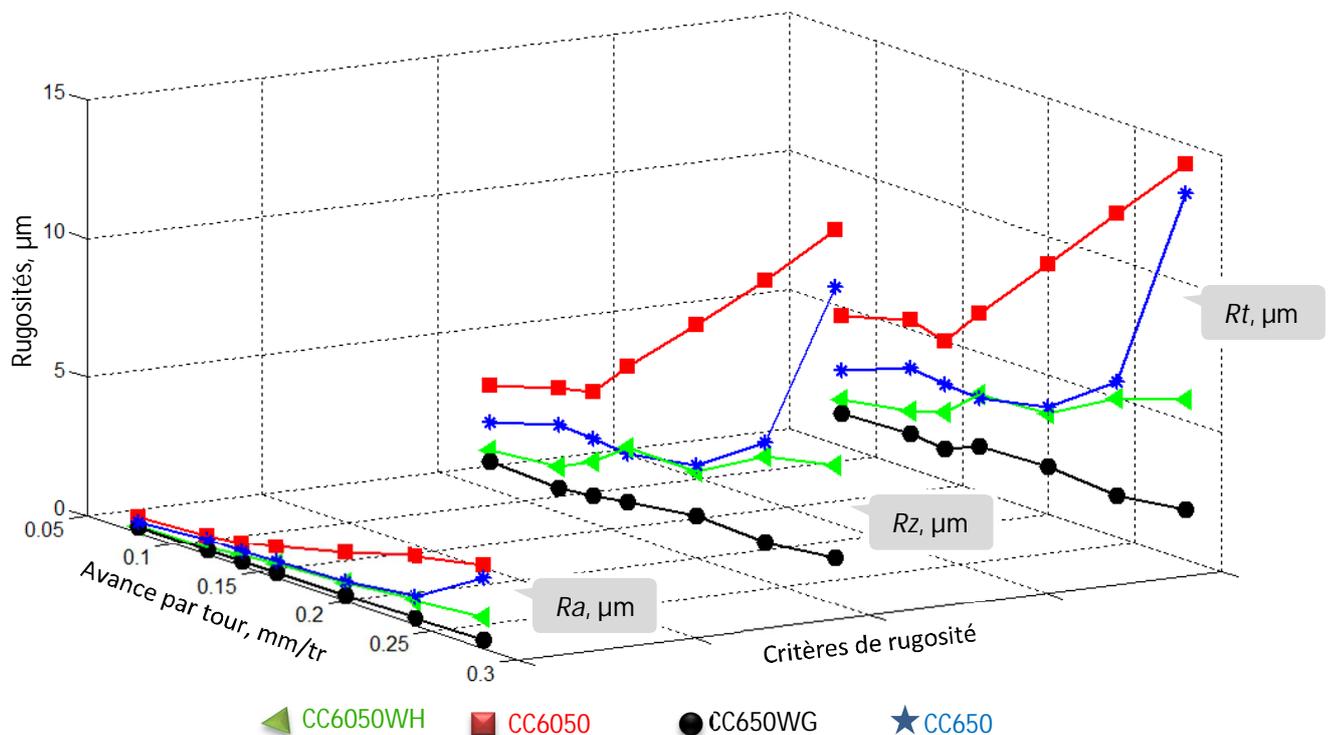


Figure III-10: Evolution des rugosités en fonction de l'avance par tour à

$V_c = 150 \text{ mm/min}$; $a_p = 0, 20 \text{ mm}$ pour les outils: CC6050WH, CC6050, CC650WG et CC650

En comparant les valeurs des rugosités obtenues par les quatre céramiques de coupe utilisées en fonction de la variation de l'avance par tour, il s'est affirmé que l'outil CC650WG donne des valeurs de rugosité inférieures aux autres plaquettes (CC6050WH, CC6050 et CC650). En effet aux mêmes conditions de coupe (f_i , $V_c = 150 \text{ m/min}$ et $a_p = 0,20 \text{ mm}$) le ratio moyen des quatre essais sont : [$R_{aCC6050WH} / R_{aCC650WG}$; $R_{aCC6050} / R_{aCC650WG}$ et $R_{aCC650} / R_{aCC650WG}$] sont de (2,74 ; 7,09 et 5,53), [$R_{zCC6050WH} / R_{zCC650WG}$; $R_{zCC6050} / R_{zCC650WG}$ et

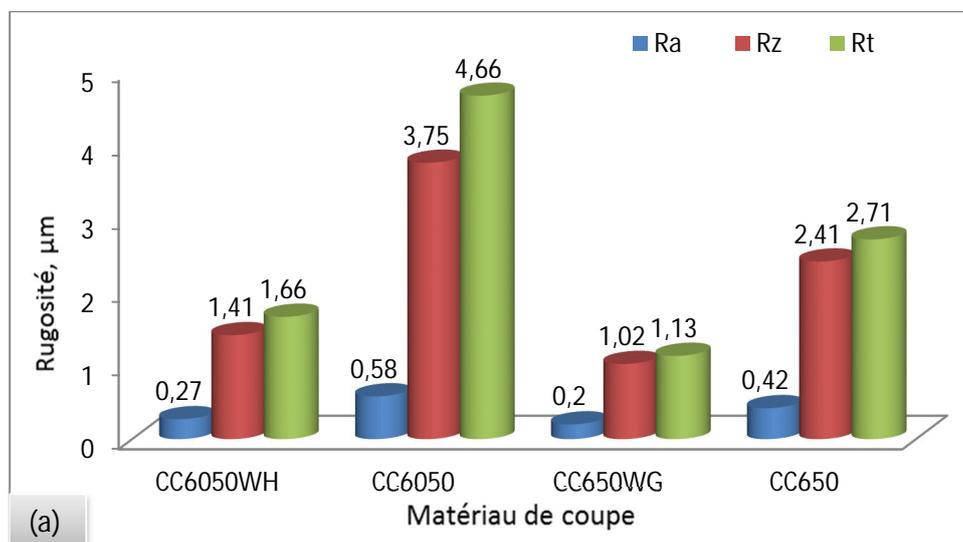
$Rz_{CC650}/Rz_{CC650WG}$] sont de (2,48, 5,98 et 4,40) et $[Rt_{CC6050WH}/Rt_{CC650WG}; Rt_{CC6050}/Rt_{CC650WG}$ et $Rt_{CC650}/Rt_{CC650WG}$] sont de (2,44, 5,58 et 4,10).

La figure III.11 (a, b et c), montre la différence enregistrée entre les rugosités obtenues lors de l'usinage de l'acier trempé AISI 4140 avec les céramiques (CC6050WH, CC6050, CC650WG et CC650), et à différentes avances. En comparant les valeurs des rugosités obtenues par les quatre matériaux de coupe testés, on remarque clairement que les céramiques Wiper (CC6050WH et CC650WG) donnent des qualités de surface meilleures et cela pour toutes les avances testées f de (0,08; 0,16 et 0,28) mm/tr

En effet, aux mêmes conditions de coupe ($f_{i=3}$, $V_c = 150$ m/min et $ap = 0.2$ mm), les ratios moyens des essais sont: $Ra_{CC6050}/Ra_{CC6050WH}$ est de 2,15 pour $f = 0,08$ mm/tr, de 2,33 pour $f = 0,16$ mm/tr et de 3,44 pour $f = 0,28$ mm/tr, le ratio $Ra_{CC650}/Ra_{CC650WG}$ est de 2,1 pour $f = 0,08$ mm/tr, de 3 pour $f = 0,16$ mm/tr et de 15,55 pour $f = 0,28$ mm/tr.

Grzesik et Wanat [GRZ 05] ont présenté des résultats expérimentaux lors de l'usinage de l'acier AISI 5140 (DIN 42Cr4) d'une dureté de 60 ± 1 HRC en utilisant deux plaquettes de coupe en céramique l'une Wiper et l'autre non Wiper. On faisant varier les avances par tour, ils ont trouvé que les rugosités de surface obtenue par la plaquette Wiper sont meilleures que celle-ci obtenus par la plaquette conventionnelle.

Globalement, les outils de coupe considérés donnent lieu à des rugosités comparables à celles de la rectification $Ra < 1 \mu m$; Ra pour les Wiper $< 0.5 \mu m$. Lima et autres [LIM 05] ont présenté des résultats concernant le tournage dur de l'acier à outils d'AISI D2 (58 HRC) en utilisant des plaquettes en céramique avec une géométrie conventionnelle. Ils ont indiqué qu'il est possible d'obtenir une surface finie aussi bonne que celle produite par la rectification cylindrique.



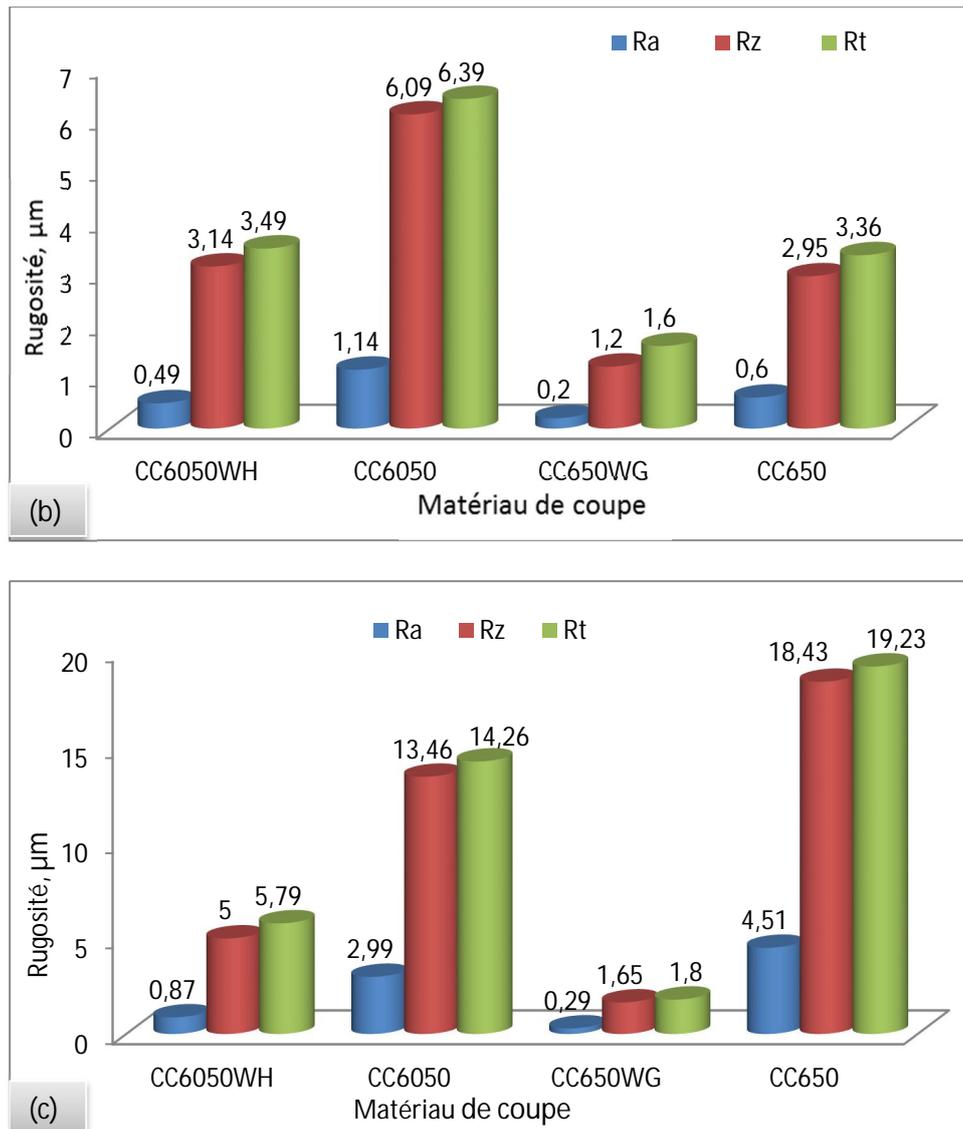


Figure III-11: Comparaison entre les rugosités enregistrés pour les quatre nuances à $V_c = 150$ m/min, $a_p = 0,2$ mm: (a) $f = 0,08$ mm/tr (b) $f = 0,16$ (c) $f = 0,28$

III.5.3. Influence de la profondeur de passe

La figure III-12 expose l'évolution des trois critères de rugosité (R_a , R_z et R_t) en fonction de la profondeur de passe lors de l'usinage effectué par les quatre céramiques de coupe suivantes : la céramique mixte revêtue en Wiper CC6050WH, la céramique mixte revêtue conventionnelle CC6050, la céramique mixte non revêtue en Wiper CC650WG, la céramique mixte non revêtue conventionnelle CC650 pour le régime de coupe suivant : $V_c = 150$ m/min et $f = 0,08$ 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, ce qui améliore les conditions d'évacuation de la chaleur dans la zone de coupe

[AOU 14]. Des résultats semblables ont été rapportés par Bouacha et autres [BOU 11] lors du tournage dur de l'acier AISI 52100 traité à (60HRC) en utilisant l'outil en CBN.

D'après cette étude, les états de surfaces usinées par les céramiques en Wiper (CC6050WH et CC650WG) sont meilleurs que ceux obtenus par les deux autres plaquettes (CC6050 et CC650) et cela pour toutes les conditions de coupe testées (la vitesse de coupe, l'avance par tour et la profondeur de passe), est ceci est dû toujours à l'effet de la géométrie spéciale de l'outil (Figure II-5).

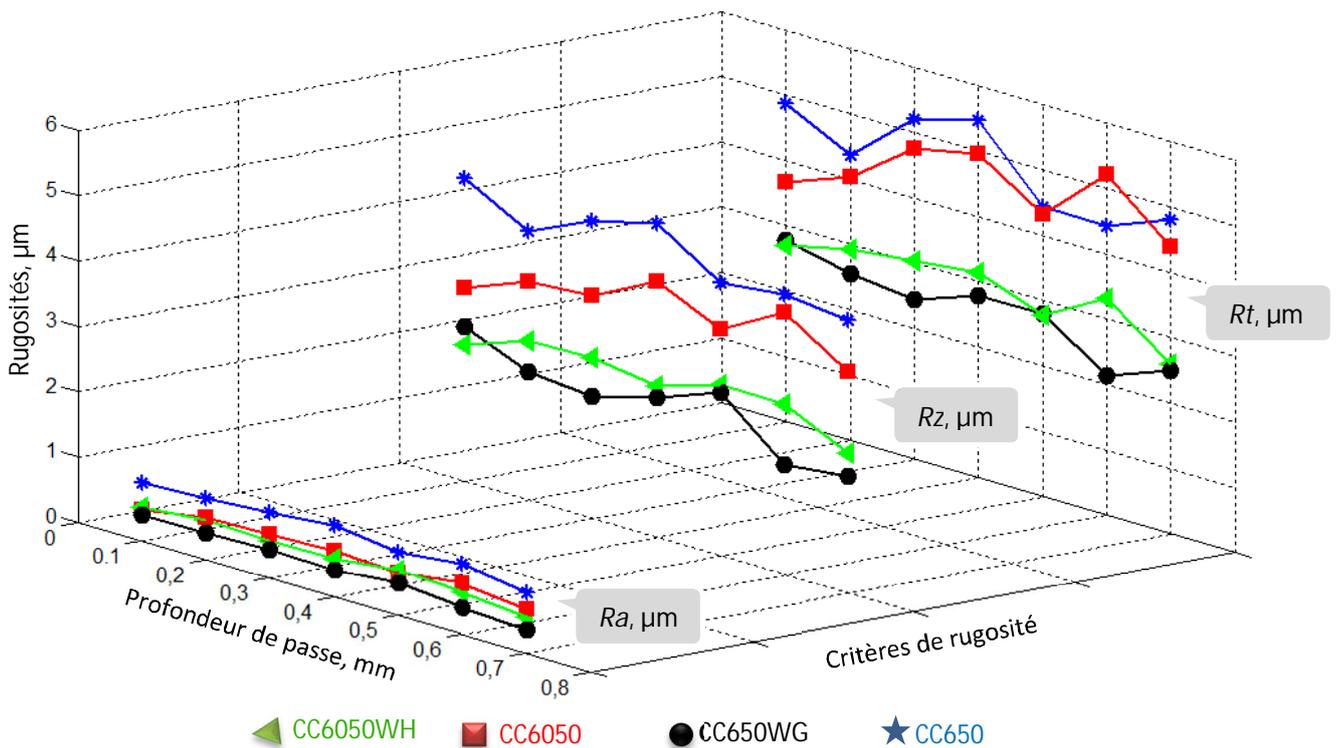


Figure III-12: Evolution des rugosités en fonction de la profondeur de passe à $f = 0,08 \text{ mm/tr}$; $V_c = 150 \text{ m/min}$ pour les outils: CC6050WH, CC6050, CC650WG et CC650

III.6. EVOLUTION DE L'USURE EN DEPOUILLE

La qualité des surfaces obtenues est directement liée au degré d'usure de l'outil, il est donc important de bien caractériser ce phénomène.

L'usure provient des sollicitations mécaniques et thermiques engendrées par les mouvements relatifs entre la pièce, l'outil et le copeau, qui provoquent un transfert de métal entre les surfaces en contact (érosion ou abrasion mécanique et diffusion physico-chimique) [AOU 12], [POU 99] et [HAB 06].

III.6.1. Mode et progression de l'usure en dépouille des outils

Les résultats de l'évolution de l'usure en dépouille (frontale) de quatre plaquettes de coupe testées en fonction du temps d'usinage sont présentés sur la figure III-13.

Pour comparer les performances en termes d'usure des différentes céramiques de coupe testées. Des essais de chariotage de longue durée ont été réalisés sur des éprouvettes en acier faiblement allié 40CrMo4 (AISI 4140) traité à 60 HRC, usiné par quatre céramiques de coupe. Le but de ces opérations est de déterminer les courbes d'usure en fonction du temps d'usinage, par conséquent on détermine les tenues des différents matériaux de coupe utilisés. La figure III.13 présente l'évolution de l'usure en dépouille VB en fonction du temps d'usinage à $f= 0,08$ mm/tr ; $ap= 0,20$ mm et $Vc= 150$ m/min des matériaux de coupe suivants: CC6050WH, CC6050, CC650WG et CC650.

L'analyse de cette figure montre que l'allure de l'usure VB suit la loi universelle de l'usure de n'importe quelle pièce mécanique (Norme ISO 8688-1/1989).

Autrement dit, cette évolution se caractérise par trois périodes principales. La première période correspond aux premières secondes de travail, qui se distingue par une usure intensive appelée souvent « usure initiale ou rodage ». La grande vitesse d'accroissement de l'usure dans cette période s'explique par l'élimination des aspérités au niveau de l'arête de coupe ou à son voisinage. Au court de la deuxième phase qui dépasse la période de rodage, l'usure évolue avec une vitesse relativement plus lente devient plus au moins linéaire, cette période est connue dans la littérature par « l'usure progressive ou normale », elle se distinguait par une grande résistance à l'usure. Au fur et à mesure que l'outil travaille, la température à l'interface Outil/Pièce et Outil/Copeau s'élèvent faisant favoriser l'apparition de la troisième période qui s'appelle « l'usure catastrophique ». L'élévation de la température dans les zones de contact de la partie active de l'outil conduit à l'accélération des mécanismes d'usure par abrasion et par diffusion. Logiquement, l'usure augmente brusquement et l'outil perd ses qualités de coupe en affectant la rugosité et la précision dimensionnelle ce qui explique la limite de la durée de vie de l'outil.

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 » [AOU 12]. Dans notre cas les tenues des différents matériaux sont déterminées graphiquement sur la figure III-13.

À cet effet, la tenue de la céramique revêtue en Wiper CC6050WH est de 95 min, par contre la tenue de la plaquette en céramique revêtue conventionnelle CC6050 est de 85 min. La durée de vie de la plaquette en céramique mixte en Wiper CC650WG pour les mêmes conditions de coupe est de 95 minutes, et enfin pour la plaquette en céramique mixte conventionnelle CC650 au premier temps sa courbe est presque confondue avec la courbe de CC6050, sa valeur de tenue est de 76 min.

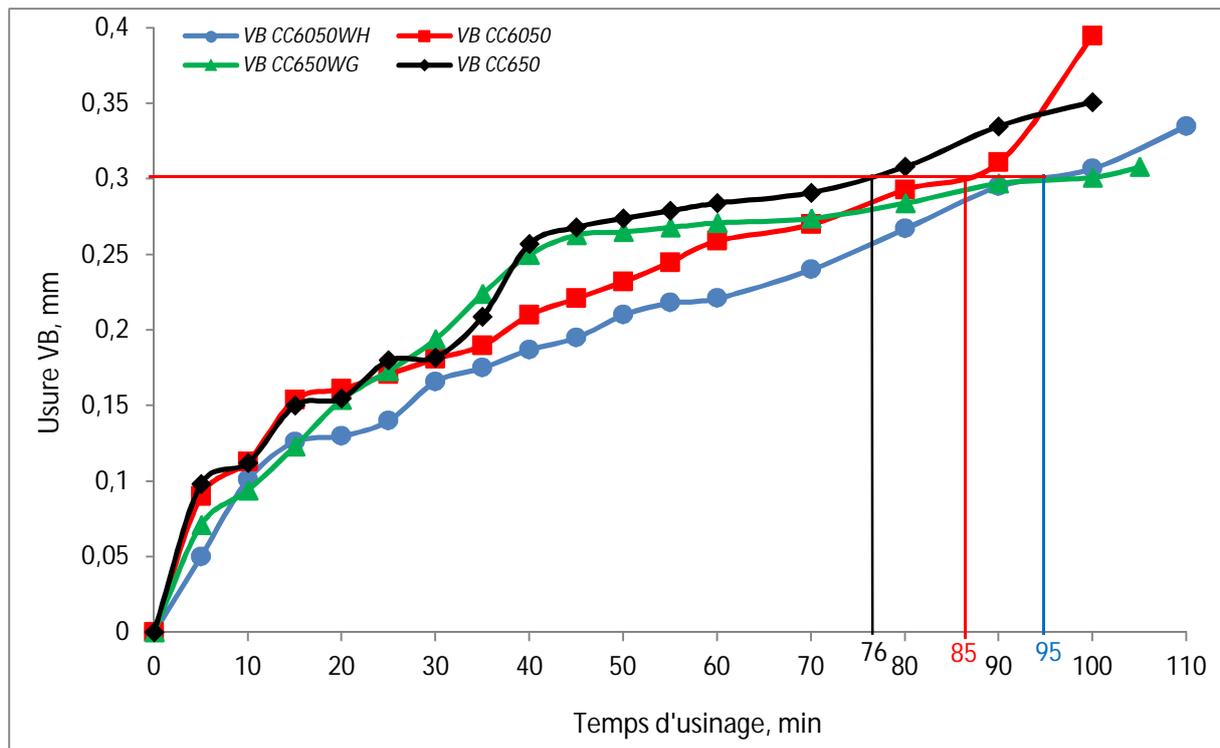


Figure III-13: Evolution de l'usure des quatre plaquettes en fonction du temps d'usinage lors de l'usinage de l'acier 42CrMo4

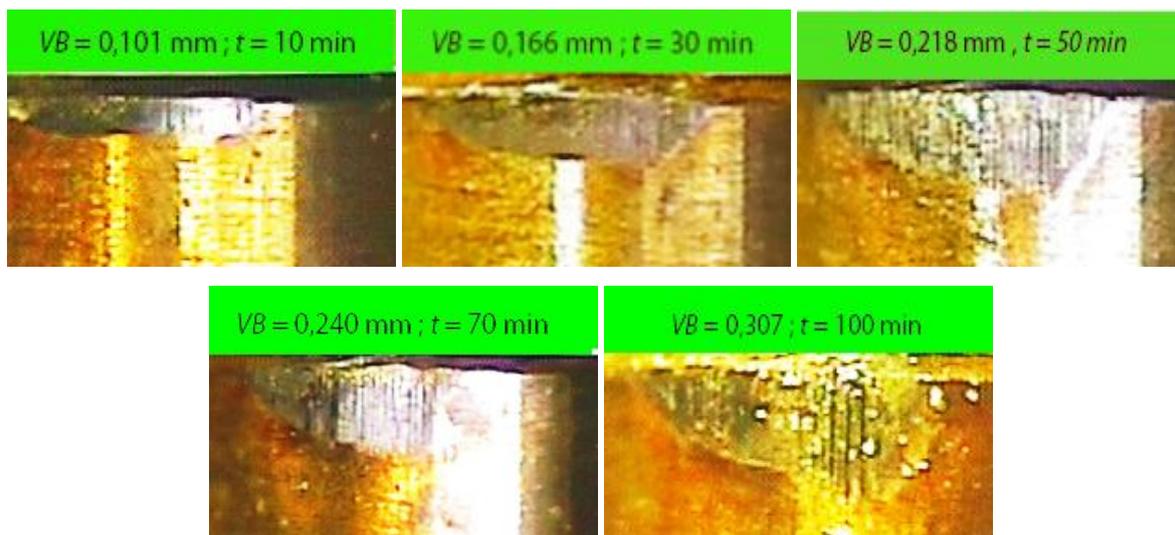
On comparant l'évolution de l'usure en dépouille VB en fonction du temps des quatre plaquettes deux à deux les plaquettes Wiper avec non Wiper, on constate qu'à un temps d'usinage $t = 30$ min l'évolution de l'usure en dépouille VB des deux céramiques Wiper (CC6050WH et CC650WG) à une vitesse de coupe $V_c = 150$ m/min ; $f = 0,08$ tr/min et $ap = 0,2$ mm atteignent successivement les valeurs de (0,166 et 0,194) mm. Par contre l'usure en dépouille VB des deux céramiques conventionnelles (CC6050 et CC650) sont successivement de (0,181 et 0,182) mm. Pour un temps d'usinage de 60 min, les plaquettes Wiper ($VB_{CC6050WH}$ et $VB_{CC650WG}$) prennent successivement des valeurs de (0,221 et 0,271) mm. En même temps l'usure en dépouille VB des plaquettes conventionnelle (VB_{CC6050} et VB_{650}) atteignent successivement les valeurs (0,259 et 0,284) mm. À la fin de l'usinage et pour un

temps de 90 min, ($VB_{CC6050WH}$ et VB_{650WG}) atteignent successivement les valeurs de (0,295 et 0,297) mm, tandis que les valeurs de l'usure en dépouille VB des deux plaquettes conventionnelles (CC6050 et CC650) dépassent leur valeur admissible $[VB]= 0,30$ mm et valent successivement (0,311 et 0,335) mm. Dans ces conditions de coupe, la tenue des céramiques Wiper sont légèrement supérieure à celles des autres céramiques conventionnelle utilisées.

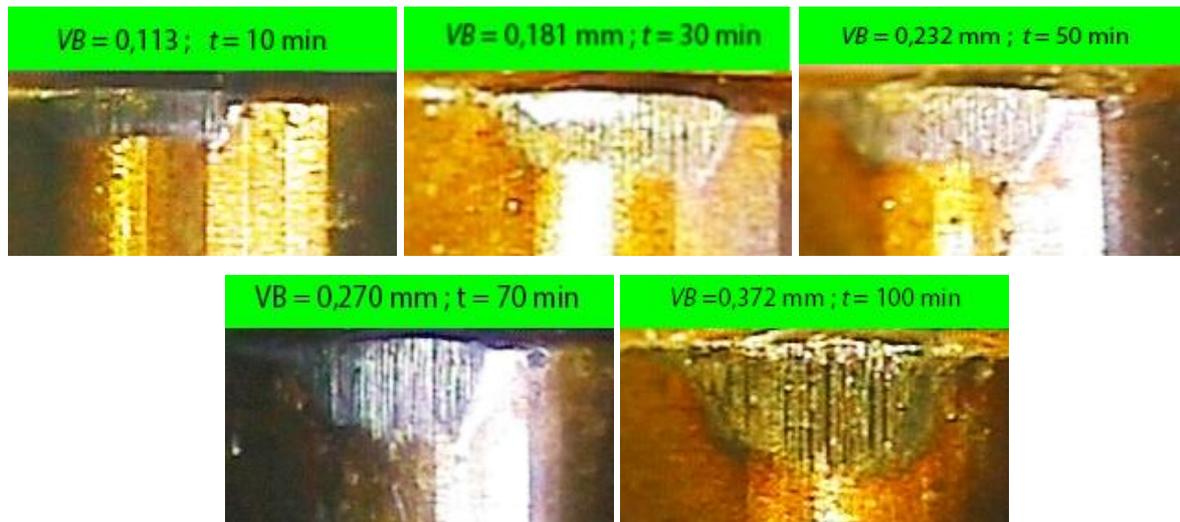
III.6.2 Mécanismes d'usure

La figure III.14 (a, b, c, d) expose la morphologie de l'usure en dépouille VB de la céramique revêtue Wiper CC6050WH, de la céramique revêtue non Wiper CC6050, de la céramique mixte Wiper CC650WG, et en dernier lieu la céramique mixte non Wiper CC650 à $V_c=150\text{m/min}$, $f=0.08\text{mm/tr}$ et $a_p=0.2\text{mm}$. Initialement, l'usure en dépouille des céramiques Wiper CC6050WH et CC650WG (figure III.14a et c) se développe suivant une bande régulière qui s'élargit avec le temps pour acquérir à la fin d'essai une forme irrégulière.

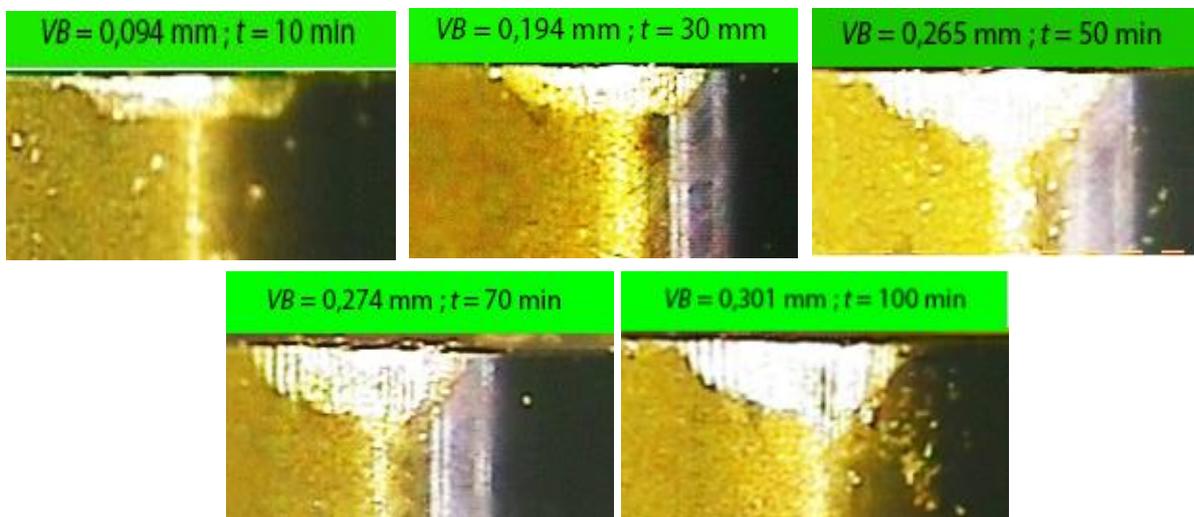
Pour les céramiques non Wiper CC6050 et CC650 (figure III.14b et d), l'usure VB se manifeste à la fin de l'usinage par une usure irrégulière comme une goutte d'eau. On remarque une usure lente sur le bec de l'outil et aussi sur la surface d'attaque pour les quatre plaquettes ce qui nous a conduit à dire que ces matériaux sont bien adaptés à l'usinage de l'acier AISI 4140 traité à 60 HRC et avec ces conditions de coupe (V_c , f et a_p).



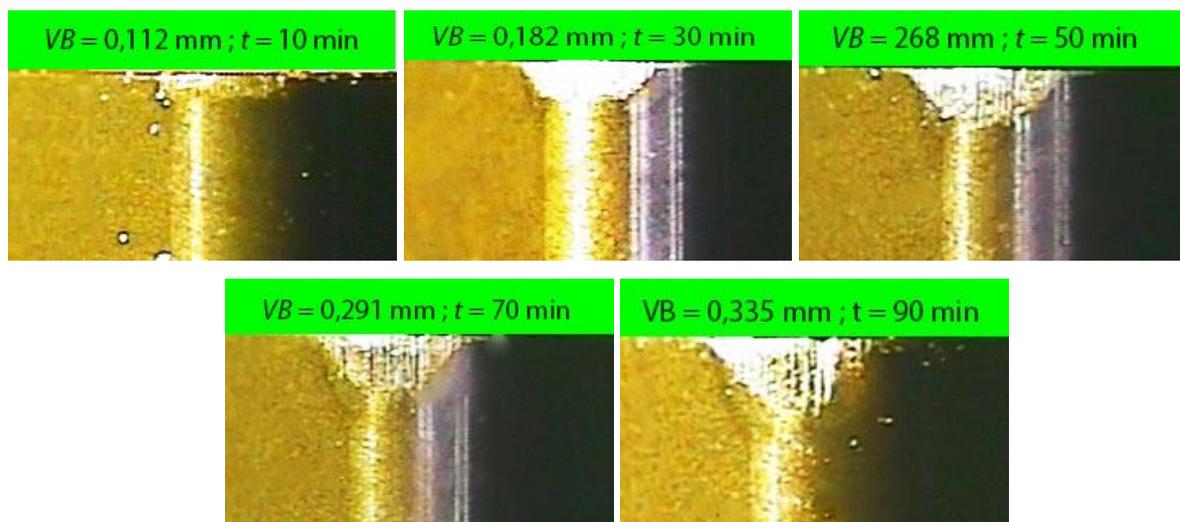
a) CC6050WH



b) CC6050



c) CC650WG



d) CC650

Figure III-14: Morphologie de l'usure en dépouille VB en fonction du temps d'usinage à $V_c = 150$ m/min, $f = 0,08$ mm/tr et $a_p = 0,20$ mm

III.6.3. Cannelures

Durant les essais d'usure de longue durée réalisés par les outils CC6050WH et CC6050 sur l'acier AISI4140, nous avons observé des petites cannelures sur la surface en dépouille de l'outil formée dans le même sens de la direction de la vitesse de coupe. Ces dernières semblent être le résultat d'une haute usure abrasive. Les cannelures sur la surface de dépouille apparaissent au début de l'usinage et elles ne disparaissent jamais. La profondeur de ces cannelures est constante. Elle n'est pas en fonction de l'usure en dépouille par contre elles s'élargissent comme le montre la figure (III.15).

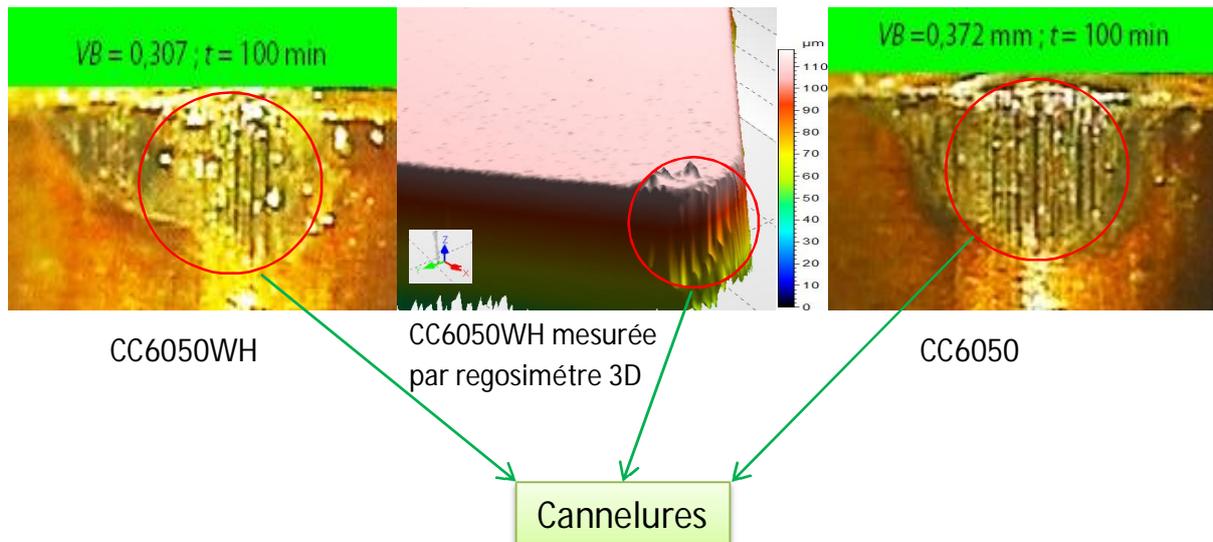


Figure III.15: Cannelures formées sur la surface en dépouille de l'outil

Ce phénomène a été observé par d'autres chercheurs :

En usinant l'acier fortement allié X155CrMoV12 avec le CBN, Poulachon [POU 03] a remarqué l'apparition de quelques cannelures sur la surface de dépouille d'outil à l'aide d'un microscope électronique. La fréquence de ces cannelures le long de l'arête de coupe est mesurable. Il a observé deux types de cannelures : le premier type est de cannelures larges d'une dimension moyenne de $10\mu\text{m}$, le deuxième type est de cannelures étroites d'une dimension moyenne de $1\mu\text{m}$. Il a aussi observé que le phénomène n'est pas local mais généralisé. Il a deux différentes origines comme le montre la figure (III.16a).

La figure (III.16b) montre la structure de l'acier X155CrMoV12, dont les grands faisceaux (taches) blancs sont des carbures primaires M_7C_3 avec une dimension moyenne de $15\mu\text{m}$. Les grandes cannelures se trouvent proches des faisceaux de carbure de grandes dimensions,

bien que les petites cannelures semblent être creusées près des petits faisceaux de carbure qui sont dix fois plus petits que les grands faisceaux. Ce sont des carbures secondaires M_7C_3 qui apparaissent durant le revenu. À ce stade de l'étude, la seule chose qui peut-être affirmée est que les grandes cannelures sont formées près des grands faisceaux du carbure M_7C_3 [POU 03].

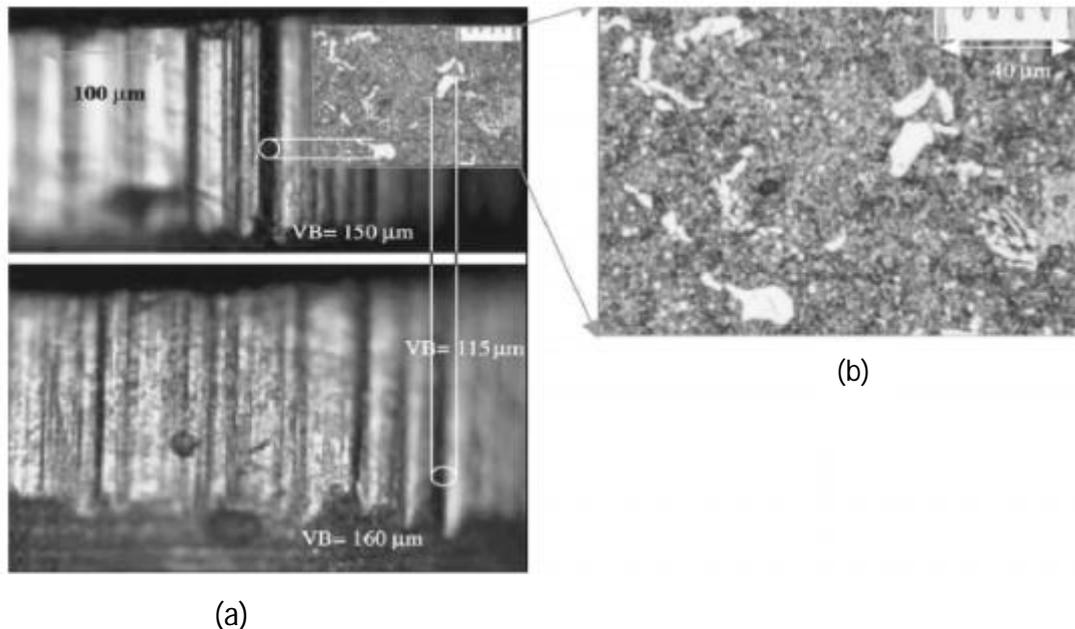


Figure III.16: Micrographie de l'usure de l'acier X155CrMoV12 durcis à 50HRC avec $V_c=180$ m/min ; $f=0.08$ m/min, (a) usure en dépouille, (b) microstructure de la pièce [POU 03].

III.6.4. Evolution des efforts de coupe en fonction du temps

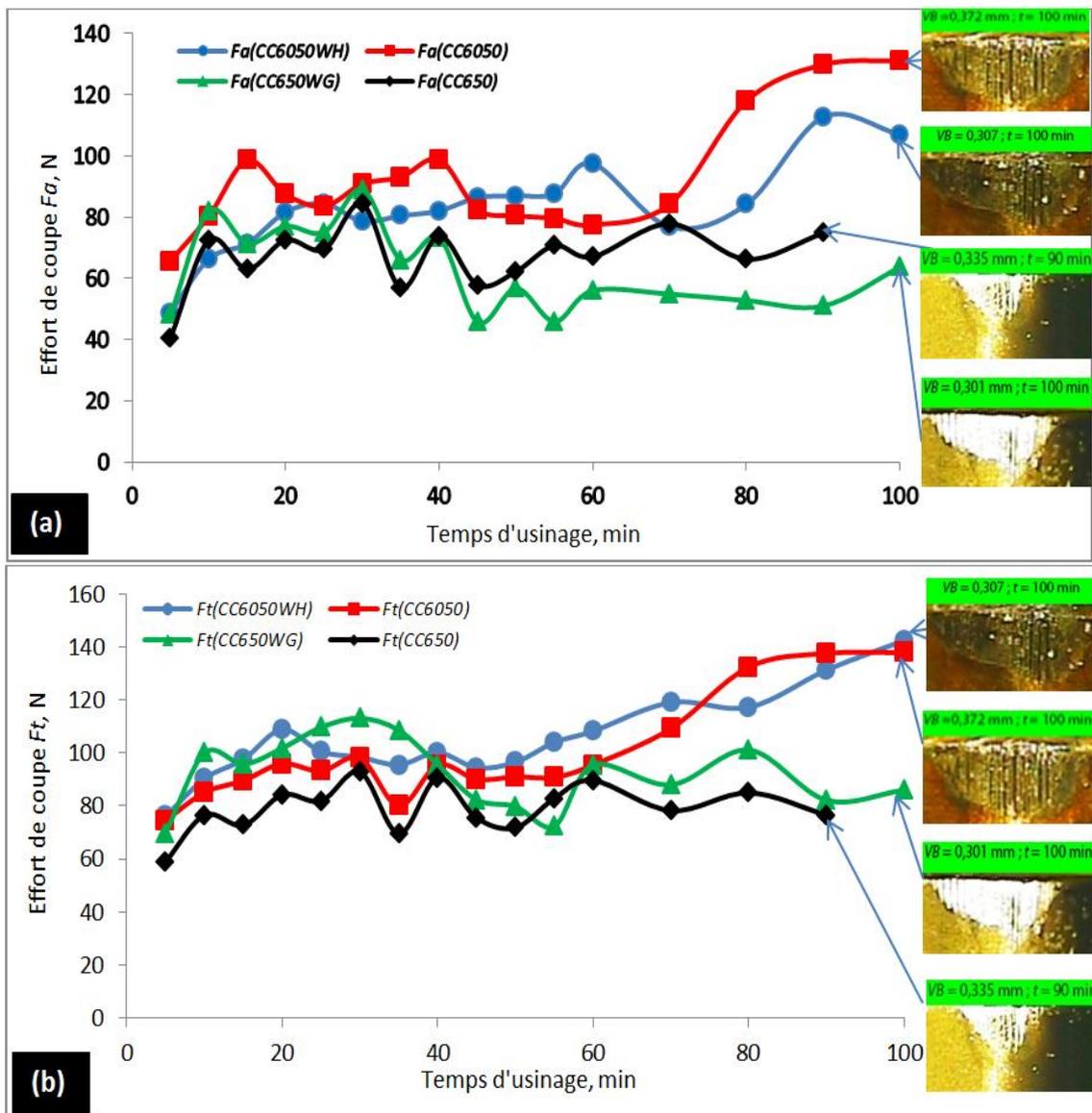
La figure III-17(a, b et c) illustre l'évolution des efforts de coupe en fonction du temps d'usinage lors de l'usinage de l'acier AISI 4140 (42CrMo4) traité à 60 HRC par les quatre matériaux de coupe (CC6050WH, CC6050, CC650WG et CC650) à $V_c=150$ m/min, $f=0,08$ mm/tr, $ap=0,20$ mm pour un temps d'usinage $t=90$ minutes.

L'analyse des résultats montre que l'augmentation du temps d'usinage conduit à une augmentation des trois composantes de l'effort de coupe pour toutes les céramiques testées, ceci est dû à l'évolution de l'usure VB sur l'arête de coupe de l'outil.

En examinant l'allure des courbes on remarque que dans l'intervalle du temps de 5 à 90 minutes, on enregistre une augmentation des trois composantes des efforts de coupe (F_a , F_r et F_t) respectivement de $\{(56,63 ; 49,40 ; 5,69 \text{ et } 45,82), (69,22; 63,63; 43,58 \text{ et } 58,74) \text{ et } (42,01; 45,83; 15,08 \text{ et } 22,96)\}$ % pour les quatre plaquettes (CC6050WH, CC6050, CC650WG et CC650).

À la fin de l'usinage, on constate que les courbes des efforts de coupe (F_r et F_t) pour les quatre plaquettes de coupe testées se rapprochent deux à deux, et cela est dû à l'élimination de la forme géométrique des plaquettes Wiper (CC6050WH et CC650WG) suite à l'usure du bec, ce qui donne presque les mêmes valeurs des efforts de coupe comparativement aux autres plaquettes conventionnelles (CC6050 et CC650). On distingue que durant presque tout le temps d'usinage les valeurs, des efforts de coupe (F_a , F_r et F_t) pour les plaquettes revêtues sont supérieures à celles des deux autres plaquettes non revêtues.

Une analyse des valeurs enregistrées des trois composantes de l'effort de coupe (F_a , F_r et F_t) montre que l'effort radial est prépondérant aux deux autres efforts et cela est valable pour les quatre plaquettes testées.



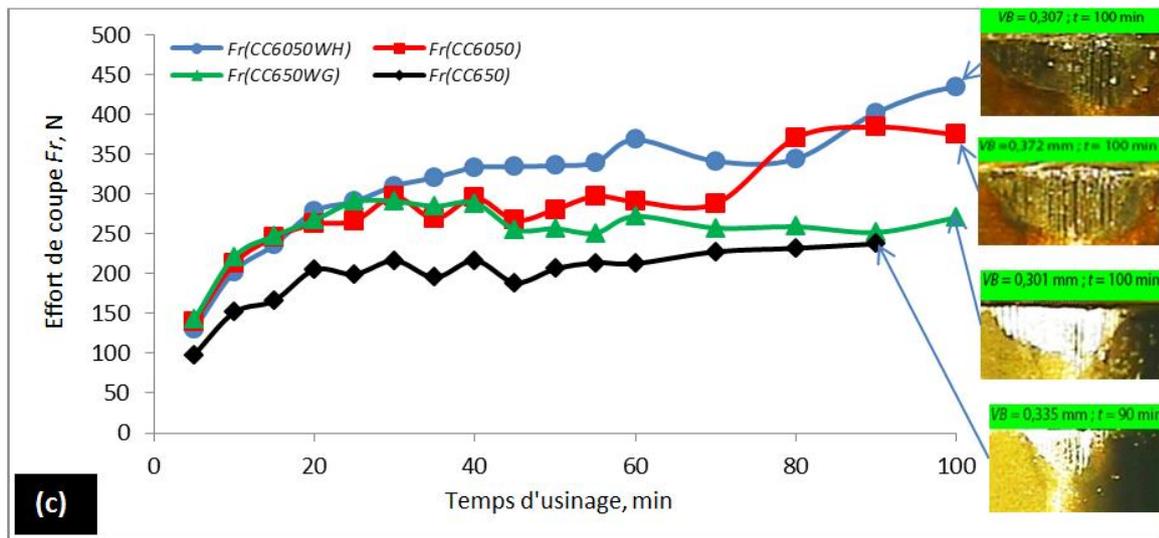


Figure III-17: Evolution des efforts de coupe en fonction de temps d'usinage à $V_c=150$ m/min; $f= 0,08$ mm/tr; $a_p= 0,2$ mm pour les quatre plaquettes testées : CC6050WH, CC6050, CC650WG et CC650

La figure III-18 présente la comparaison des résultats des trois composantes de l'effort de coupe à la fin de l'usinage (90 min). L'analyse des résultats montre clairement que lors de l'usinage par les céramiques revêtues, les efforts de coupe sont élevés par rapport aux efforts enregistrés par les matériaux non revêtus. Par exemple; les ratios de l'effort radial à la fin de l'usinage est comme suit: $Fr_{CC6050WH}/Fr_{CC650WG}$ est de 1,60; Fr_{CC6050}/Fr_{CC650} est de 1,62.

D'autre part, les ratios de l'effort radial pour le même temps d'usinage (90 min) par les quatre plaquettes de coupe en Wiper et conventionnel sont: $Fr_{CC6050WH}/Fr_{CC6050}$ est de 1,048; $Fr_{CC650WG}/Fr_{CC650}$ est de 1,061.

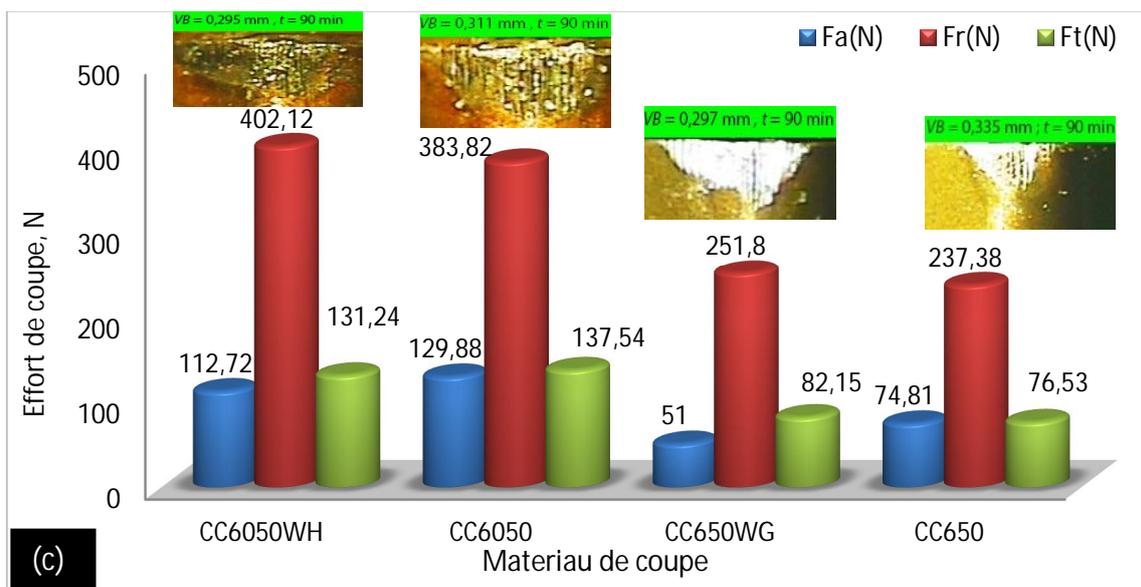


Figure III-18: Comparaison entre les efforts de coupe enregistrés pour les quatre nuances à $V_c= 150$ m/min, $f= 0,08$ mm/tr ; $a_p= 0,20$ mm et $t= 90$ min

III.6.5. Evolution des critères de rugosité en fonction du temps

Les figures III-19 (a, b et c) présentent l'évolution des trois critères de rugosité (Ra , Rz et Rt) en fonction du temps d'usinage pour les quatre outils suivants: CC6050WH, CC6050, CC650WG et CC650 à $V_c=150$ m/min; $f=0,08$ mm/tr et $ap=0,20$ mm.

On remarque que toutes les courbes prennent une allure ascendante ce qui signifie que le temps d'usinage a un effet important sur la rugosité. Les courbes du critère de rugosité (Ra) en fonction du temps d'usinage pour les quatre plaquettes testées sont exposées dans la figure III-19a. Pour un temps d'usinage variant de 5 à 100 minutes, le critère de rugosité moyenne arithmétique (Ra) pour les plaquettes (CC6050WH, CC6050, CC650WG et CC650) passe successivement de (0,29; 0,57 ; 0,27 et 0,44) μm à (0,82; 1,06 ; 1,90 et 1,93) μm , soit une variation qui correspond à une augmentation de (64,63; 46,23 ; 85,79 et 77,20) %. La figure III-19b montre l'effet du temps d'usinage sur le critère de rugosité (Rz) pour les quatre outils en céramique dans les mêmes conditions de coupe. L'analyse des résultats montre que pour un temps d'usinage de 50 min de travail l'usure en dépouille VB pour les plaquettes (CC6050WH, CC6050, CC650WG et CC650) atteint successivement les valeurs (0,21; 0,232; 0,265 et 0,274) mm, le critère de rugosité (Rz) prend directement les valeurs de (3,80; 6,44; 6,07 et 7,96) μm . Alors que pour les valeurs du critère de rugosité (Rt) (figure III-19c), pour les mêmes outils testés (CC6050WH, CC6050, CC650WG et CC650) et à un temps d'usinage de 5 min, les rugosités sont successivement de (1,77; 4,14; 1,94 et 3,03) μm .

L'analyse des résultats de la figure III-19 montre que la rugosité Ra pour le matériau de coupe céramique revêtu en Wiper (CC6050WH) avec les conditions de coupe $V_c=150$ m/min; $f=0,08$ mm/tr et $ap=0,20$ mm ne dépasse pas le 1 μm et cela au-delà de l'usure admissible [VB]=0,30 mm (fin d'usinage).

L'analyse des résultats de la figure III-19 montre aussi qu'à la fin de l'usinage les courbes des critères de rugosité (Ra , Rz et Rt) pour les quatre plaquettes testées se rapprochent deux à deux, et cela dû à l'élimination de forme géométrique par l'effet de l'usure pour les plaquettes en Wiper (CC6050WH et CC650WG) ce qui donne presque les mêmes valeurs des deux autres plaquettes de coupe (CC6050 et CC650).

On distingue que pendant tout le temps de l'usinage les valeurs des critères de rugosité (Ra , Rz et Rt) pour les plaquettes revêtues sont très inférieures à celles des deux autres plaquettes non revêtues et cela est dû au rôle du revêtement.

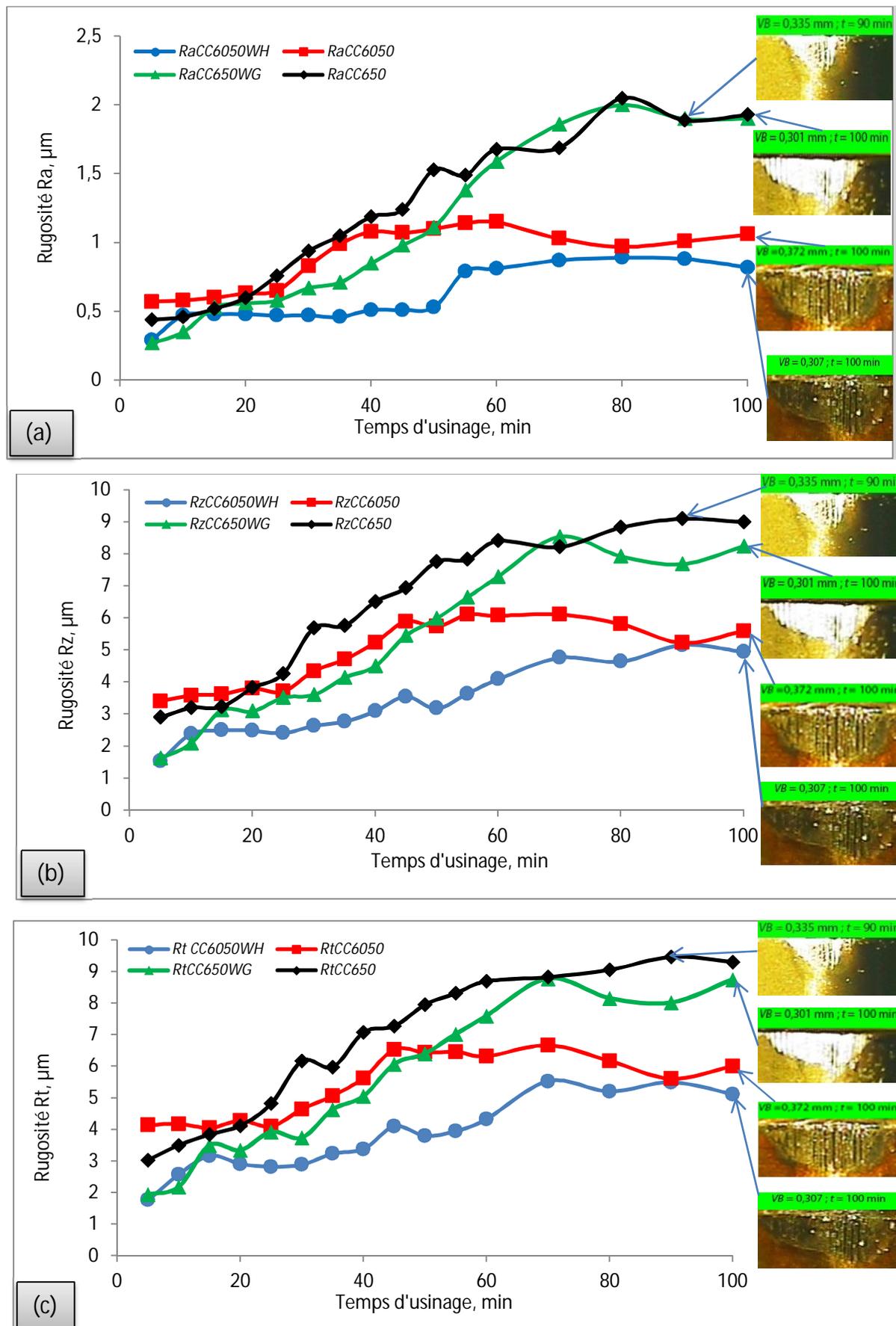


Figure III-19: Evolution des efforts de coupe en fonction de temps d'usinage à $V_c=150$ m/min; $f=0,08$ mm/tr; $a_p=0,2$ mm pour les quatre plaquettes testées : CC6050WH, CC6050, CC650WG et CC650

La figure III-20 présente la comparaison des résultats des trois critères de rugosité à la fin de l'usinage. L'analyse des résultats montre clairement que l'usinage par les céramiques revêtues donne des rugosités inférieures par rapport aux deux autres matériaux non revêtus. Par exemple; les ratios de la rugosité moyenne arithmétique (R_a) à la fin de l'usinage sont comme suite : $R_{aCC6050WH}/R_{aCC650WG}$ est de 0,46; $R_{aCC6050}/R_{aCC650}$ est de 0,53.

D'autre part, les ratios du critère de rugosité (R_a) pour le même temps d'usinage (90 min) par les quatre plaquettes de coupe en Wiper et conventionnel sont : $R_{aCC6050WH}/R_{aCC6050}$ est de 0,88 ; $R_{aCC650WG}/R_{aCC650}$ est de 1,005, ce qui nous indique que les critères de rugosités (R_a) à la fin de l'usinage sont presque égaux, et cela est dû à l'effet de l'usure en dépouille qui élimine la forme géométrique pour les deux plaquettes en Wiper (CC6050WH et CC650WG).

Des résultats similaires ont été rapportés par [DAV 07] et Figueira, ils ont évalué la performance des outils en céramique classique et Wiper en termes d'effort de coupe, la rugosité de surface et l'usure des outils pendant l'usinage de l'acier AISI D2 dur. Ils ont indiqué que, lors de l'usinage, les céramiques en Wiper ont des meilleurs résultats en ce qui concerne la rugosité de surface et l'usure de l'outil, alors que les céramiques conventionnelles présentaient moins d'efforts de coupe et de puissance.

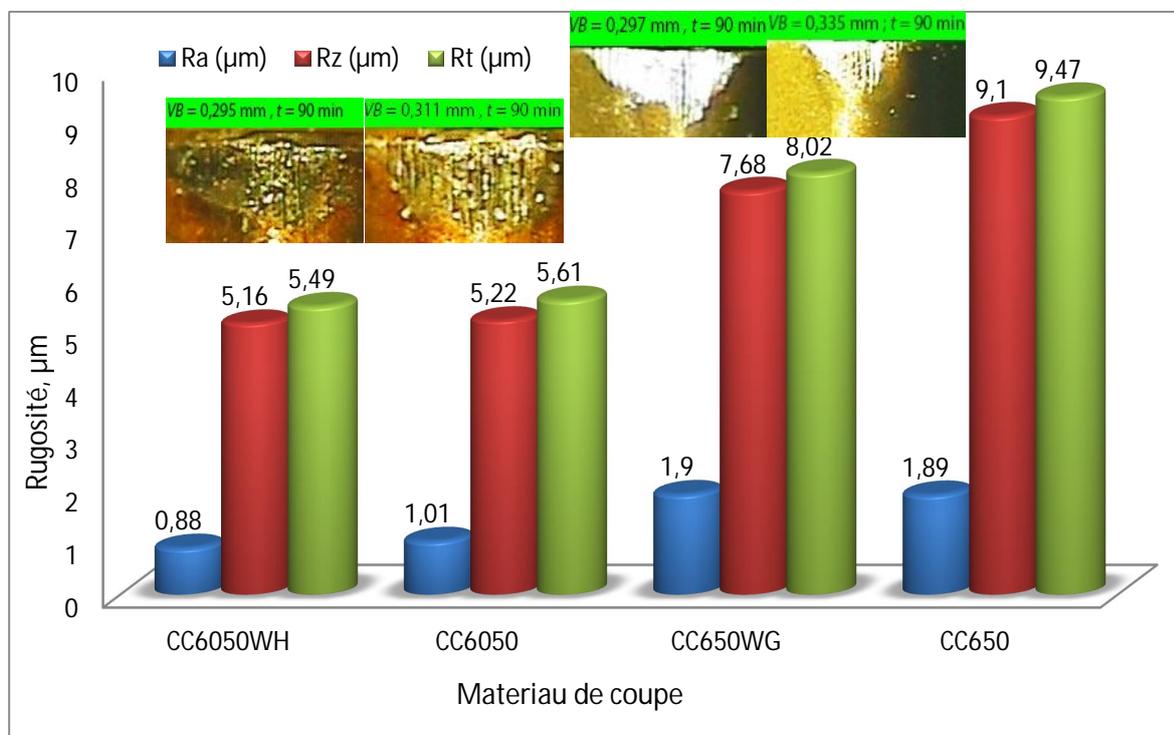


Figure III-20: Comparaison entre les critères de rugosité pour les quatre nuances à $V_c = 150 \text{ m/min}$, $f = 0,08 \text{ mm/tr}$; $a_p = 0,20 \text{ mm}$ et $t = 90 \text{ min}$

III.7. CONCLUSION PARTIELLE

Les opérations de chariotage pratiquées sur 42CrMo4 (AISI 4140) traité à 60 HRC usiné en tournage dur à sec par les céramiques suivantes : la céramique mixte revêtue en Wiper CC6050WH, la céramique mixte revêtue conventionnelle CC6050, la céramique mixte non revêtue en Wiper CC650WG et la céramique mixte non revêtue conventionnelle CC650 nous ont permis d'évaluer les performances de ces outils de coupe en termes d'usure en dépouille, d'efforts de coupe et de pressions spécifiques et de rugosité des surfaces usinées.

Il est à noter que pour les conditions de coupe suivantes : $V_c = 150$ m/min, $f = 0,08$ mm/tr et $a_p = 0,2$ mm, la tenue de la céramique mixte revêtue en Wiper CC6050WH est de 95 minutes, celle de la céramique mixte revêtue conventionnelle CC6050 est de 85 minutes, celle la céramique mixte non revêtue en Wiper CC650WG est de 95 minutes alors que celle de la céramique mixte non revêtue conventionnelle CC650 est de 76 minutes.

D'après cette étude comparative entre les différents matériaux de coupe, il ressort que les outils ayant la géométrie Wiper avec et sans revêtement (CC6050WH et CC650WG) présentent des performances supérieures à celles des deux autres matériaux testés, en termes d'usure, tenue, effort de coupe et rugosité de surface.

On constate globalement que les plaquettes de coupe en Wiper (CC6050WH et CC650WG) produisent des efforts radiaux légèrement plus grands que celles des plaquettes conventionnelles (CC6050 et CC650), est cela est dû à l'effet de la géométrie du bec de la plaquette (Figure III-17c).

D'après cette étude, les états de surfaces usinées par les céramiques en Wiper (CC6050WH et CC650WG) sont meilleurs que ceux qui sont obtenus par les deux autres plaquettes (CC6050 et CC650) et cela pour toutes les conditions de coupe testées (la vitesse de coupe, l'avance par tour et la profondeur de passe).

CHAPITRE IV

MODÉLISATION ET OPTIMISATION DES PARAMETRES
DE COUPE EN UTILISANT LES PLAQUETTES EN WIPER
ET CONVENTIONNELLE

IV.1. INTRODUCTION

Ce chapitre est consacré à l'étude et l'analyse statistique des résultats afin de développer les modèles mathématiques des paramètres technologiques étudiés (efforts de coupe et la rugosité de surface) en fonction des paramètres de coupe (la vitesse de coupe, l'avance par tour et la profondeur de coupe) lors de l'usinage de l'acier 42CD4 avec les outils céramiques en Wiper et conventionnel, revêtue et non revêtue (CC6050WH, CC6050, CC650WG et CC650). Le plan d'expérience choisi dans ce chapitre est le plan factoriel complet (L_{27}). Le logiciel (Design Expert version 8) est utilisé pour déterminer les valeurs les constantes des modèles ainsi que les coefficients de détermination. Le logiciel (Matlab 9) est aussi utilisé pour la présentation des courbes des paramètres technologiques en fonction des conditions de coupe en 3D. Une analyse a été fait avec le graphe de Pareto qui a permet d'évaluer les effets principaux des paramètres ainsi que ceux de leurs interactions sur le facteur étudié. Une représentation des topographies en 3D des surfaces usinées lors de tournage dur de l'acier 42CrMo4 (60 HRC), sont visualisés sous forme isométrique. La fin de chapitre est réservée à une comparaison entre les résultats obtenus par les modèles de prédiction et les mesures expérimentales. Suivie par une présentation de l'approche de la fonction désirabilité pour la détermination des conditions de coupes optimales.

IV.1.1. Etapes de la méthodologie de surface de réponse

La méthodologie de surface de réponse (MSR) est une procédure qui comprend six étapes [CHI 08]:

- 1) définir les variables d'entrées indépendantes et les réponses de sorties désirées;
- 2) adopter un plan de conception expérimentale;
- 3) effectuer une analyse de régression avec le modèle mathématique (quadratique) de la Méthodologie de surface de réponse (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 a besoin des variables de dépistage ou non et enfin;
- 6) optimisation des paramètres de coupe.

IV.1.2. Modèle de la réponse

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 et rugosité), en fonction d'un certain nombre de variables indépendantes (facteurs), $X_1; X_2; \dots; X_k$, 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 R^2 est à la fois la fraction des variations de la réponse expliquées par le modèle seul et un indice de la qualité de la régression. Le coefficient R^2 peut s'interpréter comme le quotient des variances expliqué par la variance des réponses mesurées, d'où R^2 varie entre 0 et 1. Une valeur de R^2 proche de 1 correspond à un modèle avec un très bon pouvoir prédictif. Le coefficient de détermination de la régression 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 et la rugosité de surface).

IV.2. MODELISATION DES EFFORTS DE COUPE EN FONCTION DES PARAMETRES D'USINAGE

Le tableau IV-1 présente les résultats expérimentaux correspondants aux composantes des efforts de coupe. Ces résultats sont obtenus suite aux différentes combinaisons des conditions de coupe (matrice de planification des expériences pour un plan de 27 essais), lors de tournage dur de l'acier 42CrMo4 (60 HRC) par les quatre céramiques de coupe suivantes: Céramiques revêtues (CC6050WH et CC6050) Wiper et non Wiper et aussi les céramiques non revêtues (CC650WG et CC650) Wiper et non Wiper.

Le traitement statistique des résultats du tableau V.1 a été réalisé en trois phases. La première phase portait sur l'analyse de la variance et de l'effet des facteurs et des interactions. La deuxième phase a permis d'obtenir des modèles mathématiques des paramètres étudiés (régression quadratique). Enfin, une optimisation des conditions de coupe et des réponses qui a permis de proposer un régime optimal grâce à la fonction de désirabilité.

L'analyse des résultats du tableau IV.1, montre que les efforts de coupe (F_a , F_r et F_t) sont principalement influencés par la profondeur de coupe comparativement à l'influence de l'avance et de la vitesse de coupe. Ces résultats indiquent aussi, quand la profondeur de passe et l'avance augmentent, les efforts de coupe augmentent également. Cette augmentation des efforts, est la conséquence de l'accroissement de la section du copeau.

Facteurs															
Valeurs réelles				Effort de coupe											
				CC6050WH			CC6050			CC650WG			CC650		
N° Essais	Vc (m/min)	f (mm/tr)	ap (mm)	Fa (N)	Fr (N)	Ft (N)	Fa (N)	Fr (N)	Ft (N)	Fa (N)	Fr (N)	Ft (N)	Fa (N)	Fr (N)	Ft (N)
1	80	0,08	0,10	18,63	104,54	46,47	33,35	106,53	52,75	12,10	47,97	38,01	13,85	38,62	43,61
2	115	0,08	0,10	19,39	90,47	52,23	23,47	95,00	39,45	06,61	66,22	27,62	12,72	49,11	44,55
3	150	0,08	0,10	16,85	75,66	41,99	23,02	101,46	35,75	14,07	41,70	36,25	13,48	58,36	46,75
4	80	0,11	0,10	36,70	161,70	69,54	30,82	118,79	56,87	14,48	60,17	45,73	12,07	56,38	49,97
5	115	0,11	0,10	31,59	147,83	68,01	26,39	110,90	64,73	08,30	75,20	45,75	18,51	77,49	45,00
6	150	0,11	0,10	17,72	123,83	54,35	36,05	128,35	45,83	09,45	76,27	48,31	18,33	69,43	58,09
7	80	0,14	0,10	31,93	177,63	78,80	29,04	137,39	63,20	20,11	92,78	69,02	18,38	65,58	65,02
8	115	0,14	0,10	37,81	228,82	88,37	25,55	137,24	50,61	15,16	80,23	72,71	16,74	77,56	56,70
9	150	0,14	0,10	29,70	220,19	85,45	32,98	149,23	68,60	16,79	124,39	68,57	25,49	97,23	67,92
10	80	0,08	0,20	49,40	192,14	84,05	72,60	187,82	86,25	33,69	112,67	80,21	33,13	86,45	70,05
11	115	0,08	0,20	53,75	193,68	81,53	67,18	177,71	87,30	39,82	140,21	85,84	33,37	101,37	81,49
12	150	0,08	0,20	61,02	201,27	89,16	68,81	187,37	84,30	36,41	134,67	79,06	47,65	117,38	84,35
13	80	0,11	0,20	53,12	212,57	100,93	66,15	196,63	107,48	35,44	117,42	94,79	43,95	100,85	107,99
14	115	0,11	0,20	62,14	213,22	111,05	73,32	204,85	118,96	36,92	167,03	97,05	44,90	134,83	97,18
15	150	0,11	0,20	63,24	238,32	104,00	75,21	216,23	108,90	38,04	168,97	105,00	49,77	143,31	108,48
16	80	0,14	0,20	70,57	253,01	135,52	80,92	245,91	132,34	38,05	162,72	109,81	42,05	120,59	122,94
17	115	0,14	0,20	62,96	225,09	126,84	75,71	227,31	121,90	44,09	179,38	122,22	61,83	151,87	129,00
18	150	0,14	0,20	71,90	268,47	121,06	77,04	244,12	124,41	48,74	211,23	119,79	65,36	182,02	119,41
19	80	0,08	0,30	105,50	276,14	137,83	114,11	251,01	125,07	67,55	191,15	137,37	63,84	137,30	114,48
20	115	0,08	0,30	101,84	261,78	124,4	118,41	244,31	125,29	67,32	231,08	123,08	74,20	177,77	117,60
21	150	0,08	0,30	100,59	273,49	117,34	116,61	258,36	116,09	71,95	236,08	133,72	75,46	193,10	116,86
22	80	0,11	0,30	115,85	306,97	165,70	126,57	281,62	152,05	65,94	221,62	160,95	75,55	175,53	152,68
23	115	0,11	0,30	111,56	291,07	158,37	134,03	287,85	150,50	82,68	253,81	157,73	86,64	202,27	146,04
24	150	0,11	0,30	112,72	312,00	152,41	125,47	281,42	152,45	75,02	258,15	143,43	85,22	203,28	151,86
25	80	0,14	0,30	125,04	345,50	188,71	144,01	319,02	200,21	75,54	253,53	190,78	77,96	192,26	191,43
26	115	0,14	0,30	115,97	326,06	170,57	133,55	297,55	179,92	81,64	265,58	188,61	92,80	220,53	182,51
27	150	0,14	0,30	137,23	357,32	195,41	140,15	322,96	176,13	96,43	305,70	182,34	108,79	245,97	167,57

Tableau IV-1: Résultats des efforts de coupe pour les quatre plaquettes testées en fonction des différentes combinaisons des conditions de coupe pour un plan (PFC) L27

IV.2.1. Analyse de la variance (ANOVA) pour l'effort axial (F_a)

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 » [Dro 97]. Les composantes factorielles et résiduelles 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.

Les résultats de l'analyse de la variance (ANOVA) pour les trois composantes des efforts de coupe (F_a , F_r et F_t) générée par les quatre plaquettes de coupe (les céramiques revêtues Wiper CC6050WH et non Wiper CC6050) et les céramiques non revêtues Wiper CC650WG et non Wiper CC650), sont exposés dans les tableaux IV-2 et IV-3.

L'analyse est effectuée pour un niveau de signification $\alpha = 0,05$ (c.-à-d. pour un niveau de confiance de 95%). Dans les tableaux IV-2 et IV-3 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'effort axial F_a présentées dans le tableau IV-1 et des coefficients des tableaux IV-2 et IV-3 permettent de classer les trois éléments du régime de coupe (V_c , f et ap) et leurs interactions par ordre d'influence sur l'effort axial. La profondeur de passe vient en première position avec une contribution de (94,432; 97,577; 94,726 et 89,783) % respectivement pour les céramiques (CC6050WH, CC6050, CC650WG et CC650). Ceci est dû qu'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. Des résultats similaires ont été rapportés par Aouici et autres [AOU 12] lors du tournage dur de l'acier AISI H11 traité à 50 HRC par un outil en CBN7020.

L'avance par tour vient en deuxième position avec une contribution de (3,727; 1,260; 2,232 et 5,097) % respectivement pour (CC6050WH, CC6050, CC650WG et CC650). La vitesse de coupe a une influence très faible pour les quatre plaquettes de coupe testées.

L'interaction ($ap \times ap$) a un effet significatif sur F_a avec une contribution de (1,480; 0,406 et 0,958) % respectivement pour (CC6050WH, CC6050 et CC650WG). Les autres interactions généralement n'ont pas un effet significatif sur l'effort axial de coupe pour les quatre plaquettes de coupe testées.

Céramique revêtue							
Source	ddl	SCE	CM	F-value	Prob.	Cont. %	Remarque
Wiper CC6050WH							
Modèle		36343,88	4038,21	107,24	0,0001		Significatif
V_c	1	0,99	0,99	0,026	0,8728	0,003	Non significatif
f	1	1354,43	1354,43	35,97	< 0,0001	3,727	Significatif
ap	1	34320,25	34320,25	911,41	< 0,0001	94,432	Significatif
$V_c \times f$	1	3,37	3,37	0,090	0,7684	0,009	Non significatif
$V_c \times ap$	1	61,38	61,38	1,63	0,2189	0,169	Non significatif
$f \times ap$	1	55,21	55,21	1,47	0,2425	0,152	Non significatif
$V_c \times V_c$	1	10,39	10,39	0,28	0,6061	0,029	Non significatif
$f \times f$	1	0,012	0,012	3,147E-4	0,9861	0,00001	Non significatif
$ap \times ap$	1	537,83	537,83	14,28	0,0015	1,480	Significatif
Résiduel	17	640,15	37,66				
Total	26	36984,03				100	
SD = 6,14						$R^2 = 0,9827$	
Mean = 67,21						R^2 Adjusted = 0,9735	
Coefficient of variation = 9,13						R^2 Predicted = 0,9536	
Predicted residual error of sum of squares (PRESS) = 1714,22						Adequate precision = 29,525	
Conventionnelle CC6050							
Modèle		45325,3614	5036,15127	249,703996	< 0,0001		Significatif
V_c	1	0,27627222	0,27627222	0,01369821	0,9082	0,001	Non significatif
f	1	571,107339	571,107339	28,3168191	< 0,0001	1,260	Significatif
ap	1	44227,3454	44227,3454	2192,8938	< 0,0001	97,577	Significatif
$V_c \times f$	1	5,09603333	5,09603333	0,25267309	0,6216	0,011	Non significatif
$V_c \times ap$	1	0,14083333	0,14083333	0,00698284	0,9344	0,000	Non significatif
$f \times ap$	1	308,560208	308,560208	15,2991268	0,0011	0,681	Significatif
$V_c \times V_c$	1	26,3062241	26,3062241	1,30432326	0,2693	0,058	Non significatif
$f \times f$	1	2,45333519	2,45333519	0,12164202	0,7315	0,005	Non significatif
$ap \times ap$	1	184,075741	184,075741	9,12689979	0,0077	0,406	Significatif
Résiduel	17	342,864244	20,1684849				
Total	26	45668,2257				100	
SD = 4,49						$R^2 = 0,9925$	
Mean = 76,69						R^2 Adjusted = 0,9885	
Coefficient of variation = 5,86						R^2 Predicted = 0,9801	
Predicted residual error of sum of squares (PRESS) = 908,60						Adequate precision = 41,315	

Tableau IV-2: Analyse de la variance (ANOVA) de l'effort axial pour les deux plaquettes de céramique revêtu testées

Céramique non revêtue							
Source	ddl	SCE	CM	F-value	Prob.	Cont. %	Remarque
Wiper CC650WG							
Modèle	9	18854,9411	2094,99346	131,970904	< 0,0001		Significatif
<i>Vc</i>	1	107,555556	107,555556	6,77529748	0,0186	0,570	Significatif
<i>f</i>	1	420,79005	420,79005	26,5070247	< 0,0001	2,232	Significatif
<i>ap</i>	1	17860,5	17860,5	1125,09484	< 0,0001	94,726	Significatif
<i>Vc</i> × <i>f</i>	1	30,624075	30,624075	1,9291167	0,1828	0,162	Non significatif
<i>Vc</i> × <i>ap</i>	1	138,380208	138,380208	8,71704927	0,0089	0,734	Significatif
<i>f</i> × <i>ap</i>	1	63,066675	63,066675	3,9727886	0,0625	0,334	Non significatif
<i>Vc</i> × <i>Vc</i>	1	0,41256296	0,41256296	0,02598877	0,8738	0,002	Non significatif
<i>f</i> × <i>f</i>	1	53,0640907	53,0640907	3,34269112	0,0851	0,281	Non significatif
<i>ap</i> × <i>ap</i>	1	180,547919	180,547919	11,3733396	0,0036	0,958	Significatif
Résiduel	17	269,869249	15,8746617				
Total	26	19124,8104					
SD = 3,984						$R^2 = 0,9859$	
Mean = 42,679						R^2 Adjusted = 0,9780	
Coefficient of variation = 9,335						R^2 Predicted = 0,9630	
Predicted residual error of sum of squares (PRESS) = 716,623						Adequate precision = 34,088	
Conventionnelle CC650							
Modèle	9	21658,7983	2406,53315	133,981991	< 0,0001		Significatif
<i>Vc</i>	1	657,272939	657,272939	36,5931952	< 0,0001	3,035	Significatif
<i>f</i>	1	1103,87342	1103,87342	61,4573539	< 0,0001	5,097	Significatif
<i>ap</i>	1	19445,8921	19445,8921	1082,63597	< 0,0001	89,783	Significatif
<i>Vc</i> × <i>f</i>	1	104,902533	104,902533	5,84037263	0,0272	0,484	Significatif
<i>Vc</i> × <i>ap</i>	1	127,5312	127,5312	7,10020727	0,0163	0,589	Significatif
<i>f</i> × <i>ap</i>	1	178,101075	178,101075	9,91564846	0,0059	0,822	Significatif
<i>Vc</i> × <i>Vc</i>	1	2,49615	2,49615	0,13897134	0,7139	0,012	Non significatif
<i>f</i> × <i>f</i>	1	0,7776	0,7776	0,04329232	0,8376	0,004	Non significatif
<i>ap</i> × <i>ap</i>	1	37,95135	37,95135	2,11291395	0,1643	0,175	Non significatif
Résiduel	17	305,347481	17,9616165				
Total	26	21964,1458				100	
SD = 4,2381						$R^2 = 0,9861$	
Mean = 48,5667						R^2 Adjusted = 0,9787	
Coefficient of variation = 8,7264						R^2 Predicted = 0,9674	
Predicted residual error of sum of squares (PRESS) = 716,4332						Adequate precision = 36,379	

Tableau IV-3: Analyse de la variance (ANOVA) de l'effort axial pour les deux plaquettes en céramique non revêtue testées

IV.2.2. Facteurs influents (Graphe de Pareto)

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'effort axial pour les quatre plaquettes de coupe testées.

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.

Les valeurs standardisées supérieures la ligne rouge ($F_{\text{tableau}} = 4.45$, avec un intervalle de confiance choisi est 95%) présentes un effet significatif, plus l'effet standardisé est élevé, plus le facteur présente une influence sur l'effort axial. Par contre, tous les paramètres et les interactions ayant un niveau inférieur à cette limite sont négligeables et ne sont pas pris en compte. En effet, la profondeur de passe est le paramètre le plus important suivi de l'avance par tour. La vitesse de coupe n'a pratiquement aucun effet sur l'effort axial (Figure IV-1). Ces résultats confirment les résultats trouvés aux tableaux IV-2 et IV-3.

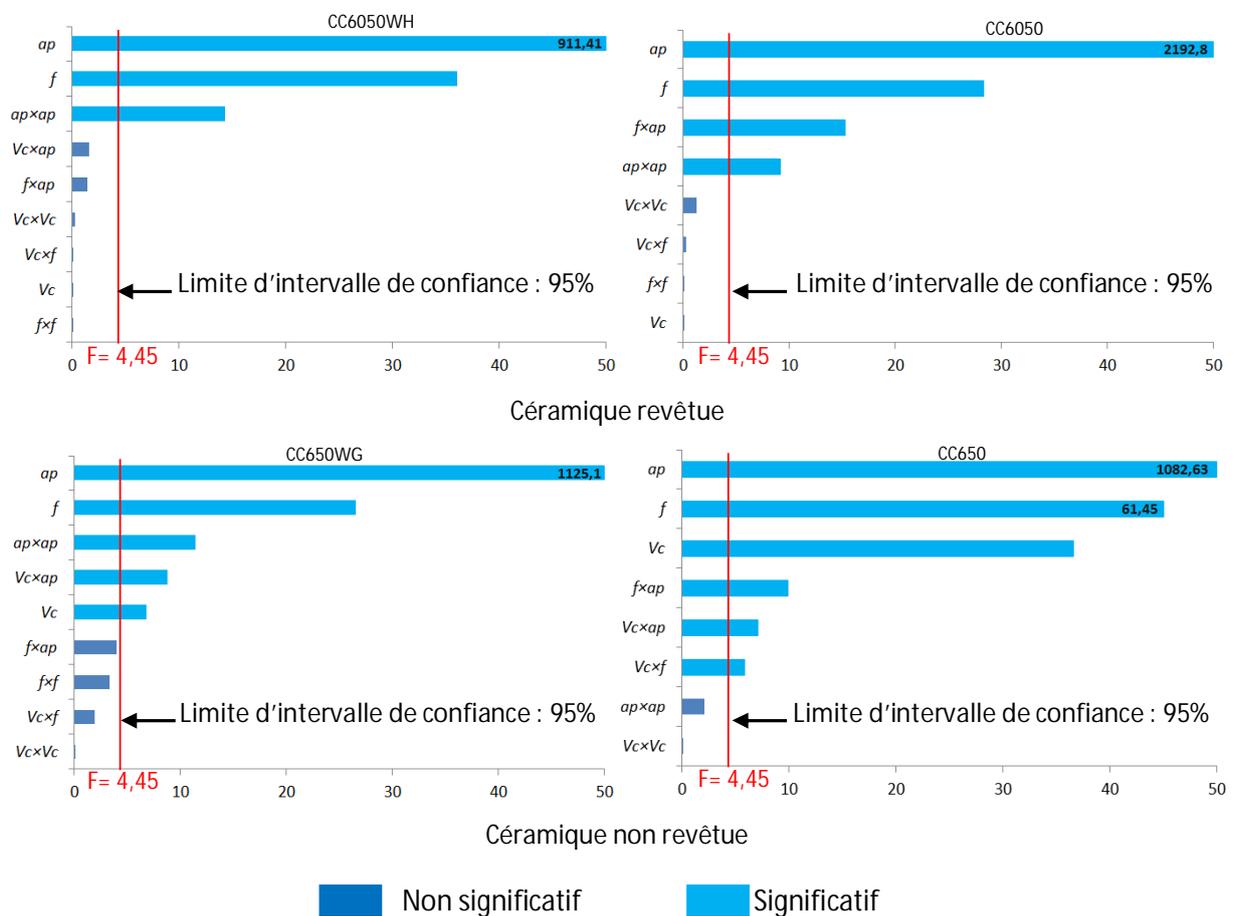


Figure IV-1: Graphe de PARETO des effets des paramètres de coupe sur l'effort axial pour les quatre plaquettes de coupe testées

IV.2.3. Analyse de régression : F_a en fonction de V_c ; f et ap

L'analyse de régression de F_a pour les quatre plaquettes testées en fonction de V_c , f et ap donne les équations du modèle complet (IV-3 à IV-6) avec les coefficients de corrélation suivants: ($R^2_{CC6050WH} = 98,27$; $R^2_{CC6050} = 99,25$; $R^2_{CC650WG} = 98,59$ et $R^2_{CC650} = 98,61$) %.

$$\begin{aligned} Fa_{CC6050WH} = & 29,738 - 0,245 V_c + 77,236 f - 95,017 ap + 0,505 V_c \times f \\ & + 0,646 V_c \times ap + 715 f \times ap + 1,074 \times 10^{-3} V_c^2 \\ & + 49,383 f^2 + 946,778 ap^2 \end{aligned} \quad (IV-3)$$

$$\begin{aligned} Fa_{CC6050} = & 33,129 - 0,459 V_c - 65,361 f + 91,762 ap + 0,621 V_c \times f \\ & - 0,031 V_c \times ap + 1690,278 f \times ap + 1,709 \times 10^{-3} V_c^2 \\ & - 710,494 f^2 + 553,889 ap^2 \end{aligned} \quad (IV-4)$$

$$\begin{aligned} Fa_{CC650WG} = & 71,233 - 0,341 V_c - 893,581 f - 100,057 ap + 1,521 V_c \times f \\ & + 0,970 V_c \times ap + 764,166 f \times ap + 2,14 \times 10^{-4} V_c^2 \\ & + 3304,32 f^2 + 548,555 ap^2 \end{aligned} \quad (IV-5)$$

$$\begin{aligned} Fa_{CC650} = & 26,006 - 0,202 V_c - 407,621 f - 20,289 ap + 2,815 V_c \times f \\ & + 0,931 V_c \times ap + 1284,166 f \times ap - 5,265 \times 10^{-4} V_c^2 \\ & + 400 f^2 + 251,5 ap^2 \end{aligned} \quad (IV-6)$$

En introduisant seulement les facteurs qui ont un effet significatif, les modèles réduits de l'effort de axial F_a en fonction de V_c , f et ap donne les équations (IV-7 à IV-10) avec les coefficients de corrélation suivants : ($R^2_{CC6050WH} = 97,92$; $R^2_{CC6050} = 99,17$; $R^2_{CC650WG} = 97,82$ et $R^2_{CC650} = 98,59$) %.

$$Fa_{CC6050WH} = -21,138 + 6,714 \times 10^{-3} V_c + 289,148 f + 57,944 ap + 946,777 ap^2 \quad (IV-7)$$

$$\begin{aligned} Fa_{CC6050} = & 12,951 - 3,539 \times 10^{-3} V_c - 150,296 f + 88,202 ap \\ & + 1690,27 f \times ap + 553,889 + 553,889 ap^2 \end{aligned} \quad (IV-8)$$

$$Fa_{CC650WG} = -5,48 - 0,124 V_c + 161,167 f - 15,999 ap + 0,97 V_c \times ap + 548,555 ap^2 \quad (IV-9)$$

$$\begin{aligned} Fa_{CC650} = & 19,556 - 0,323 V_c - 319,621 f + 80,311 ap + 2,815 V_c \times f \\ & + 0,931 V_c \times ap + 1284,166 f \times ap \end{aligned} \quad (IV-10)$$

La transformation de la géométrie d'un outil conventionnel à un outil Wiper peut modifier la surface de contact et son inclinaison, ce qui influe sur l'orientation et l'intensité de l'effort axial et radial (Figure IV-2).

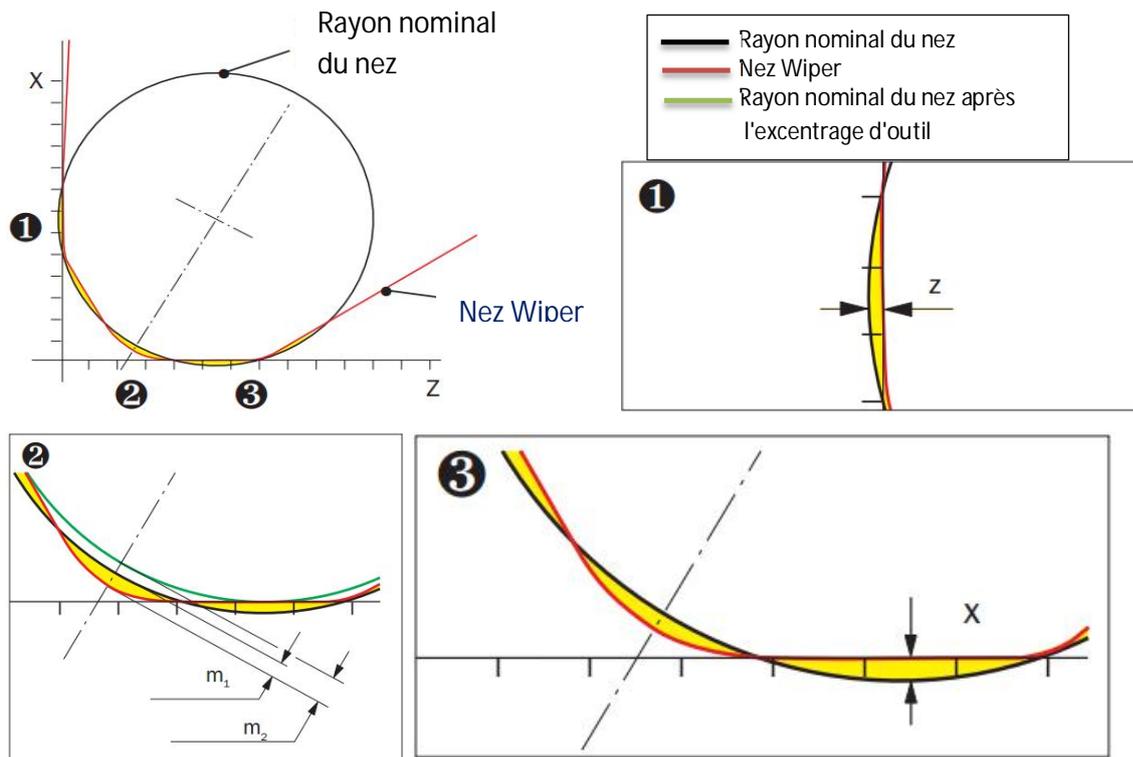


Figure IV-2: comparaison entre la géométrie du bec de la plaquette Wiper et conventionnelle [SAND 15]

L'analyse des résultats montre que pendant l'usinage de finition, les plaquettes en céramiques Wiper (CC6050WH et CC650WG) génèrent des efforts axiaux inférieurs à ceux des plaquettes en céramiques conventionnelles (CC6050 et CC650).

D'après SANDVIK [SAND 15], «Les plaquettes CBN de Sandvik Coromant offrent des options Wiper optimisées en fonction de l'application. La géométrie WH, dédiée au tournage dur, génère de faibles forces de coupe pour un meilleur état de surface; la géométrie WG, plus généraliste, autorise des avances plus élevées». Ceci est valable seulement pour les efforts axiaux, mais les efforts radiaux sont supérieurs à ceux des céramiques non Wiper. Les résultats concernant ces derniers sont similaires à ceux trouvés par JP.Davim [DAV 07].

La figure IV-3 montre la surface de réponse (3D) pour l'effort axial (F_a) en fonction de la vitesse de coupe (V_c), l'avance par tour (f) et la profondeur de passe (ap) pour les outils suivants: CC6050WH, CC6050, CC650WG et CC650. Les résultats présentés sur cette figure montrent que l'effort axial (F_a) augmente considérablement avec l'augmentation de la profondeur de passe. 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 [BOU 11].

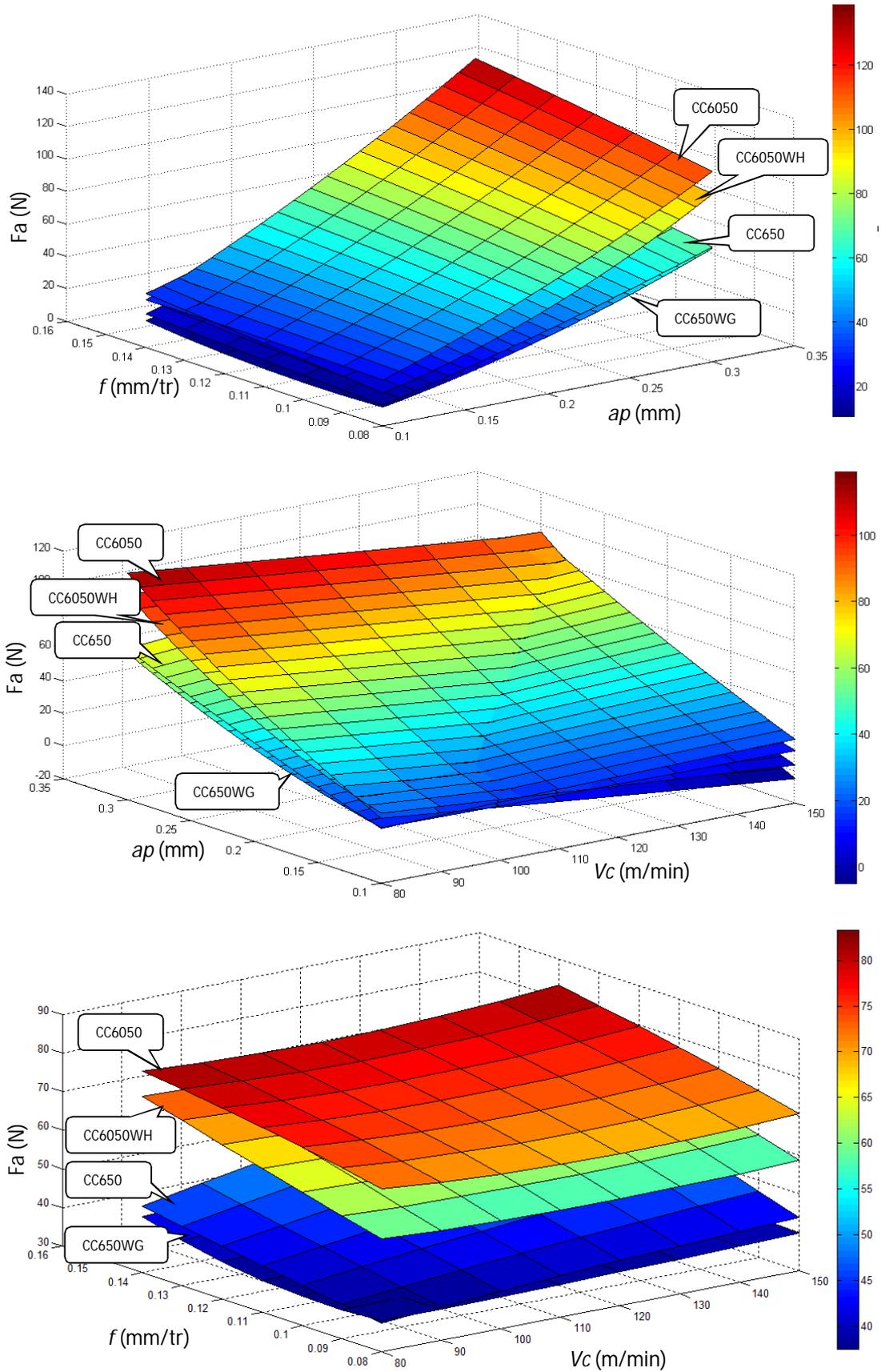


Figure IV-3: Evolution de l'effort axial en fonction de V_c , f et a_p pour les quatre matériaux de coupe testés

IV.2.4. Analyse de la variance (ANOVA) pour l'effort radial (F_r)

Les tableaux IV-4 et IV-5 présentent l'analyse de variance (ANOVA) pour l'effort radial (F_r) concernant les outils de coupe suivants: CC6050WH, CC6050, CC650WG et CC650. On remarque que la profondeur de passe (ap) et l'avance (f) ont un impact significatif sur l'effort radial. La profondeur de passe vient en première position avec une contribution de (77,271; 89,09; 87,547 et 82,301) % respectivement aux différentes nuances de coupe (CC6050WH, CC6050, CC650WG et CC650).

Céramique revêtue							
Source	ddl	SCE	CM	F-value	Prob.	Cont. %	Remarque
Wiper CC6050WH							
Modèle	9	1,449E+5	16101,54	50,14	0,0001		Significatif
V_c	1	90,45	90,45	0,28	0,6025	0,062	Non significatif
f	1	29842,87	29842,87	92,93	0,0001	20,589	Significatif
ap	1	1,120E+5	1,120E+5	348,66	0,0001	77,271	Significatif
$V_c \times f$	1	709,02	709,02	2,21	0,1556	0,489	Non significatif
$V_c \times ap$	1	122,82	122,82	0,38	0,5445	0,085	Non significatif
$f \times ap$	1	1598,52	1598,52	4,98	0,0394	1,103	Significatif
$V_c \times V_c$	1	387,80	387,80	1,21	0,2871	0,268	Non significatif
$f \times f$	1	58,57	58,57	0,18	0,6747	0,040	Non significatif
$ap \times ap$	1	135,25	135,25	0,42	0,5250	0,093	Non significatif
Résiduel	17	5459,44	321,14				
Total	26	1,504E+5	16101,54			100	
SD = 17,92						$R^2 = 0,9637$	
Mean = 225,14						R^2 Adjusted = 0,9445	
Coefficient of variation = 7,96						R^2 Predicted = 0,9069	
Predicted residual error of sum of squares (PRESS) = 13994,47						Adequate precision = 23,927	
Conventionnelle CC6050							
Modèle	9	1,321E+5	14673,05	358,45	< 0,0001		Significatif
V_c	1	111,40	111,40	2,72	0,1174	0,085	Non significatif
f	1	12332,87	12332,87	301,28	< 0,0001	9,29	Significatif
ap	1	1,183E+5	1,183E+5	2889,84	< 0,0001	89,09	Significatif
$V_c \times f$	1	12,32	12,32	0,30	0,5904	0,009	Non significatif
$V_c \times ap$	1	2,29	2,29	0,056	0,8159	0,002	Non significatif
$f \times ap$	1	351,87	351,87	8,60	0,0093	0,265	Significatif
$V_c \times V_c$	1	527,53	527,53	12,89	0,0023	0,387	Significatif
$f \times f$	1	25,38	25,38	0,62	0,4419	0,02	Non significatif
$ap \times ap$	1	399,68	399,68	9,76	0,0062	0,301	Significatif
Résiduel	17	695,89	40,93				
Total	26	1,328E+5	14673,05			100	
SD = 6,40						$R^2 = 0,9948$	
Mean = 204,33						R^2 Adjusted = 0,9920	
Coefficient of variation = 3,13						R^2 Predicted = 0,9879	
Predicted residual error of sum of squares (PRESS) = 1602,39						Adequate precision = 58,280	

Tableau IV-4: Analyse de la variance (ANOVA) de l'effort radial pour les deux plaquettes de céramique revêtue testées

L'avance par tour a un effet secondaire sur l'effort radial avec une contribution de (20,589; 9,29; 8,161 et 9,531) % respectivement aux différentes nuances de coupe (CC6050WH, CC6050, CC650WG et CC650). La vitesse de coupe vient en troisième position avec une contribution de 3,210% pour CC650WG et de 6,947% pour CC650, mais elle n'a pas d'effet sur la CC6050WH et la CC6050. L'interaction ($f \times ap$) a un effet significatif sur F_r avec une contribution de (1,103 ; 0,265 et 0,292) % respectivement aux différentes nuances de coupe (CC6050WH, CC6050 et CC650), mais elle n'a pas d'effet pour la CC650WG. Les autres interactions n'ont pas un effet significatif sur l'effort radial.

Céramique non revêtue							
Source	ddl	SCE	CM	F-value	Prob.	Cont. %	Remarque
Wiper CC650WG							
Modèle	9	152805,905	16978,4339	133,070922	< 0,0001		Significatif
V_c	1	4904,79094	4904,79094	38,4420058	< 0,0001	3,210	Significatif
f	1	12470,9425	12470,9425	97,7428086	< 0,0001	8,161	Significatif
ap	1	133777,23	133777,23	1048,49831	< 0,0001	87,547	Significatif
$V_c \times f$	1	427,571408	427,571408	3,35115253	0,0847	0,280	Non significatif
$V_c \times ap$	1	708,249675	708,249675	5,55100889	0,0307	0,463	Significatif
$f \times ap$	1	52,041675	52,041675	0,40788413	0,5316	0,034	Non Significatif
$V_c \times V_c$	1	186,260817	186,260817	1,45984599	0,2435	0,122	Non significatif
$f \times f$	1	118,54815	118,54815	0,92913821	0,3486	0,078	Non significatif
$ap \times ap$	1	160,270017	160,270017	1,25613935	0,2780	0,105	Non significatif
Résiduel	17	2169,01913	127,589361				
Total	26	154974,924				100	
SD = 11,295						$R^2 = 0,9860$	
Mean = 158,367						R^2 Adjusted = 0,9786	
Coefficient of variation = 7,132						R^2 Predicted = 0,9633	
Predicted residual error of sum of squares (PRESS) = 5682,9231						Adequate precision = 37,542	
Conventionnelle CC650							
Modèle	9	90557,5963	10061,9551	180,314277	< 0,0001		Significatif
V_c	1	6291,42836	6291,42836	112,744923	< 0,0001	6,947	Significatif
f	1	8630,79014	8630,79014	154,667225	< 0,0001	9,531	Significatif
ap	1	74530,1701	74530,1701	1335,61058	< 0,0001	82,301	Significatif
$V_c \times f$	1	135,4752	135,4752	2,42776999	0,1376	0,150	Non significatif
$V_c \times ap$	1	441,896033	441,896033	7,91895438	0,0119	0,488	Significatif
$f \times ap$	1	264,234675	264,234675	4,73519149	0,0439	0,292	Significatif
$V_c \times V_c$	1	192,515585	192,515585	3,4499566	0,0807	0,213	Non significatif
$f \times f$	1	3,46053519	3,46053519	0,06201418	0,8063	0,004	Non significatif
$ap \times ap$	1	67,6256463	67,6256463	1,21187874	0,2863	0,075	Non significatif
Résiduel	17	948,639455	55,8023209				
Total	26	91506,2358				100	
SD = 7,4701						$R^2 = 0,9896$	
Mean = 128,7570						R^2 Adjusted = 0,9841	
Coefficient of variation = 5,8017						R^2 Predicted = 0,9749	
Predicted residual error of sum of squares (PRESS) = 2298,5969						Adequate precision = 46,166	

Tableau IV-5: Analyse de la variance (ANOVA) de l'effort radial pour les deux plaquettes de céramique non revêtu testées

IV.2.5. Facteurs influents (Graphe de Pareto)

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

- la profondeur de passe présente un effet énorme sur l'effort radial F_r , vu que la valeur de F-value est très grande par rapport à la valeur seuil ($F_{\text{tableau}} = 4,45$), suivie par l'avance par tour et en dernier lieu la vitesse de coupe pour les quatre plaquettes de coupe testées ;
- les interactions ($V_c \times f$ et f^2) n'ont pas d'influence sur l'effort radial F_r .

À partir de ces deux points, nous pouvons conclure que le modèle de régression qui prédit l'effort radial F_r en fonction des paramètres de coupe, est déterminé seulement avec les facteurs qui ont un effet significatif (Eqs. IV-15 à IV-18).

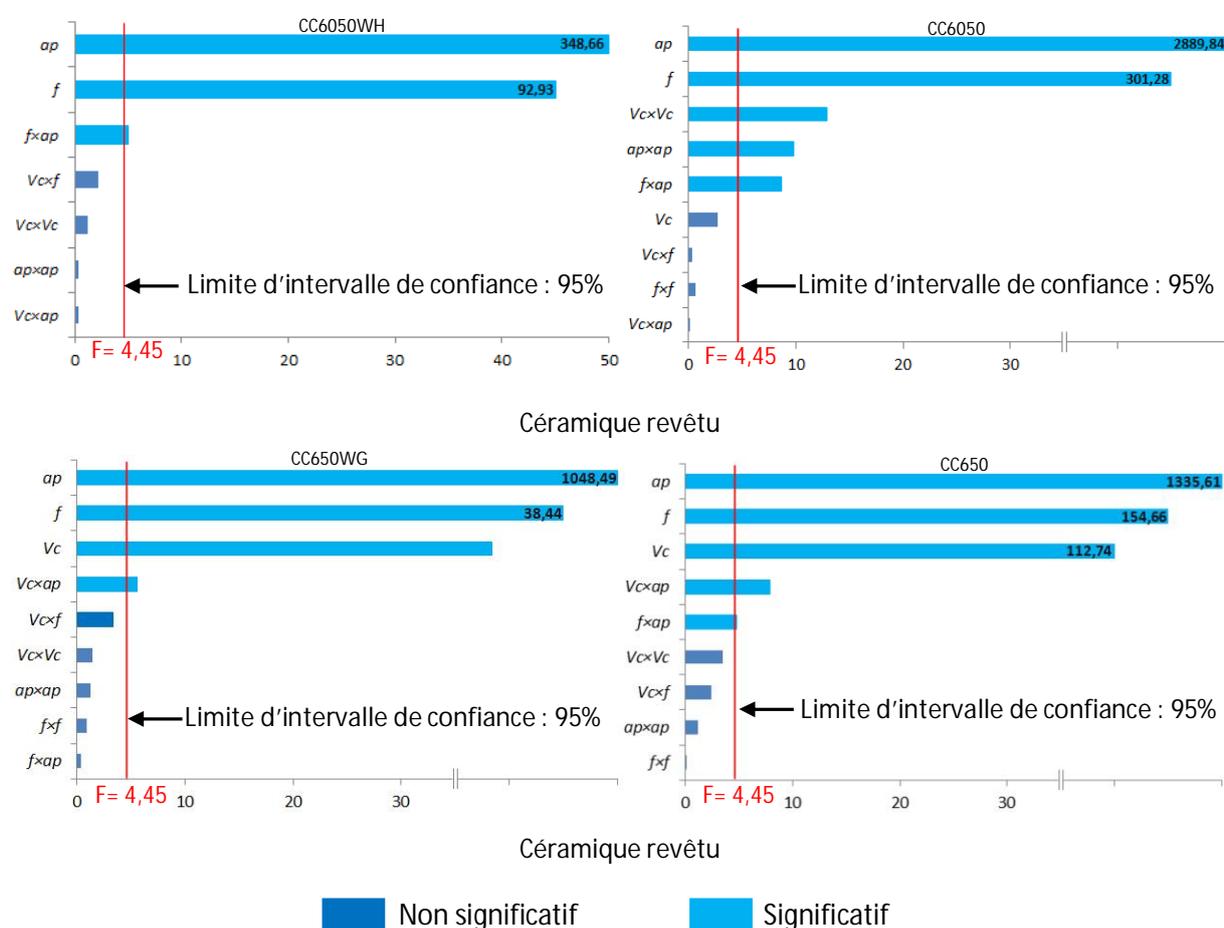


Figure IV-4: Graphe de PARETO des effets des paramètres de coupe sur l'effort radial pour les quatre plaquettes de coupe testées

IV.2.6. Analyse de régression : F_r en fonction de V_c ; f et ap

L'analyse de régression de F_r pour les quatre plaquettes testées en fonction de V_c , f et ap donne les équations du modèle complet (IV-11 à IV-14) avec les coefficients de corrélation suivant : ($R^2_{CC6050WH} = 96,37$; $R^2_{CC6050} = 99,48$; $R^2_{CC650WG} = 98,60$ et $R^2_{CC650} = 98,96$) %.

$$Fr_{CC6050WH} = 76,909 - 2,433Vc + 521,978f + 916,868ap + 7,321Vc \times f \\ + 0,914Vc \times ap - 3847,222f \times ap + 6,563 \times 10^{-3} Vc^2 \\ + 3471,605f^2 + 474,778ap^2 \quad (IV-11)$$

$$Fr_{CC6050} = 81,147 - 1,771Vc - 102,206f + 952,936ap + 0,965Vc \times f \\ - 0,125Vc \times ap - 1805f \times ap + 7,654 \times 10^{-3} Vc^2 \\ + 2285,185f^2 - 816,167ap^2 \quad (IV-12)$$

$$Fr_{CC650WG} = -9,542 + 0,453Vc - 1001,765f + 326,577ap + 5,685Vc \times f \\ + 2,195Vc \times ap + 694,167f \times ap - 4,548 \times 10^{-3} Vc^2 \\ + 4938,889f^2 + 516,833ap^2 \quad (IV-13)$$

$$Fr_{CC650} = -82,776 + 0,899Vc + 234,716f + 137,737ap + 3,20Vc \times f \\ + 1,734Vc \times ap + 1564,167f \times ap - 4,624 \times 10^{-3} Vc^2 \\ - 843,827f^2 + 335,722ap^2 \quad (IV-14)$$

En introduisant seulement les facteurs qui ont un effet significatif, les modèles réduits de l'effort de radial Fr en fonction de Vc , f et ap donne les équations (IV-15 à IV-18) avec les coefficients de corrélation ($R^2_{CC6050WH} = 95,43$; $R^2_{CC6050} = 99,45$; $R^2_{CC650WG} = 97,99$ et $R^2_{CC650} = 98,53$) %.

$$Fr_{CC6050WH} = -173,903 + 0,064Vc + 2126,703f + 1211,894ap - 3847,222f \times ap \quad (IV-15)$$

$$Fr_{CC6050} = 45,528 - 1,689Vc + 511,518f + 938,588ap + 1805f \times ap + 7,654 \times 10^{-3} Vc^2 \\ + 816,167ap^2 \quad (IV-16)$$

$$Fr_{CC650WG} = -114,317 + 0,032Vc + 877,389f + 609,669ap + 2,195Vc \times ap \quad (IV-17)$$

$$Fr_{CC650} = -67,366 + 0,187Vc + 417,07f + 272,026ap + 1,734Vc \times ap \\ + 1564,167f \times ap \quad (IV-18)$$

La figure IV.5 illustre les effets des interactions des surfaces de réponse 3D estimées pour les composantes de l'effort de coupe (Fr) en fonction de la vitesse de coupe, l'avance par tour et la profondeur de coupe. Pour chaque surface de réponse, les variables non représentées sont maintenues constantes (au niveau médian).

En effet, les courbes en 3D de la surface de réponse montrent que les efforts de coupe radiaux sont plus sensibles à l'augmentation de la profondeur de coupe qu'aux autres paramètres (l'avance par tour et la vitesse de coupe) et qu'ils sont inversement proportionnels à l'évolution de la vitesse de coupe (Tableaux IV-4 et IV-5).

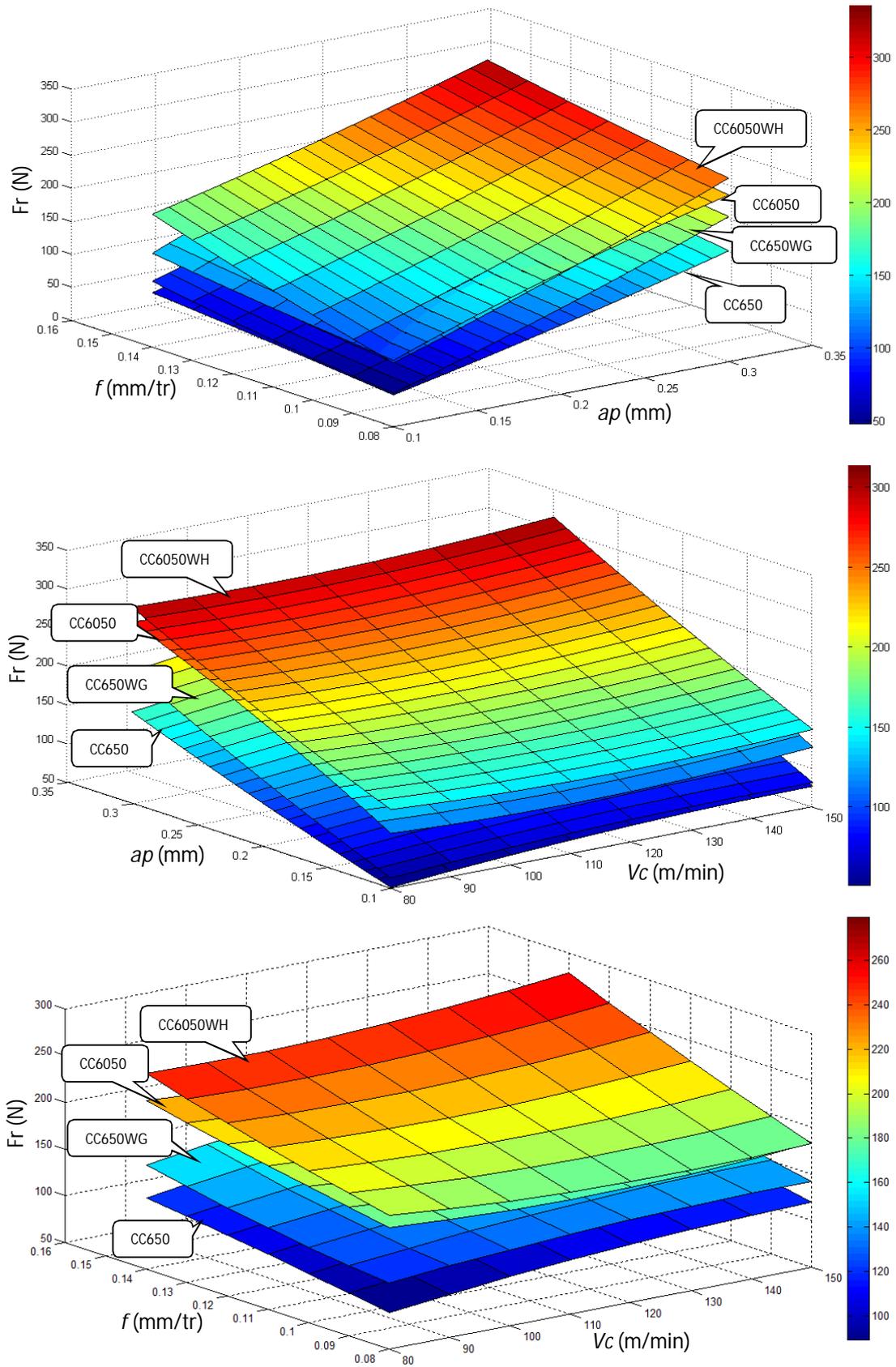


Figure IV-5: Evolution de l'effort radial en fonction de V_c , f et a_p pour les quatre matériaux de coupe testés

IV.2.7. Analyse de la variance (ANOVA) pour l'effort tangentiel (F_t)

L'analyse des variances pour les efforts de coupe (F_t) en utilisant la somme des moindres carrés pour les tests ainsi que les coefficients de régression estimés sont présentés sur les tableaux (IV.6 et IV.7). L'analyse est effectuée en utilisant des données non codées pour un niveau de signification $\alpha = 0.05$ c'est-à-dire pour un niveau de confiance de 95% [ROS 88].

Céramique revêtue							
Source	ddl	SCE	CM	F-value	Prob.	Cont. %	Remarque
Wiper CC6050WH							
Modèle		48104,03	5344,89	95,51	0,0001		Significatif
Vc	1	119,51	119,51	2,14	0,1622	0,248	Non significatif
f	1	9601,75	9601,75	171,58	0,0001	19,960	Significatif
ap	1	37861,10	37861,10	676,57	0,0001	78,707	Significatif
Vc × f	1	29,30	29,30	0,52	0,4792	0,061	Non significatif
Vc × ap	1	16,47	16,47	0,29	0,5945	0,034	Non significatif
f × ap	1	332,75	332,75	5,95	0,0260	0,692	Significatif
Vc × Vc	1	0,66	0,66	0,012	0,9146	0,001	Non significatif
f × f	1	0,17	0,17	2,958E-3	0,9573	0,0001	Non significatif
ap × ap	1	142,33	142,33	2,54	0,1292	0,296	Non significatif
Résiduel	17	951,33	55,96				
Total	26	49055,36	5344,89			100	
SD = 7,48						$R^2 = 0,9806$	
Mean = 109,26						R^2 Adjusted = 0,9703	
Coefficient of variation = 6,85						R^2 Predicted = 0,9469	
Predicted residual error of sum of squares (PRESS) = 2603,12						Adequate precision = 31,426	
Conventionnelle CC6050							
Modèle		54342,75	6038,08	117,04	< 0,0001		Significatif
Vc	1	225,85	225,85	4,38	0,0517	0,409	Non significatif
f	1	7404,23	7404,23	143,52	< 0,0001	13,41	Significatif
ap	1	44992	44992	872,12	< 0,0001	81,478	Significatif
Vc × f	1	0,15	0,15	2,815E-3	0,9583	9,05E-5	Non significatif
Vc × ap	1	8,37	8,37	0,16	0,6922	1,5E-4	Non significatif
f × ap	1	1526,64	1526,64	29,59	< 0,0001	2,764	Significatif
Vc × Vc	1	2,39	2,39	0,046	0,8321	0,004	Non significatif
f × f	1	39,13	39,13	0,76	0,3959	0,071	Non significatif
ap × ap	1	143,99	143,99	2,79	0,1131	0,261	Non significatif
Résiduel	17	877,02	51,59				
Total	26	55219,76	6038,08			100	
SD = 7,18						$R^2 = 0,9841$	
Mean = 104,72						R^2 Adjusted = 0,9757	
Coefficient of variation = 6,86						R^2 Predicted = 0,9552	
Predicted residual error of sum of squares (PRESS) = 2472,89						Adequate precision = 33,776	

Tableau IV-6: Analyse de la variance (ANOVA) de l'effort tangentiel pour les deux plaquettes de céramique revêtue testées

L'analyse ANOVA montre que la profondeur de passe vient en première position avec une contribution de (78,707; 81,478; 85,597 et 80,490) %, l'avance par tour vient en

deuxième position avec une contribution de (19,960; 13,41; 13,433 et 15,818) %, mais le facteur de la vitesse de coupe n'est pas significatif, sa contribution est de (0,248 ; 0,409; 0,010 et 0,001)% pour les différentes nuances de coupe (CC6050WH, CC6050, CC650WG et CC650)%.

L'interaction ($f \times ap$) a un effet significatif sur Ft avec une contribution de (0,692; 2,764 ; 0,481 et 3,077) % respectivement aux différentes nuances de coupe (CC6050WH, CC6050, CC650WG et CC650).

Céramique non revêtue							
Source	ddl	SCE	CM	F-value	Prob.	Cont. %	Remarque
Wiper CC650WG							
Modèle	9	60569,8907	6729,98785	183,483402	< 0,0001		Significatif
Vc	1	5,78	5,78	0,15758335	0,6963	0,010	Non significatif
f	1	8136,20201	8136,20201	221,821801	< 0,0001	13,433	Significatif
ap	1	51846,2934	51846,2934	1413,51433	< 0,0001	85,597	Significatif
$Vc \times f$	1	4,876875	4,876875	0,13296096	0,7199	0,008	Non significatif
$Vc \times ap$	1	74,9000333	74,9000333	2,04204127	0,1711	0,124	Non significatif
$f \times ap$	1	291,461633	291,461633	7,94628062	0,0118	0,481	Significatif
$Vc \times Vc$	1	0,06826667	0,06826667	0,00186119	0,9661	0,000	Non significatif
$f \times f$	1	84,4500167	84,4500167	2,30240778	0,1475	0,139	Non significatif
$ap \times ap$	1	125,8584	125,8584	3,43134756	0,0814	0,208	Non significatif
Résiduel	17	623,543014	36,6790008				
Total	26	61193,4337				100	
SD = 6,0563						$R^2 = 0,9898$	
Mean = 102,3611						R^2 Adjusted = 0,9844	
Coefficient of variation = 5,9166						R^2 Predicted = 0,9754	
Predicted residual error of sum of squares (PRESS) = 1502,5340						Adequate precision = 41,668	
Conventionnelle CC650							
Modèle	9	51455,1393	5717,2377	201,456419	< 0,0001		Significatif
Vc	1	0,5408	0,5408	0,01905599	0,8918	0,001	Non significatif
f	1	8139,17876	8139,17876	286,797557	< 0,0001	15,818	Significatif
ap	1	41416,3387	41416,3387	1459,37387	< 0,0001	80,490	Significatif
$Vc \times f$	1	163,614675	163,614675	5,76523634	0,0281	0,318	Significatif
$Vc \times ap$	1	110,777633	110,777633	3,90343493	0,0646	0,215	Non significatif
$f \times ap$	1	1583,32213	1583,32213	55,7909998	< 0,0001	3,077	Significatif
$Vc \times Vc$	1	28,6307852	28,6307852	1,00885353	0,3293	0,056	Non significatif
$f \times f$	1	2,81991852	2,81991852	0,09936454	0,7564	0,005	Non significatif
$ap \times ap$	1	9,91591852	9,91591852	0,34940395	0,5622	0,019	Non significatif
Résiduel	17	482,451944	28,3795261				
Total	26	51937,5913				100	
SD = 5,3272						$R^2 = 0,9907$	
Mean = 101,4641						R^2 Adjusted = 0,9858	
Coefficient of variation = 5,2504						R^2 Predicted = 0,9743	
Predicted residual error of sum of squares (PRESS) = 1332,6512						Adequate precision = 46,8610	

Tableau IV-7: Analyse de la variance (ANOVA) de l'effort tangentiel pour les deux plaquettes de céramique non revêtue testées

IV.2.8. Facteurs influents (Graphe de Pareto)

L'analyse de graphe de Pareto (Figure VI-6) nous permet de distinguer les paramètres et les interactions qui ont un effet significatif sur la réponse. Les paramètres les plus influents sur l'effort tangentiel sont la profondeur de passe, l'avance par tour et l'interaction entre l'avance et la profondeur de passe pour les quatre plaquettes de coupe testées. La contribution de la vitesse de coupe est négligeable ainsi que ses interactions. Ces facteurs auront des influences sur les modèles de prédiction en fonction de leurs apports.

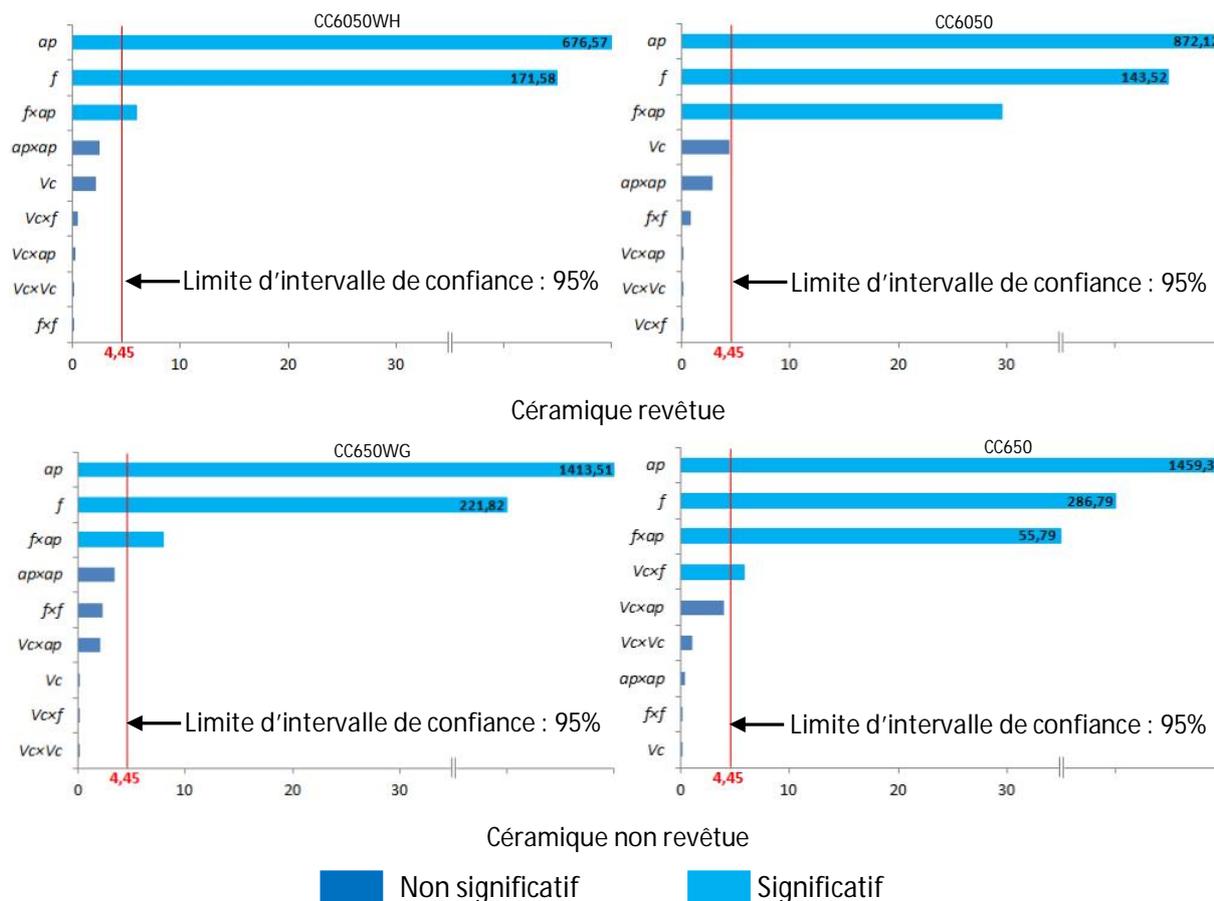


Figure IV-6: Graphe de PARETO des effets des paramètres de coupe sur l'effort tangentiel pour les quatre plaquettes de coupe testées

IV.2.9. Analyse de régression : Ft en fonction de Vc ; f et ap

L'analyse de régression de Ft pour les quatre plaquettes testées en fonction de Vc, f et ap donne les équations du modèle complet (IV-19 à IV-22) avec les coefficients de corrélation suivants: ($R^2_{CC6050WH} = 98,06$; $R^2_{CC6050} = 98,41$; $R^2_{CC650WG} = 98,98$ et $R^2_{CC650} = 99,07$) %.

$$\begin{aligned}
 Ft_{CC6050WH} = & 8,536 - 0,233Vc + 288,289f + 109,222ap + 1,488Vc \times f \\
 & - 0,335Vc \times ap + 1755,278f \times ap + 2,712 \times 10^{-4} Vc^2 \\
 & - 184,568f^2 + 487,056ap^2
 \end{aligned}
 \tag{IV-19}$$

$$\begin{aligned}
 Ft_{CC6050} = & -22,021 - 0,183Vc + 536,347 f + 309,778 ap + 0,105Vc \times f \\
 & - 0,238Vc \times ap + 3759,722 f \times ap + 5,152 \times 10^{-4} Vc^2 \\
 & - 2837,654 f^2 - 489,889 ap^2
 \end{aligned} \tag{IV-20}$$

$$\begin{aligned}
 Ft_{CC650WG} = & 10,618 + 0,0397Vc - 606,765 f + 254,871 ap + 0,607Vc \times f \\
 & - 0,714Vc \times ap + 1642,777 f \times ap + 8,707 \times 10^{-5} Vc^2 \\
 & + 4168,51 f^2 + 458 ap^2
 \end{aligned} \tag{IV-21}$$

$$\begin{aligned}
 Ft_{CC650} = & -44,145 + 0,1552Vc + 515,034 f + 209,753 ap - 3,516Vc \times f \\
 & - 0,868Vc \times ap + 3828,889 f \times ap + 1,783 \times 10^{-3} Vc^2 \\
 & - 761,728 f^2 - 128,55 ap^2
 \end{aligned} \tag{IV-22}$$

En introduisant seulement les facteurs qui ont un effet significatif, les modèles réduits de l'effort de tangential Ft en fonction de Vc , f et ap donne les équations (IV-23 à IV-26) avec les coefficients de corrélation ($R^2_{CC6050WH} = 95,43$; $R^2_{CC6050} = 98,32$; $R^2_{CC650WG} = 98,51$ et $R^2_{CC650} = 98,78$) %.

$$Ft_{CC6050WH} = -20,066 - 0,0736Vc + 418,814 f + 265,547 ap + 1755,278 f \times ap \tag{IV-23}$$

$$Ft_{CC6050} = 24,711 - 0,101Vc - 75,889 f + 86,386 ap + 3759,722 f \times ap \tag{IV-24}$$

$$Ft_{CC650WG} = -44,929 - 0,0162Vc + 380,129 f + 555,983 ap + 1642,778 f \times ap \tag{IV-25}$$

$$Ft_{CC650} = -33,261 + 0,392Vc + 347,453 f + 58,5 ap - 3,516Vc \times f + 3828,889 f \times ap \tag{IV-26}$$

La figure IV-7 montre l'impact des paramètres Vc , f et ap et leurs degrés d'influence sur l'évolution de l'effort tangential pour les quatre plaquettes de coupe testées (CC6050WH, CC6050, CC650WG et CC650). En effet, la profondeur de passe est le paramètre le plus important suivi de l'avance par tour. La vitesse de coupe n'a pratiquement aucun effet sur l'effort tangential.

Globalement, en comparant les valeurs des trois composantes des efforts de coupe (Fa , Fr et Ft) en fonction des paramètres de coupe obtenues par les quatre plaquettes de coupe utilisées, on remarque clairement que la plaquette CC650WG génère des efforts de coupe faibles par rapport aux trois autres nuances (CC6050WH, CC6050 et CC650).

J. Paulo Davim et L. Figueira [DAV 07], quand ils ont fait une comparaison entre la CC650WG et la CC650, ils ont conclu que l'outil de coupe en céramique Wiper (CC650WG) est plus performant que l'outil de coupe en céramique traditionnel (CC650), en particulier la rugosité de surface de la pièce.

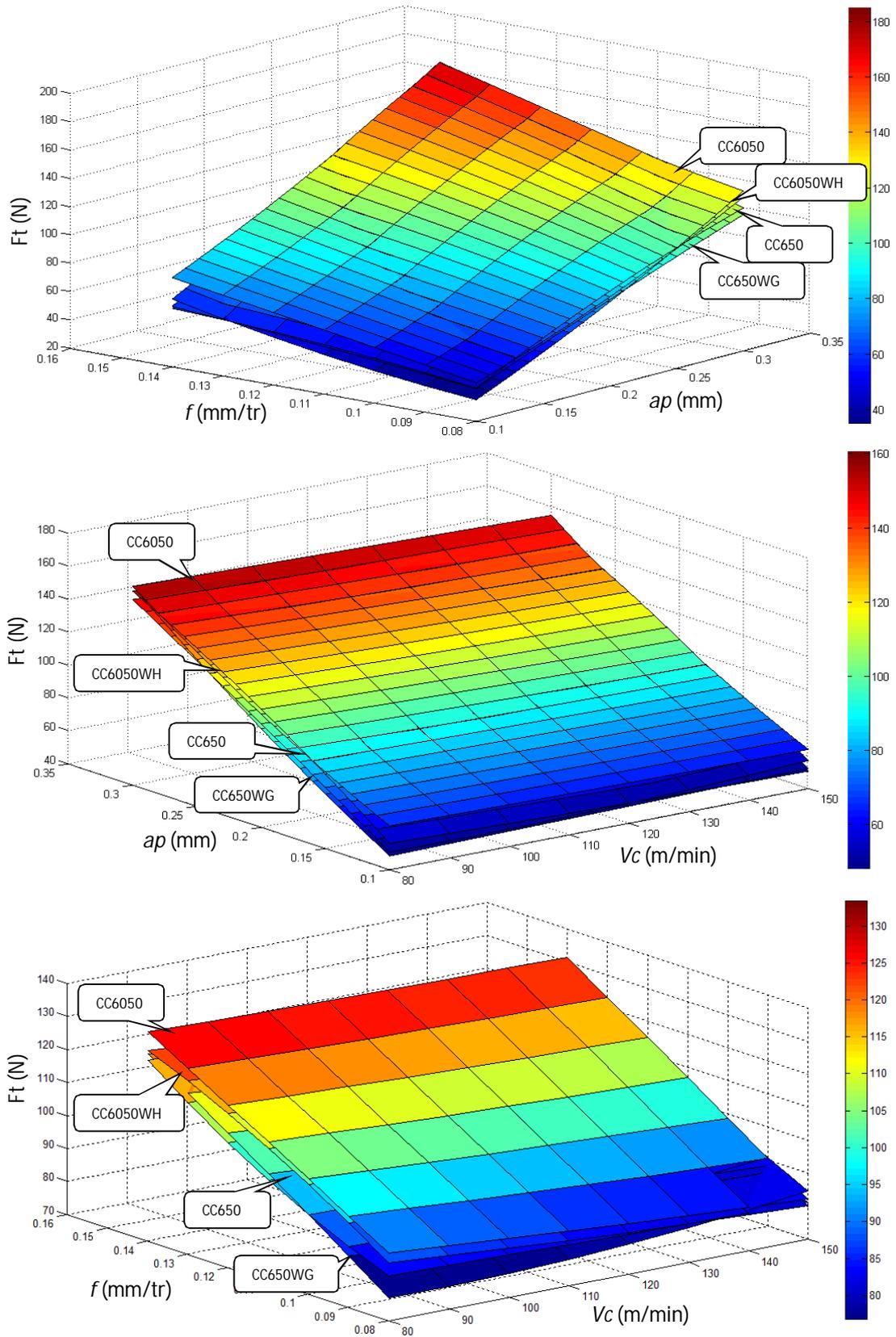


Figure IV-7: Evolution de l'effort tangentiel en fonction de V_c , f et a_p pour les quatre plaquettes de coupe testées

IV.3. COMPARAISON ENTRE LES VALEURS EXPERIMENTALES ET ESTIMEES

La comparaison entre les valeurs expérimentales (mesurées) des composantes des efforts de coupe (F_a , F_r et F_t) pour les quatre plaquettes de coupe testées CC6050WH, CC6050, CC650WG et CC650 et celles estimées par les modèles mathématiques (quadratique) obtenus par la méthodologie de surface de réponse (MSR), est présentée graphiquement sur la figure IV-8. L'analyse des résultats montre clairement que les valeurs expérimentales et les valeurs estimées sont très proches. Donc on peut conclure que les modèles issus de la méthodologie de surface de réponse donnent des résultats fiables

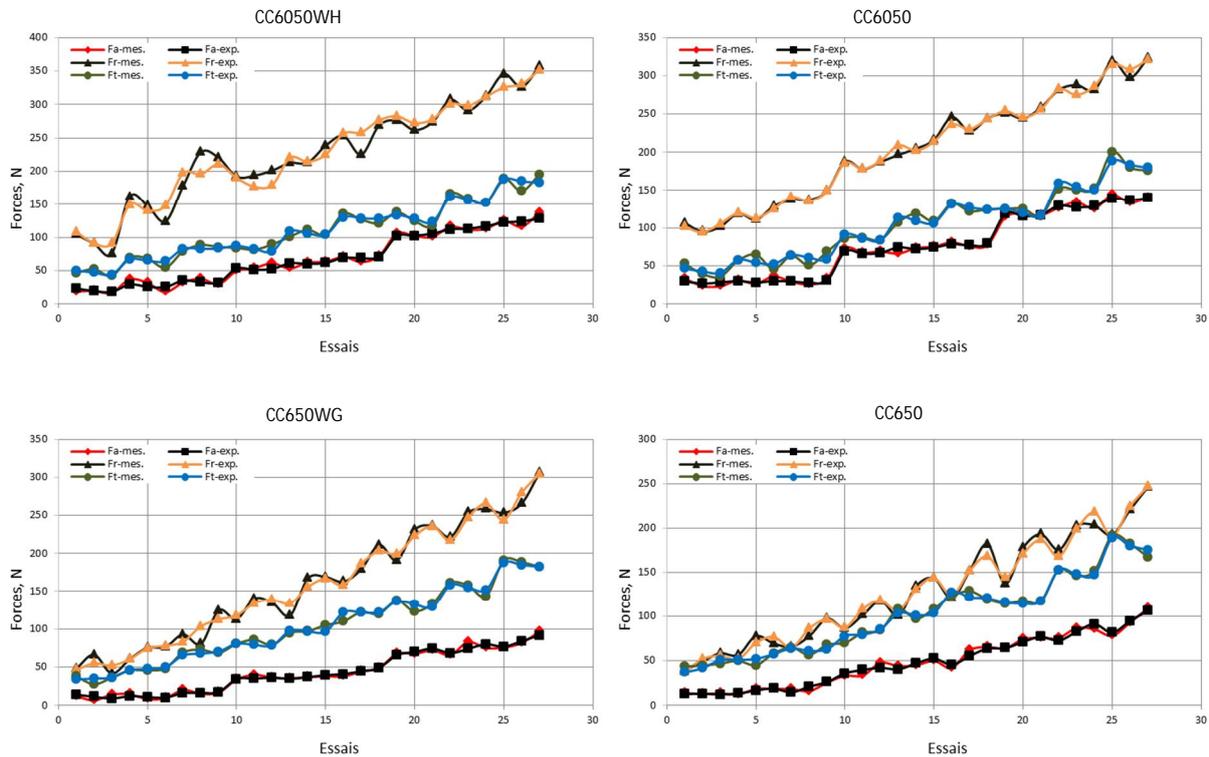


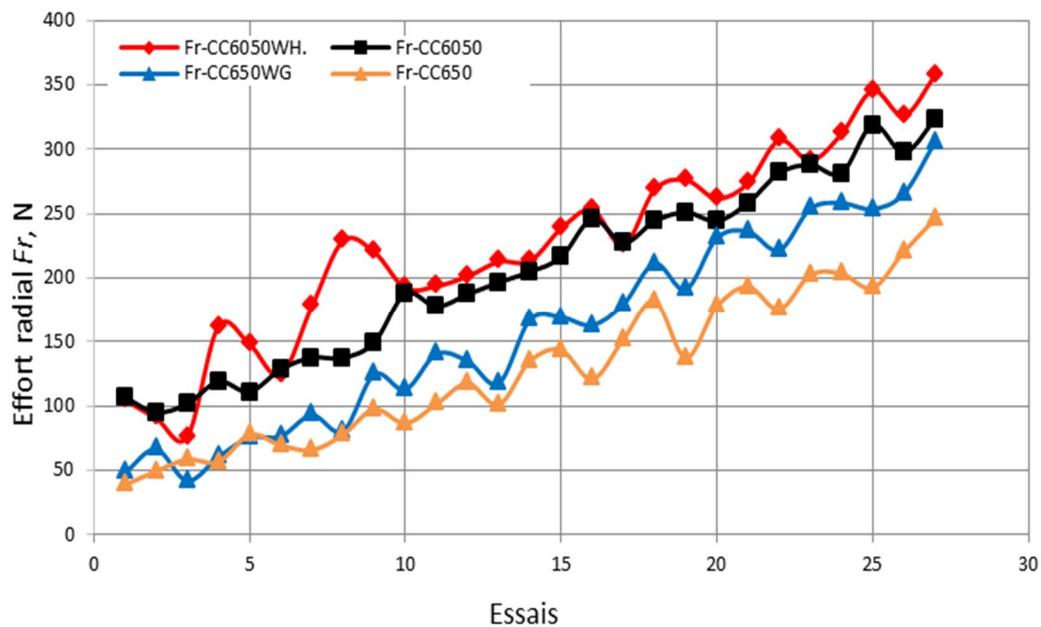
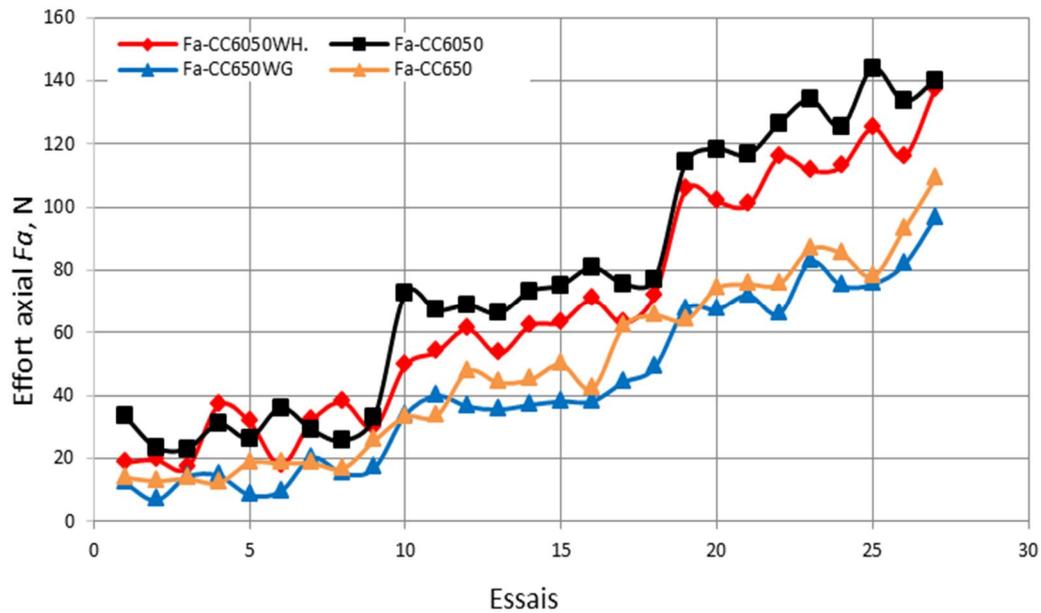
Figure IV-8: *Courbes des valeurs expérimentales et estimées des efforts de coupe pour les quatre plaquettes testées*

IV.4. COMPARAISON ENTRE LES RESULTATS DES EFFORTS DE COUPE DES DEFFIRENTS PLAQUETTES DE COUPE

La comparaison entre les valeurs expérimentales (mesurées) des trois composantes des efforts de coupe (F_a , F_r et F_t) pour les quatre plaquettes de coupe testées; CC6050WH, CC6050, CC650WG et CC650 entre elles sont obtenus lors de tournage dur de l'acier 42CrMo4 (60 HRC)

On constate que les courbes (Figure IV-9) des efforts axiaux des plaquettes en céramique Wiper sont légèrement inférieures à ceux des céramiques non Wiper pendant presque tous les essais (27essais), les ratios ($F_{a_{CC6050}} = 1,14F_{a_{CC6050WH}}$ et $F_{a_{CC650}} = 1,14F_{a_{CC650WG}}$). Par contre on

constate que les courbes des efforts radiaux pour les plaquettes en céramique Wiper sont légèrement supérieures à ceux des céramiques non Wiper, ont les ratios suivants: ($Fr_{CC6050} = 0,90 Fr_{CC6050WH}$ et $Fr_{CC650} = 0,81 Fr_{CC650WG}$), tandis que les courbes des efforts tangentiels sont presque confondues, les ratios sont comme suit: ($Ft_{CC6050} = 0,96 Ft_{CC6050WH}$ et $Ft_{CC650} = 0,99 Ft_{CC650WG}$). Les courbes de la figure VI-9 montrent aussi que les céramiques revêtues génèrent des efforts supérieurs à ceux des céramiques non revêtues, ce qui donne à titre d'exemple pour (Fr) les ratios suivants : ($Fr_{CC6050WG} = 0,70 Fr_{CC6050WH}$ et $Fr_{CC650} = 0,63 Fr_{CC6050}$).



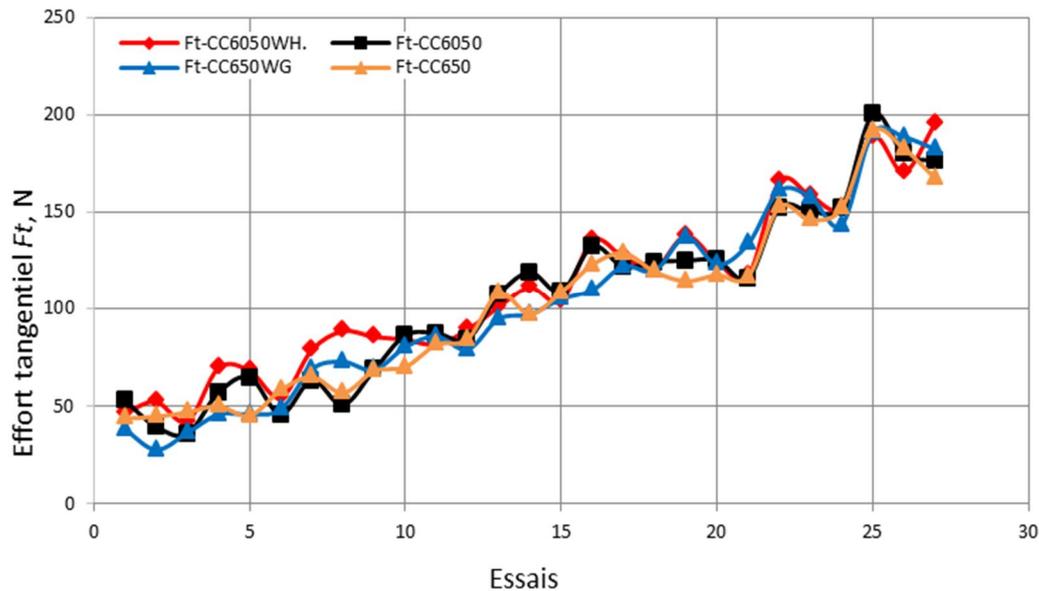


Figure IV-9: Courbes des valeurs de comparaison entre les composantes des efforts de coupe pour les quatre plaquettes testées

IV.5. MODELISATION DE LA RUGOSITE DE SURFACE EN FONCTION DES PARAMETRES D'USINAGE

Le tableau IV-8 présente les conditions de coupe (la vitesse de coupe, l'avance par tour et la profondeur de passe), et les résultats expérimentaux correspondants aux critères de la rugosité (R_a , R_z et R_t). 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 42CrMo4 (60 HRC) par les quatre céramiques de coupe suivantes: Céramiques Wiper (CC6050WH et CC650WG) et céramiques non Wiper (CC6050 et CC650). L'ensemble des résultats indiqués au tableau VI-8 seront utilisés pour faire l'analyse de la variance ANOVA afin de déterminer l'impact de chaque paramètre de coupe (V_c , f et ap) sur la rugosité de surface obtenue pour les quatre matériaux de coupe (CC6050WH, CC6050, CC650WG et CC650). D'autre part cette analyse sera utilisée pour modéliser le processus et aussi optimiser les conditions de coupe.

Les résultats montrent que l'avance est la caractéristique prédominante et déterminante de la qualité de l'état de surface (R_a , R_z et R_t), avec son accroissement on assiste à une dégradation significative de celle-ci. Le deuxième paramètre qui influe sur la rugosité de surface est la profondeur de passe, avec son augmentation contribuant aussi à la dégradation de l'état de surface usinée. Le facteur le moins influant dans notre cas sur l'état de surface est la vitesse de coupe

Facteurs															
Valeurs réelles				Rugosité de la surface											
				CC6050WH			CC6050			CC650WG			CC650		
N° Essais	Vc (m/min)	f (mm/tr)	ap (mm)	Ra (µm)	Rz (µm)	Rt (µm)	Ra (µm)	Rz (µm)	Rt (µm)	Ra (µm)	Rz (µm)	Rt (µm)	Ra (µm)	Rz (µm)	Rt (µm)
1	80	0,08	0,10	0,24	1,41	1,58	0,69	3,79	4,12	0,18	1,12	1,38	0,33	2,22	2,45
2	115	0,08	0,10	0,23	1,29	1,57	0,67	3,69	3,92	0,20	1,23	1,36	0,37	2,27	2,64
3	150	0,08	0,10	0,22	1,25	1,75	0,67	3,49	3,97	0,18	1,18	1,42	0,39	2,40	2,64
4	80	0,11	0,10	0,26	1,56	2,56	0,93	4,28	4,53	0,23	1,08	1,28	1,01	4,49	4,78
5	115	0,11	0,10	0,29	1,51	2,05	0,92	4,17	4,94	0,24	1,58	1,88	1,12	5,18	5,60
6	150	0,11	0,10	0,33	1,48	2,17	0,91	3,99	4,40	0,20	1,17	1,30	1,15	4,48	5,23
7	80	0,14	0,10	0,31	2,37	2,78	1,32	5,80	6,49	0,21	1,37	1,56	1,36	5,34	5,79
8	115	0,14	0,10	0,33	1,85	2,25	1,38	5,71	5,95	0,18	1,16	1,45	1,36	5,38	5,68
9	150	0,14	0,10	0,36	1,66	2,32	1,31	5,54	5,79	0,21	1,29	1,46	1,50	5,91	6,39
10	80	0,08	0,20	0,28	1,53	2,02	0,80	3,80	4,20	0,19	1,12	1,51	0,73	3,16	3,58
11	115	0,08	0,20	0,24	1,29	1,58	0,72	3,73	4,02	0,19	1,10	1,29	0,70	3,42	3,72
12	150	0,08	0,20	0,25	1,49	1,78	0,64	3,58	3,85	0,18	1,10	1,22	0,64	2,75	3,01
13	80	0,11	0,20	0,32	1,70	2,24	0,91	4,55	5,51	0,23	1,41	1,71	0,76	3,39	3,96
14	115	0,11	0,20	0,31	1,55	2,03	0,89	4,47	5,15	0,22	1,22	1,48	0,49	2,42	2,90
15	150	0,11	0,20	0,29	1,59	1,92	0,87	4,32	4,96	0,23	1,39	1,66	0,61	2,91	3,04
16	80	0,14	0,20	0,36	2,07	2,32	1,16	5,20	5,76	0,20	1,23	1,36	0,75	3,37	3,67
17	115	0,14	0,20	0,36	2,10	2,12	1,16	5,30	5,38	0,21	1,20	1,47	0,76	3,60	4,10
18	150	0,14	0,20	0,38	1,95	2,44	1,06	4,74	5,46	0,26	1,44	1,65	0,64	3,15	3,38
19	80	0,08	0,30	0,30	1,70	2,23	0,70	3,81	4,16	0,16	1,08	1,30	0,44	2,62	3,03
20	115	0,08	0,30	0,29	1,52	1,94	0,72	3,91	4,22	0,19	1,04	1,34	0,40	2,52	2,78
21	150	0,08	0,30	0,34	1,63	2,16	0,65	3,60	3,89	0,14	0,93	1,23	0,38	2,37	2,70
22	80	0,11	0,30	0,33	1,93	2,37	0,78	3,24	4,67	0,29	1,34	1,62	0,56	2,96	3,21
23	115	0,11	0,30	0,40	1,85	2,46	0,70	4,00	4,45	0,26	1,56	1,84	0,53	3,68	3,68
24	150	0,11	0,30	0,36	1,97	2,27	0,72	4,07	3,96	0,24	1,46	1,80	0,51	2,82	3,36
25	80	0,14	0,30	0,42	1,94	2,52	0,98	4,47	4,73	0,34	1,83	2,02	0,55	2,94	3,25
26	115	0,14	0,30	0,45	2,06	2,67	0,99	4,63	4,81	0,34	1,73	2,02	0,56	3,03	3,61
27	150	0,14	0,30	0,38	2,26	2,56	0,94	4,28	4,67	0,33	1,72	1,82	0,64	3,62	3,91

Tableau IV-8: Résultats des rugosités de surface pour les quatre plaquettes testées
en fonction des différentes combinaisons des conditions de coupe

IV.5.1. Analyse de la variance (ANOVA) pour la rugosité R_a

Les tableaux IV-9 et IV-10 présentent les résultats de l'analyse de la variance pour la rugosité R_a obtenues par les quatre plaquettes de coupe testée suivantes : CC6050WH, CC6050, CC650WG et CC650. L'analyse des résultats montre que l'avance est le facteur le plus important qui affecte la rugosité R_a avec une contribution de (63,455 ; 74,517 ; 40,626 et 33,91) % respectivement pour les céramiques (CC6050WH, CC6050, CC650WG et CC650), car l'augmentation l'avance engendre des sillons hélicoïdaux résultat de la forme de l'outil et du mouvement hélicoïdal outil pièce.

Céramique revêtue							
Source	ddl	SCE	CM	F-value	Prob.	Cont. %	Remarque
Wiper CC6050WH							
Modèle	9	0,081	8,977 E-3	13,75	0,0001		Significatif
V_c	1	4,500 E-4	4,500 E-4	0,69	0,4180	0,560	Non significatif
f	1	0,051	0,051	78,40	0,0001	63,455	Significatif
ap	1	0,027	0,027	41,68	0,0001	33,594	Significatif
$V_c \times f$	1	1,333 E-4	1,333 E-4	0,20	0,6571	0,166	Non significatif
$V_c \times ap$	1	4,083 E-4	4,083 E-4	0,63	0,4400	0,508	Non significatif
$f \times ap$	1	8,333 E-6	8,333 E-6	0,013	0,9114	0,010	Non significatif
$V_c \times V_c$	1	9,074 E-5	9,074 E-5	0,14	0,7139	0,113	Non significatif
$f \times f$	1	2,963 E-5	2,963 E-5	0,045	0,8339	0,037	Non significatif
$ap \times ap$	1	1,252 E-3	1,252 E-3	1,92	0,1841	1,558	Non significatif
Résiduel	17	0,011	6,531 E-4				
Total	26	0,092				100	
SD = 0,0256						$R^2 = 0,8792$	
Mean = 0,3196						R^2 Adjusted = 0,8152	
Coefficient of variation = 7,9951						R^2 Predicted = 0,6559	
Predicted residual error of sum of squares (PRESS) = 0,0316						Adequate precision = 12,5920	
Conventionnelle CC6050							
Modèle	9	1,21	0,13	98,67	0,0001		Significatif
V_c	1	0,014	0,014	10,17	0,0054	1,146	Significatif
f	1	0,91	0,91	664,22	0,0001	74,517	Significatif
ap	1	0,15	0,15	106,80	0,0001	12,283	Significatif
$V_c \times f$	1	5,333E-4	5,333E-4	0,39	0,5402	0,044	Non significatif
$V_c \times ap$	1	8,333E-4	8,333E-4	0,61	0,4454	0,068	Non significatif
$f \times ap$	1	0,11	0,11	79,33	0,0001	9,008	Significatif
$V_c \times V_c$	1	1,252E-3	1,252E-3	0,92	0,3517	0,103	Non significatif
$f \times f$	1	0,031	0,031	22,93	0,0002	2,538	Significatif
$ap \times ap$	1	3,585E-3	3,585E-3	2,63	0,1235	0,294	Non significatif
Résiduel	17	0,023	1,365E-3				
Total	26	1,24				100	
SD = 0,0369						$R^2 = 0,9812$	
Mean = 0,8959						R^2 Adjusted = 0,9713	
Coefficient of variation = 4,1240						R^2 Predicted = 0,9558	
Predicted residual error of sum of squares (PRESS) = 0,0546						Adequate precision = 30,5132	

Tableau IV-9: Analyse de la variance (ANOVA) de la rugosité R_a pour les deux plaquettes de céramique revêtue testées

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 [YAL 05], [BOU 11], [AOU 12]. Le second facteur qui influe sur Ra est la profondeur de passe. Sa contribution est (33,594 et 12,283 ; 19,150 et 39,178)% respectivement. L'effet de la vitesse de coupe n'est pas significatif puisque la valeur de la probabilité est supérieure à 5 %. L'interaction $f \times ap$ a un effet significatif sur Ra avec un impact de 31,277 lors de l'usinage par CC650WG, mais n'a pas d'effet sur Ra pendant l'usinage par les autres plaquettes de coupe. Les autres interactions n'ont pas un effet significatif sur la rugosité Ra . Des résultats semblables ont été rapportés par Fnides et autres [FNI 11] lors du tournage dur de l'acier X38CrMoV5-1 traité à (50HRC) en utilisant l'outil en céramique mixte CC650.

Céramique non revêtue							
Source	ddl	SCE	CM	F-value	Prob.	Cont. %	Remarque
Wiper CC650WG							
Modèle	9	0,06138611	0,00682068	12,8636535	< 0,0001		Significatif
Vc	1	0,0002	0,0002	0,37719569	0,5472	0,326	Non significatif
f	1	0,02493889	0,02493889	47,0342065	< 0,0001	40,626	Significatif
ap	1	0,01175556	0,01175556	22,1707242	0,0002	19,150	Significatif
$Vc \times f$	1	0,00053333	0,00053333	1,00585516	0,3300	0,869	Non significatif
$Vc \times ap$	1	0,00020833	0,00020833	0,39291217	0,5391	0,339	Non significatif
$f \times ap$	1	0,0192	0,0192	36,2107858	< 0,0001	31,277	Significatif
$Vc \times Vc$	1	6,6667E-05	6,6667E-05	0,1257319	0,7273	0,109	Non significatif
$f \times f$	1	0,00281667	0,00281667	5,31217257	0,0341	4,588	Significatif
$ap \times ap$	1	0,00166667	0,00166667	3,14329738	0,0942	2,715	Non significatif
Résiduel	17	0,00901389	0,00053023				
Total	26	0,0704				100	
SD = 0,0230267						$R^2 = 0,8720$	
Mean = 0,223						R^2 Adjusted = 0,804	
Coefficient of variation = 10,310						R^2 Predicted = 0,654	
Conventionnelle CC650							
Modél	9	2,29158611	0,25462068	8,78835885	< 0,0001		Significatif
Vc	1	5E-05	5E-05	0,00172577	0,9673	0,002	Non significatif
f	1	0,77708889	0,77708889	26,8216079	< 0,0001	33,911	Significatif
ap	1	0,8978	0,8978	30,9880117	< 0,0001	39,178	Significatif
$Vc \times f$	1	0,003675	0,003675	0,12684445	0,7261	0,160	Non significatif
$Vc \times ap$	1	0,0108	0,0108	0,37276735	0,5496	0,471	Non significatif
$f \times ap$	1	0,56333333	0,56333333	19,443729	0,0004	24,583	Significatif
$Vc \times Vc$	1	0,00253519	0,00253519	0,08750317	0,771	0,111	Non significatif
$f \times f$	1	0,01778519	0,01778519	0,61386448	0,4441	0,776	Non significatif
$ap \times ap$	1	0,01851852	0,01851852	0,63917584	0,435	0,808	Non significatif
Résiduel	17	0,49253241	0,02897249				
Total	26	2,78411852				100	
SD = 0,1702						$R^2 = 0,8231$	
Mean = 0,7126						R^2 Adjusted = 0,7294	
Coefficient of variation = 23,8865						R^2 Predicted = 0,5460	

Tableau IV-10: Analyse de la variance (ANOVA) de la rugosité Ra pour les deux plaquettes de céramique non revêtue testées

IV.5.2. Facteurs influents (Graphe de Pareto)

L'analyse de graphe de Pareto (Figure VI-10) nous permet d'évaluer les effets principaux des paramètres ainsi que ceux de leurs interactions sur le facteur étudié. Le diagramme de Pareto classe par ordre décroissants l'importance des paramètres et leurs interactions sur les facteurs de la rugosité.

Le graphe de Pareto correspondant montre que le facteur le plus dominant est l'avance par tour suivie de la profondeur de passe. La vitesse de coupe n'a pratiquement aucun effet sur la rugosité R_a .

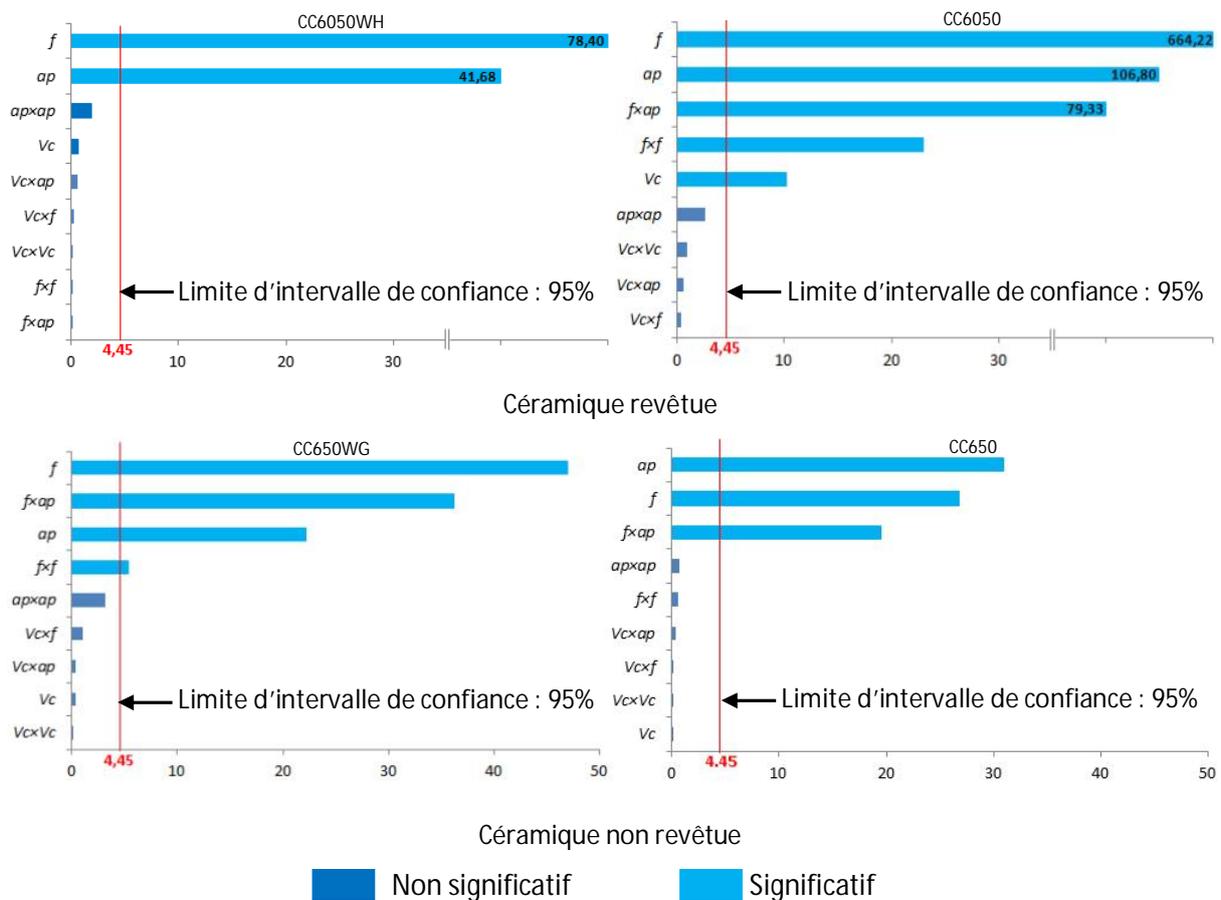


Figure IV-10: Graphe de PARETO des effets des paramètres de coupe sur la rugosité R_a pour les quatre plaquettes de coupe testées

IV.5.3. Analyse de régression : R_a en fonction de V_c ; f et ap

L'analyse de régression de R_a pour les quatre plaquettes testées en fonction de V_c , f et ap donne les équations du modèle complet (IV-27 à IV-30) avec les coefficients de corrélation ($R^2_{CC6050WH} = 87,92$; $R^2_{CC6050} = 98,12$; $R^2_{CC650WG} = 87,20$ et $R^2_{CC650} = 82,31$ %).

$$\begin{aligned}
Ra_{CC6050WH} = & 0,018 + 8,571 \times 10^{-4} Vc + 1,900f - 0,028ap + 3,174 \times 10^{-3} Vc \times f \\
& - 1,667 \times 10^{-3} Vc \times ap + 0,278f \times ap - 3,175 \times 10^{-6} Vc^2 \\
& - 2,469f^2 + 1,444ap^2
\end{aligned} \tag{IV-27}$$

$$\begin{aligned}
Ra_{CC6050} = & 0,368 + 1,696 \times 10^{-3} Vc - 4,569f + 3,834ap + 6,349 \times 10^{-3} Vc \times f \\
& - 2,381 \times 10^{-3} Vc \times ap - 31,667f \times ap - 1,179 \times 10^{-5} Vc^2 \\
& + 80,247f^2 - 2,444ap^2
\end{aligned} \tag{IV-28}$$

$$\begin{aligned}
Ra_{CC650GW} = & 0,1379 + 7,029 \times 10^{-5} Vc + 3,140f - 1,741ap + 6,349 \times 10^{-3} Vc \times f \\
& - 1,19 \times 10^{-3} Vc \times ap + 13,333f \times ap - 2,721 \times 10^{-6} Vc^2 \\
& - 24,07f^2 + 1,667ap^2
\end{aligned} \tag{IV-29}$$

$$\begin{aligned}
Ra_{CC650} = & -1,474 - 4,026 \times 10^{-3} Vc + 32,762f + 4,474ap + 0,0167Vc \times f \\
& - 8,571 \times 10^{-3} Vc \times ap - 72,222f \times ap + 1,678 \times 10^{-5} Vc^2 \\
& - 60,493f^2 + 5,555ap^2
\end{aligned} \tag{IV-30}$$

En introduisant seulement les facteurs qui ont un effet significatif, les modèles réduits de la rugosité Ra en fonction de Vc , f et ap donne les équations (IV-31 a IV-34) avec les coefficients de corrélation ($R^2_{CC6050WH} = 85,83$; $R^2_{CC6050} = 97,62$; $R^2_{CC650WG} = 83,68$ et $R^2_{CC650} = 80,39$) %.

$$Ra_{CC6050WH} = 0,0298 + 1,428 \times 10^{-4} Vc + 1,777f + 0,388ap \tag{IV-31}$$

$$Ra_{CC6050} = 0,570 - 7,936 \times 10^{-4} Vc - 3,839f + 2,583ap - 31,667f \times ap + 80,247f^2 \tag{IV-32}$$

$$Ra_{CC650GW} = 0,0631 - 9,523 \times 10^{-5} Vc + 3,870f - 1,211ap + 13,333f \times ap - 24,07f^2 \tag{IV-33}$$

$$Ra_{CC650} = -1,186 - 4,762 \times 10^{-5} Vc + 21,370f + 5,711ap - 72,222f \times ap \tag{IV-34}$$

La figure IV-11 montre la surface de réponse (3D) pour la rugosité de surface (Ra) en fonction de la vitesse de coupe (Vc), l'avance par tour (f) et la profondeur de passe (ap) pour les quatre plaquettes de coupe testées (CC6050WH, CC6050, CC650WG et CC650). Les résultats présentés sur cette figure montrent que la rugosité de surface (Ra) pour les deux plaquettes de coupe (CC6050 et CC650) c.à.d. en céramique conventionnelle augmente considérablement avec l'augmentation de la profondeur de passe par rapport les deux plaquettes en Wiper (CC6050WH et CC650WG), l'effet de la géométrie Wiper est essentiel pour donner à la plaquette le bec aplati qui enlève plus de matière avec l'arrière du profil. (Figure IV-2) et (Figure IV-12).

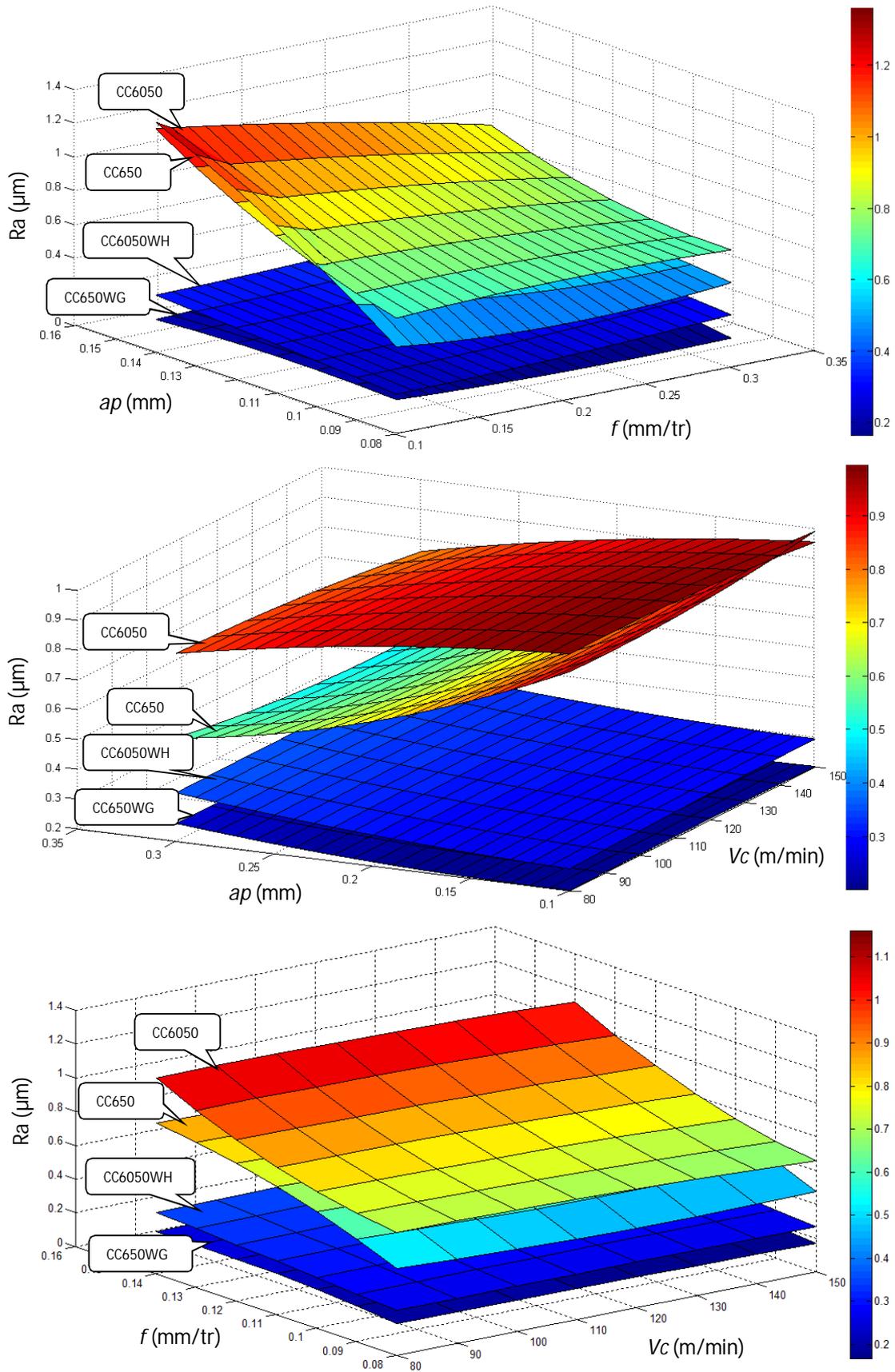


Figure IV-11: Evolution de la rugosité Ra en fonction de V_c , f et a_p pour les quatre plaquettes de coupe testées

Des résultats semblables ont été également signalées par JP.Davim et autres [DAV 07] lors du tournage dur de l'acier AISI D2 (60 HRC) par deux plaquettes en céramique Wiper (CC650WG) et conventionnelle (CC650).

En comparant les valeurs des rugosités obtenues par les quatre matériaux de coupe utilisés, on remarque clairement que la céramique CC650WG est plus performante suivie par la céramique CC6050WH et en dernier lieu par la céramique CC6050. Des résultats semblables ont été rapportés par Grzesik et Wanat [GRZ 06] lors du tournage dur de l'acier AISI 5140 (60 HRC) en utilisant deux plaquettes en céramique (Wiper et conventionnelle). Thamizhmanii et al. [Tha 06] ont constaté que la vitesse d'avance et la profondeur de passe sont les plus grands facteurs influençant la rugosité de surface.

D'après SANDVIK [SAN 05], les plaquettes céramiques avec des options technologique Wiper (la géométrie WH et WG), dédiée au tournage dur, génère de faibles efforts de coupe pour un meilleur état de surface ; la géométrie WG, plus généraliste, autorise des avances plus élevées (Figure IV-12).

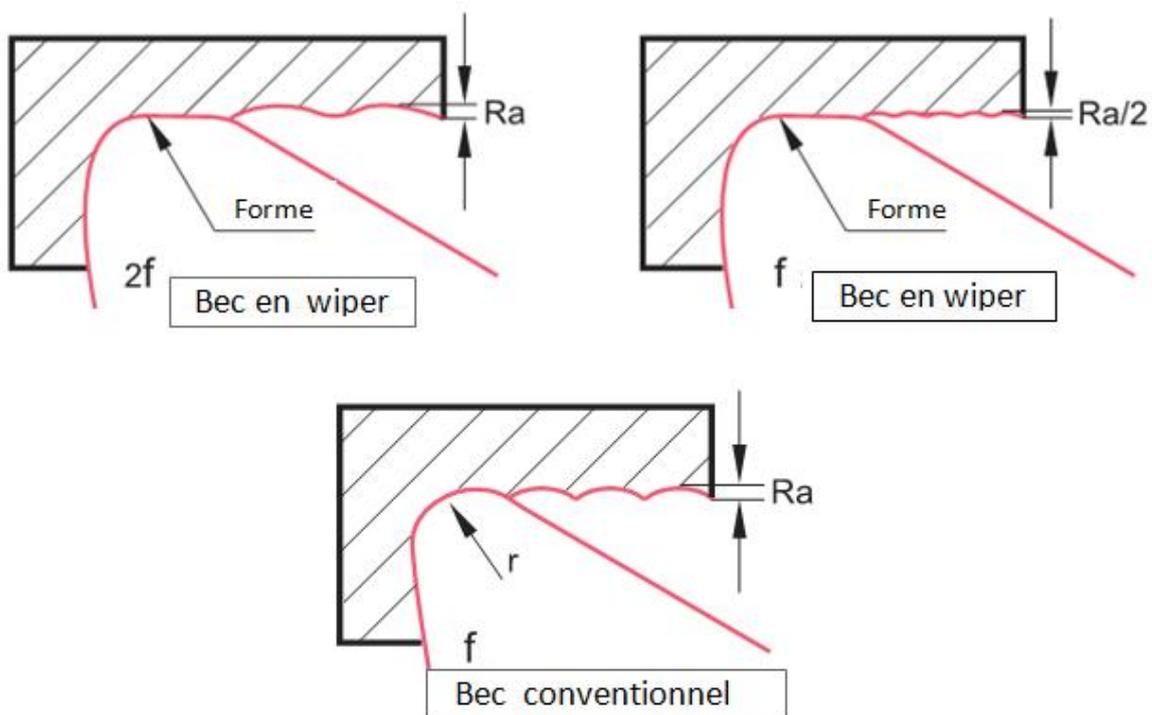


Figure IV-12: Effet de la géométrie de l'outil sur l'état de surface [catalogue SANDVIK]

IV.5.4. Analyse de la variance (ANOVA) pour la rugosité R_z

Les tableaux IV-11 et IV-12 exposent les résultats de l'analyse de variance ANOVA pour le critère de rugosité R_z pour les quatre plaquettes de coupe testées CC6050WH, CC6050,

CC650WG et CC650. L'analyse des résultats montre que l'avance (f) et la profondeur de passe (ap) ont un effet significatif sur la rugosité Rz . L'avance vient en première position avec une contribution de (70,474; 70,964; 49,600 et 39,415) %.

La profondeur de passe vient en deuxième position avec une contribution de (16,300; 9,337; 11,999 et 30,596) % respectivement pour les céramiques CC6050WH, CC6050, CC650WG et CC650. La vitesse de coupe présente un effet très faible sur Rz . Les interactions $Vc \times Vc$, $f \times f$ et $ap \times ap$ n'ont pas un effet significatif sur la rugosité Rz , par contre l'interaction $f \times ap$ a un effet significatif pour les trois céramiques (CC6050, CC650WG et CC650).

Céramique revêtue							
Source	ddl	SCE	CM	F-value	Prob.	Cont. %	Remarque
Wiper CC6050WH							
Modèle	9	2,09	0,23	15,73	0,0001		Significatif
Vc	1	0,048	0,048	3,26	0,0889	2,301	Non significatif
f	1	1,47	1,47	99,86	0,0001	70,474	Significatif
ap	1	0,34	0,34	23,16	0,0002	16,300	Significatif
$Vc \times f$	1	4,800E-3	4,800E-3	0,33	0,5759	0,230	Non significatif
$Vc \times ap$	1	0,13	0,13	8,68	0,0090	6,232	Significatif
$f \times ap$	1	0,023	0,023	1,53	0,2333	1,103	Non significatif
$Vc \times Vc$	1	0,039	0,039	2,64	0,1227	1,870	Non significatif
$f \times f$	1	0,022	0,022	1,49	0,2387	1,055	Non significatif
$ap \times ap$	1	9,074E-3	9,074E-3	0,61	0,4437	0,435	Non significatif
Résiduel	17	0,25	0,015				
Total	26	2,34				100	
SD = 0,1215						$R^2 = 0,8928$	
Mean = 1,7226						R^2 Adjusted = 0,8360	
Coefficient of variation = 7,0515						R^2 Predicted = 0,6516	
Predicted residual error of sum of squares (PRESS) = 0,8150						Adequate precision = 13,7229	
Conventionnelle CC6050							
Modèle	9	11,78	1,31	25,49	0,0001		Significatif
Vc	1	0,098	0,098	1,91	0,1844	0,832	Non significatif
f	1	8,36	8,36	162,91	0,0001	70,964	Significatif
ap	1	1,10	1,10	21,43	0,0002	9,337	Significatif
$Vc \times f$	1	2,700E-3	2,700E-3	0,053	0,8214	0,023	Non significatif
$Vc \times ap$	1	0,14	0,14	2,66	0,1213	1,188	Non significatif
$f \times ap$	1	1,35	1,35	26,23	0,0001	11,459	Significatif
$Vc \times Vc$	1	0,13	0,13	2,57	0,1272	1,103	Non significatif
$f \times f$	1	0,44	0,44	8,62	0,0092	3,735	Significatif
$ap \times ap$	1	0,16	0,16	3,05	0,0986	1,358	Non significatif
Résiduel	17	0,87	0,051				
Total	26	12,65				100	
SD = 0,2266						$R^2 = 0,9310$	
Mean = 4,3022						R^2 Adjusted = 0,8945	
Coefficient of variation = 5,2668						R^2 Predicted = 0,8303	
Predicted residual error of sum of squares (PRESS) = 2,1473						Adequate precision = 17,3639	

Tableau IV-11: Analyse de la variance (ANOVA) de la rugosité Rz pour les deux plaquettes de céramique revêtue testées

Céramique non revêtue							
Source	ddl	SCE	CM	F-value	Prob.	Cont. %	Remarque
Wiper CC650WG							
Modèle	9	1,05565	0,11729444	6,08419738	0.0007		Significatif
<i>Vc</i>	1	0,00055556	0,00055556	0,0288173	0.8672	0,053	Non significatif
<i>f</i>	1	0,52360556	0,52360556	27,1600208	< 0.0001	49,600	Significatif
<i>ap</i>	1	0,12667222	0,12667222	6,57063347	0.0201	11,999	Significatif
<i>Vc</i> × <i>f</i>	1	0,00140833	0,00140833	0,07305187	0.7902	0,133	Non significatif
<i>Vc</i> × <i>ap</i>	1	0,003675	0,003675	0,19062647	0.6679	0,348	Non significatif
<i>f</i> × <i>ap</i>	1	0,31363333	0,31363333	16,2685208	0.0009	29,710	Significatif
<i>Vc</i> × <i>Vc</i>	1	0,00267407	0,00267407	0,13870729	0.7142	0,253	Non significatif
<i>f</i> × <i>f</i>	1	0,04449074	0,04449074	2,30778576	0.1471	4,215	Non significatif
<i>ap</i> × <i>ap</i>	1	0,03893519	0,03893519	2,01961272	0.1734	3,688	Non significatif
Résiduel	17	0,32773519	0,01927854				
Total	26	1,38338519				100	
SD = 0,1388						$R^2 = 0,7631$	
Mean = 1,2993						R^2 Adjusted = 0,6377	
Coefficient of variation = 10,6866						R^2 Predicted = 0,4180	
Predicted residual error of sum of squares (PRESS) = 0,8051						Adequate precision = 8,382	
Conventionnelle CC650							
Modèle	9	22,41285	2,49031667	7,07521649	0,0003		Significatif
<i>Vc</i>	1	0,00035556	0,00035556	0,00101017	0,975	0,002	Non significatif
<i>f</i>	1	8,83400556	8,83400556	25,0982145	0,0001	39,415	Significatif
<i>ap</i>	1	6,85733889	6,85733889	19,4823244	0,0004	30,596	Significatif
<i>Vc</i> × <i>f</i>	1	0,19000833	0,19000833	0,53983098	0,4725	0,848	Non significatif
<i>Vc</i> × <i>ap</i>	1	0,016875	0,016875	0,04794341	0,8293	0,075	Non significatif
<i>f</i> × <i>ap</i>	1	4,88963333	4,88963333	13,8918937	0,0017	21,816	Significatif
<i>Vc</i> × <i>Vc</i>	1	0,08166667	0,08166667	0,23202244	0,6362	0,364	Non significatif
<i>f</i> × <i>f</i>	1	0,39015	0,39015	1,10845169	0,3072	1,741	Non significatif
<i>ap</i> × <i>ap</i>	1	1,15281667	1,15281667	3,27525716	0,088	5,144	Non significatif
Résiduel	17	5,98361667	0,35197745				
Total	26	28,3964667				100	
SD = 0,5933						$R^2 = 0,7893$	
Mean = 3,4222						R^2 Adjusted = 0,6777	
Coefficient of variation = 17,3360						R^2 Predicted = 0,4895	
Predicted residual error of sum of squares (PRESS) = 14,4963						Adequate precision = 9,372	

Tableau IV-12: Analyse de la variance (ANOVA) de la rugosité *Rz* pour les deux plaquettes de céramique non revêtue testées

IV.5.5. Facteurs influents (Graphe de Pareto)

La (figure IV-13) illustre les graphes de Pareto pour les quatre céramiques, ces graphes permettent de montrer les points suivants :

- l'avance par tour présente un effet énorme sur la rugosité *Rz*, vu que la valeur de F-value est très grande par rapport à la valeur seuil ($F_{\text{tableau}} = 4,45$), suivie par la profondeur de passe est cela pour les quatre plaquettes de coupe testées;

- la vitesse de coupe n'a pas un effet significatif sur Rz puisque la valeur F-value est inférieure à la valeur de seuil. On remarque aussi que la majorité des interactions n'ont pas d'effet significatif sur le critère Rz .

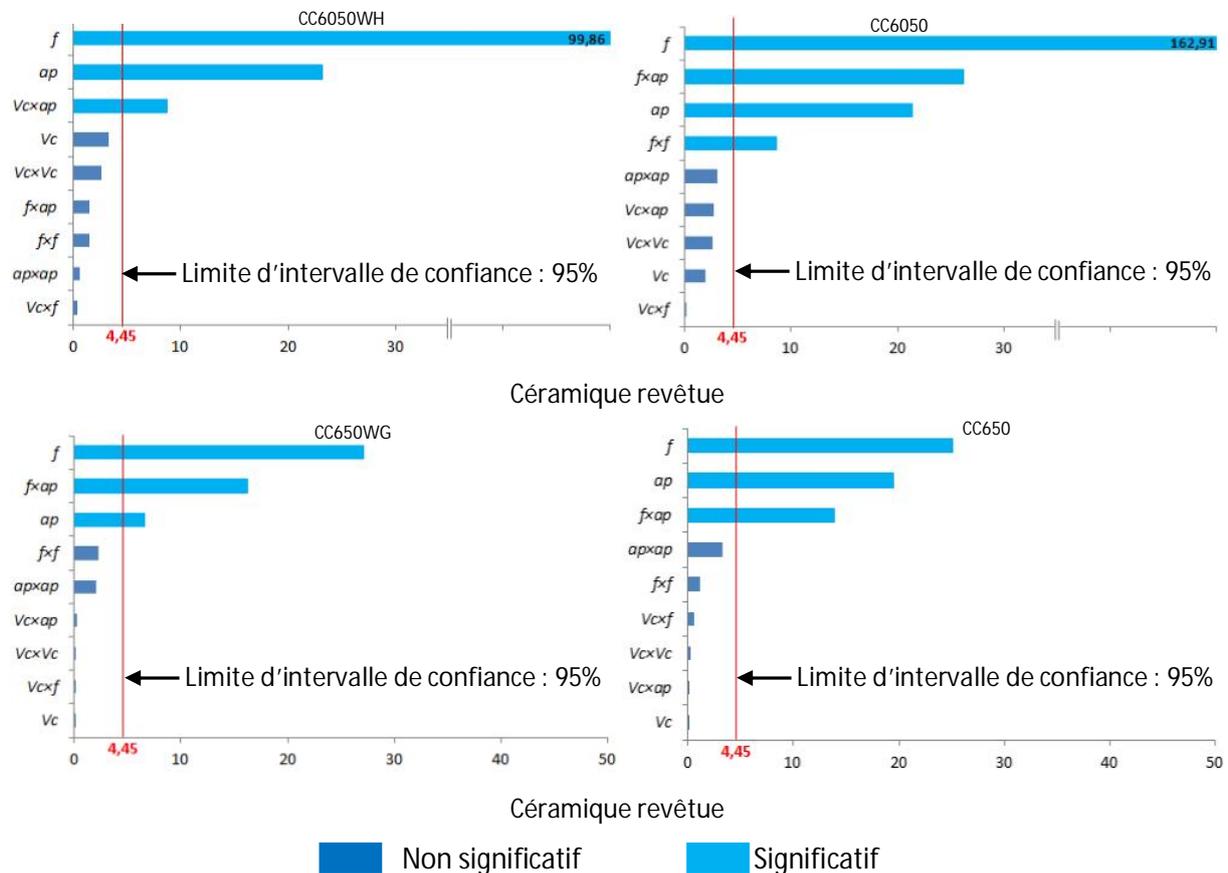


Figure IV-13: Graphe de PARETO des effets des paramètres de coupe sur la rugosité Rz pour les quatre plaquettes de coupe testées

IV.5.6. Analyse de régression : Rz en fonction de Vc ; f et ap

L'analyse de régression de Rz pour les quatre plaquettes testées en fonction de Vc , f et ap donne les équations du modèle mathématique complet (IV-35 à IV-38) avec les coefficients de corrélation suivants: ($R^2_{CC6050WH} = 89,28$; $R^2_{CC6050} = 93,10$; $R^2_{CC650WG} = 76,31$ et $R^2_{CC650} = 78,93$) %.

$$\begin{aligned}
 Rz_{CC6050WH} = & 2,407 - 0,0204 Vc - 0,186 f - 1,984 ap - 0,019 Vc \times f \\
 & + 0,029 Vc \times ap - 14,444 f \times ap + 6,576 \times 10^{-5} Vc^2 \\
 & + 67,284 f^2 + 3,889 ap^2
 \end{aligned}
 \tag{IV-35}$$

$$Rz_{CC6050} = 2,033 + 0,021Vc - 19,709f + 12,773ap - 0,014Vc \times f \\ + 0,031Vc \times ap - 111,667f \times ap - 1,211 \times 10^{-4} Vc^2 \\ + 301,851f^2 - 16,166ap^2 \quad (IV-36)$$

$$Rz_{CC650WG} = 0,643 + 3,987 \times 10^{-3} Vc + 14,77f - 7,736ap + 0,0103Vc \times f \\ - 5 \times 10^{-3} Vc \times ap + 53,888f \times ap - 1,72 \times 10^{-5} Vc^2 \\ - 95,679f^2 + 8,055ap^2 \quad (IV-37)$$

$$Rz_{CC650} = -4,288 + 0,010Vc + 114,459f + 0,932ap + 0,119Vc \times f \\ - 0,011Vc \times ap - 212,778f \times ap - 9,524 \times 10^{-5} Vc^2 \\ - 283,334f^2 + 43,833ap^2 \quad (IV-38)$$

En introduisant seulement les facteurs qui ont un effet significatif, les modèles réduits de la rugosité Rz en fonction de Vc , f et ap donne les équations (IV-39 à IV-42) avec les coefficients de corrélation suivants: ($R^2_{CC6050WH} = 85,12$; $R^2_{CC6050} = 89,72$; $R^2_{CC650WG} = 69,72$ et $R^2_{CC650} = 72,48$)%.

$$Rz_{CC6050WH} = 1,246 - 7,381 \times 10^{-3} Vc - 9,537f - 2,017ap - 0,029Vc \times ap \quad (IV-39)$$

$$Rz_{CC6050} = 3,554 - 2,111 \times 10^{-3} Vc - 21,351f + 9,81ap - 111,667f \times ap + 301,851f^2 \quad (IV-40)$$

$$Rz_{CC650WG} = 1,673 + 1,587 \times 10^{-4} Vc - 5,092f - 5,088ap + 53,888f \times ap \quad (IV-41)$$

$$Rz_{CC650} = -2,578 - 1,269 \times 10^{-4} Vc + 65,907f + 17,233ap - 212,778f \times ap \quad (IV-42)$$

La figure IV-14 montre la surface de réponse estimée pour la rugosité de surface (Rz) par rapport aux paramètres de coupe (la vitesse de coupe (Vc), l'avance (f) et la profondeur de passe (ap)). On remarque que la rugosité de surface (Rz) n'est pas statistiquement influencée par la variation de la vitesse de coupe (Tableau IV-7) et aussi les pentes des différentes courbes ne sont pas grandes. L'effet de l'avance sur la rugosité de surface (Rz) est important. La meilleure rugosité de surface a été obtenue pour les valeurs les plus basses de l'avance et les plus élevées de la vitesse de coupe. Des résultats semblables sont trouvés par Feng [FEN 01], il a constaté que les paramètres; 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. Finalement, l'analyse des figures montre que les valeurs des rugosités Rz obtenues par les deux plaquettes de coupe en Wiper (CC650GW et CC6050WH) sont toujours inférieures à celles obtenues par les plaquettes de céramique conventionnelle (CC650 et CC6050).

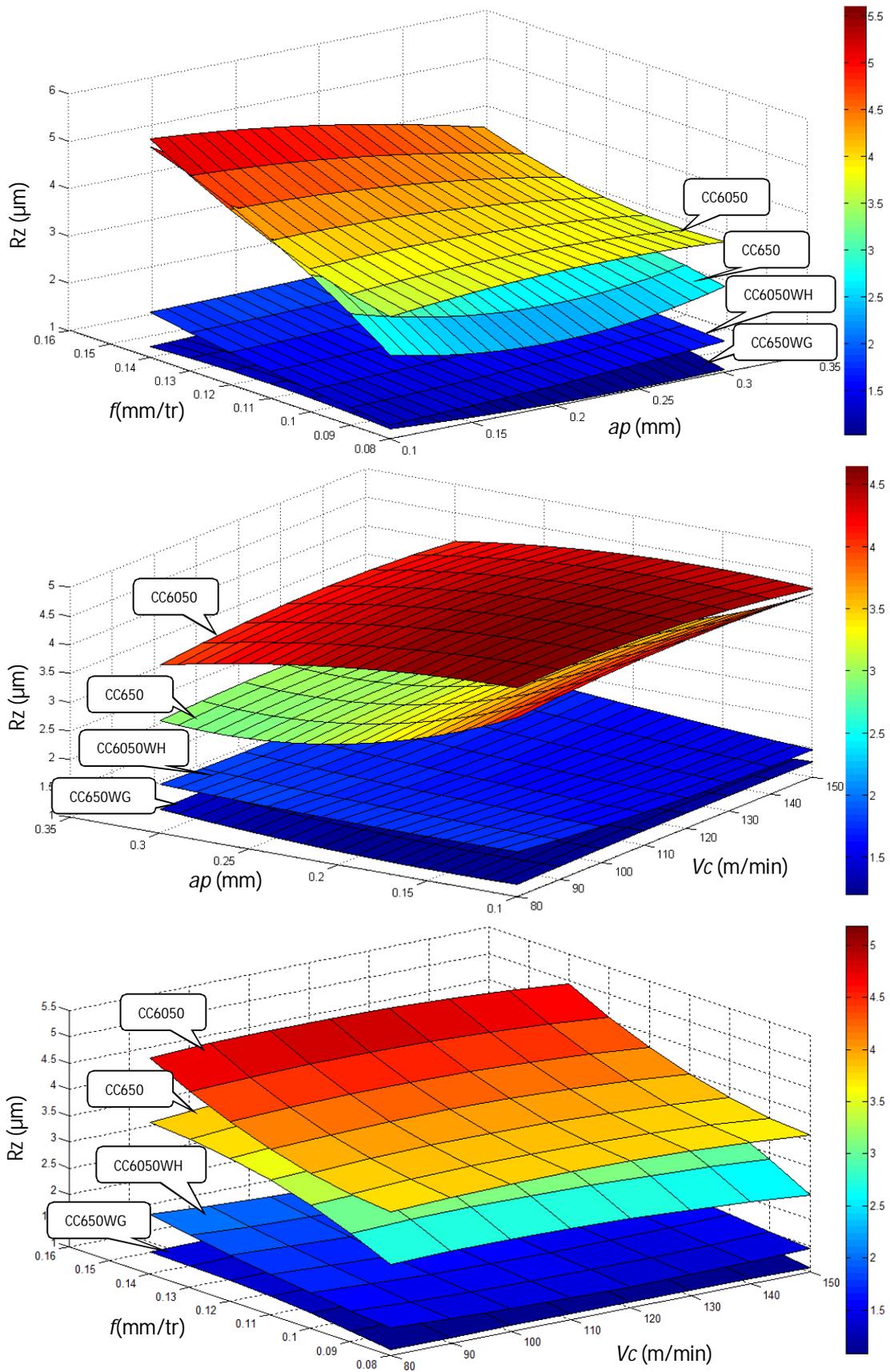


Figure IV-14: Evolution de la rugosité Rz en fonction de Vc , f et ap pour les quatre plaquettes de coupe testées

IV.5.7. Analyse de la variance (ANOVA) pour la rugosité R_t

L'analyse détaillée des valeurs des rugosités R_t présentées dans le tableau IV-8 et des coefficients des tableaux IV-13 et IV-14 permet de classer les trois éléments du régime de coupe et leurs interactions par ordre d'influence sur la rugosité totale R_t pour les quatre plaquettes de coupe testées CC6050WH, CC6050, CC650WG et CC650. L'avance vient en première position avec une contribution de (65,678 ; 70,615 ; 41,589 et 39,691) %.

Céramique revêtue							
Source	ddl	SCE	CM	F-value	Prob.	Cont. %	Remarque
Wiper CC6050WH							
Modèle	9	2,44	0,27	10,57	0,0001		Significatif
V_c	1	0,087	0,087	3,39	0,0833	3,571	Non significatif
f	1	1,60	1,60	62,48	0,0001	65,678	Significatif
ap	1	0,26	0,26	10,02	0,0057	10,673	Significatif
$V_c \times f$	1	2,133E-3	2,133E-3	0,083	0,7765	0,088	Non significatif
$V_c \times ap$	1	0,025	0,025	0,98	0,3353	1,026	Non significatif
$f \times ap$	1	0,088	0,088	3,45	0,0807	3,612	Non significatif
$V_c \times V_c$	1	0,13	0,13	5,07	0,0378	5,336	Significatif
$f \times f$	1	0,044	0,044	1,74	0,2052	1,806	Non significatif
$ap \times ap$	1	0,20	0,20	7,91	0,0120	8,210	Significatif
Résiduel	17	0,44	0,026				
Total	26	2,87				100	
SD = 0,1601						$R^2 = 0,8484$	
Mean = 2,1726						R^2 Adjusted = 0,7681	
Coefficient of variation = 7,3702						R^2 Predicted = 0,5824	
Predicted residual error of sum of squares (PRESS) = 1,2006						Adequate precision = 10,7150	
Conventionnelle CC6050							
Modèle	9	12,66	1,41	19,36	0,0001		Significatif
V_c	1	0,58	0,58	7,93	0,0119	4,576	Significatif
f	1	8,95	8,95	123,14	0,0001	70,615	Significatif
ap	1	1,15	1,15	15,83	0,0010	9,073	Significatif
$V_c \times f$	1	7,008E-3	7,008E-3	0,096	0,7599	0,055	Non significatif
$V_c \times ap$	1	3,000E-4	3,000E-4	4,129E-3	0,9495	0,002	Non significatif
$f \times ap$	1	1,53	1,53	21,01	0,0003	12,072	Significatif
$V_c \times V_c$	1	5,807E-3	5,807E-3	0,080	0,7808	0,046	Non significatif
$f \times f$	1	1,157E-3	1,157E-3	0,016	0,9010	0,009	Non significatif
$ap \times ap$	1	0,45	0,45	6,14	0,0240	3,550	Significatif
Résiduel	17	1,24	0,073				
Total	26	13,89				100	
SD = 0,2695						$R^2 = 0,9111$	
Mean = 4,7393						R^2 Adjusted = 0,8641	
Coefficient of variation = 5,6875						R^2 Predicted = 0,7717	
Predicted residual error of sum of squares (PRESS) = 3,1725						Adequate precision = 15,0641	

Tableau IV-13: Analyse de la variance (ANOVA) de la rugosité R_t pour les deux plaquettes de céramique revêtue testées

La profondeur de passe à un effet significatif avec une contribution de (10,673 ; 9,073 ; 19,709 et 30,883) % respectivement. On constate aussi que l'interaction $f \times ap$ a un effet significatif pour les trois céramiques CC6050, CC650WG et CC650 et que l'interaction $Vc \times Vc$ a un effet significatif pour la céramique CC6050WH.

Céramique non revêtue							
Source	ddl	SCE	CM	F-value	Prob.	Cont. %	Remarque
Wiper CC650WG							
Modèle	9	1,01757222	0,11306358	4,10092521	0,0060		Significatif
Vc	1	0,0018	0,0018	0,06528774	0,8014	0,177	Non significatif
f	1	0,4232	0,4232	15,3498726	0,0011	41,589	Significatif
ap	1	0,20055556	0,20055556	7,27434363	0,0153	19,709	Significatif
$Vc \times f$	1	0,00800833	0,00800833	0,29046998	0,5969	0,787	Non significatif
$Vc \times ap$	1	0,00020833	0,00020833	0,00755645	0,9317	0,020	Non significatif
$f \times ap$	1	0,2352	0,2352	8,53093107	0,0095	23,114	Significatif
$Vc \times Vc$	1	0,01706667	0,01706667	0,61902448	0,4422	1,677	Non significatif
$f \times f$	1	0,09626667	0,09626667	3,49168494	0,0790	9,460	Non significatif
$ap \times ap$	1	0,03526667	0,03526667	1,27915605	0,2738	3,466	Non significatif
Résiduel	17	0,46869444	0,02757026				
Total	26	1,48626667				100	
SD = 0,1660						$R^2 = 0,6846$	
Mean = 1,5344						R^2 Adjusted = 0,5177	
Coefficient of variation = 10,8210						R^2 Predicted = 0,2452	
Predicted residual error of sum of squares (PRESS) = 1,1218						Adequate precision = 7,105	
Conventionnelle CC650							
Modèle	9	24,499075	2,72211944	7,03455083	0,0003		Significatif
Vc	1	0,0002	0,0002	0,00051684	0,9821	0,001	Non significatif
f	1	9,72405	9,72405	25,1290678	0,0001	39,691	Significatif
ap	1	7,56605	7,56605	19,5523247	0,0004	30,883	Significatif
$Vc \times f$	1	0,2352	0,2352	0,60780814	0,4463	0,960	Non significatif
$Vc \times ap$	1	0,04813333	0,04813333	0,12438704	0,7287	0,196	Non significatif
$f \times ap$	1	5,16140833	5,16140833	13,3382058	0,0020	21,068	Significatif
$Vc \times Vc$	1	0,07706667	0,07706667	0,19915709	0,6610	0,315	Non significatif
$f \times f$	1	0,49881667	0,49881667	1,28905115	0,2720	2,036	Non significatif
$ap \times ap$	1	1,18815	1,18815	3,07043895	0,0977	4,850	Non significatif
Résiduel	17	6,57839167	0,38696422				
Total	26	31,0774667				100	
SD = 0,6221						$R^2 = 0,7883$	
Mean = 3,7811						R^2 Adjusted = 0,6763	
Coefficient of variation = 16,4519						R^2 Predicted = 0,4831	
Predicted residual error of sum of squares (PRESS) = 16,0631						Adequate precision = 9,410	

Tableau IV-14: Analyse de la variance (ANOVA) de la rugosité R_t pour les deux plaquettes de céramique non revêtue testées

IV.5.8. Facteurs influents (Graphe de Pareto)

L'analyse des résultats de Pareto (Figure IV-15) montre que l'avance par tour présente un effet important sur la rugosité R_t , vu que la valeur de F-value est très grande par rapport à la valeur seuil ($F_{\text{tableau}} = 4,45$), elle est suivie par la profondeur de passe par contre la vitesse de coupe n'a pas un effet significatif sur R_t puisque la valeur F-value est inférieure à la valeur du seuil est cela pour les trois plaquettes de coupe testées (sauf pour la céramique CC6050).

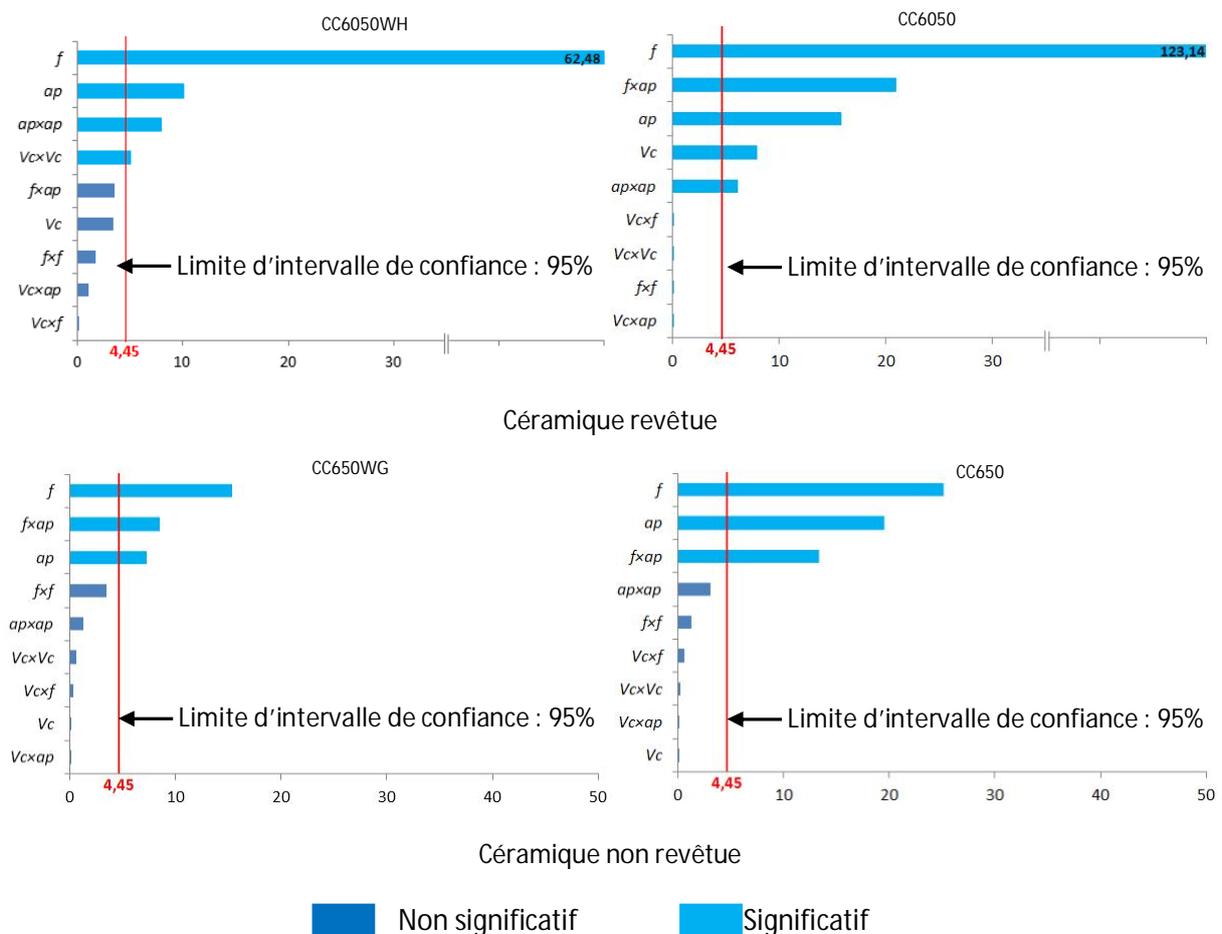


Figure IV-15: Graphe de PARETO des effets des paramètres de coupe sur la rugosité R_t pour les quatre plaquettes de coupe testées

IV.5.9. Analyse de régression : R_t en fonction de V_c ; f et ap

L'analyse de régression de R_t pour les quatre plaquettes testées en fonction de V_c , f et ap donne les équations du modèle mathématique complet (IV-43 à IV-46) avec les coefficients de corrélation suivants : ($R^2_{CC6050WH} = 84,84$; $R^2_{CC6050} = 91,11$; $R^2_{CC650WG} = 68,46$ et $R^2_{CC650} = 78,83$) %.

$$Rt_{CC6050WH} = 1,583 - 0,038Vc + 38,176f - 4,519ap - 0,012Vc \times f + 0,013Vc \times ap - 28,611f \times ap + 1,202 \times 10^{-4} Vc^2 - 95,679f^2 + 18,389ap^2 \quad (IV-43)$$

$$Rt_{CC6050} = -0,739 + 3,507 \times 10^{-3} Vc + 46,529f + 21,625ap - 0,023Vc \times f - 1,428 \times 10^{-3} Vc \times ap - 118,889f \times ap - 2,539 \times 10^{-5} Vc^2 + 15,432f^2 - 27,278ap^2 \quad (IV-44)$$

$$Rt_{CC650WG} = +0,201 + 7,259 \times 10^{-3} Vc + 23,911f - 7,007ap + 0,0246Vc \times f - 1,19 \times 10^{-3} Vc \times ap + 46,667f \times ap - 4,353 \times 10^{-5} Vc^2 - 140,741f^2 + 7,667ap^2 \quad (IV-45)$$

$$Rt_{CC650} = -4,494 + 0,010Vc + 123,370f + 1,845ap + 0,133Vc \times f - 0,018Vc \times ap - 218,611f \times ap - 9,251 \times 10^{-5} Vc^2 - 320,370f^2 + 44,5ap^2 \quad (IV-46)$$

En introduisant seulement les facteurs qui ont un effet significatif, les modèles réduits de la rugosité Rt en fonction de Vc , f et ap donne les équations (IV-47 à IV-50) avec les coefficients de corrélation ($R^2_{CC6050WH} = 79,26$; $R^2_{CC6050} = 91,01$; $R^2_{CC650WG} = 67,91$ et $R^2_{CC650} = 72,24$) %.

$$Rt_{CC6050WH} = 3,172 - 0,029Vc + 9,944f - 6,161ap + 1,202 \times 10^{-4} Vc^2 + 18,389ap^2 \quad (IV-47)$$

$$Rt_{CC6050} = -0,277 - 5,111 \times 10^{-3} Vc + 47,277f + 21,461ap - 118,889f \times ap - 27,278ap^2 \quad (IV-48)$$

$$Rt_{CC650WG} = 1,820 - 2,857 \times 10^{-4} Vc - 4,222f - 4,077ap + 46,667f \times ap \quad (IV-49)$$

$$Rt_{CC650} = -2,416 - 9,524 \times 10^{-5} Vc + 68,222f + 17,564ap - 218,611f \times ap \quad (IV-50)$$

La surface de réponse en 3D (Figure IV-16) montre l'impact des paramètres Vc , f et ap et leurs degrés d'influence sur l'évolution de la rugosité Rt pour les quatre plaquettes de coupe testées CC6050WH, CC6050, CC650WG et CC650. En effet, l'avance est le paramètre le plus important car sa pente est la plus grande suivie par la profondeur de passe. La vitesse de coupe n'a pratiquement aucun effet sur la rugosité Rt . En comparant les valeurs des rugosités obtenues par les quatre matériaux de coupe utilisés, on remarque clairement que l'outil CC650WG est plus performant que les trois nuances (CC6050WH, CC6050 et CC650). Globalement, les quatre outils de coupe considérés donnent lieu à des rugosités comparables à celles de la rectification. Mais la meilleure qualité d'état de surface est obtenue en utilisant les plaquettes Wiper CC650WG et CC6050WH.

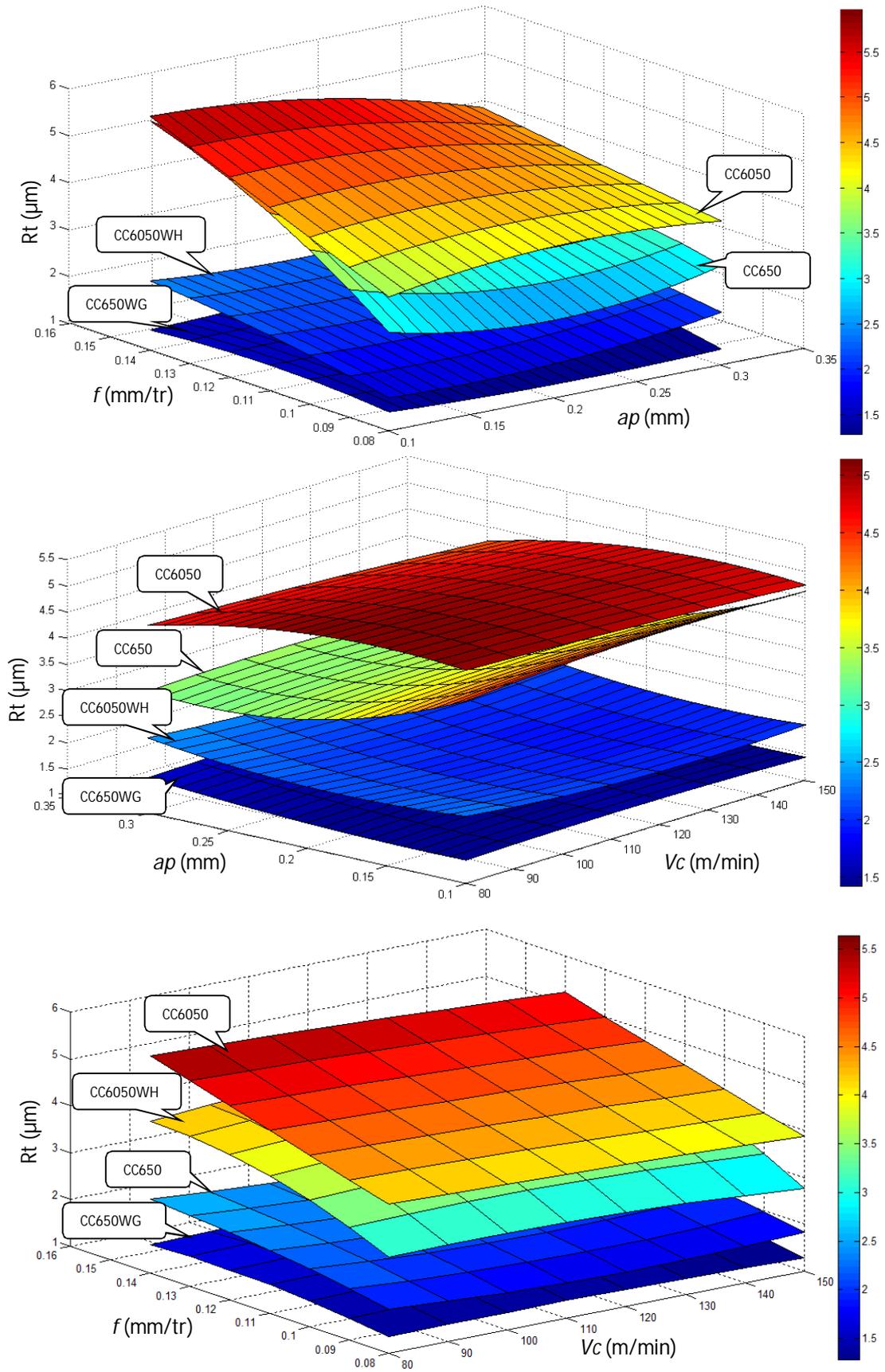


Figure IV-16: Evolution de la rugosité R_t en fonction de V_c , f et ap pour les quatre plaquettes de coupe testées

IV.6. COMPARAISON ENTRE LES VALEURS EXPERIMENTALES ET ESTIMEES

La comparaison entre les valeurs expérimentales (mesurées) des critères de la rugosité (R_a , R_t et R_z) pour les quatre plaquettes de coupe testées CC6050WH, CC6050, CC650WG et CC650 et celles estimées par les modèles mathématiques (quadratique) obtenus par la méthodologie de surface de réponse (MSR), est présentée graphiquement sur la figure IV-17. L'analyse des résultats montre clairement que les valeurs expérimentales et les valeurs estimées sont très intimement liées dans la majorité des cas.

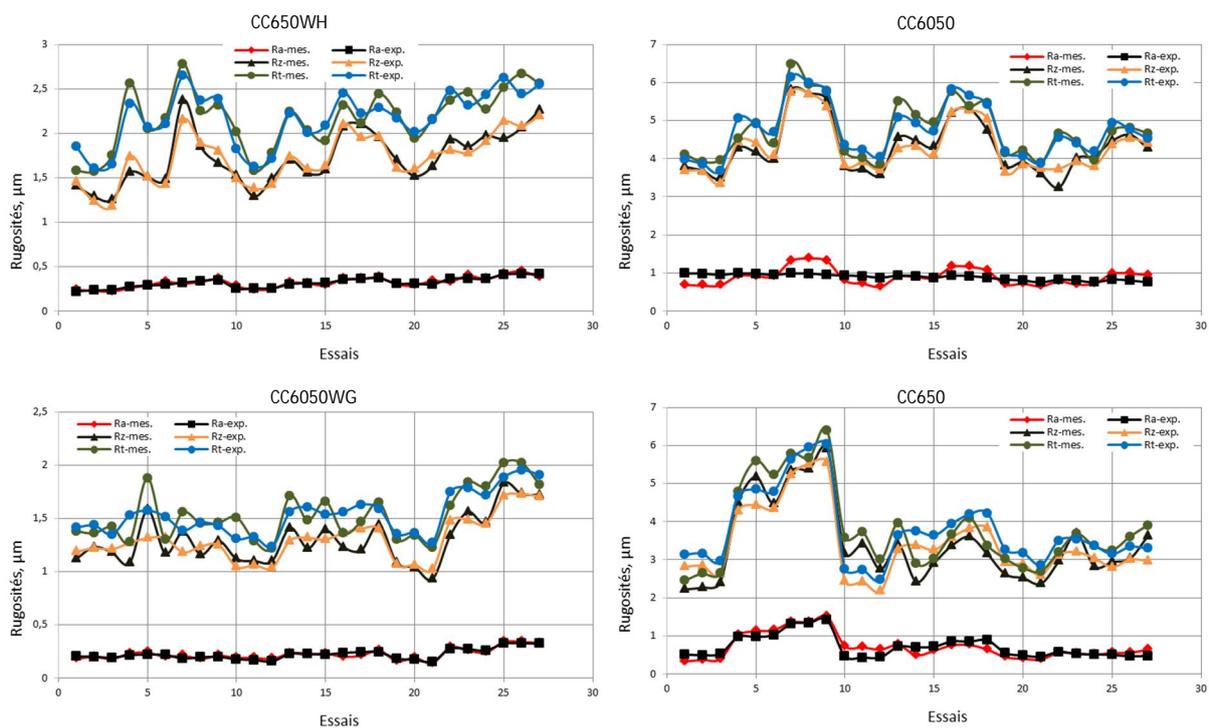


Figure IV-17: Courbes des valeurs expérimentales et estimées des critères de rugosité pour les quatre plaquettes testées

IV.7. COMPARAISON ENTRE LES RESULTATS DES CRITERES DE RUGOSITE DES DEFFIRENTES PLAQUETTES DE COUPE

La comparaison entre les valeurs mesurées des trois critères de rugosité (R_a , R_z et R_t) obtenus par quatre plaquettes de coupe; CC6050WH, CC6050, CC650WG et CC650 lors de tournage dur de l'acier 42CrMo4 (60 HRC).

D'après la figure IV-18 on constate que les courbes des critères de rugosité (R_a , R_z et R_t) obtenus par les plaquettes céramiques en Wiper sont très inférieure a ceux des céramiques non Wiper pendant tous les essais (27essais), les ratios ($R_{aCC6050} = 2,80 R_{aCC6050WH}$ et $R_{aCC650} = 3,19 R_{aCC650WG}$). ($R_{zCC6050} = 2,50 R_{zCC6050WH}$ et $R_{zCC650} = 2,63 R_{zCC650WG}$) ($R_{tCC6050} = 2,18 R_{tCC6050WH}$ et $R_{tCC650} = 2,46 R_{tCC650WG}$).

Les courbes de la figure VI-18 montrent aussi que les céramiques revêtues donnent des rugosités de surface supérieures à ceux des céramiques non revêtues, à titre d'exemple pour (Ra) les ratios sont comme suit: ($Ra_{CC6050WG} = 0,70 Ra_{CC6050WH}$ et $Ra_{CC650} = 0,80 Ra_{CC6050}$)

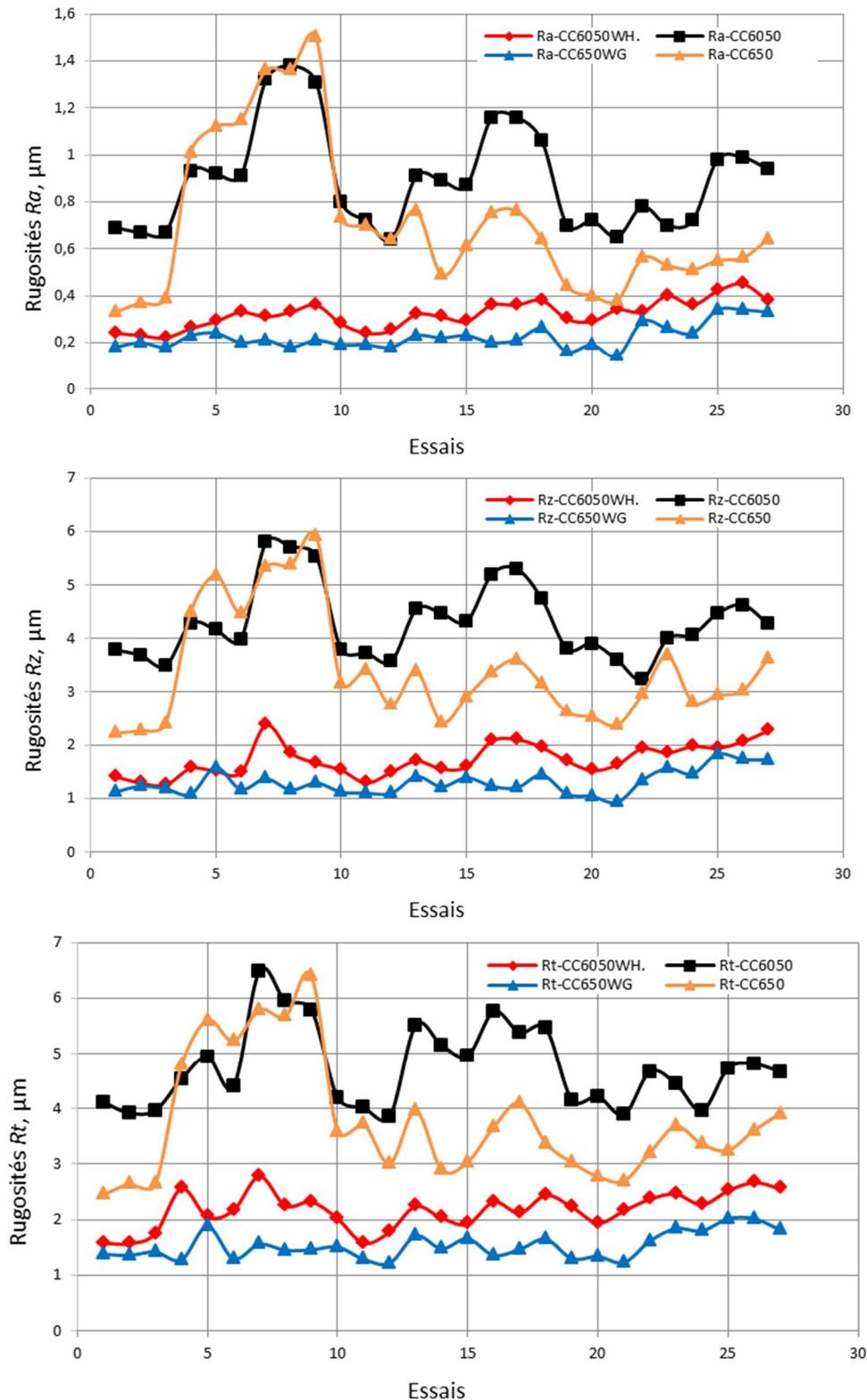


Figure IV-18: Courbes des valeurs de comparaison entre les critères de rugosité pour les quatre plaquettes testées

IV.8. TOPOGRAPHIE DES SURFACES EN 3D

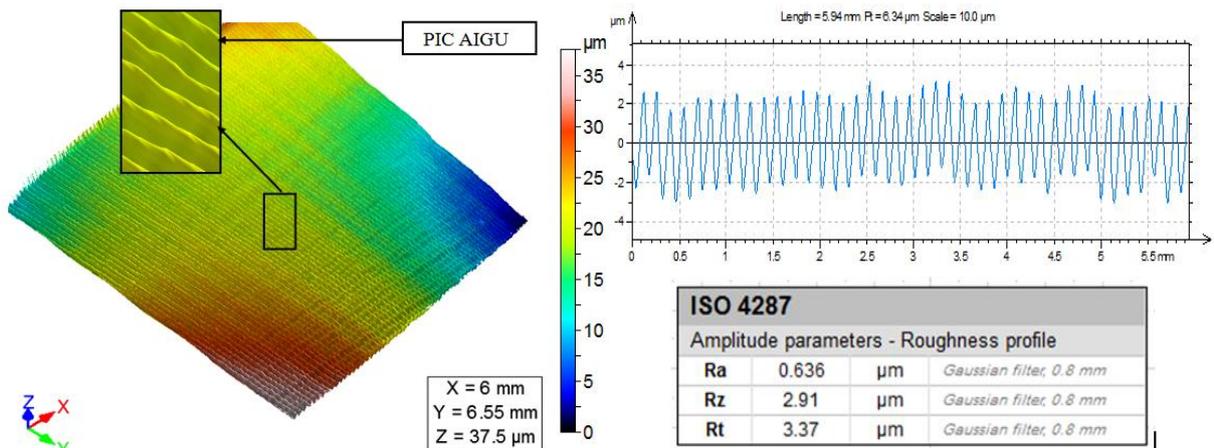
Les exemples représentatifs des topographies en 3D des surfaces usinées lors de tournage dur de l'acier 42CrMo4 (60 HRC), sont visualisés sous forme isométrique. Les figures IV-19; IV-20; IV-21 et IV-22 montrent deux formes de pics, l'un aigu qui est obtenue par les céramiques conventionnelles CC6050 et CC650, l'autre platier (écrasé) qui est obtenu par les céramiques Wiper CC6050WH et CC650WG. La présence de l'écoulement latéral le long des crêtes et des nervures sont très intenses pour la céramique CC6050, par contre, ils sont moins faibles pour l'usinage par la céramique Wiper CC6050WH.

Les figures IV-19; IV-20; IV-21 et IV-22 montrent les profils de surface en 2D usinées suivant la direction de l'avance. L'analyse des résultats des profils en 2D selon la longueur de la direction d'avance pendant l'usinage par la céramique CC6050 et CC650 présente des formes cycliques de crêtes et de creux (Figures IV-19 et IV-20). Tandis que le profil selon la longueur de la direction de l'avance pour la céramique Wiper CC6050WH et CC650WG présente des cycles aléatoires (Figures IV-21 et IV-22).

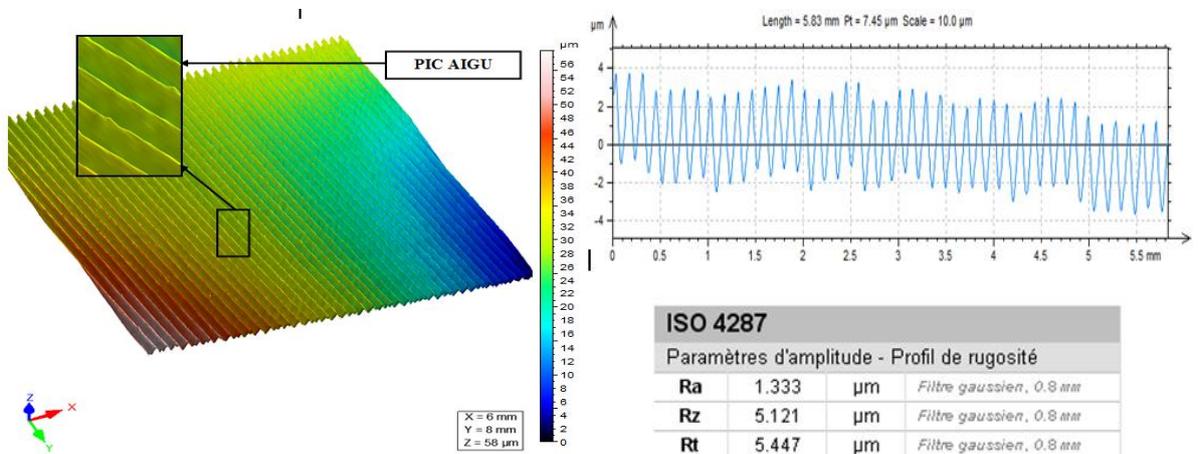
Des résultats semblables ont été trouvés par R.A. Waikar et Y.B. Guo [WAI 08], ils ont fait une caractérisation complète de la topographie en 3D, quatre surfaces usinées en tournage dur et en rectification dans des conditions normales et sévères. Puis, ils ont fait une comparaison détaillée entre les paramètres de l'amplitude 3D, paramètres du secteur, paramètres du volume, paramètres spatiaux et paramètres hybrides. Ils ont constaté que les topographies en 3D des surfaces usinées en tournage dur présentent des crêtes et des creux bien déterminés par contre les surfaces usinées par la rectification sont beaucoup plus aléatoires. Cela est dû à la différence distincte dans la manière d'usinage entre le chariotage et la rectification.

Anna Zawada-Tomkiewicz [ZAW 11] a étudié l'effet des matériaux de coupe (CB20 et 7020) sur la surface finie lors du chariotage à sec d'un acier durci EN42Cr4 traité à (58 HRC).

En faisant une mesure 2D de la rugosité de surface le long de la génératrice de la pièce, elle a constaté que le changement de l'amplitude de cette dernière ne dépasse pas les 20%. Par contre la topographie (3D) permettait de bien caractériser les textures des surfaces usinées par les deux matériaux de coupe. Des constatations similaires ont été faites par W. Grzesik [GRZ 06].

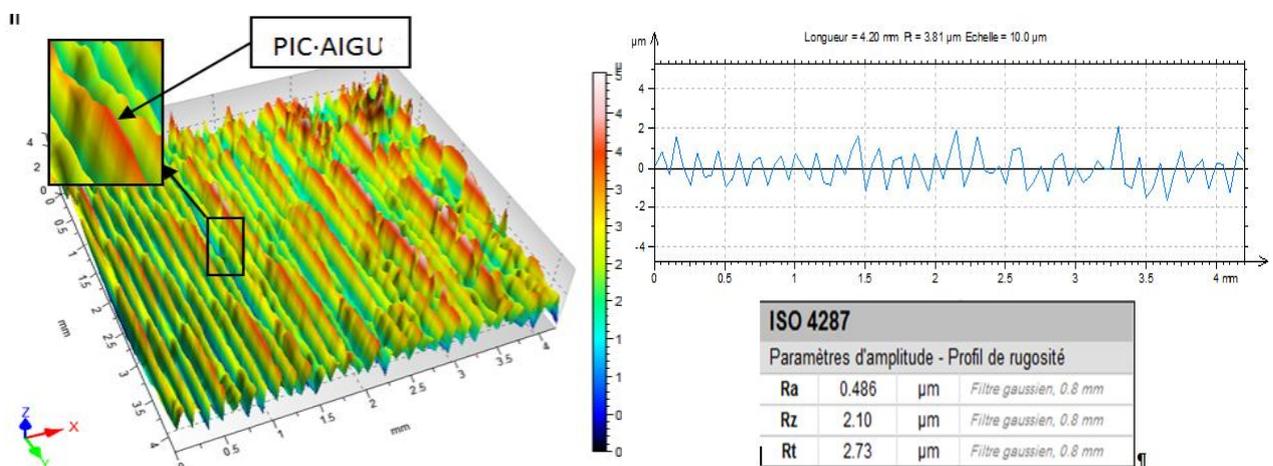


a)



b)

Figure IV-19: Topographie en 3D de l'état de surface pendant le tournage dur de l'acier 42CrMo4 avec la céramique conventionnelle CC6050 pour $V_c = 115\text{m/min}$ et $a_p = 0,20\text{ mm}$; a) $f = 0,08\text{ mm/tr}$ et b) $f = 0,14\text{ mm/tr}$



a)

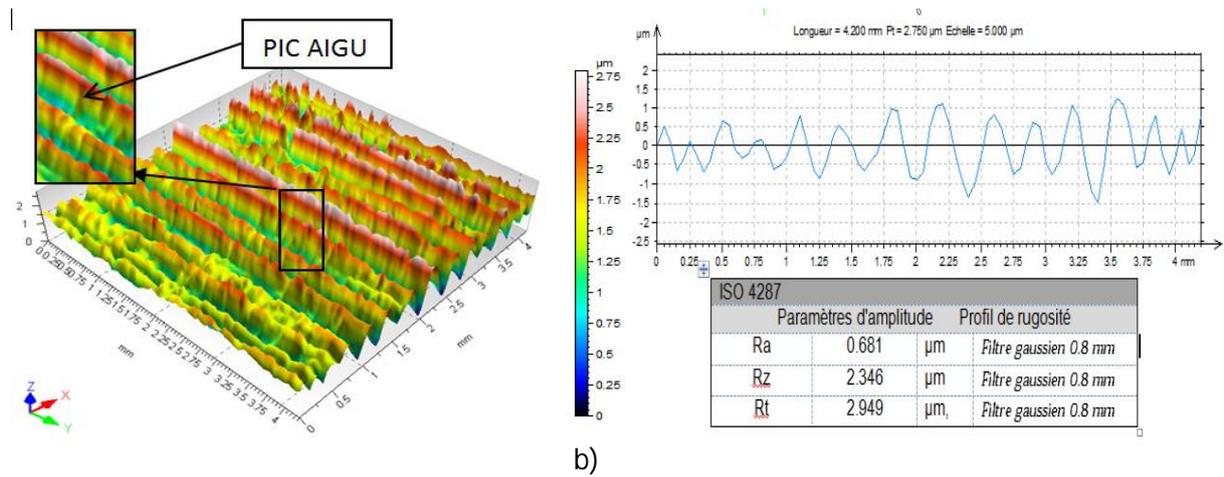


Figure IV-20: Topographie en 3D de l'état de surface pendant le tournage de l'acier 42CrMo4 avec céramique conventionnelle CC650 pour $V_c = 115\text{m/min}$ et $a_p = 0,20\text{ mm}$;

a) $f = 0,08\text{ mm/tr}$ et b) $f = 0,14\text{ mm/tr}$

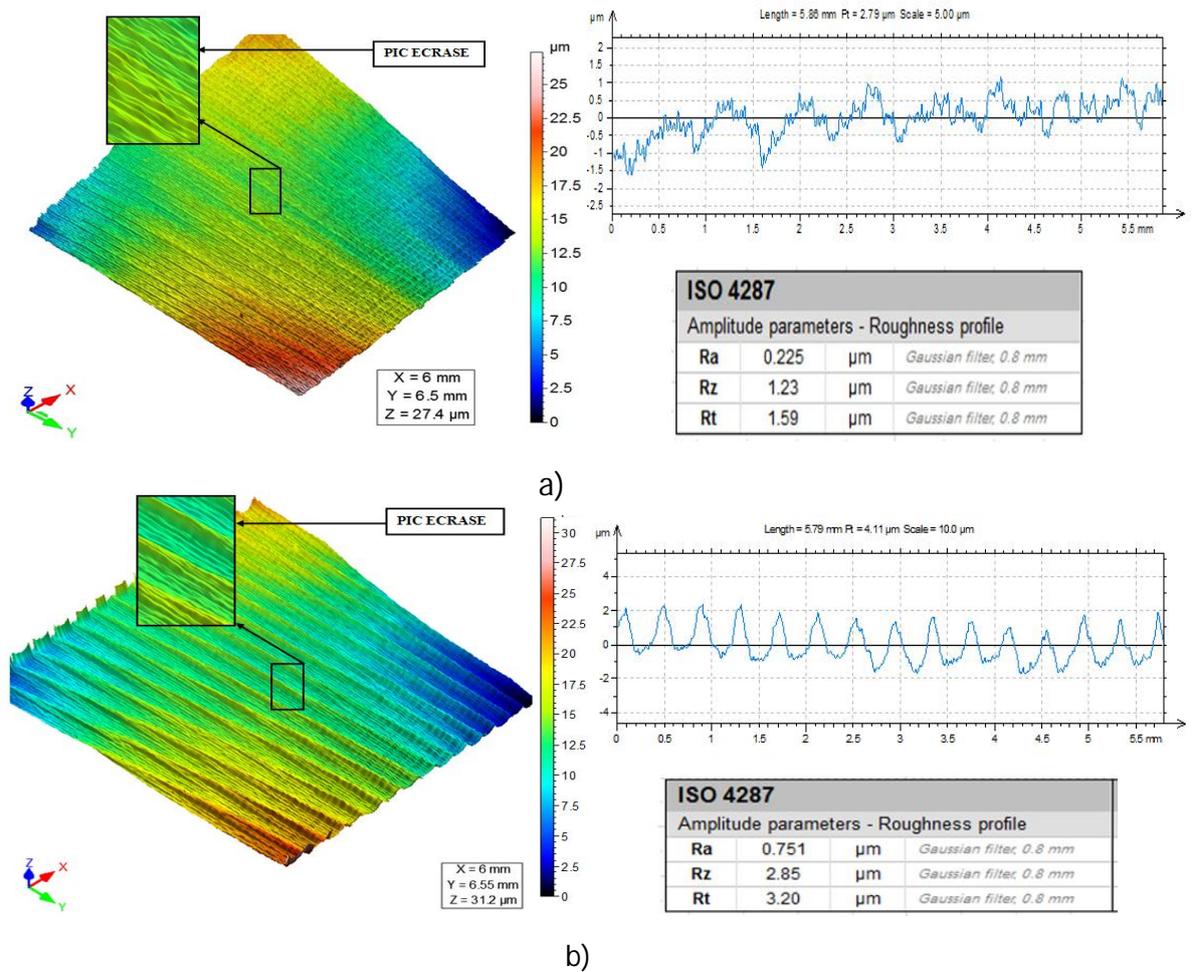


Figure IV-21: Topographie en 3D de l'état de surface pendant le tournage de l'acier 42CrMo4 avec céramique Wiper CC6050WH pour $V_c = 115\text{m/min}$ et $a_p = 0,20\text{ mm}$;

a) $f = 0,08\text{ mm/tr}$ et b) $f = 0,14\text{ mm/tr}$

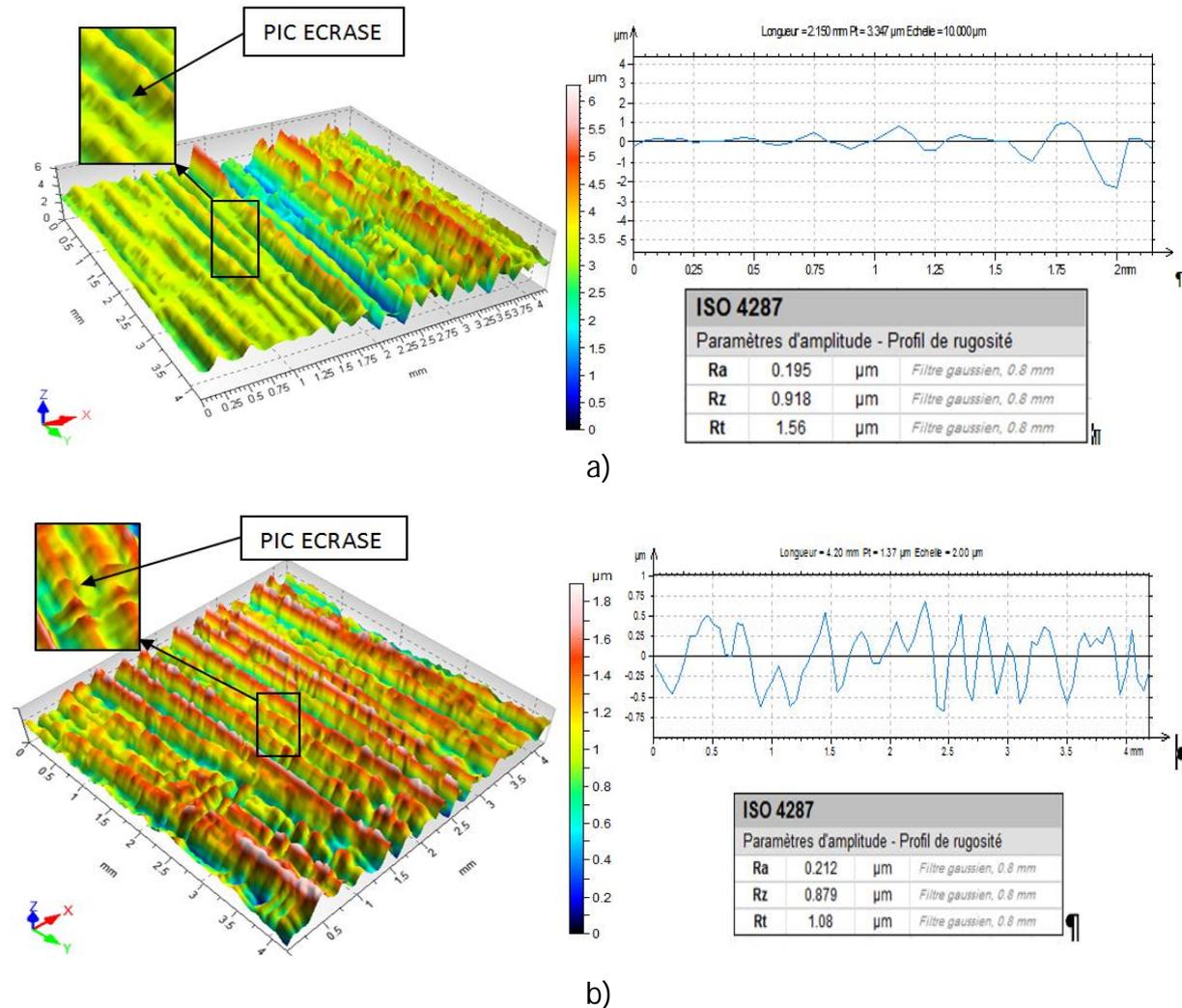


Figure IV-22: Topographie en 3D de l'état de surface pendant le tournage de l'acier 42CrMo4 avec céramique Wiper CC650WG pour $V_c = 115\text{m/min}$ et $a_p = 0,20\text{ mm}$;
a) $f = 0,08\text{ mm/tr}$ et b) $f = 0,14\text{ mm/tr}$

IV.9. OPTIMISATION DES CONDITIONS DE COUPE

L'optimisation de réponses multiples est une méthode permettant un compromis entre diverses réponses grâce à la fonction de désirabilité qui permet de rassembler des critères ayant des unités différentes par le biais de la fonction de désirabilité élémentaire qui varie entre 0 et 1. Une désirabilité de 0, c'est-à-dire une désirabilité élémentaire prenant la valeur nulle, représente une configuration inacceptable pour la réponse sélectionnée, alors qu'une désirabilité prenant la valeur 1 représente le cas idéal. La fonction objective de cette optimisation est à la minimisation simultanée de plusieurs réponses (F_a , F_r , F_t , R_a , R_z et R_t) illustrées par le système détaillé dans la section précédente. Cette étude va ainsi permettre de déterminer les conditions de coupe optimales en fonction de l'importance des critères de sélection définis par l'utilisateur entre la rugosité de surface et les efforts de coupe afin

d'améliorer la qualité des pièces usinées en tournage dur de l'acier 42CrMo4 (60 HRC) par les quatre céramiques de coupe suivantes : Céramiques revêtues (CC6050WH et CC6050) et céramiques non revêtues (CC650WG et CC650).

Pour résoudre ce type de problème de conception des paramètres, une fonction objective, $F(x)$, est définie comme suit [MYE 02]:

$$DF = \left(\prod_{i=1}^n d_i^{w_i} \right)^{\frac{1}{\sum_{j=1}^n w_j}} \quad (IV-51)$$

$$F(x) = -DF$$

Où d_i est la désirabilité définie pour la sortie ciblée et w_i est la fonction de pondération de d_i . Pour différents objectifs de chaque sortie ciblée, la désirabilité d_i est définie sous différentes formes. Si l'objectif est d'atteindre une valeur spécifique de T_i , la désirabilité d_i est :

$$d_i = 0 \text{ Si } Y_i \leq \text{Inf}_i$$

$$d_i = \left[\frac{Y_i - \text{Inf}_i}{T_i - \text{Inf}_i} \right] \text{ Si } \text{Inf}_i \leq Y_i \leq T_i \quad (IV-52)$$

$$d_i = \left[\frac{Y_i - \text{Sup}_i}{T_i - \text{Sup}_i} \right] \text{ Si } T_i \leq Y_i \leq \text{Sup}_i$$

$$d_i = 0 \text{ Si } Y_i \geq \text{Sup}_i$$

Pour un objectif de trouver un maximum, la désirabilité est montrée comme suite :

$$d_i = 0 \text{ Si } Y_i \leq \text{Inf}_i$$

$$d_i = \left[\frac{Y_i - \text{Inf}_i}{\text{Sup}_i - \text{Inf}_i} \right] \text{ Si } \text{Inf}_i \leq Y_i \leq \text{Sup}_i \quad (IV-53)$$

$$d_i = 1 \text{ Si } Y_i \geq \text{Sup}_i$$

Pour un objectif de rechercher un minimum la désirabilité peut être définies par les formules suivantes :

$$d_i = 1 \text{ Si } Y_i \leq \text{Inf}_i$$

$$d_i = \left[\frac{Sup_i - Y_i}{Sup_i - Inf_i} \right] \quad \text{Si} \quad Inf_i \leq Y_i \leq Sup_i \quad (IV-54)$$

$$d_i = 0 \quad \text{Si} \quad Y_i \geq Sup_i$$

Donc, l'objectif de notre étude est de choisir un réglage optimal qui maximise la fonction combinée de désirabilité DF, C'est-à-dire minimisé F(x). Le tableau IV-15 présente les conditions d'optimisations des paramètres de coupe lors de tournage dur de l'acier 42CrMo4 avec les quatre plaquettes de coupe testées, sur les composantes des efforts de coupe (F_a , F_r et F_t) et sur les trois critères de rugosité (R_a , R_z et R_t). Le tableau VI-16 présente les résultats de l'optimisation par (MSR) des efforts de coupe (F_a , F_r et F_t) et les trois critères de rugosité (R_a , R_z et R_t) pour les quatre plaquettes de coupe testées CC6050WH, CC6050, CC650WG et CC650 successivement.

Conditions	Objectifs	Importance	Limite inférieure	Limite supérieure
Vitesse de coupe, V_c (m/min)	Gamme	-	80	150
Avance, f (mm/tr)	Gamme	-	0,08	0,14
Profondeur de passe, ap (mm)	Gamme	-	0,10	0,30
CC6050WH				
F_a (N)	Minimisé	***	16,85	137,23
F_r (N)	Minimisé	***	75,66	357,32
F_t (N)	Minimisé	***	41,99	195,41
R_a (μm)	Minimisé	*****	0,22	0,45
R_z (μm)	Minimisé	*****	1,25	2,37
R_t (μm)	Minimisé	*****	1,57	2,78
CC6050				
F_a (N)	Minimisé	***	23,02	144,01
F_r (N)	Minimisé	***	95,00	322,96
F_t (N)	Minimisé	***	35,75	200,21
R_a (μm)	Minimisé	*****	0,64	1,38
R_z (μm)	Minimisé	*****	3,24	5,80
R_t (μm)	Minimisé	*****	3,85	6,49
CC650WG				
F_a (N)	Minimisé	***	6,61	96,43
F_r (N)	Minimisé	***	41,70	305,70
F_t (N)	Minimisé	***	27,62	190,78
R_a (μm)	Minimisé	*****	0,14	0,34
R_z (μm)	Minimisé	*****	0,93	1,83
R_t (μm)	Minimisé	*****	1,22	2,02
CC650				
F_a (N)	Minimisé	***	12,07	108,79
F_r (N)	Minimisé	***	38,62	245,97
F_t (N)	Minimisé	***	43,61	191,43
R_a (μm)	Minimisé	*****	0,33	1,50
R_z (μm)	Minimisé	*****	2,45	6,39
R_t (μm)	Minimisé	*****	2,22	5,91

Tableau IV-15: Conditions d'optimisation

N°	Vc (m/min)	f (mm/tr)	ap (mm)	Forces			Rugosité			Désirabilité combinée
				Fa (N)	Fr (N)	Ft (N)	Ra (µm)	Rz (µm)	Rt (µm)	
CC6050WH										
1	127,55	0,08	0,10	18,56	89,21	45,90	0,24	1,20	1,59	0,9704
2	128,86	0,08	0,10	18,50	89,11	45,79	0,24	1,19	1,59	0,9704
3	124,12	0,08	0,10	18,73	89,57	46,17	0,24	1,21	1,59	0,9702
4	131,45	0,08	0,10	18,40	88,99	45,60	0,24	1,19	1,59	0,9701
5	121,46	0,08	0,10	18,88	89,95	46,38	0,24	1,21	1,59	0,9696
6	136,90	0,08	0,10	18,23	89,02	45,19	0,24	1,18	1,60	0,9686
7	137,20	0,08	0,10	18,22	89,03	45,17	0,24	1,18	1,60	0,9684
CC6050										
1	150	0,08	0,10	28,25	105,72	40,80	0,95	3,36	3,70	0,8691
2	149,36	0,08	0,10	28,16	105,13	40,66	0,95	3,36	3,69	0,8690
3	148,83	0,08	0,10	28,10	104,82	40,68	0,96	3,37	3,69	0,8684
4	148,52	0,08	0,10	28,07	104,65	40,69	0,96	3,37	3,69	0,8680
5	149,41	0,08	0,10	28,22	105,62	41,02	0,95	3,37	3,71	0,8677
6	147,77	0,08	0,10	28,00	104,23	40,73	0,96	3,38	3,70	0,8671
7	146,55	0,08	0,10	27,89	103,56	40,79	0,96	3,40	3,70	0,8657
CC650WG										
1	150	0,08	0,15	21,33	94,68	56,41	0,17	1,10	1,27	0,8464
2	150	0,08	0,14	17,60	82,48	50,58	0,18	1,13	1,29	0,8461
3	150	0,08	0,16	22,95	99,75	58,85	0,17	1,09	1,27	0,8460
4	149,34	0,08	0,15	20,74	92,78	55,45	0,17	1,11	1,28	0,8459
5	147,68	0,08	0,13	17,11	81,00	49,67	0,18	1,13	1,30	0,8417
6	150	0,08	0,12	13,57	68,73	44,12	0,18	1,16	1,31	0,8401
7	143,9	0,08	0,15	21,65	96,06	56,75	0,17	1,11	1,29	0,8370
CC650										
1	150,00	0,08	0,10	12,28	55,45	50,69	0,474	2,973	2,63	0,9118
2	149,73	0,08	0,10	12,30	55,46	50,60	0,474	2,975	2,63	0,9117
3	150,00	0,08	0,10	12,68	56,31	51,21	0,474	2,959	2,617	0,9111
4	145,83	0,08	0,10	12,45	55,61	49,38	0,472	3,001	2,66	0,9102
5	144,51	0,08	0,10	12,50	55,63	48,97	0,471	3,018	2,67	0,9098
6	144,12	0,08	0,10	12,51	55,63	48,86	0,471	3,021	2,68	0,9097
7	143,06	0,08	0,10	12,55	55,63	48,54	0,471	3,029	2,69	0,9093

Tableau IV-16: Optimisation par MSR sur les composantes des efforts de coupe et les trois critères de rugosité

Les paramètres de coupe optimaux obtenus sont groupés dans le tableau IV-17

Plaquette	Vitesse de coupe (m/min)	Avance par tour (mm/tr)	Profondeur de passe (mm)
CC6050WH	(121 – 137)	0,08	0,10
CC6050	(146 – 150)	0,08	0,10
CC650WG	(143 – 150)	0,08	(0,12 – 0,16)
CC650	(143 – 150)	0,08	0,10

Tableau IV-17: Les paramètres de coupe optimaux

IV.10. Conclusion partielle

L'analyse des résultats montre que les efforts de coupe (F_a , F_r et F_t) sont principalement influencés par la profondeur de coupe comparativement à l'influence de l'avance et de la vitesse de coupe. Ces résultats indiquent aussi, quand la profondeur de passe et l'avance augmentent, les efforts de coupe augmentent également. Cette augmentation des efforts, est la conséquence de l'accroissement de la section du copeau.

L'effet de la géométrie Wiper est essentiel pour donner à la plaquette le bec aplati qui enlève plus de matière avec l'arrière du profil. Cette géométrie peut modifier les directions et les intensités des composantes de l'effort de coupe des plaquettes (CC6050WH et CC650WG). Éventuellement, elles peuvent générer des efforts axiaux inférieurs à ceux des plaquettes conventionnelles (CC6050 et CC650) et des efforts radiaux supérieurs.

En comparant les valeurs des trois composantes des efforts de coupe (F_a , F_r et F_t) en fonction des paramètres de coupe obtenues par les quatre plaquettes de coupe utilisées, on remarque clairement que la plaquette CC650WG génère des efforts de coupe faibles par rapport aux trois autres nuances (CC6050WH, CC6050 et CC650).

Les plaquettes râcleuses, aussi appelées Wiper, sont conçues pour "adoucir" les stries laissées sur les surfaces tournées. En fait, elles améliorent le fini de surface. Comparé au tournage avec des plaquettes standard, le tournage avec des plaquettes Wiper peut améliorer le fini de surface par un facteur plus de deux, ou bien assurer le maintien d'un fini constant en usinant avec une avance plus deux fois plus grande. Pour résumer, elles permettent d'accroître la qualité ou la productivité.

CHAPITRE

V

MODÉLISATION ET OPTIMISATION DES CONDITIONS DE
COUPE EN TD PAR RMS ET TAGUCHI

V.1. INTRODUCTION

Ce chapitre est consacré à exposer les résultats de la détermination des modèles mathématiques des différents phénomènes étudiés. Ces modèles permettent d'exprimer la relation entre les paramètres de coupe (X_r , V_c , f , ap et r) et les indicateurs de performance d'usinage étudiés (l'effort radial, F_r et la rugosité de surface, R_a). Pour faire une étude statistique qui repose sur la régression générale et pour déduire les constantes des différents modèles mathématiques ainsi que la présentation tridimensionnelle des surfaces de réponse, nous avons utilisé un logiciel «MINITAB 16» pour le traitement statistique des résultats. L'objectif de cette analyse est de déterminer les facteurs ayant un effet statistiquement significatif sur les indicateurs de performance d'usinage étudiés, et un logiciel «MATLAB 9» pour la représentation tridimensionnelle de surface. Nous présentons également les résultats de la détermination des conditions de coupe optimales permettant de générer le minimum d'effort de coupe et d'obtenir la meilleure rugosité de surface et cela en se basant sur la méthode de Taguchi.

V.2. PLANIFICATION EXPERIMENTALE

La planification de l'expérience joue un rôle très important en réalisant les expériences avec le moyen disponible. Le tableau de Taguchi a été choisi en raison du nombre minimum des essais expérimentaux demandés, il est plus efficace lors de l'emploi d'un grand nombre des facteurs variables que les plans factoriels complets. En plus, le tableau L18 a été choisi pour augmenter la précision de l'expérimentation [TAG 93]. Le tableau L18 se compose de 18 rangées (nombre des essais expérimentaux).

Les variables de coupe (X_r , V_c , f , ap et r) et les paramètres technologiques étudiés F_r (N) et R_a (μm) sont mentionnées dans le tableau V-1. Les valeurs mesurées de l'effort de coupe et de la rugosité de surface ont été employées pour déterminer les facteurs qui ont un impact significatif sur les indicateurs de performance d'usinage.

L'analyse de la variance (ANOVA) a été utilisée pour déterminer les facteurs qui ont un effet statistiquement significatif sur les paramètres technologiques étudiés. Cette analyse a été exécutée pour un niveau de confiance égale à 95%. Le but de cette analyse est d'une part, l'évaluation des effets de chaque paramètre de coupe permettant de déterminer les facteurs qui ont des effets significatifs sur chaque réponse (la composante d'effort de coupe (F_r) et la

rugosité de surface (Ra)). D'autre part on s'intéresse à l'interprétation des résultats en fonction du pourcentage de contribution calculée pour chaque facteur étudié. Les modèles empiriques sont développés afin de déterminer la corrélation entre les paramètres de coupe et les indicateurs de performance d'usinage. En plus, les surfaces de réponse des facteurs qui ont un impact significatif ont été présentés.

V.3. Résultats des essais de la composante de l'effort de coupe (F_r) et la rugosité (Ra)

Les valeurs expérimentales de la composante de l'effort de coupe (F_r) et du critère de la rugosité arithmétique (Ra) sont présentées dans le tableau V-1. Ces valeurs sont obtenues suite aux différentes combinaisons des éléments du régime de coupe selon un plan d'expérience de 18 essais avec cinq facteurs de 2 et 3 niveaux (plan de Taguchi). Le matériau de coupe utilisé dans ce plan est la céramique mixte non revêtue (CC650) à différents rayons du bec de l'outil ($r = 0,8; 1,2$ et $1,6$) mm.

On constate que l'effort radial augmente en fonction de la profondeur de passe et diminue avec l'augmentation de la vitesse de coupe pour différents angles de directions principales. Avec l'augmentation de la profondeur de passe on assiste à un accroissement important de (F_r) (l'épaisseur du copeau devienne importante). Donc, avec la diminution de l'angle de direction principale la composante de l'effort de coupe (F_r) augmente légèrement et cela presque pour tous les régimes de coupe du plan.

On peut déduire après l'analyse des résultats du tableau V-1, que les états de surfaces générés par l'angle de direction principale ($\chi_r = 45^\circ$) sont bien meilleurs que ceux générés par l'angle de direction ($\chi_r = 75^\circ$). Ceci peut être justifié par l'augmentation de la longueur de contact ($\chi_r = 45^\circ$) entre l'outil et la pièce, réduisant ainsi la pression de coupe, ce qui améliore les conditions d'évacuations de la chaleur de la zone de coupe. Par contre l'élévation de la température dans la zone de coupe entraîne une mauvaise évacuation de la chaleur, suite à la concentration des contraintes dans la zone de coupe après la diminution de la longueur de contact ($\chi_r = 75^\circ$).

On remarque aussi que, l'amélioration de la rugosité de surface (Ra) obtenue par un rayon du bec $r = 1,6$ mm est plus importante par rapport à $r = 1,2$ mm et $r = 0,8$ mm. Ceci est justifié par le plus grand rayon du bec de l'outil qui participe à la dissipation de la chaleur dans la zone de coupe, supportant des contraintes d'usinages dues à la dureté du matériau de la pièce usinée. Le grand rayon du bec écrase les aspérités laissées par l'usinage, et de

cette façon il contribue à diminuer la rugosité et améliorer l'état de surface, des résultats similaires sont obtenus par [CHO 04].

L'analyse des résultats du tableau V-1, montre que l'effort radial a été obtenu dans la gamme de 45,29-158,81 N. la composante de effort radial (F_r) est influencée principalement par la profondeur de passe et l'avance.

Ord	N° xp	χ_r , deg	Vc, m/min	f , mm /tr	ap, mm	r, mm	Fr, N	Ra, μm
1	1	75	100	0,08	0,1	0,8	45,29	0,52
2	4	75	100	0,12	0,2	1,2	79,27	0,58
3	7	75	100	0,16	0,3	1,6	143,92	0,57
4	5	75	150	0,08	0,1	1,2	49,54	0,41
5	8	75	150	0,12	0,2	1,6	109,48	0,3
6	2	75	150	0,16	0,3	0,8	158,81	0,88
7	3	75	200	0,08	0,2	0,8	102,57	0,46
8	6	75	200	0,12	0,3	1,2	137,26	0,47
9	9	75	200	0,16	0,1	1,6	83,32	0,51
10	10	45	100	0,08	0,3	1,6	112,86	0,45
11	13	45	100	0,12	0,1	0,8	88,93	1,49
12	16	45	100	0,16	0,2	1,2	88,49	0,94
13	11	45	150	0,08	0,2	1,6	117,45	0,32
14	14	45	150	0,12	0,3	0,8	149,83	1,5
15	17	45	150	0,16	0,1	1,2	85,81	0,95
16	18	45	200	0,08	0,3	1,2	119,73	0,53
17	12	45	200	0,12	0,1	1,6	76,87	0,42
18	15	45	200	0,16	0,2	0,8	153,27	1,99

Tableau V-1: Résultats expérimentaux de l'effort radial et de la rugosité de surface selon le plan Taguchi L18

V.4. INTERPRETATION DES RESULTATS

V.4.1. Analyse ANOVA pour Fr

La méthode des moindres carrés est employée pour l'analyse de la variance (ANOVA) à l'aide du logiciel « MINITAB 16 ». Les résultats de cette technique statistique sont présentés dans le tableau V-2. Le tableau de l'analyse ANOVA est généralement effectué sur les

paramètres mesurés en vue d'évaluer les effets principaux des facteurs sur les réponses étudiées. Le "F-valeur" du modèle est calculé à partir de la moyenne de la somme des carrés du modèle divisé par la moyenne de la somme des carrés des résidus. En outre, si "P-valeur" du modèle est très petit (inférieur à 0,05) alors les limites dans le modèle a un effet significatif sur la réponse. Habituellement, l'analyse ANOVA est appliquée aux résultats de l'expérience afin de déterminer le pourcentage de contribution de chaque facteur [HOR 08], [NES 11] et [AOU 12]. Ce pourcentage est utilisé pour évaluer l'importance relative de chaque facteur.

Les résultats de l'analyse de la variance (ANOVA) pour l'effort radial (Fr) sont illustrés dans le tableau V-2. On observe que la vitesse de coupe, l'angle de direction et le rayon de la plaquette n'ont aucun effet significatif sur l'effort radial (Fr). Les résultats du "F-valeur" indiquent clairement que la profondeur de passe est le facteur le plus significatif qui affecte l'effort radial (Fr) avec une contribution de 76,12%, et que l'avance est le second facteur significatif avec une contribution de 13,64%, mais la vitesse de coupe, l'angle de direction et le rayon de l'outil ont des faibles contributions successives de (6,45; 2,31 et 1,48)%.

Source	ddl	SCE	SC-ADJ	CM	F-value	Prob.	Cont. %	Remarque
Modèle	5	16877,3	16877,3	3375,5	14,3245	1,05E-04		
X_r	1	389,9	389,9	389,9	1,6548	0,222567	2,31	insignifiant
V_c	1	1087,9	1087,9	1087,9	4,6169	0,052765	6,45	insignifiant
f	1	2301,3	2301,3	2301,3	9,7661	8,77E-03	13,64	signifiant
ap	1	12847,8	12847,8	12847,8	54,5226	8,00E-06	76,12	signifiant
r	1	250,3	250,3	250,3	1,062	0,323083	1,48	insignifiant
Résiduel	12	2827,7	2827,7	235,6				
Total	17	19705						

Tableau V-2: Analyse de la variance (ANOVA) pour l'effort de coupe (Fr).

V.4.2. Analyse ANOVA pour R_a

L'analyse des résultats du tableau V-1, montre que la meilleure rugosité de surface (R_a) est réalisée avec la combinaison de la plus basse avance; $f = 0,08$ mm/tr, le plus grand angle de direction $X_r = 75$ deg et le plus grand rayon du bec de l'outil $r = 1,6$ mm. La rugosité de surface (R_a) diminue avec l'augmentation du rayon du bec de l'outil et l'angle de direction (autrement dit les caractéristiques géométriques de l'outil) en termes des conditions d'essais.

L'analyse ANOVA présentée sur le tableau V-3, montre que les termes f , χ_r , r ont un effet significatif sur le critère de la rugosité (Ra). Le facteur le plus déterminant sur la rugosité (Ra) est le rayon du bec de l'outil (r) d'une contribution de 46 %, vient en deuxième position la vitesse d'avance (f) avec un taux de contribution de 27,77%, et l'angle de direction principale (χ_r) de 26,04%, la vitesse de coupe (Vc) de 0,104% et la profondeur de coupe (ap) de 0,15%. Il ressort d'après cette analyse que l'effet de la vitesse de coupe (Vc) et de la profondeur de coupe (ap) sur la rugosité est très faible.

Source	ddl	SCE	SC-ADJ	CM	F-value	Prob.	Cont. %	Remarque
Modèle	5	3,19582	3,19582	0,63916	11,7347	2,78E-04		
Xr	1	0,83205	0,83205	0,83205	15,2761	2,08E-03	26,04	signifiant
Vc	1	3,33E-03	3,33E-03	3,33E-03	0,0612	0,808794	0,104	insignifiant
f	1	0,88563	0,88563	0,88563	16,2598	1,66E-03	27,71	signifiant
ap	1	4,80E-03	4,80E-03	4,80E-03	0,0881	0,771649	0,15	insignifiant
r	1	1,47	1,47	1,47	26,9885	2,24E-04	46	signifiant
Résiduel	12	0,65361	0,65361	0,05447				
Total	17	3,84943						

Tableau V-3: Analyse de la variance (ANOVA) pour la rugosité de surface (Ra)

V.4.3. Modèles de régression de l'effort radial et de la rugosité de surface en fonction des paramètres de coupe et la géométrie de l'outil

Les modèles de la régression générale ont été développés pour la composante de l'effort de coupe (Fr) et la rugosité de surface (Ra) en fonction des paramètres de coupe principaux qui sont, l'angle de direction, la vitesse de coupe, l'avance, la profondeur de passe et le rayon de la plaquette. En conséquence, les modèles adaptés en termes de facteurs réels pour l'effort de coupe et la rugosité de surface sont données par les équations (V-1) à (V-2).

$$Fr = 2,47167 + 0,310296 Xr + 0,190433 Vc + 346,208 f + 327,208 ap - 11,4167 r \quad (V - 1)$$

$$R^2 = 85,65\% \quad R^2 \text{ (ajust)} = 79,67\%$$

$$Ra = 1,84111 + 0,01433 Xr - 0,000333 Vc + 6,79167 f + 0,2ap - 0,875 r \quad (V - 2)$$

$$R^2 = 83,02\% \quad R^2 \text{ (ajust)} = 75,95\%$$

La valeur de $R^2 = 0,8565$ (coefficient de corrélation multiple) pour l'équation (V-1) du modèle indique que 85,65 % de toutes les variations sont expliqués par le modèle. Le R^2 ajusté est une statistique qui est ajustée à la "taille" du modèle; c'est-à-dire, le nombre de facteurs (limites). La valeur du $R^2_{\text{ajusté}} = 0,7967$ indique que 79,67 % de toute la variabilité sont expliqués par le modèle après avoir considéré les facteurs significatifs.

V.4.4. Surfaces de réponses

Les surfaces de réponses obtenues pour les paramètres de coupe les plus significatifs en fonction de l'effort de coupe (Fr) et de la rugosité de la surface (Ra) lors du tournage dur de l'acier 42CrMo4 sont présentées dans les figures V-1 à V-6.

La variation de l'effort radial (Fr) avec l'avance et la profondeur de passe sont montrées dans la figure V-1. L'analyse de la courbe montre que la profondeur de passe a un effet significatif très important sur l'effort radial (Fr). Cette tendance est observée en fixant les autres paramètres à ses valeurs ($Vc = 150$ m/min ; $Xr = 45$ deg et $r = 1,2$ mm). On remarque que l'effort radial (Fr) augmente aussi avec l'augmentation de l'avance par tour. La valeur minimale de l'effort radial (Fr) est observé avec la profondeur de passe la plus basse (0,1mm) et l'avance la plus faible (0,08 mm/tr), ce qui est très logique, puisqu'en ce point la section du copeau est la plus faible.

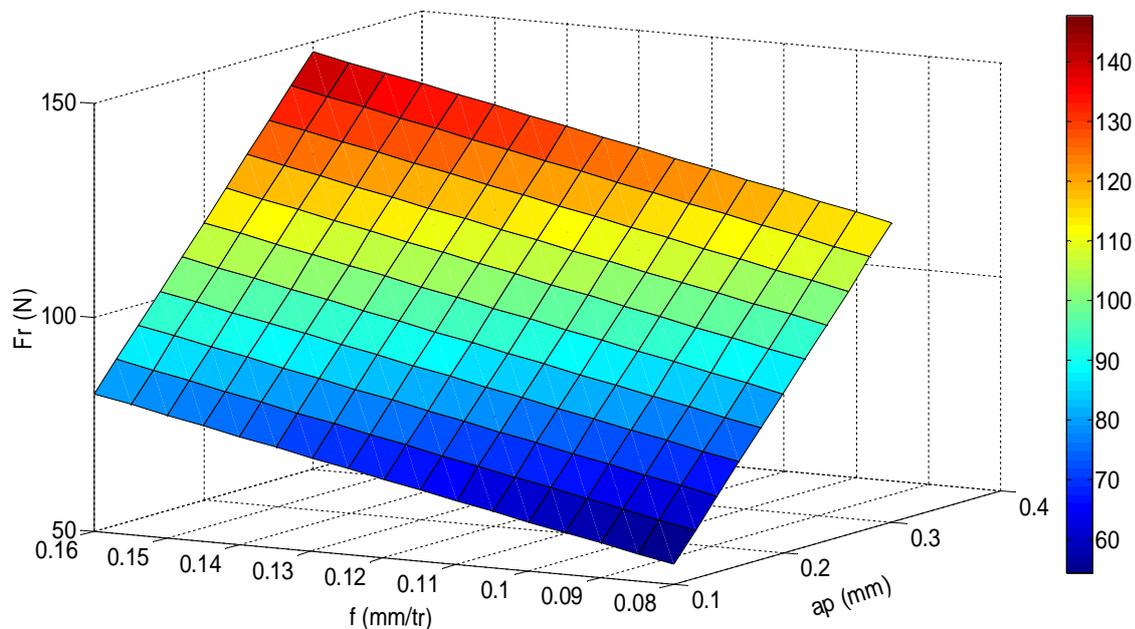


Figure V-1: Effet de l'avance par tour et de la profondeur de passe sur l'effort radial avec $Vc = 150$ m/min ; $Xr = 45$ deg et $r = 1,2$ mm.

La figure V-2 présente la réponse estimée de l'effort radial (F_r) en fonction de la profondeur de passe et l'angle de direction. L'analyse de la courbe montre que la profondeur de passe a un effet le très significative sur l'effort radial (F_r). Cette tendance est observée en fixant les autres paramètres à ces valeurs ($V_c = 150$ m/min; $f = 0,12$ mm/tr et $r = 1,2$ mm). La valeur minimale de l'effort radial (F_r) est observée avec la plus faible profondeur de passe (0,1 mm) et l'angle de direction de l'outil (45 deg).

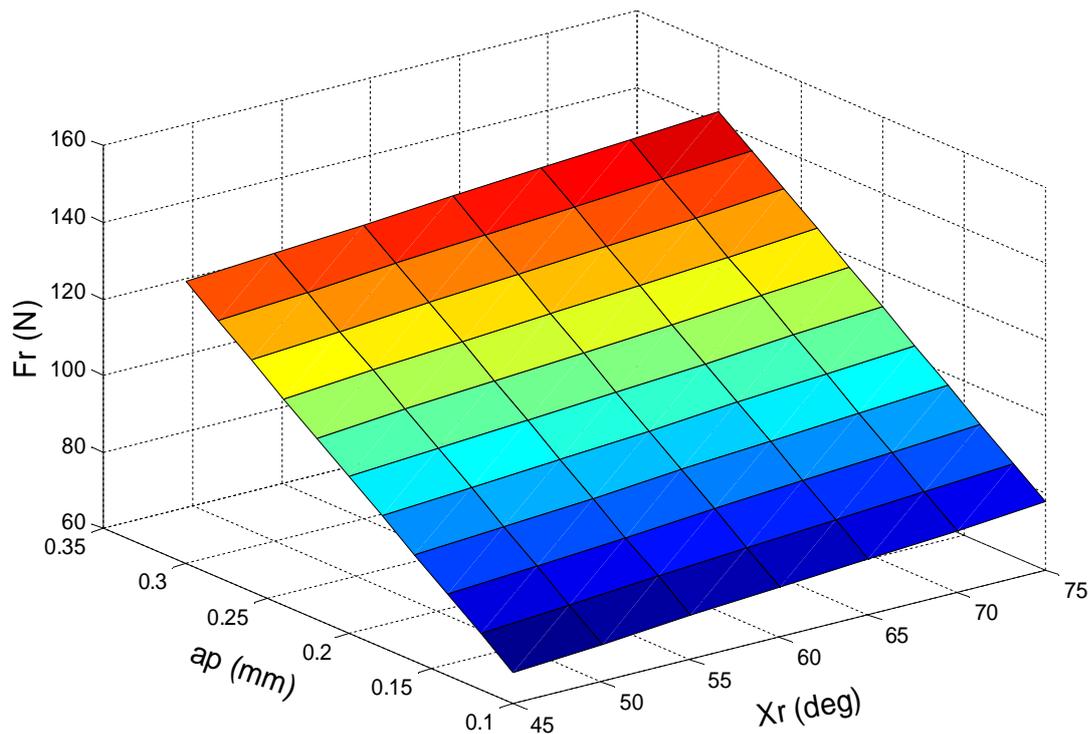


Figure V-2: Effet de la profondeur de passe et de l'angle de direction sur l'effort radial avec $V_c = 150$ m/min; $r = 1,2$ mm et $f = 0,12$ mm/tr.

La figure V-3 nous permet d'apprécier l'influence l'avance par tour et l'angle de direction sur l'effort radial (F_r). L'analyse de la courbe montre que l'avance par tour a un effet important sur l'effort radial (F_r).

Cette tendance est observée en fixant les autres paramètres à ces valeurs ($V_c = 150$ m/min; $r = 1,2$ mm et $a_p = 0,2$ mm). On remarque que l'effort radial (F_r) augmente avec l'augmentation de l'avance et de l'angle de direction.

La valeur minimale de l'effort radial (F_r) est observée avec la plus basse avance par tour (0,08 mm/tr) et l'angle de direction de l'outil (45 deg).

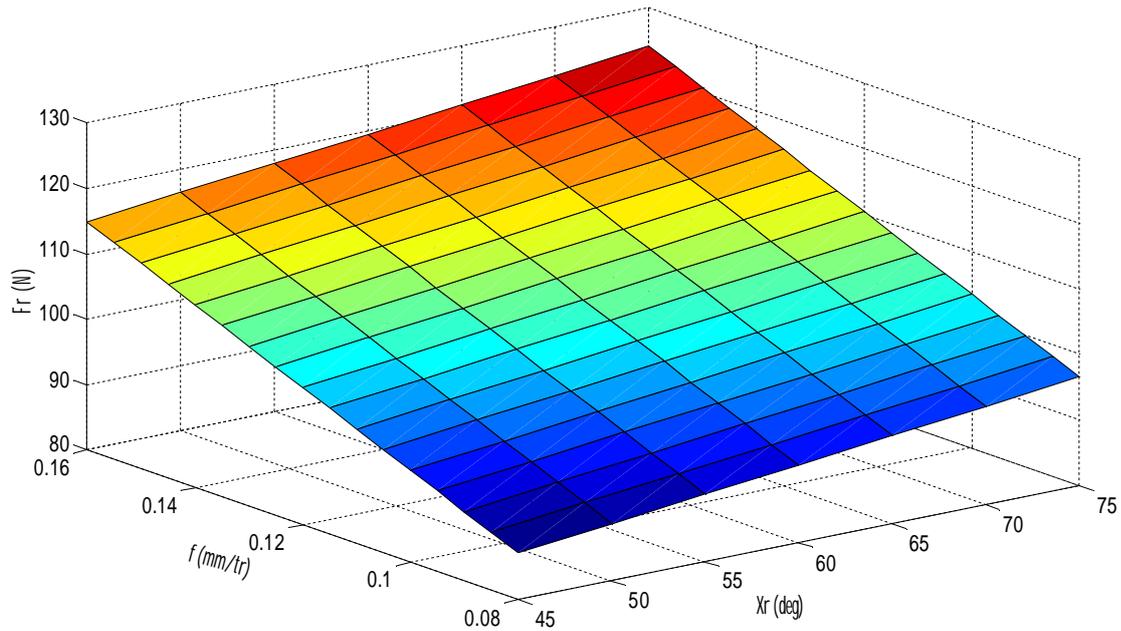


Figure V-3: Effet de l'avance par tour et de l'angle de direction sur l'effort radial avec $V_c = 150$ m/min, $r = 1,2$ mm et $ap = 0,2$ mm.

La figure V-4 présente la variation de la rugosité de la surface avec le rayon de l'outil et l'avance pour ($V_c = 150$ m/min; $X_r = 45$ deg et $ap = 0,2$ mm). Dans cette figure, on observe que l'avance a un effet significatif sur la rugosité de la surface et sa pente est très élevée. On remarque aussi que la valeur de la rugosité de surface (R_a) diminue avec l'augmentation de rayon de l'outil et la diminution de l'avance par tour.

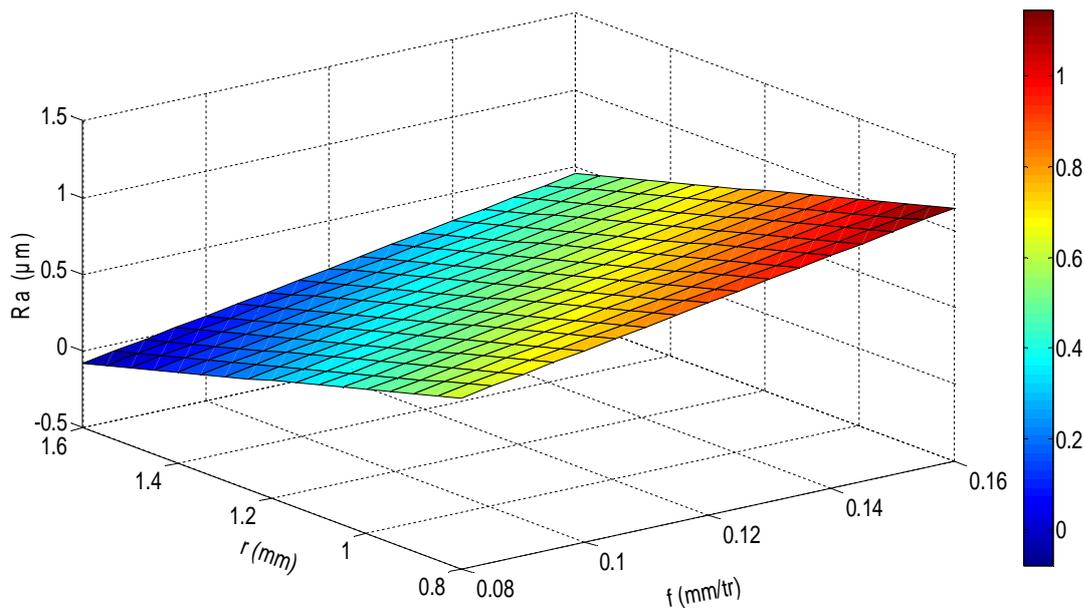


Figure V-4: Effet du rayon et de l'avance par tour sur la rugosité de surface avec $V_c = 150$ m/min; $X_r = 45$ deg et $ap = 0,2$ mm.

La figure V-5 illustre la variation de la rugosité de la surface avec le rayon de l'outil et l'angle de direction pour ($V_c = 150$ m/min; $f = 0,12$ mm/tr et $ap = 0,2$ mm). On remarque que le rayon a un impact plus significatif sur la rugosité de surface car sa pente est élevée. La rugosité de surface diminue avec l'augmentation du rayon de l'outil et la diminution de l'angle de direction.

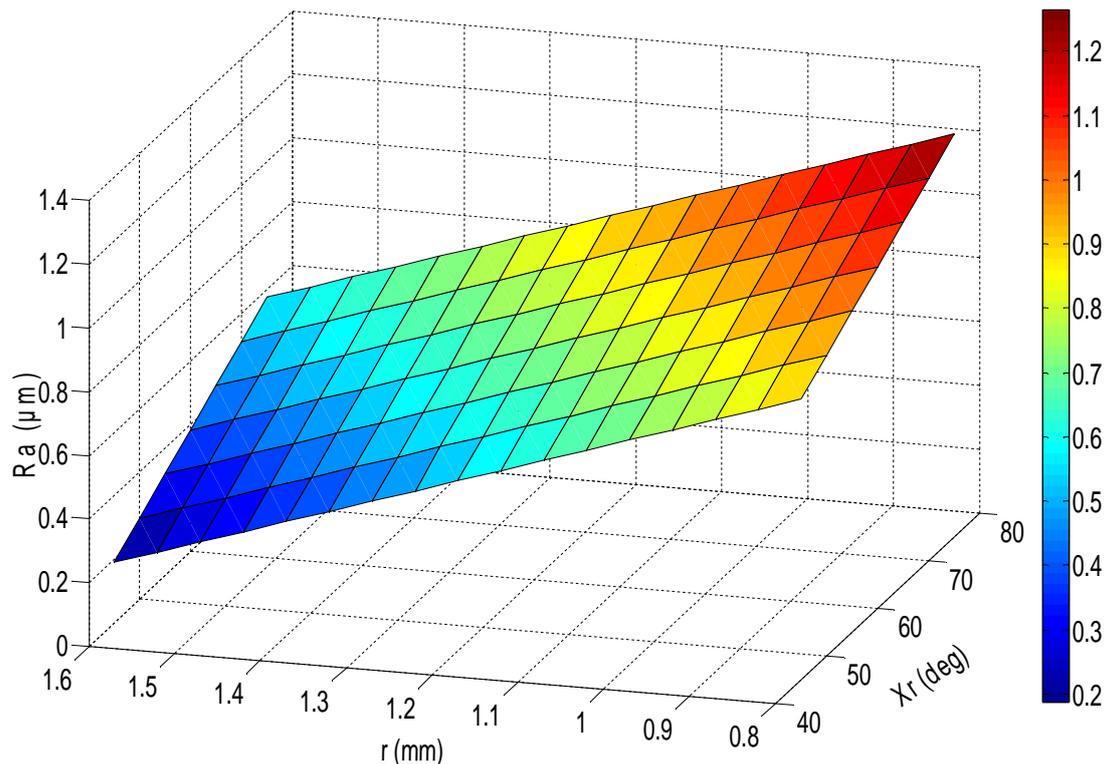


Figure V-5: Effet du rayon de l'outil et de l'angle de direction sur la rugosité de surface avec $V_c = 150$ m/min; $f = 0,12$ mm/tr et $ap = 0,2$ mm.

La figure V-6 montre la variation de la rugosité de la surface avec le rayon de l'outil et la profondeur de passe pour les différents paramètres ($V_c = 150$ m/min, $X_r = 45$ deg et $f = 0,12$ mm/tr). On observe que le rayon de l'outil a un effet significatif sur la rugosité de la surface. Comme il a été précédemment précisé, cette figure indique clairement qu'une meilleure rugosité de surface peut être réalisée à n'importe quelle profondeur de passe (0,1-0,3 mm) et le plus grand rayon de l'outil.

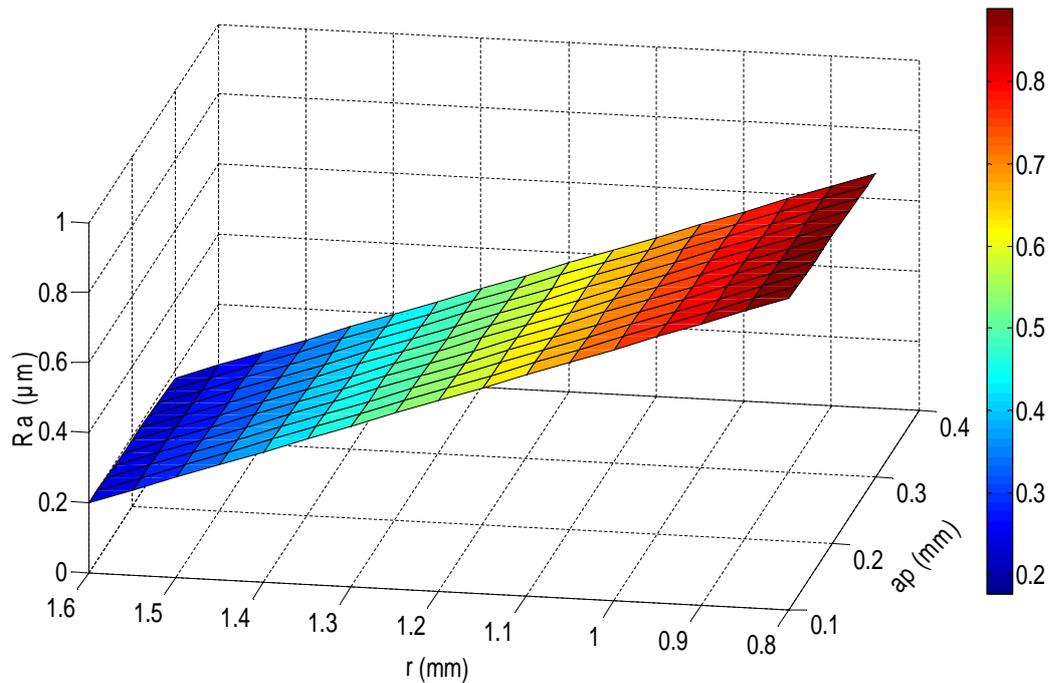


Figure V-6: Effet du rayon et de la profondeur de passe sur la rugosité de surface avec $V_c = 150$ m/min, $X_r = 45$ deg et $f = 0,12$ mm/tr.

V.4.5. Comparaison entre l'effort radial expérimental et prédit (estimé)

La comparaison entre les valeurs expérimentales de l'effort radial F_r et celles prédites par le modèle pour le plan de Taguchi 18 essais (tableau V-1) obtenus par la méthodologie de surface de réponse, est présentée dans le tableau V-4 et graphiquement sur la figure V-7. Le pourcentage d'erreur est calculé de la façon suivante:

$$\% d'erreur = \frac{\text{valeur expérimentale} - \text{valeur prédite}}{\text{valeur expérimentale}} \quad (V-3)$$

L'analyse des résultats du tableau V-4, montre que l'erreur minimale pour la composante (F_r) est de (1,25%) qui est enregistrée aux essais N° (7). L'erreur maximale est de (-29,60%) est enregistrée à l'essai N° (12). La figure V-7 montre aussi que les valeurs expérimentales et les valeurs estimées sont très proches.

Donc, on peut conclure que les modèles issus de la méthodologie de surface de réponse (MSR) donnent des résultats fiables.

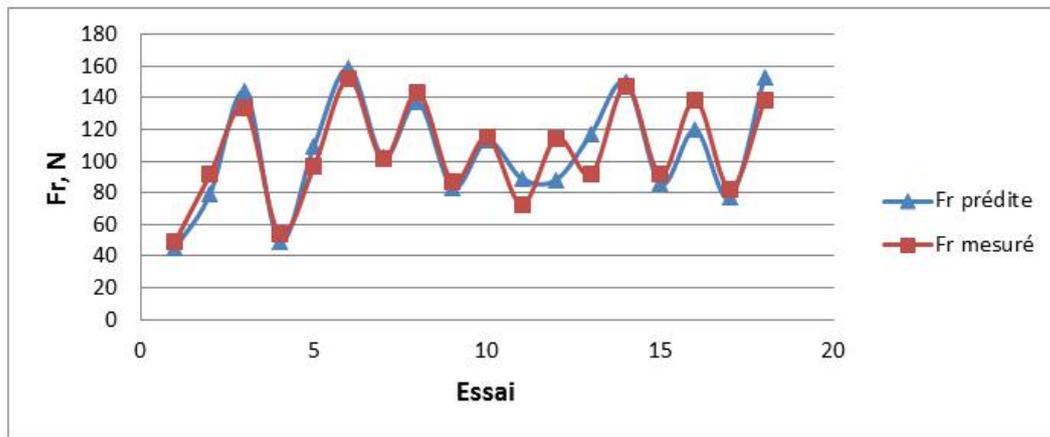


Figure V-7: Comparaison entre les valeurs expérimentales et prédites pour l'effort radial (Fr)

N° essais	Valeurs expérimentales de Fr (N)	Valeurs prédites de Fr (N)	Erreur %
1	45,29	49,527	-9,36
2	79,27	91,529	-15,47
3	143,92	133,532	7,22
4	49,54	54,482	-9,98
5	109,48	96,484	11,87
6	158,81	152,187	4,17
7	102,57	101,291	1,25
8	137,26	143,294	-4,40
9	83,32	87,134	-4,58
10	112,86	115,144	-2,02
11	88,93	72,684	18,27
12	88,49	114,687	-29,60
13	117,45	91,945	21,72
14	149,83	147,648	1,46
15	85,81	91,488	-6,62
16	119,73	138,754	-15,89
17	76,87	82,594	-7,45
18	153,27	138,297	9,77

Tableau V-4: Comparaison entre l'effort radial expérimental et prédite

V.4.6. Comparaison entre le critère de la rugosité expérimentale et prédite (estimée)

La comparaison entre les valeurs expérimentales et les valeurs prédites pour le modèle de la rugosité Ra pour le plan de Taguchi (tableau V-1) obtenue par la méthodologie de surface de réponse, sont présentées dans le tableau V-5 et graphiquement sur la figure V.8. Le tableau V-5, illustre le pourcentage d'erreur entre les valeurs expérimentales et prédites de la rugosité de surface (Ra). L'analyse de ce résultat montre que l'erreur minimale est de -2,95%, elle est enregistrée à l'essai N°13, alors que l'erreur maximale est de 44,04 %, enregistrée à l'essai N°4. La figure V-8, montre que les valeurs expérimentales et les valeurs estimées sont proches. En effet, ces résultats prouvent la précision du modèle.

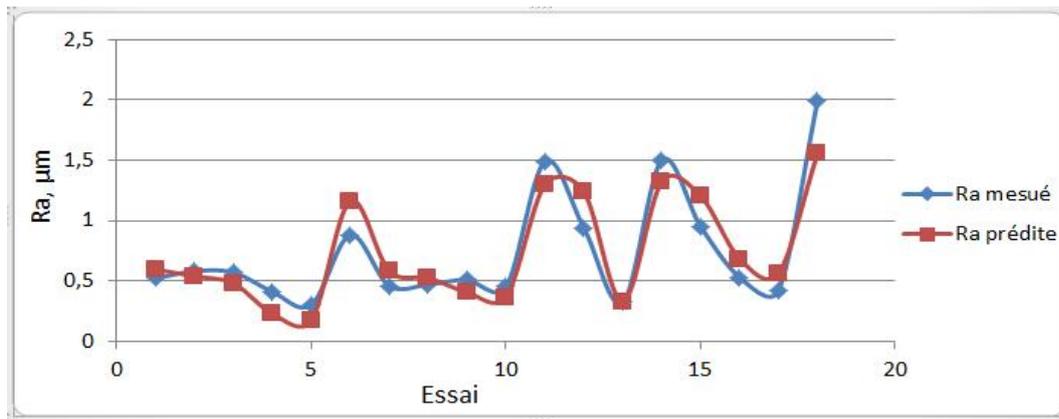


Figure V-8: Comparaison entre les valeurs expérimentales et prédites pour la rugosité de surface (Ra)

N° essais	Valeurs expérimentales	Valeurs prédites de Ra (μm)	Erreur %
1	0,52	0,596	-14,64
2	0,58	0,538	7,28
3	0,57	0,479	15,89
4	0,41	0,229	44,04
5	0,3	0,171	42,96
6	0,88	1,163	-32,13
7	0,46	0,583	-26,69
8	0,47	0,524	-11,58
9	0,51	0,406	20,37
10	0,45	0,366	18,64
11	1,49	1,298	12,90
12	0,94	1,239	-31,86
13	0,32	0,329	-2,95
14	1,5	1,321	11,93
15	0,95	1,203	-26,61
16	0,53	0,683	-28,83
17	0,42	0,564	-34,39
18	1,99	1,556	21,80

Tableau V.5: Comparaison entre la rugosité de surface expérimental et prédite

V.5. OPTIMISATION DES PARAMETRES DE COUPE

La technique d'optimisation Multi-objective de plusieurs réponses d'un système est la fonction de désirabilité. Cette fonction permet d'imposer des critères supplémentaires tels que les limites inacceptables et la sévérité avec laquelle la réponse doit rester près de la zone désirée. À partir de plusieurs équations exprimant des réponses différentes et ayant des facteurs communs, il s'agit de synthétiser ces fonctions en une seule, nommée la

réponse composite ou désirabilité. Par la suite, il suffit de l'optimiser. Cette méthode devient pratiquement nécessaire lorsque l'analyse comporte plus de trois facteurs selon [MON 01]. Notre objectif est de trouver les valeurs optimales des paramètres de coupe (X_r, V_c, f, ap et r) en produisant la plus basse rugosité de la surface (Ra) et en générant le minimum d'effort radial (Fr) afin d'améliorer la qualité des pièces usinées en tournage dur. Cette technique permettra de dégager des stratégies permettant le meilleur compromis des conditions de coupe afin d'améliorer les indicateurs de performance d'usinage en tournage dur, notamment la qualité des surfaces usinées. Compte tenu de la planification du plan d'expérience, nous déterminerons des modèles de prédiction, qui permettent de prédire les résultats pour un ensemble des conditions de coupe choisi. De même, il est possible de trouver les conditions d'usinage correspondant aux réponses optimales.

Dans notre cas, ceci revient à la minimisation simultanée des réponses (Fr et Ra) illustrées par l'équation suivante:

$$DF = \left(\prod_{i=1}^n d_i^{w_i} \right)^{\frac{1}{\sum_{j=1}^n w_j}} \quad (V-4)$$

$$F(x) = -DF$$

Dans l'équation (V-4) w_i, d_i et i sont des variables ciblées par l'utilisateur en fonction de leur expérience permettant à celui-ci d'indiquer les limites de la fonction de désirabilité autour de la valeur cible (T_i) pour une réponse i .

- Pour atteindre une valeur spécifique de T_i , la fonction élémentaire de désirabilité d_i calculé par les équations suivantes :

$$d_i = 0 \quad \text{Si} \quad Y_i \leq \text{Min}_i$$

$$d_i = \left[\frac{Y_i - \text{Min}_i}{T_i - \text{Min}_i} \right] \quad \text{Si} \quad \text{Min}_i \leq Y_i \leq T_i \quad (V-5)$$

$$d_i = \left[\frac{Y_i - \text{Max}_i}{T_i - \text{Max}_i} \right] \quad \text{Si} \quad T_i \leq Y_i \leq \text{Max}_i \quad (V-6)$$

$$d_i = 0 \quad \text{Si} \quad Y_i \geq \text{Max}_i$$

Les quantités Min_i et Max_i représentent les limites de désirabilité pour la réponse i . L'approche de la fonction de désirabilité repose en effet sur l'utilisation de la méthodologie de la surface de réponse pour la modélisation polynomiale de chaque réponse $Y_i(x)$, par une substitution des polynômes dans les équations (V-7) et (V-8), afin de faire encore une substitution par les désirabilités individuelles dans l'équation (V-9). Finalement, il reste une seule fonction objective pour chercher la solution x , tout en maximisant la désirabilité totale $F(x)$.

- Pour une maximisation, la fonction élémentaire de désirabilité pour la réponse Y_i calculé par les équations suivantes :

$$di = 0 \quad \text{Si} \quad Y_i \leq Min_i$$

$$di = \left[\frac{Y_i - Min_i}{Max_i - Min_i} \right] \quad \text{Si} \quad Min_i \leq Y_i \leq Max_i \quad (V-7)$$

$$di = 1 \quad \text{Si} \quad Y_i \geq Max_i$$

- Pour une minimisation, la fonction élémentaire de désirabilité pour la réponse Y_i calculé par les équations suivantes :

$$di = 1 \quad \text{Si} \quad Y_i \leq Min_i$$

$$di = \left[\frac{Max_i - Y_i}{Max_i - Min_i} \right] \quad \text{Si} \quad Min_i \leq Y_i \leq Max_i \quad (V-8)$$

$$di = 0 \quad \text{Si} \quad Y_i \geq Max_i$$

$$D = \frac{\sum_{i=1}^p w_i \cdot |d_i(Y_i) - d_i(T_i)|}{p} \quad (V-9)$$

Avec :

- $d_i(Y_i)$ est la désirabilité individuelle pour la réponse Y_i
- $d_i(T_i)$ est la désirabilité individuelle ciblée T_i pour chaque réponse

Pour refléter la différence possible dans l'importance des différentes réponses, la dernière innovation consiste à peser les réponses, et donc donner les degrés d'importance correspondants à chaque réponse selon l'importance d'une réponse par rapport aux autres. Ainsi, dans notre étude la fonction de désirabilité globale sera évaluée par l'entremise de l'équation (V-10), où le degré d'importance W_i sont tels que:

$$\sum_{i=1}^p w_i = 1 \quad (V-10)$$

Où :

W_i est le degré d'importance pour chaque réponse individuelle.

Voici une synthèse de cette technique d'optimisation simultanée de plusieurs réponses employée dans ce chapitre :

- À partir des estimations, Y_i , déterminer les fonctions élémentaires de désirabilité, d_i , en chaque point du plan d'expérimentation pour chaque réponse, selon qu'il s'agira d'un problème de maximisation ou d'une minimisation à l'aide des équations (V-7) ou (V-8).
- Évaluer la fonction de désirabilité globale en chaque point du plan expérimental, pour chaque réponse à l'aide de l'équation (V-10). Les contraintes utilisées pendant le processus d'optimisation sont illustrés dans le tableau V.6. Les solutions optimales sont rapportées dans le tableau (V.7), La valeur de désirabilité ($D = 1$) correspond à la meilleure valeur de la rugosité de surface (R_a) avec le minimal d'effort radial (F_r) dans la gamme des paramètres indiquée.

Condition	Objectif	Limite inférieure	Limite supérieur
Angle de direction (deg)	Intervalle	45	75
vitesse de coupe (m/min)	Intervalle	100	200
Avance (mm/tr)	Intervalle	0,08	0,16
profondeur de passe (mm)	Intervalle	0,1	0,3
rayon de la plaquette (mm)	Intervalle	0,8	1,6
effort de radial (N)	Minimisé	45,29	158.9
rugosité de surface (μm)	Minimisé	0,30	1.85

Tableau V-6: Les contraintes pour l'optimisation des paramètres d'usinage

Le tableau V.7 montre les résultats de l'optimisation par RSM de l'effort radial (Fr) et de la rugosité de surface (Ra). Les paramètres de coupe optimaux obtenus s'avèrent : l'angle de direction de $\chi_r = 75$ deg, la vitesse de coupe de $V_c = 200$ m/min, l'avance $f = 0,08$ mm/tr, la profondeur de passe $ap = 0,1$ mm et le rayon de l'outil de coupe $r = 1,6$ mm. L'effort radial et la rugosité de surface optimisés sont $Fr = 59,4369$ N et $Ra = 0,1186$ μ m, (figure V-9).

Réponses	Objectifs	Solution globale					Valeur inférieure	Cible	Valeur supérieure	Réponses prévues	Désirabilité individuelle
		X_r	V_c	f	ap	r					
Fr, N	Mini	75	200	0,08	0,1	1,6	45,29	60	158,81	59,4369	1
Ra, μ m	Mini	75	200	0,08	0,1	1,6	0,3	0,2	1,99	0,1186	1
Désirabilité composite = 1											

Tableau V-7: Optimisation des réponses Fa et Ra.

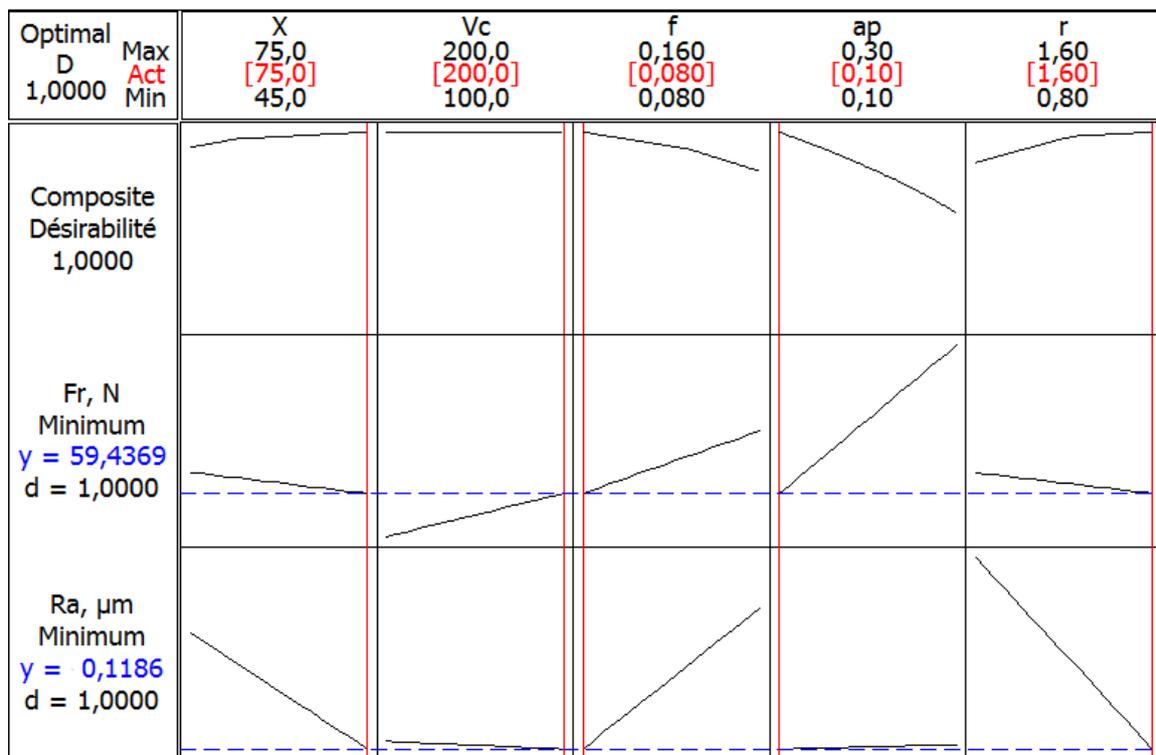


Figure V-9: Graphe d'optimisation des réponses multiples (Fr et Ra)

V.6. ANALYSE PAR LA METHODE DE TAGUCHI

Cette méthode est issue des travaux de M^R. Genichi Taguchi, pour lequel l'aspect applicatif et industriel a été largement pris en compte [PIL 94], [VIG 88], [GAR 95] et [MEL 98].

Ils permettent une utilisation simplifiée des plans factoriels. Les modèles utilisés dans ce cadre étant d'ordre strictement inférieur à 3, seules sont gardées les composantes nécessaires au calcul des coefficients restants. Très souvent, les interactions d'ordre 2 ne sont pas toutes calculées, apportant de faire des allègements de calcul parfois intéressants.

Dans l'analyse des résultats selon la méthode de Taguchi, on cherche à identifier les facteurs qui contribuent à la réduction de la variation dans la réponse. La variation peut être analysée en observant les effets dans la réponse moyenne ou dans la dispersion. Pour mesurer les effets dans la variation, Taguchi a développé une transformation des données, désignée par la relation Signal/Bruit (S/B), qui représente la mesure de la variation existante. Selon le critère de performance de la réponse, le ratio signal/bruit (S/B) prend les formes suivantes :

- a) Optimum est une valeur minimale: la valeur cible (m) est égale à zéro (plus petit c'est meilleur), la caractéristique de performance Y a une distribution non négative et la fonction de perte augmente avec (y). Soient $y_{1j}, y_{2j}, \dots, y_{Nj}$ les résultats expérimentaux obtenus au point j , Taguchi recommande d'utiliser la fonction représentée par la relation (V-11) :

$$\frac{S}{B_{Min}} = -10 \log \frac{1}{n} \left(\sum_{i=1}^n y_{ij}^2 \right) \quad (V-11)$$

- b) Optimum est une valeur maximale: la valeur cible (m) est égale à l'infini (plus grand c'est meilleur), on vise la maximisation de la caractéristique de performance. Maximiser Y revient à minimiser $1/Y$ et, Taguchi recommande d'utiliser la formule (V-12) suivante :

$$\frac{S}{B_{Max}} = -10 \log \frac{1}{n} \left(\sum_{i=1}^n \frac{1}{y_{ij}^2} \right) \quad (V-12)$$

- c) Optimum est une valeur ciblée : la valeur cible (m) est égale à une valeur nominale m_0 (nominal c'est meilleur), la fonction de perte augmente quand (Y) s'éloigne de la valeur nominale m_0 , Taguchi recommande d'utiliser la fonction représentée par la relation (V-13) :

$$\frac{S}{B_N} = 10 \log \frac{\bar{y}_j^2}{S_j^2} \quad (V-13)$$

$$S^2 = \sum \frac{(y_{ij} - \bar{y}_j)^2}{N_i - 1} \quad (V-14)$$

$$\bar{y}_j = \sum \frac{y_{ij}}{N_j} \quad (V-15)$$

15)

Y_j : représente les valeurs individuelles de la réponse (résultats expérimentaux).

N : représente le n° de répétitions dans un essai.

S^2 : représente la variance de l'erreur.

Dans cette étude, l'objectif est de minimiser le critère étudié, c'est-à-dire qu'il faut minimiser la rugosité de surface (Ra) et l'effort radial (Fr). L'objectif est donc d'obtenir le plus petit ratio Signal/Bruit (S/B) possible (plus petit c'est meilleur). Les ratios Signal/Bruit (S/B) sont donc calculés selon l'équation (V-11). Ces valeurs sont illustrées dans le tableau V-8.

Ord	N° Xp	χ_r , deg	Vc, m/min	f , mm/tr	ap, mm	r, mm	Fr, N	S/B, dB	Ra, μ m	S/B, dB
1	1	75	100	0,08	0,1	0,8	45,29	-33,1200	0,52	5,6799
2	4	75	100	0,12	0,2	1,2	79,27	-37,9822	0,58	4,7314
3	7	75	100	0,16	0,3	1,6	143,92	-43,1624	0,57	4,8825
4	5	75	150	0,08	0,1	1,2	49,54	-33,8991	0,41	7,7443
5	8	75	150	0,12	0,2	1,6	109,48	-40,7867	0,3	10,4576
6	2	75	150	0,16	0,3	0,8	158,81	-44,0176	0,88	1,1103
7	3	75	200	0,08	0,2	0,8	102,57	-40,2204	0,46	6,7448
8	6	75	200	0,12	0,3	1,2	137,26	-42,7509	0,47	6,5580
9	9	75	200	0,16	0,1	1,6	83,32	-38,4150	0,51	5,8486
10	10	45	100	0,08	0,3	1,6	112,86	-41,0508	0,45	6,9357
11	13	45	100	0,12	0,1	0,8	88,93	-38,9810	1,49	-3,4637
12	16	45	100	0,16	0,2	1,2	88,49	-38,9379	0,94	0,5374
13	11	45	150	0,08	0,2	1,6	117,45	-41,397	0,32	9,8970
14	14	45	150	0,12	0,3	0,8	149,83	-43,512	1,5	-3,5218
15	17	45	150	0,16	0,1	1,2	85,81	-38,671	0,95	0,4455
16	18	45	200	0,08	0,3	1,2	119,73	-41,564	0,53	5,5145
17	12	45	200	0,12	0,1	1,6	76,87	-37,715	0,42	7,5350
18	15	45	200	0,16	0,2	0,8	153,27	-43,939	1,99	-5,9771

Tableau V-8: Résultats expérimentaux de Fr et Ra les ratios Signal/Bruit (S/B)

V.6.1. ANALYSE DES EFFETS MOYENS DES NIVEAUX DES FACTEURS

Cette analyse est basée sur le calcul de la moyenne des ratios S/B des résultats expérimentaux obtenus pour chaque niveau des cinq principaux paramètres d'usinage (α_r , V_c , f , ap et r). La moyenne des ratios S/B pour un niveau d'un facteur (ou d'une interaction) correspond à la somme des valeurs des ratios S/B pour le même niveau du facteur divisé par le nombre des ratios pour le niveau du facteur.

V.6.1.1. Analyse des effets principaux sur l'effort radial (Fr)

Du tableau V-9 et de la figure V-10, on remarque que les paramètres d'usinage (α_r , V_c , f , ap et r) présentent des effets différents sur l'effort radial (Fr). La plus importante influence correspond à la profondeur de passe (ap) avec un effet de 5,88, puis l'avance par tour avec un effet de 2,61. Les faibles influences sont celles des facteurs relatifs à la vitesse de coupe, au rayon de l'outil (r) et à l'angle de direction (α_r) avec des effets de 1,86; 1,63 et 1,24 respectivement.

Symbole	Conditions de coupe	Moyenne Ratio S/B (Fr)			Max-Min (Δ)	Rang
		Niveau 1	Niveau 2	Niveau 3		
α_r	Angle de direction	-40,62	-39,37		1,24	5
V_c	Vitesse de coupe	-38,87	-40,38	-40,73	1,86	3
f	Avance	-38,54	-40,29	-41,15	2,61	2
ap	Profondeur de passe	-36,80	-40,51	-42,68	5,88	1
r	Rayon	-40,59	-38,97	-40,42	1,63	4

Tableau V-9: Moyenne des ratios S/B (Fr) pour chaque niveau des facteurs.

Selon l'approche de Taguchi, l'optimum de la réponse (Fr) correspond aux niveaux $\alpha_r=75$ deg, la plus petite vitesse de coupe $V_c = 100$ m/min, la plus basse avance $f = 0,08$ mm/tr, la petite profondeur de passe, $ap = 0,1$ mm et le moyen rayon de la plaquette, $r = 1,2$ mm.

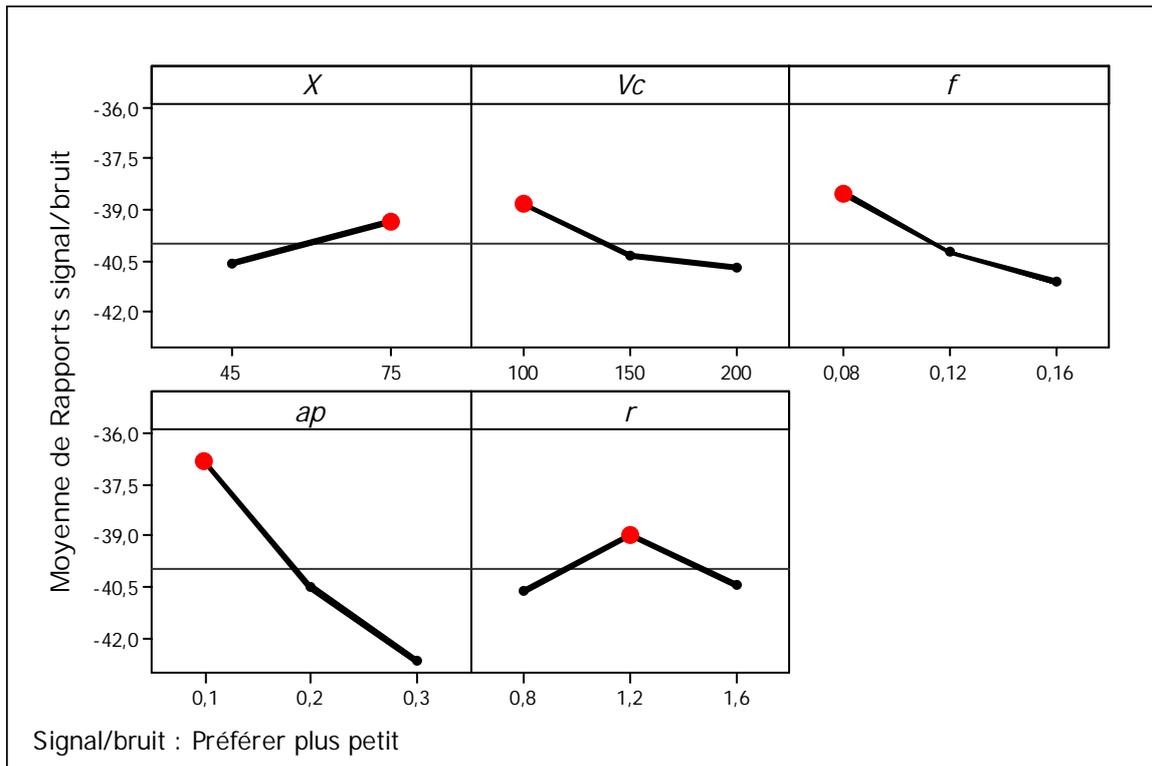


Figure V-10: Graphique des effets principaux de χ_r , V_c , f , ap et r sur l'effort radial (F_r).

V.6.1.2. Analyse des effets principaux sur la rugosité surface (R_a)

Du tableau V-10 et de la figure V-11, il apparaît que les paramètres d'usinage (χ_r , V_c , f , ap et r) présentent des effets différents sur la rugosité de surface (R_a). La plus importante influence correspond au rayon de la plaquette avec un effet de 7,18814, à l'avance par tour avec un effet de 6,39704, et que l'angle de direction (χ_r) est la moindre importance avec un effet de 3,93620 puis la vitesse de coupe (V_c) avec un effet de 1,26071. La plus faible influence est celle du facteur relatif à la profondeur de passe, avec un effet de 0,94455.

Symbole	Conditions de coupe	Moyenne Ratio S/B (R_a)			Max-Min (Δ)	Rang
		Niveau 1	Niveau 2	Niveau 3		
χ_r	Angle de direction	2,06070	5,99690		3,93620	3
V_c	Vitesse de coupe	3,21722	4,39124	4,47794	1,26071	4
f	Avance	7,53826	3,40691	1,14123	6,39704	2
ap	Profondeur de passe	4,52444	3,98208	3,57988	0,94455	5
r	Rayon	0,09542	4,70742	7,28356	7,18814	1

Tableau V-10: Moyenne des ratios S/B (R_a) pour chaque niveau des facteurs.

Selon l'approche de Taguchi, l'optimum de la valeur la plus élevée de Signal/ Bruit (S/B) représente la meilleure performance de la réponse (R_a) correspond aux niveaux $X_2Vc3f1ap1r3$ (les lettres représentent les paramètres d'usinage et les indices représentent les niveaux). Les niveaux des paramètres attendus sous les conditions optimales de la rugosité de surface (R_a) sont donc : le plus grand angle de direction, $\chi_r = 75$ deg, la plus grande vitesse de coupe, $Vc = 200$ m/min, la plus basse avance, $f = 0,08$ mm/tr, minimale profondeur de passe, $ap = 0,1$ mm et le grand rayon de l'outil, $r = 1,6$ mm.

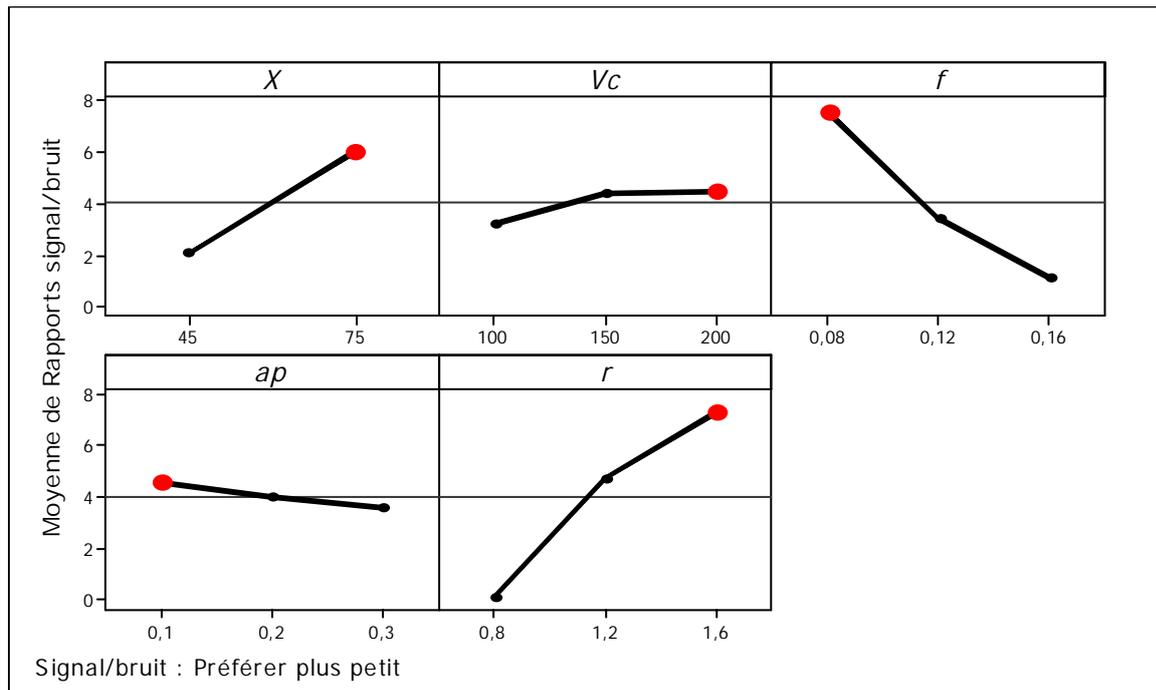


Figure V-11: Graphique des effets principaux de χ_r , Vc , f , ap et r sur ratio S/B (R_a).

V.6.2. VALIDATION DES RÉSULTATS

L'équation de prédiction du ratio signal-bruit (S/B) prévu pour la condition optimale est obtenue en fonction des niveaux optimums des facteurs les plus significatifs. Le test de confirmation consiste à réaliser une expérience avec la condition optimale estimée, puis on calcule le ratio S/B du test de confirmation. Les résultats obtenus doivent être comparé à ceux prédits par l'équation (V-16) :

$$\hat{\eta} = \eta_m + \sum_{i=1}^q \eta_i - \eta_m \quad (V-16)$$

Où :

$\hat{\eta}$: Valeur attendue de la réponse dans les conditions optimales

η_i : Moyennes des observations quand les facteurs se trouvent dans les niveaux optimaux.

η_m : Moyenne de la somme de toutes les réponses des essais.

q : Nombre des facteurs significatifs.

Les valeurs des ratios signal-bruit (S/B) de l'effort radial (F_r) et la rugosité de surface (R_a) obtenues par les tests de confirmation et prévus par l'équation (V-16) sont montrées respectivement dans les tableaux V-11 et V-12.

Paramètres	Essai Initiale	Conditions Optimales	
		Estimé	Expérimentale
Niveau	Xr2Vc2f2ap2r2	Xr2Vc1f1ap1r2	Xr2Vc1f1ap1r2
Effort de coupe	76,92	-----	36,51
Ratio S/B	-37,721	-32,52	-31,248
Amélioration du Ratio S/B	6,473		

Tableau V-11: Validation expérimentale pour F_r

L'erreur entre les valeurs des ratios signal-bruit (S/B) expérimentales et prévues pour l'effort radial (F_r) et la rugosité de surface (R_a) égale à 1,28 et 1,494 respectivement.

L'amélioration des rapports signal-bruit (S/B) des conditions de coupes optimales prévues pour F_r et R_a sont de 6,473 et 6,272.

Paramètres	Essai Initiale	Conditions Optimales	
		Estimé	Expérimentale
Niveau	Xr2Vc2f2ap2r2	Xr2Vc3f1ap1r3	Xr2Vc3f1ap1r3
Rugosité de surface	0,35	-----	0,17
Ratio S/B	9,119	13,897	15,391
Amélioration du Ratio S/B	6,272		

Tableau V-12: Validation expérimentale pour R_a

V.7. Conclusion partielle

Dans ce chapitre, nous avons appliqué une optimisation mono-objectif, où nous avons utilisé la méthode de Taguchi pour optimiser l'effort radial (Fr) et la rugosité arithmétique (Ra), et la méthodologie de surface de réponse (MSR) pour optimiser à la fois les deux réponses, la composante de l'effort de coupe (Fr) et la rugosité de surface (Ra), lors du tournage de l'acier 42CD4 avec la céramique mixte (CC650).

Les conclusions principales tirées de ce chapitre sont les suivantes :

-La profondeur de passe est le facteur le plus significatif qui affecte l'effort radial (Fr) avec une contribution de 76,12%, et que l'avance est le second facteur significatif avec une contribution de 13,64%, mais la vitesse de coupe, l'angle de direction et le rayon de l'outil ont des faibles contributions.

-Le facteur le plus déterminant sur rugosité (Ra) est le rayon du bec de l'outil (r), d'une contribution de 46 %, vient en deuxième position la vitesse d'avance (f) avec un taux de contribution de 27,77%, et l'angle de direction principale (χ_r) de 26,04%, mais l'effet de la vitesse de coupe (Vc) et de la profondeur de coupe (ap) sur la rugosité est faible.

-Le tableau V-7 montre les résultats de l'optimisation par RSM de l'effort radial (Fr) et de la rugosité de surface (Ra). Les paramètres de coupe optimaux obtenus s'avèrent : l'angle de direction de $\chi_r = 75$ deg, la vitesse de coupe de $Vc = 200$ m/min, l'avance $f = 0,08$ mm/tr, la profondeur de passe $f = 0,1$ mm et le rayon de l'outil de coupe $r = 1,6$ mm

-Selon l'approche de Taguchi, l'optimum de la réponse (Fr) correspond aux niveaux $\chi_r 2 Vc 1 f 1 ap 1 r 2$.

-Selon l'approche de Taguchi, l'optimum de la valeur la plus élevée de Signal/ Bruit (S/B) représente la meilleure performance de la réponse (Ra) correspond aux niveaux $\chi_r 2 Vc 3 f 1 ap 1 r 3$.

Conclusion générale

Les opérations de chariotage pratiquées sur l'acier 42CrMo4 (AISI 4140) traité à 60 HRC usiné en tournage dur à sec par les céramiques de coupe suivantes : la céramique mixte revêtue en Wiper CC6050WH, la céramique mixte revêtue conventionnelle CC6050, la céramique mixte non revêtue en Wiper CC650WG et la céramique mixte non revêtue conventionnelle CC650 nous ont permis d'évaluer les performances de ces outils de coupe en termes d'usure en dépouille, d'efforts, de pressions de coupe et de rugosité des surfaces usinées.

- ❖ D'après l'étude comparative entre les différentes céramiques de coupe, il ressort que les céramiques de la géométrie Wiper avec et sans revêtement (CC6050WH et CC650WG) présentent des performances supérieures à celles des deux autres céramiques testées (CC6050 et CC650), en termes d'usure, productivité, tenue, effort de coupe et rugosité de surface.
- ❖ L'effet de la géométrie Wiper est essentiel pour donner à la plaquette le bec aplati qui enlève plus de matière avec l'arrière du profil. Cette géométrie a donc modifié les directions et les intensités des composantes de l'effort de coupe des plaquettes (CC6050WH et CC650WG) en les comparant avec celles conventionnelles. Éventuellement, nous avons constaté que les efforts axiaux sont inférieurs à ceux des plaquettes conventionnelles (CC6050 et CC650) par contre les efforts radiaux sont supérieurs (Figure III-17a et III-17c).
- ❖ Il est à noter que pour les conditions de coupe suivantes : $V_c = 150$ m/min, $f = 0,08$ mm/tr et $a_p = 0,2$ mm, la tenue de la céramique mixte revêtue en Wiper CC6050WH est de 95 minutes, celle de la céramique mixte revêtue conventionnelle CC6050 est de 85 minutes, celle de la céramique mixte non revêtue en Wiper CC650WG est de 95 minutes alors que celle de la céramique mixte non revêtue conventionnelle CC650 est de 76 minutes.
- ❖ D'après notre étude, les états de surfaces usinées par les céramiques Wiper (CC6050WH et CC650WG) sont meilleurs que ceux obtenus par les deux autres céramiques (CC6050 et CC650) et cela pour toutes les conditions de coupe testées (la vitesse de coupe, l'avance par tour et la profondeur de passe), ceci est dû toujours par l'effet du bec de l'outil (Figure III-19). On constate aussi que les courbes des critères de rugosité (R_a , R_z et R_t) (Figure IV-18) obtenus par les plaquettes céramiques en Wiper sont très inférieures à

ceux des céramiques non Wiper pendant tous les essais (27essais), les ratios ($Ra_{CC6050} = 2,80 Ra_{CC6050WH}$ et $Ra_{CC650} = 3,19 Ra_{CC650WG}$). ($Rz_{CC6050} = 2,50 Rz_{CC6050WH}$ et $Rz_{CC650} = 2,63 Rz_{CC650WG}$) ($Rt_{CC6050} = 2,18 Rt_{CC6050WH}$ et $Rt_{CC650} = 2,46 Rt_{CC650WG}$).

- ❖ Les plaquettes râcleuses, aussi appelées Wiper, sont conçues pour “adoucir” les stries laissées sur les surfaces tournées. En fait, elles améliorent le fini de surface. Comparé au tournage avec des plaquettes standard, le tournage avec des plaquettes Wiper peut améliorer le fini de surface par un facteur plus de deux, ou bien assurer le maintien d’un fini constant en usinant avec une avance plus deux fois plus grande. Pour conclure, elles permettent d’accroître la qualité ou la productivité.
- ❖ 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.
- ❖ L’usure est l’un des facteurs à considérer, puisque son évolution endommage et dégrade la surface des pièces. Malgré l’évolution de VB jusqu’à 0.3 mm, la majorité des valeurs enregistrées de Ra n’ont pas dépassé la valeur de 1 μm pour les deux céramiques de coupe qui ont la forme géométrique Wiper (CC6050WH et CC650WG).
- ❖ Selon l’approche de Taguchi, l’optimum de la réponse (Fr) correspond aux niveaux $\chi_{r2}V_{c1}f_{1}ap_{1}r_{2}$ et l’optimum de la valeur la plus élevée de Signal/ Bruit (S/B) représente la meilleure performance de la réponse (Ra) correspond aux niveaux $X_{r2}V_{c3}f_{1}ap_{1}r_{3}$.

Les résultats obtenus dans ces travaux de recherche ouvrent d’importantes perspectives :

- De nouveaux tests d’usinage peuvent être réalisés, afin de vérifier la validité des observations effectuées dans d’autres conditions expérimentales. La modification des paramètres tels que la vitesse de coupe, la profondeur de passe, l’utilisation d’autres types d’outils (géométries d’outils, différents revêtements, etc.).
- Etude de l’influence de la microstructure de l’acier AISI 4140 lors du tournage dur à son état de départ pourrait également faire l’objet de recherches lors de nouvelles campagnes d’usinage.

- Etude de l'effet de la dureté de la pièce et du rayon du bec de l'outil sur d'autres grandeurs technologiques et physiques (vibration, température de coupe, rugosité, ...etc).
- Développement d'autres modèles mathématiques sur les indicateurs de performance d'usinage en tenant compte d'un grand nombre de paramètres de coupe, tel que (temps d'usinage, géométries d'outils, dureté de la pièce,...etc.).
- Utiliser d'autres logiciels de simulation pour étudier le comportement des matériaux (pièce /outil) pendant l'usinage (Abacus ou SolidWorks).

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

Références Bibliographiques

- [Ala 97] A.M. Alam., R. Chieragatti, M. Akamatsu, Y. Caumel, Effect of machining procedures on the surface state of a low carbon steel, PII S1359-6462(97)00284-4 (1997).
- [AOU 11] H. Aouici, M.A. Yallese, K. Chaoui, T. Mabrouki, J.F. Rigal, Analysis of surface roughness and cutting force components in hard turning with CBN tool: prediction model and cutting conditions optimization, *Measurement*, 45, pp. 344–353 (2012).
- [ASI 11] I. Asiltürk and H. Akkus, Determining the effect of cutting parameters on surface roughness in hard turning using the Taguchi method, *Measurement*. 44- 1697–1704 (2011).
- [Bar 04] 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).
- [BED 89] C. Bedrin, B. Roumesy, Usinage par outil coupant Fascicule 1-2, INSA Lyon, (1989).
- [BEN 03] 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).
- [BEN 98] L. Benoist, B. Dupont, J.P. Trotignon, *Productique organisation et technologie des systèmes de production*, Nathan, Paris (1998).
- [BIS 05] S. Bissey, Développement d'un modèle d'efforts de coupe applicable à des outils : cas du fraisage des aciers traités thermiquement. Thèse de doctorat, ENSAM de Cluny, Avril. 129 (2005).
- [CHA 05] P. Chagnon, Les plans d'expériences (partie 2), Article réalisé par un membre de la Commission de Normalisation AFNOR X06E « Méthodes statistiques » Juillet (2005).
- [CHA 06] J. CHAE, S.S.PARK, and T. FREIHEIT, Investigation of micro-cutting operations, *International Journal of Machine Tools & Manufacture*.2006.46: P; 313-332. (2006).
- [CHI 13] S. Chinchankar, S. K. Choudhury, Effect of work material hardness and cutting parameters on performance of coated carbide tool when turning hardened steel:

Références Bibliographiques

- An optimization approach, *Measurement*, 46, pp. 913–919 (2013).
- [DAV 07] J.P. Davim and L.Figueira, Comparative evaluation of conventional and wiper ceramic tools on cutting forces, surface roughness and tool wear in hard turning AISI D2 steel, *J. Eng. Manuf.* 221 (4) 625-633 (2007).
- [DAV 11] J.P. Davim, (Ed.), *Machining of Hard Materials*, Springer. (2011).
- [DIL 07] Singh Dilbag, P. Venkateswara Rao, A surface roughness prediction model for hard turning process, vol. 32, N° 11-12, pp. 1115-1124,(2007).
- [DOC 97] Documentations INSA de Lyon, Etude expérimentale de la rugosité des surfaces usinées. Source INSA de Lyon (1997).
- [DRO 97] Jean. Jacques, DROESBEKE Jeanne FINE, Gilbert SAPORTA, « Plans d'expériences Applications à l'entreprise » Ed. TECHNIP, (1997).
- [DUR 09] 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).
- [FEL 97] E. Felder, Procédé d'usinage. *Techniques de l'ingénieur*, BM 7000, p. 1 – 15 1997
- [FEN 01] 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).
- [FNI 09] B. Fnides, M.A .Yallese and T. Mabrouki, Surface roughness model in turning hardened hot work steel using mixed ceramic tool, *Mech. Kaunas. Technol.* 3(77) 68–73, (2009).
- [FOR 08] C. Lizé, FormaSaf, Formation à l'usinage dispensée par l'entreprise Safety pour leurs clients/distributeurs, (2008).
- [GAI 09] V.N. Gaitonde, S. R. Karnik, L. Figueira, J. Paulo Davim, Machinability investigations in hard turning of AISI D2 cold work tool steel with conventional and wiper ceramic inserts, *Int. Journal of Refractory Metals & Hard Materials*. 2009, 27, pp 754-763, (2009).
- [GAR 95] Alberto GARCIA, DIAZ, Don T. PHILLIPS, « Principles of experimental design and analysis » Ed. Chapman & Hall – (1995)
- [GRA 90] A. Grandadam, Tolérances, états de surface. *Technique de l'ingénieur*, source

- (CETIM), Vol. B7 Usinage, Fascicule B 1620 (1990).
- [GRU 03] J. Grum, M. Kisin, Influence of microstructure on surface integrity in turning– part I: The influence of the size of the soft phase in a microstructure on surface – roughness formation, *International journal of machine Tools & Manufacture* 43. 2003, pp. 1535-1543 (2003).
- [GRZ 03] W. Grzesik, Friction behavior of heat isolating coating in machining: mechanical thermal and energy-based considerations, *International Journal Of Machine Tools and Manufacture*, pp. 145 – 150 (2003).
- [GRZ 08] W. Grzesik and Z. Zalisz, Wear phenomenon in the hard steel machining using ceramic tools, *Tribology International*. 41(8), pp. 802–812 (2008).
- [GRZ 09] W. Grzesik T. Wanat, Surface finish generated in hard turning of quenched alloy steel parts using conventional and wiper ceramic inserts, *International Journal of Machine Tools & Manufacture*. 46, 1988–1995, (2006).
- [GRZ 12] W. Grzesik and K. Zak, Modification of surface finish produced by hard turning using super finishing and burnishing operations, *Journal of Materials Processing Technology*.vol. 212(1): pp. 315-322, (2012).
- [GUN 13] M. Gunay, E. Yucel, Application of Taguchi method for determining optimum surface roughness in turning of high-alloy white cast iron, *Measurement*, 46, pp. 913–919, (2013).
- [Hab06] 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, ENSAM d'Angers, Déc. (2006).
- [HES 13] Z. Hessainia, A. Belbah, M.A. Yallese, T. Mabrouki, J.F. Rigal, On the prediction of surface roughness in the hard turning based on cutting parameters and tool vibrations, *Measurement*, 46, pp. 1671–1681 (2013).
- [Hua 05] J. Hua, V. Bedekar & al, Effect of feed rate, workpiece hardness and cutting edge on subsurface residual stress in the hard turning of bearing steel using chamfer + hone cutting edge geometry. *Materials Science and Engineering A*, 394, 238-248, (2005).
- [IKA 91] N, Ikawa et al, An atomictic analysis of nanometric chip removal as affected by tool-work interaction in diamond turning, in *annals of the cirp*. p. 551-554,(1991).

Références Bibliographiques

- [KAM 00] 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.
- [KNU 03] M.M.W. KNUFERMANN, Machining surfaces of Optical Quality by Hard turning, in School of Industrial and Manufacturing Science. 2003, Cranfield University. p.120.
- [KRA 75] I.V. Kragelskii, M.N. Dobychin, and V.S. Kompalov, Friction and wear: Calculation Methods. Pergamon ed. (1975), Oxford.
- [LEC 12] G. Le Coz, Usinage de l'inconel 718: Intégrité de surface, mesure de Température et modèle analytique du fraisage périphérique Thèse de doctorat de Mécanique des matériaux, Université de Lorraine (2012).
- [LIM 05] J. G. Lima, R.F. Avila, A.M. Abrao, M. Faustino, J. P. Davim, Hard turning: AISI 4340 high strength low alloy steel and AISI D2 cold work tool steel, J. Mater. Process. Technol. 169- 388–395, (2005).
- [LOU 05] F. Louvet, L. Delplanque, Les Plans d'Expériences par la méthode Taguchi. Expérimentique, (2005).
- [LOU 99] 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).
- [MEL 98] A. MELHAOUI, W. BEN SALEM, F. AHDAD & F. X. DECONTENCIN, « Plans d'expériences selon la méthode Taguchi » La Technique Moderne, N°9-10, 1998
- [MYE 02] R.H. Myers and D.C. Montgomery, Response surface methodology: process and product optimization using designed experiments, 2nd ed., John Wiley and Sons, Inc.: New York, (2002).
- [OZEL 05] 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, Int. J. Adv. Manuf. Technol., 25(3–4), pp. 262–269 (2005).
- [PIL 05] M. Pillet, Les plans d'expériences par la méthode Taguchi, 3^{ième} édition, Paris, France, (2005).
- [PIL 94] Maurice PILLET, « Introduction aux plans d'expériences par la méthode Taguchi»

Références Bibliographiques

- Ed. Les Editions d'Organisation Université (1994).
- [POI 00] J. Poirier, Analyse de la variance et de la régression. Plans d'expérience, Techniques de l'Ingénieur. R 260, pp. 1-21.
- [POU 02] G. Poulachon, A.L. Moisan, M. Dessoly, A contribution to the study of the cutting mechanisms in hard turning *Mécanique & Industries* 3, pp. 291–299, (2002).
- [QIA 07] L. Qian, M. Robiul Hossan, Effect on cutting force in turning hardened tool steels with cubic boron nitride inserts, *Journal of Materials Processing Technology*, 191, pp 274–278, (2007).
- [ROQ 76] K.G. Roquemore, Hybrid Designs for Quadratic Response Surfaces. *Technometrics*, Vol. 18, n° 4, pp. 419-423, (1976).
- [ROS 88] P. Ross, Taguchi techniques for quality engineering –loss function. Orthogonal experiments. Parameter and tolerance design, McGraw-Hill. New york, PP. 10-50, (1988)
- [SAN 97] Sandvik. Coromant, Techniques modernes d'usinage - Guide Pratique, Sandvik. ISBN 91-97 22 99 – 2, (1997).
- [SAND15] <http://www.sandvik.coromant.com/fr-fr/Pages/search.aspx?q=WIPER>
- [SCH 99] J. SCHMIDT, Mechanische und thermische Wirkungen beim Drehen gehärteter Stähle, 1999, Dissertation Universität Hannover.
- [SHA 09] H.H. Shahabi and M.M. Ratnam, Assesment of flank wear and nose wear from workpiece roughness in turning operation using machine vision. *Int J Adv Manuf Technol* 43, pp. 11–21, (2009).
- [SON 05] SON, S.M. LIM and J.H . AHN, E ffect of friction coefficient on minimum cutting thickness in micro cutting, *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, 2005. 45: p. 529-535, (2005).
- [SON 06] SON, S.M., LIM and J.H . AHN, The effect of vibration cutting on minimum cutting thickness. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, 2006. 46p : 2066-2072, (2006).
- [SUR 12] R. Suresh, S. Basavarajappa and G. L.Samuel, Some studies on hard turning of AISI 4340 steel using multilayer coated carbide tool, *Measurement*. 45 1872-1884, (2012).

Références Bibliographiques

- [TAG 85] G. Taguchi and Y. Wu, Introduction to off-line quality control, Central Japan Quality Control Association, (1985).
- [TAG 87] G. Taguchi, System of Experimental Design, Unipub/Kraus, International Publication, (1987).
- [TAG 93] G. Taguchi, Taguchi on Robust technology development methods, ASME Press, New York, pp. 1– 40, (1993).
- [THA 07] S. Thamizhmanii, S. Saparudin and S. Hasan, Analyses of surface roughness by turning process using Taguchi method, J. Ach. Mater. Manuf. Eng. 20 (1–2) 503–506, (2007).
- [ULU 11] D. Ulutan, T. Ozel, Machining induced surface integrity in titanium and nickel alloys: a review, International Journal of Machine Tool and Manufacture, 51, pp. 250 – 280, (2011).
- [VAS 08] 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).
- [VIG 88] Michel G. VIGIER, « Pratique des plans d'expériences - Méthodologie Taguchi» Ed. Les Editions d'Organisation, (1988)
- [VIV 02] 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).
- [VOV 68] N.P. L'VOV, Determining the minimum possible chip thickness, Machine and Tooling, 1968: P.45-46. (1968).
- [WAI 08] R. A. Waikar and Y. B. Guo, A comprehensive characterization of 3D surface topography induced by hard turning versus grinding, J. Mater. Process. Technol. 197, 189–199, (2008).
- [YAL 09] 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).
- [ZAW 11] A. Zawada-Tomkiewicz, Analysis of surface parameters achieved by hard turning with the use of PCBN tools, Estonia J. Eng. 17 (1), 88–99,(2011).

Communications et publications

A. Communications

1- Participation : à la 2^{ème} conférence nationale de mécanique et d'industrie (CNMI-2012); 06-07 Novembre, 2012 : Application de la Méthodologie de Surface de Réponse (MSR) pour Modélisation des Efforts de Coupe en Tournage Dur de l'acier X38CrMoV5-1 usiné par CBN7020.

Auteurs: S. BENLAHMIDI, H. AOUCI, N. MOUMMI, M. A. YALLESE, M. ELBAH

2- Participation : à la 2^{ème} conférence nationale de mécanique et d'industrie (CNMI-2012); 06-07 Novembre, 2012 : Application de la Méthodologie de Surface de Réponse (MSR) pour Modélisation de la Rugosité en Tournage Dur de l'acier AISI H11 Usiné par CBN7020.

Auteurs: H. AOUCI, M. A. YALLESE, M^{ed.} ELBAH, S. BENLAHMIDI, B. FNIDES

3- Participation : à la conférence internationale de mécanique et de l'énergie ICME'2014, du 18 au 20 Mars 2014 Monastir, TUNISIE : Modelling of the roughness in hard turning of AISI52100 steel with ceramic tool.

Auteurs: I. MEDDOUR, M. A. YALLESE, M^{ed.} ELBAH,

4- Participation au 9^{èmes} Journées de Mécanique de l'EMP ; Bordj El-Bahri le 08-09 Avril 2014 : Modeling and analysis of machining parameters for turning operations based on response surface methodology.

Auteurs: H. Aouici, M. A. Yallese, M. Elbah, B. Fnides, S. Benlahmidi, and M. F. Ameer

5- Participation: à les Journées d'Etudes Nationales de Mécanique, (JENM'2015) Ouargla, 21-22 Avril 2015 Comparative evaluation of coated and uncoated ceramic tools on surface roughness in hard turning AISI H11 steel using Taguchi plan and RMS method: including 2D and 3D surface topography

Auteurs: A. Khellaf, H. Aouici, Smaiah Sarah, Med. Elbah, Med. A. Yallese, B. Fnides

B. Publications

- 1- L'article intitulé: Comparative assessment of wiper and conventional ceramic tools on surface roughness in hard turning AISI 4140 steel. a été publié dans la revue: ELSEVIER, Measurement 46 (2013) 3041–3056
Auteurs: Mohamed Elbah, Mohamed Athmane Yallese, Hamdi Aouici, Tarek Mabrouki, Jean-François Rigal.
- 2- L'article intitulé: Experimental investigation of cutting parameters influence on surface roughness and cutting forces in hard turning of X38CrMoV5-1 with CBN tool. a été publié dans la revue: Sadhana Vol. 38, Part 3, June 2013, pp. 429–445. Indian Academy of Sciences
Auteurs: H. AOUCI, M. A .YALLESE, A. BELBAH, M. .AMEUR and M. ELBAH
- 3- L'article intitulé: Investigation and modeling of cutting forces and surface roughness when hard turning of AISI 52100 steel with mixed ceramic tool: cutting conditions optimization. a été publié dans la revue: Springer-Verlag Int J Adv Manuf Technol DOI 10.1007/s00170-014-6559-z , october 2014
Auteurs: I. Meddour, M. A. Yallese, R. Khattabi, M. Elbah & L. Boulanouar
- 4- L'article intitulé: Machinability investigation in hard turning of AISI D3 cold work steel with ceramic tool using response surface methodology. a été publié dans le revue: Springer-Verlag, journal: Int J Adv Manuf Technol DOI 10.1007/s00170-014-5950-0
Auteurs: H. Aouici, H. Bouchelaghem, M. A. Yallese, M. Elbah et B. Fnides.